

直流電気鉄道における電力需給システムの
高度化に関する基礎研究

小西 武史

平成 24 年

目次

第1章	序論	1
1.1	電力供給側における電力貯蔵システムの動向	4
1.2	電力需要側における高効率主電動機の動向	6
1.3	本研究の目的	8
1.3.1	電力貯蔵システムの直流電気鉄道への適用	8
1.3.2	電力貯蔵システムの充放電制御の高度化	8
1.3.3	高温超伝導誘導／同期電動機の主電動機への適用に関する基礎検討	9
1.3.4	提案する電力需給システムの総合評価	9
1.4	本論文の構成	9
第2章	我が国における電気鉄道の現状と省エネルギー化の必要性	12
2.1	運輸部門のエネルギー消費の動向	12
2.1.1	旅客部門のエネルギー消費の動向	12
2.1.2	貨物部門のエネルギー消費の動向	13
2.2	鉄道のエネルギー消費の動向	14
第3章	直流電気鉄道用電力貯蔵システムの基礎検討	16
3.1	電力貯蔵媒体の電気特性の評価	16
3.1.1	各種電力貯蔵媒体の仕様	16
3.1.2	各貯蔵媒体の放電特性評価の試験回路	17
3.1.3	負荷パターン	18
3.1.4	試験結果	18
3.1.4.1	貯蔵媒体なし	18
3.1.4.2	単体特性	19
3.1.4.3	ハイブリッド特性	22
3.1.5	考察	25
3.1.6	貯蔵媒体の簡易等価回路	27
3.1.7	放電特性の計算	29
3.1.8	電力貯蔵媒体の寿命評価	31
3.1.9	電力貯蔵媒体の寿命の定義	31
3.1.10	EDLC の劣化の要因	31
3.1.11	EDLC の自己放電特性	31
3.1.12	EDLC の加速劣化特性	32

3.1.13	フロート試験	32
3.1.14	サイクル試験	33
3.1.15	電気鉄道の負荷を考慮した長期評価試験	34
3.1.15.1	試験手法	34
3.1.15.2	試験結果	36
3.1.16	3.1 節のまとめ	37
3.2	電力変換器による充放電制御特性の解析	37
3.2.1	電力貯蔵システムの概念	37
3.2.2	EDLC の仕様	39
3.2.3	双方向チョッパ	41
3.2.4	振動抑制の検証	42
3.3	電力貯蔵システムのミニモデルによる検証	43
3.3.1	基本パターン	44
3.3.2	回生車パターン	46
3.3.3	抵抗制御車パターン	48
3.4	鉛蓄電池と電気二重層キャパシタを併用したシステム	50
3.4.1	ハイブリッド電力貯蔵システムの概念	50
3.4.1.1	回生電力対策型	50
3.4.1.2	電圧降下対策型	51
3.4.1.3	チョッパ動作	52
3.4.2	ハイブリッド電力貯蔵システムの数式モデルによる検証	52
3.4.3	ハイブリッド電力貯蔵システムのミニモデル	56
3.4.4	ミニモデルの充放電特性	58
3.4.4.1	回生電力対策型の特性	58
3.4.4.2	電圧降下対策型の特性	60
3.5	まとめ	61
第4章	直流電気鉄道の実線区における電力貯蔵システムの評価	62
4.1	電圧降下補償の検証	62
4.1.1	検討対象線区	62
4.1.2	電力貯蔵システムの仕様	63
4.1.3	検証結果	65
4.2	回生電力吸収の検証	67
4.2.1	検討対象線区	67
4.2.2	電力貯蔵システムの仕様	67
4.2.3	検証結果	68

4.3	瞬低に対する電力貯蔵システムの動作および対策	72
4.4	まとめ	78
第5章	電力貯蔵システムの充放電制御に関する提案	79
5.1	直流電気鉄道用変電所の電圧変動に対応した充放電方式	79
5.1.1	制御概念	79
5.1.2	具体的な制御手法	82
5.1.3	実測データに基づく検討	86
5.2	電力貯蔵媒体の充電状態に応じた充放電制御	88
第6章	次世代電動機のモデル・特性に関する検証	92
6.1	電気鉄道用変電所の負荷特性からの電動機特性の同定	92
6.2	従来型誘導電動機の特性	98
6.3	高温超伝導誘導／同期電動機の特性	99
6.3.1	高温超伝導体における電磁現象	100
6.3.1.1	磁束フロー, 磁束クリーブ, 交流損失	100
6.3.1.2	n 値モデル	100
6.3.1.3	Weibull 関数による表式	101
6.3.1.4	銀シースを考慮した電流輸送特性	101
6.3.1.5	高温超伝導かご形誘導/同期機の電磁現象	102
6.3.2	HTS-ISM のトルク計算	104
6.3.3	HTS-ISM の電流輸送特性とトルク特性の関係	110
6.4	各電動機の負荷特性の比較	112
6.5	N-IM と HTS-ISM の発電特性	114
6.6	まとめ	118
第7章	将来型電力需給システムの導入に向けての全体システムの検証	121
7.1	検証対象システム	121
7.2	HTS-ISM 導入による電力負荷特性の変化	123
7.3	将来型システムの優位性の検証	125
7.4	まとめ	129
第8章	結論	131
	謝辞	133

第1章 序論

1997年に議決された京都議定書の発効などを契機に、省エネルギー・二酸化炭素削減に対する期待が高まっている。すなわち、各分野において従来の省エネルギー対策以上の効果を上げるべく、画期的なシステムの構築が要求される。

公共輸送機関としての鉄道の担う役割は、地球環境保全意識の高まりとともに、近年その重要性はますます高まっている。鉄道は、一般に他の輸送機関と比較してエネルギー損失が小さく、地球温暖化ガスの排出量は少ないとされているものの、さらなるシステムとしての進化が求められている⁽¹⁾。日本における鉄道の電化率は約62%に達するため、電気鉄道の電力供給システムの効率向上を目指すことが大きな命題である。

電気鉄道において、変電所から電車に電力を供給する方式は「き電方式」と呼ばれている。また、電車に電力供給する回路は「き電回路」、電車線とレール間の電圧は「き電電圧」と呼ばれる。き電方式は、大別すると「直流き電方式」と「交流き電方式」に分類される⁽²⁾。以降、本論文では上記の用語についてやや詳しく説明する。

直流き電方式は、地上に設備された電気鉄道用変電所において、電力会社から受電した三相交流を変電所で適当な電圧に変換された後、シリコン整流器（一部、サイリスタ整流器や自励式整流器の導入例もある）により直流に変換し、架空線またはレールを介して電気に電力を供給する。日本における直流き電方式の架線の電圧は、短絡や地絡時に直流遮断器が接点を開放する際のアーク電圧に制約があるため、1500 V、750 V、600 Vと低く、相対的に供給電流は大きくなる。従って、トロリ線より電線径の大きい「き電線」を平行して設備することで、直流抵抗分による電圧降下を軽減する。図1.1に直流方式の変電所構成例を、図1.2に単線結線図の例を、図1.3に整流器結線例をそれぞれ示す。各変電所の間隔は5～10 kmが標準であり、図1.1のようにそれぞれの変電所が並列になって電車に電力を供給する。直流方式では地上設備側のコストが高くなるが、車両の製造コストは交流車両に比べて低い。従って、運転頻度が高く、編成両数の多い路線に向けた電化方式といえる。また、電圧の高い交流電化に比べて絶縁距離を小さくできるため、結果として周囲の建築物との距離を小さくできる。そのため、トンネル断面の制約のある地下鉄や都市部、都市近郊区間では直流き電方式が大多数採用されている⁽²⁾。

交流き電方式に関しては、日本の在来線では50 Hzまたは60 Hzの商用周波による単相交流20 kV方式が採用され、日本の新幹線では50 Hzまたは60 Hzの25 kV方式が採用されている。交流き電方式では電圧が高く電流が小さい。従って電車線による電圧降下が小さいため、変電所間隔は直流方式よりも長く、50 km – 100 kmにできる。一方、変電所間で通常は電圧位相が異なるため、複数の変電所から並列に電力供給を行うことができない。また、三相で受電した電力を二組の単相電力として供給するため、それぞれの単相電力の差が大きくなると三相側の電圧不平衡率が大きくなり、このことは特に電源容量の弱い電源システムで顕在化しやすい。交流き電方式では図1.4、図1.5に示すように、主に在来線で

用いられる「BT (Booster Transformer)き電方式」, 主に新幹線で用いられる「AT (Auto Transformer)き電方式」等, 種々の方式がある⁽²⁾。

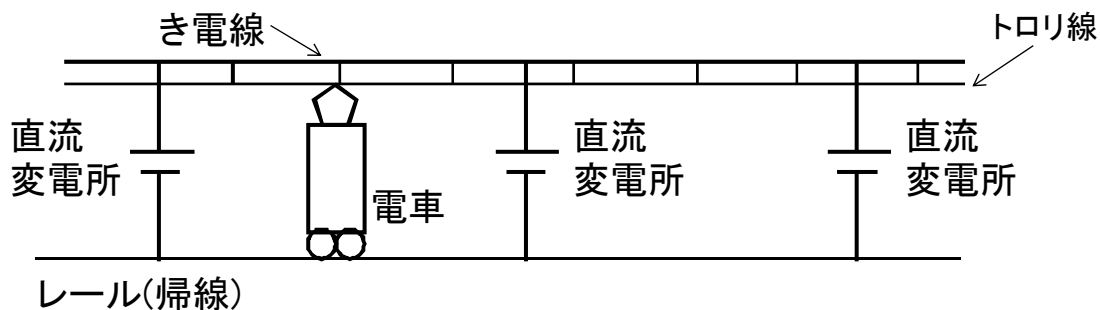


図 1.1 直流き電方式の変電所構成例

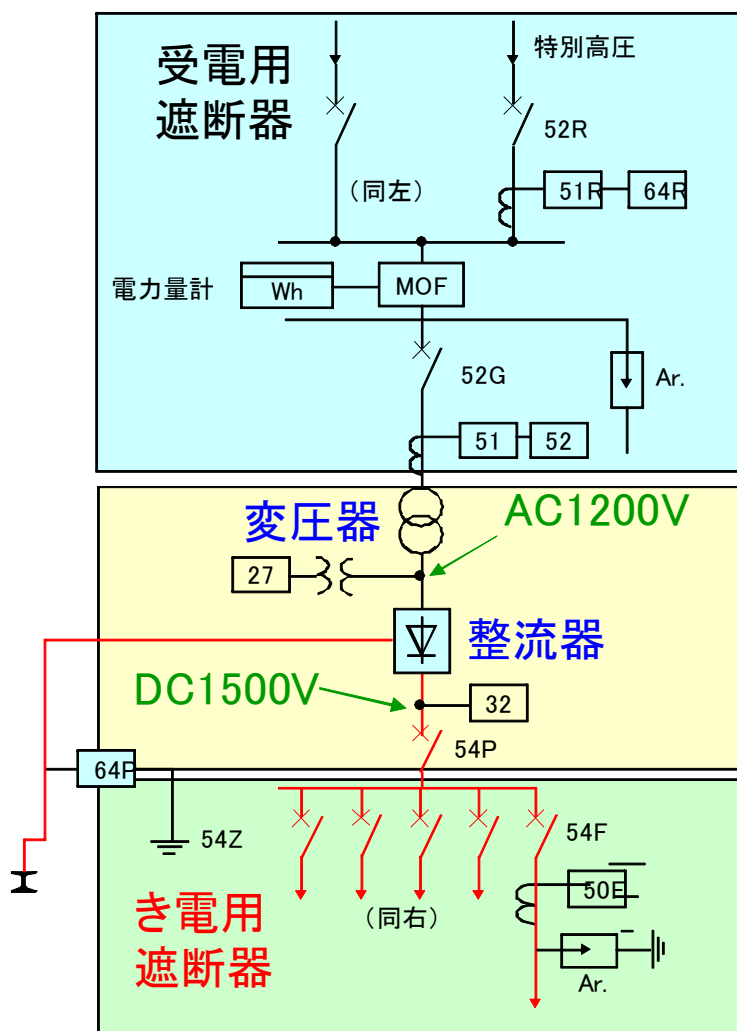


図 1.2 直流き電方式の一般的な変電所 (1500V 型)の単線結線図

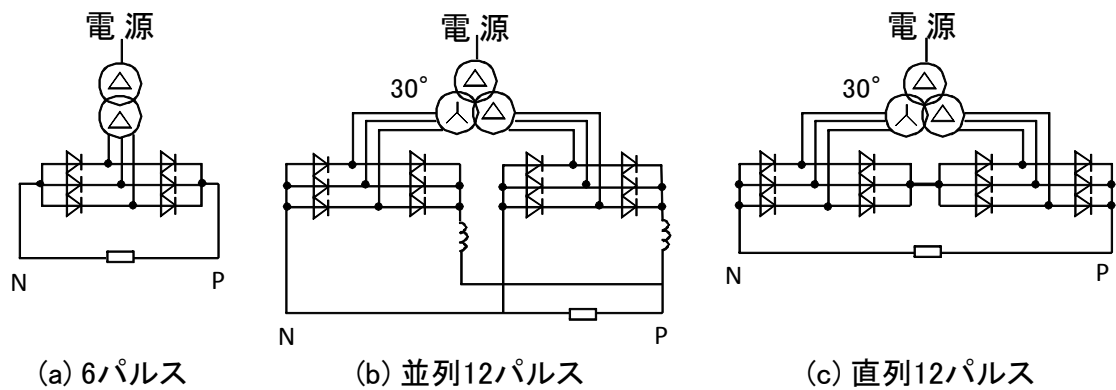


図 1.3 直流き電方式の整流器の結線例

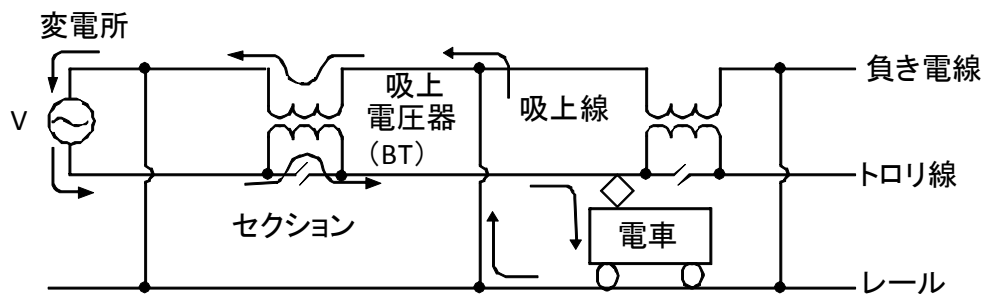


図 1.4 交流 (BT)き電方式の構成例

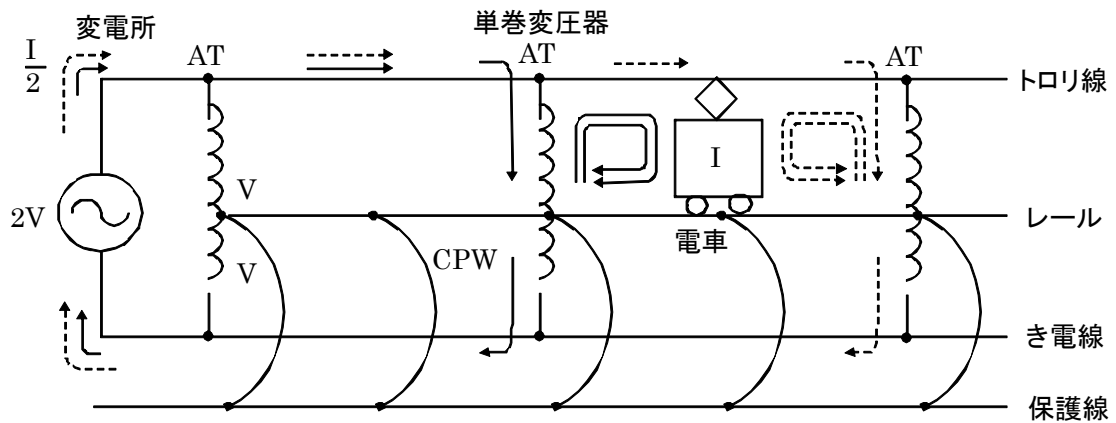


図 1.5 交流 (AT)き電方式の構成例

本研究では、直流き電方式を研究対象とした。その理由を以下に示す。

- ①日本では直流区間の方が車両総数，地上設備の電力供給システムの個数が多い。今後の直流区間の電車仕様や電気設備の更新を行う際に，電力需給システムの高度化を図る意義が大きい。
- ②前述の通り，直流き電方式では負荷電流が大きいため，電力負荷変動や電圧低下に対する電力品質向上のニーズが強く求められている。

③電力供給システムにおける省エネルギー化を図るには電力回生エネルギーを活用することが求められる。交流き電方式では電力回生エネルギーを電力系統側に送電することができるが、直流き電方式では前述の通りシリコン整流器が基本的に採用されているため電力系統側への送電ができない。従って、直流き電方式においては新たな回生エネルギー対策を適用することがより求められる。

本研究では、直流電気鉄道において上記を具現する手段の候補として、電力供給側における電力貯蔵システム、電力需要側における高効率主電動機の適用に焦点を当てた。以下、電力供給側、電力需要側の動向を概説し、その上で、本研究の目的と構成について述べる。

1.1 電力供給側における電力貯蔵システムの動向

電気鉄道の駆動車としては電気機関車と電車があるが、それらの主電動機で発電し、発生した電気エネルギーは架線や第三軌条に戻される。回生ブレーキは発電ブレーキの一種であるが、車両からこれらに電気を戻すものを回生ブレーキ、自車内で抵抗器等により熱エネルギーに変換して捨ててしまうものを発電ブレーキと呼んでいる。

近年、直流電気鉄道向けに製作されている電車の多くは回生ブレーキ機能が備わっている。回生ブレーキは、通常は駆動力として用いている電動機を発電機として作動させ、運動エネルギーを電気エネルギーに変換して回収することで制動（ブレーキ）をかける。すなわち、発電時の回転抵抗を制動力として利用するものである。電車以外の電動機を動力とするエレベータ、自動車他にも広く用いられている。

上記のエレベータや自動車に関しては、回生ブレーキで得られたエネルギーを一旦蓄積し、加速時に再利用するのが通常だが、電気鉄道では得られたエネルギーを即座に他の電車負荷に送電することが基本になっている。エネルギーの送電は電車線やレールを介して行われるが、それらの電気抵抗で消費されるエネルギーは数%程度であるため、通常はエネルギーを蓄積するよりも効率が高い。従って、電気鉄道の回生エネルギーはより高効率に回収することができる⁽¹⁾⁽²⁾。

回生ブレーキを使用することにより、電車が加速走行（力行）するときの消費電力を削減出来るほか、機械ブレーキ時の車輪滑走によって発生する傷（フラット）に起因する乗り心地悪化の抑止、摩擦ブレーキ使用によるブレーキシュー、車輪の摩耗率の低下が期待できる。さらに、近年では制動開始から停止までを電気ブレーキのみで行う「純回生ブレーキ」も採用されるようになった。

しかしながら、回生ブレーキを使うためには、車両側の電圧が架線側より高くなければ十分な電力回生を行うことができず、ブレーキ性能が低下する現象（回生失効）が発生してしまうため、通常は回生した電力を吸収できる他の電車が必要となる。従って、他の電車が電力を消費する頻度が少なく、送電設備にかかるコストも限られるローカル線や、特に安定したブレーキ性能の要求される路面電車や急勾配線等では、発電ブレーキを採用す

る、あるいは回生エネルギーを必ず消費できるように地上側に抵抗器が設置されるなどの対策が採られてきた。しかしながら、上記の手段では回生エネルギーを有効に活用できないことになる。

一例として、ある直流通勤線区の複線・線路長 53 km の 16 変電所の線区を対象に、回生失効する電力量を表 1.1 に示す。回生失効電力量としては、全体の電力量の 10%程度となる。都市近郊線区、あるいは閑散線区になると、電車同士の間隔が長くなるため、回生エネルギーを他の電車負荷に送電することがより厳しくなり、回生失効率はさらに高くなってしまう⁽³⁾。

表 1.1 1 日当たりの線区全体の電力量

時間帯	力行電力量 P (MWh)	回生電力量 r ₁ (MWh)	回生失効電力量 r ₂ (MWh)
平常時	292	53 (18%)	44 (15%)
ラッシュ時	141	51 (36%)	5 (4%)
1 日当たり	433	104 (24%)	49 (11%)

そこで、鉄道用の地上型電力貯蔵システムを適用することにより、従来では回生失効していた電力量を充電し、力行電力量として放電（再利用）することで回生失効率を低減できる。電力貯蔵システムがない場合、回生ブレーキ時に他の電車が力行していなければ、生じるエネルギーは、抵抗器によって熱に変換される。概して、回生ブレーキと力行が同時に生じるように列車運行させることはできないため、電力貯蔵システムは回生ブレーキ時に生じるエネルギーを蓄え、電車が力行するときに放電する。これによって電気鉄道用変電所の供給エネルギーを低減し、同時に二酸化炭素放出量も少なくなることから温暖化対策としても寄与する⁽³⁾。

電力貯蔵システムの適用によって電圧の安定化も可能になる。直流電気鉄道では、電気鉄道用変電所から電線などの送電線やレールを介して電車に電力が供給される。従って、変電所から電車までの距離が長く電車負荷が大きい場合、変電所から電車へ大電流が流れるため、送電線の抵抗分による電車パンタ点の電圧降下も大きくなる。電圧降下が大きくなると、電車の機能を維持し列車の運転時分を確保するための十分な電圧を確保できなくなる恐れがある。仮にその電車の近くに電力貯蔵システムがある場合、電車の負荷が大きくなる際、貯蔵システムが放電することにより、変電所からの電流が抑制されるため、電圧降下も抑制される。また、変電所電流が抑制されることにより、変電所の負荷変動も抑制される。2 変電所間の距離が長大であり、その間にさらなる変電所を設置することが困難な地域では、電力貯蔵システムの導入が特に有効に機能する⁽³⁾。

電気自動車の駆動用電源やバックアップ電源用として、ニッケル水素電池やリチウムイオン電池等、電力貯蔵媒体の近年の開発は目覚ましいものがある^{(4)~(6)}。その有力な貯蔵媒

体の一つである電気二重層キャパシタ (Electric Double Layer Capacitors: 以下: EDLC と略す)は、電解液の界面に形成される電気二重層を利用した電力貯蔵デバイスであり、電極には比表面積の大きい活性炭が使用され、電解液には主に有機系電解液が使用される。基本反応はイオンの吸脱着反応で化学反応を伴わないため、応答が速く大電流充放電が可能で、サイクル寿命が長い。一般に、電気鉄道では電車走行に伴い急速かつ大きな負荷変動が頻繁に生じる。従って、上記の EDLC の電気特性は、電気鉄道の負荷に対する要求事項をほとんど満足していることから、電気鉄道への応用が期待されている⁽⁷⁾。

1.2 電力需要側における高効率主電動機の動向

鉄道車両駆動用の動力源として、初期には蒸気機関、閑散線区にはディーゼル機関が用いられているが、主流は電動機になっている。これはエネルギー効率が低いこと、き電単独で見た場合の環境汚染がないこと、小型で大出力が得られること、保守が容易なこと、騒音が小さいこと、高度な制御が可能なこと等が理由となっている⁽⁸⁾。

鉄道車両駆動用電動機は主電動機と呼ばれるが、一般産業用電動機と比べた場合、小型軽量化の要求が非常に高いため、それに対応した特別設計の電動機となっている。

一般に主電動機は車両の車軸や台車枠に装荷され、主電動機の軸出力は継ぎ手等を介して原則歯車装置から車軸に伝達される (駆動装置と呼ばれる)。主電動機の種別や装荷方法、駆動方式の技術は、目覚ましい進歩を遂げてきた。それは、鉄道的高速化、高出力化、乗り心地向上を目指した開発の歴史でもある⁽⁸⁾。

主電動機としては長年、整流子のメンテナンスが必要な直流直巻電動機が用いられてきた。上記電動機は起動時のトルクが大きく速度制御が容易で、回転速度が上がると自然にトルクが低下するため使用しやすいとされてきた。しかしながら、直流電動機は回転子巻線電流を整流子によって切り替えており、ブラシと整流子の定期的な保守が必要な上に、整流子片間のアークによりショートするいわゆるフラッシュオーバーが長年の課題となっていた。一方、交流電動機にはこのような欠点はないが、回転数に併せて周波数と電圧を変えて給電する必要があった⁽⁸⁾。

その後、GTO (Gate Turn Off Thyristor)等の半導体スイッチング素子の大容量化ならびにパワーエレクトロニクス技術の進展を背景に、日本では 1980 年代から整流子の無いかご形誘導電動機が用いられるようになった。その結果、車両のメンテナンスは大幅に軽減された他、誘導電動機とインバータを組み合わせると高性能な回生ブレーキ (主電動機を発電機としてブレーキをかけ、発電した電力を架線に返すブレーキ方式)も実現可能となり、省エネルギー化にも貢献した。その後、半導体素子の主流は IGBT (Insulated Gate Bipolar Transistor)に代わり、インバータ装置の小型軽量化、高効率化、出力高調波 (出力したい交流電圧以外の周波数成分の波形)低減等が進み、現在に至っている⁽⁸⁾。

近年では永久磁石同期電動機 of 車輪一体形主電動機としての研究開発が進められている⁽⁹⁾。上記電動機は、回転子に永久磁石を使用しているため、ロータバーや短絡環がなく、誘

導電動機に比べて発熱量が少なく、高効率とされているが、誘導電動機を明確に凌駕する特性を得るには至っていない。また、誘導電動機と異なり、電動機の回転に同期した交流電源を供給する必要があるため、1台の主電動機を1台の電力変換器で駆動する個別制御方式になり複雑なシステムが要求される。そのため、現状においては、総合評価で永久磁石同期電動機の方が誘導電動機よりも優れているとは結論づけることはできない。

だが、鉄道においても電動機損失をより低減するために、主電動機の究極的な高効率化が求められている。一般に、誘導電動機の損失は、固定子銅損、固定子鉄損、回転子銅損、機械損、漂遊負荷損に分類される。これらの損失のうち、銅損は電気抵抗により発生するため、抵抗率の小さい材料を使用することで損失を低減できる。また、鉄損については低損失な電磁鋼板を使用することで損失を低減できる。従って、材料側からのブレイクスルーを果たすことにより、主電動機の飛躍的な特性向上を見込むことができる。

一方、超伝導体においては1986年に高温超伝導体 (High Temperature Superconductor : HTS)が発見されて以来、高温超伝導技術の実用化に向けた材料開発が精力的に行われている。最近の急速な製造プロセス技術の発展により、10 mm × 0.1 mm の断面で200 A以上の電流を超伝導状態で流せる長さ200 m以上の次世代高温超伝導線材も製作されるようになり⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾、様々な応用が考えられている。その例としては、送電ケーブル・超伝導磁気エネルギー貯蔵 (Superconducting Magnetic Energy Storage : SMES)・発電機・変圧器等が有力な開発対象として挙げられる。また、電動機への適用も、その1つであるといえる。これはHTSが、臨界温度、臨界電流、臨界磁界以下において”非常に低抵抗な導体(理想的にはゼロ)”としての特性に着目しており、通電時におけるロスの低減(銅損の減少)や、大電流容量化を図る目的で検討されている。HTS巻線に大電流を通電することで高磁界を発生し、高出力密度化や小形軽量化がコンセプトである。よって、その対象として同期機がターゲットとなっており、高温超伝導バルク体を回転子とした、バルク電動機と巻線形超伝導電動機が検討されている。前者の例として、北野精機(株)、東京海洋大学、福井大学工学部・杉本ほかの研究グループによる推進用バルク高温超伝導電動機⁽¹²⁾がある。後者の例としては、(独)新エネルギー・産業技術総合開発機構 (NEDO)の支援による船舶向け電動機⁽¹³⁾、あるいは東京海洋大学による風力発電用電動機的设计⁽¹⁴⁾がある。

誘導機は同期機に比べると超伝導化において不向きだと考えられてきた。その理由として、従来の誘導電動機は同期トルクが存在せず、すべりによる非同期状態で運転するために、すべりのためにHTS線材に抵抗が発生し、零抵抗が実現されないと考えられたからである。しかし、最近になってSimら韓国のグループによって、高温超伝導線材をかご形回転子に適用した超伝導電動機の実験が行われ、従来型の誘導電動機に比べて特性向上のみならず、同期トルクが存在することが確認されている⁽¹⁵⁾⁽¹⁶⁾。これは、超伝導体がもつ電磁現象を機器の動作原理として利用していることに基づいている。つまり、HTSの材料としてのポテンシャルを有効に利用したものであり、超伝導誘導/同期電動機は、誘導電動機におけるブレイクスルーとして考えることができる。

1.3 本研究の目的

上記の動向に考慮し、以下の項目を通して本研究を実施した。

1.3.1 電力貯蔵システムの直流電気鉄道への適用

(1) EDLC の電気特性の検証

EDLC と鉛蓄電池、リチウムイオン電池の放電試験を実施し、特性比較することにより、各電力貯蔵媒体の電気鉄道負荷に対する適正を評価した。また、EDLC は、一般に寿命の面で優れているとされているが、電気鉄道に適用した場合の特性を検証するため、電気鉄道負荷サイクルを模擬した加速寿命試験を実施した。

(2) EDLC と電力変換器の組合せによる充放電制御特性の解析

EDLC 及び電力変換器（双方向チョッパ）を用いた電力貯蔵システムを実システムで使用する際に、直流き電回路のコンデンサ、リアクトル及び車両間の電流振動を抑制する必要がある。そこで、電力貯蔵システムの挙動を過渡解析シミュレーションを行うことにより振動抑制部の妥当性を評価した。

(3) 電力貯蔵ミニモデルによる検証

EDLC、双方向チョッパ装置、変電所模擬ダイオード整流器、車両模擬 PWM コンバータで構成される直流 400 V 用縮小モデル (80kW) を構築した。充放電試験により、電圧降下補償、変電所負荷抑制、回生失効防止、回生電力有効利用などの機能を検証し、実用化へ向けた基礎確認を行った。

(4) 鉛蓄電池と EDLC を併用したシステムの検証

EDLC と鉛蓄電池の 2 種類の電力貯蔵媒体による電力貯蔵システムを構築した。EDLC は急速充放電特性、サイクル寿命に優れるが、エネルギー密度で劣る面がある。一方、鉛蓄電池は廉価でエネルギー密度が EDLC よりも高いが、急速充放電に弱くサイクル寿命が短い。従って、EDLC と鉛蓄電池の両者を組み合わせた電力貯蔵システムを構築することにより、両者の長所を生かして短所を補える可能性が考えられる。そこで、電圧変動が生じた直後は EDLC が主に充放電し、時間の経過に伴い EDLC の充電容量が低下すると鉛蓄電池の充放電を主体にすることにより、電力貯蔵媒体の特長に応じた充放電特性を得ることを狙いにして検証した。

(5) 直流電気鉄道における検証

上記の基礎検証を踏まえ、実線区に電力貯蔵システムを設置し、営業時間帯での現地試験を実施した。電力貯蔵システムの充放電による電圧降下補償、負荷変動補償、回生電力活用等の各効果を検証した。

1.3.2 電力貯蔵システムの充放電制御の高度化

電力貯蔵システムを電気鉄道に適用する目的として、電圧降下補償と回生電力吸収の両

者に対して常に有効に機能するためには、充電と放電の何れにも対応可能な状況として EDLC を待機させる必要がある。しかしながら、充電および放電の開始電圧を固定した従来の制御方法では両者の両立は難しい。そこで、充電および放電の開始電圧を、受電電圧や貯蔵媒体の充電状況に応じて変動させることにより、電圧降下と回生電力吸収を両立させる新たな制御手法を提案した。

1.3.3 高温超伝導誘導／同期電動機の主電動機への適用に関する基礎検討

将来には究極的に高効率な電気車用電動機として期待される高温超伝導誘導／同期電動機 (High Temperature Superconductor Induction/Synchronous Motor: 以下, HTS-ISM)^{(17) (18)}を検討した。HTS-ISM は、かご形誘導機の 2 次側かご形導体を高温超伝導体で置き換えることにより、(1) 同期トルクと非同期トルクの両立性、(2) 高効率化、(3) 高トルク密度化・高出力密度化、(4) 定トルクに近い垂下加速特性、(5) 過負荷に対して乱調や脱調しにくい安定した出力特性など、既存の回転機では実現できない高性能化ならびに高機能化が達成可能である⁽¹⁹⁾。

そこで、ある直流電車区に着目し、その実際の電車電流測定データを用いて、使用されている直流直巻電動機 (DC direct winding Motor: 以下, DCM)の負荷特性を同定した。また、その特性をベースに従来形常電導かご形誘導機 (Normal conductor Induction Motor: 以下, N-IM), さらには上記 HTS-ISM に置き換えた場合の仕様を決定し、それら回転機各特性の比較を行った。

なお、直流チョッパを組み合わせるなど、制御装置と組み合わせることにより、直流電動機の効率は改善される。しかしながら、今回の直流電動機の検討においては、電動機単体の特性を評価することを目的とするため、速度制御方式の中で最も単純な抵抗制御による直流直巻電動機を検討対象とする。また、前述した永久磁石同期電動機を適用した通勤電車も開発されているが、まだ一般的でない。従って、本論文では回路モデリングの比較が容易なこともあり、前述 3 種類の主電動機を検討対象とする。

1.3.4 提案する電力需給システムの総合評価

ある直流電気鉄道のモデル線区を対象とした電力シミュレーションを行い、電動機の種類の相違、電力貯蔵システムの有無、充放電制御手法の相違による省エネルギー効果や電圧安定性について検証した。その結果より、将来における直流電気鉄道の高効率電力需給システムについて提言する。

1.4 本論文の構成

以下に本論文の構成を示す。

第 2 章では、我が国の産業分野における電気鉄道の現状を示した上で、その省エネルギー

一化の必要性について述べる。

第 3 章では、本研究の電力供給側の対象である電力貯蔵システムについて、求められる充放電特性と基本構成について記述する。

第 4 章では、実線区への電力貯蔵システムの適用時の評価について記述する。

第 5 章では、電力貯蔵システムの適用をより効果的にするための充放電制御手法の考え方について記述する。

第 6 章では、本研究の電力需要側の対象である主電動機について、高温超伝導体を用いた次世代型モータのモデル・特性を、既存の直流機、誘導機と比較して議論する。

第 7 章では、第 5 章で示した充放電制御方式を適用した電力貯蔵システムと、第 6 章で示した次世代形モータの両者を直流電気鉄道に導入した場合の省エネルギー効果ならびに電力品質を、電力シミュレーションで評価する。

第 8 章では、本研究のまとめとして結論を述べる。

参考文献

- (1) 持永芳文: 「電気鉄道技術入門」, pp. 2-11 (2008)
- (2) 松本雅行: 「電気鉄道」, pp. 141-152 (1999)
- (3) 長谷伸一: 「電力エネルギー貯蔵技術の動向」, 鉄道と電気技術, Vol. 19, No. 8, pp. 3-8 (2008)
- (4) 鳶島真一: 「二次電池の最新動向」, 電気学会誌, Vol. 126, No. 2, pp.72-75 (2006)
- (5) 蓑輪浩伸: 「“資料コーナー: 蓄電池の現状と今後の展望”」, 電学論 D, Vol. 131, No. 1, pp.NL1_5 (2011)
- (6) 西野敦: 「次世代電気二重層キャパシタの最新開発動向」, Ohm 誌, Vol. 97, No. 1, pp.17-27 (2010)
- (7) 長谷伸一, 小西武史, 奥井明伸, 中道好信, 奈良秀隆, 上村正: 「電気二重層キャパシタを用いた電力貯蔵装置の電気鉄道への適用に関する基礎的検討」, 電学論 D, Vol.123, No.5 pp.517-524 (2003)
- (8) 飯田秀樹, 加我敦: 「インバータ制御電車概論」, pp. 252-255 (2003)
- (9) 川合弘敏, 春原輝彦, 田坂洋祐, 深澤真吾: 「東京メトロ銀座線車両向け PMSM 主回路システム」, 東芝レビュー, Vol.63, No.6 pp.45-49 (2006)
- (10) 雨宮尚之, 岩熊成卓: 「交流電気機器への応用」, 電気学会誌, Vol. 126, No. 5, pp.283-285 (2006)
- (11) 塩原融: 「次世代高温超伝導線材の特徴と研究開発動向」, 電気学会誌, Vol. 126, No. 5, pp.268-271 (2006)
- (12) T. Sano, Y. Kimura, D. Sugyo, K. Yamaguchi, M. Izumi, T. Ida, H. Sugimoto, and M. Miki: “GD-123 bulk field pole magnets cooled with condensed neon for axial-gap type synchronous motor”, Materials Science and Engineering B, Vol. 151, pp. 111-116

(2008)

(13) NEDO: 「エネルギー使用合理化技術戦略的開発」「省エネルギー革新技術開発事業」, 平成 21 年度終了テーマ事後評価委員会, 平成 22 年 6 月 24 日開催分資料 (2010)

(14) N. Maki: “Design study of high-temperature superconducting generators for wind power systems”, J. Phys.: Conf. Ser., Vol. 97, p.012155 (2008)

(15) J. Sim, M. Park, H. Lim, G. Cha, J. Ji, and J. Lee: “Test of an Induction Motor with HTS Wire at End Ring and Bars”, IEEE Transactions on Applied Superconductivity, Vol. 13, No. 2, pp. 2231–2234 (2003)

(16) J. Sim, K. Lee, G. Cha, and J. Lee : “Development of a HTS Squirrel Cage Induction Motor With HTS Rotor Bars”, IEEE Transactions on Applied Superconductivity, Vol. 14, No.2, pp. 916–919 (2004)

(17) G. Morita, T. Nakamura, and I. Muta: “Theoretical analysis of a YBCO squirrel-cage type induction motor based on an equivalent circuit”, Superconductor Science and Technology, Vol. 19, pp.473-478 (2006)

(18) T. Nakamura, H. Miyake, Y. Ogama, G. Morita, I. Muta, and T. Hoshino: “Fabrication and Characteristics of HTS Induction Motor by the Use of Bi-2223/Ag Squirrel-Cage Rotor”, IEEE Transaction. Applied Superconductivity, Vol.16, No.2, p.1649 (2006)

(19) T. Nakamura, K. Nagao, T. Nishimura, and K. Matsumura: “An induction/synchronous motor having HTS/normal conductor hybrid double-cage rotor windings”, Superconductor Science and Technology, Vol.22, No.4, 045022 (7pp) (2009)

第2章 我が国における電気鉄道の現状と省エネルギー化の必要性

2.1 運輸部門のエネルギー消費の動向⁽¹⁾

運輸部門は、乗用車やバス等の旅客部門と、陸運や海運、航空貨物等の貨物部門に大別される。運輸部門は、エネルギー消費全体の23.6%（2008年度）を占めており、このうち、旅客部門のエネルギー消費量が運輸部門全体の61.4%、貨物部門が38.6%を占める。

旅客部門のエネルギー消費量は、GDPの伸び率を上回る伸びで増加してきたが、2001年度をピークに下降傾向に転じた。また、旅客部門のエネルギー消費量の伸びは、貨物部門を上回って推移している。

1965年度における運輸部門のエネルギー消費量は約 $800 \times 10^{15} \text{J}$ （日本全体の18%）であり、その構成は、旅客部門が約4割、貨物部門が約6割であった。1965年度から2008年度の43年間にエネルギー消費量は運輸部門全体で4.4倍（年率3.5%増）となり、このうち旅客部門は6.4倍（年率4.4%増）、貨物部門は2.9倍（年率2.5%）と、旅客部門は貨物部門の増加を上回る勢いで増加しており、現在そのシェアは逆転している。

2008年度の運輸部門におけるエネルギー源別の構成比をみると、ガソリン、軽油、LPガス、潤滑油等の石油系エネルギーが98.0%を占め、電力のシェアは2.0%程度となっている。図2.1にその割合を示す。

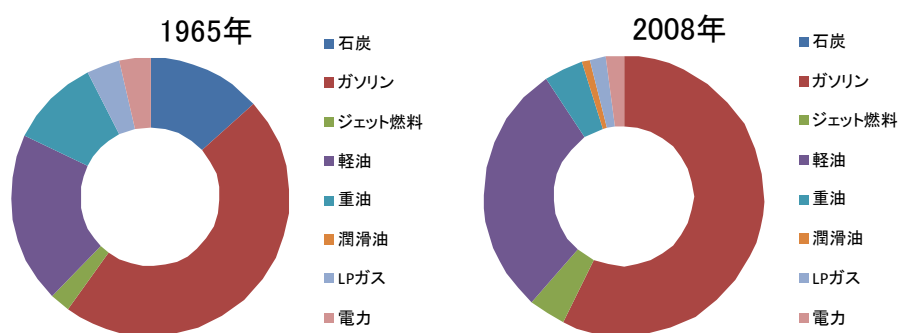


図2.1 運輸部門のエネルギー源別消費量の割合

2.1.1 旅客部門のエネルギー消費の動向⁽¹⁾

旅客部門のエネルギー消費は1965年度から2002年度まで年平均伸び率で5.5%の伸びを示し、7.2倍に増加したが、2002年度以降は伸び率がマイナス1.8%に反落した。その結果、2008年度のエネルギー消費は1965年度比6.4倍となった。その内訳をみると、乗用車は、保有台数の増加等により、1965年度から2008年度まで年平均5.1%増と、旅客部門全体の伸び率4.4%を上回る増加を示している。

また、旅客部門全体のエネルギー消費量に占める乗用車の割合は、1965年度の63.7%から2008年度では85.0%へと上昇している。逆に、同期間のエネルギー消費量に占める公共交通機関の割合は、バスが11.4%から3.0%へ、鉄道が18.4%から3.3%へとそれ

ぞれ下降している（図 2.2）。旅客部門におけるエネルギー源別の構成比の変化をみると、主として乗用車に使われるガソリンの割合が 1965 年度の 53.0 %から 2008 年度では 77.7 %に上昇している一方、主として鉄道に使われる電力の割合は 1965 年度の 7.2%から 2008 年度には 3.0 %に下降している（図 2.3）。

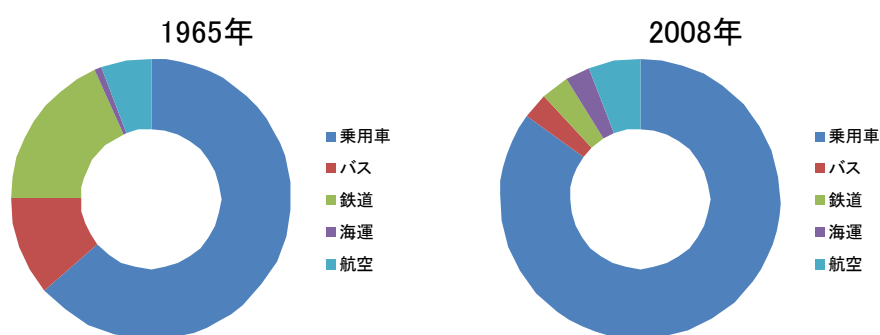


図 2.2 旅客部門のエネルギー消費量の推移

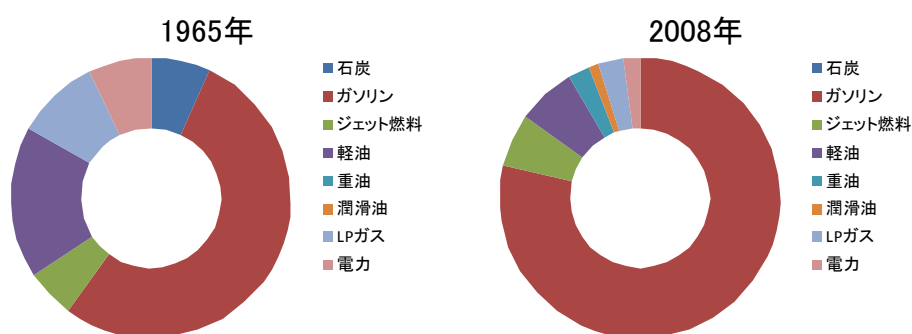


図 2.3 旅客輸送のエネルギー源別消費量の割合

2.1.2 貨物部門のエネルギー消費の動向⁽¹⁾

貨物部門のエネルギー消費量は、第二次オイルショック後の 1980 年度から 1982 年度、バブル経済崩壊後の 1993 年度に前年度実績を割り込むことがあったものの基本的に拡大し続け、1997 年度にピークに達し、それ以降、2000 年度を除いて縮小し続けている。貨物部門は経済情勢、価格の変動、産業構造の変化及び省エネルギー技術の普及等に影響されやすく、そのエネルギー消費量は旅客部門に比べ、伸びが穏やかだが、より早い時期に減少局面に転じ、その減少幅がより大きい。

貨物部門のエネルギー消費は、そのほとんどが自動車で占められている。特に、自家用トラックのエネルギー消費は大きく、後で述べる輸送量と比較すると、大量のエネルギーを消費している。ただし、近年は、営業用トラックのエネルギー消費が微増ないしは横這いになっている一方、自家用トラックのエネルギー消費が減少している。これは、貨物輸送需要が自家用トラックから営業用トラックへ転換しつつあること等から生じたものと考

えられる⁽¹⁾。

船舶のエネルギー消費は、高度経済成長期を通じて増加していったものの、1980年度から減少に転じた。そして、1990年代ではほぼ横這いか、やや増加傾向にあったが、2002年度から再び減少傾向に転じた。航空のエネルギー消費量は、輸送能力の増大や輸送コストの低廉化等によって1995年まで急速に伸びたが、その後、経済の停滞とともに伸び悩んでいる。

鉄道のエネルギー消費は、1987年まで急速に縮小したが、その後ほぼ横這いで推移している。

近年の貨物輸送のエネルギー源は、約7割が主として大型トラックで消費される軽油、約2割が主として配送用の小型貨物車で消費されるガソリンとなっており、残りの約1割が主として船舶に使われる重油や航空用のジェット燃料等となっている。

2.2 鉄道のエネルギー消費の動向

前述のように、我が国の鉄道は他の輸送手段に比べ、輸送における単位ペイロード当たりの消費エネルギー量が少なくかつ環境に優しい大量輸送手段と言える。

まず、エネルギー効率においては、1人を1km運ぶに必要なエネルギー消費量比較において、鉄道[428kJ/人km]は航空機の約1/4、自動車の約1/6（東海道新幹線ではそれぞれ、約1/5、約1/8）とエネルギー効率の高い輸送システムである⁽²⁾。

一方、環境性においては、1人を1km運ぶ際に排出するCO₂量の比較では、鉄道[17g-CO₂/人km]は航空機の約1/6、自動車の約1/9（東海道新幹線ではそれぞれ、約1/8、約1/12）と環境性に大変優れた輸送システムでもある⁽²⁾。

これを実現し得たのはまず、鉄道システムの効率性によるものである。鉄道は公共的な地上交通手段でかつ渋滞がないなど、本質的にエネルギー消費効率に優れているが、更に車両へのアルミ合金の採用など車体軽量化や電動機制御の高効率化、電力再生ブレーキによる運動エネルギーの回収性等の技術開発が大いに省エネルギー性向上に貢献してきた⁽³⁾。

もう一つは、エネルギー源である電力が高効率で作られかつ大変クリーンなためである。我が国の鉄道の電化率は前章で示した通り約62%と高く、そのエネルギー源である電力は、自営の発電所や電力会社から供給し、化石燃料を消費する火力発電所の他にCO₂やNO_x、SO_x等をほとんど排出しない水力発電所や原子力発電所からも作られている。敷衍すれば、電気鉄道による輸送で消費されるエネルギーの4割強は、水力と原子力で賄われており、100%化石燃料に依存する自動車、航空機に比べ格段と環境性に優れることとなる。

しかしながら、平成21年度における輸送機関別の国内旅客輸送量と国内貨物輸送量に関して鉄道の占める割合は、23.4%と4.0%にとどまっている。

地球温暖化に係わる京都議定書に示された温暖化ガス削減目標に向け、我が国としては相当な削減努力が必要である。

その1つの方策として、前述に示した我が国のエネルギー消費量の約2割に相当する運

輸部門で、その約 9 割を占める自動車の走行を、環境性に優れた鉄道輸送に経済性を損なわずうまくシフトすることである。

物流に関しては、従来輸送手段のトラック輸送を鉄道や船舶等の大量輸送手段に切り替える「モーダルシフト (Modal Shift)」が近年注目されている。物流のグリーン化を指向する企業においては、新型コンテナの導入による積み替え作業の簡便化や顧客への納期を考慮した最適輸送を検討し、今までの長距離トラック輸送から鉄道輸送への転換を行うことで、CO₂排出量の低減を図っている⁽⁴⁾。

また、自家用車と電車を組み合わせる「パーク&ライド」の推進やレンタカーと電車と組み合わせる「レール&レンタカー」のツアーの提供などが進められている⁽⁵⁾。

さらに、都市内や郊外での交通手段として、新交通システムや路面走行のライトレール (LRT)⁽⁶⁾が自動車の排ガス公害や渋滞の緩和に有効と考えられる。これらの建設・運用に際しては技術的な課題よりむしろ街作りのあり方や費用負担等を含めた社会的合意形成が求められる。

以上の論述から、鉄道が省エネルギーな輸送手段であることは明白である。しかしながら、昨今のエネルギーをめぐる諸情勢を鑑みると、エネルギー資源の供給低下、あるいは天災による発電供給量の低下など、エネルギーの確保に対するリスクが大きくなる傾向にある。従って、各産業分野におけるエネルギー安全保証の強化が求められる。鉄道自体も更にエネルギー、CO₂削減に向けて努力を重ねている。今後の大きな課題は社会活動の中でこの鉄道の省エネルギー性をもっと活かして行く仕組みをいかに構築するかにかかっている。

上記の動向を鑑みると、鉄道の電力需要側・供給側における究極の高効率システムを適用することは、環境やエネルギーに配慮した将来の交通インフラを鉄道が担うという点で大きな意義を有すると考えられる。

参考文献

- (1) 経済産業省:「平成 21 年度エネルギーに関する年次報告 (エネルギー白書 2010)」, 第 2 部 エネルギー動向, pp.167-169 (2010)
- (2) 東海旅客鉄道:「環境報告書 2004」(2004)
- (3) 水間毅:「鉄道車両の省エネルギー-1 総論」, 電気学会誌 Vol.123, No.7, p.402 (2003)
- (4) 渡邊朝紀, 林屋均, 野口信三, 立花慶治:「鉄道におけるエネルギーと環境(総論)」, 平成 17 年電気学会全国大会, Vol. 5, 5-S23-1, pp. 1-4(S23) (2005)
- (5) JR 東日本:「地球温暖化防止の取り組み」, JR East Group, SR2004 (2004)
- (6) 曾根悟:「明らかになってきたライトレールの利点と欠点」, 電気学会誌, Vol.121, No.8, p.531 (2001)

第3章 直流電気鉄道用電力貯蔵システムの基礎検討

日本における地上用電力貯蔵技術の適用の歴史は比較的長く、鉄道電化が始まって間もない頃の明治末期には信越線の碓井峠の丸山変電所と矢ヶ崎変電所に設備された。また、大正初期には山手・京浜線の川崎変電所、大井町変電所、永楽町変電所、原宿変電所に適用された。当時の電力系統は弱く、変電所から供給される電源が不安定であったため、電力貯蔵設備（鉛蓄電池）の設置は短時間の電力供給として有効であった。ただし、当時使用された電池に蓄積できるエネルギー密度、出力密度は現在と比べて非常に小さいため、電力貯蔵設備は非常に大きな設備であった。15年ほど使用されたが、電源事情の好転に加え、維持管理が難しいことから廃止に至った⁽¹⁾。

近年では、リチウムイオン電池等の新たな二次電池や EDLC が大容量タイプの電力貯蔵媒体として注目されるようになった。加えて電力貯蔵媒体の充放電を制御するための電力変換技術も向上し、従前とは異なる直流電気鉄道用電力貯蔵システムの構成が可能になった。しかしながら、その実現に向けては、電気鉄道特有の負荷に対する電力貯蔵媒体の放電特性を詳細に把握すること、電力貯蔵媒体と電力変換装置を組み合わせた電力貯蔵システムの具体的な構築が不可欠であった。

本章では、まず各種電力貯蔵媒体の基本的な放電特性を比較することにより、電気鉄道への適用に対する考察を行う。次に、貯蔵媒体（EDLC）と電力変換装置を組み合わせた電力貯蔵システムを構成し、その妥当性をシミュレーション、ミニモデルによって評価する。さらに、2種類の電力貯蔵媒体を適用した貯蔵システムについても評価する。

3.1 電力貯蔵媒体の電気特性の評価

まず、一般産業用途として既に幅広く適用されている電力貯蔵媒体（二次電池や EDLC）について、電気鉄道特有の間欠・急峻な負荷に対する放電特性を検証する。一般的な直流電気鉄道の電車線電圧 1500 V の 1/20 に相当する直流 75 V 系において、電力貯蔵媒体（二次電池、EDLC）の放電試験を実施することにより、単体放電特性について考察する。さらに二次電池と EDLC の並列接続による電力貯蔵（ハイブリッド）についても考察する。評価にあたっては、二次電池と EDLC の定格充電電圧を共通にすることによって、それらの放電特性を比較する。

3.1.1 各種電力貯蔵媒体の仕様

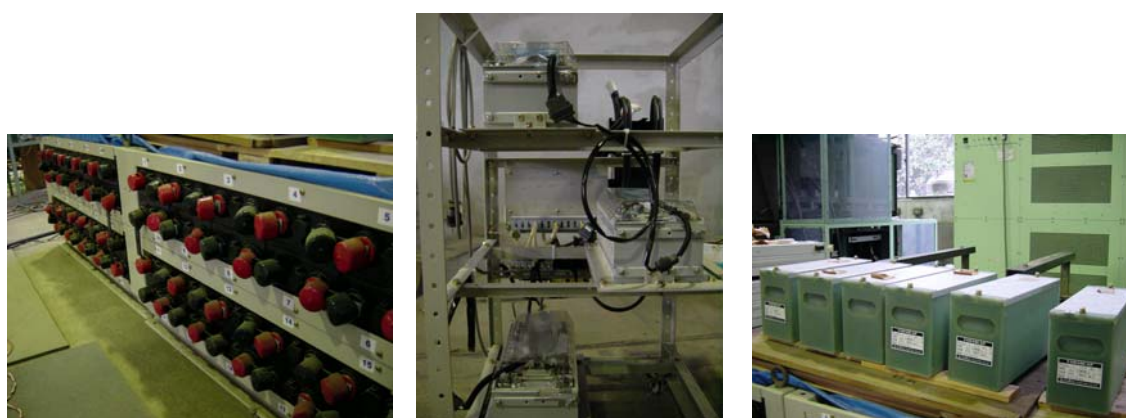
本試験に使用した電力貯蔵媒体は鉛蓄電池、リチウムイオン電池、EDLC の 3 種類である。電池の仕様を表 3.1 に、EDLC の仕様を表 3.2 に示す。さらに、それぞれの供試体の写真図を図 3.1 に示す。

表 3.1 電池仕様

項目	蓄電池	リチウムイオン電池
構成	38 セル直列	3 ブロック直列
定格電圧・電流	76 V・250 Ah	75 V・40 Ah
エネルギー容量	19 kWh	3 kWh
外形寸法	D440W1850H450mm	W600D700H1085mm
重量	1000 kg	100 kg(含架台)

表 3.2 EDLC 仕様

項目	ユニット	ブロック
構成	46 セル直列	6 ユニット並列
最大電圧・電流	93 V・50 A	93 V・300 A
静電容量・内部抵抗	9.5 F・0.58 Ω	57 F・0.1 Ω
エネルギー容量	0.01 kWh	0.07 kWh
外形寸法	D340W340H50mm	D431W465H537mm
重量	7.2 kg	60 kg(含ラック)



(a) 蓄電池

(b) リチウムイオン電池

(c) EDLC

図 3.1 対象貯蔵媒体の写真図

3.1.2 各貯蔵媒体の放電特性評価の試験回路

試験回路を図 3.2 に示す。模擬変電所として直流定電圧電源を、模擬電車として電子負荷装置を使用した。また、き電抵抗の模擬として電力貯蔵媒体と模擬変電所間に 0.1Ω の抵抗を、貯蔵媒体と模擬負荷間に 0.017Ω の抵抗を設置し、電車及び貯蔵媒体における電圧 (M 点電圧) の降下分が比較的大きくなるようにした。なお、模擬変電所の送出し電圧は 75 V に設定した。

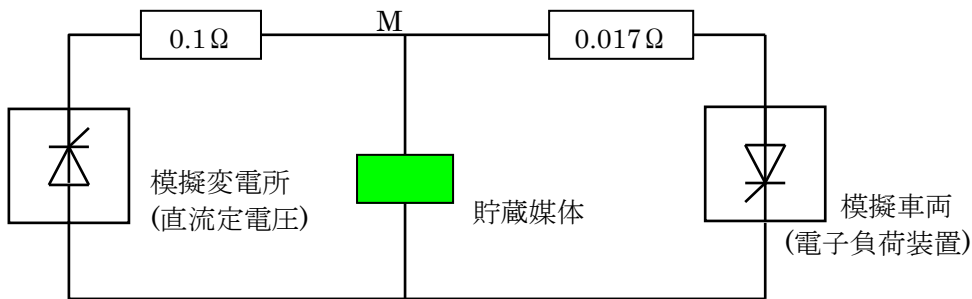


図 3.2 貯蔵媒体試験回路

3.1.3 負荷パターン

模擬電車の負荷パターンは図 3.3 に示すとおり、2 つの波形を用いた。図 3.3 (a) の波形は誘導電動機を主電動機とする VVVF (Variable Voltage Variable Frequency: 可変電圧可変周波数制御) の電気車の負荷電流を模擬しており、電流が時間に比例して上昇するのが特徴である。20 秒でピーク電流まで達し、その後 20 秒間ピーク電流一定とする負荷パターンである。図 3.3 (b) の波形は直流直巻電動機を主電動機とする抵抗制御車の負荷電流を模擬し、段階的に電流が上昇するのが特徴である。10 秒間最大電流の 1/2 の一定電流とし、その後 38 秒間最大電流一定とする負荷パターンである。

ピーク電流は 200 A, 400 A, 600 A の 3 パターンとした。5 分間の待機時間を設けることにより充電を行い、同じパターンを繰り返し行った。

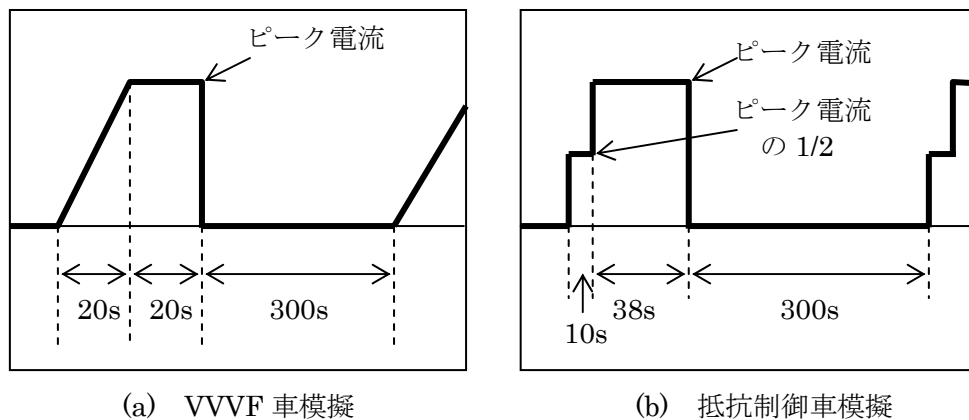


図 3.3 負荷パターン

3.1.4 試験結果

3.1.4.1 貯蔵媒体なし

まず貯蔵媒体がない状態で、図 3.3 の負荷パターンによるピーク電流 200 A あるいは 600 A の電流を流したときの図 3.2 の M 点における電圧を測定したところ、図 3.4 の結果が得られた。

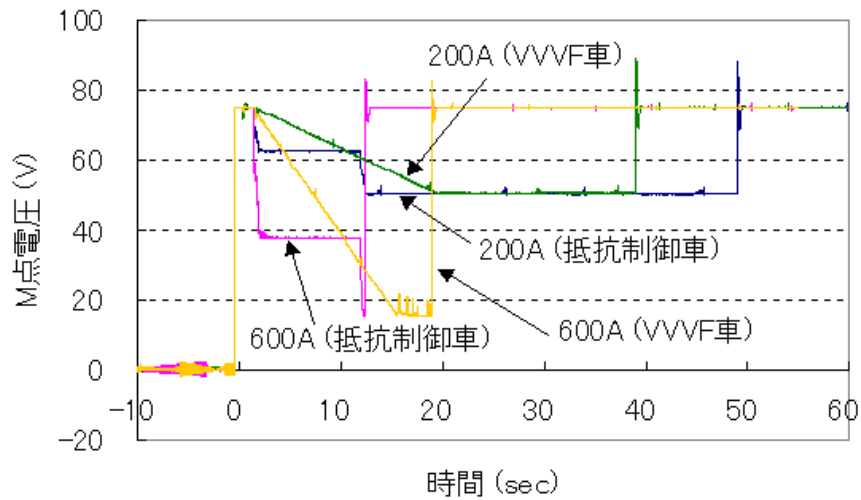


図 3.4 貯蔵媒体がない状態における M 点電圧

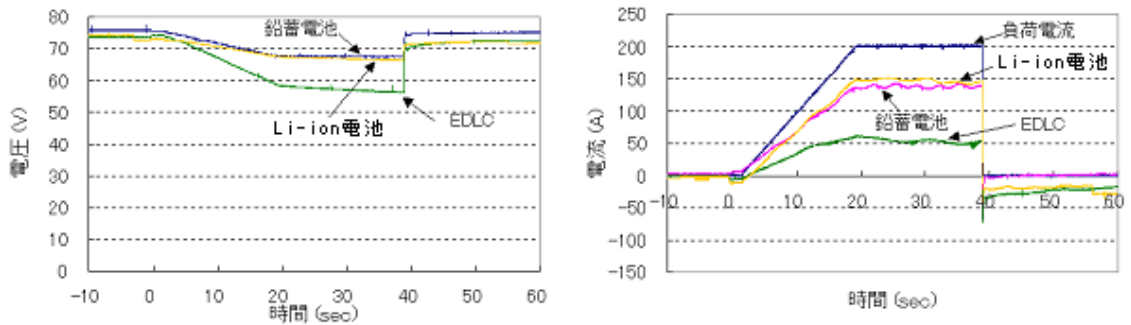
最低電圧は負荷パターンの波形に関係なく、負荷電流の最大値で決まる。200 A 時には 46 V まで、600 A 時には 16 V まで電圧が低下した。また、600 A 負荷時に電車電圧は 6 V 以下まで低下するため、模擬電車の不足電圧検知によって放電の持続が不可能となり、負荷が開放されて M 点は無負荷電圧になった。

3.1.4.2 単体特性

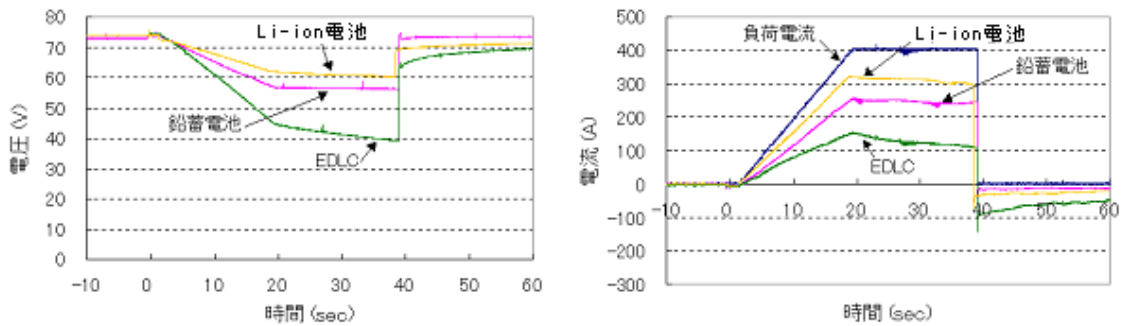
貯蔵媒体として、鉛蓄電池、リチウムイオン電池、EDLC それぞれ単独の放電特性を調査するための単体試験を、負荷パターンの波形ならびに最大電流を変えながら実施した。なお、それぞれの電力貯蔵媒体の初期充電電圧は 75 V に設定した。

A. VVVF 車模擬

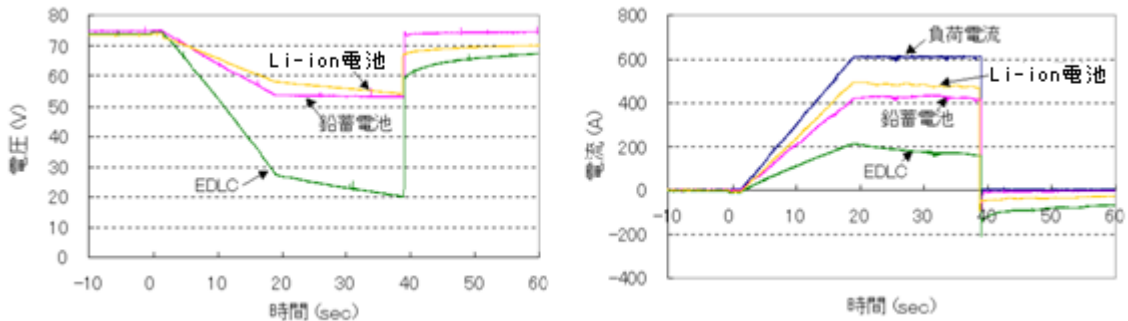
VVVF 車模擬負荷パターンによる放電特性を図 3.5 (a)~(c)に示す。電圧は M 点電圧を、電流は貯蔵媒体から供給される電流を指す (図 3.6 以降についても同様)。それぞれの最大電流時における最大放電電流及び M 点最低電圧を表 3.3 に示す。



(a) 200 A



(b) 400 A



(c) 600 A

図 3.5 VVVF 車負荷模擬による貯蔵媒体単体時の放電特性

リチウムイオン電池は鉛蓄電池よりも Ah が小さいものの、M 点電圧の低下は小さい。また放電電流の大きさは電源側の抵抗と貯蔵媒体側の抵抗の比に依存するため、EDLC の放電電流は電池と比較して小さいことから、EDLC の内部抵抗は電池のそれより十分に大きいといえる。600 A 負荷時、電力貯蔵媒体の放電により M 点電圧の低下が救済されるため、前節と異なり模擬負荷による放電の持続が可能になることが伺える。

表 3.3 VVVF 車負荷模擬による単体放電試験結果

媒体	200 A			400 A			600 A		
	鉛	リ	キャ	鉛	リ	キャ	鉛	リ	キャ
最大放電電流(A)	143	151	63	258	321	159	435	494	213
M 点最低電圧(V)	67	66	56	56	60	39	53	54	20

注) 鉛: 鉛蓄電池, リ: リチウムイオン電池, キャ: EDLC

B. 抵抗制御車模擬

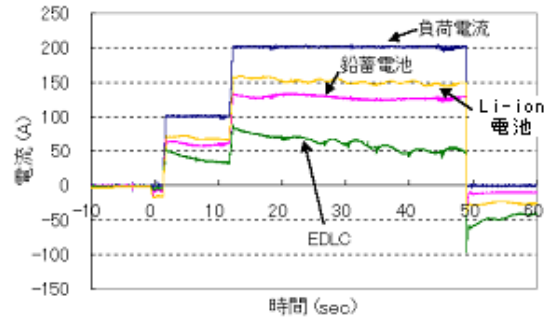
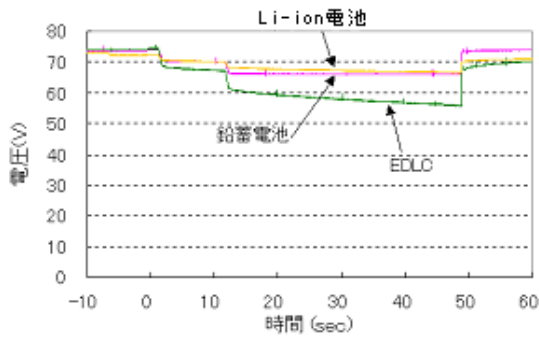
抵抗制御車模擬負荷パターンによる放電特性を図 3.6 (a)~(c)に示す。それぞれ最大電流時における最大放電電流及び M 点最低電圧を表 3.4 に示す。

負荷電流一定時, 鉛蓄電池の電圧はほとんど低下しないが, リチウムイオン電池, EDLC は時間に比例して低下する傾向を示した。EDLC の放電電流は, 負荷電流が瞬時に上昇する際に最大となり, その値は VVVF 模擬時よりも大きい結果になった。

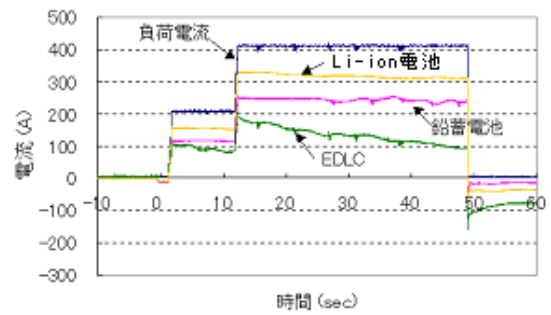
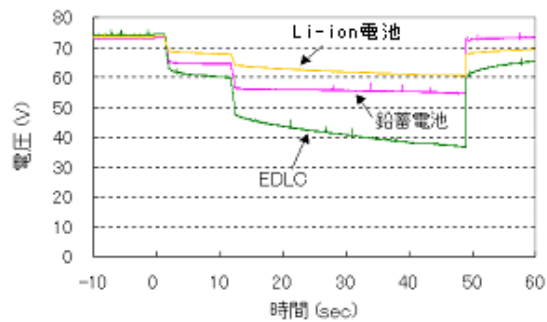
表 3.4 抵抗制御車負荷模擬による単体放電試験結果

媒体	200 A			400 A			600 A		
	鉛	リ	キャ	鉛	リ	キャ	鉛	リ	キャ
最大放電電流(A)	136	159	89	259	334	201	424	513	298
M 点最低電圧(V)	66	67	56	54	60	36	50	51	17

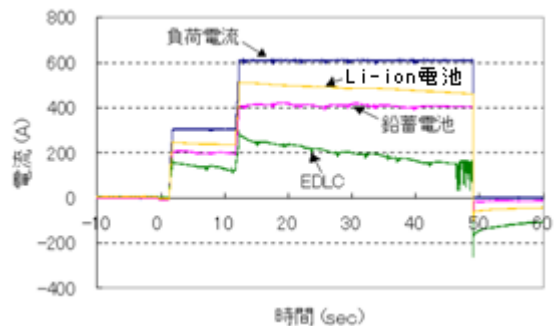
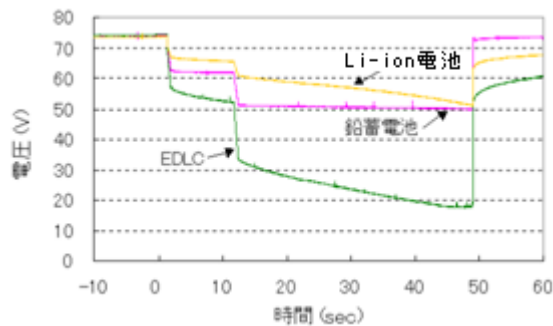
注) 鉛: 鉛蓄電池, リ: リチウムイオン電池, キャ: EDLC



(a) 200 A



(b) 400 A



(c) 600 A

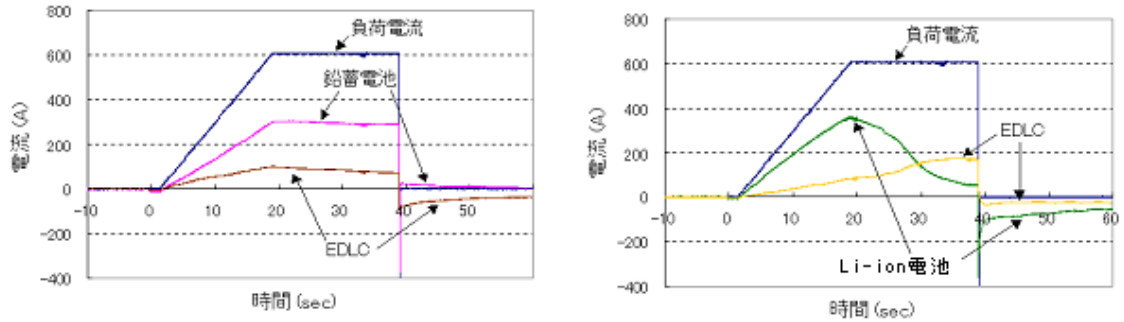
図 3.6 抵抗制御車負荷模擬による貯蔵媒体単体時の放電特性

3.1.4.3 ハイブリッド特性

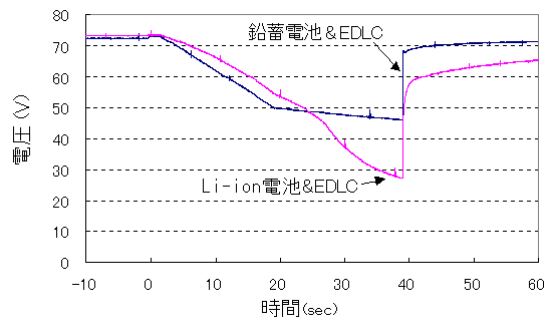
2つの貯蔵媒体を並列に接続し（以降ハイブリッドと称す）、単体特性と同様、2つの負荷パターン（最大電流はいずれも600A）による放電を実施した。前節までの結果により、鉛蓄電池とリチウムイオン電池の放電電流の傾向は相似しているため、両者のハイブリッドによる特性の変化はあまり期待できないと想定される。そこで貯蔵媒体の組み合わせは、鉛蓄電池とEDLC、リチウムイオン電池とEDLCとした。なお、リチウムイオン電池の充電容量を貯蔵媒体単体時よりも小さく設定して試験を実施した。

A. VVVF 車模擬

VVVF 車模擬負荷パターンでの試験結果を図 3.7 (a)~(c)に示す。それぞれ最大電流時における最大放電電流及び M 点最低電圧を表 3.5 に示す。



(a)鉛蓄電池と EDLC のハイブリッド (b)リチウムイオン電池と EDLC のハイブリッド



(c) 電圧特性

図 3.7 VVVF 車負荷模擬によるハイブリッド放電特性

図 3.7 (a)の結果より、鉛蓄電池と EDLC の放電電流の比は約 3:1 であり、これは内部抵抗にほぼ逆の比に相当する。図 3.7 (b)の結果より、負荷電流が最大になった当初、リチウムイオン電池の放電電流は EDLC の約 5 倍となるが、その後大きく低下する。M 点電圧の低下に関しては、鉛蓄電池単体時よりもハイブリッドの方が大きい。リチウムイオン電池とのハイブリッドについても、20~40 秒間の合計放電電流が小さいため、M 点電圧が著しく低下した。

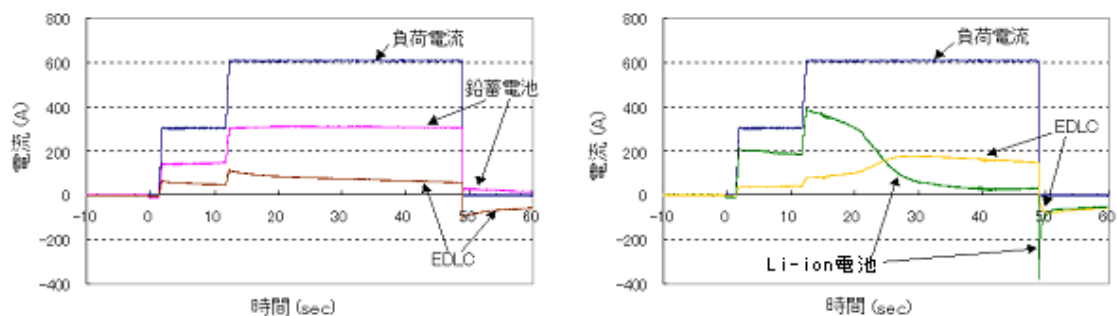
表 3.5 VVVF 車負荷模擬によるハイブリッド放電試験結果

	鉛蓄電池+EDLC		リチウムイオン電池+EDLC	
最大放電電流(A)	全体 403			
	鉛 305	キャ 101	リ 361	キャ 175
M 点最低電圧(V)	46		27	

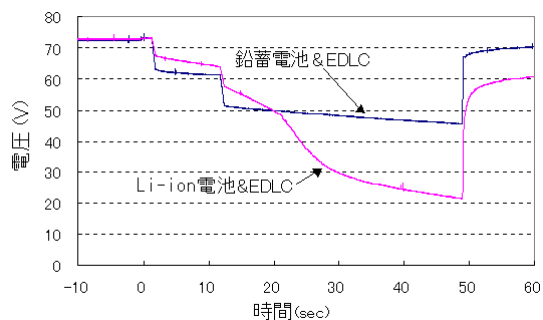
注) 鉛: 鉛蓄電池, リ: リチウムイオン電池, キャ: EDLC

B. 抵抗制御車模擬

抵抗制御車模擬負荷パターンにおける放電特性を図 3.8 (a)~(c)に示す。それぞれ最大電流時における最大放電電流及び M 点最低電圧を表 3.6 に示す。



(a) 鉛蓄電池と EDLC のハイブリッド (b) リチウムイオン電池と EDLC のハイブリッド



(c) 電圧特性

図 3.8 抵抗制御車負荷模擬によるハイブリッド放電特性

表 3.6 抵抗制御車負荷模擬によるハイブリッド放電試験結果

	鉛蓄電池+EDLC		リチウムイオン電池+EDLC	
	最大放電電流(A)	全体 419		全体 476
	鉛 313	キャ 116	リ 395	キャ 178
M 点最低電圧(V)	45		21	

注) 鉛:鉛蓄電池, リ:リチウムイオン電池, キャ:EDLC

VVVF 車模擬と同様、鉛蓄電池と EDLC の放電電流の比は約 3:1 であり、電圧低下の大きさもほとんど変わらない。リチウムイオン電池とのハイブリッドについても、放電電流、電圧低下の大きさは、VVVF 車模擬時と同様の結果となった。従って、ハイブリッド時の放電特性は、負荷電流の波形に依存しないといえる。

3.1.5 考察

電気鉄道に電力貯蔵システムを設置することにより，省エネルギー効果のみならず電圧降下抑制，ピークカット等の直流回路への効果が期待される。3種類の貯蔵媒体による放電特性の結果について以下にまとめる。

- ・鉛蓄電池…3媒体の中で最もエネルギー容量が高いため，負荷一定時における電圧，電流の変化はほとんど見られない。従って長時間の電圧降下抑制，ピークカット効果が期待できる。

- ・リチウムイオン電池…3媒体の中で内部抵抗は最も小さいため，初期の放電電流が高く電圧降下抑制，ピークカット効果が大きい。電池の放電時間が長くなるとやや放電電流が低下する。

- ・EDLC…3媒体の中でエネルギー容量は最も小さいため，放電に伴い電圧の低下が電池よりも大きくなり放電電流の低下も早くなる。また，内部抵抗が電池よりも大きいため放電電流が低めに抑えられる。ただし，抵抗制御車模擬パターンのように負荷電流が急速に変化する際には，放電電流が大きくなり，短時間負荷急変時における効果は高い。

- ・電池とEDLCによるハイブリッド…電池とEDLCの放電電流の大きさは，内部抵抗に逆比例する。一方，電圧特性は，EDLCの電圧低下特性に依存する形となり，電池を単独で使用したときよりも低下する。

各貯蔵媒体の放電電力，放電電力量をまとめると，表3.7のようになる。なおハイブリッド時の値は合計値で示している。表3.7の結果について以下にまとめる。

- ・鉛蓄電池…電力，電力量ともに電流の上昇に伴いほぼ比例して上昇する。負荷パターンの波形の違いによる数値の差異は小さい。また放電電力の平均値と最大値の差異も比較的小さい。

- ・リチウムイオン電池…電力，電力量ともに電流の上昇に伴いほぼ比例して上昇する。2種類の波形について比較すると，抵抗制御車パターン時の数値が大きい。鉛蓄電池よりもAhは小さいが放電電力，放電電力量は大きい。

- ・EDLC…400A時と600A時の放電電力及び放電電力量の差異が小さいことから，これらの数値が本EDLCの放出可能なエネルギーの限界レベルを示している。抵抗制御車パターン時の数値は，VVVF車パターン時より20～40%高い値を示している。放電電力及び放電電力量は，電池と比較して小さい。

- ・鉛蓄電池とEDLCのハイブリッド…放電電力に関する数値は，鉛蓄電池単体時の結果と比較して同様もしくは小さい。一方，抵抗制御車パターンによる放電電力量は，鉛蓄電池単体の数値よりも十分に大きい。

- ・リチウムイオン電池とEDLCのハイブリッド…リチウムイオン電池の充電容量が単体時よりも小さいため，リチウムイオン電池とEDLCの合計放電電力，電力量は，リチウム単体時よりも小さく，ハイブリッドによる効果は数値上ほとんど見られない。

表 3.7 放電電力と放電電力量

媒体	電流	パターン	平均放電電力 (kW)	最大放電電力 (kW)	放電電力量 (Wh)
鉛蓄電池	200A	VVVF	7.3	9.7	76
		抵抗制御	7.3	9.1	76
	400A	VVVF	11.0	14.7	114
		抵抗制御	12.0	14.8	125
	600A	VVVF	18.1	23.8	189
		抵抗制御	18.5	22.0	193
リチウム イオン 電池	200A	VVVF	6.3	9.1	66
		抵抗制御	9.0	10.8	118
	400A	VVVF	14.8	20.0	154
		抵抗制御	17.3	21.6	180
	600A	VVVF	21.4	28.6	225
		抵抗制御	24.9	31.5	259
EDLC	200A	VVVF	2.6	3.6	27
		抵抗制御	3.5	5.5	37
	400A	VVVF	4.9	7.1	51
		抵抗制御	6.0	10.0	63
	600A	VVVF	4.5	6.7	47
		抵抗制御	6.2	11.0	64
鉛蓄電池と EDLC	600A	VVVF	15.1	20.2	156
		抵抗制御	17.0	22.4	226
リチウムイ オン電池と EDLC	600A	VVVF	14.1	25.4	146
		抵抗制御	11.8	27.8	156

以上より、直流回路への効果を考慮すると、鉛蓄電池は長時間放電、EDLC は短時間放電、リチウムイオン電池はその中間の放電に適しているといえる。また、電池と EDLC を単純に並列接続したハイブリッドに関しては、鉛蓄電池と EDLC を組み合わせると EDLC の初期の放電電力が大きいため、その急速放電特性が活かされる。EDLC の電圧が低下すると鉛蓄電池の放電が大きくなる。一方、リチウムイオン電池と EDLC によるハイブリッドに関しては、リチウムイオン電池の急速放電特性が EDLC のそれより勝るため、EDLC の特性が活かされない。従って、鉛蓄電池と EDLC の組み合わせがより適しているものと考えられる。

3.1.6 貯蔵媒体の簡易等価回路

一般に電池は電圧源，EDLC はコンデンサとして電気回路に描かれるが，単にそれらだけでは充放電特性を明らかにすることができない。そこで，それぞれの簡易等価回路を描くことを試み，今回の試験結果からそれらの数値について考察する。

鉛蓄電池は長時間放電でもそれほど電圧が低下しないが，ある電圧に達すると急激に電圧が低下する。一方負荷応答性は比較的緩やかであることから，以下の図に示すように抵抗とコンデンサ，電圧源から構成される直列回路が考えられる。

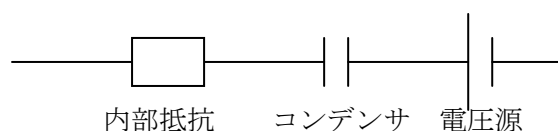


図 3.9 鉛蓄電池の簡易等価回路

コンデンサによって放電が行われるが，静電容量は非常に大（EDLC よりも十分に大きい）になるためエネルギー密度が高く，時定数が大きくなるため負荷応答性が緩やかになる。鉛蓄電池の電圧はコンデンサの充電電圧と電圧源の両端電圧の和となるが，充電電圧は電圧源よりも十分に小さい。内部抵抗は放電電流特性より容易に求めることができる。

リチウムイオン電池に関しても鉛蓄電池と同様，図 3.9 の等価回路が考えられる。鉛蓄電池よりも静電容量が小さく，等価回路全体の電圧の変動幅が大きくなり，負荷応答性も鉛蓄電池より早くなる。

一般に EDLC の静電容量は電圧依存の成分を有するが，大電力用途の EDLC の等価回路は文献^②等により，図 3.10 のような簡易等価回路が示されている。コンデンサと内部抵抗の直列回路であり，通常のコデンサよりも静電容量が十分大きい。ただし時定数も大きくなるため，通常のコデンサよりも応答性は遅い。内部抵抗，静電容量ともに放電特性より求めることが容易である^{②③}。

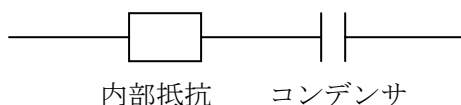
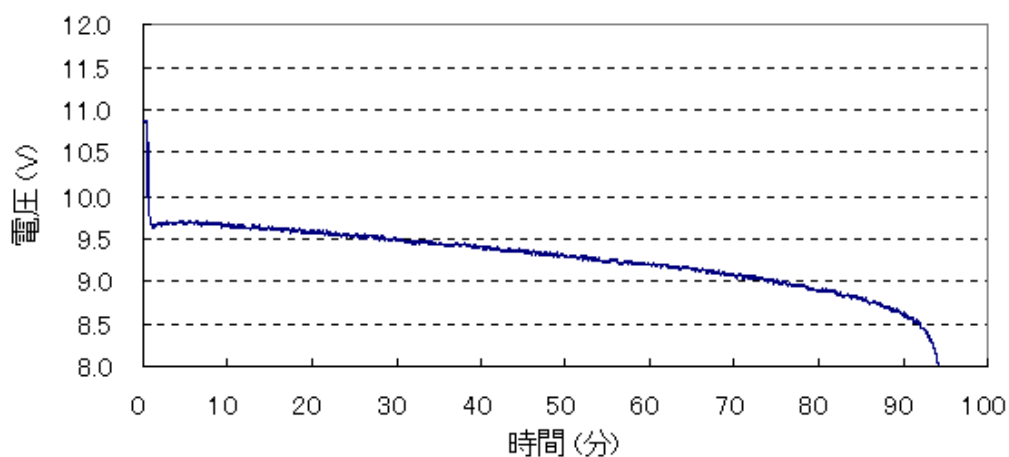


図 3.10 EDLC の簡易等価回路

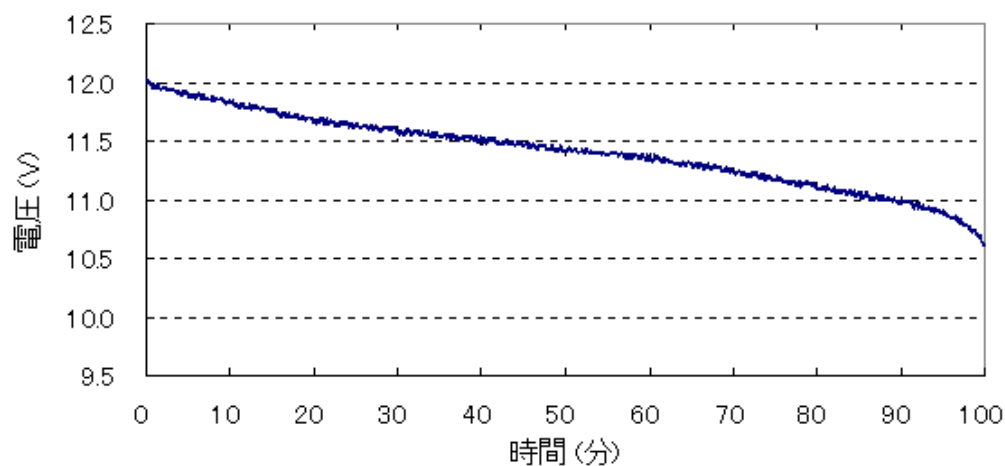
本試験で使用した鉛蓄電池及びリチウムイオン電池について，回路定数を知るための定電流放電試験を実施した。試験条件を表 3.8 に示す。いずれの放電も約 0.5 C (定格電流の半分)の条件とした。定電流放電試験時の特性を図 3.11 に示す。

表 3.8 定電流放電試験条件

	鉛蓄電池	リチウムイオン電池
仕様セル	5セル (10V)	3セル (12V)
電流	120 A	22 A
許容最大電圧(充電時)	10.9 V	12.3 V
許容最低電圧(放電時)	8.5 V	



(a) 鉛蓄電池



(b) リチウムイオン電池

図 3.11 定電流放電試験結果

放電試験より得られた等価回路定数を表 3.9 に示す。図 3.11 において、線形的に電圧が低下する区間から、静電容量分を求めることができる。また、放電開始時の電圧低下幅より内部抵抗を求めることができる。さらに、電圧低下の特性が線形から垂下へ変化する際

の電圧を、電圧源電圧とした。今回使用した電池の内部抵抗は、EDLC の半分以下の値と想定される。鉛蓄電池の静電容量分はリチウムイオン電池の約 3 倍、EDLC の千倍以上の大きさと想定される。一方、電圧源電圧に関しては、電池の違いによる大きな差異はない。

表 3.9 等価回路定数 (推定値)

	内部抵抗 (Ω)	静電容量 (F)	電圧源電圧 (V)
鉛蓄電池	0.04	9×10^4	68
リチウムイオン電池	0.03	3×10^4	69
EDLC	0.10	57	

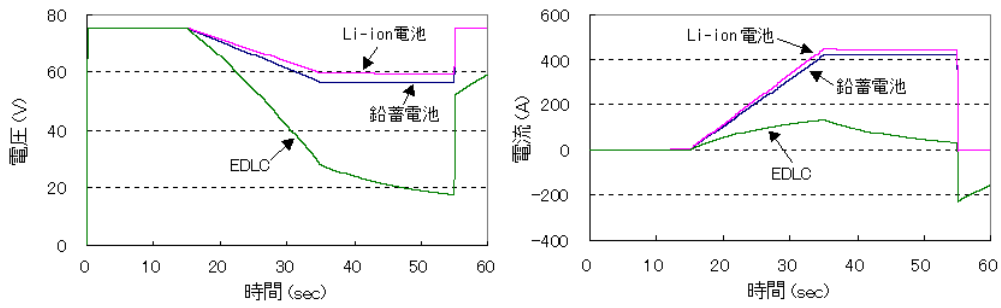
3.1.7 放電特性の計算

図 3.2 の回路の放電について、表 3.9 に基づく等価回路定数を用いて M 点電圧及び媒体の放電電流特性を計算した結果を図 3.12 (a)~(d)に示す。いずれも最大 600A 負荷時における単体特性及び鉛蓄電池と EDLC のハイブリッド時の特性に関する結果である。

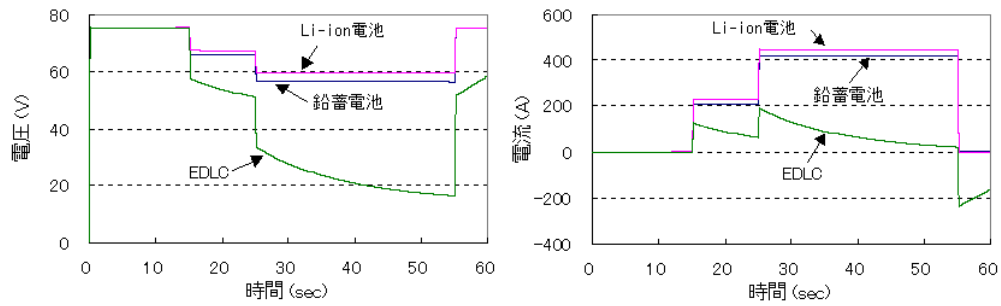
図 3.5 (c)と図 3.12(a)の比較及び図 3.6 (c)と図 3.12 (b)の比較をすると、電池に関しては電圧、電流特性ともに相似な波形となるが、EDLC に関してはやや異なる。EDLC に関しては実際の静電容量が仕様値よりも大きい値であると考えられる。定性的には実験値とほぼ同等の特性を得ることができた。

一方、図 3.7 (a), (c)と図 3.12 (c)の比較及び図 3.8 (a), (c)と図 3.12 (d)の比較をすると、計算による EDLC の放電電流がそれぞれ小さいが、これも EDLC の実際の静電容量が、仕様値よりも大きいためであると考えられる。同様に、定性的には実験値とほぼ同等の特性を得ることができた。

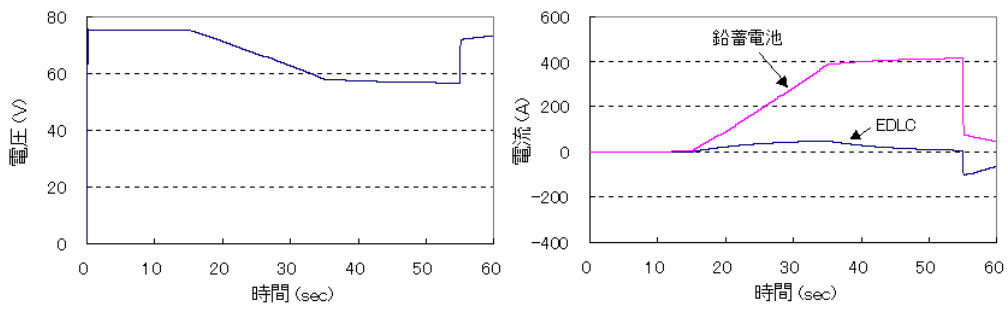
従って、図 3.9、図 3.10 に示した簡易な等価回路を用いても、電気鉄道の負荷特性に対する放電特性を得るには支障はないと考えられる。



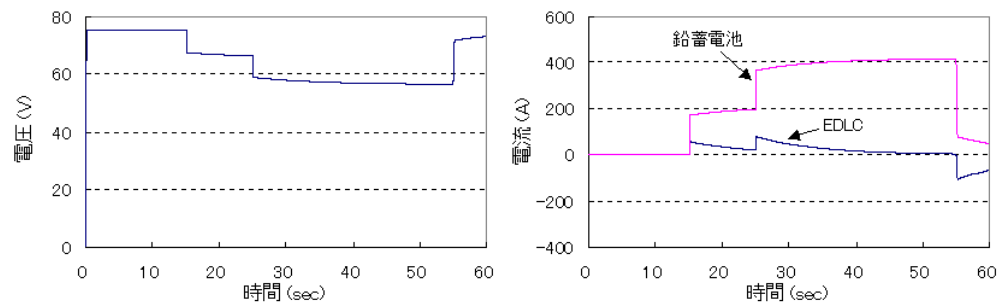
(a) 単体・VVVF車模擬



(b) 単体・抵抗制御車模擬



(c) 鉛蓄電池とEDLC・VVVF車模擬



(d) 鉛蓄電池とEDLC・抵抗制御車模擬

図 3.12 放電特性の計算結果

3.1.8 電力貯蔵媒体の寿命評価

直流電気鉄道への電力貯蔵媒体の適用としては、前述までの二次電池や EDLC が挙げられる。二次電池は高エネルギー密度という利点を有するがサイクル数が少なく、寿命の点で近未来における電気鉄道への適用は難しい。EDLC は、急速充放電が可能でありながら長寿命、メンテナンスフリー等の利点を有しており、保守の面で有利とされている⁽⁴⁾。ただし寿命に関して、電気鉄道への適用を見据えた具体的な考察はこれまでに明らかにされていない。ここでは EDLC の寿命に関して、電気鉄道に適した評価法について述べ、さらに実際に一評価試験を行うことにより、EDLC の長寿命性について検証した結果を述べる。

3.1.9 電力貯蔵媒体の寿命の定義

鉛蓄電池やリチウムイオン電池などの二次電池については、放電容量が基準を下回ることで寿命と判断している。EDLC も同様であり、静電容量が基準を下回ることで寿命を判断する。加えて EDLC は、高出力用途に適用されることが多いため、内部抵抗についても基準を上回るにより判断する必要がある。通常、静電容量は初期値の 30 %減、内部抵抗は初期値の 10%増を基準とするケースが多い⁽⁴⁾。しかしながら、電気鉄道のように短時間の充放電を繰り返す頻度が比較的多い場合電流密度も高いことにより使用電圧範囲に対しジュール損が無視できない量となるケースもあるため、内部抵抗増加の基準を小さく設定する必要がある。

3.1.10 EDLC の劣化の要因

EDLC の劣化は、セル内不純物量が多いほど、印加電圧が高いほど、内部の温度が高いほど加速する。

不純物含有量に関しては、初期値は製造管理で、EDLC 使用中の増加はセル構造設計で限りなくゼロに近づけるようにする。

印加電圧は吸着イオン量に比例する。活性炭表面における吸着イオン密度の上昇は、不純物イオンや活性炭電極の表面官能基との分解反応発生確率を上昇させ、劣化を促進させる。

3.1.11 EDLC の自己放電特性

劣化や耐電圧を支配する要素を測定するオーソドックスな方法は、以下の項で述べる加速試験が適切と考えられる。しかし課電試験による自己放電特性を測定した複数の結果から、劣化や耐電圧特性を推定することができる。

自己放電特性そのものは、充電した電荷が EDLC にどのくらい長く保持されるかを表す特性値として意味があり、EDLC の内部に起こっている現象の貴重な情報を入手することが可能である。

3.1.12 EDLC の加速劣化特性

EDLC 内部の温度の増加は、吸着イオンの分子エネルギーの増加となり、不純物イオンや表面官能基との分解反応の加速を引き起こす。一般に化学反応の速度は温度によってかなり大きく変化し、速度定数 k と絶対温度 T との間に近似的に次の関係式が成立する。

$$k = A \exp(-E_a / RT) \quad (3\cdot 1)$$

式 (3・1) はアレニウスの式と呼ばれる⁽⁴⁾。ここで R は気体定数 (=8.31 J/mol・K)、 A 及び E_a は反応に固有の定数で、 A は頻度因子、 E_a は活性化エネルギーと呼ばれる。10K 上昇により劣化速度は 2 倍となる。また 70 K を越えると、材料や構成によっては急激に劣化が進むこともあり得る。

EDLC の寿命を診断するための種々の加速試験法が考えられるが、加速率を割り出すには非加速での信頼できるデータが必要である。しかしながら正常な EDLC は常温での劣化が極めて少なく、その変化を検出するほど精密な測定を長時間行うのは困難である。

実用的な試験時間を加速する方法としては

- ① 温度を高める
- ② 充電電圧を高める

の 2 つが考えられる。このほかに

- ③ 充放電サイクルの多頻度化
- ④ 充放電電流の制御による方法

も有力な手法である。

寿命試験はサイクルかフロート (満充電にしたまま維持する) の 2 種類が考えられるが、充電電圧が同一で温度上昇を伴う急速充放電がなければ、サイクルよりもフロートの方が厳しい。フロート試験はサイクル使用に対する加速試験となる。サイクルの方が厳しくなる条件は、充放電電流④が EDLC の設計値と比較して極端に大きい場合に起こり、発熱して①の効果が同時に発生するからである。従って③④は①②に集約して考えることができる。

②では充電電圧と劣化の係数が問題となる。これが測定できるのであれば把握しておきたい特性であることには疑念の余地はない。しかしながら通常の使用状態での寿命を知るための加速試験としては②より①の方が遙かに安定であり、理論的根拠も得るのが容易である。

3.1.13 フロート試験

3.1.12 節の議論を踏まえ、まず EDLC のフロート試験を実施し、加速劣化特性を検証した。定電圧電源により電圧を印加し、恒温槽に入れて温度加速を行った。一定期間ごとに充放電試験を行い、静電容量と内部抵抗を算出し、初期からの変化を求めた。図 3.13 に課電試験装置の一例を示す。

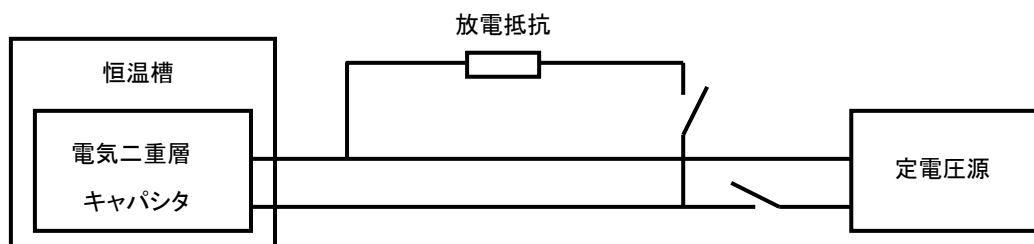


図 3.13 フロート試験装置例

課電試験の実施例として、表 3.10 に供試用 EDLC のユニット仕様、表 3.11 に試験条件を示す。

表 3.10 供試用 EDLC 仕様 (フロート試験時)

定格電圧	100 V
直列セル数	44 セル
外形寸法	234 mm×234 mm×45 mm

表 3.11 試験条件 (フロート試験時)

項目		条件
課電条件	電圧	100 V
	温度	60 °C
充放電試験	充電	定電流 6 A・88 V カット
	放電	定電流 6 A・44 V カット
	試験サイクル	3 サイクル目

この試験例では、課電 3000 h において静電容量の低下は 11 %、内部抵抗の増加は 17 % となった。前節の式 (3・1) により、60 °C・3000 h は 20 °C・5.5 年相当となり、この場合の性能変化は寿命の基準値以内といえる。

3.1.14 サイクル試験

次に、サイクル試験の実施の一例として、充電・放電ともに定電流で設定電圧カットオフを行う定電流充放電サイクル試験を示す。長期間の充放電サイクルを継続する。通常は充放電装置で電流・電圧・時間の制御を行い、充電/休止/放電/休止の 4 つのモードをサイクリックに繰り返す。試験セルは恒温槽に入れて温度加速を行った。一定期間ごとに静電容量及び内部抵抗の算出を行い、初期からの変化を求めた。

図 3.14 に試験装置例を示す。さらに表 3.12 に供試用 EDLC、表 3.13 に試験条件を示す。

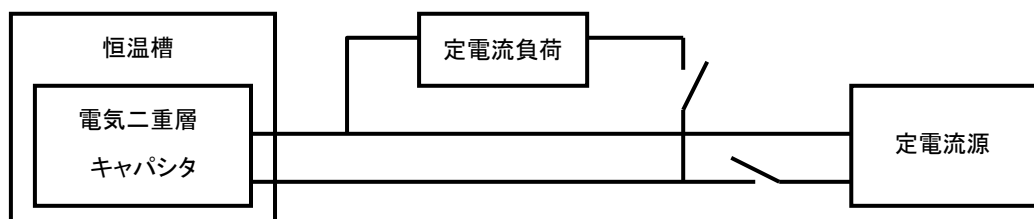


図 3.14 サイクル試験における構成例

表 3.12 供試用 EDLC 仕様 (サイクル試験時)

定格電圧	100 V
直列セル数	44 セル
外形寸法	242 mm×242 mm×45 mm

表 3.13 試験条件 (サイクル試験時)

項目		条件
課電条件	電圧	100 V
	温度	50 °C
充電		定電流 12 A・100 V カット (20～14 秒)
充電休止		10 秒間
放電		定電流 12 A・44 V カット (20～14 秒)
放電休止		30 秒間

この試験例では、7万サイクルで静電容量が16%低下、内部抵抗が101%増加するに至った。環境温度50°Cの状況において、7万サイクルで内部抵抗が2倍になり、供試用EDLCは寿命に至ったことになる。

3.1.15 電気鉄道の負荷を考慮した長期評価試験

3.1.15.1 試験手法

電気鉄道の電力負荷は、列車本数の密度や最高速度、回生電車の有無など多数の要因により、線区に応じて大きく異なる。従って電気鉄道へのEDLCの適用を考える場合、用途に応じてEDLCの待機状態や充放電電流パターンが異なる。

EDLCの使用目的は、回生電車が走行する線区では回生対策が、走行しない線区では電圧降下対策が挙げられる。それぞれの対策用として表3.14に示すサイクル条件が考えられる。

電圧降下対策では常に十分な放電容量が必要であるため、100%充電状態が長くなる。充

電は無負荷時に行うため、電車が走行していない状況において低電流で充電すればよい。放電は電圧降下抑制の効果を大きくするために大電流にする必要がある。回生電車が走行していない線区は近郊以外が多く、列車密度が小さい傾向があるため、サイクル間隔は 10～60 分と長い方が適当である。

回生対策では逆に常に回生電力を吸収する状態にするため、50～70 %充電状態が長くなる。なおそれ以上に充電電圧を下げると寿命の低下が著しくなる可能性がある。充電は台形波で、充電電流の立ち上がりは変化率を大きくするのが適当である。放電に関しては、低電流とする方が充電による劣化を判別しやすい。回生電車が多く導入される線区は都市近郊部が多く、サイクル間隔は 5～10 分と短いのが適当である。

表 3.14 適用用途別サイクル条件

	電圧降下対策	回生対策
待機条件	100 %充電	放電状態(50 %～70 %充電)
充電	低電流でじわじわ充電	台形波 20 秒
放電	大電流	低電流でじわじわ放電
サイクル間隔	1 回/(10 分～60 分)	1 回/(5 分～10 分)

サイクル数を稼ぐために休止時間を短くすると、EDLC の温度管理が困難になる。休止時間を変えた高電流サイクル試験において、放電休止時間を 30 秒に設定すると、EDLC 温度上昇が初期温度+25K、60 秒で+15K というデータもあり、1 サイクル 4～5 分になるように休止時間を取れば、EDLC 温度は環境温度+10K 以下と予想される。従って温度上昇も抑えられ、サイクル数も稼げる表 3.15、図 3.15 の負荷パターンが適当と考えられる。

表 3.15 負荷パターン例

	①充電(ACR/AVR)		②休止		③放電(ACR)		④休止	
	電流	電圧	時間	時間	電流	電圧	時間	時間
電圧降下	5 A	100 V	2 min	2 min	30 A	40 V	(20 s)	10 s
回生対策	20 A	100 V	30 s	10 s	5 A	40 V	(2 min)	2 min

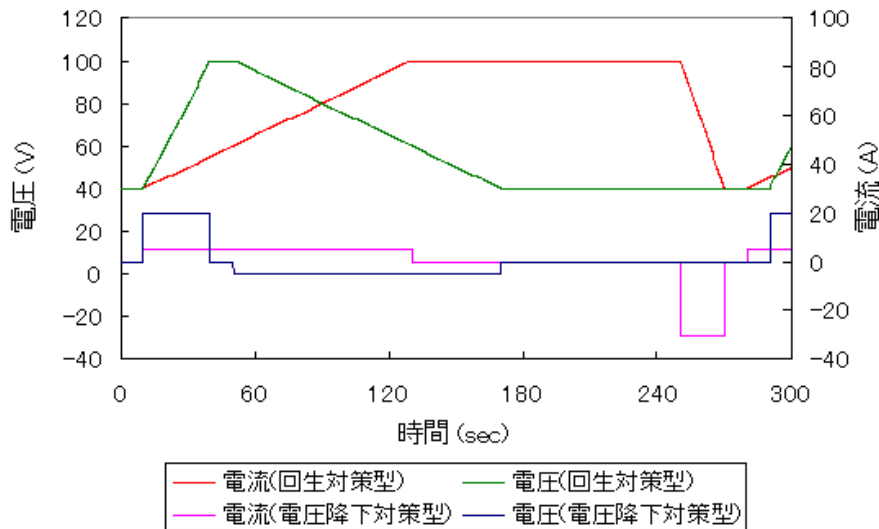


図 3.15 負荷パターン波形

3.1.15.2 試験結果

EDLC の寿命の一評価試験として、回生対策型でのサイクル試験を、50 °C の環境において約 10 万サイクル (20 °C 環境下では約 80 万サイクルに相当) にわたり実施した。負荷パターンは、図 3.15 の「回生対策型」と同様である。サイクル数と静電容量および内部抵抗の関係を図 3.16 に示す。

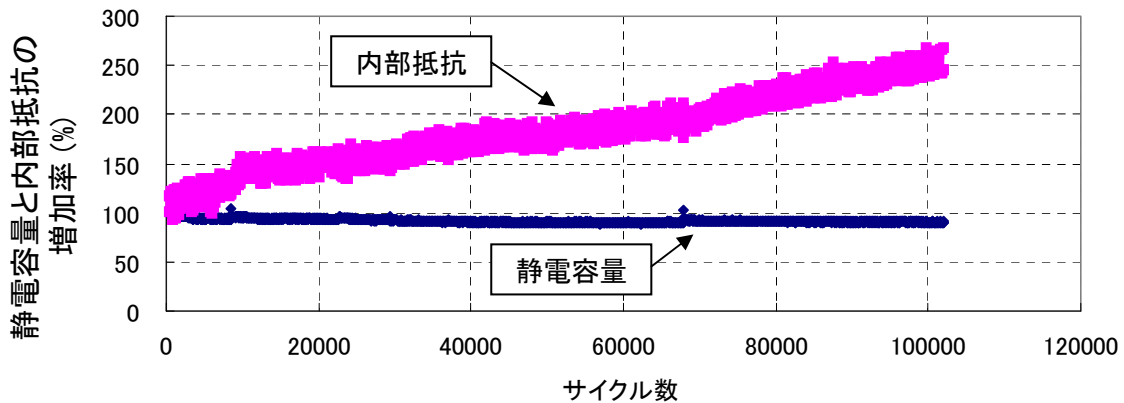


図 3.16 サイクル数と静電容量および内部抵抗の関係

サイクル数の増大に伴い、静電容量は低下、内部抵抗は逆に増加し、EDLC の性能が劣化することが分かる。しかしながら、静電容量の低下は初期値の 10 % 程度であり、30 % 減まで十分余裕がある。一方、内部抵抗はサイクル数にほぼ比例する形で上昇し、約 60,000 サイクルで 2 倍に増大する結果となり、3.1.9 節にて示した基準値に達した。本試験より、待機時間が長く瞬時の大きな出力が特徴的な電気鉄道の負荷パターンにおいては、静電容量の低下度よりも内部抵抗の増加度が寿命に影響する可能性があることを示した。

3.1.16 3.1 節のまとめ

電気鉄道への応用が期待されている電力貯蔵媒体に関する資料を得るため、電池、EDLC を用いて単体試験並びに併用試験を実施し、エネルギー量や負荷追随性、さらに等価回路と計算によりそれらの基礎特性の比較を行った。さらにハイブリッド型電力貯蔵に対する基礎的な検討を試みた。得られた結果より、電池の高エネルギー密度性、リチウムイオン電池及び EDLC の負荷急変時における応答性を確認した。

電気鉄道の電力貯蔵システムとしての応用が注目されている EDLC の寿命に関して、その一般的な劣化の概要、寿命試験法について述べた。次に電気鉄道の負荷を考慮した EDLC の寿命評価方法について述べ、さらに回生対策型による加速劣化試験を実施することにより、劣化の傾向の把握を試みた。その結果、約 60000 サイクルで劣化の基準値に達した。

3.2 電力変換器による充放電制御特性の解析

3.1 節では電気鉄道特有の負荷に対する電力貯蔵媒体の評価を行った。一方、電気鉄道のに接続するには、電力貯蔵媒体の充電状態を変動させて充放電しつつ、電車側の電圧変動を安定制御しなければならない。従って、電力貯蔵媒体と電車の方に電力を融通するための電力変換器を適用することが求められる。そこで、電力貯蔵媒体と電力変換器を組み合わせた電力貯蔵システムの特性を検討した。

3.2.1 電力貯蔵システムの概念

まず、電気鉄道を単純化した変電所と電車、電力貯蔵システムの電力モデルを想定する。変電所と電車の方に、EDLC 等の貯蔵媒体を用いた電力貯蔵システムを適用する場合、全体構成は図 3.17、回路要素は図 3.18 のようになる⁽⁵⁾。電力貯蔵システムの構成としては、貯蔵媒体部以外にその充放電制御部が必要である。

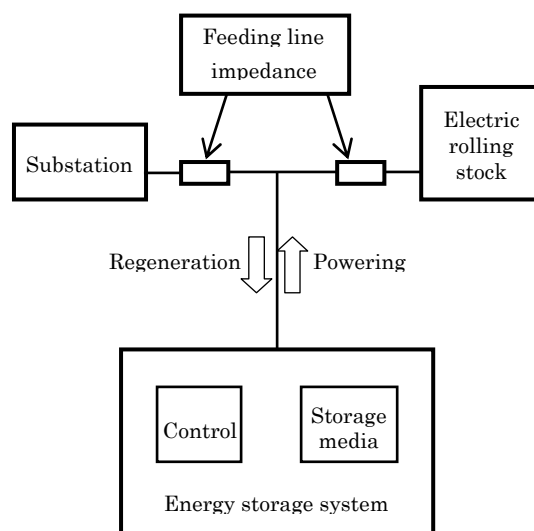
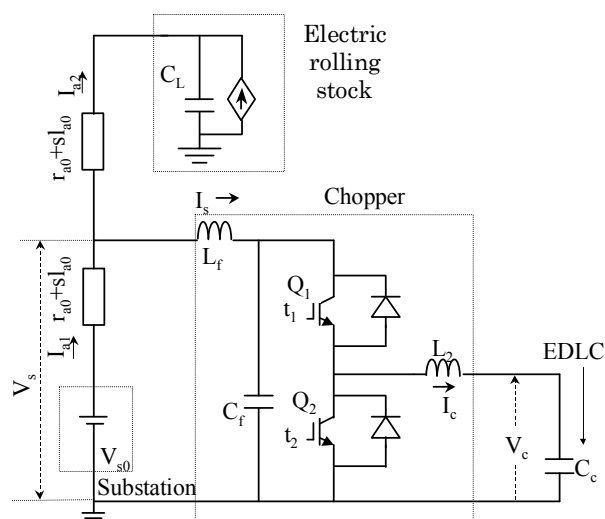


図 3.17 電気鉄道への電力貯蔵システムの適用



L_f : Filter for chopper, C_f : Filter for chopper, L_2 : Reactance for chopper, C_c : Capacity of EDLC, V_{s0} : Substation voltage, r_{a0} : Feeding line impedance, l_{a0} : Feeding line impedance, I_{a1} : Substation current, I_{a2} : Electric rolling Stock Current, V_s : Feeding line voltage, I_s : Output current, I_c : EDLC current, V_c : EDLC voltage, C_L : Capacity for electric rolling stock

図 3. 18 電力貯蔵システムの回路要素

図 3. 18 における回路定数の各設定を表 3. 16 に示す。

表 3. 16 電力貯蔵システム回路定数一覧

L_f	Filter for chopper (reactance)	1 mH
C_f	Filter for chopper (capacitor)	30 mF
L_2	Reactance for chopper	0.5 mH
C_c	Capacity of EDLC	32 F
V_{s0}	Substation voltage	432 V
r_{a0}	Feeding line impedance (resistance)	0.04 Ω
l_{a0}	Feeding line impedance (reactance)	1 mH
C_L	Capacity for electric rolling stock	15 mF

ここでは、貯蔵媒体を EDLC とし、充放電制御を双方向チョッパで行う、直流 400 V 系の電力貯蔵システムについて検討した。図 3. 18 に示すように、変電所と電車の間に電力貯蔵システムを適用する場合について考察する。

変電所と電力貯蔵システム間及び電力貯蔵システムと電車間に接続される抵抗、リアクタンスは何れも 0.04 Ω , 1 mH (直流 400 V 系)とし、変電所と電車の間に電力貯蔵システムが設置されているモデルにした。実系(直流 1500 V 系)において、1 km 当たりの電線と

レールの合成抵抗及びリアクタンスが約 0.04Ω , 1 mH である。従って、変電所と電車の間隔は、実系において距離は約 4 倍となり約 4 km に相当する。

電力貯蔵システムとして適用する EDLC, 双方向チョップそれぞれの特徴について以下の節に述べる。

3.2.2 EDLC の仕様

EDLC の充放電特性を調べるため、表 3. 17 に示す仕様の EDLC について計算及び試験を行った。EDLC1 ユニットの 8 並列 1 ブロックとして、3 ブロックを直列接続する構成とした。

表 3. 17 EDLC 仕様

Item	Unit	Block	Module
Constitution	46 Cell Series	8 Unit Parallel	3 Block Series
V, I	93 V, 50A	93 V, 400 A	280V, 400 A
C, R	12.1F, 0.44Ω	96.8F, 0.05Ω	32.3F, 0.16Ω
Measure	D340mmW340mm H50mm	D431mmW465mm H537mm	D1000mmW900mm H2300mm
Weight	7.2kg	74.5kg	715kg

電気鉄道では、ノッチが一定で安定走行時、短時間内において消費電力はほぼ一定で推移する。そこで、EDLC の定電力放電特性について以下のように考察した。定電力放電特性は、図 3. 19 の等価回路より算出する⁽²⁾⁽³⁾。C, R がモジュール単位の EDLC の全静電容量、全内部抵抗を示す。EDLC の電圧の初期値は 280 V とする。

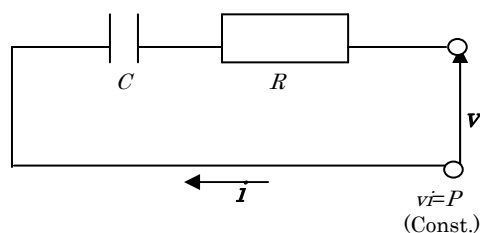


図 3. 19 EDLC の等価回路

図 3. 19 から、以下の微分方程式を導くことができる。

$$\frac{\int i dt}{C} + Ri + v = 0 \tag{3.2}$$

$$v_i = P(\text{一定})$$

P が 50 kW 及び 80 kW のとき、 i, v を求めると図 3. 20 のような特性が得られた。

電圧は時間の経過に伴い低下分が大きくなっている。3 秒ほど経過すると、80 kW 放電では負荷電圧が 100 V 近くまで低下し、その後電圧、電流が発散し、放電不能になる。放電不能になる直前では、放電電流の増大も顕著になる。一方、50 kW 放電では 10 秒以上の放電が可能であることが分かる。内部抵抗が小さくなると放電時間が非常に長くなる。従って、EDLC は、内部抵抗の存在により 0 V まで放電することができないため、充電電圧、放電電流に制限を与える必要がある。

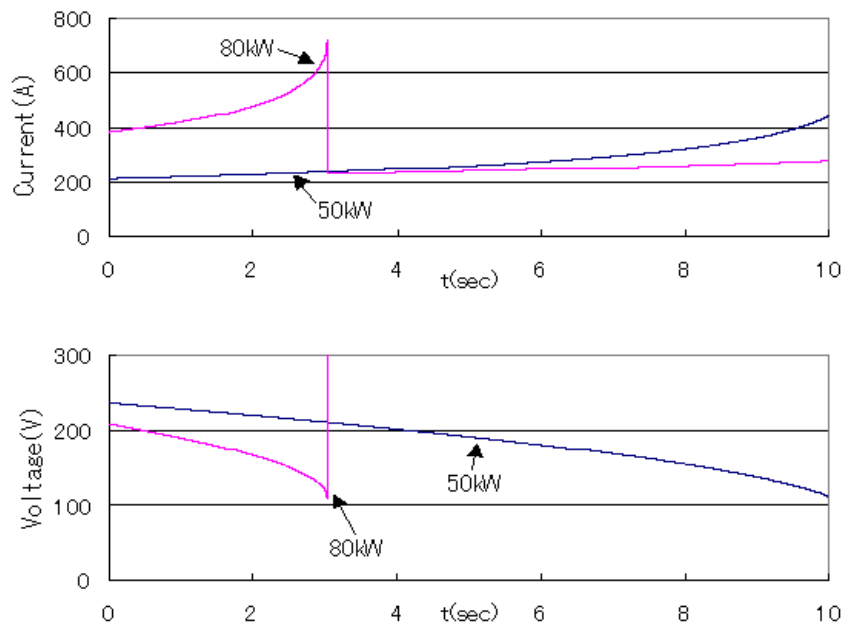


図 3. 20 EDLC の一定電力放電

次に、表 3. 17 に示した EDLC のモジュールを用い、下限電圧を 120V とし、200A で放電させたときの電流及び電圧特性を図 3. 21 に示す。このとき、 P が可変、 i が一定として式 (3. 2) を解くと、実験結果の電圧波形に示す通り、電圧は時間に比例し、直線の傾きは EDLC の容量に反比例することが理解できる。実験結果より、約 18 秒間放電を維持することが可能であった。電圧が 120 V 近くになると、EDLC の電流は低下し、電圧はほとんど低下しない特性になる。従って、EDLC の下限電圧、放電電流を制限することにより、安定した放電特性が得られることが分かる。

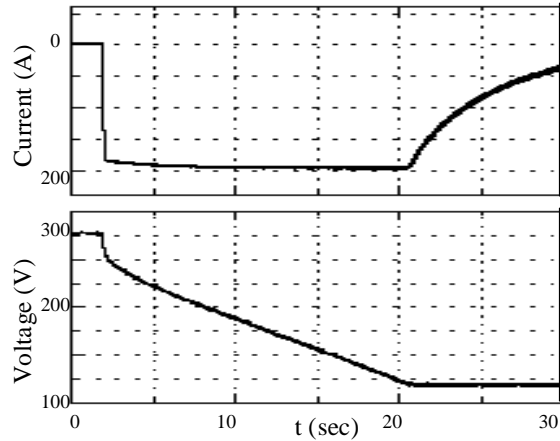


図 3.21 EDLC 部の放電特性

3.2.3 双方向チョッパ

チョッパ部は、双方向チョッパ構成としており、EDLC へ充電する場合は、降圧チョッパ動作を行い、EDLC から放電する場合は昇圧動作を行う。チョッパ部制御ブロック図を図 3.22 に示す。

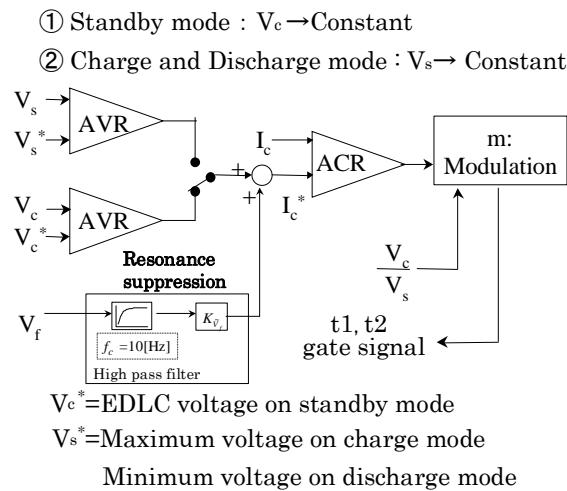


図 3.22 チョッパ部制御ブロック図

ここで、 V_s は変換器一次側電圧（き電側電圧）、 V_c は変換器二次側電圧（貯蔵媒体側電圧）、 I_c は変換器二次側電流（貯蔵媒体側電流）、 V_f はチョッパ部のスイッチング成分を除去するための LC フィルタ部電圧を指す。

動作モードは、EDLC へ一定電流にて初期充電を行う初期充電モード、 V_s が整定値より下がった場合には、貯蔵媒体より放電を行う放電モード、 V_s が整定値より上昇した場合には、貯蔵媒体へ充電する充電モードがある(②)。また、 V_s が上下整定値内にある場合は、貯蔵媒体側の電圧を維持する待機モードがある(①)。

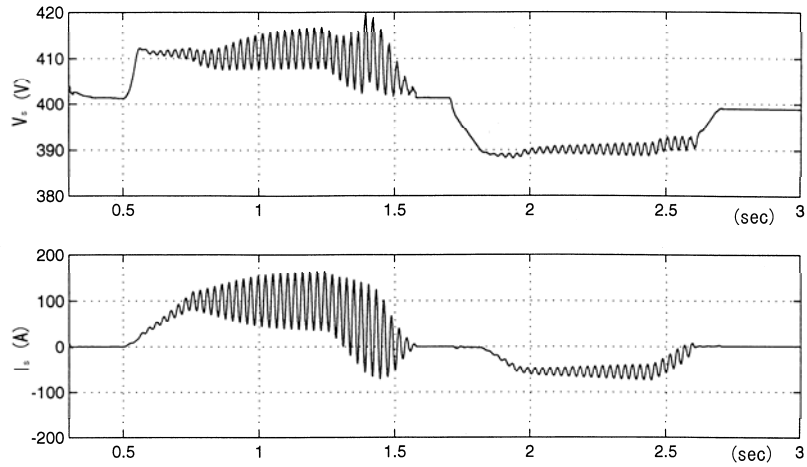
チョッパは出力側の電圧 (V_s)を一定に制御するため、き電電力が一定の場合、等価的に一定電力制御することになる。また、き電電流が変化した場合には、き電電圧が一定であるため電力が変化したことになり、貯蔵媒体側のチョッパはき電側の電力に追随する。従って、チョッパはき電側と貯蔵媒体側の直流-直流の電力変換部とモデル化できる。すなわち、チョッパ部の高圧側電力と電力変換効率の積は、低圧側電力に等価と考えることができる。

3.2.4 振動抑制の検証

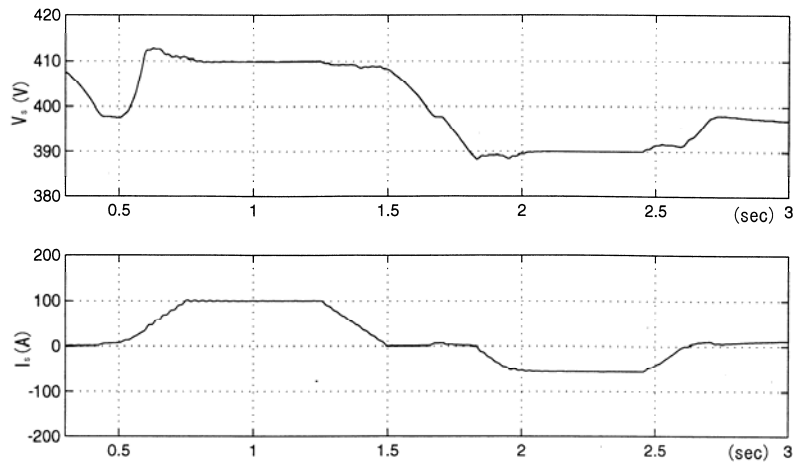
EDLC 及び双方向チョッパを用いた電力貯蔵システムを実系で使用する際に、フィルタ用コンデンサとリアクタンス、直流き電回路のコンデンサ、リアクトルによる共振回路が存在することになる。電力貯蔵システムのスイッチングにより、共振周波数成分の電流が増大して電流振動が発生する傾向になるため、それを抑制する必要がある。そこで、前節に示したチョッパ部の動作による振動抑制制御の効果を検証するために、図 3.18 の回路及び図 3.22 の制御ブロックでシミュレーションを行った。特に、振動抑制のゲインは線路インピーダンス等主回路条件に影響されるため、線路インピーダンスを変えて効果ある定数を決定する。チョッパ部のスイッチング成分を除去するための LC フィルタ部の電圧 (V_f)を検出し、ハイパスフィルタを通してき電線との振動成分を抽出する。この振動成分をチョッパ部の電流指令値へ加算することにより、等価的にき電線の電流を増加させ、振動抑制のダンピング抵抗として動作させている。ハイパスフィルターカットオフ周波数、振動抑制のゲインは、シミュレーションにより安定性から決定する。

シミュレーションは、系統解析用シミュレータの EMTDC で行った。力行、回生ともに 100 A に設定したときのシミュレーション結果を図 3.23 に示す (上図がき電線電圧 V_s , 下図が出力電流 I_s)。

図 3.23 (a)は振動抑制をゲイン 0 として抑制制御がない場合で、PWM コンバータのコンデンサ C_L , 線路インピーダンス I_{a0} , 双方向チョッパの直流フィルタ C_f , L_f による大きな振動現象が発生している。振動周波数は、20~30 Hz である。図 3.23 (b)において振動抑制のゲインを最適化した場合(ゲイン 4.0)を示す。き電線の電圧、電流の振動現象が抑制されているのが分かる。



(a) No oscillation suppression control



(b) Oscillation suppression control

図 3.23 シミュレーション結果

3.3 電力貯蔵システムのミニモデルによる検証

前節では電力貯蔵システムの構成要素と求められる特性を述べた。次に、実系への電力貯蔵システムの適用を評価するため、実系（直流 1500 V 系）の 1/4 レベルに相当する直流 400 V 系の電力貯蔵システムのミニモデルを構築し、その電気特性を検証した。ミニモデルの主回路構成を図 3.24 に示す。

電力貯蔵システムとして、電力貯蔵を行う EDLC、EDLC と直流き電線回路との電力の授受を行うチョッパ及びき電回路のインピーダンスについては、3.2 節において示した仕様と同様のものとする。

変電所の模擬は、3 相ダイオードブリッジ整流器で行う。すなわち、三相交流 100 V から直流 400 V に変換する。また、入力変圧器のタップにより、直流電圧を変更できる。なお、100 % 負荷電流による直流電圧変動幅を 8 % とした。

電車の模擬は、PWM コンバータで行っており、直流電流源として動作させている。電流パターンを電流指令として PWM コンバータの直流出力電流を追従制御させている。三相交流 100 V から直流 400 V へ電力を供給する場合は電車の回生を模擬し、直流から交流へ電力を戻す場合は電車の力行を模擬する。また、電車の負荷電流のデータを入力することにより、コンバータを実際の電車と同様な負荷特性にすることも可能である。

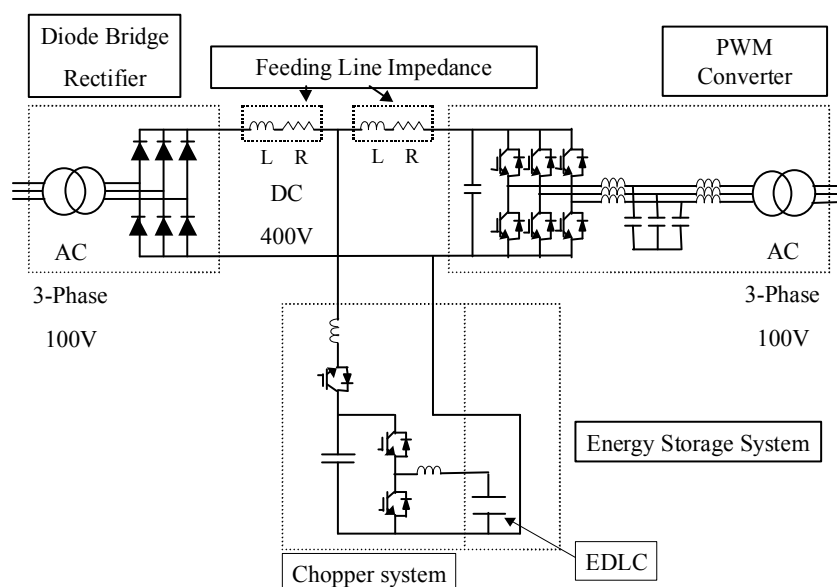


図 3. 24 ミニモデル主回路

試作したミニモデルの充放電特性を検証するため、基本パターン、回生車パターン及び抵抗制御車パターンの 3 パターンで試験を行った。

3.3.1 基本パターン

まず、電力貯蔵システムの基本特性を調べるため、図 3. 25 に示す電流パターンを PWM コンバータに電流指令として与え試験を行った。これは VVVF 車を模擬した負荷電流波形であり、時間に比例して電流が上昇するのが特徴である。10 秒間起動力行により加速しながら電流が時間に比例して立ち上がり、安定走行領域に入ると 10 秒間一定電流の負荷をとる。5 秒間ノッチオフで惰行した後、一定のブレーキ力による回生を 10 秒間行い（回生電流は 200 A 一定）、その後ブレーキ力を緩めて 10 秒間回生する（回生電流は時間に比例して減少）。以上が一連のパターンであり、パターン間隔は 5 分間としている。

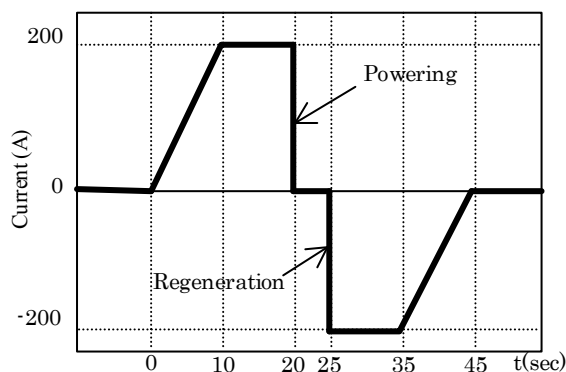


図 3.25 電車負荷の基本パターン

チョッパの各制御定数統等の試験条件を表 3.18 のように設定した。この場合、チョッパ電圧が 416 V 以上になると充電, 390 V 以下になると放電することを意味し, 390~416 V は不感帯 (EDLC の待機状態) となる。従って, 力行または回生電流が立ち上がると直ちに放電または充電を行うことになる。EDLC は 200 A 以上で充電, 放電することができない。EDLC 電圧が 270 V 以上になると充電を, 120 V 以下になると放電を停止する。

表 3.18 電力貯蔵ミニモデルの設定条件

Chopper Voltage	Maximum	416 V
	Minimum	390 V
Initial charge voltage		250 V
EDLC Current	Maximum	200 A
	Minimum	-200A
EDLC Voltage	Maximum	270 V
	Minimum	120 V

基本パターンでの充放電試験の結果, 図 3.26 の特性が得られた。図中の SS は変電所を, ERS は電車を指す。結果をまとめると次のようになる。

(1) EDLC の負荷追随性と電圧補償効果……力行時の EDLC, 電車電流は, ほぼ試験パターンの波形に追随している。変電所からの電流は, 電車が 200 A の力行時で 140 A 以下であるため, 変電所-EDLC 間の電圧降下は 70 % 以下に抑えられている。従って電車パンタ点電圧降下幅も 15 % 程度抑制される。

(2) EDLC の放電と充電の度合……力行が終了したとき, EDLC 電圧は 135 V 程度であり, EDLC 下限電圧 (120 V) 近くまで低下しており, 本試験条件では, EDLC は力行時に容量の大部分を放電したことになり, 回生により EDLC が充電されると, EDLC 電圧は初期充電電圧の 250 V に戻った。

- (3) 回生開始時の系統電圧上昇……回生開始時の電車電流は 100 A 程度であり，試験パターンの 1/2 の電流に抑えられている。この場合回生前の EDLC 電圧が低い状態であり，回生時の EDLC 電流が 200 A に抑えられているため，吸収可能な回生電力が小さい。そのため電力供給源である電車側の電流が絞られたと考えられる。
- (4) 満充電後の EDLC の特性……試験パターンで回生電流が立ち下がり始めるとき，EDLC の電流は絞り込まれている。これは EDLC の充電電圧が上限電圧の 270 V 付近まで達したことで，チョップが EDLC の充電電流を抑制したためと考えられる。その結果，電車，変電所電圧は，回生電流が下がり始めてから再び上昇する。

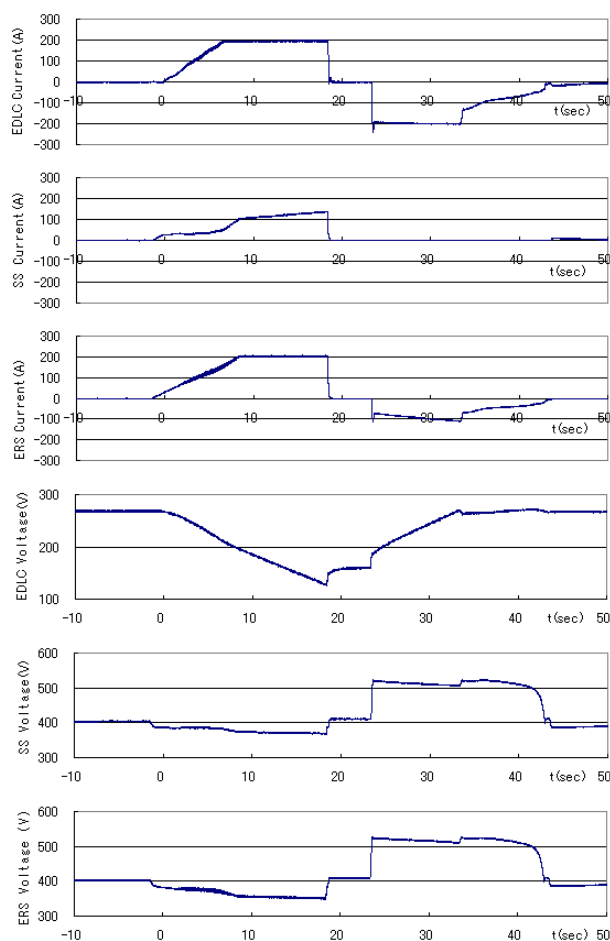


図 3.26 基本パターン時の充放電特性

3.3.2 回生車パターン

次に，都市近郊区間における具体例として，回生可能な電車が運行されている線区において，変電所で測定した回線電流を試験パターンとして電車模擬 PWM コンバータに与えたときの，電力貯蔵システムによる充放電試験を行った。

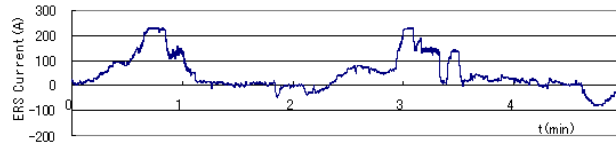


図 3.27 回生車負荷パターン例

サンプルとして用いたのは図 3.27 に示すような、誘導電動機を主電動機とする電車が走行する、都市部の直流電気鉄道における変電所 1 回線の 5 分間の波形であり、電流は実電流の 1/10 である。また、チョップ電圧の下限値を表 3.18 に示す 390 V から 370 V に変更し、力行電流がある程度増大してから EDLC を放電させる。

図 3.28 に、充放電特性を示す。比較として、EDLC がない場合の各特性も示す。EDLC がない場合の特性と比較すると、次のことが言える。

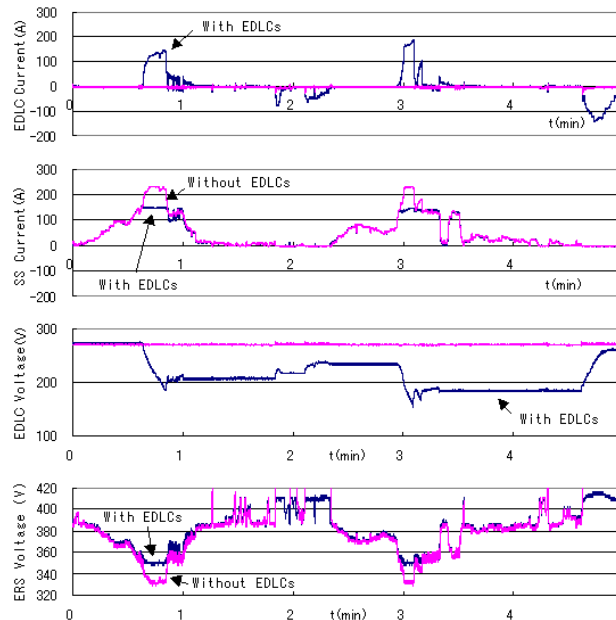


図 3.28 回生車負荷時の充放電特性

- (1) 変電所電流のピークカット……EDLC がない場合に変電所電流は電車電流と当然同じ波形となるが、EDLC がある場合、負荷が大きいために放電することにより変電所電流が抑えられており、ピークカットの効果が表れている。本ミニモデル試験では、変電所電流の 32% のカットが実現できた。
- (2) 充放電特性の再現性……基本パターン時と比較して、放電するエネルギーが小さいため、EDLC 電圧の低下分は小さくなる。一方、回生電流の充電により、パターン終了前には EDLC 電圧がほぼ満充電に近い値にまで回復している。従って、図 3.27 の負荷パターンが繰り返し行われた際にも、EDLC はほぼ同様な充放電特性を続けることが可能である。

(3) 電車電圧の補償効果……電車電流が大きいとき、電車のパンタ点電圧は大きく低下するが、EDLC が放電することにより、き電線の抵抗分による電圧降下が抑えられるため、パンタ点電圧降下も低減できる。本ミニモデル試験では、直流 400 V 系に対し約 20 V の電圧補償が可能である。実系においても 100 V 程度の電圧補償が期待できる。さらに、回生時の系統電圧上昇も回避できる効果も示した。

3.3.3 抵抗制御車パターン

これまで、充電については、電車の回生電力を吸収することを前提に議論を進めてきた。一方、チョッパ電圧の上限値を下げることで、無負荷時に変電所から充電することが可能になる。そこで、今度は直流直巻電動機を主電動機とする抵抗制御車のみが運行されている線区において、変電所で測定した回線電流を波形パターンとして電車模擬 PWM コンバータに与えたときの、電力貯蔵システムによる充放電試験を行った。サンプルとして用いたのは図 3.29 に示すような、郊外部の直流電気鉄道における変電所 1 回線の 18 分間の波形で、同パターンを 2 回繰り返している。電流は 3.3.2 節と同様、実電流の 1/10 としている。チョッパ電圧は上限値を表 3.18 に示す 390V から 400 V に変更した。これにより電車電流が 0 A を示すとき、すなわち無負荷状態において EDLC の充電が可能である。一方、下限値は 376 V に変更した。

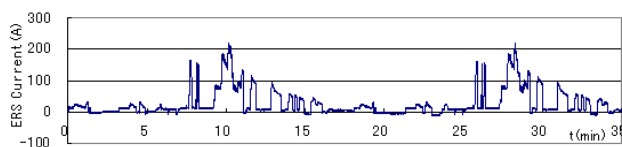


図 3.29 抵抗制御車負荷パターン例

図 3.30 に、充放電特性を示す。結果をまとめると次のようになる。

- (1) 変電所電流のピークカット……3.3.2 節と同様、電車が比較的小電流で力行をする場合は、EDLC は放電せず、電車の電流は変電所が負担している。一方、電車が 200 A 以上の最大負荷をとる際には、EDLC から上限値である 200 A の電流が流れていることが伺える。そのとき変電所電流は 170 A 程度に抑制されている。
- (2) 充放電特性の再現性……EDLC の電圧は下限値の 120 V まで低下しているため、EDLC はこの放電により容量をほとんど放出したことになる。放電後の充電により、次の放電の前までに EDLC 電圧は上限値、すなわち満充電状態まで達しているため、本パターンを繰り返し行っても同様な特性が得られる。
- (3) 電車における架線電圧の補償効果……EDLC の放電により電車電圧は 350 V 付近までの低下に抑えられた。EDLC がいない状態で 200 A 以上の電車負荷があるとき、電車における架線電圧は前節と同様に約 330 V まで低下するため、約 20 V の電圧低下分を補償することができたことになる。

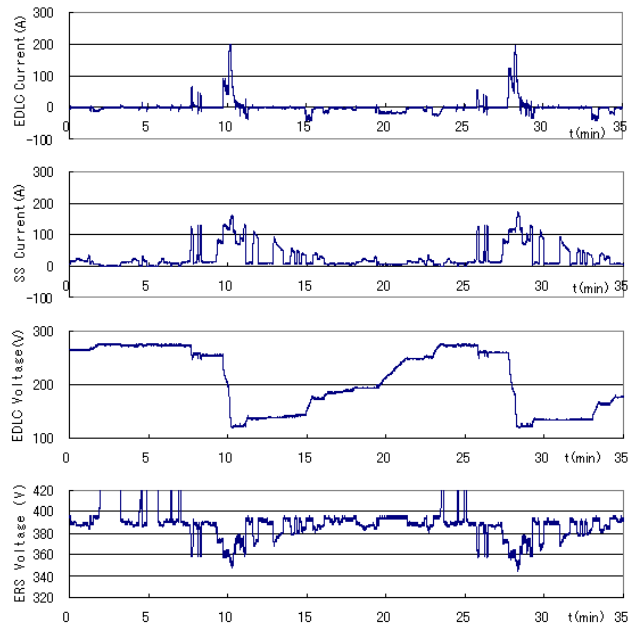


図 3.30 抵抗制御車負荷時の充放電特性

直流電気鉄道用として電力貯蔵システムを提案し、電力貯蔵媒体に EDLC を適用したモデルにより、以下のことを明らかにした。

(1) EDLC 単体の放電に関して、定電力放電と定電流放電に分けて、計算または試験により、電圧及び電流特性を示した。その結果、定電流放電では安定した充放電特性になることを示した。

(2) 共振抑制のゲインを最適化することにより、電力貯蔵システムと主回路間に発生する共振の抑制が可能であることをシミュレーションで確認した。

(3) 電力貯蔵システムミニモデルの充放電試験により、以下の結果を得ることができた。

- ・基本パターンでの試験により、電力貯蔵システムが負荷に応じて急速な充放電特性を示すことを確認した。また、電車力行時における変電所電流の抑制により、電車パンタ点電圧低下を 15%抑制することを確認した。一方、電車回生時に系統電圧上昇する原因について明らかにした。

- ・回生車パターンでの試験により、電車パンタ点電圧降下を 20 V (5%)低減、変電所電流を 32%カットすること、回生時における系統電圧上昇の回避等の効果を確認した。

- ・抵抗制御車パターンに関して、無負荷時に充電動作、電車力行時に放電動作を行うことにより、電圧降下低減、変電所電流のピークカットについて、回生車パターン時と同等の効果が得られること確認した。

本基礎的検討により、EDLC、双方向チョップの拡張により、実系においても上記に示す効果を期待できる。

3.4 鉛蓄電池と電気二重層キャパシタを併用したシステム

直流電気鉄道の電力負荷特性は、電車編成、地上設備によって多岐に分類される。例えば抵抗制御車の負荷は短時間で大きな変動を生じ、貨物列車の負荷は旅客列車よりも継続時間が長い、等の特徴を有する。従って負荷電流の立ち上がり時間や大きさ、継続時間がそれぞれ異なる負荷パターンに応じた充放電が可能であれば、電力貯蔵システムの汎用性が高くなる。しかしながら、それぞれの電力貯蔵システム用に想定される貯蔵媒体は長所、短所を併せ持つ。よって、単一の貯蔵媒体のみを適用した電力貯蔵システムでは、あらゆる電気鉄道負荷に対し十分な充放電効果を得るのは容易ではないと考えられる。

一方、電力貯蔵媒体を見ると、二次電池は一般的に高エネルギー密度を有すること、EDLCは高出力密度、急速充放電が可能で長寿命、などの利点がある。従って、異なる電力貯蔵媒体の併用により、媒体それぞれの特徴を活かし、電気鉄道に適した電力貯蔵システムを構築できる可能性がある⁽⁶⁾⁽⁷⁾⁽⁸⁾。

本節では、EDLCと蓄電池を併用した電気鉄道の地上設備としての電力貯蔵システム（以降ハイブリッド電力貯蔵システムと称す）の概念について明らかにする⁽⁹⁾。次に、数値計算により本システムの有効性について検証する。さらに、基礎検証用として試作した直流400V用電力貯蔵ミニモデルによる試験結果について述べる。

3.4.1 ハイブリッド電力貯蔵システムの概念

電力貯蔵システムを電気鉄道に適用する際、使用目的に応じてシステムが異なる。本節では、「回生電力対策」と「電圧降下対策」を目的とした、ハイブリッド電力貯蔵システムの概念を述べる。

3.4.1.1 回生電力対策型

電気鉄道においては、制動と力行が交互に起きるとは限らず、上下線で制動が発生する場合を踏まえると、少なくとも2回以上の回生エネルギーの充電に対応した大容量の電力貯蔵が必要となる。一方、回生電力の特徴として、比較的急峻な立ち上がり電流であること、立ち上がり時の電力吸収の追従遅れがあると電車側で回生絞りが発生し、さらには電圧上昇から回生失効に至ることが挙げられる。従って、立ち上がり時には急速充電が必要となる。

そこで、電力回生ブレーキに対応した「回生電力対策」のシステム例として、急速充電可能なEDLCとエネルギー容量の大きな蓄電池を組み合わせた図3.31の構成が考えられる。このシステムを実現するためには、蓄電池の充電容量は1編成あたりの最大回生エネルギーの2倍以上が必要となる。また、蓄電池には、急速充電、繰り返し寿命を考慮し、充電電流を低い値に抑制する必要がある。

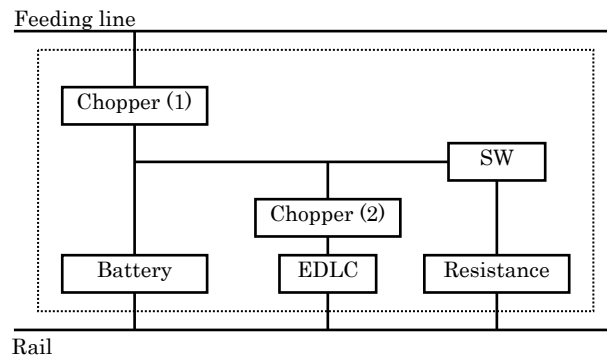


図 3.31 回生電力対策型の構成

電力貯蔵システムの近傍で電車が制動した場合について、図 3.31 の回生電力対策型の動作を以下に示す。

- ① 回生電流は、双方向チョップパ (1)を通して、蓄電池を充電する分と、チョップパ (2)を経由して EDLC を充電する分に分流する。このとき何れのチョップパも降圧動作を行う。
- ② 立ち上がり時の急峻な電流は、チョップパ (2)の降圧動作により、EDLC に大きく分流するが、EDLC の蓄積エネルギーが増大し満充電状態に近づくと、チョップパ (2)は充電電流を絞り、蓄電池側への分流分が大きくなる。
- ③ 制動終了後、チョップパ (1)を停止し、チョップパ (2)が昇圧動作を行うことにより、EDLC に蓄積されたエネルギーを蓄電池に充電する。これにより、EDLC は放電状態となり、次の回生電力への待機状態となる。
- ④ 蓄電池の充電量が大きく、EDLC に充電されたエネルギーを蓄電池が吸収できない場合が考えられる。そこで蓄電池電圧を監視し、満充電に相当する電圧が一定時間 (例えば 5 分程度)継続した場合にはスイッチ (SW)を投入し、抵抗により蓄電池の低電流放電を行う。

3.4.1.2 電圧降下対策型

3.4.1.1 節で述べた回生電力対策型は、EDLC を常時放電状態とし、制動時の急峻な波形に追従することを目的としたシステムである。このため、力行電流に対しては蓄電池の特性に支配された放電特性となるため、急速放電への対応は難しい。また、電力回生ブレーキを有する電車が運行されていない線区では、抵抗制御車による力行時の電流変化が大きくなるため、急速放電が必要とされる。一方、蓄電池と EDLC を直接に並列接続した場合、蓄電池が EDLC に常時充電を行うことから、放電電流の立ち上がりが小さくなり、蓄電池と EDLC の並列効果が低減する。

上記の事柄を踏まえると、「電圧降下対策」が必要で回生電力対策が不要の場合、EDLC と蓄電池それぞれ個別に双方向チョップパで制御する図 3.32 のシステムが適当と考えられる。すなわち、チョップパ(1)、(2)の放電開始電圧に差を設けることにより、立ち上がり放電特性を変えることが可能となり、線区に応じた適切な値を選定することにより、貯蔵媒体の長

所を活かした放電が可能となる。

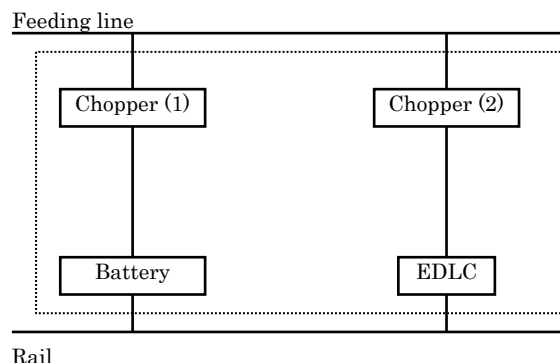


図 3.32 電圧降下対策型の構成

この電圧降下対策型の動作を以下に示す。

- ① 無負荷電圧より若干低い電圧で、蓄電池と EDLC を充電する。この電圧は、列車の運転間隔内に蓄電池と EDLC が充電完了となる値を選定する。チョッパ (1), (2) は降圧動作を行う。充電電流は両者とも低く選定する。
- ② 蓄電池電圧が一定値に達するまで充電した時点で、チョッパ (1) を停止し放電待機状態とする。また、EDLC の端子電圧が、設定した初期充電電圧に達した時点でチョッパ (2) を停止し、放電待機状態とする。
- ③ き電側電圧が低下した時点でチョッパ (1), (2) の昇圧動作により蓄電池と EDLC より放電を開始する。

3.4.1.3 チョッパ動作

チョッパ部は、EDLC 単独時と同様、双方向チョッパ構成であり、貯蔵媒体(EDLC および蓄電池)に充電する場合は、降圧チョッパ動作を行い、放電する場合は昇圧動作を行う。チョッパ部 1 段の制御ブロックは図 3.22 と同様である。

電圧降下対策の場合、チョッパを 2 段構成した場合にも、き電側のチョッパが動作すると同時に貯蔵媒体側のチョッパが動作するため、1 段と同様な電力変換制御とみなすことができる。

一方、回生電力対策の場合、チョッパ (2) の動作は、上述に加えて、チョッパ (1) の動作中という条件が AND 回路として加わる。チョッパ (2) の停止条件は、EDLC 電圧が上限に達した場合およびき電側チョッパが停止した場合となる。

3.4.2 ハイブリッド電力貯蔵システムの数式モデルによる検証

3.4.1 節で示したハイブリッド電力貯蔵システムの各構成について、数式を用いてその有効性を検証する。なお、本章においては、計算の簡略化のため、双方向チョッパによる制御の応答速度は十分速いものと仮定する。

EDLC の等価回路については、図 3. 10 に示したキャパシタンスと内部抵抗の直列回路で簡略化する^{(2) (3)}。一方、蓄電池（鉛蓄電池）は、短時間中の放電による電圧低下は微少であることから、その等価回路は定電圧源と内部抵抗の直列回路で簡略化できる。さらに、き電側電圧は電圧源、電車負荷は電流源として模擬する。

貯蔵システムにおけるき電側電圧を V とし、電車の回生電流 I が貯蔵システムに流れ込むと仮定した場合の、回生電力対策型の EDLC、蓄電池それぞれの特性について考察する。

図 3. 33 に示した回路において、変換器に関して以下の 2 式が成立する。

$$\eta_1 VI = V_b (I_b + I_{c2}) \quad (3.3)$$

$$\eta_2 V_b I_{c2} = V_c I_{c1} \quad (3.4)$$

ここで V_b は蓄電池の端子電圧、 η_1 , η_2 はチョップパ(1), (2)それぞれの電力変換効率を示す。また、蓄電池、EDLC についてそれぞれ以下の 2 式が成立する。

$$V_b = E + R_b I_b \quad (3.5)$$

$$V_c = \frac{1}{C} \int I_{c1} dt + R_c I_{c1} \quad (3.6)$$

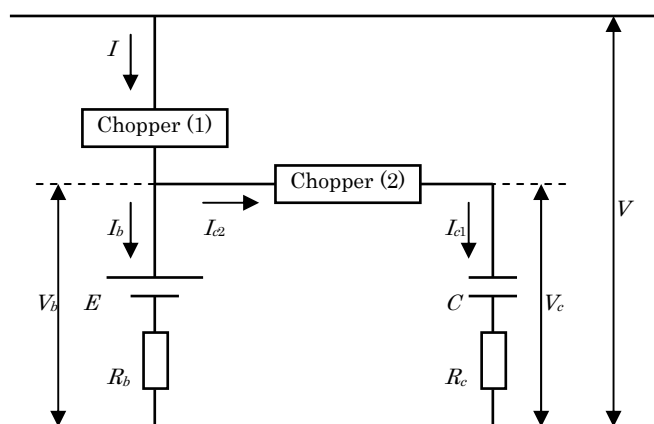


図 3. 33 回生電力対策型の回路モデル

ここで、制動中におけるチョップパ(1)の低圧側の電圧、すなわち V_b が一定の場合、 E , R_b は定数であるから式 (3.5) より I_b が求まる。式 (3.3) より I_{c2} も定まるため、式 (3.4), (3.6) より残りの未知数 V_c , I_{c1} を知ることができる。

一例として、き電回路、EDLC、蓄電池、変換器の効率に関する条件を表 3. 19 に設定し、EDLC 特性の計算を試みた。EDLC の初期電圧は 130 V に設定した。また、電力貯蔵システムの充電時電圧はき電側 420 V 以上とし、回生電流は 200 A 一定に設定した。さらに、回生制動時の V_b を 295.2 V 一定とし、蓄電池の充電電流を上限 100 A とした。

回生電力対策型の計算結果を図 3. 34 に示す。比較として、EDLC、チョップパ (2)のみで構成される電力貯蔵システムの充電特性も併せて示す。

ハイブリッド電力貯蔵の EDLC の初期電流は 300 A 以下であり、EDLC のみの場合と比

較して 100 A 以上電流容量に余裕生まれる。また、EDLC 電圧が 250 V に達するまでの時間は約 12 秒であり、充電継続時間は EDLC のみの時と比較して約 2 倍に伸びることが分かる。

表 3.19 計算条件

	Item	Value
EDLC	Capacitance (C)	32 F
	Inner resistance (R_c)	0.16 Ω
Battery	Supply voltage (E)	288 V
	Inner resistance (R_b)	0.072 Ω
Chopper (1)	Efficiency (η_1)	0.95
Chopper (2)	Efficiency (η_2)	0.95

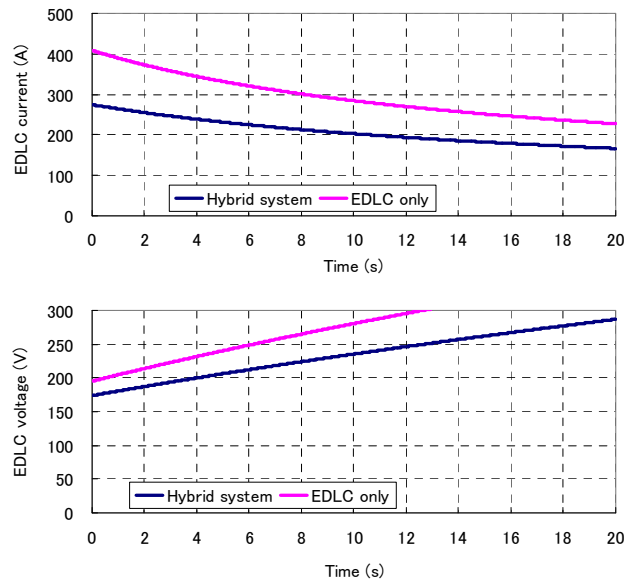


図 3.34 回生電力対策型の計算結果

貯蔵システムにおける電圧を V とし、電力行時、貯蔵システムが電車に I の電流を供給すると仮定した場合の、電圧降下対策型の EDLC、蓄電池それぞれの特性について考察する。図 3.35 に示した回路において、

$$\eta_1 V I_{b2} = V_b I_{b1} \quad (3.7)$$

$$\eta_2 V I_{c2} = V_c I_{c1} \quad (3.8)$$

$$I = I_{b2} + I_{c2} \quad (3.9)$$

また、それぞれの貯蔵媒体について以下の式が成立する。

$$V_b = E + R_b I_{b1} \quad (3.10)$$

$$V_c = \frac{1}{C} \int I_{c1} dt + R_c I_{c1} \quad (3 \cdot 11)$$

ここで回生電力対策型と同様，チョッパ(1)の低圧側電圧，すなわち V_b が一定の場合，式 (3・10) より I_{b1} が定まり，式 (3・7)，(3・9) より， I_{b2} ， I_{c2} も定まる。式 (3・8)，(3・11) より，残りの未知数 V_c ， I_{c1} を知ることができる。

電車力行時の V_b を 280.8 V 一定とし，蓄電池の放電電流を上限 100 A とした。また，EDLC の初期電圧を 130 V から 250 V に変更し，初期エネルギーを大きく設定した。さらに，電力貯蔵システムの放電時電圧はき電側 380 V 以上とし，力行電流は 150 A 一定に設定した。

表 3. 19 に示した同様の仕様を有する EDLC，蓄電池を用いた場合の，電圧降下対策型の計算結果を図 3. 36 に示す。比較として，EDLC，チョッパ (2) のみで構成される電力貯蔵システムの放電特性も併せて示す。

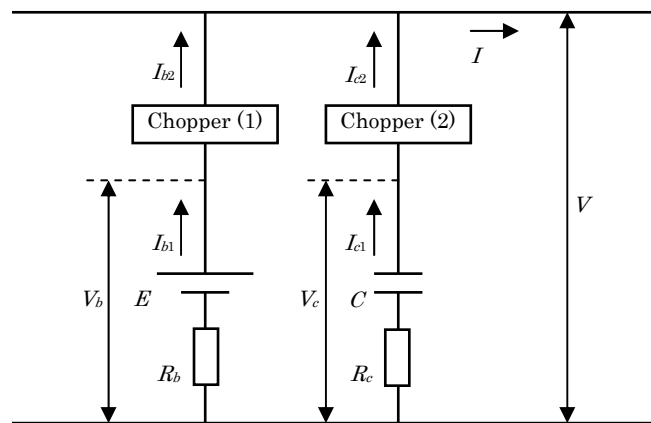


図 3. 35 電圧降下対策型の回路モデル

EDLC のみの場合，EDLC の初期放電電流は約 300 A であり，時間の経過に伴い大きく増加し放電停止に至るが，ハイブリッド電力貯蔵では初期放電電流が約 150 A に抑制され，放電容量に十分な余裕が生まれることが分かる。また，EDLC 電圧の特性から，放電停止に至るまでの時間は，ハイブリッド電力貯蔵で 17 秒以上であり，EDLC のみの場合と比較して 3 倍以上の能力があることが分かる。

数式を用いた本検討により，回生電力対策型，電圧降下対策型の何れも，EDLC を単体で使用する場合よりも充放電継続時間を大きく延伸し，電流容量を大きく低減できることを示した。ハイブリッド電力貯蔵システムの EDLC，蓄電池の容量等を決定する際，本手法が一つの指針になると考えられる。

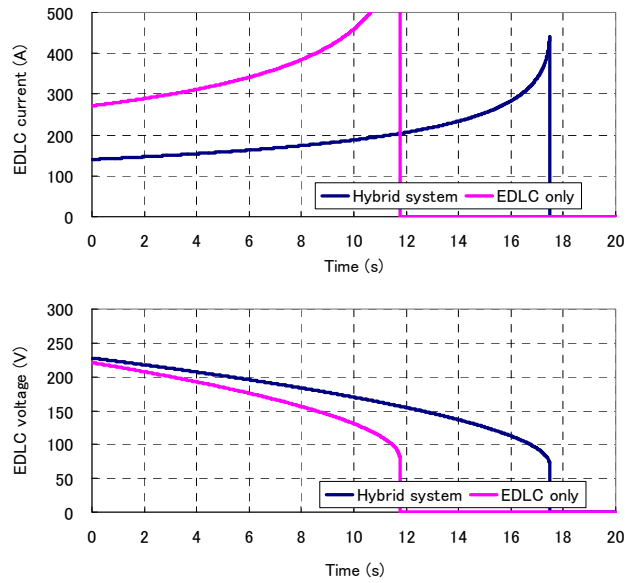


図 3.36 電圧降下対策型の計算結果

3.4.3 ハイブリッド電力貯蔵システムのミニモデル

次に、3.3節で示した電力貯蔵システムのミニモデルに、蓄電池と新たな双方向チョッパを増設することにより、ハイブリッド電力貯蔵のミニモデルによる基礎検討を行う。

電力貯蔵ミニモデルの回路構成(回生電力対策型)を図 3.37 に示す。3.3節の図 3.24 と同様、電圧、電流はそれぞれ実系の 1/4、1/10 のモデルである。直流き電回路は、前節と同様、変電所模擬としてのダイオード整流器、電車模擬負荷として PWM コンバータ、き電線インピーダンスとしての抵抗、リアクトルで構成される。3.3節と同様、変電所と電車の間隔は 8 km の模擬とし、変電所と電車の中に電力貯蔵システムが設置される模擬とした。模擬抵抗、リアクトルは何れも 0.04Ω 、 1 mH である。双方向チョッパは 2 台とも構造は同様であり、変換器 (IGBT)、フィルタ用リアクトル、コンデンサで構成される。スイッチング周波数は何れも 4 kHz である。蓄電池用の放電抵抗は 8.25Ω であり、 40 A で 2 分間連続放電が可能である。ダイオード整流器、PWM コンバータの詳細は前節に示した通りである。

ミニモデルに使用する EDLC、蓄電池の仕様を表 3.20 に示す。EDLC のセル接続は直列と並列の組み合わせであり、蓄電池は全セルを直列に接続している。蓄電池は鉛電池を採用した。電流は 3 C までが許容範囲であるが、繰り返し充放電による劣化を避けるため、最大電流は 100 A (0.5 C) に設定した。蓄電池 1 セル当りの最低許容電圧は 1.8 V 、最高使用電圧は 2.8 V であるが、今回のシステムでは過充電もしくは過放電による劣化を防止するため、 $2.0 \sim 2.3 \text{ V}$ に制限した。

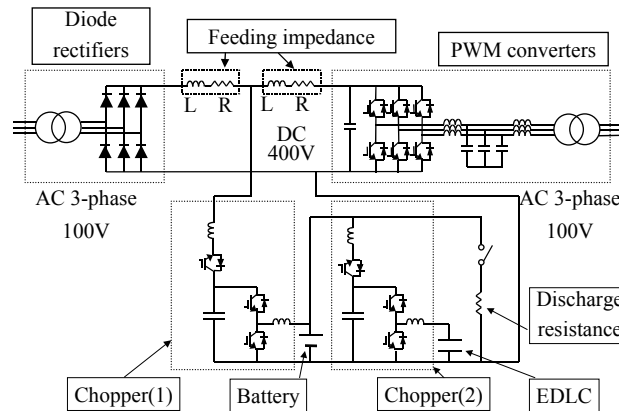


図 3.37 ハイブリッド電力貯蔵ミニモデル回路

表 3.20 EDLC と蓄電池の仕様

Media	EDLC	Battery
Constitution	1104 cell	144 cell
Voltage	120~280 V	288~330 V
Current	400 A (maximum)	200 Ah
Capacity	32F	
Resistance	0.16 Ω	0.072 Ω
Dimension	D1000mmW900mm H2300mm	D1018mmW1450mm H1835 mm
Weight	715 kg	2400 kg

チョッパ(1)と(2)の制御による、EDLC、蓄電池の各制限パラメータを表 3.21 に示す。各パラメータの設定理由を以下に述べる。

回生電力対策……EDLC の初期電圧を低く設定し、充電容量を大きくする。また電流範囲を大きく設定することにより、回生ブレーキ初期時の EDLC の充電電力を上げる。EDLC は蓄電池の電圧を監視し、その変動にあわせて充放電を開始する。

電圧降下対策……回生電力対策とは逆に、EDLC の初期電圧を高く設定し、放電容量を大きくする。EDLC は蓄電池と同様にき電側の電圧を監視し、その変動にあわせて充放電を開始する。力行初期時の EDLC の放電容量を大きくするために、蓄電池の電流範囲を狭める。同様の理由で、蓄電池の放電開始電圧を低く設定する。

表 3.21 EDLC と蓄電池の各種設定値

	Measure	Regenerative Power	Voltage drop
EDLC	Initial voltage	130V	250V
	Voltage	120～270V	120～270 V
	Current	-300～300A	-200～200A
	Discharge voltage	298V	390V
	Charge voltage	308V	416V
Battery	Initial voltage	302V	302V
	Voltage	290V～330V	290～330V
	Current	-200～200A	-175A～175A
	Discharge voltage	390V	380V
	Charge voltage	416V	416V

3.4.4 ミニモデルの充放電特性

電力貯蔵ミニモデルを用いて、2種類の主回路による充放電試験を実施した。それぞれの代表的な結果を以下に示す。

3.4.4.1 回生電力対策型の特性

回生電力対策型による、力行時および電力回生時（以下単に回生時と略す）の充放電特性（電流）の一例を図 3.38 に示す。本章では、電車の力行電流を正、回生電流を負、貯蔵媒体の放電電流を正、充電電流を負とする。電車負荷は、図 3.38 上のグラフに示すとおり、最大力行電流を 200 A、最大回生電流を 150 A、力行、回生時間をそれぞれ 20 秒に設定した。さらに、回生終了後、次の力行電流が立ち上がるまでの待機時間は 240 秒に設定した。図 3.38 下に示した EDLC、蓄電池の充放電特性（何れも低圧側の電流値）を時間毎にまとめると、以下のことが言える。

- (1) 力行時 (5～25 秒)…EDLC は初期充電されていないため放電しない。蓄電池は 50 A 以下の低電流で放電する。
- (2) 回生時 (30 秒)…EDLC は 200 A 以上で、蓄電池は約 100 A で充電する。
- (3) 回生時 (30～45 秒)…EDLC に殆ど充電される。
- (4) 回生時 (45～50 秒)…EDLC がほぼ満充電状態となり、蓄電池の充電電流が再び上昇する。

上記の特性は、3.4.1.1 節に示した②の概念を満たしている。

各電圧の充放電特性ならびに蓄電池のエネルギー変化を図 3.39 に示す。それぞれの特性をまとめると、以下のことが言える。

- (1) 電車の架線電圧…回生時に大きく電圧が上昇する現象（回生失効現象: 450 V 以上）が生じていないことから、本システムが有効に機能している。
- (2) EDLC 電圧…回生時の充電により、ほぼ満充電状態 (270 V) まで達する。待機時間に移行すると、充電した電力はチョッパ (2) を介して蓄電池に吸収されるため、電圧が低下する。約 3 分後、EDLC 電圧は初期電圧まで戻る。このことは、3.4.1.1 節の③の概念を満たして

いる。

(3) 蓄電池電圧…力行，回生時に電圧が変動する理由として，蓄電池の内部抵抗の影響が大部分を占める。蓄電池は待機時間中に EDLC のエネルギーを充電するが，低電流のため蓄電池電圧の上昇は微少である。

(4) 蓄電池のエネルギー収支…蓄電池は力行終了時 (25 秒)までに約 200 kJ 放電し，回生終了時 (50 秒)ではほぼ 0 秒時の充電状態まで戻る。その後，蓄電池は EDLC が吸収したエネルギーを充電する (50~230 秒)。次の力行が開始する直前 (295 秒)では，蓄電池は 0 秒時よりも約 250 kJ 多く充電された状態に至った。

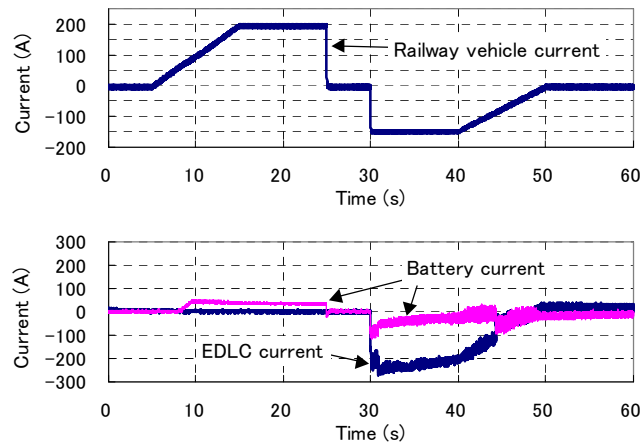


図 3.38 電流特性 (回生電力対策)

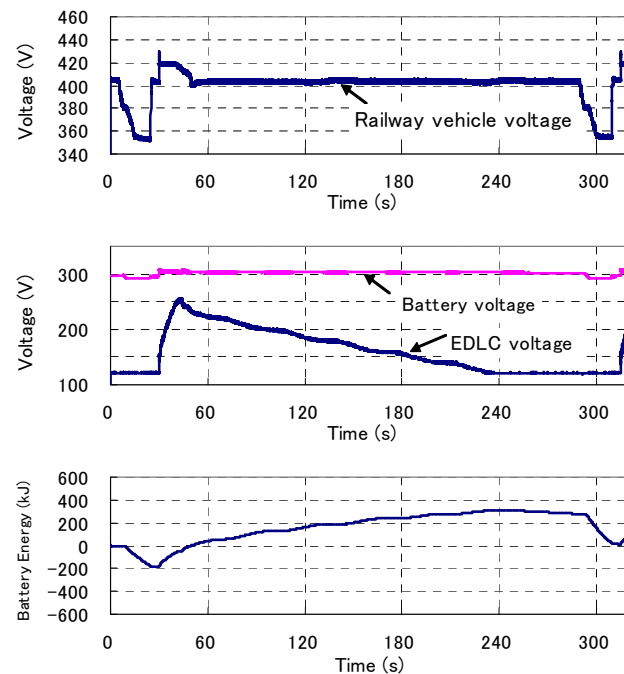


図 3.39 電圧特性 (回生電力対策)

3.4.4.2 電圧降下対策型の特性

電圧降下対策型による、力行、回生時の充放電特性の一例を図 3.40 に示す。電車負荷については、図 3.40 の 1 段目のグラフに示すとおり、最大力行電流を 200 A、最大回生電流を 100 A、力行、回生時間をそれぞれ 20 秒に設定した。変電所特性、電車特性及び EDLC、蓄電池の電圧、電流特性（低圧側）を時間毎に以下にまとめる。

(1) 力行時 (6~10 秒)…力行開始後まもなく直流電圧が 390 V 以下となるため、EDLC が放電を開始する。EDLC の放電電流は最大 185 A まで上昇し、EDLC 電圧は時間にほぼ比例して低下する。

(2) 力行時 (10~16 秒)…直流電圧が 380 V 以下になり、蓄電池が 50~70 A で放電を開始する。EDLC は、放電分担率が下がることにより、放電電流が低下し、電圧の低下率も下がる。貯蔵システムの放電により、変電所電流は 100 A に抑制される（貯蔵システムがない場合は電車力行電流と同じ）。また、電車電圧は 360 V 以上になる（貯蔵システムがない場合は 340 V）。

(3) 回生時 (31~51 秒)…前半では蓄電池の充電が、後半では EDLC の充電が大きくなる傾向を示した。

上記の(1)、(2)の特性は、本システムが、電圧降下抑制及び変電所電流抑制として有効に機能したことを示す。さらに EDLC が力行初期時に放電し、一定時間の経過後に蓄電池が放電をサポートすることで媒体の長所を活かした放電の分担が実現されたことを示す。

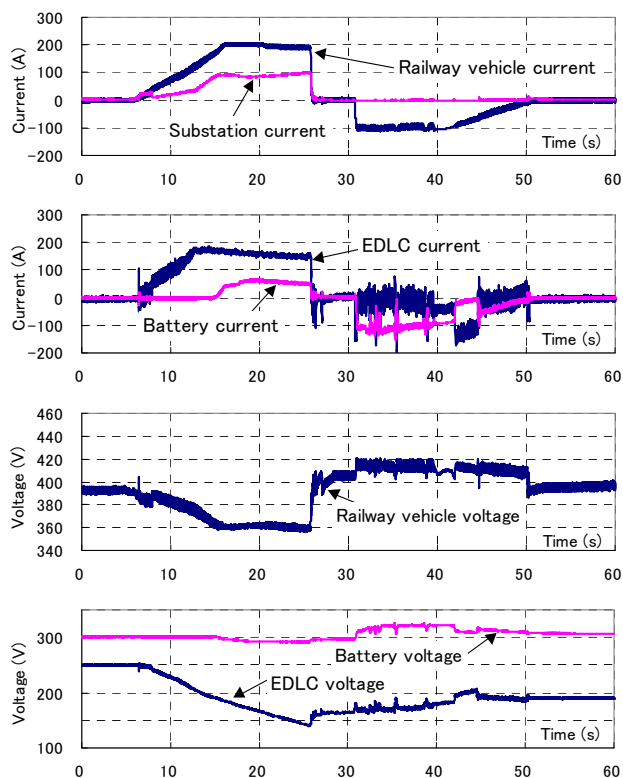


図 3.40 電圧、電流特性（電圧降下対策）

3.5 まとめ

本章の結果を以下に要約する。

- ・ 電気鉄道への応用が期待されている電力貯蔵媒体に関する資料を得るため、二次電池、EDLC を用いて単体試験を実施し、エネルギー量や負荷追従性、さらに等価回路による計算によりそれらの基礎特性の比較を行った。さらに 2 種類の貯蔵媒体を組み合わせたハイブリッド型についても、それらの特性を評価した。
- ・ サイクル寿命の長いとされる EDLC について、その一般的な劣化の概要、寿命試験法について述べた。次に電気鉄道の負荷を考慮した EDLC の寿命評価方法を述べた。さらに回生対策型による一評価試験を実施することにより、劣化の傾向の把握を試みた。
- ・ 直流電気鉄道用として電力貯蔵システムを提案した。具体的には電力貯蔵媒体として EDLC を適用したモデルを計算、試験によって評価した。
- ・ EDLC と蓄電池を併用した電力貯蔵システムについて、回生電力対策及び電圧降下対策のシステムの概念を定性的かつ定量的に明らかにした。さらに電力貯蔵ミニモデルによる評価試験を実施することにより、それらのシステムの、電気鉄道適用への有効性を示した。

参考文献

- (1) 長谷 伸一：「電力エネルギー貯蔵技術の動向」，鉄道と電気技術，Vol. 19, No. 8 pp.3-13 (2008)
- (2) 山田 哲，山城 迪，佐々木正和，荒木修一：「電気二重層キャパシタの等価回路モデルに関する一考察」，電学論 B, Vol.123, No.8 pp.1011-1018 (2003)
- (3) T.A.Smith, J.P.Mars, and G.A.Turner : “Using Supercapacitors to Improve Battery Performance” , PESC’ 02, Vol.1, pp.124-128 (2002)
- (4) 岡村迪夫：電気二重層キャパシタと蓄電システム，日刊工業新聞社 (1999)
- (5) 長谷伸一，小西武史，奥井明伸，中道好信，奈良秀隆，上村正：「電気二重層キャパシタを用いた電力貯蔵装置の電気鉄道への適用に関する基礎的検討」，電学論 D, Vol.123, No.5 pp.517-524 (2003)
- (6) 小西武史，長谷伸一，中道好信：電鉄負荷を模擬した電力貯蔵媒体の充放電試験，平成 14 年電気学会全国大会，Vol. 5, No199 (2002)
- (7) 長谷川彰，小関剛，吉田雄紀，中野孝良：「燃料電池と電気二重層コンデンサを用いた電気自動車用電源システムの開発」，H13 年電学全，Vol.4, No.4-206 pp.1528-1529 (2001)
- (8) H.Spaeth and K-P.Becker : “Energy Storage by Capacitors” , European Transactions on Electrical Power, Vol.12, No.3, pp.211-216 (2002)
- (9) 小西武史，長谷伸一，中道好信，奈良秀隆，上村正：「電気二重層キャパシタと蓄電池を併用した電気鉄道用電力貯蔵装置の基礎研究」，電気学会論文誌 D, Vol.125, No.11 pp.1046-1053 (2005)

第4章 直流電気鉄道の実線区における電力貯蔵システムの評価

第3章では電気鉄道特有の負荷に対する電力貯蔵媒体の放電特性、ならびに縮小モデルによる電力貯蔵システムの特性評価を実施した。その基礎検証結果をもとに、実際の直流電気鉄道において、電圧降下補償あるいは回生電力吸収の各検証を直流電気鉄道の実線区で実施した。本章ではその内容について述べる。

4.1 電圧降下補償の検証

電圧降下補償を目的とした検証試験は、直流600V線区であるX電気鉄道の2箇所の直流変電所間に電力貯蔵システムを設置して実施した⁽¹⁾。以下にその詳細について述べる。

4.1.1 検討対象線区

X電気鉄道は、約10kmの独立した単線線区である。電車編成は4両もしくは2両であり、回生車は運行されていない。運行本数は1時間当たり上下線各5本でほぼ統一されている。き電電圧は直流600Vを採用しており、直流変電所は4箇所で開催される。

電力貯蔵システムは、図4.1に示す通り、2箇所の変電所(A変電所、B変電所)のほぼ中間に位置するC検車区の屋内に設置した。A変電所は容量1500kWであり、F1(下り方)、F2(上り方)の2方面で電力供給する。一方、B変電所は容量500kWであり、1方面で電力供給する。C検車区付近の駅において2編成がすれ違いを行う際、同時力行により、F駅近くに位置するC検車区付近のき電電圧が低下しやすい。

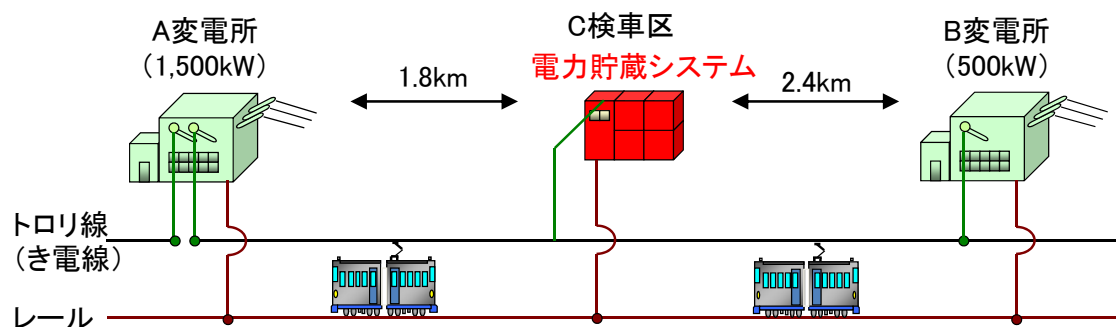


図4.1 電圧降下補償の検証区間

電力貯蔵システムの基本仕様を検討するために、検証区間の現状の負荷特性を知る必要がある。そこで、C検車区にて架線電圧の測定ならびにA、B両変電所にてき電電流の測定を同時に実施した。図4.1のF駅付近で2編成が走行する時間帯(2分間)の測定結果例を図4.2に示す。A変電所電流(上り方面)が約600A以上、B変電所電流が約1000A以上を示したとき、C検車区電圧は約10秒間550V以下に低下する。従って、各変電所電流を約10秒間にわたって100~150A程度抑制することができれば、C検車区電圧を550V以上

に保持することが可能になる。すなわち、150 kW 相当の電力貯蔵システムを C 検車区に設置することが要求される。

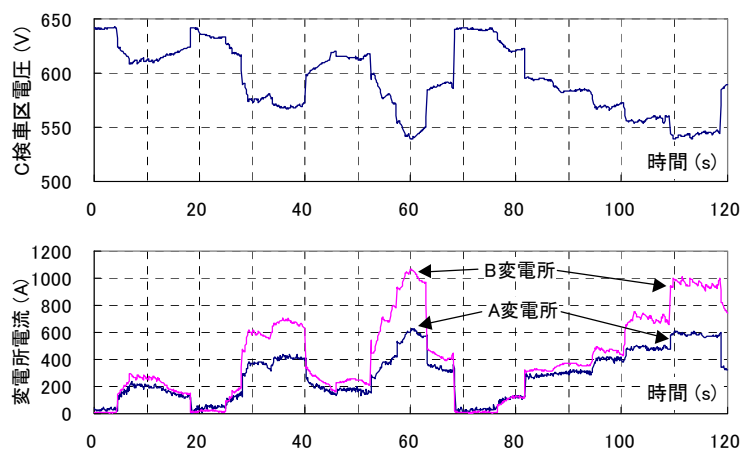


図 4.2 C 検車区電圧と変電所電流の関係

4.1.2 電力貯蔵システムの仕様

前節に示した現状の負荷特性より、電圧降下補償の目的に相応する EDLC の容量を下記のように計算した。まず、電力貯蔵システムに用いられる変換器の効率 95 % を考慮し、158 kW で定電力放電する。 $C = 32 \text{ (F)}$, $R = 0.073 \text{ (}\Omega\text{)}$, EDLC の初期電圧を 500 V とし、3.2.2 節で示した式 (3・2) を解くと、放電特性は図 4.3 のようになる。時間の経過に伴い EDLC 電圧は低下、一方電流は上昇するが、12 秒経過した時点においても EDLC 電圧は 300 V 以上、EDLC の電流は 500 A 以下で放電を継続しており、実用的な範囲内に収まる。従って、上述した静電容量、内部抵抗を有する EDLC を適用することにより、150 kW 一定で 10 秒間以上にわたり連続放電が可能であることが分かる。

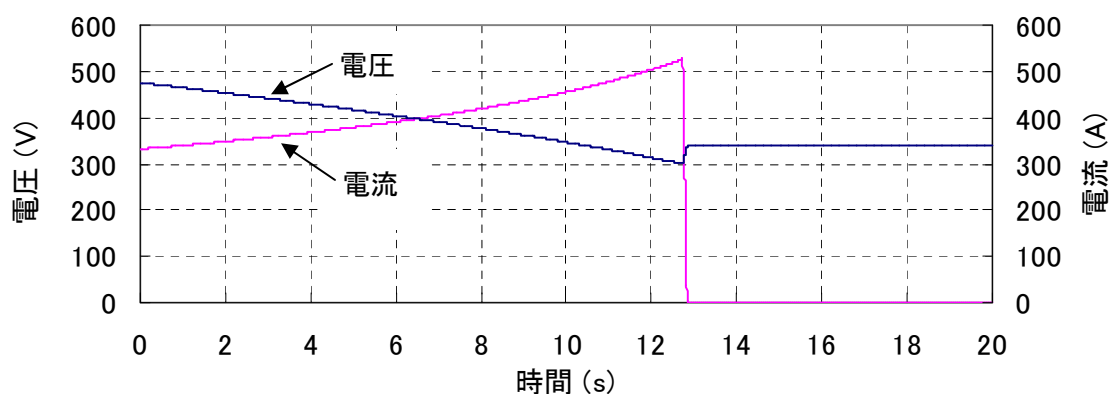


図 4.3 EDLC の定電力放電特性 (158 kW)

上述の EDLC の条件をもとに決定した直流 600 V 用電力貯蔵システムの基本仕様を表 4.1 に示す。また、C 検車区内に設置した電力貯蔵システムの主回路を図 4.4 に示す。

EDLC の 1 ユニットの最大電圧 125 V、静電容量 8.5 F であり、60 ユニットの 15 並列 4 直列することにより最大電圧 500 V、静電容量 32 F とした。一方、最低電圧は 200 V に設定した。

電力変換器である双方向チョッパは 2 多重型で IGBT ユニットの採用し、スイッチング周波数を 4 kHz とした。貯蔵システムは、架線電圧が 560 V 以下に低下したときに放電（電車へ電力を供給）し、架線電圧が 600 V 以上の状況で貯蔵システムの貯蔵電力量が減少した場合に A, B 変電所から充電するように制御した。他に平滑用リアクトルおよびコンデンサ、逆流防止用スイッチが加わる。

貯蔵システムの正極側電線はトロリ線に、負極側電線は検車区付近のインピーダンスボンド(レール)に接続した。また、直流き電回路の保護のため、正極側に 1 台の直流遮断器を、正極側と負極側にそれぞれ 1 台の断路器を設置した。検車区付近に電車が存在しない時間帯に遮断器を投入することにより貯蔵システムを初期充電し、EDLC 電圧が設定した初期充電電圧まで達すると、充放電試験を開始できる状態にした。

表 4.1 直流 600 V 用電力貯蔵システム

EDLC	電気特性	最大電圧	500 V
		最大電流	526 A
		静電容量	32 F
		内部抵抗	73 mΩ
双方向チョッパ	直流き電側	充電可能電圧	600 ~ 650 V
		放電可能電圧	500 ~ 600 V
		定格充電電流	100 A
		定格放電電流	300 A
	EDLC 側	電圧範囲	200~500 V
		最大電流	526 A

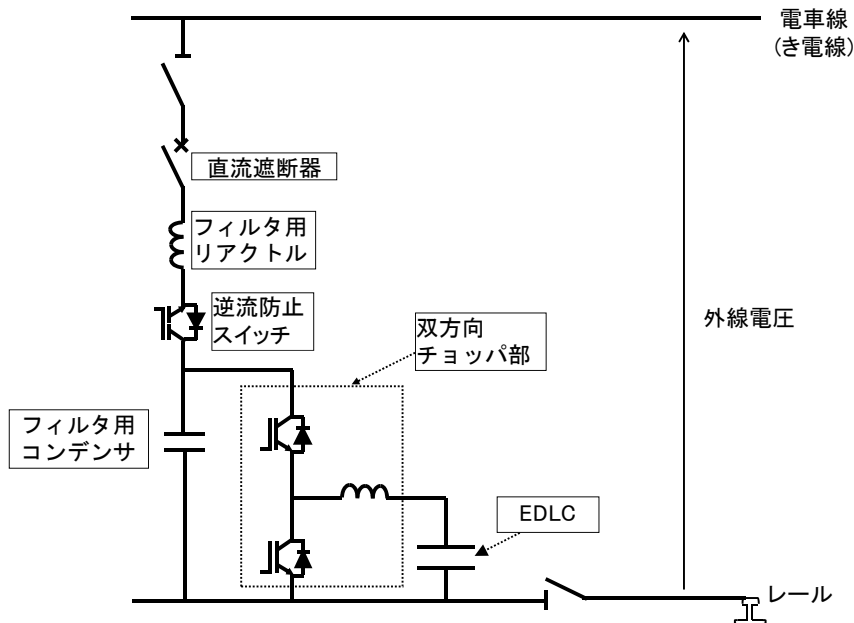


図 4.4 電力貯蔵システムの主回路

4.1.3 検証結果

試験結果として、120 秒の間に貯蔵システムが充放電したときの、C 検車区の架線電圧、キャパシタ電圧、貯蔵システム、EDLC の充放電電流ならびに両変電所のき電電流を図 4.5 に示す。なお、貯蔵システムがない場合の C 検車区電圧、変電所電流を試算し、図 4.5 に併せて示す。この時間帯の A、B 変電所間の負荷としては、F 駅付近ではほぼ同時力行する上下の 2 編成のみが該当する。図 4.5 の試験結果について以下にまとめる。

(1) C 検車区架線電圧の電圧降下補償

貯蔵システムの放電により、C 検車区の電圧は 550 V 以上に保持される。一方、貯蔵システムがない状況では、520 V 付近まで低下すると想定されるため、約 30 V の電圧降下補償が得られたことになる。

(2) 貯蔵システムのエネルギー容量

放電により EDLC 電圧は低下するが、下限値 (200 V) には至らず、適切な容量であることが分かる。

(3) 貯蔵システムの充放電電流

EDLC の最大放電電流は 480 A、直流き電回路に流れた最大放電電流は 260 A であり、何れも表 4.1 に示した最大電流値に近い値である。一方、EDLC の最大充電電流は 180 A、直流き電回路からの最大充電電流は 80 A である。

(4) 変電所電流の抑制

貯蔵システムの放電により、両変電所のピーク電流が 100 A 以上抑制された。貯蔵システムが電車負荷と A 変電所の間に位置する関係から、A 変電所の電流抑制効果が高い。

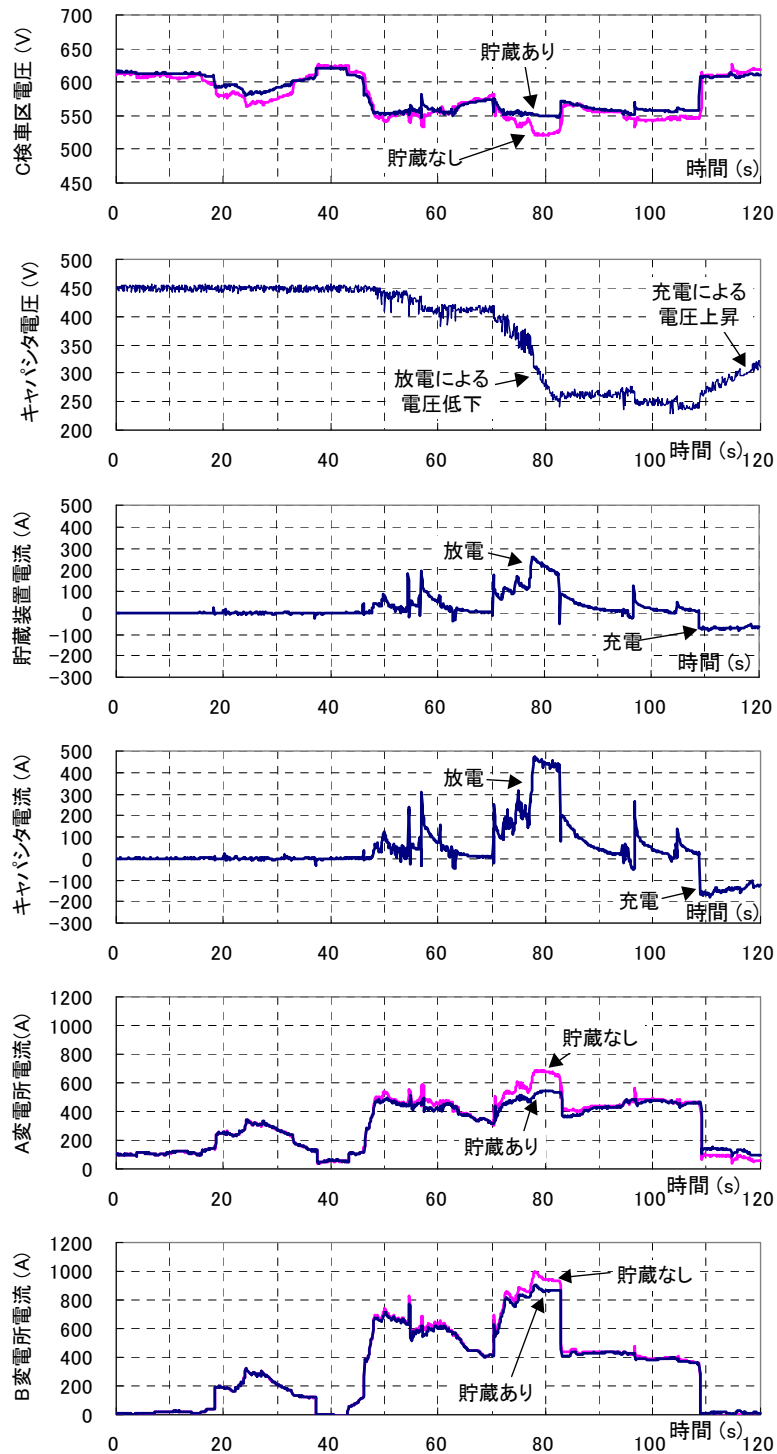


図 4.5 電圧降下補償例

電圧降下補償を目的とした現地検証試験において得られた結果について以下に要約する。

- (1) 貯蔵システムがない場合，C 検車区のき電電圧は，最低で約 490 V まで低下した。
- (2) 電力貯蔵システムの放電効果により，C 検車区のき電電圧は，540 V 以上に常に保つ

ことが可能であった。すなわち、50 V 程度の電圧降下補償効果が得られた。

(3) 電力貯蔵システムの放電効果により、電車パンタ点電圧降下についても、数十 V の補償が得られた。

(4) 電力貯蔵システムの放電効果により、各変電所のき電電流が 100 A 以上抑制された。

(5) 放電時に EDLC の電圧が下限値に達する頻度が極めて少なかったことから、試験中に電力貯蔵システムが容量不足に陥ることも少なく、適用した電力貯蔵システムの仕様がほぼ妥当であることを示した。

本試験により、EDLC を用いた地上用電力貯蔵システムが、実線区において電圧降下補償として有効に機能することを確認した。

4.2 回生電力吸収の検証

回生吸収機能の確認を目的とした検証試験は、直流 750 V 線区である Y 電気鉄道の末端に電力貯蔵システムを設置して実施した⁽²⁾。以下にその詳細について述べる。

4.2.1 検証対象線区

回生吸収機能の現地検証試験は、図 4.6 に示す通り、X 駅～Z 駅間にて実施した。電力貯蔵システムの設置箇所は、X 駅構内とした。下記線区は複線であり、電車編成は 6 両で運行されており、全て回生可能な電車である。運行本数はラッシュ時で約 4 分間隔、それ以外では約 7 分間隔である。き電電圧は直流 750 V を採用しており、直流変電所は 1～2 駅間隔で設置されている。電力貯蔵システムは、図 4.6 に示すとおり、下記線区の末端である X 駅・遮断器盤室内に設置した。Y 変電所は容量 1,500 kW、Z 変電所は容量 2,000 kW である（ラッシュ時は 2 倍）。X 駅末端にはセクションが設けられており、電気的には末端に位置する。そのため、X 駅に電車が停車する際の回生、発車するときの起動力行により、X 駅のき電電圧の上下変動が他箇所よりも大きい。

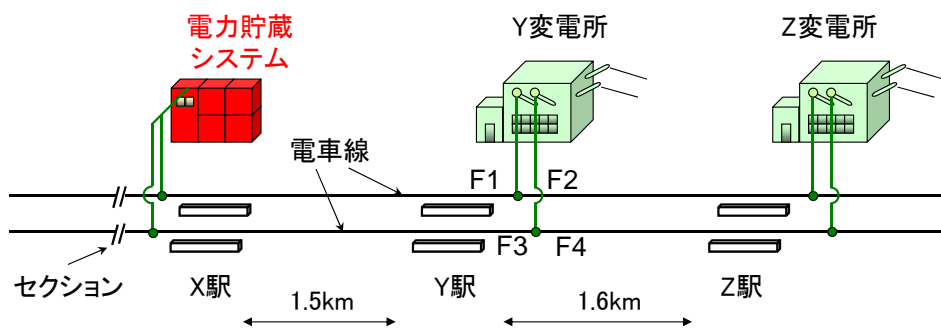


図 4.6 回生吸収機能の検証区間

4.2.2 電力貯蔵システムの仕様

回生吸収を目的とした直流 750 V 用電力貯蔵システムの仕様を表 4.2 に示す。最大出力は隣接の Y 変電所の約 3 分の 1 に相当する 500 kW とし、10 秒以上の連続充電もしくは放

電可能であることを基本条件とする。

表 4.2 直流 750 V 用電力貯蔵システム

EDLC	使用電圧範囲	500 ~ 200V
	最大電流	1,200 A
	充放電容量	500 kW 10 秒
	静電容量	106 F
	内部抵抗	23 mΩ
双方向チョッパ	充電開始電圧	825 V
	放電開始電圧	750 V
	最大充放電電流(外線側)	1,000 A
	最大充放電電流 (EDLC 側)	1,200 A
抵抗器	抵抗値	4.125 Ω

貯蔵媒体の EDLC は 200 ユニット用いられており (1 ユニットの仕様は 4.1 節参照), 50 並列 4 直列に接続することにより, 最大電圧 500 V, 静電容量 106 F を実現している。

貯蔵システムの主回路は図 4.4 と同様である。双方向チョッパは 3.2 節のミニモデルと同様, 2 多重型で IGBT ユニットの採用し, スイッチング周波数は 2 kHz に設定した。貯蔵システムは架線電圧が 750 V 以下に低下したとき (電車負荷が生じたとき) に放電 (電車へ電力を供給) し, 電車が電気ブレーキをかけた際に架線電圧が 825 V 以上に上昇したときに回生電力を充電するように制御した。

なお, 本節で示す検証試験では EDLC に並列に抵抗器を設置し, EDLC が満充電状態に至ったときに回生電力の一部を吸収する効果, および EDLC の電圧を状況に応じて適正にする効果をもたせた。

4.2.3 検証結果

電力貯蔵システムが最も大きな電流で充電したときの各特性 (2 分間) を図 4.7 に示す。なお, 電流は 3.5.1 節と異なり, 正を充電, 負を放電として示す。また, 「駅電圧」は, 電力貯蔵システムを設置した X 駅における外線電圧を表す。

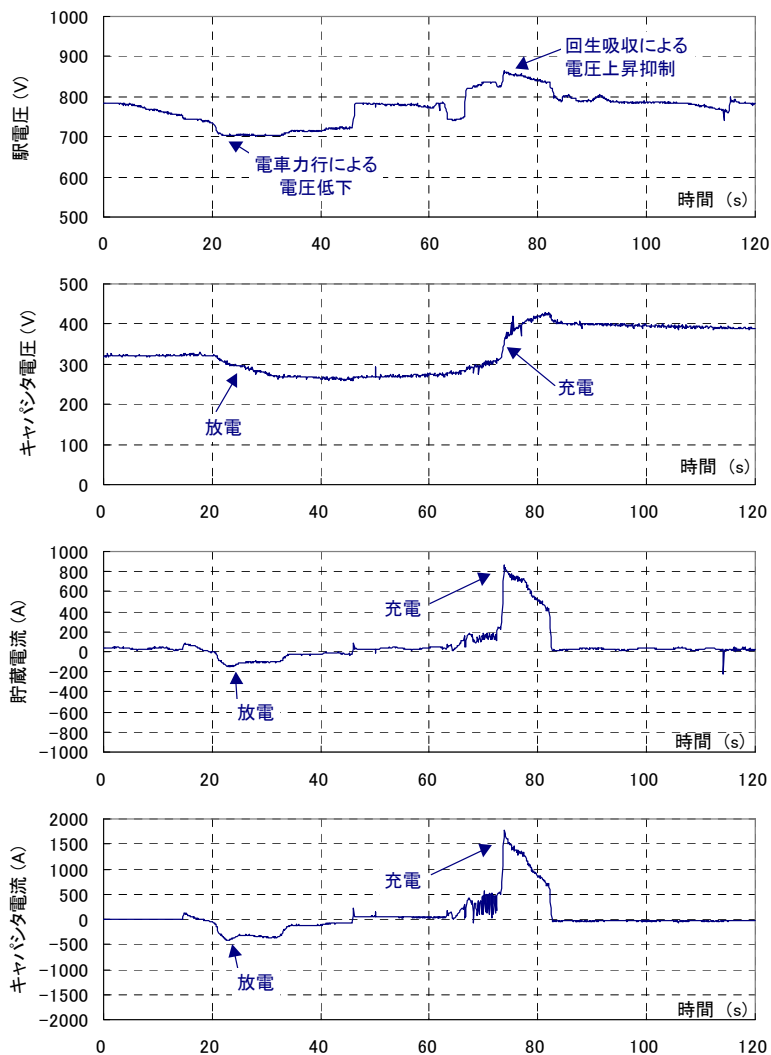


図 4.7 回生吸収例

- (1) 最大充電電流は、EDLC として 1,781 A、貯蔵システムとして 866 A であった。
- (2) 充電時の X 駅のき電電圧は何れも 860 V 以下であり、極端な電圧上昇は抑制された。
- (3) EDLC の電圧は、充電により 317 V から最大 430 V まで上昇したが、最高電圧にはまだ余裕があり、充電エネルギー容量としては問題なかった。EDLC としての最大充電電力は 637 kW、充電エネルギーは 4,735 kW・s であり、何れも最大定格に近い値を示した。

電力貯蔵システムの有無による回生時の状況の比較図を図 4.8 に示す。図 4.8 に示した X 駅の電圧が上昇するとき、X 駅～Y 駅間を走行する上り列車と Z 駅付近の下り電車が同時に回生したものと想定される。

「貯蔵なし」では、上り列車が遠方の列車に供給する回生電流は 100 A に抑制された。これは下り列車が回生したことにより、Z 駅付近のき電電圧が上昇したため、上り列車が 100 A 以上の回生電流を供給すると、き電回路の抵抗の影響を受けて、X 駅のき電電圧が

900 V 以上となり得る。従って電車の回生絞り込み機能による回生電流抑制により、上り列車の電気ブレーキによって生じる回生電力を有効に生かされない状況となる。

一方「貯蔵あり」では、上り列車の回生電流は、大部分が X 駅に設置した電力貯蔵システムに吸収された。これは、Z 駅付近の下り列車の回生による絞り込みの影響を受けないためである。上り列車の合計回生電流は 1,000 A 以上となり、「貯蔵なし」と比較して 10 倍以上の回生電力の有効活用が可能となる。

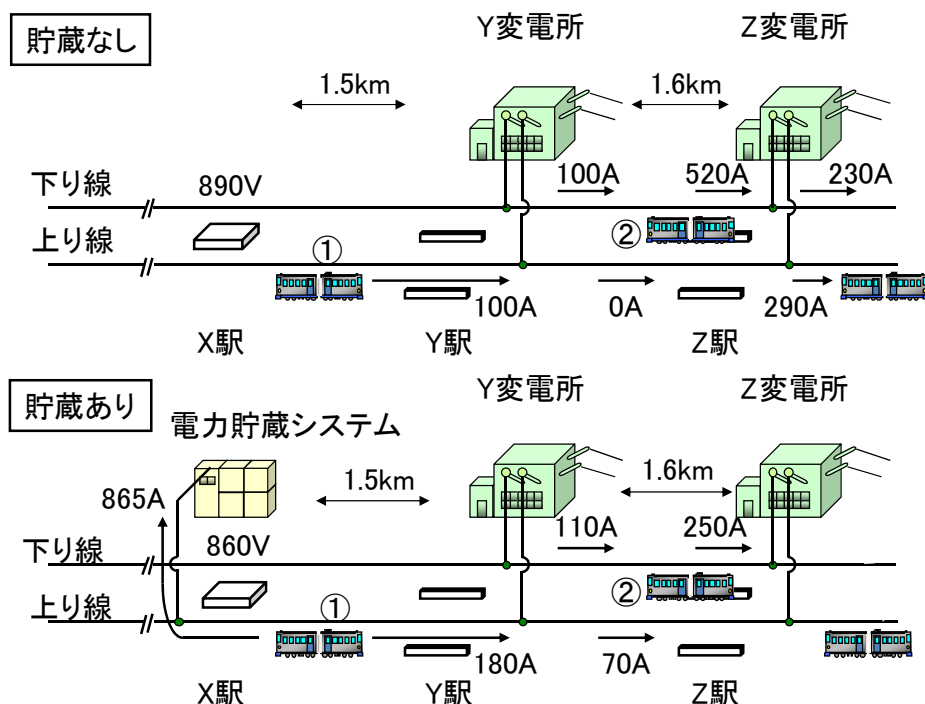


図 4.8 電力貯蔵システムの有無による回生電流の違い

1 時間にわたり充放電を継続したときの EDLC 電圧と貯蔵システムの充放電電流を図 4.9 に示す。X 駅に列車が停車、発車する際に充放電し、約 10 分に 1 回の割合で定格電流に近い大充電が生じた。一方、EDLC 電圧は充電、放電によって上下変動するが、250～400 V の間で推移しており（使用可能範囲は 200～500 V）、充放電容量に余裕があることが分かる。

上述の回生吸収機能および電圧降下補償の両機能の確認を試みた。図 4.10 にその結果例（5 分間）を示す。なお、電力貯蔵システムの放電開始電圧を 750 V から 650 V に変更した。

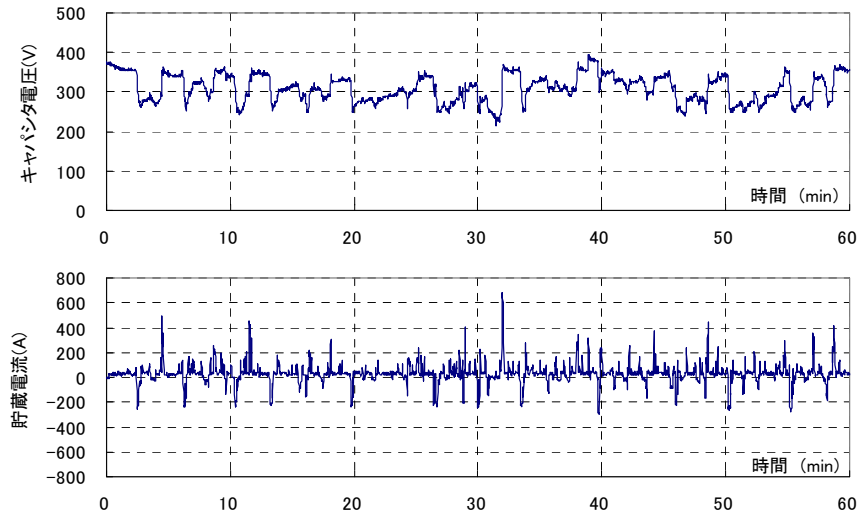


図 4.9 EDLC 電圧の変動

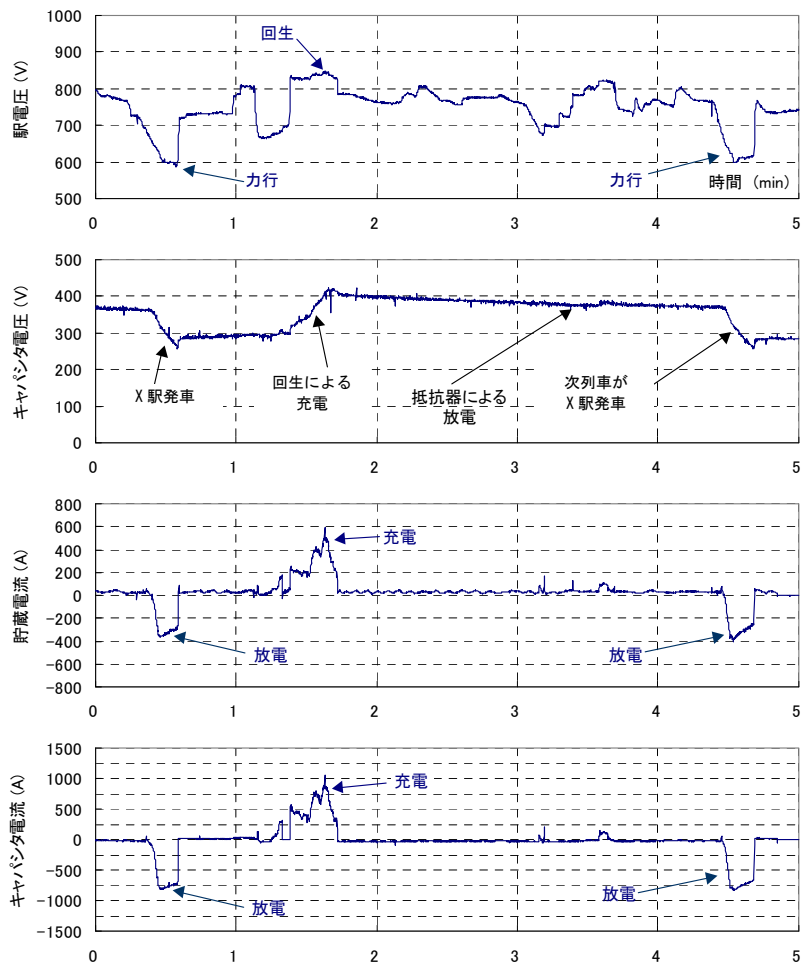


図 4.10 電圧降下補償・回生吸収例

- (1) X 駅付近で列車が発車、停車する際に、電力貯蔵システムが大きな充放電電流を示していることが判断できる。前後の 2 列車が X 駅を発車する直前の EDLC 電圧はほぼ同じであり (360 V)、充放電エネルギーのバランスが保たれたことを示している。
- (2) 最大充電電流は、EDLC として 1,061 A、貯蔵システムとして 592 A である。一方、最大放電電流は、EDLC として 833 A、貯蔵システムとして 401 A である。EDLC の最大充電電力は 435 kW、最大放電電力は 268 kW である。
- (3) X 駅付近の力行時、4.1 節と同様に貯蔵システムは放電するが、電圧降下補償は 30 V 程度であり、十分な効果は得るには至らなかった。4.1 節に示したように、放電開始時の EDLC 電圧を最大値付近 (450 V 以上) に保つのではなく、充放電何れも可能にできるように中間電圧 (350~400 V) で待機する必要があるためである。

回生吸収機能の確認を目的とした検証試験で得られた結果について以下に要約する。

- (1) 直流き電回路に対応した適切な充放電開始電圧を設定することにより、電力貯蔵システムの定格に近い充電特性を示すことが可能であった。また、EDLC 電圧が設定範囲内で上下し、安定した充放電を継続することが概ね可能であった。ゆえに、設置した電力貯蔵システムの仕様の妥当性が得られた。
- (2) 通常では、X 駅直前で停車する際に生じる列車の回生エネルギーは、僅かに遠方負荷に供給される程度であるが、電力貯蔵システムを設置することにより、そのエネルギーの回収効果が飛躍的に改善した。
- (3) 電力貯蔵システムの充電により、回生時の X 駅のき電電圧上昇が平均的に数十 V 抑制される効果を確認した。
- (4) EDLC が満充電状態に至ったときに回生電力の一部を吸収する効果、および EDLC の電圧を状況に応じて適正にする目的で用いられた抵抗器で消費されたエネルギーは、EDLC が充電した回生エネルギーと比較して無視できない結果となった。EDLC 電圧がある値以下に低下したときに抵抗器の使用を停止する等の対策により、エネルギー収支の改善を図る必要がある。
- (5) 電圧降下補償、回生吸収の 2 項目を目的に充放電試験を実施した結果、EDLC 電圧は設定範囲内で上下し、安定した充放電を継続することが概ね可能であった。ただし、EDLC 電圧の待機電圧を、次の力行、回生の何れにも対応可能できるように中間に維持する必要があるため、出力容量および電圧降下補償、回生吸収の効果は、単一の目的時の結果よりも劣った。

4.3 瞬低に対する電力貯蔵システムの動作および対策

直流電気鉄道 の 2 変電所間において電車が起動力行 (ノッチオン) する際、電車の電気回路が瞬時に切り替わる。その際、電車、直流き電回路、電力貯蔵システムのインダクタンス等で構成される回路により、電車位置のき電電圧が瞬間的に大きく低下する過渡現象 (瞬低) が発生する可能性がある。

ある線区における瞬低の測定例を図 4.11 に示す。図 4.11 の縦軸は、その線区の標準電圧に対する測定電圧の割合（百分率）で示している。図 4.11 に示す通り、1~2 ms 以内に標準電圧の約 70%に達する急激な電圧降下が生じ、すぐに電圧が回復する現象が発生していることが分かる。

図 4.11 の現象は、一般に規定される瞬低の期間よりも充分短い時間で生じることから、電車の機器および走行に影響を与えることはなく、瞬低補償の必要性はない。しかしながら、電力貯蔵システムの制御系については、電車負荷の変化による急峻なき電圧低下にも補償可能とするため、通常瞬低補償制御よりも充分速い応答性が求められる。その結果、制御系が図 4.11 の現象をき電電圧の急激な低下による故障として判断し、装置停止に至る可能性が懸念される。

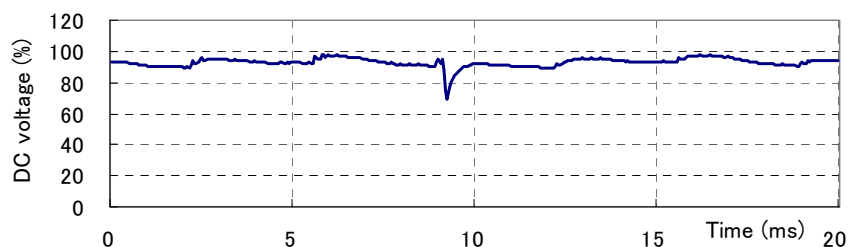


図 4.11 き電電圧の瞬低の一例

上記の原因について考察する。まず、瞬低現象のモデルを図 4.12 に示す。また、各パラメータを表 4.3 に示す。ここでは、直流 600 V 線区を想定した数値を例として設定する。

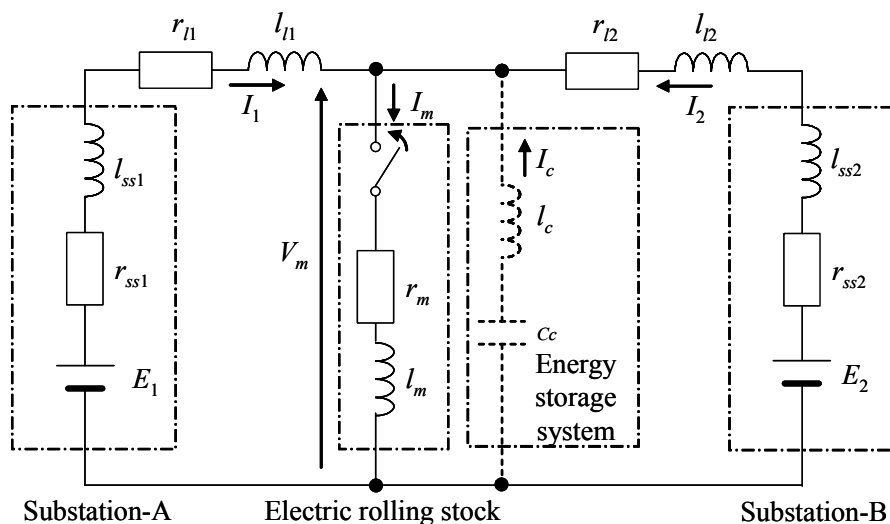


図 4.12 瞬停現象対象モデル

表 4.3 モデル回路仕様

Standard DC voltage			600 V
Interval between A and B substation			4 km
Position of the electric rolling stock			median
Substation-A (SS-A)	Capacity		1,500 kW
	Fluctuation percentage		8 %
	DC voltage (No load)	E_1	648V
	Inner resistance	r_{ss1}	0.0192 Ω
	Reactor	l_{ss1}	1 mH
Substation-B (SS-B)	Capacity		500 kW
	Fluctuation percentage		8 %
	DC voltage (No load)	E_2	648 V
	Inner resistance	r_{ss2}	0.0576 Ω
	Reactor	l_{ss2}	1 mH
Line impedance	Resistance/distance		0.06 Ω /km
	Inductance/distance		1 mH/km
	Line resistance (SS-A side)	r_{l1}	0.12 Ω
	Line inductance (SS-A side)	l_{l1}	2mH
	Line resistance (SS-B side)	r_{l2}	0.12 Ω
	Line inductance (SS-B side)	l_{l2}	2mH
Electric rolling stock	Resistance	r_m	1 Ω
	Reactor (Armature winding)	l_m	1 mH
Energy storage system	Reactor	l_c	1 mH
	Capacitor	c_c	30 mF

図 4.12 のモデル（ここでは電力貯蔵システムなし）において、以下の前提条件の下で解析する。

- (1) 変電所は定電圧源 (E_1, E_2)、内部抵抗 (r_{ss1}, r_{ss2})、直列リアクトル (l_{ss1}, l_{ss2})で模擬する。なお、高調波抑制のために変電所に適用される直流フィルタ回路はないものとする。
- (2) き電線, トロリ線, レールで構成される電気回路は, 抵抗 (r_{l1}, r_{l2})とインダクタンス (l_{l1}, l_{l2})の直列回路で模擬する。レール漏れ抵抗は無視する。また、き電線とレール間の浮遊静電容量, 相互インダクタンスの影響は小さいものとし無視する。
- (3) 電車は抵抗制御車とし, 抵抗 (r_m)および電機子巻線インダクタンス (l_m)の直列回路で模擬する。
- (4) 2 変電所の間で, 電車 1 編成がノッチオンする (図 4.12 に示したスイッチがオンする

ものと仮定する)。

ノッチオン後 (スイッチオン後)の変電所の電流 I_1 , I_2 および電車電流 I_m の関係は、以下のようになる。

$$I_m = I_1 + I_2 \quad (4.1)$$

$$E_1 = r_1 I_1 + l_1 \frac{dI_1}{dt} + r_m I_m + l_m \frac{dI_m}{dt} \quad (4.2)$$

$$E_2 = r_2 I_2 + l_2 \frac{dI_2}{dt} + r_m I_m + l_m \frac{dI_m}{dt} \quad (4.3)$$

ただし、 $r_1 = r_{ss1} + r_{l1}$, $r_2 = r_{ss2} + r_{l2}$, $l_1 = l_{ss1} + l_{l1}$, $l_2 = l_{ss2} + l_{l2}$ とする。式(4.1)~(4.3)を解き、表 4.3 に示すパラメータを代入すると、ノッチオン後の電車電圧 V_m および電車電流 I_m は図 4.13 のようになる。ノッチオン直後の V_m は、電流変化によるインダクタンス成分の電圧降下 ($L \times di/dt$) が抵抗成分よりも支配的になるため、300 V を下回り、標準電圧の半分以下となる。一方、10 ms 以降は定常状態に移行し、 V_m は約 600 V まで回復し、 I_m は約 600 A まで上昇する。

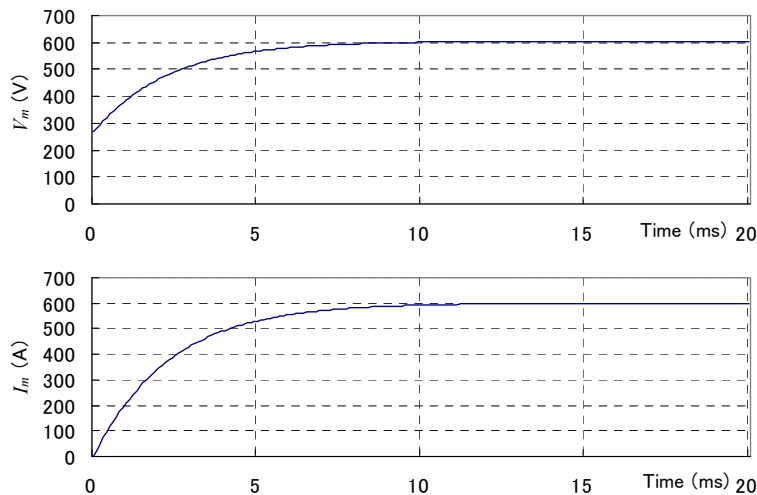


図 4.13 ノッチオン後の電車の電圧・電流特性

ノッチオン直後の電車電圧は下記の式(4.4)に示すインダクタンス比((電車のインダクタンス)/(電源～電車間のインダクタンス)) η_l で決定される。

$$\eta_l = \frac{l_m}{l_m + \frac{l_1 l_2}{l_1 + l_2}} \quad (4.4)$$

表 4.3 に示したパラメータを代入すると、 $\eta_l = 0.4$ となる。無負荷時のき電電圧 648 V との積は 259 V となる。これは、図 4.13 の 0 ms 時の V_m と一致する。一方、ノッチオンより一定時間経過後の電車電圧は、抵抗比((電車の抵抗値)/(電源～電車間の抵抗値))でほぼ決まる。

式 (4.4) の関係より、ノッチオン後の瞬低の度合は、電車のインダクタンスが、変電所およびき電回路の合計インダクタンスよりも小さい場合に大きいことが分かる。その条件としては、以下の事柄が挙げられる。

- (1) 変電所間隔が長い (l_{11} , l_{12} が大きい)。
- (2) 変電所の直列リアクトルのインダクタンスが大きい (l_{ss1} , l_{ss2} が大きい)。
- (3) 1 編成が長大である (l_m が小さい)。

電圧降下補償が必要とされる箇所は、上記に示した条件に該当するケースが多いため、電車のノッチオンによる瞬低が生じる可能性は高くなる。

次に、図 4.12 に示した回路において、電車と同一位置 (2 変電所の間) に電力貯蔵システムを設置した場合の挙動を以下に述べる。電力貯蔵システムのフィルタコンデンサとフィルタリアクトルの数値は表 4.3 の通りとする。また、ノッチオン前の初期条件として、フィルタ用コンデンサは両変電所の無負荷電圧 (648 V) に初期充電され、電力貯蔵システムは待機状態にあり、双方向チョップは充放電動作していないものとする。

ノッチオン後の I_1, I_2 および電力貯蔵システムの放電電流 I_c は、以下のように記述される。ここで、 l_c をフィルタ用リアクトル、 c_c をフィルタ用コンデンサとして記述し、各パラメータは表 1 の通りとする。

$$E_1 = r_1 I_1 + l_1 \frac{dI_1}{dt} + r_m (I_1 + I_2 + I_c) + l_m \frac{d}{dt} (I_1 + I_2 + I_c) \quad (4.5)$$

$$E_2 = r_2 I_2 + l_2 \frac{dI_2}{dt} + r_m (I_1 + I_2 + I_c) + l_m \frac{d}{dt} (I_1 + I_2 + I_c) \quad (4.6)$$

$$E_2 = r_2 I_2 + l_2 \frac{dI_2}{dt} - l_c \frac{dI_c}{dt} - \frac{1}{c_c} \int I_c dt \quad (4.7)$$

式 (4.5)~(4.7) を解き、表 4.3 に示したパラメータを代入すると、ノッチオン後の電力貯蔵システムの電圧 (電車のパンタ点電圧と同一)、電流特性 (正が放電、負が充電を示す) は図 4.14 のような特性を示す。

ノッチオン直後、電力貯蔵システムから供給される電流は、フィルタ用コンデンサの放電によるものである。フィルタ用コンデンサとリアクトル、き電回路のインダクタンス成分、電車のインダクタンスによる共振回路が形成されるため、電流は数十 Hz で共振する。共振電流の最大値は 350 A である。

一方、ノッチオン直後の電力貯蔵システムの電圧 (V_E とおく) は、405 V まで低下する。この値は電車の最低電圧 (標準電圧 (600 V) の 2/3) に近い値である。

V_E は、式 (4.8) に定義するインダクタンス比 η_e で決定される。

$$\eta_e = \frac{l_m}{l_m + \frac{1}{\frac{1}{l_1} + \frac{1}{l_2} + \frac{1}{l_c}}} \quad (4.8)$$

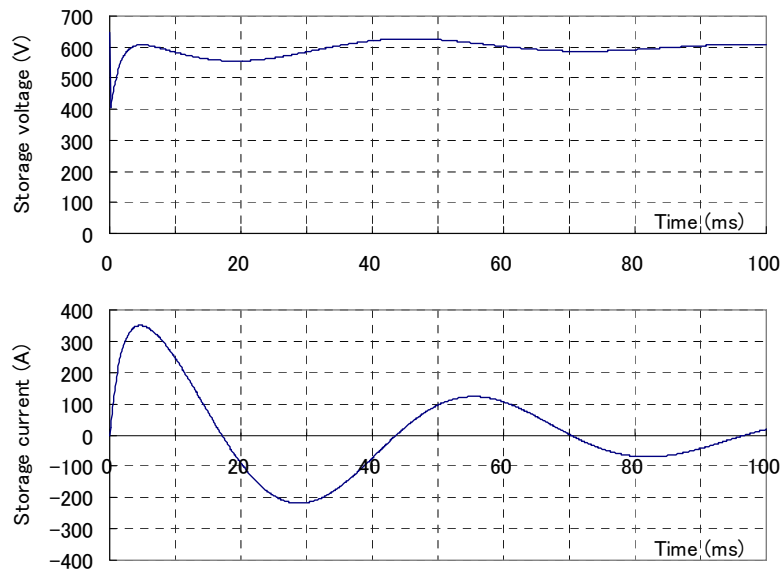


図 4.14 ノッチオン後の電力貯蔵システムの電圧・電流特性

式 (4.4) に示した η_l と式 (4.8) に示した η_e を比較すると、 I_c が加わることにより $\eta_e > \eta_l$ となる。表 1 に示したパラメータを代入すると、 $\eta_e = 0.625$ となる。無負荷時のき電電圧 648 V との積は 405 V となり、 V_E と一致する。

I_c を小さい値に選定すれば、 η_e は大きくなり瞬低を軽減できるが、電力貯蔵システム近傍にて短絡事故が発生した場合に故障電流が大きくなるため、フィルタ用コンデンサおよびリアクトルの電流容量が過大となり、電流協調が得られにくくなることが懸念される。

そこで、電車のノッチオンに起因する瞬低に対する電力貯蔵システムの対策の一例を図 4.15 に示す。電力貯蔵システムが検出するき電電圧を V とする。また、放電開始電圧を V_B 、充電開始電圧を V_C とする。さらに、線区で規定される電車の最低電圧を V_D とする。

図 4.15 について以下にまとめる。

- (1) き電電圧が V_D 以上の場合 (①～③)、電力貯蔵システムは ON 状態を継続する。
- (2) き電電圧が V_D を下回り、瞬低により生じる最低電圧 (V_E) 以上の場合 (④)、即座に「故障」と判定せず、待機状態とする。100 ms 後、き電電圧が V_D 以上である場合 (⑥)、電力貯蔵システムは ON 状態を継続する (①～③に移行する)。100 ms 後においても V_D を下回る場合 (⑦)、「故障」と判定し、電力貯蔵システムを OFF する。
- (3) き電電圧が V_E より低い場合 (⑤)、即座に短絡事故による「故障」と判定し、電力貯蔵システムを OFF する。

直流 1500 V 系で検討する場合、式 (4.8) に示したインダクタンス比 η_e が 0.6 を下回る線区においては、瞬低によってき電電圧が 900 V 以下となり、電力貯蔵システムが不要な停止に至る可能性がある。そこで、 η_e を指標とし、図 4.15 に示した設定を適用することが有効になる。

なお、電力貯蔵システムのフィルタ用コンデンサとリアクトルのパラメータによっては、ノッチオンの際、図 4.14 の計算例のように共振電流の最大値が大きくなり、電力貯蔵システムの定格電流を超過する可能性がある。従って、不要なトリップ故障を回避するため、装置個々の瞬時過電流耐量を考慮した過電流設定を検討することも必要になる。

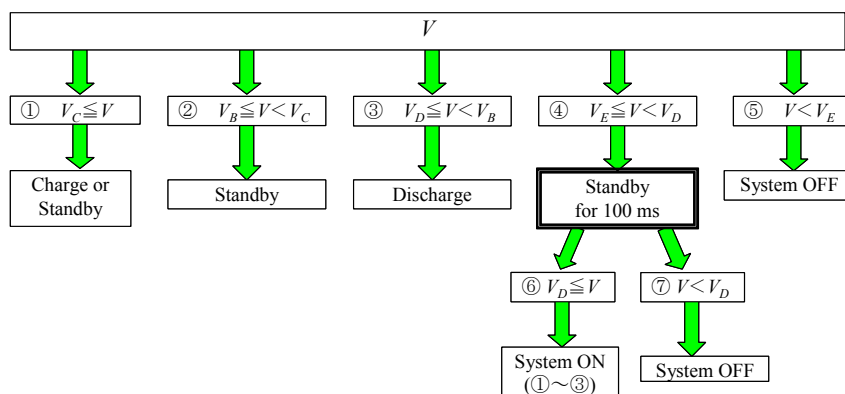


図 4.15 直流き電電圧と電力貯蔵システムの動作

4.4 まとめ

本章の結果を以下に要約する。

- 150 kW 相当の電力貯蔵システムを直流 600V 系電気鉄道の実線区に適用したところ、き電電圧の低下を数十 V 程度補償する効果を得た。同時に、電力貯蔵システムに隣接する変電所から供給する電流を 100 A 以上抑制し、負荷平準化の効果も得た。
- 500 kW 相当の電力貯蔵システムを直流 750 V 系電気鉄道の実線区に適用したところ、システム付近で生じる回生電力を 10 倍程度回収できる効果を得た。同時に、電力貯蔵システムにおける架線電圧の上昇を抑制する効果も得た。
- 電車のノッチオンによりき電電圧が瞬時低下する事象について考察し、電力貯蔵システム側で適用すべき手法を示した。

参考文献

- (1) 小西武史, 長谷伸一, 中道好信, 奈良秀隆, 上村正: 「電気二重層キャパシタを用いた直流電気鉄道用電力貯蔵による電圧降下補償に関する検証」, 電気学会論文誌 D, Vol.128, No.2 pp.85-93 (2008)
- (2) 長谷伸一, 小西武史, 中道好信, 奈良秀隆, 吉田浩介, 上村正: 「地上用電力貯蔵装置の回生電力吸収機能に関する検証」, H17 年電気学会産業応用部門大会, Vol.3, No.3-42 pp.227-230 (2005)

第5章 電力貯蔵システムの充放電制御に関する提案

前章では、電力貯蔵システムの適用による電気鉄道の電力供給安定化に関する検証について記述した。本章では、制御方式の変更による電力貯蔵システムの充放電特性の改善効果について述べる。

5.1 直流電気鉄道用変電所の電圧変動に対応した充放電方式

5.1.1 制御概念

これまでに、フライホイールやリチウムイオン電池、EDLCなどを用いた地上用の電力貯蔵システムが既に実用化されているが^{(1)・(6)}、それらの多くはき電電圧を対象とした制御を行っている。しかしながら、変電所の受電電圧が変動すると、き電電圧も変動の影響を受け、最適な基準充電電圧および基準放電電圧も時々刻々変化する。これまでの制御方法ではその変動を考慮していないため、必ずしも適切な充放電特性が得られるとは限らなかった。

そこで、電気鉄道用変電所のき電電圧の変動に左右されることなく、適切な時宜に直流電気鉄道用電力貯蔵システムが外線との電力を授受することによって、外線の電圧降下抑制や電力回生エネルギー吸収を行う新たな制御システムについて提案する。また、その具体的な手法ならびに整流器特性の実データを用いた検討結果について述べる。

従来の方法では、き電電圧がある固定した基準放電電圧を下回ったときに、電力貯蔵媒体から放電を行う。また、き電電圧がある固定した基準充電電圧を上回ったときに、電力貯蔵媒体への充電を行う。しかし電車の負荷の状況によっては、き電電圧が基準電圧を横切っても充電または放電動作を行う必要がないケース、逆に基準電圧を横切らなくても充電または放電動作を行うのが適切なケースがある。また、電気鉄道用変電所の受電電圧が変動したときは適切な基準電圧も変動するため、基準電圧を固定すると必ずしも適した放電制御は図れない。また、電車負荷が極めて小さい場合、整流器出力電圧が基準充電電圧を上回り、無負荷状態において不要な充電を行うことがある。

上述の課題を解決するため、図5.1に示す整流器出力電流 $I(t)$ と整流器出力電圧 $V(t)$ の関係をもとに、整流器出力電流が基準電流 I^* に達したときの整流器出力電圧を求め、それを時々刻々の基準放電電圧 $V_D(t)^*$ とする。き電電圧が基準放電電圧を下回ったときには、電力貯蔵媒体からの放電電力によってき電電圧がその定格範囲の下限を下回らないよう保持する。また、整流器出力電流が零のときの整流器の無負荷電圧 $V_0(t)'$ に、ある電圧 ΔV_C を加えた値を時々刻々の基準充電電圧 $V_C(t)^*$ とする。き電電圧が基準充電電圧を上回ったときには、電力貯蔵媒体を充電することにより電車の電力回生エネルギーを吸収する。なお、図5.1は直流電気鉄道用変電所で一般に用いられているシリコン整流器の電圧電流特性であるが、整流器の出力電圧 $V(t)$ と出力電流 $I(t)$ が式(5.1)で示す一価関数で表すことができるのであれば、PWM整流器などの他の整流器にも適用可能である。

$$V(t) = g(I(t)) \quad (5.1)$$

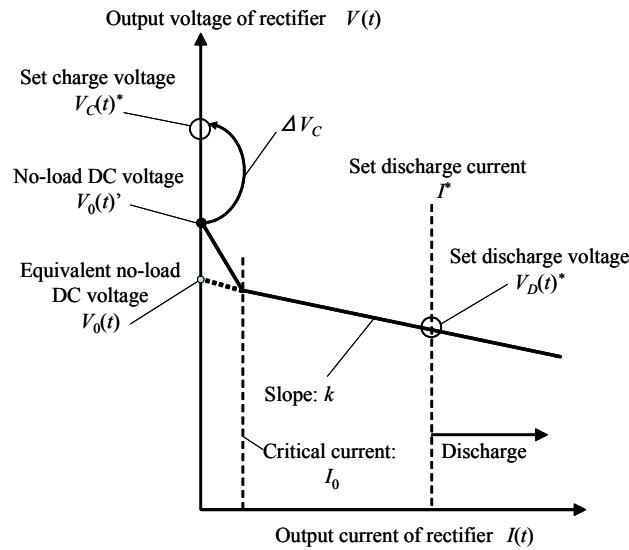


図 5.1 整流器出力の電圧電流の関係

ここで注意しなければならないのは、シリコン整流器の出力電流が小さい領域（臨界電流 I_0 以下）における電圧電流特性が、シリコン整流素子に並列接続されるスナバコンデンサの充電によって影響を受けることである。シリコン整流器のアームの模式図を図 5.2 に示す。素子に対して逆方向の電圧が加わるためコンデンサ（静電容量 C ）が充電される。すなわち、三相交流の線間電圧の波高値を V_m とすると、

$$Q = C \times \frac{V_m}{\sqrt{3}} \quad (5.2)$$

の電荷が蓄積される。この電荷がどこにも放電できない場合、各アームの端子間には、常に電圧が現われていることになる。すなわち、図 5.2 に示す三相ブリッジ結線の場合、6 つのアームに接続されているスナバコンデンサには常に式 (5.2) に示した電荷が蓄積される。従って、直流端子電圧 V_E は、

$$V_E = \frac{V_m}{\sqrt{3}} \times 2 \quad (5.3)$$

となる。き電の標準電圧が直流 1,500V で、交流側の線間電圧の実効値が 1,200 V とすると、 $V_m = 1,200 \times \sqrt{2}$ (V) となる。式 (5.3) に当てはめると、 $V_E = 1,960$ (V) となる。これは標準電圧に対して 30% の電圧上昇となる。

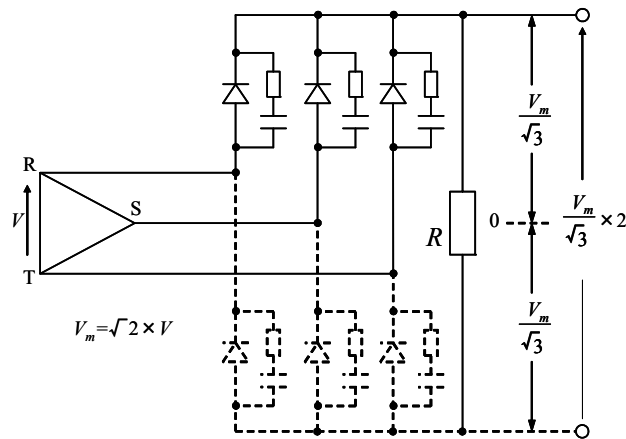


図 5.2 スナバコンデンサの影響による無負荷電圧の上昇

実際の整流器では、図 5.2 に示すように、整流器の出力端に電圧抑制抵抗 (R) を接続してスナバコンデンサに蓄積する電荷を消費させ、無負荷時の電圧上昇を抑制しているため、上述の極端な電圧上昇には至らない。また、少しでも負荷がかかり始めるとスナバコンデンサに蓄積した電荷が急速に負荷側に放電していくため、直流側に現われていた高い電圧も急速に下がり始め、充電電荷がある程度まで放電し終わると電圧の急な降下もなくなり、その後は変圧器や整流器の抵抗とリアクタンスによる電圧降下だけとなる。しかしながら、電力貯蔵システムの基準充電電圧を設定する際、スナバコンデンサ充電による電圧上昇分を補正する何らかの手法が必要になる。

また、整流器のリプルによる高調波電流を抑制するために直流フィルタが設備される場合、図 5.3 に示すように並列にコンデンサが接続される形態となる。また、双方向チョップを用いた電力貯蔵システムを適用する際にも、初期充電ならびにフィルタリングの目的でコンデンサが並列接続される。

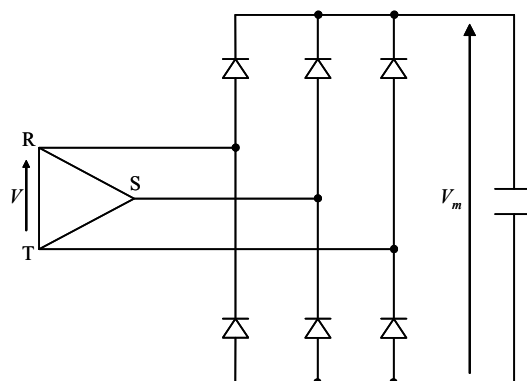


図 5.3 並列コンデンサによる無負荷電圧の上昇

コンデンサの静電容量が大きく、付近に電車等の負荷機器が存在しない場合、リプル電圧の最大値、すなわち電圧 V_m が、コンデンサに加圧される。直流 1,500 V 系統における三相ブリッジ整流器、50 Hz 電源時のリプル波形ならびに $V_m (=1,697 \text{ V})$ を図 5.4 に示す。こ

これは標準電圧に対し 13% の電圧上昇となる。よって図 5.4 のケースによる電圧上昇分を補正することも求められる。

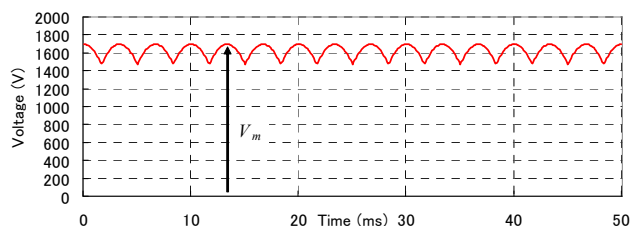


図 5.4 直流電圧波形

そこで、図 5.1 に示したある時刻 t における無負荷直流電圧 ($V_0(t)$) を求める一手法として、本稿では等価無負荷直流電圧 ($V_0(t)$) を用い、以下の式を提案する。

$$V_0(t) = \frac{\pi}{3} \times V_m(t) \tag{5.4}$$

ここで、 $\pi/3$ は、(交流電圧の波高値/交流電圧の実効値) = $\sqrt{2}$ を、(直流電圧の平均値/交流電圧の実効値) = $3\sqrt{2}/\pi$ で除した値である。すなわち、整流器出力電流が 0 から I_0 (臨界電流) の範囲では、直流電圧を交流電圧の波高値に比例換算することによって補正する。

5.1.2 具体的な制御手法

前節では、シリコン整流器を前提とした適正な基準充電電圧ならびに基準放電電圧について述べた。本節では、前節の提案方式を実現する具体的方法について論じる。

従来の直流電気鉄道の地上用電力貯蔵システムの制御概略を図 5.5 に示す。

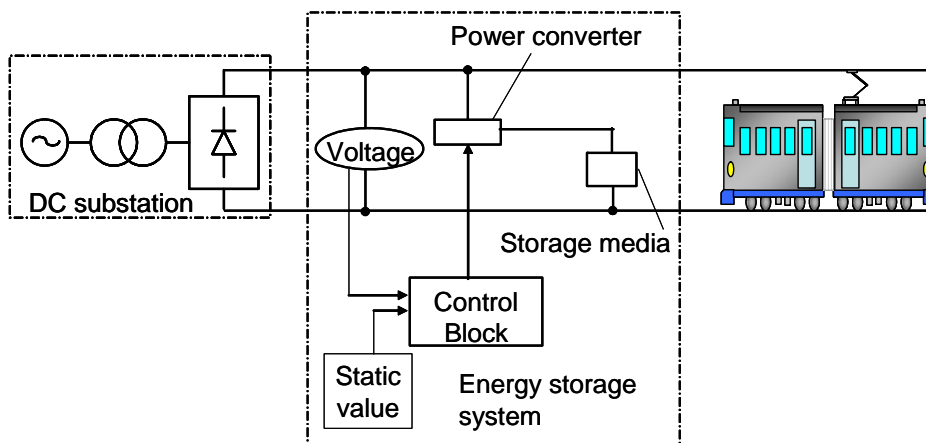


図 5.5 従来の電力貯蔵システムの制御システム

従来は電力貯蔵システムのき電電圧を検出し、ある固定した基準電圧と比較することにより充放電を判断するシステムである。また、ある時間帯におけるき電電圧の平均値に従って、電力貯蔵システムの充放電特性を学習させることにより、き電電圧の変動を考慮し、

基準電圧を変動させる手法も考えられるが⁽⁷⁾, 基本的なシステム構成は図 5.5 と同様である。ゆえに, 変電所の受電電圧の変動を受けた場合は, 必ずしも適切な充放電になるとは限らない。

A. 具体例その 1

従来と異なる部分は, 制御部が取り込む情報として, 図 5.6 に示すように新たに電気鉄道用変電所の整流器出力電圧, 整流器出力電流を比較条件として加えたことである。また, 上記情報を演算して時々刻々の適切な基準電圧を得ることである。

図 5.6 のように, あらかじめ整流器出力電圧, 整流器出力電流の関係を得ることによって, 時々刻々の最適な基準電圧を求めることができる。

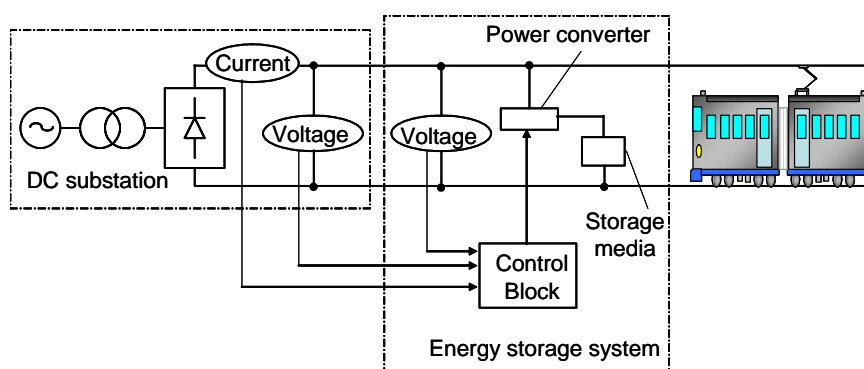


図 5.6 新たな制御システムの手法 (例 1)

ある時刻 t において, 整流器出力電圧が $V(t)$, 整流器出力電流が $I(t)$ であると仮定すると, 整流器出力電流が零のときの整流器の等価無負荷直流電圧 $V_0(t)$ は以下の式となる。

$$V_0(t) = V(t) + f(I(t)) \quad (5.5)$$

ここで, $f(I(t))$ は $I(t)$ の関数である。 $V(t)$ と $I(t)$ の関係は, $I(t) \geq I_0$ では線形であると近似する。その傾きを k とおくと, $f(I(t))$ は以下の式となる。

$$f(I(t)) = k I(t) \quad (5.6)$$

基準充電電圧 $V_C(t)^*$ は, 無負荷直流電圧 $V_0(t)$ がある電圧 ΔV_C を加えた以下の式で求められる。

$$V_C(t)^* = \frac{\pi}{3} \times V_0(t) + \Delta V_C \quad (5.7)$$

$$\therefore V_C(t)^* = \frac{\pi}{3} \times \{V(t) + k I(t)\} + \Delta V_C \quad (5.8)$$

また, 基準放電電圧 $V_D(t)^*$ は, 等価無負荷直流電圧 $V_0(t)$ からある電圧 ΔV_D を引いた以下の式で求められる。

$$V_D(t)^* = V_0(t) - \Delta V_D \quad (5.9)$$

図 5.1 で, 基準放電電流 I^* に達したときに放電を開始する場合,

$$\Delta V_D = k I^* \quad (5.10)$$

となる。従って、 $V_D(t)^*$ は以下の式で求められる。

$$V_D(t)^* = V(t) + k \{I(t) - I^*\} \quad (5.11)$$

以上のように、整流器出力電圧 $V(t)$ 、出力電流 $I(t)$ から、時々刻々の適切な基準電圧を求めることができる。

なお、図 5.7 に示すように、2 箇所の直流変電所 A、B の間に電力貯蔵システムが設置される場合、隣接変電所の電圧、電流データを電力貯蔵システムに伝送する通信システムを構築する必要がある。電力貯蔵システムの制御部は、式 (5.8) ならびに式 (5.11) に従って、それぞれの変電所ごとに基準電圧を導出する。基準充電電圧に関しては、 $V_{C_A}(t)^*$ と $V_{C_B}(t)^*$ を比較して低い方の電圧を採用する。逆に基準放電電圧に関しては、 $V_{D_A}(t)^*$ と $V_{D_B}(t)^*$ を比較して高い方の電圧を採用する。

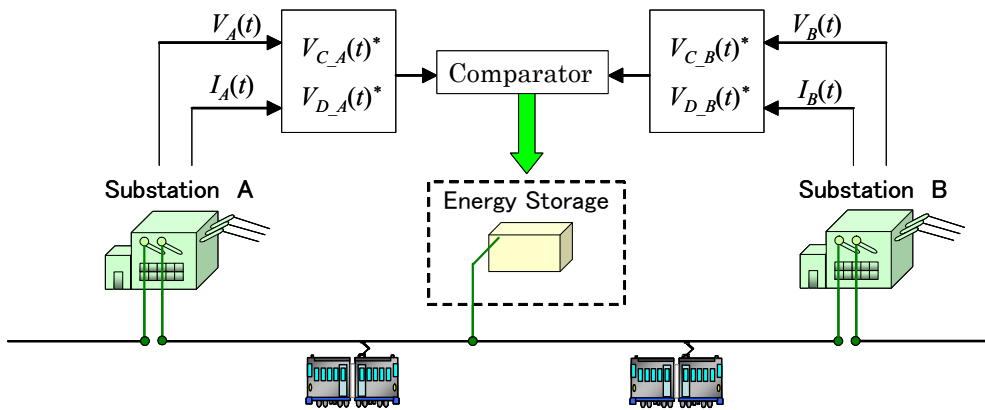


図 5.7 2 変電所間に設置された電力貯蔵システム

B. 具体例その 2

図 5.8 に示すように、電気鉄道用変電所にある整流器の入力側にあたる三相交流の線間電圧の実効値 $V_{AC}(t)$ と三相交流の線電流の実効値 $I_{AC}(t)$ を検出することにより、制御装置が基準放電電圧 $V_D(t)^*$ と基準充電電圧 $V_C(t)^*$ を算出することができる。

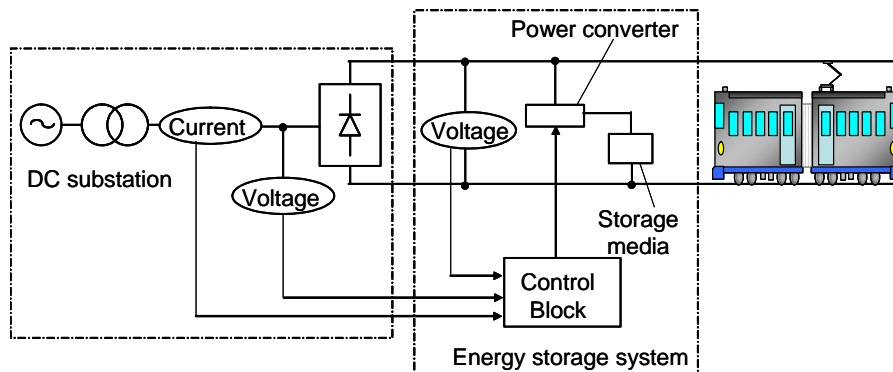


図 5.8 新たな制御システムの手法 (例 2)

整流器が三相ブリッジ整流回路であれば、 $V_{AC}(t)$ と整流器出力電圧 $V(t)$, ならびに $I_{AC}(t)$ と整流器出力電流 $I(t)$ の関係は、以下の式で与えられる。

$$V(t) = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} V_{AC}(t) \quad (5.12)$$

$$I(t) = \frac{\pi}{\sqrt{6}} I_{AC}(t) \quad (5.13)$$

上式に従って、 $V_{AC}(t)$ と $I_{AC}(t)$ を $V(t)$, $I(t)$ に置き換えた後、式 (5.8), (5.11) に従って $V_D(t)^*$ と $V_C(t)^*$ を算出すればよい。

整流器のエネルギー効率および力率が 1 を下回るため、上式の関係に若干のずれは生じるが、 $V_{AC}(t)$ と $V(t)$, $I_{AC}(t)$ と $I(t)$ の関係を予め試験データで得ることで、上式に適宜補正を加えればよい。

また、図 5.8 では、電気鉄道用変電所の変圧器と整流器の間の電圧、電流を検出する形態としているが、商用電源と変圧器の間の電圧、電流を検出する形態とすることも可能である。整流器のエネルギー効率および力率などの特性に加えて変圧器の変圧比を加味して整流器出力電圧 $V(t)$ と整流器出力電流 $I(t)$ に置き換えることにより、前節と同様の手法で $V_D(t)^*$ と $V_C(t)^*$ を算出することができる。

C. 具体例その 3

図 5.9 に示すように、商用電源と整流器用変圧器の間に割り入れた基準電圧用変圧器及び基準電圧用整流器を接続したシステムを用いることにより、無負荷直流電圧 $V_0(t)$ を得ることができる。

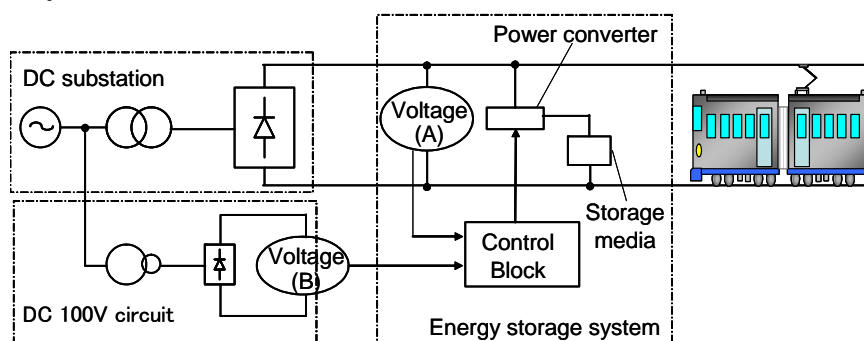


図 5.9 新たな制御システムの手法 (例 3)

上述のシステムの整流器出力側に負荷は何も接続されていない状態である。その場合、整流器出力側の電圧検出器で検出する電圧 (B) は、電車の状況に関係なく、常時、無負荷直流電圧 $V_{0x}(t)$ が得られる。

なお、基準電圧用変圧器および基準電圧用整流器は、変圧器と整流器の特性を相似しているものとする。

例えば、このシステムの標準電圧が直流 100 V 系統であり、直流電気鉄道の標準電圧が

直流 1,500 V 系統とすると、 $V_0(t)$ と $V_{0x}(t)$ の関係は、以下の通りとなるケースがある。

$$V_0(t) = \frac{1,500}{100} \times V_{0x}(t) = 15 V_{0x}(t) \quad (5 \cdot 14)$$

$V_0(t)$ が得られると、「具体例その 1」に示した ΔV_C および ΔV_D を用いて、 $V_C(t)^*$ と $V_D(t)^*$ を下記の式で求めることができる。

$$V_C(t)^* = V_0(t) + \Delta V_C = 15 V_{0x}(t) + \Delta V_C \quad (5 \cdot 15)$$

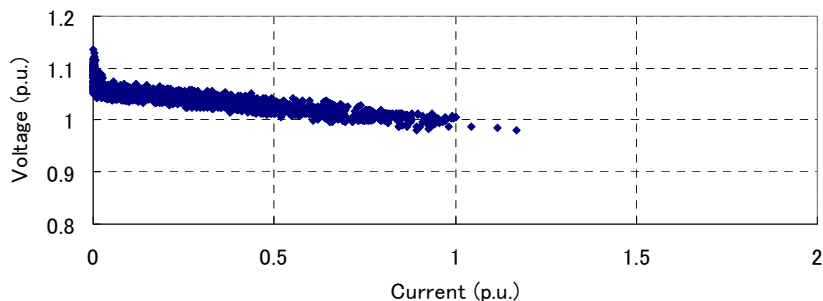
$$\begin{aligned} V_D(t)^* &= \frac{3}{\pi} V_0(t) - \Delta V_D \\ &= \frac{45}{\pi} V_{0x}(t) - kI^* \end{aligned} \quad (5 \cdot 16)$$

以上のように、基準電圧用変圧器及び基準電圧用整流器を接続したシステムを用いることで、電車の負荷状態を知るために電流検出しなくても、「具体例その 1」ならびに「具体例その 2」と同等な $V_C(t)^*$ と $V_D(t)^*$ を得ることができる。

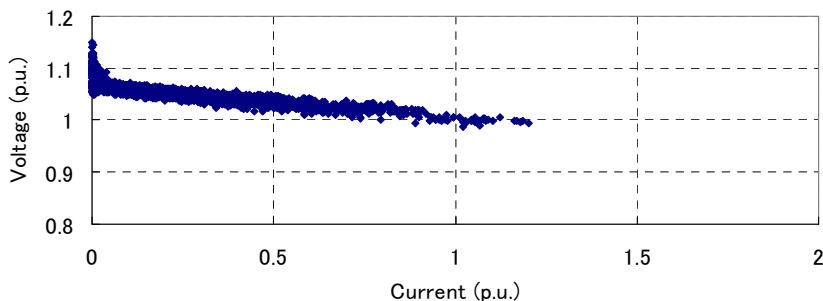
5.1.3 実測データに基づく検討

前節までに示した制御方法を検証するため、実測データ^⑧をもとにケーススタディを行う。

図 5.10(a), (b)に、ある変電所の (a)12:00~13:00 間ならびに (b)20:00~21:00 間における、出力電流と出力電圧の関係を示す。定格電流、定格電圧を基準とした単位法 (p.u.) で示している。変電所の出力容量は 2,000 kW、整流器の電圧変動率は 6 % である。



(a) 12:00~13:00



(b) 20:00~21:00

図 5.10 実際の変電所における電圧電流特性例

定格電流時（電流が 1.0 時）の電圧に着目すると、(a)では 1.0 を下回っているが(b)では 1.0 を上回っていることが伺える。この相違は変電所受電電圧の変動による。電流が 0.5 以上の範囲における(a), (b)の各電圧電流特性を一次近似した結果を式 (5・17)ならびに式 (5・18) に示す。

$$V(t) = 1.053 - 0.0579 I(t) \quad (5\cdot17)$$

$$V(t) = 1.063 - 0.0574 I(t) \quad (5\cdot18)$$

仮に電力貯蔵システムの放電開始電圧を、1.0 に固定した場合、(a)では整流器出力電流が 0.92 以上で放電するが、(b)では 1.10 までは放電しない。従って、放電する機会が (a)と (b)で著しく異なり、両者において同様な放電効果を得ることが困難となる。

そこで、実施例 1 の制御法に従って式 (5・11)を得て、基準放電電圧を時々刻々変化させることを検討する。傾き k は、電圧変動率 6% = 0.06 である。また、基準放電電流 I^* を 1.0 とする。この場合、

$$V_D(t)^* = V(t) + 0.06 \{I(t) - 1\} \quad (5\cdot19)$$

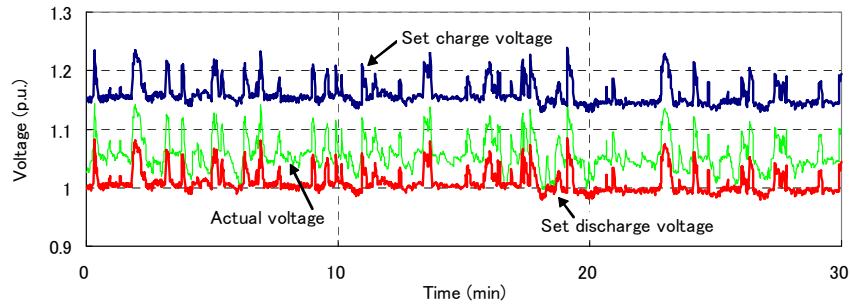
となる。電流が 1.0 を超えると $V_D(t)^* > V(t)$ であるため、 $V(t)$ に依存せず放電を開始する。また、 $I(t) = 0.5$ 時の $V(t)$ の平均値を求めると、(a)では 1.024, (b)では 1.034 である。式 (5・19)に代入すると、 $V_D(t)^*$ は、(a)では 0.994, (b)では 1.004 となる。すなわち、(a)では電圧が 1.0 まで低下しても放電動作を行わず、(b)では電圧が 1.0 に低下する以前に放電動作を行う。これにより、(a), (b)両者の放電特性の調整が行える。このように、(a), (b)のように電圧電流特性が変化する場合においても $V_D(t)^*$ を変動させることにより、負荷電流の状況に応じた放電が可能となる。

次に、回生電力を吸収する基準充電電圧について検討する。本検討では $\Delta V_C = 0.04$ に固定する。式 (5・8)は、

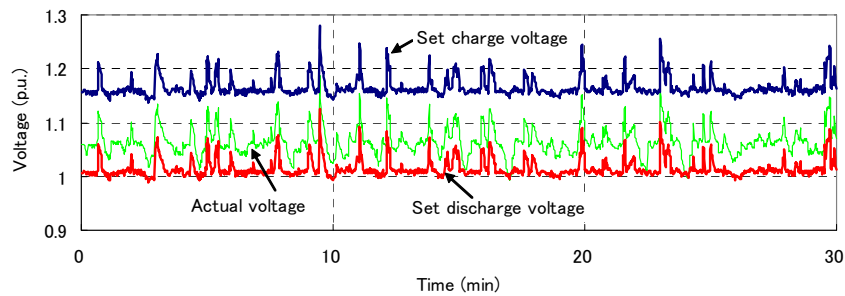
$$V_C(t)^* = \frac{\pi}{3} \times \{V(t) + 0.06 I(t)\} + 0.04 \quad (5\cdot20)$$

となる。先述の $I(t) = 0.5$ 時の $V(t)$ の平均値を式 (5・20)に代入すると、 $V_C(t)^*$ は、(a)では 1.143, (b)では 1.155 となる。

仮に電力貯蔵システムの充電可能な容量が無限であるとする。また、整流器出力電流の臨界電流を 0.1 とする。 $V_C(t)^* = 1.143$ に固定すると、臨界電流以下において不要な充電を行う割合は、(b)の場合で 1.6 % である。一方、式 (5・20)に従った基準充電電圧に設定すると、その割合は 0.4 % に低減する。このように、 $V_C(t)^*$ を変動させることにより、充電を適正化することが可能になる。



(a) 12:00~12:30



(b) 20:00~20:30

図 5.11 き電電圧および基準充電電圧，基準放電電圧の波形

式 (5・17)，(5・18)に示される通り，実際の電圧電流特性の傾きは電圧変動率と若干異なる。式 (5・19)，(5・20)の傾きに関しては，実際の電圧電流特性の傾きを統計処理（平均）した数値を適用することも考えられる。

図 5.10(a)，(b)において，(a)12:00~12:30 間ならびに(b)20:00~20:30 間のき電電圧及び式 (5・19)，(5・20)によって求めた基準充電電圧，基準放電電圧の波形を図 5.11 に示す。

き電電圧の変動は急峻であるため，基準充電電圧，基準放電電圧にも早い応答性が求められる。なお，計算上では，(a)，(b)ともに基準充電電圧が 1.2 を大きく超える場合がある。これは電力回生によって上昇したき電電圧を，式 (5・20)に代入して演算したことによる。1.2 は直流 1,500 V 系統では 1,800 V に相当する。実用上の演算では，電車の電力回生が可能な最大電圧（例えば 1.2）を基準充電電圧の上限值とするなどの対策が必要と考えられる。

5.2 電力貯蔵媒体の充電状態に応じた充放電制御

近年適用されている電力貯蔵システムに関しては，「充電開始電圧（以下， V_{pU}^* とする）」「放電開始電圧（以下， V_{pD}^* とする）」と呼ばれる整定値が設定されている⁽⁴⁾。電力貯蔵システムにおける直流外線電圧が， V_{pU}^* を上回ると電車が電力回生したと判断し充電を行い， V_{pD}^* を下回ると電車が力行（加速）したと判断し放電という，比較的単純な制御方式が採用されている。

電力貯蔵システムが有効に機能するためには，充電と放電の何れの動作にも常に対応で

きるように、充電状態を適切な範囲に待機させる必要がある。しかしながら、電気鉄道の負荷は必ずしも力行と回生がバランスよく交互に生じることは必ずしも期待できないため、放電が連続することで充電状態が大きく低下し次の放電に対応できないケース、あるいはその逆のケースが生じ得る。従って、 V_{pU}^* や V_{pD}^* を固定した制御方式では、充電と放電の両立を図るのは難しい。

そこで、電力貯蔵媒体の充電状況に応じて、 V_{pU}^* と V_{pD}^* を変化させることにより、上記両立を図る手法が考えられる。既報にて、EDLC の電圧 (EDLC 電圧) の状況に応じて、 V_{pU}^* ならびに V_{pD}^* をステップ状に変化させることにより、EDLC 電圧 (V_s) を中間付近に安定化させる手法を提案した⁹⁾(以下、「ステップ制御」と称す)。

EDLC 電圧 V_s と直流外線電圧 V_{pU}^* 及び V_{pD}^* の関係を図 5.12 に示す。原理を以下に示す。

- (1) EDLC 電圧が高い状態 ($V_{S_H}^*$) から低い状態 ($V_{S_L}^*$) にかけては、通常の開始電圧とする。
- (2) EDLC 電圧が最大電圧 (V_{max}) から $V_{S_H}^*$ にかけては、積極的に放電を行うことにより EDLC 電圧を中間電圧 ($V_{S_M}^*$) 近くまで低下させる必要がある。そこで、 V_{pU}^* ならびに V_{pD}^* をステップ状にともに上げ ($V_{pU}^* \rightarrow V_{pU_H}^*$, $V_{pD}^* \rightarrow V_{pD_H}^*$), 充電の機会を少なくし放電の機会を多くすることにより積極放電が可能な状況に変える。
- (3) EDLC 電圧が $V_{S_L}^*$ から最小電圧 (V_{min}) にかけては、積極的に充電を行うことにより EDLC 電圧を $V_{S_M}^*$ 近くまで上昇させる必要がある。そこで、 V_{pU}^* ならびに V_{pD}^* をステップ状にともに下げ ($V_{pU}^* \rightarrow V_{pU_L}^*$, $V_{pD}^* \rightarrow V_{pD_L}^*$), 充電の機会を多くし放電の機会を少なくすることにより積極充電が可能な状況に変える。

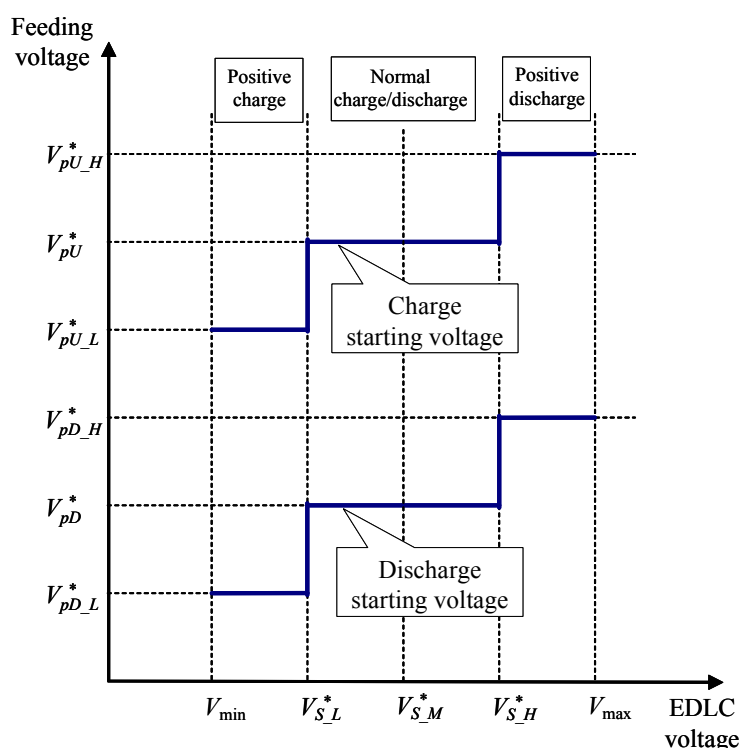


図 5.12 EDLC 電圧に応じた整定値のステップ制御

本方式は、EDLC 電圧が $V_{S_H}^*$ あるいは $V_{S_L}^*$ を横切ると即座に V_{pU}^* ならびに V_{pD}^* が大きく変動するが、実際に要求される変動量とは異なる場合もある。例えば、放電により EDLC 電圧が $V_{S_L}^*$ を僅かに下回ると、充電および放電開始電圧がそれぞれ $V_{pU_L}^*$ 、 $V_{pD_L}^*$ に変わることで EDLC の充電が開始される。ところがその充電によって EDLC 電圧が $V_{S_L}^*$ を僅かに上回った時点で、充電および放電開始電圧がそれぞれ V_{pU}^* 、 V_{pD}^* に戻るため、EDLC の充電はすぐに終了する。再び放電によって EDLC 電圧が僅かに $V_{S_L}^*$ を下回ると、上述の現象が繰り返される。このように、積極充電、積極放電への移行をステップ状に制御すると、 $V_{S_L}^*$ の付近で充電と放電が即座に切り替わり、充放電時間が短くなり、EDLC が有するエネルギーを有効に活用できない状況が生じる。一般に電気鉄道の負荷変動は急峻なため、上述の状況は顕在化しやすい⁽¹⁰⁾。

本論文では、図 5.13 に示すように、積極充電、積極放電時の整定値を連続的かつ直線的に変化させる手法を提案する（以下、「連続制御」と称す）。この手法により、EDLC 電圧が $V_{S_H}^*$ あるいは $V_{S_L}^*$ 付近であっても、充電および放電開始電圧は緩やかに変動するため、チャタリングが生じにくい。

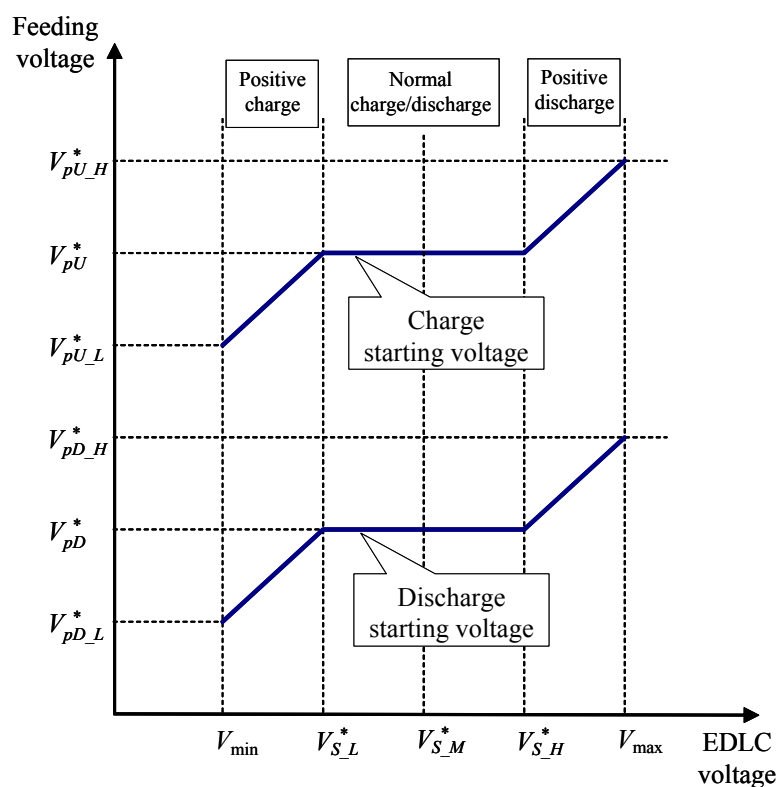


図 5.13 EDLC 電圧に応じた整定値の連続制御

ただし、連続制御はステップ制御よりも積極充電、積極放電の傾向は弱まる。そのため、充放電制御の応答が遅れて EDLC 電圧が V_{max} あるいは V_{min} に達する恐れがあるため、各整定値の選定には注意する必要がある。

なお, EDLC のエネルギーは, 静電容量 (固定値) と EDLC 電圧で決まる。従って, 「EDLC 電圧」を「電力貯蔵媒体のエネルギー」に置き換えることもできる。すなわち, EDLC のみならず, 二次電池等の他の電力貯蔵媒体についても, 上記概念を適用することができる。

参考文献

- (1) 島津, 橘:「京浜急行電鉄(株)納め電車線用フライホイール発電電動機」, 三菱電機技報, Vol.63, No.8 (1989)
- (2) “High-speed flywheels cut energy bill”, *Railway Gazette International*, April 2001
- (3) 星吉輝, 東直親:「鹿児島市交通局向け架線電圧補償システムの概要」, 鉄道車両と技術, No.132 pp.20-23 (2007)
- (4) 石井順:「直流電気鉄道における電力補完装置の開発経緯」, *GS Yuasa Technical Report*, Vol.3, No.2 pp.1-13 (2006)
- (5) 高橋弘隆, 伊藤智道, 加藤哲也, 郡司藤雄:「電力貯蔵鉄道用変電システム」, 日立評論, Vol.89 pp.28-31 (2007)
- (6) 本田直志, 清水孝浩, 蔦川 秀, 諏澤 暁, 平松正宣, 高橋 慎, 小西武史, 長谷伸一:「直流電気鉄道の電力回生エネルギー吸収用キャパポストの適用」, H20 年電学全, Vol.5, No.5-55 pp.87-88 (2008)
- (7) 陳芸峰:「き電系統電力貯蔵システムの制御装置」, 特許出願公開番号 2006-34041 (2006)
- (8) T.Konishi, S.Hase, Y.Nakamichi, H.Nara, and T.Uemura, “Verification Test of Energy Storage System for DC 750V Electrified Railway”, *The Third International Conference on Railway Traction Systems (RTS 2007)*, pp.144-149 (2007)
- (9) 小西武史, 長谷伸一, 中道好信, 奈良秀隆, 吉田浩介, 上村正:「電気鉄道地上用電力貯蔵装置の効果的な運用を目指した充放電制御方式の検討」, H20 年電気学会産業応用部門大会, Vol.3, No.3-43 pp.273-276 (2005)
- (10) 小西 武史, 中村 武恒, 雨宮 尚之:「高温超伝導電動機を電気鉄道に適用した電力負荷特性の向上に関する基礎検討」, 電学論 B, Vol.132, No. 5 (2012) (掲載予定)

第 6 章 次世代電動機のモデル・特性に関する検証

本章では、直流電車区に着目し、その実際の電車電流測定データを用いて、使用されている DCM の速度・トルク特性と効率特性を同定する。また、その速度・トルク特性が同等な性能を有する N-IM、次世代電動機として期待される HTS-ISM の仕様を決定し、負荷時、発電時における効率等の回路計算を行う。さらに、電動機ごとの比較評価を行う。

6.1 電気鉄道用変電所の負荷特性からの電動機特性の同定

まず、検討対象とする電力供給システムから、負荷としての電動機特性の同定を試みた。このことは、同システム側からみた負荷としての回転機特性の検証を行うことを目的とする。つまり、電力供給システムから得られる情報の正確性を確認することができる。検討対象である直流電気鉄道の電力系統模式図を図 6.1 に示す。

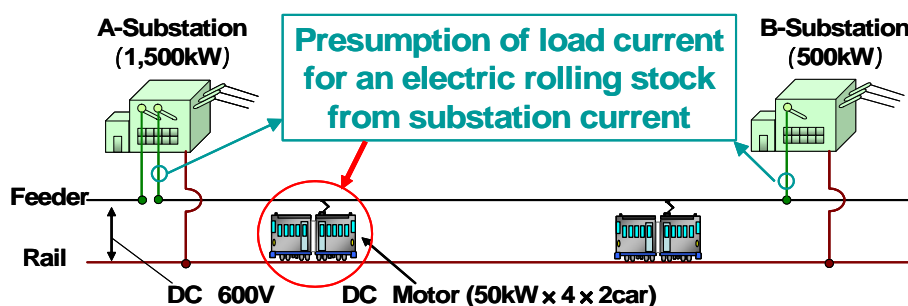


図 6.1 対象線区ならびに電車

図 6.1 は実在する線区である⁽¹⁾。本線区は単線であり、通常時で 2 変電所間に常に 2 編成以上の電車が存在する。電車には全て DCM が採用され、発電回生しない。力行は停車駅からの発車時ならびに再加速時に生じる。なお、本線区の標準直流電圧は 600 V である。

図 6.1 に示した線区の 12 時～13 時における列車ダイヤ (列車運行図表) を図 6.2 に示す。朝夕も含めて、12 分運転ヘッドの等間隔の列車ダイヤである。各電車は電車編成 2 両で走行する。時間経過とともに A 変電所から B 変電所に向かう電車が下り、逆方向の電車が上りである。

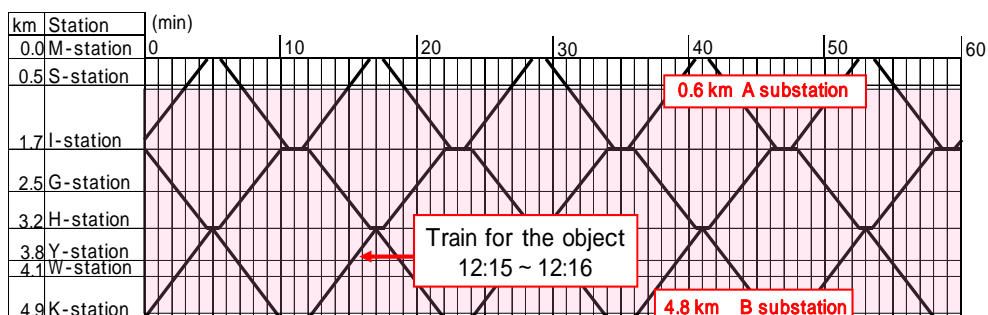
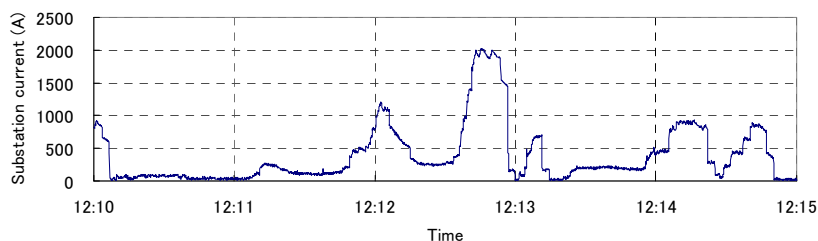


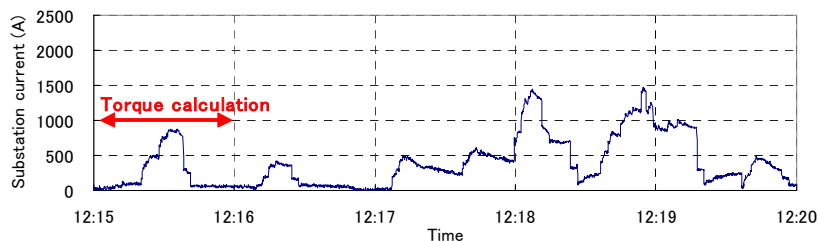
図 6.2 対象線区の列車ダイヤ (12 時～13 時)

A 変電所, B 変電所の当該区間に対する架線電流 (図 6. 1 の丸印で示した架線の電流)の値を合計することにより, 2 変電所間の電車の負荷電流を求めた。12:10~12:20 までの 10 分間の負荷電流特性を図 6. 3 に示す。

A 変電所~B 変電所には必ず 2 編成以上の電車が存在するため, 変電所側から見た電流には力行する 2 編成以上の負荷電流が重層される。ただし, 電車が惰行運転もしくは停車中の場合, 補機電流を除けば負荷電流は現れない。図 6. 2 の列車ダイヤでは 12:15~12:16 の 1 分間は 2 編成の電車が存在する。だが, 上記時間帯における図 6. 3 の負荷電流の大きさ, 波形の形状について, 同様に 2 編成の電車が存在する 12:18~12:19 と比較分析すると, 前者の最大負荷電流は後者の約半分の値であることが分かる。つまり下り側の電車が 12:15 までに加速した後, 12:15~12:16 では惰行運転中と推定される。そこで, この 1 分間については上りの 1 編成のみ (図 6. 2 の矢印で示した電車が) 変電所からの電力供給を受けて走行しているものとし, 電車 (DCM) のトルク特性の同定を試みた。



(a) 12:10~12:15



(b) 12:15~12:20

図 6. 3 10 分間 (12:10~12:20)における変電所の負荷電流特性
(A ならびに B 変電所の合計値)

当該線区における DCM1 台の仕様を表 6. 1 に示す。

表 6.1 電車の DCM の仕様

Power per a motor	50 kW
Rated voltage	300 V
Number of motors per a car	4
Drive system	Cardan jointed drive
Gear ratio	6.31 (82:13)
Rated efficiency	0.85
Acceleration of speed up	2.0 km/h/s
Acceleration of speed down	3.5 km/h/s

電車に用いられる DCM の等価回路を図 6.4 に示す。速度が大きくなると、4 直列の DCM と電機子抵抗の組合せ (上段) が 2 直列 2 並列の組合せ (下段) に切り替わる。各マグネットスイッチ (磁気継電器) を入切することによって、電機子抵抗を変更する。マグネットスイッチは、4 直列状態では 10 箇所、2 直列 2 並列状態では 7 箇所存在する。なお、S1、P1 は、マグネットスイッチが全て開放されている状態を指す。

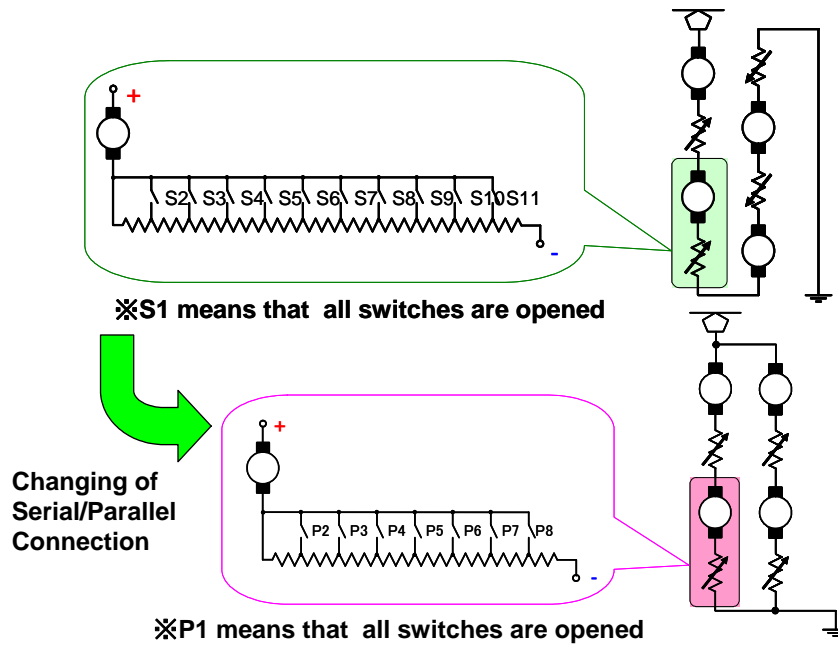


図 6.4 DCM の等価回路

図 6.4 に示した各電機子抵抗のパターンに応じた電車の電機子電流と力学特性 (電車の牽引力)、速度の相関曲線を図 6.5 に示す。各曲線と各直線の交点が、ある電機子抵抗、界磁の状態における力学特性、速度を表す。

図 6.5 において、F.F. は全界磁、75 %F、60 %F はそれぞれ 75 %、60 % の弱め界磁制御を示す。ここでは、P7-8 (F.F.) 曲線と F.F. 直線の交点における直巻電流が全界磁時の定格電流であることを表す。弱め界磁の定格電流についても、同様に、図 6.5 で 75 %F、60 %F と記載された曲線と直線の各々の交点より求めることができる。それ以外の曲線は、全界

磁の状態で速度制御用の電機子抵抗が挿入されているときの電機子電流と力学特性、速度の関係を示す。下側にある曲線ほど、電機子抵抗が大きいことを示す。電機子電流が定格電流に近い値でほぼ一定に制御されると（全界磁領域）、30 km/h 付近まで速度上昇した時点で P7-8 (F.F.)の曲線との交点に達する。電車の起動加速度は 2 km/h/s のため、発進から 30 km/h に達するのは 15 秒である。速度が 30 km/h 以上になると、75%あるいは 60%の弱め界磁領域に移行する。なお、速度は直流電動機の誘導起電力に比例するため、図 6. 5 の速度特性から誘導起電力を得ることができる。

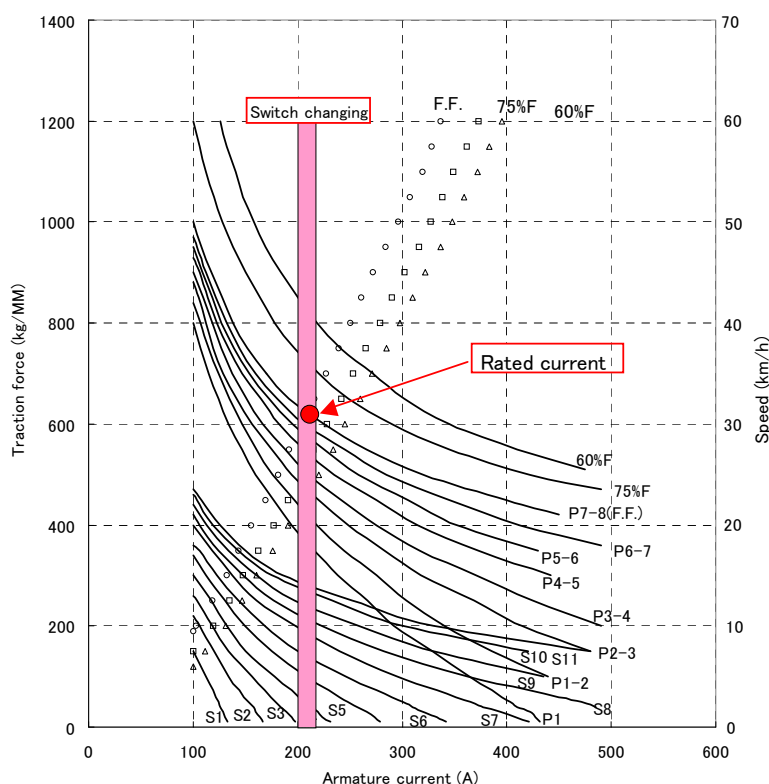
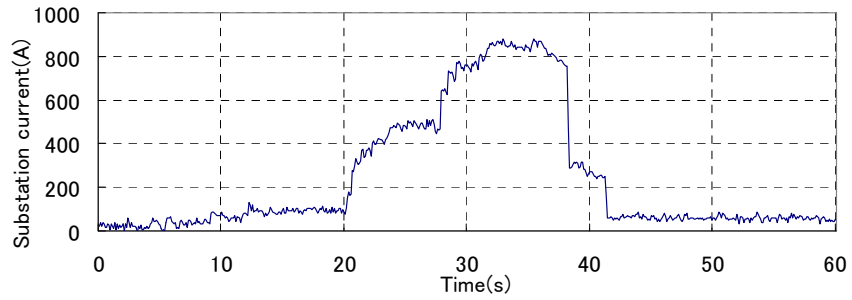


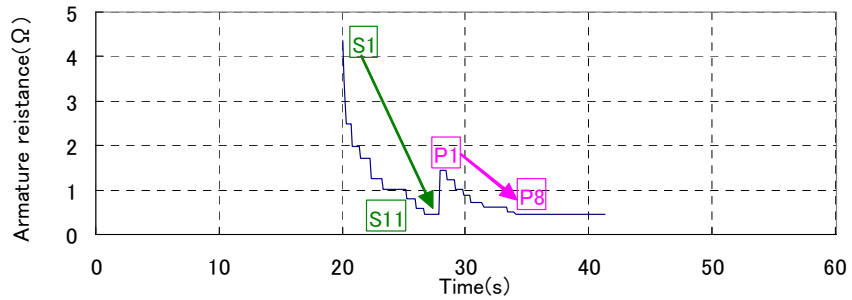
図 6. 5 電機子電流と力学特性、速度の関係

図 6. 3 の 12:15～12:16 間の特性を拡大した負荷電流と、図 6. 4 の等価回路における電機子抵抗の変化の関係を図 6. 6 に示す。電機子抵抗値は、図 6. 5 を用いて、各スイッチの投入状態における電機子電流と速度の関係より求めた。

図 6. 6 より、スイッチが順次切り替わることに伴って、負荷電流がノコギリ状に変化する対応関係を確認することができる。また、途中直列接続から並列接続に切り替わる際（図 6. 6 の 27.8 秒）には、同電流が大きく上昇する。以上の関係から、負荷電流と直流電動機制御の関係は、図 6. 7 のように示すことができる。



(a) Load current



(b) Changeover switch

図 6.6 負荷電流と直流電動機制御の関係

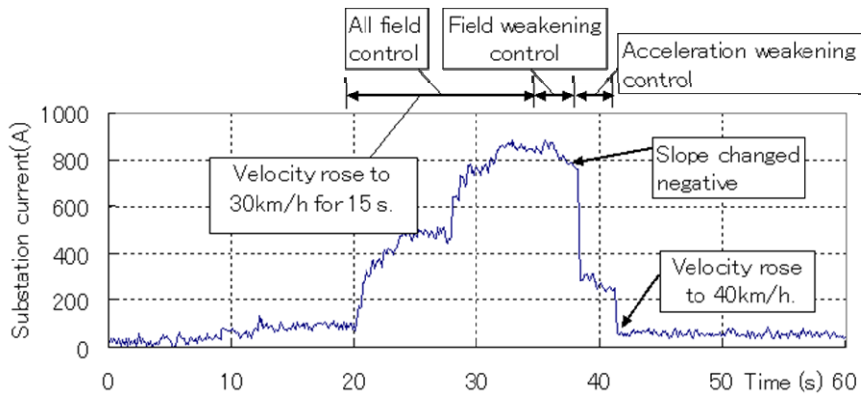


図 6.7 負荷電流と直流電動機制御の関係

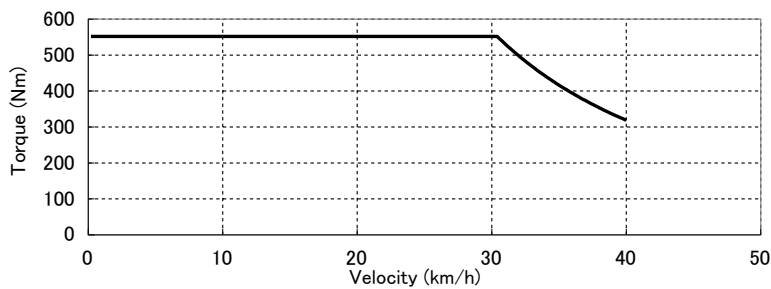
図 6.5 において、引張力の F.F.直線とノッチ P7-8 のときの電機子電流-速度曲線の交点より、定格時の牽引力 F は、 $F = 640 \text{ kgf}$ (交点からの読み取り値) $= 6.27 \text{ kN}$ となる。

定格時の電動機トルク T_r (Nm)は、以下の式で求めた。ただし、 r : 車輪径 (0.43 m), η : 定格効率 (0.85), G : 歯車比 (6.31)である。

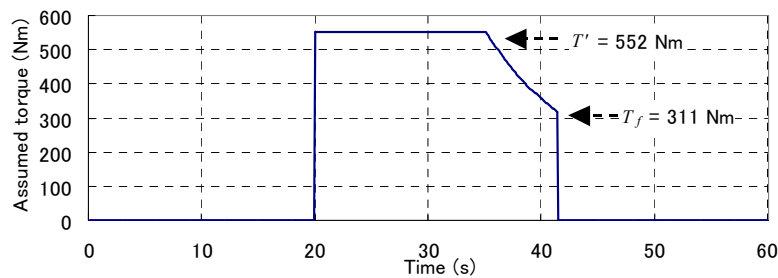
$$\begin{aligned}
 T_r &= \frac{Fr}{\eta G} \\
 &= (6,272 \text{ N} \times 0.43 \text{ m}) / (0.85 \times 6.31) \\
 &= 503 \text{ Nm}
 \end{aligned}
 \tag{6.1}$$

定格時の負荷容量は、50 kW/台×4 台/両×2 両=400 kW である。即ち定格時の負荷電流は、400 kW/0.85 (電動機効率)/ 600 V (定格直流電圧) = 784 A である。

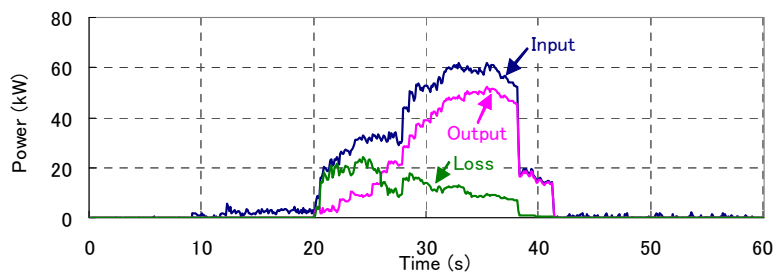
一方、図 6.7 の負荷電流値より、全界磁領域での最終電流は 822 A であった。トルクは電流の二乗に比例すると仮定し、全界磁領域における 1 台あたりの電動機トルク T' は、 $T' = T_r \times (822 \text{ A}/784 \text{ A})^2 = 552 \text{ Nm}$ となる。



(a) Torque v.s. velocity



(b) Torque v.s. Time



(c) Power v.s. Time

図 6.8 DCM 1 台当たりのトルク，入力，出力，損失の時間変化 (解析結果)

次に、弱め界磁領域の減衰トルク T_f (負荷電流が零になる直前のトルク) を求める。負荷

電流が完全に零になった際、電車速度は 30 km/h から 40 km/h まで上昇したものと推定した。また、弱め界磁電流領域においては、電車の速度の二乗に逆比例してトルクが減衰する。従って、 T_f は、 $T_f = T \times (30 \text{ km/h} / 40 \text{ km/h})^2 = 311 \text{ Nm}$ となる。

以上の結果より、DCM 1 台当たりのトルク特性、ならびに電動機の等価回路から求めたトルク、入力、出力、損失を図 6. 8 に示す。(a)はトルクと速度の関係、(b)はトルクと時間の関係、(c)は入力、出力及び損失と時間の関係を示す。

同 (c)図から明らかなように、入力が小さいときの損失が大きく、一方入力が大きくなるに従って損失も低下する傾向にあることが分かる。

表 6. 1、図 6. 4、図 6. 5 に示した電動機の諸特性の情報のみでは実際の電車が空車に近いのか満車に近いのかを評価することができず、定格トルクしか知ることができない。一方、上記解析によれば、実負荷電流を参照することによって、実際のトルク値を同定することが可能になる。

6.2 従来型誘導電動機の特性

次に、DCM と N-IM の効率比較を行うため、前章に示した DCM と同等なトルク特性を有する N-IM の回路定数を求める。既存の電動機定数^②を参考に、対応する定数 (40 Hz 時) を表 6. 2 のように定めた。

表 6. 2 N-IM の仕様 (40 Hz 時)

Pole number	p	4
Rated voltage	V_1	440V
Slip	s	0.018
Primary resistance	r_1	0.0571 Ω
Secondary resistance	r_2'	0.0482 Ω
Primary and secondary reactance	$x_1 (=x_2')$	0.2095 Ω
Exciting resistance	r_m	151.8 Ω
Exciting reactance	x_m	9.18 Ω
Al resistivity		$2.5 \times 10^{-8} \Omega/\text{mm}^2$
Slot occupation ratio		1.0
Cross section of the tape		286 mm^2

また、解析に利用した等価回路を図 6. 9 に示す。ここでは、一次周波数 0~40 Hz までは定トルク制御 (すべり周波数一定制御)、また 40 Hz 以降は定出力制御 (一定すべり)とした。なお、低周波領域 (0~20 Hz)ではリアクタンス電圧降下が小さくなるため、一定トルクとなるように入力電圧を増加させた。

表 6. 2 の定数を用いて、一次周波数を 5 Hz 刻みで変えながら求めた速度・トルクの関係ならびに効率を図 6. 10 に示す。0~30 km/h 間のトルク値は、式 (6.1)で得られた DCM の 1 台あたりの定格トルク (T_f)に等しい。一方、時速 30 km/h 以降に関しては、DCM が速度の二乗に逆比例する (弱め界磁特性)のに対して誘導電動機は速度に逆比例する特性 (定出

力特性)になるため、トルク低下の幅は小さくなる。効率は周波数の増加に伴って大きくなり、50 Hz 時の効率は 94 %程度になることから、表 6.1 に示した DCM の定格効率よりも上回る。一方 10 Hz 以下の周波数が低い領域では 90 %を下回ることから、よく知られているように低速度走行時の効率特性が悪い。なお、図 6.10 の効率の算出において、等価回路ベースの効率を評価するため、機械損失、変換器損失などはここでは含んでいない。

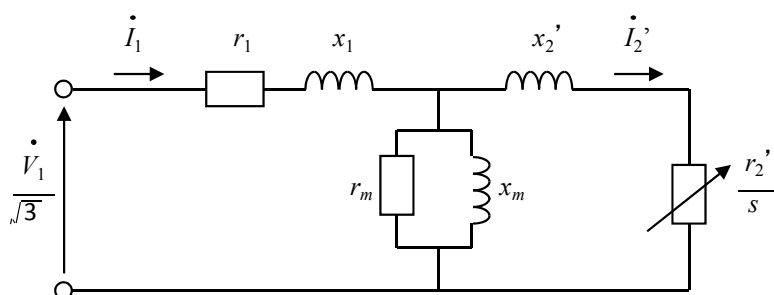
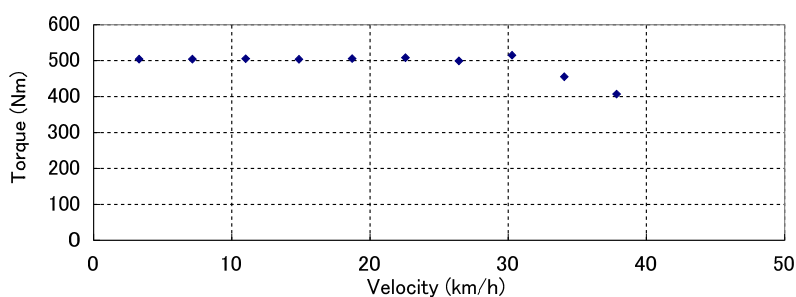
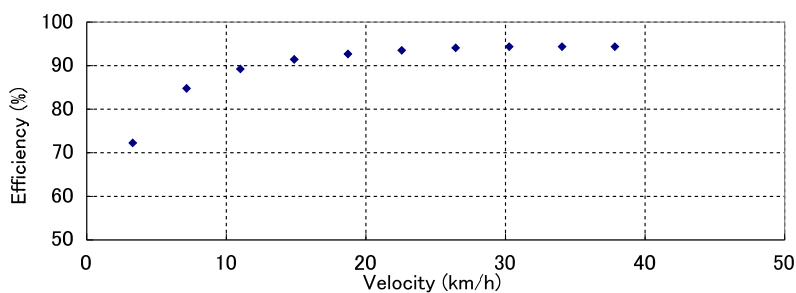


図 6.9 N-IM の等価回路



(a) Torque



(b) Efficiency

図 6.10 選定した誘導電動機のトルク，効率特性

6.3 高温超伝導誘導/同期電動機の特性

高温超伝導誘導/同期電動機は、従来の電動機では実現できないユニークな特徴を有している。ここでは、高温超伝導体の電磁現象と共に、高温超伝導誘導/同期電動機の動作原理について記述する。

6.3.1 高温超伝導体における電磁現象

6.3.1.1 磁束フロー，磁束クリープ，交流損失

HTS は，下部臨界磁界 H_{c1} 以上，上部臨界磁界 H_{c2} 以下の磁界領域において，その内部に磁束が量子化された状態で存在し(量子化磁束)，これを混合状態と呼ぶ。HTS に電流が流れることで，量子化磁束は等価 Lorentz 力を受け，その内部を動かそうとする。しかし，HTS 内部に存在する欠陥や不純物によって，量子化磁束の移動が妨げられ，つまり磁束が捕捉される。この現象をピン止め効果と言ひ，捕捉する力の大きさをピン力と呼ぶ。ピン力が上記の等価 Lorentz 力を上回る電流値では，HTS に電界が生じず，零抵抗で通電することができる。一方，等価 Lorentz 力がピン力を上回る大きさの電流が HTS に流れると，量子化磁束の移動によって HTS 内部に電界が発生し，HTS は抵抗値を持つ。このような現象を磁束フロー⁽³⁾⁽⁴⁾と呼び，抵抗状態となる。また，この境界となる電流密度値を臨界電流密度 J_c と呼ぶ。広義の臨界状態モデルによると，磁束フロー電界 E_f と電流密度 J との間には，

$$E_f(J) = \begin{cases} \rho_{ff}(J - J_c) & J > J_c \\ 0 & J \leq J_c \end{cases} \quad (6.2)$$

の関係が導かれる⁽⁵⁾。ここで ρ_{ff} は一様フロー抵抗率である。

実際には等価 Lorentz がピン力を上回らない場合でも，量子磁束の移動が起こり得る。即ち，超伝導物質中に存在する熱的擾乱によって，熱力学的な確率過程として磁束は移動する。このような現象を「磁束クリープ」⁽³⁾⁽⁴⁾と呼び，磁束フローと併せて電界の発生を考慮する必要がある。ただし，磁束クリープによる発生電界は HTS 内の平均磁束密度にほぼ比例して変化するため，自己磁界下ではその影響を殆ど無視できる。

また，HTS に対して時間変化を伴う磁界や電流が印加されると，磁束フローや磁束クリープ以外の損失が生じる。HTS の磁化は量子化磁束の移動によって生じるが，その磁化過程はヒステリシス特性となり，HTS に対して交流通電を行った場合にはヒステリシス損失が生じる事となる。これ以外にも導体の結合損失や渦電流損失，構造材料の渦電流損失が生じる。これらの損失を合わせて交流損失⁽³⁾⁽⁴⁾と呼ばれる。定常時では，HTS-ISM の交流損失が発生しない。定常状態である同期速度においては，二次周波数が 0 となるため，二次導体である HTS には直流電流が流れる。よって，このとき交流損失は 0 となるためである。

上記の現象は非線形現象であり，また外部条件によって複雑に変化する。ここでは，HTS の電流輸送特性の表現式について以下に説明する。

6.3.1.2 n 値モデル

HTS の電流輸送特性 (電界 E - 電流密度 J の対応で E - J 特性と呼ばれる) は，以下に示すような n 値モデルが一般的に使用される。

$$E(J) = E_c \left(\frac{J}{J_c} \right)^n \quad (6.3)$$

上式の E_c は電界基準 (通常 0.1 あるいは $1 \mu\text{V}/\text{cm}$ とする) であり, 電界基準における電流密度 J_c を臨界電流密度とする。

6.3.1.3 Weibull 関数による表式

式 (6.3) は簡易であるが, 超伝導体の物理的なモデルに基づいたものではなく, 経験的に得られた近似式である。式 (6.3) における n (n 値) は電界の立ち上がりの急峻さを示し, n 値の大きさによって超伝導特性の均一性を表現する。しかし, 本論文では電流輸送特性の厳密な議論を行う為に, 次項に示す Weibull 関数を用いた表現式を用いる。

$$E(J) = \begin{cases} \rho_{ff} J_0 \int_0^{J-J_{cm}} \left[1 - \exp(-j^m) \right] dj & J > J_{cm} \\ 0 & J \leq J_{cm} \end{cases} \quad (6.4)$$

ここで ρ_{ff} は式 (6.3) と同様に, 一様磁束フロー状態の抵抗率, つまり全てのピン止め力が効かなくなった場合の抵抗率を与える。 J_0 は局所的臨界電流密度分布の広がりを与え, スケーリングパラメータと呼ばれる。 J_{cm} は臨界電流密度分布の最小値であり, m によって臨界電流密度分布の分布形状が決まる⁽⁶⁾⁽⁷⁾。

6.3.1.4 銀シースを考慮した電流輸送特性

一般に, Bi 系超伝導テープ材や YBCO の Coated Conductor 等の超伝導線材では, 殆どの場合に熱暴走 (クエンチ等) を防ぐために, 銀等の保護層が付与されている。超伝導線材において比較的高い電界が生じた場合, 超伝導部分と保護層部分とで分流が生じるため, 線材全体としての E - J 特性は超伝導体のみのもとは異なる。よって, 超伝導線材の電流輸送特性を評価する上で, n 値モデルの場合も Weibull 関数を用いた評価式の場合もこの分流を考慮する必要がある。

通電方向に垂直な等電位面によって分流比は決まるため, 超伝導部分の電流密度を J_{sc} , 電界を $E(J_{sc})$, 銀比 (超伝導層に対する銀層の断面積比) を c , 銀の抵抗率を ρ_{ag} とすると, 銀保護層を考慮した電流密度 J は以下の様に求まる⁽⁸⁾。 ρ_{ag} の 77.3K における抵抗率は $3.0 \times 10^{-9} \Omega\text{m}$ とする。

$$J = \frac{1}{1+c} J_{sc} + \frac{c}{1+c} \frac{E(J_{sc})}{\rho_{ag}} \quad (6.5)$$

本論文では, 高温超伝導体の電流輸送特性として式 (6.3) または式 (6.4), ならびに式 (6.5) を併せて使用する。

6.3.1.5 高温超伝導かご形誘導/同期機の電磁現象

ここでは、本研究で対象とする HTS 化したかご形巻線における電磁現象について記述するとともに、高温超伝導かご形誘導/同期機の動作原理について述べる。

かご形回転子のロータバーは、図 6.11 のように全てエンドリングによって短絡されている。

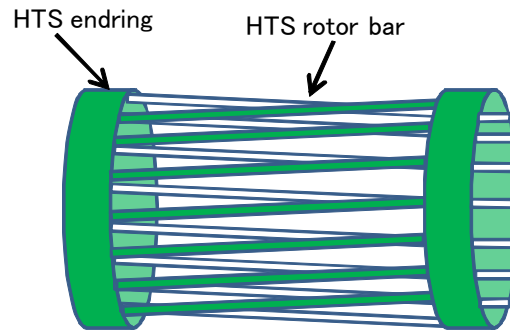


図 6.11 HTS-ISM のかご形構造

簡単のために、この内の一つのループについて考えると、図 6.12 の様なループコイルと見なすことができる。コイルの抵抗を R とし、鎖交磁束 Φ による誘導電流 i が流れているとすれば、回路方程式、

$$\frac{d\phi}{dt} - Ri = 0 \quad (6.6)$$

が成り立つ。超伝導体が零抵抗状態であれば $R=0$ となり、式 (6.6) は、

$$\frac{d\phi}{dt} = 0 \quad (6.7)$$

となり、磁束が時間によって変化しない、つまり鎖交磁束が超伝導ループによって捕捉されることが分かる。さらに、ループの自己インダクタンス L を考えれば $\Phi = Li$ が成り立つため、

$$\frac{di}{dt} = \frac{1}{L} \frac{d\phi}{dt} = 0 \quad (6.8)$$

となり、電流も一定値（永久電流）となる。

次に、固定子巻線との相互誘導場について考える。図 6.13 に示すように固定子コイル (coil 1)、回転子コイル (coil 2) が存在し、回転子コイルの自己インダクタンスを L_2 、相互インダクタンスを M とする。先ほどと同じ様に議論をすれば、回転子コイルの鎖交磁束を Φ_2 、それぞれに流れる電流を i_1, i_2 として、

$$\phi_2 = L_2 i_2 + M i_1 \quad (6.9)$$

が成り立つため、電流 i_2 は

$$\frac{di_2}{dt} = -\frac{M}{L_2} \frac{di_1}{dt} \quad (6 \cdot 10)$$

となり，固定子コイルの電流 i_1 によって i_2 も変化する。これは，回転子コイルが超伝導状態であっても，鎖交磁束を一定に保とうとするために回転子コイルの電流 i_2 が変化し得ることを示している。このように相互誘導場において，その鎖交磁束は捕捉されて一定となるが，流れる電流の値は一定にはならない。

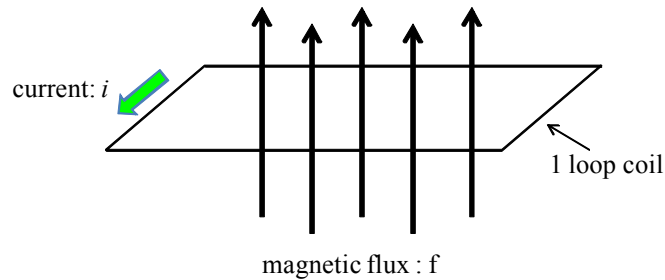


図 6.12 1 ループ分の超伝導コイル

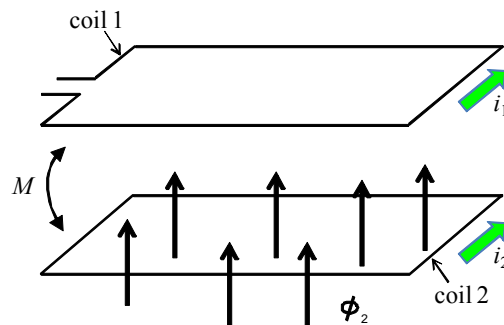


図 6.13 固定子コイルと回転子コイルの相互作用概念図

HTS かご形回転子の電磁現象は，電動機への入力電圧の増加に伴って，(1) 静止領域（図 6.14 (a)），(2) すべり運転領域（図 6.14(b)），(3) 同期運転領域（図 6.14 (c)）の 3 つ領域で考えることができる⁹⁾。

まず，静止領域では入力電圧を増加させていっても，式 (6・8) に従って初期状態($\Phi = 0$)を保とうとする臨界電流以下の遮蔽電流がロータバーを流れることで回転子に磁束が鎖交することができず，結果電動機は静止状態を保つ（図 6.14 (a)）。

さらに入力電圧を増加させていくと，ある電圧でロータバーに流れる遮蔽電流が臨界電流値を超えることで磁束フロー状態へと移行する。このときロータバーは抵抗状態となり，式 (6・8) を満たす磁束が回転子導体ループに鎖交する。この鎖交磁束によって電動機はトルクを生じ，すべり状態で回転を行う（図 6.14(b)）。

すべり運転領域で同期速度付近まで電圧を上昇させていくと，固定子と回転子との相対速度の低下に伴って鎖交磁束が減少し，誘導起電力は同期速度で零となる。従来型の誘導電動機では，同期速度での回転を維持することはできないが高温超伝導かご形誘導/同期機

では誘導電流の減少によって再び零抵抗状態へと移行し、磁束の変化を妨げることになる。つまり、回転子導体ループが鎖交磁束を捕捉し、永久磁石の様に振る舞うことで同期速度での回転を可能とする。そして、ロータバーに流れる電流が臨界電流値を超えない範囲で電動機は同期速度で回転する (図 6. 14(c))。

このように、かご形回転子を超伝導化することで、従来の電動機では実現不可能な回転特性をもつことが分かる。

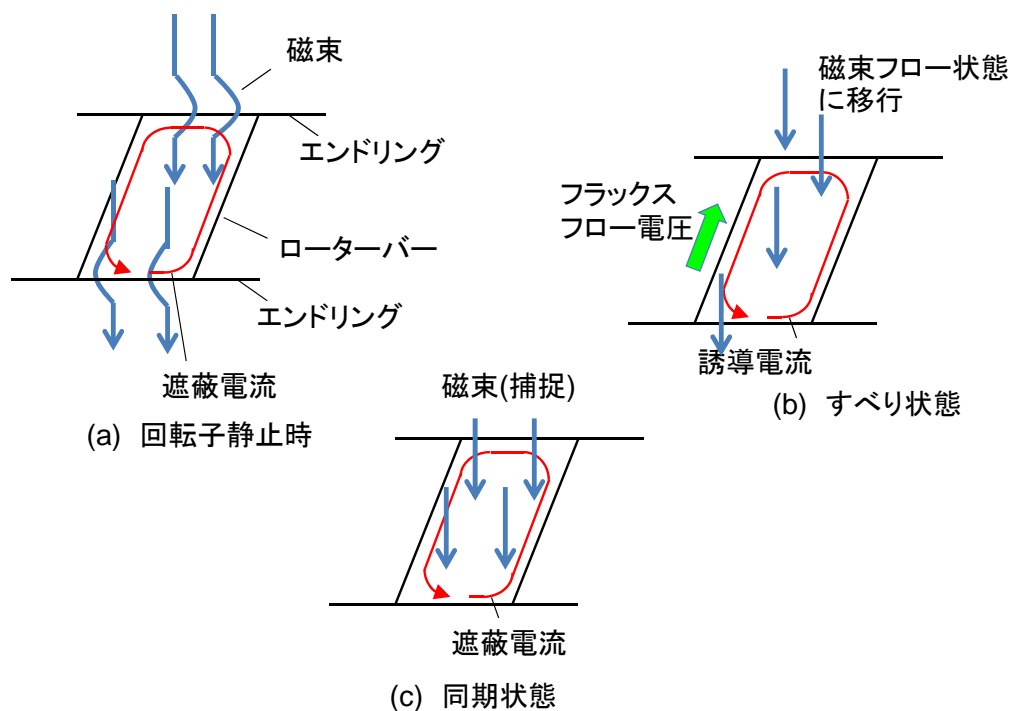


図 6. 14 回転子超伝導ループの状態変化

6.3.2 HTS-ISM のトルク計算

表 6. 2 に示した N-IM の回路定数をベースにし、全超伝導形 HTS-ISM のトルク特性の算出を試みる。なお、HTS-ISM の基本構造は前節の N-IM と同様である。HTS-ISM の回路定数、スロット占有率は文献⁽¹⁰⁾の設計法に従い、表 6. 3 のように設定した。また、各定数は運転温度に対して非線形に変化するが、ここでは文献⁽¹⁰⁾で示された 77.3 K 時の値に固定して、以下検討を進めた。

エンドリングには、臨界電流 526 A、断面積 2 mm² の YBCO 薄膜テープ材を使用するものとする。また、ロータバーは前述の YBCO 薄膜テープ材と銅帯で構成される⁽¹⁰⁾。

高温超伝導回転機 の特性評価を行う場合、使用するテープ材の非線形電界 (E) - 電流密度 (J) 特性を定量的に表現する必要がある。

表 6.3 HTS-ISM の仕様

Pole number	p	4
Rated voltage	V_1	440V
Slip	s	2.5×10^{-4}
Primary resistance	r_1	$1 \times 10^{-4} \Omega$
Secondary resistance	r_2'	variable
Primary and secondary reactance	$x_1 (=x_2')$	0.2095Ω
Exciting resistance	r_m	151.8Ω
Exciting reactance	x_m	7.98Ω
Al resistivity		$2.1 \times 10^{-9} \Omega/\text{mm}^2$
Slot occupation ratio		7.0×10^{-3}
Cross section of the tape		2.0 mm^2

YBCO 薄膜テープ材の E - J 特性を Weibull 関数で近似した場合の各パラメータ⁽³⁾を表 6.4 に示す。同様に、 n 値モデルで近似する場合の各パラメータを表 6.5 に示す。

表 6.4 解析対象の高温超伝導テープ材の E - J 特性に関するパラメータ⁽¹⁰⁾

(Weibull 関数による近似)

parameter	value
J_{cm}	$8.14 \times 10^9 \text{ A/m}^2$
J_0	$6.50 \times 10^{10} \text{ A/m}^2$
m	19.6
ρ_{ff}	$1.40 \times 10^{-5} \Omega \text{ m}$
c	10

表 6.5 解析対象の高温超伝導テープ材の E - J 特性に関するパラメータ⁽¹⁰⁾

(n 値モデルによる近似)

parameter	value
I_c	335.7 A
n	40
c	10

ここでは、Weibull 関数による表式に従って求めた E - J 特性を図 6.15 に、 n 値モデルによって求めた E - J 特性を図 6.16 にそれぞれ示す。両図より、何れの近似においてもほぼ同様な E - J 特性が得られたことが伺える。

得られた YBCO 薄膜テープ材の E - J 特性から、HTS-ISM のかご形導体の一次側換算値電圧 V_s' -電流 I_2' 特性に変換することにより、超伝導特性を模擬する⁽¹⁰⁾。一次側と二次側の等価巻数比は、一次巻線断面積 A_1 (テープ断面積を 3 の平方根で割った値) と二次側スロット断面積 A_2 (テープ断面積をスロット占有率で割った値) の比で決まる。一次巻線の電流密度 J_1 は一次巻線断面積 A_1 を用いて

$$J_1 = \frac{I_1'}{A_1} \quad (6 \cdot 11)$$

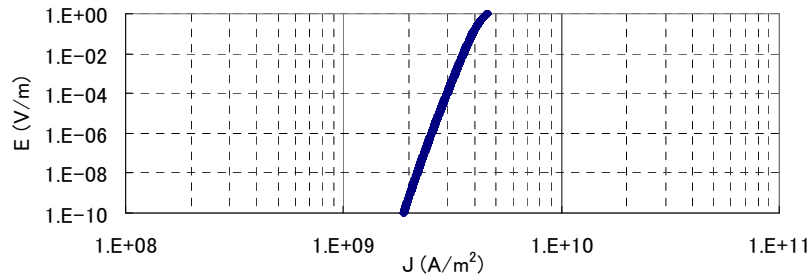


図 6.15 解析対象の高温超伝導テープ材の E - J 特性⁽¹⁰⁾
(Weibull 関数による近似)

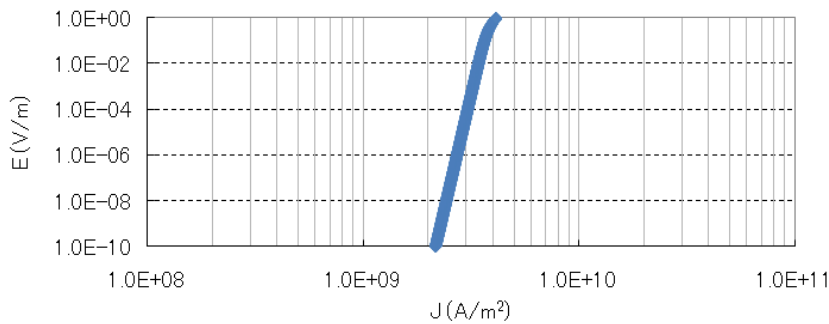


図 6.16 解析対象の高温超伝導テープ材の E - J 特性
(n 値モデルによる近似)

一般に、従来型誘導機では一次側と二次側の電流密度が等しくなるように設計される。HTS-ISM では二次導体に超伝導テープ材を用いるため、電流密度を大きく取れるため、導体断面積が従来型に対して僅少で済み、スロット占有率が γ 倍となる。従って、二次巻線の電流密度 J_2 は、

$$J_2 = \frac{I_2'}{\gamma A_1} \quad (6.12)$$

よって、二次側の電界は、 $E(J_2)$ として HTS の定量評価式 (式 (6.3)もしくは式 (6.4)) より与えられる。一方、従来型の二次導体であるアルミニウムに J_2 を流した場合の電界 E_{Al} は、アルミニウムの抵抗率 (77.3K)を ρ_{Al} として、

$$E_{Al} = \rho_{Al} J_2 \quad (6.13)$$

式 (6.3)もしくは式 (6.4)と、式 (6.13)に示した電界の比から、一次側から換算した誘導起電力 $V_s'(I_2')$ は

$$V_s'(I_2') = \frac{E}{E_{Al}} r_{2Al} I_2' = \frac{\gamma A_1 r_{2Al}}{\rho_{Al}} E \left(\frac{I_2'}{\gamma A_1} \right) \quad (6.14)$$

として得ることができる⁽³⁾。ここで、 r_{2Al} は HTS-ISM と同一断面積のアルミニウムかご形

導体を用いた場合の二次抵抗であり，従来型の二次抵抗を 77.3 K に温度換算し， γ で割ることで算出される。

HTS-ISM の電気特性は，図 6.17 の等価回路を用いて求める。同図は，図 6.9 と基本的に同形であるが，その二次抵抗は一定値である N-IM とは異なる。HTS-ISM では，回転子かご形導体の超伝導化に伴い，式 (6.14) に示す $V_s'(I_2')$ を I_2' で割った値が非線形二次抵抗として与えられる。 $V_s'(I_2')/s$ と，一次電圧からインピーダンス電圧降下分を差し引いた電圧の偏差 Δ は，式 (6.15) で求めることができる。

$$\Delta = \frac{V_s'(I_2')}{s} + \left\{ r_1 I_2' + \frac{r_1}{s r_m} V_s'(I_2') + \frac{r_1 x_2'}{x_m} I_2' + \frac{x_1}{s x_m} V_s'(I_2') - \frac{x_1 x_2'}{r_m} I_2' \right\} - \sqrt{\frac{V_1^2}{3} - \left\{ (x_1 + x_2') I_2' + \frac{x_1}{s r_m} V_s'(I_2') + \frac{x_1 x_2'}{x_m} I_2' + \frac{r_1 x_2'}{r_m} I_2' - \frac{r_1}{s x_m} V_s'(I_2') \right\}^2} \quad (6.15)$$

Δ を最小とする $V_s'(I_2')$ ， I_2' をそのすべり値における解として求めた。

一方，電磁鋼板の磁化特性は温度によって変化すると予測される。ここでは文献⁽¹¹⁾による検討結果を参考に，77.3 K における x_m が室温よりも 15 % 低下する前提条件で計算を行った。

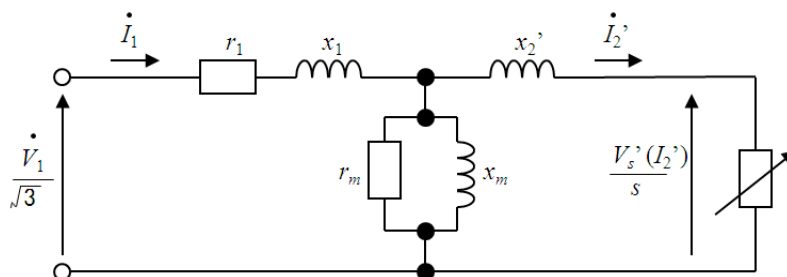


図 6.17 HTS-ISM の等価回路

定トルク制御から定出力制御に切り替わる一次周波数 40 Hz において，すべり 0~0.5 における N-IM と HTS-ISM のトルク-すべり特性の計算結果を図 6.18 に示す。同図は，電車が空車状態のときの電動機のトルク特性を示している。N-IM では，すべり 0.22 で最大トルクとなる。即ち，N-IM の場合，電動機効率を上げるには低い定格すべりの範囲で運用しなければならないため，最大トルクと定格トルクに大きな差が生じる。

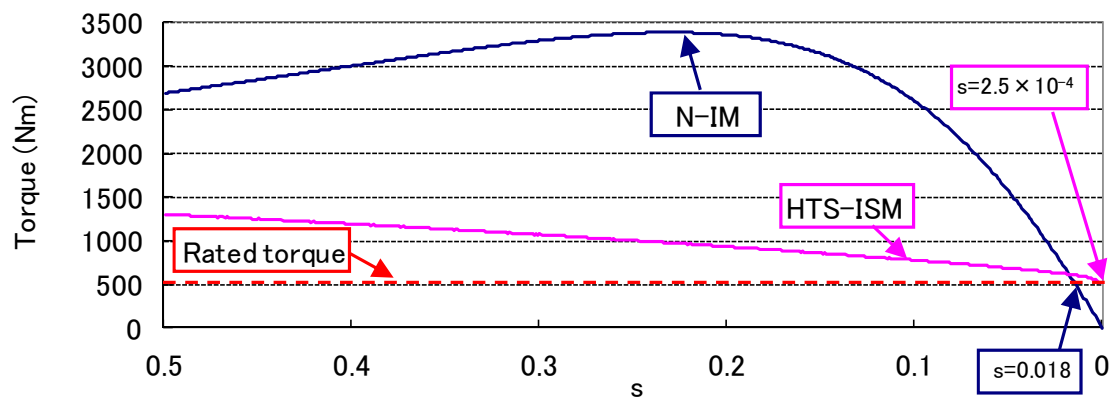
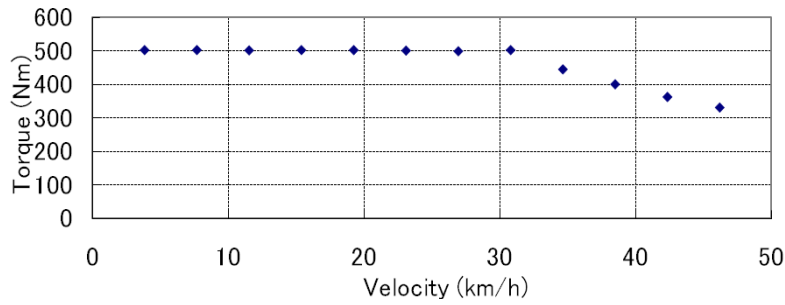


図 6.18 一次周波数 40 Hz におけるすべりトルク特性の解析結果

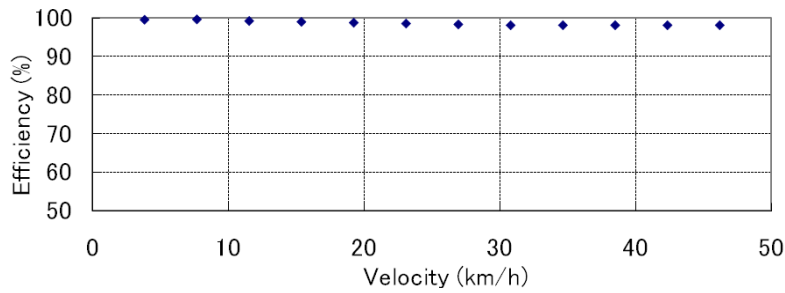
一方、HTS-ISM では、そのスロット占有率は 0.7 % と極めて低いが、導体の電流密度が大きいこと従来機と同等の定格トルクを得ることが可能である。また、定格トルクと最大トルクの差が N-IM よりも小さく、その定格トルクに相当する“同期”トルクを有している。すなわち、 $s = 0.018$ では N-IM の定格すべりのトルク値が 503 Nm であるのに対し、HTS-ISM では等価二次抵抗が小さいため、 $s = 2.5 \times 10^{-4}$ で同等のトルク値が得られる。さらに、すべり領域において、図 6.15 に示す超伝導テープ材の非線形 E - J 特性により等価二次抵抗が増加するため、実質的に比例推移制御の効果があり、トルクは緩やかな垂下特性を有している。

一方、電動機が極めて低速で一次周波数が小さい時の（ここでは 1 Hz とする）N-IM と HTS-ISM の静止トルクを計算すると、それぞれ 66.0 Nm, 638.1 Nm となる。すなわち、HTS-ISM は N-IM の 10 倍近い静止トルクを有する。従って、HTS-ISM では低速領域において高トルクが実現できるため、ギア（歯車比 6.31）を省略する直接駆動も可能になる。

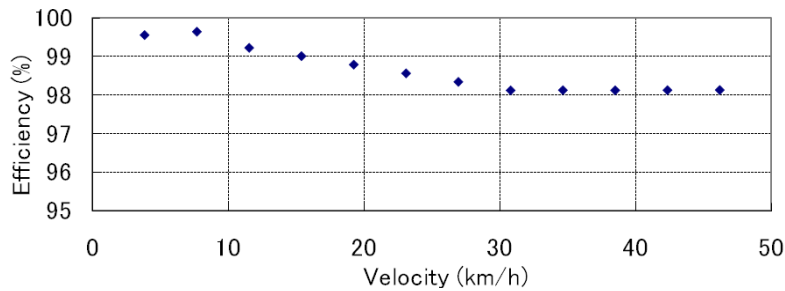
HTS-ISM の速度・トルクの関係ならびに効率について、一次周波数 5 Hz 刻みの計算結果を図 6.19 に示す。なお、3 段目のグラフは 2 段目グラフの 95 % ~ 100 % 間を拡大したものである。ここでは、等価回路ベースによる効率の議論を行っており、HTS-ISM の冷却に伴う損失（クーリングペナルティ：冷却パワー/冷凍機消費電力）を含んでいない。



(a) Torque



(b) Efficiency (range 50-100%)



(c) Efficiency (range 95-100%)

図 6.19 HTS-ISM におけるトルク，効率特性の解析結果

図 6.19 に示したトルクの変化は N-IM の特性 (図 6.10) とほぼ同様である。一方, HTS-ISM では等価二次抵抗が小さいためすべりが極小となり, 二次銅損を大きく低減できる。従って, 効率は全ての速度領域において N-IM よりも優れている (図 6.19 (b), (c))。また, 77.3 K (液体窒素大気圧沸点) の冷却により一次巻線の抵抗も低下するため, 一次銅損も大きく低減できる。前節で述べたように, N-IM では低周波領域における一次抵抗電圧降下が大きい。ため, 磁束一定制御が必要があるが, HTS-ISM では一次インピーダンスが小さく, 励磁回路に印加される電圧はほぼ電源電圧であるため, V/f 一定制御で良い。なお, N-IM と異なり, 時速が上がるにつれて一次電圧も上昇し, 励磁インピーダンスにおける損失が電圧の二乗にほぼ比例する (従って, 速度に対しては 3 乗に比例する) ため, 効率はわずかに低下していく。速度が高い領域においては, 励磁損がほとんど支配的になる。なお, 定トル

ク領域から定出力領域に変わる時速 30 km/h 付近の効率は 98.1 %であり、N-IM よりも 3.8 %の向上が得られた。

6.3.3 HTS-ISM の電流輸送特性とトルク特性の関係

HTS 線材の特性と HTS-ISM のトルク特性の関係をつかむことは、HTS-ISM の設計を行う上で極めて重要である。そこで本節では、HTS 導体の電流輸送特性とトルク特性の関係について述べる⁽¹²⁾。すなわち、主電動機のギャップが大きくなり漏れリアクタンスが大きくなったとしても、超伝導線材の特性 (n 値や臨界電流)を向上させることによってトルク特性を改善することが可能かを検証した。 n 値と I_c , 漏れリアクタンス(x_1+x_2)については、それぞれ 40, 335.7A, 0.2339 Ω とする。本節では、これらのパラメータを変更して計算を行い、特性の変化の影響について考察する。パラメータの設定は表 6. 6 に示す通りとする。その他のパラメータは表 6. 3 と同一とする。

図 6. 20 (a), (b), (c)にすべり 0 から 1 までの、一次周波数 55 Hz におけるトルクカーブを示す。 I_c は 335.7 A とする。定格トルクは同じ I_c に対して 820 Nm 一定とする。

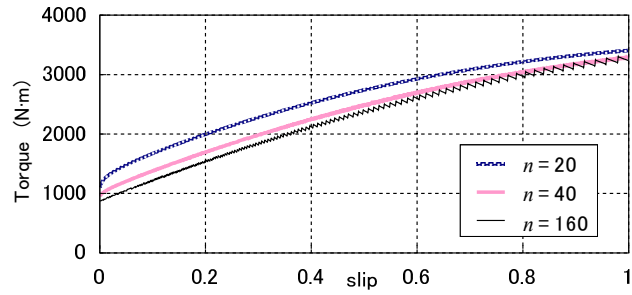
図 6. 20 (a)では、 n 値を変えたときのトルクカーブの特性を示す。漏れリアクタンスは同一の値とする。図より、すべてのトルクカーブは垂下特性を示す。さらに、すべりトルクは n 値を下げるに従って大きくなる。すなわち、同期トルクは n 値に依存せず同じ値になることを意味する。

図 6. 20 (b)では、漏れリアクタンスを 2 倍にした場合の結果を示す。よく知られるように、最大すべりトルクは漏れリアクタンスに逆比例する。この漏れリアクタンスにおいては、すべてのトルクカーブがゆるやかな傾きに変わり、すべりが $0 < s < 1$ の範囲で最大値を示す。図 6. 20 (a)と異なり、 n 値が小さくなるほど静止トルクも小さくなる。

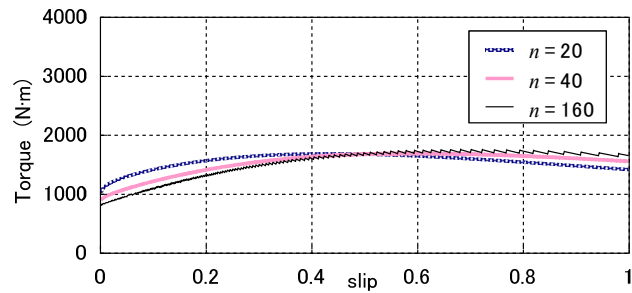
図 6. 20 (c)では、漏れリアクタンスを 4 倍にした場合の結果を示す。それぞれのカーブの最大値は、ほぼ定格トルク値に近い値になる。静止トルクの低下が著しい。従って、HTS-ISM は不安定な状態になりすべりモードで運転することができなくなる。

表 6. 6 n 値と漏れリアクタンス, I_c のパラメータ設定

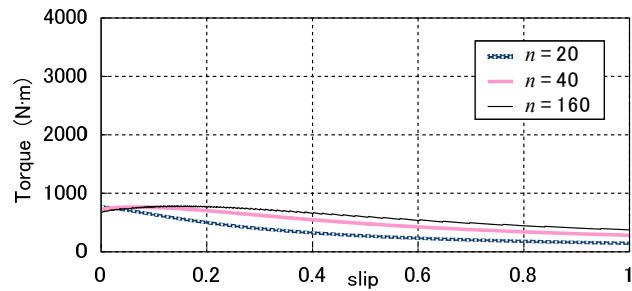
“n-value”	I_c (A)	x_1+x_2' (Ω)	Figure included
20, 40, 160	335.7	0.2339	6.20 (a)
20, 40, 160	335.7	0.4678	6.20 (b)
20, 40, 160	335.7	0.9356	6.20 (c)
40, 160	503.6	0.9356	6.21



(a) $x_1+x_2' = 0.2339 \Omega$



(b) $x_1+x_2' = 0.4678 \Omega$



(c) $x_1+x_2' = 0.9356 \Omega$

図 6.20 一次周波数 55Hz, 臨界電流 335.7 A における n 値と漏れリアクタンスの影響

次に、ロータバーの臨界電流がトルクに与える影響について議論する。ここでは、すべりトルクが大きく低下した図 6.20 (c)を対象に議論する。図 6.21 に、臨界電流密度を 1.5 倍に変更した場合の結果を示す。他のパラメータは図 6.20 (c)時と同様である。もし臨界電流が大きくなり、n 値が小さいならば、一次電圧の低下は増加する。n 値が小さいと、HTS-ISM を回転するのに必要なトルクを発生できなくなる。一方、大きな n 値ならば一次電圧の低下を抑えることができる。最大トルクは図 6.20 (c)時とほぼ等しくなる。これらの結果により、HTS 線材の電流輸送特性だけでなく漏れリアクタンスが大きくトルクカーブの形状に影響を及ぼすことが分かる。

逆に言えば、超伝導線材の n 値や I_c の特性が優れていなくとも、モータの回路定数が適切であるならば所定のトルクを得ることができる。

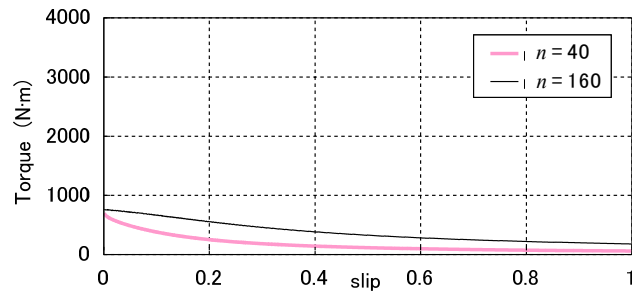


図 6. 21 一次周波数 55 Hz, 臨界電流 503.6 A, 漏れリアクタンス 0.9356 Ωにおける n 値の影響

6.4 各電動機の負荷特性の比較

前節までに、N-IM ならびに HTS-ISM について、トルクおよび効率特性を算出した。本章では、それらの諸特性から推定される変電所の負荷特性を求める⁽¹³⁾。以下、検討条件を示す。

(DCM) 電気回路定数に関しては 6.2 節と同様である。その他の機械損等の損失分は、表 6. 1, 図 6. 4 及び図 6. 5 の電動機特性を参考に、1 台あたり 1.5 kW と想定した (1 編成 8 台で 12.0 kW)。

(N-IM) 電気回路定数に関しては 6.3 節と同様である。主電動機 1 台当たりのその他損失は、既存の電動機定数⁽²⁾を参考に 1.4 kW とした (1 編成 8 台で 11.2 kW)。また、N-IM を速度制御するための変換器効率は 95 % に設定した。

(HTS-ISM) 一次銅損については、柁川らの MgB₂ 線材を適用した研究によれば、固定子巻線を超伝導化することでその抵抗が 1/800 に低減される⁽¹⁴⁾。本稿では、高温超伝導材料である YBCO 薄膜線材を想定しているが、負荷率 (臨界電流に対する運転電流の比) を適切に調整することによって抵抗低減は MgB₂ と同様に達成可能とし、同一の低減割合を採用した。二次銅損は、高温超伝導かご形回転子巻線に存在する抵抗 (ハンダ接続抵抗他) を十分小さくすることにより極小のすべりで回転することが可能であることから、零に設定した。また、前章においても述べたとおり、HTS-ISM の高トルク密度特性を利用すれば、ギアを省略する直接駆動も可能になる。励磁損は歯車比にほぼ比例する。従って、N-IM の励磁損を 6.31 (歯車比) で除し、HTS-ISM の励磁損とした。さらに、変換器効率を 95.5 % に設定した。これは、直接駆動によって電動機の低周波駆動が可能になり、スイッチング損失も低減できると期待されることから、変換器による損失 5 % が 10 % 減の 4.5 % になることを意味する。直接駆動によって機械損も低減できると想定されるため、その他の機械損等の損失分を 1 台あたり 1.25 kW に設定した (1 編成 8 台で 10 kW)。

HTS-ISM は極低温 (本検討では 77.3 K) に維持されるため、冷却するための冷凍機損が発生する。ここでは、今後の冷凍機性能向上を鑑み、そのクーリングペナルティを 0.15 に設定した⁽¹⁵⁾。

上述の条件で、定トルク→弱め界磁 (DCM)あるいは定トルク→定出力 (N-IM, HTS-ISM)に移行する際の、DCM, N-IM, HTS-ISM の損失内訳を求めた。表 6.7 にその結果を示す。各電動機の1台あたりのトルクは、6.2節で求めた $T' (= 552 \text{ Nm})$ に統一した。

表 6.7 各電動機の損失の内訳
(電動機1台のトルク: $T' = 552 \text{ Nm}$)

	DC motor	N-IM	HTS-ISM
Input (kW)	466.1	608.0	609.5
Armature loss (kW)	65.0		
Primary copper loss (kW)		13.2	0.02
Secondary copper loss (kW)		10.3	0.0
Exciting loss (kW)		9.2	1.7
Converter loss (kW)		30.4	27.4
Cooling loss (kW)			11.3
Extra loss (kW)	12.0	11.2	10.0
Total loss (kW)	77.0	74.3	50.4
Efficiency (%)	83.5	87.8	91.7

表 6.7 の結果をもとに、各電動機を採用した場合の変電所負荷電流の計算結果を図 6.22 に示す。DCM の負荷電流は、図 6.7 で示したものと同一である。ここで、時間とトルクの関係は、何れの電動機も図 6.8 (b)の特性に従う。さらに、各電動機のトルクと速度の相関は、図 6.8 (a), 図 6.10 (a), 図 6.19 (a)に示した各特性に従う。時速が 30 km/h (図 6.22 の 35 秒経過時)に到達すると定トルク特性から弱め界磁特性に推移し、速度の二乗に逆比例してトルクは減衰する。時速 40 km/h (図 6.22 の 42 秒経過時)に達すると惰行運転に移行して、トルクが零になり、負荷電流は補機電流を除いて消滅する。

一方、N-IM, HTS-ISM は双方とも、速度上昇開始時より負荷電流はほぼ時間に比例して上昇する。時速が 30 km/h に到達すると定トルク特性から定出力特性に遷移し、負荷電流は双方ともほぼ一定になる。

定トルク特性領域においては、DCM の負荷電流は階段状に上昇する。負荷電流の大きさは何れの電動機を適用してもほぼ同等である。

一方、30 km/h 以上においては、DCM の負荷電流が最も小さい。DCM は弱め界磁によるトルクの減衰効果が大きいいため、必要な負荷電流も大きく低減する。直流電動機の入力電力は、出力電力と損失電力の和であるのに対し、誘導電動機の入力電力はそれらに漏れリアクタンスで発生する無効電力も加味される。従って、定格出力時で比較すると、直流電動機よりも誘導電動機の入力電力、すなわち変電所の負荷電流が大きくなる。N-IM, HTS-ISM については、それらの負荷電流の差はほとんど見られない。

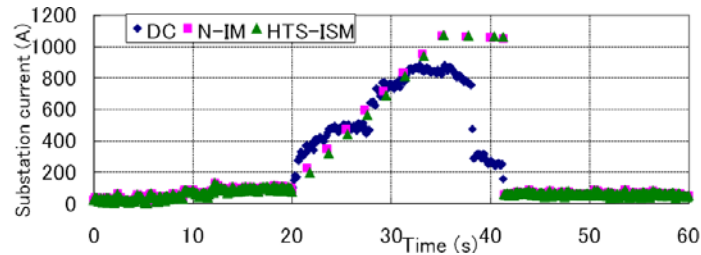


図 6.22 変電所負荷電流の比較

次に、変電所から電車に供給する電気エネルギーの内、電車内における損失を図 6.23 に示す。DCM では、速度制御用抵抗による損失が、他の主電動機と比較して、ほとんどの速度領域において圧倒的に大きい。HTS-ISM は N-IM と比較して回路損失は極小であることから、最も損失は少ない。

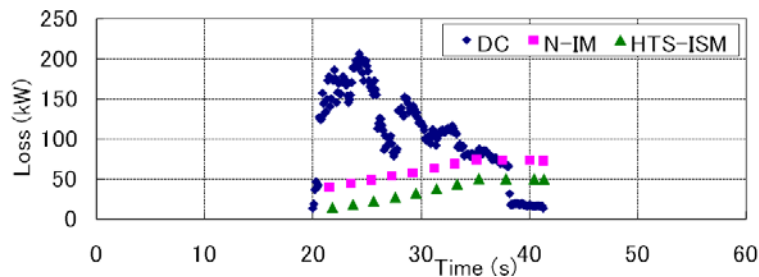


図 6.23 エネルギー損失の比較

本検討においては、主電動機の質量に関する考慮はなされていないが、HTS-ISM の詳細設計に当たっては、冷凍機の重量増、DCM に対する抵抗器の重量減、電力変換器の重量増を精査する必要がある。また、今回の HTS-ISM については、その回路条件について既存の定数を踏襲しており、つまり最適設計を行わず基礎検討を行っている。今後、ピーク電力低減を指向して等価回路モデリングを最適化する余地がある。

以上の比較結果より、エネルギー供給側である変電所の観点からは、ピーク電力は DCM が最も小さくなる。しかしながら、消費エネルギーを抑制するには、誘導電動機が有利であり、とりわけ超伝導化することにより、さらなる省エネルギー化達成の可能性はある。

6.5 N-IM と HTS-ISM の発電特性

本節では、現在直流電気鉄道の電車の主電動機として多数適用されている N-IM を HTS-ISM に置き換えた場合の電力特性の相違点について述べる。文献の仕様②を基に本稿で検討対象とした電車の電動機の基本仕様を表 6.8 に示す。

表 6.8 電車の電動機基本仕様

Power	140 kW
Rated rotation per minute	1,600 rpm
Motors per a car	4
Gear ratio	7.36 (103:14)
Acceleration of speed up	3.0 km/h/s
Acceleration of speed down	3.5 km/h/s

既存の電车用誘導電動機定数^②を参考に、表 6.1 に対応する N-IM の T 型等価回路の各定数 (55Hz 時) を表 6.9 のように定める。

表 6.9 N-IM の等価回路定数の仕様 (55 Hz 時)

Pole number	p	4
Rated voltage	V_1	550 V
Slip (powering)	s_+	0.014
Slip (generating)	s_-	-0.012
Primary resistance	r_1	0.0255 Ω
Secondary resistance	r_2'	0.0269 Ω
Primary and secondary reactance	$x_1(=x_2')$	0.1170 Ω
Exciting resistance	r_m	54.21 Ω
Exciting reactance	x_m	3.28 Ω
Al resistivity		$2.5 \times 10^{-8} \Omega/\text{mm}^2$
Slot occupation ratio		1.0
Cross section of the tape		546 mm^2

表 6.9 に示した N-IM の回路定数をベースにし、HTS-ISM の仕様を表 6.10 のように選定する。HTS-ISM のかご形構造、電磁鋼板の磁化特性の条件は 6.3 節と同様である。

表 6.10 HTS-ISM の仕様

Pole number	p	4
Rated voltage	V_1	550 V
Slip (powering)	s_+	6.0×10^{-6}
Slip (generating)	s_-	-6.0×10^{-7}
Primary resistance	r_1	$1 \times 10^{-6} \Omega$
Secondary resistance	r_2'	variable
Primary and secondary reactance	$x_1(=x_2')$	0.1170 Ω
Exciting resistance	r_m	54.21 Ω
Exciting reactance	x_m	2.79 Ω
Al resistivity		$2.1 \times 10^{-9} \Omega/\text{mm}^2$
Slot occupation ratio		7.0×10^{-3}
Cross section of the tape		4.0 mm^2

電動機のエンドリングには、臨界電流 526 A、断面積 4 mm^2 の YBCO 薄膜テープ材が使用されるものとする。また、ロータバーは前述の YBCO 薄膜テープ材と銅帯で構成される。

YBCO 薄膜テープ材の非線形電界 (E) - 電流密度 (J) 特性 (E - J 特性)に関する各パラメータは文献⁽¹⁰⁾と同一とする。テープ材の E - J 特性は、図 6.15 と同様とする。

本節における電動機制御は、主電動機の特性を明快に示すため、力行、回生ともに、定トルク制御から定出力制御、あるいはその逆に移行するものとして議論する。

N-IM, HTS-ISM とともに、一次周波数 0~55 Hz までは定トルク制御 (すべり周波数一定制御), 55 Hz 以降は定出力制御 (一定すべり制御)とする。なお, N-IM に関しては, 25 Hz 以下でリアクタンス電圧降下が小さくなるため, 一定トルクとなるように入力電圧を増加させた。

計算結果として, まず定トルク制御から定出力制御に切り替わる, 一次周波数 55 Hz 時の, すべり-1~1 における N-IM, HTS-ISM のトルクのすべり依存性の計算結果を図 6.24 に示す。これは電車が空車状態のときの電動機の定常特性を示している。負荷時, 発電時ともに, 定トルク制御時のトルクを 820 Nm に設定している。同図に示す通り, $0 < s < 1$ では電動機動作, $-1 < s < 0$ では発電動作を行う。発電モードで電動機を運転するためには, 同期速度を超える回転数で回転させ, かつ一次側を励磁する。HTS-ISM では一定トルクに近い垂下加速特性が得られる。本特性は, 既に理論的・実験的に証明されている^{(16)・(18)}。また, すべり 1 における HTS-ISM のトルクは N-IM と比較して 4 倍以上になる。また, 一次周波数が小さいほど, その開きはさらに顕著になる。従って, HTS-ISM の静止トルクは著しく大きいため, ギアを省略する直接駆動も可能になる。

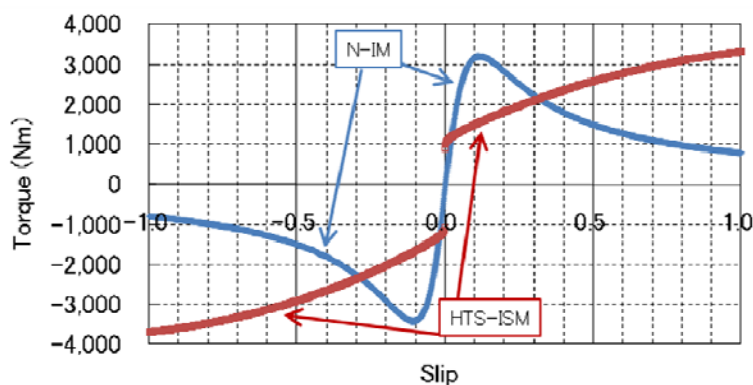


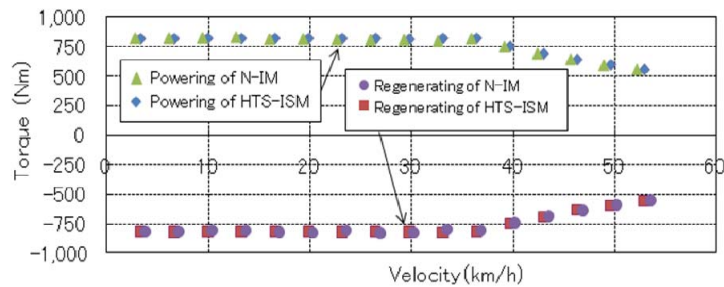
図 6.24 一次周波数 55 Hz における N-IM, HTS-ISM のすべりトルク特性

次に, N-IM, HTS-ISM の効率特性を検討する。電車の速度は, 電動機の回転数と表 6.8 に示した歯車比を用いて計算できる。また, 上記に述べた通り, HTS-ISM の適用により直接駆動が可能になる。励磁損は歯車比にほぼ比例する。従って, 7.36 (歯車比)で除算した値を HTS-ISM の励磁損とする。クーリングペナルティは前節と同様に 0.15 に設定する。一次周波数を 5 Hz 刻みで変えながら求めた, 各電動機に対する電車速度・トルクならびに効率の関係を図 6.25 に示す。3 段目のグラフは 2 段目グラフの 90%~100%間を拡大したもの

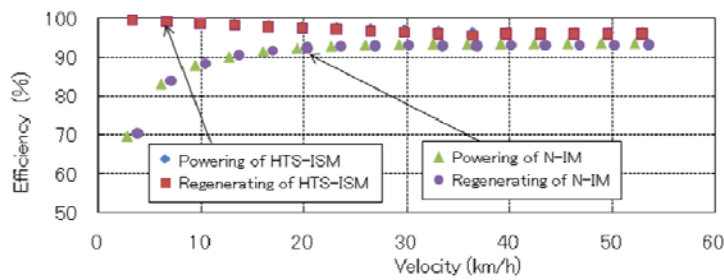
である。

図 6. 25 の 1 段目グラフより，N-IM，HTS-ISM の速度－トルク特性はほぼ同一であることが判る。

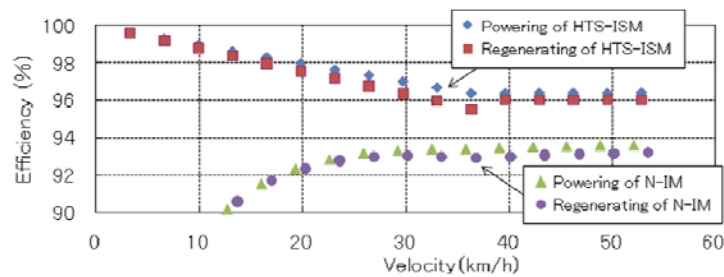
図 6. 25 の 2 段目グラフに示すように，N-IM の効率は電車速度とともに増加する。55 Hz 時の効率は，負荷時（電車速度 35.8 km/h で力行）で 93.4 %，発電時（電車速度 36.8 km/h で電力回生）で 92.9 %となった。一方，15 Hz 以下の周波数が低い領域では 90 %を下回ることから，よく知られているように低速度走行時の効率特性が悪い結果となった。



(a) Torque



(b) Efficiency (range 50-100%)



(c) Efficiency (range 90-100%)

図 6. 25 トルク，効率特性の解析結果

一方，HTS-ISM の効率は全ての速度領域において N-IM よりも優れ，ほぼ 96 %以上を維持している。すべりが極小時に定格トルクが得られるため，二次銅損を大きく低減できる。また，77.3 K (液体窒素大気圧沸点)の冷却により一次巻線の抵抗も低下するため，一次銅損

も大きく低減できる。N-IM では低周波領域における一次抵抗電圧降下が大きいため、磁束一定制御する必要があるが、HTS-ISM では一次抵抗による電圧降下が非常に小さいため、その必要がない。

以上の結果をもとに、両者の電動機を電車に適用した場合の電力特性（負荷特性，電力回生特性）を比較検討した。

ここで、N-IM を速度制御するための電力変換器の効率は 0.95 に設定した。一方、HTS-ISM については 0.955 に設定した。これらは、前章の設定と同様である。

電動機の負荷時、発電時における N-IM と HTS-ISM の出力比を図 6.26 に示す。横軸は、比較を分かりやすくするため、一次周波数（5 Hz 刻みで 5～80 Hz）で表した。

力行時の出力比は、HTS-ISM 導入による電車に供給する電力の低下度を示している。同図より、全ての周波数領域で 1 を下回る。周波数が低いほど、すなわち電車速度が低いほど、消費電力の差は顕著になる。

電力回生時の出力比は、HTS-ISM 導入による電車の回生電力の増加度を示している。同図より、全ての周波数領域で 1 を上回る。周波数が低いほど、回生電力の差は大きい。

以上の結果により、N-IM から HTS-ISM への置換により、電車に供給する力行電力が抑制され、回生電力が大きくなることが示された。今回の HTS-ISM については、その回路条件について既存の定数を踏襲しており、つまり最適設計を行わず基礎検討を行っている。つまり、ピーク電力低減を指向して等価回路モデリングを最適化する余地がある。将来的には HTS-ISM の採用により、力行電力は現状（N-IM）の 10 % 減、回生電力は現状の 10 % 増は十分期待できるものと考えられる。

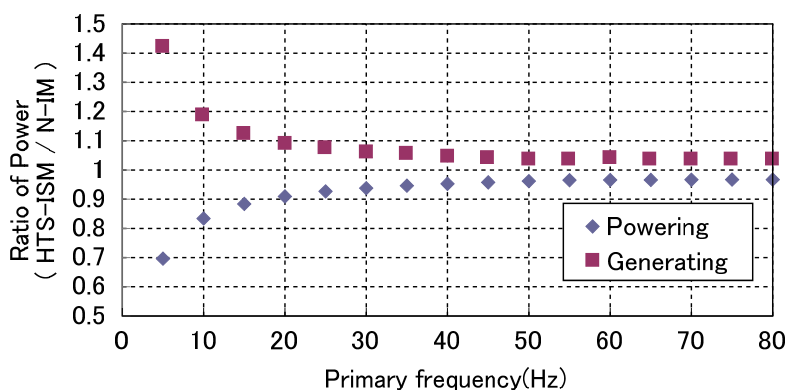


図 6.26 N-IM と HTS-ISM の出力比

6.6 まとめ

本章では、電車用主電動機に関する検討として、旧来の DCM，近年の N-IM，そして将来型電動機として期待される HTS-ISM の回路定数を求め、効率をターゲットにして比較検討を行った。

まず、ある直流電気鉄道の電力負荷特性から、各電動機の電車走行時のトルク，電力損

失などの各特性を類推した。そのトルク特性をもとに、異なる電動機を適用した場合の回路定数を求めた。さらに、その回路定数を用いて効率を求め、エネルギー供給側の観点から主電動機の優劣を検討した。

次に、 n 値モデルを用いて、HTS-ISM の臨界電流、漏れリアクタンスがトルク特性に与える影響を把握した。

さらに、N-IM と HTS-ISM の発電時におけるトルク、効率の各特性を求め、負荷時、発電時における両者の出力比を比較した。その結果、HTS-ISM の電车主電動機への適用により、力行電力の抑制効果、回生エネルギーの増大効果が大きいことを示した。

現状においても、N-IM は DCM に対して最大直流電力は増大している。今回の検討結果を併せて考慮すると、変電所の定格容量を定める上では既存の DCM は有利と言える。しかしながら、電力損失に関しては HTS-ISM が最も小さいことが示された。今後、HTS-ISM の最適設計を行うことにより、最大直流電力低減につながると考えられる。

参考文献

- (1) 小西武史, 赤木雅陽, 兎東哲夫, 奥井明伸, 長谷伸一, 中道好信, 奈良秀隆, 上村正, 関澤道弘, 山本鉄造:「直流 600V 電気鉄道における地上用電力貯蔵装置の検証」, H16 年電気学会産業応用部門大会, Vol.1, No.3-86 pp.457-460 (2004)
- (2) 近藤稔, 川村淳也, 寺内伸雄:「鉄道車両駆動用永久磁石動機電動機の等価回路法による消費エネルギー計算」, 電気学会交通電気鉄道研究会, TER-04-47, pp. 5-10 (2004)
- (3) 松下照夫:「磁束ピンニングと電磁現象」, 産業図書 (1994)
- (4) 松葉博則:「超伝導工学」, 東京電機大学出版局 (1997)
- (5) 松下照夫, 長村光造, 住吉文夫, 圓福敬二:「超伝導応用の基礎」, 米田出版 (2004)
- (6) F. Irie, Y. Tsujioka, and T. Chiba: “Characteristics of critical current distributions for oxide superconductors estimated from $V-I$ characteristics using Weibull function”, *Superconductor Science And Technology*, 5, pp. S379–S382 (1992)
- (7) T. Kiss, T. Nakamura, S. Nagano, Y. Matsumoto, F. Irie, and M. Takeo: “Critical Current Distribution and Flux Creep Properties in $Y1Ba2Cu3O7-\delta$ Superconducting Thin Films”, *Advances in Superconductivity VII*, pp. 555–558 (1995)
- (8) T. Nakamura, S. Tsuchiya, A. Fujio, T. Hoshino, I. Muta, and M. Yamaguchi: “Angular dependence of $E-J$ characteristics and dissipative properties in Bi-2223/Ag tape”, *Superconductor Science And Technology*, 15, pp. 230–235 (2002)
- (9) 森田岳, 中村武恒, 三宅央倫, 牟田一彌: ‘YBCO 導体をかご型回転子に適用した高温超伝導誘導電動機の同期モード発現に関する理論的考察’, (電気学会研究会超伝導応用電力機器・リニアドライブ合同研究会, Kyoto, ASC-05-21 (2004)
- (10) G. Morita, T. Nakamura, and I. Muta: “Theoretical analysis of a YBCO squirrel-cage type induction motor based on an equivalent circuit”, *Superconductor*

Science and Technology, Vol. 19, pp.473-478 (2006)

(11) 乙女大三郎, 柚木泰志, 中野正典, 宮城大輔, 高橋則雄:「液体窒素温度下における電磁鋼板の磁気特性評価」, 電気学会マグネティック研究会, MAG-08-78, pp.7-12 (2008)

(12) T. Konishi, T. Nakamura, T. Nishimura, and N. Amemiya: IEEE Transaction. Applied Superconductivity, Vol.21, No.3, p.1123-1126 (2011)

(13) 小西 武史, 中村 武恒, 西村 敏治, 雨宮 尚之:「高温超伝導電動機を電気鉄道に適用した電力負荷特性の向上に関する基礎検討」, 電学論B, Vol.131, No. 6 pp.493-501 (2011)

(14) K. Kajikawa, and T. Nakamura: “Proposal of a fully superconducting motor for liquid hydrogen pump with MgB₂ wire”, IEEE Trans. Appl. Supercond., Vol. 19, No. 3, pp. 1669-1673 (2009)

(15) 上岡泰晴:「HTS 機器の冷却システム ー現状と今後の開発動向ー」, 低温工学, Vol. 44, No. 10, pp. 447-454 (2009)

(16) T. Nakamura, H. Miyake, Y. Ogama, G. Morita, I. Muta, and T. Hoshino: “Fabrication and Characteristics of HTS Induction Motor by the Use of Bi-2223/Ag Squirrel-Cage Rotor” , IEEE Transaction. Applied Superconductivity, Vol.16, No.2, p.1649 (2006)

(17) T. Nakamura, K. Nagao, T. Nishimura, and K. Matsumura: “ An induction/synchronous motor having HTS/normal conductor hybrid double-cage rotor windings” , Superconductor Science and Technology, Vol.22, No.4, 045022 (7pp) (2009)

(18) 中村 武恒, 小蒲 義夫, 松村 一弘, 西村 敏治, 長尾 和昌, 鹿島 直二, 長屋 重夫:「高温超伝導誘導／同期機の発電特性に関する基礎研究」, 低温工学, Vol. 44, No. 3, pp. 112-119 (2009)

第 7 章 将来型電力需給システムの導入に向けての全体システムの

検証

5 章で示した充放電制御方式を適用した電力貯蔵システムと、6 章で示した HTS-ISM の両者を直流電気鉄道に導入した場合の省エネルギー効果を、電力シミュレーションで検討した。

7.1 検証対象システム

4 章に示した充放電開始電圧を変化させる制御方式の妥当性を確認するため、図 7.1 のモデルに示した直流 750 V の線区 (1)における変電所電流の実測データを基に効果を検証した。

電車の主電動機は全て N-IM であり、電力回生が可能である。電車編成は 6 両で運行されている。運行本数は 4~10 分ヘッドである。電車線抵抗は 1km 当たり 0.033 Ω とする。変電所の容量は 1,500 kW、電圧変動率は 8 % (すなわち A 変電所の無負荷直流電圧は 795 V) である。X 駅末端にはセクションが設けられている。従って X 駅は電氣的末端に位置するため、列車が X 駅に停車、発車する際、同駅の直流外線電圧の変動幅は他箇所と比較して大きい。そこで、想定した電力貯蔵システムは X 駅直下に接続するものとする。図 7.1 に示す 1 変電所の各回線電流 (A 変電所の 11F~14F) のデータのみで X、Y 駅間の直流電力負荷を把握することが可能である。

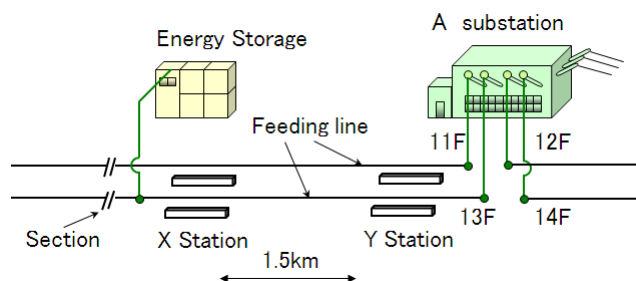


図 7.1 シミュレーション対象線区

図 7.1 のモデルに適用する電力貯蔵システムの想定仕様を図 7.2 に示す。電力貯蔵システムの最大出力は 500 kW である。EDLC の充放電を制御するため、双方向チョッパを用いる。スイッチング周波数は、200 Hz とする。EDLC の初期電圧は 350 V に設定する。電力貯蔵システムは 13F に接続されるものとする。

表 7.1 電力貯蔵システムの仕様

EDLC	Range of voltage	200～500V
	Maximum current	1,200 A
	Maximum energy	5,000 kJ
	Capacity	106 F
	Inner resistance	23 mΩ
Chopper	Maximum current (DC feeding side)	1,000 A
	Maximum current (EDLC side)	1,200 A

シミュレーションで適用する電力貯蔵システムの制御は、従来の V_{pU}^* と V_{pD}^* を一定値とする固定制御の手法（ここでは“static”とする）、ならびに 5 章の図 5. 13 に示した可変形の連続制御の手法（ここでは“active”とする）の 2 種類とする。

図 5. 13 における EDLC の充電電圧の状態と V_{pU}^* ならびに V_{pD}^* の各パラメータは表 7. 2 の通りである。EDLC 電圧が 500 V の際は最高充電状態（満充電状態）、444 V の際は 3/4 充電状態、304 V の際は 1/4 充電状態、200 V の際は最低充電状態をそれぞれ意味する。本検討では、積極充電と積極放電の範囲を均等にするため、積極充電は EDLC が空～1/4 の充電状態、積極放電は EDLC が 3/4～満充電状態の際に適用する。それ以外では通常の定電圧充放電を行う。

表 7.2 制御モードと整定値の関係

(a) static

EDLC mode	V_{pU}^*	V_{pD}^*
Normal charge/discharge	825 V	720 V

(b) active

	EDLC voltage	V_{pU}^*	V_{pD}^*
Positive discharge	444～500 V	825～850 V	720～750 V
Normal charge/discharge	304～444 V	825V	720 V
Positive charge	200～304 V	800～825 V	650～720 V

7.2 HTS-ISM 導入による電力負荷特性の変化

対象線区 (変電所の電力貯蔵システムが設置されていない状況)における, 40 分間の A 変電所・11~14F の実測負荷電流データ, ならびに実測直流外線電圧の特性を図 7.2 に示す。

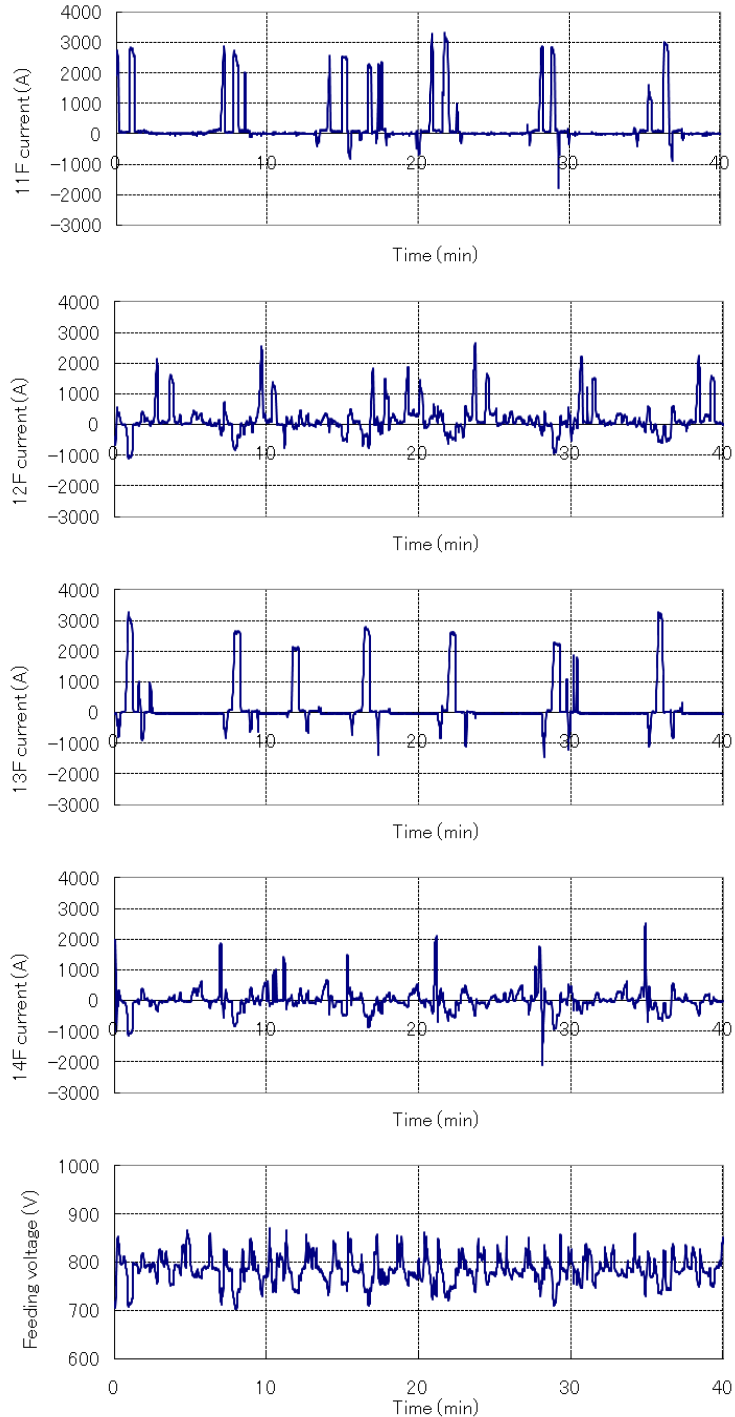


図 7.2 当該線区の電力負荷特性

A変電所の11F、13Fに複数編成の電車が走行することはない。つまり、上記回線電流の特性は、1編成が走行する度の力行・回生電流の繰り返しを示す。回線電流が正かつ直流外線電圧が無負荷直流電圧(795V)を下回る場合、電車の力行電流を示す。一方、回線電流が負かつ直流外線電圧が795Vを上回る場合、電車の回生電流を示す。

図6.26に示したN-IMとHTS-ISMの出力比を用いて、図7.2に示すN-IMの負荷電流特性をHTS-ISMの特性に補正する。

定トルク制御時(主電動機の一次周波数が0~55Hzの範囲)では、負荷電流は時間に比例して変動する特性を示す。定出力制御時(同周波数が55Hz以上の範囲)では、負荷電流はほぼ一定の値で推移する。すなわち、図7.3に示すように、負荷電流が一定値になる(ピークに達する)瞬間は、同周波数が55Hzであることを表す。従って、図7.3の関係を適用して図7.2に示すN-IMの負荷電流に対応する一次周波数を決定し、図6.26に示した一次周波数に対応する出力比を掛けることで、HTS-ISMの負荷電流特性を得ることができる。

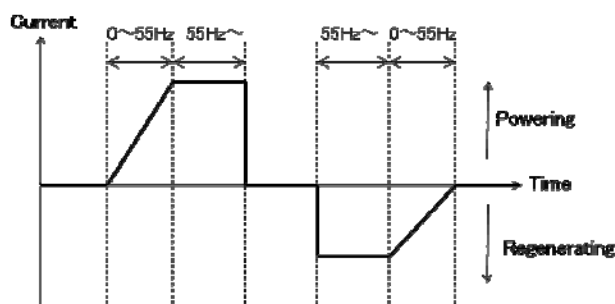


図 7.3 負荷電流波形と一次周波数の関係

図7.1に示した線区について、汎用電力解析ソフト(Psim)を用いて、変電所、電車負荷、電力貯蔵システムをモデリングした。図7.4にシミュレーション対象の主回路を示す。

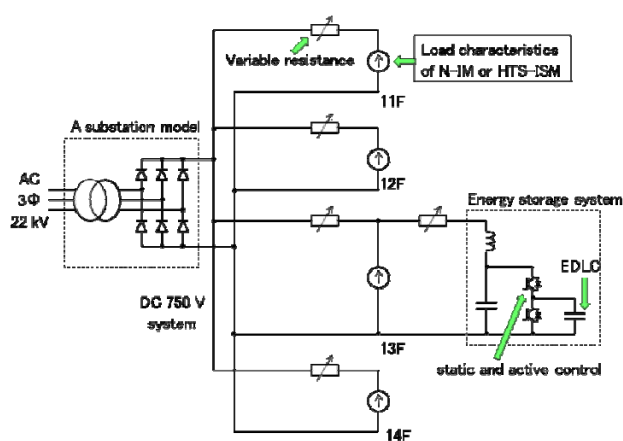


図 7.4 シミュレーション主回路

各回線に電流源を設け、図7.2のN-IMの負荷電流特性、または図7.3の特性で補正し

た HTS-ISM の負荷電流特性を、各電流源が出力するように指令する。また、電車が X～Y 駅間を移動することを模擬するため、可変抵抗を列車ダイヤにあわせて変動させる。電力貯蔵システムの制御指令は、チョッパ回路の自励式変換素子のスイッチング動作を介して行う。

7.3 将来型システムの優位性の検証

前節までの条件をもとに、電力シミュレーションを実施した。シミュレーション条件の組み合わせと波形の関係を表 7.3 に示す。

表 7.3 シミュレーションの組み合わせ

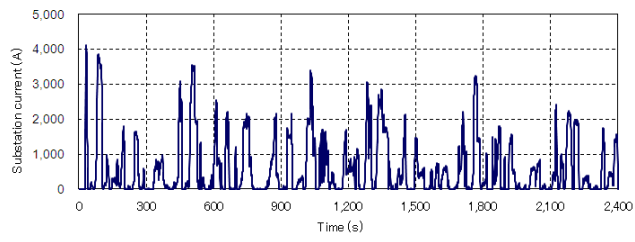
Item	Main motor	Energy storage	Figure
a	N-IM	None	(a)
b	N-IM	Static control	(b)
c	N-IM	Active control	(c)
d	HTS-ISM	None	(d)
e	HTS-ISM	Static control	(e)
f	HTS-ISM	Active control	(f)

上記条件による、40 分間における A 変電所の全回線電流の波形、EDLC 電圧の波形 ((a) と (d) は後者の波形を除く) の結果を図 7.5 に示す。

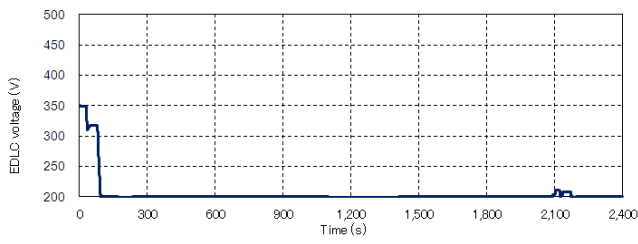
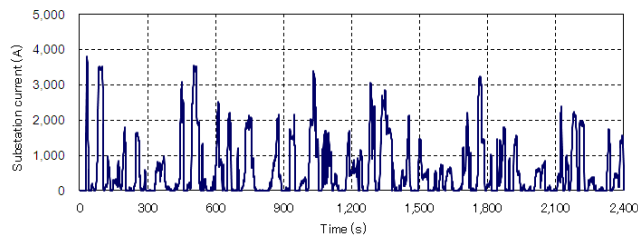
図 7.5(a)～(c) は主電動機に N-IM を、(d)～(f) は HTS-ISM をそれぞれ適用した場合の想定比較を示す。

図 7.5(b) 及び (c)、ならびに図 7.5(e) 及び (f) は、電力貯蔵システムを適用した場合を想定した特性である。それぞれ、図 7.5(a)、(d) と比較すると、変電所電流が若干低下していることが分かる。これは、電力貯蔵システムの導入により、回生電力の有効活用が促進されたことを示している。

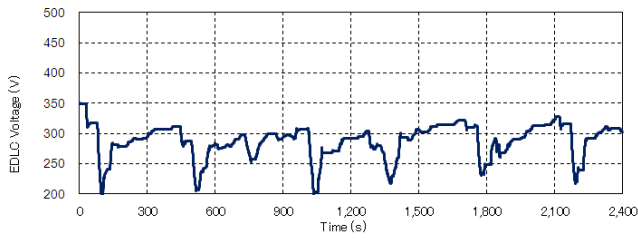
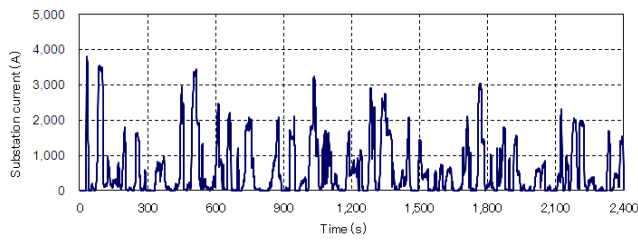
図 7.5(b) 及び (e) の EDLC 電圧の波形に着目すると、変動していない時間帯が見られる。この場合、EDLC の放電エネルギーが充電分よりも勝り、EDLC 電圧の低下傾向が著しい。表 7.2(a) に示したパラメータ値を下げることで、充電エネルギーを増大させることができるものの、依然として充放電のエネルギーバランスを保つことは難しい。また、当初はバランスが取れていても、長時間の充放電を繰り返すとやはり EDLC 電圧は増加または低下傾向になる。電力貯蔵システムのエネルギー容量が十分大きくても、図 7.5(b) や (e) のケースになると、十分に機能しなくなる。



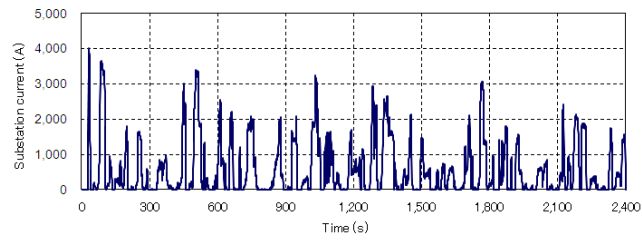
(a)



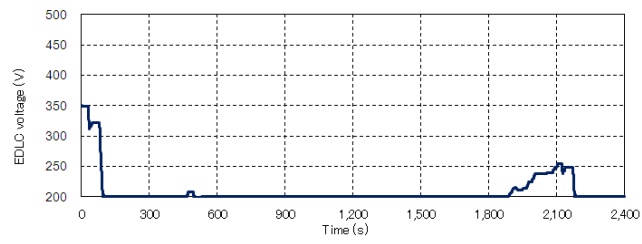
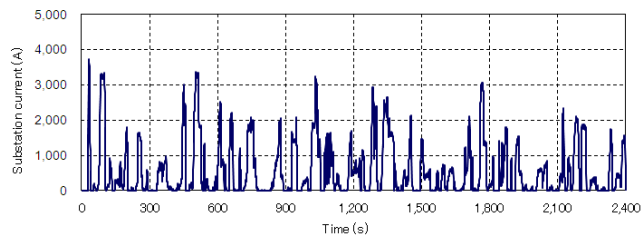
(b)



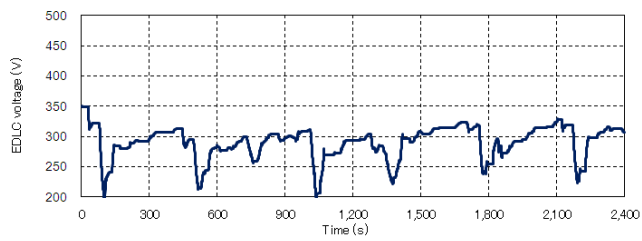
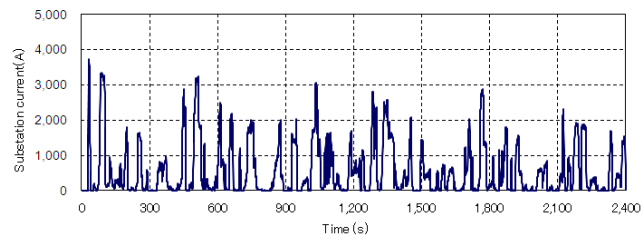
(c)



(d)



(e)



(f)

図 7.5 A 変電所全回線電流と EDLC 電圧の波形

図 7.5 (c), (f)の EDLC 電圧の波形に着目すると, EDLC 電圧は比較的低い範囲になるが, 継続して充放電が行われていることが伺える。これは, EDLC 電圧が低くなると可変制御が機能していることを意味する。A 変電所の全電流も, 図 7.5 (b), (e)とそれぞれ比較して, 若干の低減がなされていることが確認できる。

表 7.3 に示したシミュレーションの組み合わせによる, 40 分後の変電所の電力量, 電力貯蔵システムの電力量の結果を表 7.4 に示す。なお, 表の下段の値は, 変電所電力量から EDLC 電力量を差し引いた値を表す。また, 括弧内の百分率は, HTS-ISM の可変制御の結果と比較した割合を示す。

図 7.5 ならびに表 7.4 より, 以下のことが言える。

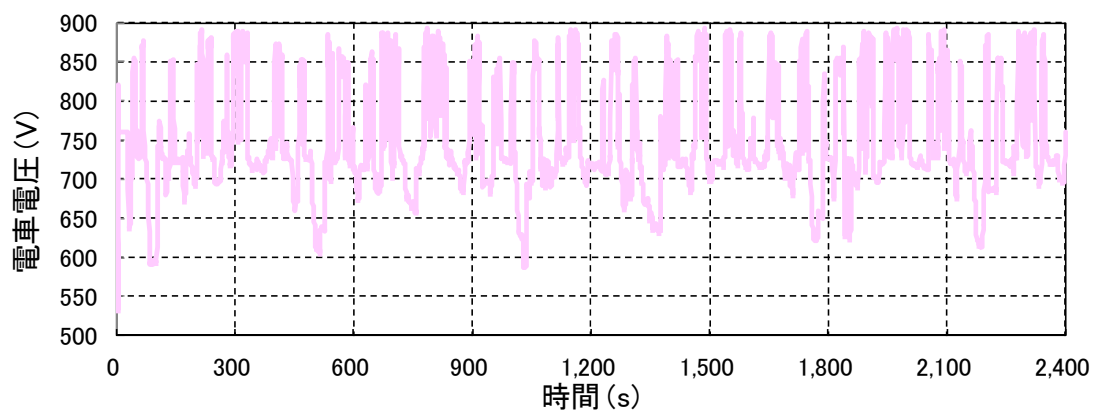
- ・主電動機を比較すると, HTS-ISM を適用することにより 3 %以上エネルギー効率が向上した。
- ・固定制御と可変制御を比較すると, 可変制御により電力貯蔵システムの利用率が高まり, エネルギー効率が若干向上した。一方, EDLC 電圧にほとんど変化が生じず充放電しない (b)と, 電力貯蔵システムがない (a)と比較すると, ほとんど変電所の出力エネルギーに差が生じない。従って, (b)は, 電力貯蔵システムを適用してもほとんど省エネルギー効果が得られない典型的な例と言える。また, (d)と(e)の関係についてもほぼ同様のことがいえる。
- ・表 7.4 の (a)と (c), (d)と (f)のエネルギー比較により, N-IM よりも HTS-ISM の方が, 電力貯蔵システムの適用によって, 省エネルギー効果が若干向上した。これは, HTS-ISM の回生電力量が大きく, 電力貯蔵システムの充放電により活用できる電力回生エネルギーも増大したためと考えられる。

表 7.4 変電所電力量と EDLC 電力量の比較

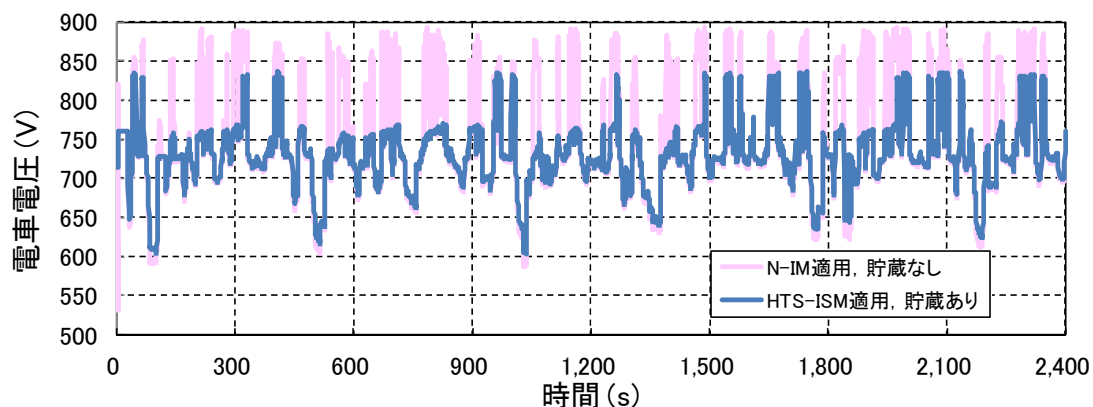
Energy storage	N-IM energy (a), (b), (c)		HTS-ISM energy (d), (e), (f)	
	Substation	EDLC	Substation	EDLC
None (a), (d)	267.76 kWh	1.80 kWh	259.83 kWh	1.80 kWh
	265.96 kWh (104.1 %)		258.03 kWh (101.0 %)	
Static (b), (e)	266.44 kWh	0.59 kWh	258.13 kWh	0.59 kWh
	265.85 kWh (104.1 %)		257.54 kWh (100.8 %)	
Active (c), (f)	265.28 kWh	1.35 kWh	256.87 kWh	1.39 kWh
	263.93 kWh (103.3 %)		255.48 kWh (100 %)	

さらに, 電力貯蔵システムの近傍において走行する電車のパンタ点電圧について, 主電動機の種類, 電力貯蔵システムの有無による違いを評価する。図 7.4 で 13F に存在する電流

源の電圧（当該のパンタ点電圧）について、(a)主電動機として N-IM を適用かつ貯蔵なしの場合、(b)同電動機として HTS-ISM を適用かつ貯蔵ありの場合の特性を図 7. 6 に示す。標準電圧直流 750 V に対し、電車の加速力行時には電圧が低下、電力回生時には電圧が上昇することが伺える。電圧低下、電圧上昇ともに(b)が抑制されていることが伺える。これは HTS-ISM の適用により電車の負荷電流が低減したこと、ならびに貯蔵システムの充電、放電による電圧安定化が機能したためである。最高電圧と最低電圧は(a)が 893 V と 587 V に対し、(b)は 838 V と 603 V であった。すなわち、最高電圧は 55 V、最低電圧は 16 V 補償された。HTS-ISM と貯蔵システムの適用により、標準電圧 750V に対して 2~7%の電圧安定化に貢献したことになる。



(a) N-IM 適用, 貯蔵なし



(b) HTS-ISM 適用, 貯蔵あり ((a)に重ね合わせて表示)

図 7. 6 電車パンタ点電圧の計算結果

7.4 まとめ

HTS-ISM と電力貯蔵システムを組み合わせることにより、現状のエネルギー効率を大きく向上する直流電気鉄道システムを構築できると考えられる。今回の検討条件におけるエネルギー効率向上は、HTS-ISM の適用効果が 3%以上であるのに対し、電力貯蔵システム

の適用効果は1%程度であった。EDLCの電圧変動範囲が350V以下であり、充放電領域が比較的低い範囲に集中したためと考えられる。また、図7.2の11F電流と13F電流に着目すると、電車の力行電流（正の電流）の積分値に対する回生電流（負の電流）の積分値の割合は16%に達する。列車本数が検討線区よりも少なく、電車同士で回生エネルギーを授受することが困難な線区では、表7.4の結果を大きく上回る電力貯蔵システムの省エネルギー効果が期待できる。さらに、HTS-ISMと貯蔵システムの適用により、系統の標準直流電圧を2~7%改善する効果を示した。

参考文献

- (1) 小西 武史, 中村 武恒, 雨宮 尚之: 「高温超伝導電動機を電気鉄道に適用した電力負荷特性の向上に関する基礎検討」, 電学論 B, Vol.132, No. 5 (2012) (掲載予定)

第 8 章 結論

本研究では、直流電気鉄道における電力需給システムの高度化を実現するため、電力の需要側と供給側への新技術の適用を検討した。需給側からのアプローチとして、同期トルクと非同期トルクの両立が可能で高効率、高トルク密度、高出力、定トルクに近い垂下加速特性、過負荷に対して乱調や脱調しにくい安定した出力特性など、既存の回転機では実現できない高性能化ならびに高機能化が達成できる HTS-ISM について、電車主電動機適用時の特性を明らかにした。供給側からのアプローチとして、電車線の電圧降下補償、電力負荷変動の抑制、回生電力失効、回生エネルギー有効利用を実現できる地上用電力貯蔵システムについて、充放電制御方式を検証することで、より効果的な適合性を明らかにした。

電力貯蔵システムの検討では、まず貯蔵媒体単体の充放電特性、EDLC の寿命特性を、電気鉄道の負荷特性を考慮して評価した。次に電力貯蔵媒体として EDLC を適用した電力貯蔵システムを過渡解析モデルによる計算、ミニモデルによる基礎試験を経て評価した。さらに、EDLC と蓄電池を併用した電力貯蔵システムの各電気特性を、簡易電気回路モデルによる計算、ミニモデルによる試験で評価した。以上の基礎的検証を踏まえ、電力貯蔵システムを実際の電気鉄道に適用して特性を検証した。電力貯蔵システムの充放電によって系統の電圧降下の抑制、回生電力の有効活用に寄与し、電気鉄道の電力供給安定化に対して有用であることを実証した。また、電車の加速直後に電車線の電圧が瞬時低下する事象について考察し、電力貯蔵システム側の対策を示した。

以上の検証を経て、近年では地上用の電力貯蔵システムが実用化されるようになった。だが、その充放電を効率的に制御するシステムは不十分な点が顕在化していた。例えば直流電気鉄道用変電所の受電電圧が変動すると、電車線電圧も変動の影響を受け、最適な基準充電電圧および基準放電電圧も時々刻々変化する。これまでの制御方法ではその変動を考慮していないため、必ずしも適切な充放電特性が得られるとは限らなかった。そこで、電気鉄道用変電所のき電電圧の変動に左右されることなく、適切な時宜に直流電気鉄道用電力貯蔵システムが外線との電力を授受することによって、外線の電圧降下抑制や電力回生エネルギー吸収を行う新たな制御手法を提案した。また、「充電開始電圧」と「放電開始電圧」を電力貯蔵媒体の充電状態に応じて変動させることによって、電力貯蔵システムが充電と放電の何れの動作にも常に対応できるように機能する制御手法についても提案した。

主電動機の検証においては、各電動機の回路定数を求め、電車の主電動機に適用した際の入力電力と電力損失(効率)を推定した。まず、ある直流電気鉄道の電力負荷特性から、DCM を主電動機に適用した際の電車走行時のトルク、電力損失などの各特性を類推した。次に、そのトルク特性を得るために、異なる電動機(一般的な N-IM, 全超伝導型 HTS-ISM)を適用した場合に必要な回路定数を設定した。HTS-ISM に関しては高温超伝導体の電磁現象から考えられる超伝導電動機の回転原理をもとに等価回路を導くことにより、トルク特性を得た。さらに、超伝導テープ剤の臨界電流値と漏れリアクタンス値がトルク特性に与

える影響を考察した。

各電動機の入力電力を比較すると、従来の DCM が最も小さい結果になった。現状においても N-IM は漏れリアクタンスで発生する無効電力分を入力する必要があるため、DCM に対して最大直流電力は増大する。今回の検討結果を併せて考慮すると、変電所の定格容量を定める上では既存の DCM は有利と言える。しかしながら、電力損失に関しては HTS-ISM が最も小さいことを示した。さらに、既存の電車用 N-IM の回路定数をもとに、HTS-ISM に置き換えた場合の、力行時と回生時における主電動機の出力比を検討した。その結果、HTS-ISM の電车主電動機への適用により、力行電力の抑制効果、回生エネルギーの増大効果が期待できることを示した。

最後に、提案した充放電制御方式を適用した電力貯蔵システムと、HTS-ISM の両者を直流電気鉄道に導入した場合の省エネルギー効果を、電力シミュレーションを用いて評価した。電動機の相違、電力貯蔵システムの有無、充放電制御手法の相違による使用エネルギーと電圧変動を比較した。その結果、現状の制御手法を改良した電力貯蔵システムを適用することにより、回生エネルギーのさらなる活用が見込まれ、かつ HTS-ISM の導入により 3～4%程度の省エネルギー効果が発揮されることを示した。同時に、HTS-ISM と貯蔵システムの適用により、系統の標準直流電圧を 2～7%改善する効果を示した。

今回の HTS-ISM の検討にあたっては、既存の N-IM の回路定数をもとにした保守的な設計値を前提としたため、他の電動機から大幅な特性の向上を得るまでには至らなかった。だが、HTS-ISM については、今後より適切な設計を行うことにより、主電動機の小型軽量化、高出力化が期待できる。また、電力貯蔵媒体技術の向上により、電力貯蔵システムの大容量化が図られていくものと予想される。電気鉄道の線区の状況に応じて両者の技術を機能的に組み合わせることにより、電気鉄道のさらなる省エネルギー化を実現できる余地は十分にある。

謝 辞

本研究の遂行，論文の作成に際し，懇切丁寧なご指導を頂いた京都大学大学院工学研究科電気工学専攻教授 雨宮尚之先生に心から感謝申し上げます。

また，本論文の作成にあたり，ご指導，ご助言を頂いた京都大学大学院エネルギー科学研究科エネルギー応用化学専攻教授 白井康之先生，同大学大学院工学研究科電気工学専攻教授 松尾哲司先生，同専攻准教授 中村武恒先生には，深い感謝の意を表させていただきます。特に中村先生には本研究の実施にあたり，細部にわたる丁寧なご指導を頂きました。

本論文は，筆者が（公財）鉄道総合技術研究所，京都大学大学院で実施した電気鉄道における電力貯蔵システム，高温超伝導誘導／同期電動機の適用に関する研究成果をまとめたものです。電力貯蔵システムの研究では，（公財）鉄道総合技術研究所 中道好信殿，長谷伸一殿（現（株）新陽社），（株）明電舎 奈良秀隆殿，上村正殿の直接的な多大なご協力を頂きました。また，電力貯蔵システムの検証試験の実施にあたり，江ノ島電鉄（株）および大阪市交通局の関係各位に多大なるご協力を頂きました。さらに，高温超伝導／同期電動機の研究については，京都大学大学院生 西村敏治殿（現日本貨物鉄道（株）），（公財）鉄道総合技術研究所 森田岳殿（現西日本旅客鉄道（株））より随時適切なアドバイスを頂きました。改めて各位に感謝致します。

本論文の作成中は，（公財）鉄道総合技術研究所 奥井明伸殿，兎東哲夫殿ならびに筆者の現職場である電力技術研究部き電グループの方々に，通常業務をいろいろと負担して頂きました。また，京都大学大学院工学研究科雨宮研究室の皆様には，筆者の大学院在籍中において何かとお世話になりました。この他，多数の方々のご支援を頂きました。ここに深く各位に感謝致します。

なお，本論文に記した電力貯蔵システムの製作および試験は，国庫補助を受けて実施したものであり，国庫補助申請などの関係各位に感謝致します。

最後に，遠く四国に住む両親などの家族の協力により本論文が完成したことを記して，深謝の意とします。

研究業績

種類別	著者，題名，発表，発行掲載誌名，発表・発行年月
1. 論文	<p>(1) 長谷伸一，小西武史，奥井明伸，中道好信，奈良秀隆，上村正：「電気二重層キャパシタを用いた電力貯蔵装置の電気鉄道への適用に関する基礎的検討」，電気学会論文誌 D，Vol.123，No.5 pp.517-524 (2003-5)</p> <p>(2) 小西武史，長谷伸一，中道好信，奈良秀隆，上村正：「電気二重層キャパシタと蓄電池を併用した電気鉄道用電力貯蔵装置の基礎研究」，電気学会論文誌 D，Vol.125，No.11 pp.1046-1053 (2005-11)</p> <p>(3) 小西武史，長谷伸一，中道好信，奈良秀隆，上村正：「電気二重層キャパシタを用いた直流電気鉄道用電力貯蔵による電圧降下補償に関する検証」，電気学会論文誌 D，Vol.128，No.2 pp.85-93 (2008-2)</p> <p>(4) 小西武史，中村武恒，西村敏治，雨宮尚之：「高温超伝導電動機を電気鉄道に適用した電力負荷特性の向上に関する基礎検討」，電気学会論文誌 B，Vol.131，No.6 pp.493-501 (2011-6)</p> <p>(5) T. Konishi, T. Nakamura, T. Nishimura, and N. Amemiya: “Analytic Evaluation of HTS Induction Motor for Electric Rolling Stock”, IEEE Transactions on Applied Superconductivity, Vol. 21, No. 3 pp.1123-1126 (2011-6)</p> <p>(6) 小西武史，中村武恒，雨宮尚之：「高温超伝導電動機と電力貯蔵装置の適用による電気鉄道の省エネルギー化に関する基礎検討」，電気学会論文誌 B，Vol.132，No.5 (2012-5) 【掲載決定】</p>
2. 国際会議	<p>(1) S.Hase, T.Konishi, A.Okui, Y.Nakamichi, H.Nara, and T.Uemura, “Fundamental Study on Energy Storage System for DC Electric Railway System”, PCC-Osaka 2002, pp.1456-1459 (2002-4)</p> <p>(2) T.Konishi, S.Hase, Y.Nakamichi, Y.Mochinaga, H.Nara, and T.Uemura, “CHARGE AND DISCHARGE TESTS OF ENERGY STORAGE SYSTEM FOR DC FEEDING CIRCUIT”, RAILWAY ENGINEERING-2002, p.73 (2002-7)</p> <p>(3) T.Konishi, S.Hase, T.Uzuka, A.Okui, Y.Nakamichi, H.Nara, and T.Uemura, “Fundamental Study of Energy Storage System for DC Electric Railway Applying Electric Double-Layer Capacitors and Batteries”, STECH’03, C-503, pp.370-375 (2003-8)</p>

種別	著者, 題名, 発表, 発行掲載誌名, 発表・発行年月
	<p>(4) T.Konishi, S.Hase, T.Uzuka, A.Okui, Y.Nakamichi, H.Nara, and T.Uemura, “Trial of Energy Storage System for DC Electric Railway”, WCCR 2003, pp.861-869 (2003-9)</p> <p>(5) S.Hase, Y.Nakamichi, T.Konishi, H.Nara, T.Uemura, M.Sekizawa, and T.Yamamoto, “Verification Test of Energy Storage System for DC 600V Electrified Railway”, IPEC-Niigata 2005, (2005-4)</p> <p>(6) T. Konishi, S. Hase, Y. Nakamichi, H. Nara, and T.Uemura, “Verification Test of Energy Storage System for DC 750V Electrified Railway”, The Third International Conference on Railway Traction Systems, pp.144-149 (2007-11)</p> <p>(7) A. Okui, S. Hase, H. Shigeeda, T. Konishi, and T. Yoshii, “Application of Energy Storage System for Railway Transportation in Japan”, The 2010 International Power Electronics Conference, 24, D3-1, pp.3117-3123 (2010-6)</p>
3. 講演	<p>(1) 長谷伸一, 小西武史, 中道好信, 持永芳文, 奈良秀隆, 上村正: 「直流電気鉄道における電力貯蔵システムの基礎試験」, H13 年電気学会産業応用部門大会, Vol.1, No.1-32 pp.343-346 (2001-8)</p> <p>(2) 長谷伸一, 小西武史, 奥井明伸, 中道好信, 奈良秀隆, 上村正: 「電気二重層キャパシタを用いた電力貯蔵システムの基礎試験」, J-Rail 2001, Vol.1, pp.389-392 (2001-12)</p> <p>(3) 小西武史, 長谷伸一, 中道好信: 「電鉄負荷を模擬した電力貯蔵媒体の充放電試験」, H14 年電気学会全国大会, Vol.5, No.5-199 pp.274-275 (2002-3)</p> <p>(4) 長谷伸一, 小西武史, 奥井明伸, 中道好信, 奈良秀隆, 上村正: 「電気二重層キャパシタを用いた電力貯蔵ミニモデルの充放電試験」, 電気学会交通・電気鉄道研究会, TER-02-36, pp.43-48 (2002-5)</p> <p>(5) 小西武史, 長谷伸一, 中道好信, 奈良秀隆, 上村正: 「EDLC と蓄電池を併用した電気鉄道用電力貯蔵装置の基礎試験」, H15 年電気学会産業応用部門大会, Vol.3, No.3-33 pp.183-186 (2003-8)</p> <p>(6) 小西武史, 長谷伸一, 中道好信, 奈良秀隆, 上村正: 「電気鉄道用ハイブリッド電力貯蔵装置の充放電試験」, J-Rail 2003, Vol.1, pp.257-260 (2003-12)</p>

種類別	著者，題名，発表，発行掲載誌名，発表・発行年月
	<p>(7) 小西武史，赤木雅陽，森本大観，兎束哲夫，長谷伸一，中道好信：「直流き電回路用電力貯蔵装置の検討」，H16年電気学会全国大会，Vol.5，No.5-136 p.197 (2004-3)</p> <p>(8) 小西武史，長谷伸一，中道好信，奈良秀隆，上村正，関澤道弘，山本鉄造：「電気二重層キャパシタの鉄道地上設備への応用」，電気学会交通・電気鉄道研究会，TER-04-48，pp.11-16 (2004-9)</p> <p>(9) 小西武史，長谷伸一，中道好信，奈良秀隆，上村正：「電気二重層キャパシタと蓄電池を組み合わせた電気鉄道用電力貯蔵装置の基礎検討」，H16年電気学会産業応用部門大会，Vol.3，No.3-85 pp.451-456 (2004-9)</p> <p>(10) 小西武史，赤木雅陽，兎束哲夫，奥井明伸，長谷伸一，中道好信，奈良秀隆，上村正：「直流600V電気鉄道における地上用電力貯蔵装置の検証」，H16年電気学会産業応用部門大会，Vol.1，No.3-86 pp.457-460 (2004-9)</p> <p>(11) 小西武史：「電力貯蔵装置による電圧降下対策の評価」，第176回鉄道総研月例発表会，Vol.176，pp.21-24 (2005-1)</p> <p>(12) 小西武史，長谷伸一，中道好信，伊藤裕通：「電鉄の回生電力を考慮したEDLCの寿命試験」，H17年電気学会全国大会，Vol.5，No.5-208 p.303 (2005-3)</p> <p>(13) 小西武史，長谷伸一，中道好信，奈良秀隆，上村正：「地上用電力貯蔵装置の回生電力吸収機能に関する検証」，H17年電気学会産業応用部門大会，Vol.3，No.3-42 pp.227-230 (2005-8)</p> <p>(14) 長谷伸一，小西武史，中道好信：「地上用電力貯蔵装置の信頼性に関する検証」，J-Rail 2005，Vol.1，pp.523-526 (2006-1)</p> <p>(15) 本田直志，清水孝浩，蔦川秀，諏澤暁，平松正宣，高橋慎，小西武史，長谷伸一：「直流電気鉄道の電力回生エネルギー吸収用キャパシタの適用」，平成20年電気学会全国大会，Vol.5，No.5-55 pp.87-88 (2008-3)</p> <p>(16) 小西武史，中道好信：「直流電気鉄道用変電所の電圧変動に対応した電力貯蔵装置の充放電制御方式の検討」，電気学会交通・電気鉄道研究，TER-08-14，pp.7-12 (2008-7)</p> <p>(17) 小西武史，長谷伸一，中道好信，奈良秀隆，上村正：「電気鉄道地上用電力貯蔵装置の効果的な運用を目指した充放電制御方式の検討」，平成20年電気学会産業応用部門大会，Vol.3，No.3-43 pp.273-276 (2008-8)</p>

種類別	著者，題名，発表，発行掲載誌名，発表・発行年月
	<p>(18) 平松正宣，本田直志，清水孝浩，蔦川秀，諏澤暁，小西武史，重枝秀紀，高橋慎：「直流電気鉄道のための電力貯蔵装置車両走行試験」，平成 20 年電気学会産業応用部門大会，Vol.3, No.3-44 pp.277-280 (2008-8)</p> <p>(19) 小西武史：「電力貯蔵におけるヒステリシス特性を適用した充放電制御の効果」，平成 21 年電気学会全国大会，Vol.7, No.7-2 p.3 (2009-3)</p> <p>(20) 小西武史，中村武恒：「ヒステリシス特性を適用した地上用電力貯蔵の充放電シミュレーション」，平成 22 年電気学会全国大会，Vol.7, No.7-56 p.89 (2010-3)</p> <p>(21) 小西武史，吉井剣，重枝秀紀，高橋慎，平松正宣：「充放電バランスの安定化を指向した電気鉄道用電力貯蔵装置の開発」，平成 22 年電気学会産業応用部門大会，Vol.3, No.3-46 pp.291-294 (2010-8)</p> <p>(22) 小西武史，吉井剣，重枝秀紀，高橋慎，平松正宣：「充放電バランスを安定化制御する電力貯蔵装置の電車走行による検証」，平成 23 年電気学会産業応用部門大会，Vol.3, No.3-11 pp.129-132 (2011-9)</p>
4. 鉄道関係誌	<p>(1) 小西武史，長谷伸一，奥井明伸，中道好信：「電気二重層キャパシタを用いた電力貯蔵の基礎試験」，鉄道総研報告，Vol.16, pp.5-10 (2002-6)</p> <p>(2) 中道好信，小西武史，上村正，奈良秀隆：「直流電鉄き電回路への電気二重層キャパシタの適用」，明電時報，Vol.287, No.6 pp.4-7 (2002-11)</p> <p>(3) 小西武史，長谷伸一，兎束哲夫，奥井明伸：「電圧降下補償用としての電気二重層キャパシタの適用」，鉄道総研報告，Vol.17, pp.11-16 (2003-7)</p> <p>(4) 小西武史：「電気二重層キャパシタによる直流電鉄変電所用電力貯蔵」，鉄道と電気技術，Vol.15, No.1 pp.44-48 (2004-1)</p> <p>(5) T.Konishi, S.Hase, Y.Nakamichi, “Energy Storage System for DC Electrified Railway Using EDLC”, Quarterly Report of RTRI, Vol.45, No.2 pp.53-58 (2004-5)</p> <p>(6) 小西武史：「地上電力設備に適用する電気二重層キャパシタ」，RRR, Vol.61, No.9 pp.12-15 (2004-9)</p>

種類別	著者, 題名, 発表, 発行掲載誌名, 発表・発行年月
	<p>(7) 小西武史:「地上用電力貯蔵装置の電圧降下補償に関する検証」, 鉄道と電気技術, Vol.16, No.2 pp.9-12 (2005-2)</p> <p>(8) 長谷伸一, 小西武史, 中道好信, 奈良秀隆, 上村正:「電気二重層キャパシタと蓄電池を併用した電力貯蔵装置の研究」, 鉄道総研報告, Vol.20, pp.11-16 (2006-9)</p> <p>(9) 蔦川秀, 小西武史, 上村正:「電気二重層キャパシタを用いた電力回生吸収装置「キャパポスト」の実用化」, 鉄道と電気技術, Vol.19, No.8 pp.19-23 (2008-8)</p> <p>(10) 小西武史, 高橋慎:「西武鉄道(株)納入キャパポスト」, 明電時報, Vol.321, No.4 pp.43-46 (2008-11)</p> <p>(11) 久水泰司, 小西武史:「電力供給設備の高度化による省エネ技術」, RRR, Vol.66, No.3 pp.18-21 (2009-3)</p> <p>(12) 小笠正道, 小西武史, 清野寛:「蓄電技術でエネルギー効率を向上する」, RRR, Vol.66, No.12 pp.10-13 (2009-12)</p>

本学位請求論文と直接的な関係を有していない業績

種類別	著者, 題名, 発表, 発行掲載誌名, 発表・発行年月
5.1 論文	<p>(1) D.Kaneko, T.Maeda, T.Ito, Y.Ohki, Y.Nakamichi, T.Konishi, and M.Okashita, "Role of Number of Consecutive Voltage Zero-crossings in Propagation of Water Trees in Polyethylene", IEEE TRANSACTIONS ON DIELECTRICS AND ELECTRICAL INSULATION, Vol.11, No.4, pp.708-714 (2004-8)</p> <p>(2) T.Maeda, D.Kaneko, Y.Ohki, Y.Nakamichi, T.Konishi, and M.Okashita, "Voltage Zero-crossing as a Factor Inducing Water Trees", IEEJ Transactions on Fundamentals and Materials, Vol.125-A, No.1, pp.51-56 (2005-1)</p>
5.2 国際会議	<p>(1) S.Hase, T.Konishi, A.Okui, Y.Mochinaga, S.Murata, S.Kawai, M.Sonetaka, H.Sakai, T.Kanai, Y.Tagami, M.Ono, and K.Baba, "Control Methods and Characteristics of Power Converter with Large Capacity for Electric Railway System", PCC-2002, pp.1002-1007 (2002-4)</p> <p>(2) D.Kaneko, T.Maeda, T.Ito, Y.Ohki, T.Konishi, Y.Nakamichi, and M.Okashita, "Role of the Number of Consecutive Zero-crossings on the Water Tree Growth in Polyethylene", ICPADM 2003 (2003-6)</p>

種類別	著者, 題名, 発表, 発行掲載誌名, 発表・発行年月
	<p>(3) T.Konishi, S.Hase, A.Okui, S.Kinoshita, and M.Sonetaka, “Development of PWM Converter with Large Capacity for Electric Railway Substation”, The 5th IEEE International Conference on PEDS, pp.1264-1267 (2003-11)</p> <p>(4) T.Maeda, D.Kaneko, Y.Ohki, T.Konishi, Y.Nakamichi, and M.Okashita, “Effect of the Applied Voltage Frequency on the Water Tree Shape in Polyethylene”, ICSD 2004 (2004-7)</p> <p>(5) R. Sato, N. Fuse, Y. Nakamichi, G. Morita, T. Konishi, M. Mizuno, K. Fukunaga, M. Tanimoto, and Y. Ohki, “Observation of Water Trees Using Terahertz Imaging and Time-domain Spectroscopy”, Proceedings of the 2010 International Conference on Condition Monitoring and Diagnosis, B2-5, pp.289-292 (2010-9)</p>
5.3 講演	<p>(1) 中道好信, 長谷伸一, 小西武史, 川原敬治:「直流電気鉄道における超伝導限流器の適用の可能性」, H14年電気学会全国大会, Vol.5, No.5-201 p.278 (2002-3)</p> <p>(2) 金子大作, 前田知哉, 伊藤俊秀, 大木義路, 小西武史, 中道好信, 岡下稔:「低周波電圧と高周波電圧の重畳が水トリーの成長に与える影響」, 第34回電気電子絶縁材料システムシンポジウム, F-5 pp.137-140 (2002-11)</p> <p>(3) 金子大作, 前田知哉, 伊藤俊秀, 大木義路, 小西武史, 中道好信, 岡下稔:「水トリーの伸長に及ぼす連続ゼロクロス数の影響」, H14年電気学会全国大会, Vol.2, No.2-078 p.82 (2003-3)</p> <p>(4) 長谷伸一, 奥井明伸, 小西武史, 木下新一, 曾根高真弓:「直流電気鉄道変電所に適用する電力供給用PWMコンバータの電圧制御に関する検討」, H15年電気学会産業応用部門大会, Vol.3, No.3-90 pp.365-368 (2003-8)</p> <p>(5) 前田知哉, 金子大作, 伊藤俊秀, 大木義路, 小西武史, 中道好信, 岡下稔:「低密度ポリエチレンにおける水トリーの電圧ゼロクロス依存性」, 平成15年電気学会基礎・材料・共通部門大会, VII-8, pp.147-152 (2003-8)</p> <p>(6) 長谷伸一, 小西武史, 奥井明伸, 金子利美, 曾根高真弓:「電気車負荷の特性を考慮した直流変電所用PWMコンバータの電圧制御方式」, J-Rail 2003, Vol.1, pp.91-94 (2003-12)</p>

種類別	著者, 題名, 発表, 発行掲載誌名, 発表・発行年月
	<p>(7) 金子大作, 前田知哉, 大木義路, 小西武史, 中道好信, 岡下稔:「ポリエチレン中の水トリーの形状におよぼす印加電圧周波数の影響」, 電気学会誘電・絶縁材料/放電/高電圧合同研究会, ED-04-29, pp.13-18 (2004-2)</p> <p>(8) 森本大観, 赤木雅陽, 小西武史, 奥井明伸, 長谷伸一:「直流高速度気中遮断器の遮断現象の近似シミュレーションモデル」, H16年電気学会全国大会, Vol.5, No.5-137 pp.198-199 (2004-3)</p> <p>(9) 日野政巳, 長谷伸一, 奥井明伸, 小西武史, 西村荘治, 夏田育千:「高調波重畳による高抵抗地絡検出装置を用いた高調波インピーダンス測定」, H16年電気学会全国大会, Vol.5, No.5-139 pp.201-202 (2004-3)</p> <p>(10) 長谷伸一, 小西武史, 奥井明伸, 金子利美, 曾根高真弓:「直流電気鉄道用PWMコンバータのき電電圧制御特性」, H16年電気学会産業応用部門大会, Vol.3, No.3-81 pp.435-438 (2004-9)</p> <p>(11) 小西武史, 森田岳, 重枝秀紀, 中道好信, 石川裕人, 大木義路, 谷本美穂子:「リップル電圧がポリエチレンの水トリー成長に及ぼす影響」, H20年電気学会全国大会, Vol.2, No.2-65 p.74 (2008-3)</p> <p>(12) 石川裕人, 大木義路, 森田岳, 小西武史, 中道好信, 谷本美穂子:「水トリーの成長に果す電圧ゼロクロスの役割-高周波数電圧を重畳する低周波数電圧の周波数と位相-」, H20年電気学会全国大会, Vol.2, No.2-66 pp.75-76 (2008-3)</p> <p>(13) 森田岳, 小西武史, 上條弘貴, 伊東利勝:「直流電気鉄道のみ電回路超伝導化による設備影響低減の可能性検討」, H20年電気学会全国大会, Vol.5, No.5-73 p.118 (2008-3)</p> <p>(14) 石川裕人, 大木義路, 森田岳, 小西武史, 中道好信, 谷本美穂子:「高周波/低周波重畳電圧による水トリー成長に及ぼす電圧重畳位相の影響-水トリー成長に及ぼす電圧ゼロクロスの影響-」, H21年電気学会全国大会, Vol.2, No.2-56 p.66 (2009-3)</p> <p>(15) 佐藤遼, 布施則一, 中道好信, 森田岳, 小西武史, 水野麻弥, 福永香, 谷本美穂子, 大木義路:「テラヘルツ時間領域分光による水トリーの観測」, H22年電気学会全国大会, Vol.2, No.2-25 p.29 (2010-3)</p>
5.4 鉄道関係誌	(1) 奥井明伸, 小西武史, 森田岳:「電気鉄道用変電所の低周波磁界の計算法と測定法」, 鉄道と電気技術, Vol.21, No.4, pp.40-44 (2010-4)