

交直連系系統の動特性解析法
に関する研究

林 敏 之

目 次

第1章 緒 論	1
1.1 直流送電の進展と研究動向	1
1.2 交直連系系統の解析手法の比較	4
1.3 交直連系系統の解析上の課題と研究方針	6
第2章 直流系統内事故時の直流系統動特性解析	8
2.1 グラフ理論を断続回路に適用した直流系統の数式表現	8
2.1.1 順・逆変換器へのグラフ理論の適用	9
2.1.2 変換器バルブのオン・オフ条件の導入法	11
2.1.3 直流線路および制御系の表現	12
2.2 直流系統の事故に対する解析例	14
2.2.1 順・逆変換器の失弧	14
2.2.2 直流線路の地絡	17
2.2.3 順変換器の端子短絡	20
2.2.4 逆変換器の負荷遮断	21
2.3 解析手法についての考察	22
附録1. 定常特性による順・逆変換器の解析	24
第3章 並列コンデンサ投入時の逆変換器の転流失敗の解析	26
3.1 グラフ理論による交直連系系統の解析手法	26
3.1.1 交流系統および交流フィルタの数式表現	26
3.1.2 直流系統の表現	30
3.1.3 交流系統と直流系統の結合	34
3.2 転流失敗の解明とその防止対策	34
3.2.1 並列コンデンサ投入による交流電圧の歪み	36
3.2.2 転流失敗の要因	38
3.2.3 転流失敗防止対策の検討	39

DOC

1981

13

電気系

3.3	転流失敗についての考察	44
附録 2.	トリー及びコトリーの選び方	46
第 4 章	交流系統不平衡故障時の交直連系系統の過渡安定度解析法	48
4.1	解析手法の概要	48
4.2	交流および直流系統の関係式	49
4.2.1	直流系統の関係式	49
4.2.2	交流系統の関係式	52
4.3	模擬送電線による実証	56
4.3.1	解析の対象とした交直並列系統	56
4.3.2	定常時の比較	58
4.3.3	交流系統故障中の交流電圧	58
4.3.4	過渡安定度の比較	59
4.4	フーリエ変換による順・逆変換器の表現	62
4.4.1	順・逆変換器の数式表現	62
4.4.2	断続回路表現との比較	63
4.5	解析手法についての考察	66
第 5 章	結 論	67
参 考 文 献	70

第 1 章 緒 論

1.1 直流送電の進展と研究動向

(1) 直流送電の歴史⁽¹⁾

直流送電の進展は、交流を直流にまた直流を交流に変換する交直変換装置の進展に一致している。すなわち、先ず第1段階(1900年代初期)の直流送電の試みは、直流発電機および直流電動機により順・逆変換器を構成する Thury System によるものであるが、この方式は高電圧化および直流電流の遮断が困難なため、その後進展しなかった。第2段階(1900年代中期)では、スウェーデンの A S E A 社およびドイツが中間電極方式により水銀整流器の高電圧化に成功したのを契機に、直流送電の計画が始められ、1945年にはドイツでエルベールリン直流送電(60 MW, ±220 kV, 115 km ケーブル)が完成した。この直流送電は、第2次世界大戦のドイツの敗北により、設備・運転データのすべてがソ連に持ち去られた。戦後スウェーデンは、いち早くゴットランド島直流送電(20 MW, 100 kV, 100 km ケーブル)を完成させ(1954年)、世界最初の営業運転を開始した。このゴットランド島直流送電の成功により、直流送電は注目され、1975年までに11の水銀整流器を用いた直流送電が運転を行なっている(第1.1表参照)。しかるに直流送電の高電圧大容量化が進むにしたがって、水銀整流器固有の逆弧による直流送電の信頼度低下が大きな問題となり、この問題を克服するため、高電圧大電流のサイリスタ素子が開発され、第3段階を迎えることになる。第3段階(1900年代後期)の交直変換装置はサイリスタ素子の直列・並列接続したサイリスタバルブを用いることにより、任意の電圧階級および送電容量を選定しうることおよび水銀整流器のような逆弧の問題がないことが利点となっている。サイリスタバルブによる直流送電の先がけは、ゴットランド島直流送電の電圧増強(30 MW, 150 kV)を行なったスウェーデンと佐久間試験連系(37.5 MW, 125 kV)を行なった日本⁽²⁾であるが、本格的な直流送電は、イールリバー連系(320 MW, 80 kV×2)のカナダ⁽³⁾が最初である。サイリスタバルブはそれぞれ A S E A 社、日立、東芝、G E 社、ドイツ3社(A E G, B B C, Siemens), ソ連などで開発が進められている。第1.1表に直流送電設備の運転中および計画を示す。

(2) 直流送電の研究動向

以上の直流送電の進展に伴って、直流送電技術に関する研究が積み重ねられて来た。第2段階初期の研究では、スウェーデンおよびドイツで主に交直変換装置のための研究が行なわれ

第 1.1 表 世界に於ける直流送電設備

	設 備 名	国 名	定 格			送 電 巨 長 (km)			バルブ種別	運開年及び予定
			容量(MW)	電 圧 (kV)	電 流 (A)	架 空	ケ ー ブ ル	計		
運 転 中	1.ゴットランド島	スウェーデン	20/30	100/150	200	0	96	96	水銀/風冷サイリスタ	1954/1970
	2.英仏連系	イギリス・フランス	160	±100	800	0	65	65	水 銀	1961
	3.ボルドグラード〜ドンバス	ソ 連	720	±400	900	470	0	470	水 銀	1962~1965
	4.コンティスカン	デンマーク・ スウェーデン	250	250	1,000	95	85	180	水 銀	1965
	5.佐久間	日 本	300	125×2	1,200	0	0	0	水 銀	1965
	6.ニュージールランド南北島	ニュージールランド	600	±250	1,200	570	39	609	水 銀	1965
	7.サルジニア	イタリア	200	200	1,000	292	121	413	水 銀	1967
	8.バンクーバ島 I	カナダ	312	260	1,200	41	33	74	水 銀	1968~1969
	9.パシフィックインタータイ	アメリカ	1,440	±400	1,800	1,362	0	1,362	水 銀	1970
	10.イールリバー	カナダ	320	80×2	2,000	0	0	0	風冷サイリスタ	1972
	11.ネルソンリバー I	カナダ	1,080/1,620	±300/±450	1,800	895	0	895	水 銀	1973/1977
	12.キングスノース	イギリス	640	±266	1,200	0	82	82	水 銀	1975
	13.カボラバッサ	モザンビーク ・南アフリカ	960/1,920	±266/±533	1,800	1,414	0	1,414	油冷サイリスタ	1976/1979
	14.ステイーガル	アメリカ	100	25×2	2,000	0	0	0	風冷サイリスタ	1976
	15.スカゲラーク	ノルウェー デンマーク	500	±250	1,000	112	130	242	風冷サイリスタ	1976~1977
	16.スクウェアビュート	アメリカ	500	±250	1,000	734	0	734	風冷サイリスタ	1977
	17.新 信 濃	日 本	300/600	125×2/125×4	1,200	0	0	0	油冷サイリスタ	1977
	18.インガ・シャバ	ザイール	560/1,120	±500	560/1,120	1,700	0	1,700	油冷サイリスタ	1976*
	19.バンクーバ島 II	カナダ	370	-280	1,320	40	32	72	風冷サイリスタ	1976~1978
	20. C U	アメリカ	1,000	±400	1,250	710	0	710	風冷サイリスタ	1978
	21.ネルソンリバー II	カナダ	900/1,800	±250/±500	1,800	895	0	895	水冷サイリスタ	1978/1981~82
	22.北海道・本州	日 本	150/600	125/±250	1,200	124	44	168	風冷サイリスタ	1979/1980~
計 画	23.ガル島	カナダ	800/1,600	±400	2,000	780/1,095	19	799/1,114	サイリスタ	1980/1985
	24.ネルソンリバー III	カナダ	1,800	±500	1,800	900	0	900	サイリスタ	1983~1985
	25.エキバスツス〜センター	ソ連	6,000	±750	4,000	2,414	0	2,414	水冷サイリスタ	1984
	26.フィンランド〜ソ連	フィンランド・ソ連	1,000	170×3	2,100	0	0	0	水冷サイリスタ	1980

* 不詳 ** この他、試験設備としては、佐久間サイリスタ試験所(1972年、日本)、EPRI コンシット試験設備(1978、アメリカ)などがある。

た。すなわち、スウェーデンでは中間電極型高電圧大容量水銀整流器の開発をASEA社が政府の援助で行なった。この水銀整流器は後20年間世界の直流送電に用いられて来た。一方ドイツでは空軍の援助で、Siemens社及びAEG社では中間電極に直列にコンデンサを入れた高電圧水銀整流器を開発した。これらの水銀整流器の開発と並行して、ASEA社はサイラトロンを用いた直流模擬送電装置あるいは、水銀整流器を用いた試験設備により、直流系統の制御・保護方式の研究、交流系統との連系特性の研究、水銀整流器の物理的特性の研究等が実施された。

第2段階後半での直流送電の研究では、ドイツの技術を受けついで、ソ連の直流工学研究所における模擬送電装置及び高電圧直流試験設備により、交直連系系統の安定度と連系運転特性、直流送電系統に発生する異常電圧・電流の研究及び水銀整流器に発生する諸現象の解明などが行なわれ、カンラーモスクワ直流送電及びボルゴグラード・ドンパス直流送電の実現となった。また英仏連系を完成させたイギリスでも、E.R.A. (Electrical Research Association) が直流模擬送電装置を用いて、直流系統の平衡運転条件、起動制御及び保護方式、交流系統の安定度などの研究が行なわれた。我国に於ても、直流送電の研究は、電気試験所(現電子技術総合研究所)及び電力中央研究所において、直流模擬送電装置を用いて、直流系統の異常電圧、交流系統故障時の直流系統の運転特性、直流系統による交流系統の安定度向上対策などの研究が行なわれた。

第3段階にはいつの研究では、主としてサイリスタバルブの開発が各国のメーカーで行なわれ、アメリカGE社、ドイツ3社共同、スウェーデンASEA社、イギリスEE社、日本日立・東芝社及びソ連が実用化に成功した。一方サイリスタバルブを用いた直流送電の研究は、上記の各社はもとより世界各国で行なわれるようになり、サイリスタを用いた直流模擬送電装置により、直流系統の制御・保護方式、異常電圧の解析、交流系統の過渡安定度、交流電圧安定度、周波数制御、無効電力制御の検討が行なわれている。^{(4)~(7)}

以上直流送電の発達並びに研究の動向について、概要を述べて来たが、主な研究は、交直変換装置の開発と、模擬送電装置による解析であるが、他に、直流系統をデジタル計算機もしくはアナログ計算機による解析が古くから試みられ、潮流計算のための直流系統特性、⁽⁸⁾ 順・逆変換器を定電圧と考えた直流線路の異常電圧、⁽⁹⁾ 簡略モデルによる直流系統による交流系統の安定化、⁽¹⁰⁾ 直流系統を定常特性で表現した交直連系系統の過渡安定度、⁽¹¹⁾ 直流系統の周波数制御、⁽¹²⁾ 順変換器のアーム短絡・逆変換器の転流失敗、⁽¹³⁾ 線形化モデルによる交流電圧安定性などの解析が

行なわれている。

上記の直流模擬送電装置並びにアナログ及びデジタル計算機による解析以外に、直流送電⁽¹⁴⁾計算盤及びハイブリッド計算機⁽¹⁵⁾による解析が行なわれている。直流送電計算盤は交直連系系統の潮流計算、過渡安定度計算並びに電圧無効電力制御の検討のために、交流計算盤と結びつけて解析を行なうものである。順・逆変換器は順電圧降下を補償したサイリスタブリッジで表現し、制御系はアナログ要素から構成されている。一方ハイブリッド計算機による解析は、順・逆変換器はスイッチング素子からなり、制御系・直流線路はデジタル計算を行なう方式で、直流系統の制御系、直流線路の応答を解析している。

1.2 交直連系系統の解析手法の比較

(1) 模擬送電装置による解析

前節(2)で述べたように、直流系統の起動・停止を含めた制御・保護方式の検討、直流系統内に発生する異常電圧・過電流の検討、交流系統のための周波数制御、無効電力制御及び過渡安定度の検討、短絡容量が小さい交流系統と連系する場合の交流電圧安定度の検討等が直流及び交流模擬送電装置で主に実施されて来た。この模擬送電装置による解析の最大の欠点は、模擬送電装置が実規模設備を相似的に表現するため、低電圧・小容量化に伴って、模擬装置固有の抵抗分が大きくなり、また制御のための検出及び計測装置による損失が大きくなる。特に直流模擬送電装置の場合には、直流電圧・電流検出のためのDC-PT、DC-CTの損失の少ない方式の開発が望まれている。これらの損失は直流系統の過渡応答時の減衰特性をかなり良くするため、制御・保護方式の検討及び異常電圧・過電流の検討では、楽観サイドの結果となる。さらに低電圧・小容量化によるもう一つの問題点は、順・逆変換器の順電圧降下による、有効・無効電力特性、特に無効電力の消費が小さくなることである。このことは交流系統の無効電力制御、交流電圧安定度の結果に影響する。すなわち前者の場合は制御角及び直流電圧の変化幅を実系統より大きくとる必要があり、後者は楽観サイドの結論となる恐れがある。また模擬送電装置による交直連系系統の解析は、模擬装置の規模により制約を受け、発電機・変圧器等の機数が大きく送電距離の長い大規模交流系統に直流系統を導入する場合などは、対象系統の簡略化等を行なうため、概略の検討とならざるを得ない。

(2) アナログ及びデジタル計算機による解析

アナログ及びデジタル計算機による解析は、先に述べたように、直流系統の異常電圧の検

討，直流系統の周波数制御による効果の検討（以上アナログ計算機），交直連系系統の潮流計算及び過渡安定度計算，交流電圧安定度計算，順・逆変換器の異常現象の解析（以上デジタル計算機）などが行なわれてきた。これらの解析手法は，前述の模擬送電装置による解析の問題点を克服し，かつ任意の形の交直連系系統の解析を行なうことは可能であるが，いずれも，順・逆変換器を定電圧とおくか，定常特性で表現しているために，適用しうる解析範囲は限定されたものとなっている。すなわち直流系統の異常現象では，順・逆変換器の転流モード及び制御系の応答が重要であり，交流系統の過渡安定度を考える上でも，交流系統の擾乱に対する直流系統即ち順・逆変換器の転流モード及び制御系が重要となってくる。また交流電圧安定度についても，順・逆変換器及びその制御系の非線形性が重要であるため，線形化による解析は，外乱量が大きい場合には適用できない。このように直流系統内の現象解析を含めた交直連系系統の解析手法の大きな問題点は，順・逆変換器のモデル化にあり，この点について十分な検討を行なう必要がある。

(3) 模擬送電装置とデジタル計算機の解析に於ける得失

交直連系系統の模擬送電装置とデジタル計算機による解析上の得失を第 1.2 表に示す。こ

第 1.2 表 交直連系系統の解析手段の比較

解析手段	解析上の得失	解析に適した課題
交流直流模擬送電装置	<ul style="list-style-type: none"> ○現象を概略的に把握するのに有効 ○実系統に用いる制御・保護装置の開発・検討に有効 ×抵抗分が大きく，現象が楽観サイドとなる。 ×大規模系統の解析に制約有り ×定格を一致させることが困難 	<ol style="list-style-type: none"> 1.直流系統の制御・保護方式の検討 2.直流系統内の異常現象の概略的把握 3.直流系統の安定運転性の検討
デジタル計算機	<ul style="list-style-type: none"> ○限界附近の解析が可能 ○大規模系統の解析が可能 ○任意の定格で計算できる。 ×適切なモデルの選定が必要 	<ol style="list-style-type: none"> 1.潮流の調整 2.過渡安定度及び向上対策 3.交流電圧安定度 4.交流外乱時における変換器の動作限界

の表から明らかのように、模擬送電装置は直流系統内の現象を概略把握するため及び制御・保護方式の検討には、概ね有効な手段と言えるが、交流系統を含めた大規模な交直連系系統の解析及び、順・逆変換器の動作限界を見きわめるためには、デジタル計算機が有力である。

1.3 交直連系系統の解析上の課題と研究方針

(1) 研究課題

1.1(2)で述べた直流送電の研究は、次のように大きく分類することができる。

- (a) 交直変換装置のためのバルブの開発。
- (b) 直流系統独自の制御・保護方式及び異常電圧・過電流の検討。
- (c) 直流系統を交流系統へ導入した場合の、直流系統と交流系統の相互影響の検討。

(a)は直流送電の発達段階で十分な検討が行なわれ、現在サイリスタバルブによる高電圧・大容量化に成功している。また(b)は直流系統を計画・建設を行なり上で、重要な項目であるため、模擬送電装置による解析が主体となって発展してきた。(c)の項目は、直流系統を交流系統内に導入する上で重要な課題であるが、交流系統内に直流系統の占める割合が小さいため、厳密な解析は要求されなかった。しかるに直流系統の大容量化に伴って、交流系統内に占める割合が大きくなり、直流系統の特性及び交流系統の発電機・負荷の特性が相互に影響し合う動特性を解析する場合には、交流系統は言うまでもなく、直流系統の厳密な特性を解析する手法が要求されている。

(c)の研究課題はさらに次の二つに分類される。

- (i) 交流系統の外乱に対する直流系統の動作特性と、この直流系統の動作が交流系統へ与える影響(過渡安定度、交流電圧安定度等)。
- (ii) 直流系統の順・逆変換器から発生する高調波電流による交流電圧の歪みと、この歪みによる直流系統の動作(高調波安定度、波形歪みに対する転流失敗等)。

(2) 研究方針

上記(c)の研究課題に関する解析手法のためには、順・逆変換器の動特性表現法を確立する必要がある。従来安定度に対する直流系統の動特性解析のためには、順・逆変換器を実効値及び平均値で表現した定常特性表現が用いられている。^{(8),(11)} 順・逆変換器に定常特性を適用した場合の交直連系系統の安定度解析では、

- (i) 順・逆変換器至近端故障時、順・逆変換器の転流モードが定常特性と異なるため、交流

電流の絶対値，位相共に異なる。

(ii) 交流系統不平衡故障時，順・逆変換器の交流電流の逆相成分が考慮されない。

(iii) 交流系統外乱に対する逆変換器の転流失敗限界が明確でない。

などの問題点が指摘できる。

一方交流系統での波形歪みなどの外乱に対する，順・逆変換器の動作限界を解析しうる手法は，まだ開発されていない。

以上の点を克服するために，順・逆変換器をスイッチング回路として取り扱い，断続回路表現法を考案し，先ず，直流系統の動特性解析に適用し，順・逆変換器の失弧，直流線路の地絡，順変換器端子短絡，逆変換器の負荷遮断の直流系統事故について解析を行なった。この結果から，直流系統の動特性解析に用いるための順・逆変換器の表現法を明らかにした。

次に，交流電圧の波形歪みに対する逆変換器の動作を明らかにするため，上記断続回路表現法と新たに開発した交流系統の瞬時値解析法を結合させ，並列コンデンサ投入時の逆変換器の転流失敗について解析を行ない，断続回路表現法が交流系統の過渡現象に対して適用可能であることを確認した。

最後に，直流系統を含む交流系統の安定度を解析するための手法として，断続回路による順・逆変換器の表現法と不平衡故障を考慮した安定度解析手法とを結合させた解析手法を開発した。さらにフーリエ変換による順・逆変換器の表現法を開発し，安定度解析のための順・逆変換器の表現法の適用範囲について明らかにした。

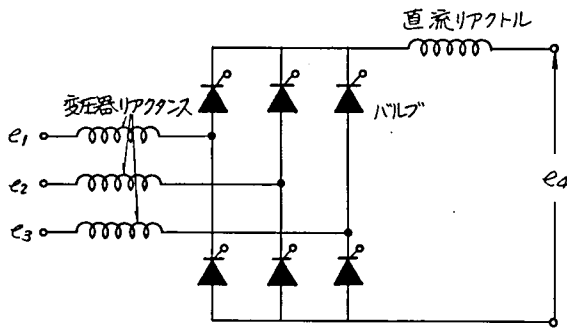
第2章 直流系統内事故時の直流系統動特性解析

直流系統内に発生する主な事故としては、発生確率の大きい1) 逆変換器の転流失敗、2) 直流線路の地絡事故がある。発生確率は小さいが発生した場合には重大事故となる可能性のある、3) 順変換器の端子短絡、4) 逆変換器の負荷遮断などがある。これらの事故に伴う、直流系統の動特性の解析を、デジタル計算機により行なうにあたって重要なのは、順・逆変換器の数式表現法にある。従来順・逆変換器の数式表現としては、一定電圧と仮定するか定常特性によるものが大部分であったため、上記の1)、2)は概略的にしか解析できず、また3)、4)については転流モードが定常時と異なること、交流電圧が不平衡となることのため、解析はほとんど行なわれなかった。この3)、4)の解析を行なうためには、順・逆変換器を断続回路として取り扱う必要がある。この試みは既にいくつかの論文に発表されているが、系統立てて解析したものは少なく、ほとんどが、順・逆変換器の転流モードに対応する微分方程式をあらかじめ用意して計算するもので、直流系統内で発生する上記1)～4)について解析し、実証したものはない。

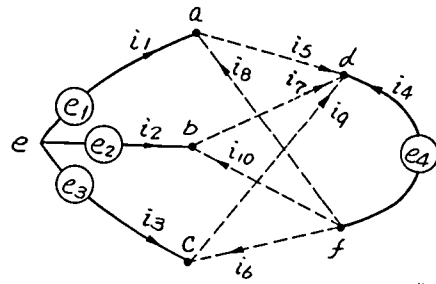
この章では、直流系統に発生する上記1)～4)の事故に対し充分に実用的な手法として、グラフ理論を適用した順・逆変換器の断続回路表現法を開発し、解析例によってその実証を行なった。この手法は、順・逆変換器のバルブのオン・オフ状態から自動的に微分方程式が作成されるもので、各バルブのオン・オフ状態の判定とグラフ理論による微分方程式の作成とからなっている。実証は、上記1)～4)の事故に対する本解析手法の結果と、直流模擬送電装置による実験結果の対比により行ない、さらに従来用いられてきた定常特性による順・逆変換器の表現法との差異を明らかにした。

2.1 グラフ理論を断続回路に適用した直流系統の数式表現

直流送電用の順・逆変換器は、第2.1図に示す3相ブリッジ変換器(以下に変換器と略する)を基本としている。この変換器はバルブのオン・オフ状態によって、電流の通路が変わりブリッジ全体にかかわる電圧も変化する。このような回路の解析手法としては、各ノード電圧を基本とした方程式を解く方法と、ループ電流を基本とした方程式を解く方法とが考えられる。ノード電圧を独立変数とする方法(ノード法)は、ノード数だけの方程式が必要であり、ループ電流を独立変数とする方法(ループ法)はループの数だけ方程式をたてればよい。第2.1図の



第 2.1 図 3 相ブリッジ変換器の回路



第 2.2 図 3 相ブリッジ変換器のグラフ

ようなインダクタンスと抵抗のみによる回路に適用する場合、ノード法では積分の演算が方程式にはいってくるのに対して、ループ法では微分演算のみとなり、状態方程式を作成することが容易となる。また第 2.1 図のようなスイッチング回路では、全素子がオン状態であることが少なく、回路方程式の数がノード法の場合より少ないことが多い。

以下に直流系統の動特性を解析する上で、重要な順・逆変換器の表現法、並びに直流系統の数式表現について述べる。

2.1.1 順・逆変換器へのグラフ理論の適用

第 2.1 図に示す 3 相ブリッジ変換器を第 2.2 図のように有向性グラフに表わし、各ノードを a, b, c, d, e, f としブランチを 1, 2, …… 10 と定めることによって、ノード・ブランチの接続行列は第 2.1 表に示す行列 [A] で表わすことができる。この接続行列の内ブランチ 5 ~ 10 に対応する 5 ~ 10 行は常に成り立つものではなく、バルブのオン状態に対応した行を選び出して用いるものとする。またノード f に対する列成分は a ~ e の列成分の 1 次結合で求められる性質を有するため、トリーブランチに対する基本接続行列 [A_T] 及びコトリーブランチに対する基本接続行列

第 2.1 表 ノード・ブランチの接続状態

	a	b	c	d	e	f
1	1				-1	
2		1			-1	
3			1		-1	
4				1		-1
5	-1			1		
6			1			-1
7		-1		1		
8	1					-1
9			-1	1		
10		1				-1

$[A_0]$ はこの列成分を考えない。すなわち、トリーブランチの $[A_T]$ は、第2.2図の実線部分のブランチ1～4に破線部分のオン状態のブランチの1つ*i*を付け加えて、(2.1)式とする。

$$[A_T] = \begin{matrix} & \begin{matrix} a & b & c & d & e \end{matrix} \\ \begin{matrix} 1 \\ 2 \\ 3 \\ 4 \\ i \end{matrix} & \begin{bmatrix} 1 & & & & -1 \\ & 1 & & & -1 \\ & & 1 & & -1 \\ & & & 1 & -1 \\ \circ & \circ & \circ & \circ & \circ \end{bmatrix} \end{matrix} \quad (2.1)$$

また、コトリーブランチの $[A_0]$ は、5～10のオンブランチの内トリーに用いたものの残りを*j k ……*として、(2.2)式となる。

$$[A_0] = \begin{matrix} & \begin{matrix} a & b & c & d & e \end{matrix} \\ \begin{matrix} j \\ k \\ \vdots \end{matrix} & \begin{bmatrix} \circ & \circ & \circ & \circ & \circ \\ \circ & \circ & \circ & \circ & \circ \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \end{bmatrix} \end{matrix} \quad (2.2)$$

以上トリーブランチおよびコトリーブランチの基本接続行列 $[A_T]$ 、 $[A_0]$ は第2.1表に示す接続行列 $[A]$ の部分行列であり、この部分行列の演算によって基本ループ行列 $[L_f]$ が得られる。その関係式は(2.3)式となる。

$$[L_f] = \begin{Bmatrix} -([A_0][A_T]^{-1})^t \\ [U] \end{Bmatrix} \quad (2.3)$$

ここで、 $[U]$ は単位行列、 -1 は逆行列、 t は転置行列を意味する。

次に、第2.2図のグラフについて、実線ブランチは電圧源と変圧器および直流リアクトルのインダクタンス成分からなり、破線ブランチはバルブの電圧降下分を考慮した抵抗分のみと考えて、 $[L_f]$ を二つの部分行列 $[L_{f1}]$ 、 $[L_{f2}]$ からなるとすると、(2.3)式は(2.4)式と表わすことができる。

$$[L_f] = \begin{Bmatrix} [L_{f1}] \\ [L_{f2}] \end{Bmatrix} \quad (2.4)$$

また各ブランチの電圧・電流からなるブランチ電圧ベクトル $[V_b]$ 及び電流ベクトル $[I_b]$ は同様に部分ベクトルに分解して、ループ電流ベクトル $[I_l]$ 及びループ行列とから(2.5)、

(2.6) 式の関係がなりたつ (キルヒホッフ第 1 および第 2 則)。

$$[I_b] = \begin{Bmatrix} [I_{b1}] \\ [I_{b2}] \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} [L_{f1}] \\ [L_{f2}] \end{Bmatrix} \cdot [I_\ell] \quad (2.5)$$

$$[L_f]^t \cdot [V_b] = \{ [L_{f1}]^t [L_{f2}]^t \} \begin{Bmatrix} [V_{b1}] \\ [V_{b2}] \end{Bmatrix} = 0 \quad (2.6)$$

一方 $[I_b]$ と $[V_b]$ については各ブランチの関係式がなりたつ。まず, $[I_{b1}]$ と $[V_{b1}]$ については電圧源ベクトル $[E_b]$ を考慮に入れて (2.7) 式が成りたつ。*

$$[L] \cdot \frac{d}{dt} \cdot [I_{b1}] = -[V_{b1}] + [E_b] \quad (2.7)$$

また, $[I_{b2}]$ と $[V_{b2}]$ については (2.8) 式がなりたつ。

$$[R] \cdot [I_{b2}] = -[V_{b2}] \quad (2.8)$$

ここで, $[L], [R]$ は各ブランチのリアクタンスおよび抵抗分を要素とする対角行列であり, $[E_b]$ は電圧源を要素とするベクトルである。

$$[L] = \begin{bmatrix} l_1 & & & \\ & l_2 & & \\ & & l_3 & \\ & & & l_4 \end{bmatrix} \quad [R] = \begin{bmatrix} r & & & \\ & r & & \\ & & o & \\ & & & o \end{bmatrix} \quad [E_b] = \begin{bmatrix} e_1 \\ e_2 \\ e_3 \\ e_4 \end{bmatrix}$$

最後に上で求めた関係式 (2.5) ~ (2.8) を用いて, ループ電流 I_ℓ を独立変数とする微分方程式は, (2.9) 式のような線形の方程式となるが, これらの係数は各バルブのオン・オフ状態によって変化することになる。

$$[L_{f1}]^t \cdot [L] \cdot [L_{f1}] \cdot \frac{d}{dt} [I_\ell] = -[L_{f2}]^t \cdot [R] \cdot [L_{f2}] \cdot [I_\ell] + [L_{f1}]^t \cdot [E_b] \quad (2.9)$$

2.1.2 変換器バルブのオン・オフ条件の導入法

(2.9) 式の係数 $[L_{f1}]^t \cdot [L] \cdot [L_{f1}]$, $[L_{f2}]^t \cdot [R] \cdot [L_{f2}]$ および $[L_{f1}]^t$ は 5 ~ 10 ブランチのオン・オフ状態によって変化する。このオン・オフは変換器バルブのオン・オフに一致させている。オン時点は変換器の点弧パルス方式により定まり, オフ時点は転流によりバルブ電流が零となる時点となる。そこで, 現在一般に用いられている交流電圧相交点を基準とした

脚注, * 1 ~ 4 ブランチについては抵抗分を無視している。

** 交流電圧の各相の電圧差が 0 となる点を交流電圧相交点と呼ぶ。3 相の場合は 1 サイクルで 6 箇所得られる。

「制御角一定パルス方式」について述べる。

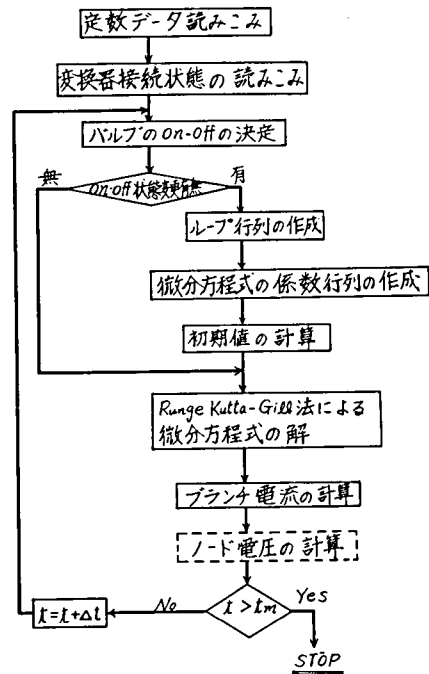
(a) バルブのオン時点

- i) 交流電圧相交点を e_1, e_2, e_3 の値から求める。
- ii) 制御角の大きさに相当する時間遅れを計算
- iii) バルブにかかっている電圧が正であることを確認してオン時点とする。

(b) バルブのオフ時点

- i) バルブ電流が負となった点をオフ時点とする。
- ii) バルブの逆電圧を計算して負である期間をカウントする。
- iii) この期間がバルブのターンオフ時間より短い場合は再びこのバルブをオンとする（強制転流失敗）。

以上の手順を組み入れて、(2.9)式をルンゲ・クッタ・ギル法により数値積分する。この計算手順を第2.3図のフロー図に示す。



第2.3図 変換器シミュレーション計算フロー図

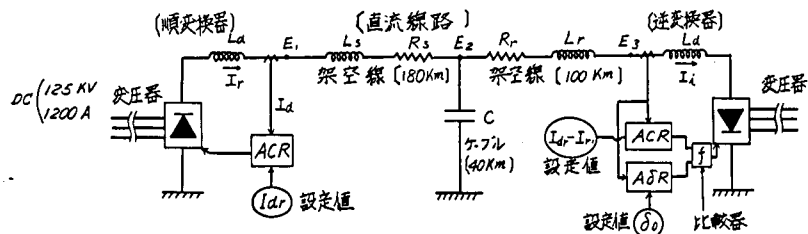
[-----]の計算は必要に応じて行なう

2.1.3 直流線路および制御系の表現

第2.4図に示す、順・逆変換器の制御系を1次遅れ特性で、直流線路をT型集中定数回路で表現した場合の直流系統の現象を解析する。

(a) 直流線路の関係式

直流線路をL, R, CよりなるT型回路として、図示のように変換器直流端子電圧 E_1 及び E_3 とから、(2.10)



第2.4図 直流送電系統ブロック

ACR：定電流制御系

AδR：余裕角一定制御系

式の微分方程式がなりたつ。

$$\left. \begin{aligned} L_s \frac{d}{dt} I_r + R_s I_r &= E_1 - E_2 \\ L_r \frac{d}{dt} I_i + R_r I_i &= E_2 - E_3 \\ C \frac{d}{dt} E_2 &= I_r - I_i \end{aligned} \right\} \quad (2.10)$$

ここで、 E_1, E_3 は第 2.1 図の 3 相ブリッジ変換器の e_4 であり、 $-I_r, I_i$ は第 2.2 図の i_4 と一致する。

この関係式の係数は第 2.2 表に p.u 値で示す。この p.u の換算は第 2.3 表に示すように、時間スケールを電気角ラジアンで表わし、電圧・電流の基準を交流系統のベースに一致させている。

第 2.2 表 各部定数 (p.u.)

直流リアクトル L_d	5.45	
架空送電線	L_s	0.854
	R_s	0.1
	L_r	0.427
	R_r	0.055
ケーブル C	0.582	
変圧器インダクタンス L	0.156	

註： $V_n = 150/\sqrt{3}$ kV, $I_n = 1.2$ kA.

(b) 制御系の数式表現

直流系統の基本制御として主に採用されている定電流制御と余裕角一定制御を、それぞれ一次遅れ特性として以下のよう
に数式で表現する。

第 2.3 表 p.u. 値の換算表

項目	MKS 単位	p.u. 値
時間	t (s)	$\tau = 2\pi f_0 \cdot t$ (rad)
電流	I (Amp.)	$i = I/I_n$
電圧	V (V)	$v = V/V_n$
抵抗	R (Ω)	$r = R/R_s = R \cdot I_n/V_n$
インダクタンス	L (H)	$l = L \cdot 2\pi f_0 \cdot I_n/V_n$
キャパシタンス	C (F.)	$c = C \cdot 2\pi f_0 \cdot V_n/I_n$

(註) I_n : 電流基準値 (Amp.), V_n : 電圧基準値 (V)
 f_0 : 交流系統の周波数 (Hz)

(i) 定電流制御

$$\left. \begin{aligned} \alpha &= \frac{K_c}{1 + T_c \cdot p} (i_d - I_{do}) && \text{〔順変換器〕} \\ \alpha' &= \frac{K_c}{1 + T_c \cdot p} (i_d' - I_{do} + I_{dm}) && \text{〔逆変換器〕} \end{aligned} \right\} \quad (2.11)$$

(ii) 余裕角一定制御

$$\cos \beta = \frac{1}{1 + T_d \cdot p} \cdot \left(\cos \delta_0 - \frac{\sqrt{2} \times i_d'}{E_{ac}} \right) \quad (2.12)$$

ここで I_{do} は直流電流設定値。 I_{dm} は電流マージン、 $\beta = \pi - \alpha'$ 、 δ_0 は余裕角設定値である。

2.2 直流系統の事故に対する解析例

前節で述べた直流系統の数式表現法を用いて、前述の直流系統の事故として、順・逆変換器の失弧、直流線路の地絡、順変換器の端子短絡、逆変換器の負荷遮断について電子計算機による解析を行ない、当所基礎研究用サイリスタ変換装置による実験結果との対比により新しく導出した手法の実証を行なった。さらに、従来用いられてきた変換器の定常特性による表現法との比較を行ないその差異を明らかにした。

2.2.1 順・逆変換器の失弧

逆変換器における失弧は、交流電圧の低下または歪みによって発生する転流失敗と同様の現象であり、一時的に逆変換器の直流電圧が低下する。また順変換器の失弧は現在用いられているサイリスタ変換器ではほとんど発生することはないが、発生した場合には逆変換器と同様、一時的に順変換器の直流電圧が低下する。これらの現象はいずれも直流系統内の共振現象を発生させる可能性があるため、その過電圧・過電流が直流系統の設計上重要となる。

(a) 逆変換器の失弧（転流失敗）

逆変換器の1バルブにおいて失弧が発生した場合の、直流系統の各部の電圧及び電流の応答を第2.5図に示す。この図において実線は計算結果、一点鎖線は実験結果を示す。この図から直流電圧・電流の振動周期がほぼ一致していることがわかるが、振動のピーク値および減衰時定数については、計算結果のほうが実験結果よりもいくらか大きくなっている。これは模擬装置の順・逆変換器の内部電圧降下（定格の小さい装置ほどその比率が大きい）や制御装置の

ための検出回路による損失などによるダンピング効果が実機より大きいことに起因する。

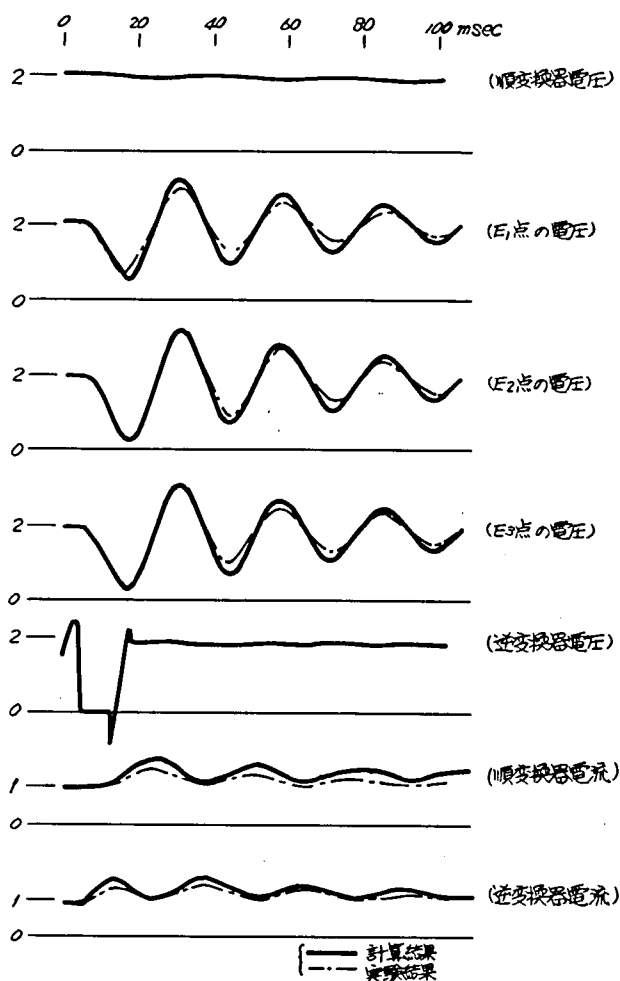
なお、現在実用の大容量変換器では、これらの効果は無視しうる程度のものである。

次に、従来用いられてきた定常特性による表現法（附録1参照）と新しく開発した断続回路による表現法との差異を第2.6図(a),(b)に示す。(a)図には定電流制御（ACR: Automatic Current Regulator）が働かない場合を、(b)図にはACRが働いた場合を示す。この図から明らかのように、直流電圧の振動のピーク値はほぼ一致しているが、振動周期は定常特性による結果（破線）のほうが断続回路による結果（実線）よりも短い。この理由は断続回路表現では変換器用変圧器のリアクタンスがインダクタンス分として加味されているのに対して、定常特性表現では変換器の等価抵抗としてしか考慮されていないため、またパルプのスイッチングによる遅れが考慮されていないためである。

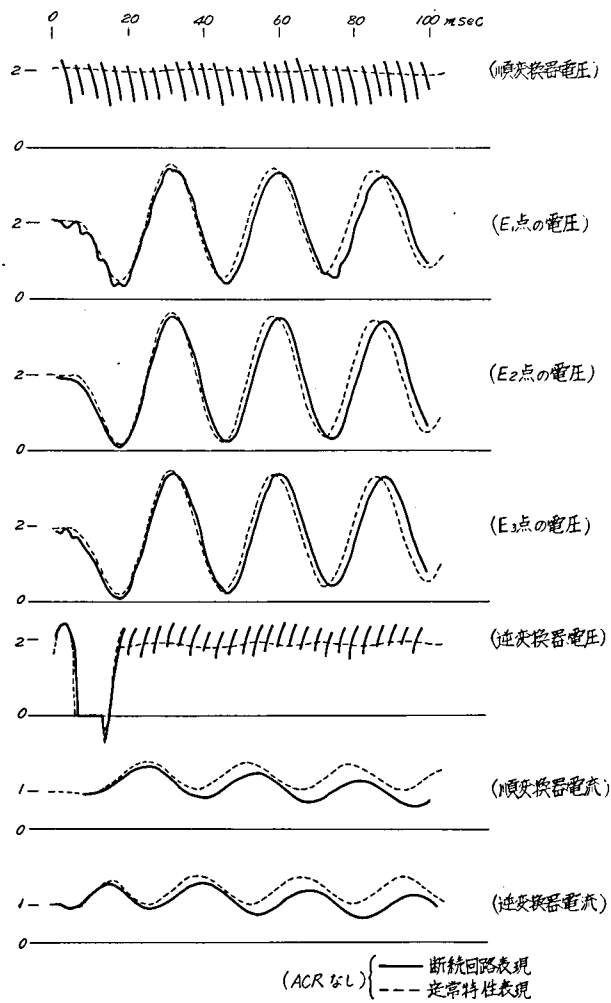
(b) 順変換器の失弧

逆変換器の場合と同様に順変換器の1パルプに失弧が発生した場合を解析する。第2.7図に示す計算結果と実験結果との比較から、直流電圧の振動については、周期がほぼ一致しているが、振動ピークおよび減衰時定数については、計算結果（実線）のほうが実験結果よりもダンピングが効いていないことがわかる。このことは先に述べたと同様、順・逆変換器の内部電圧降下および検出回路によるものである。

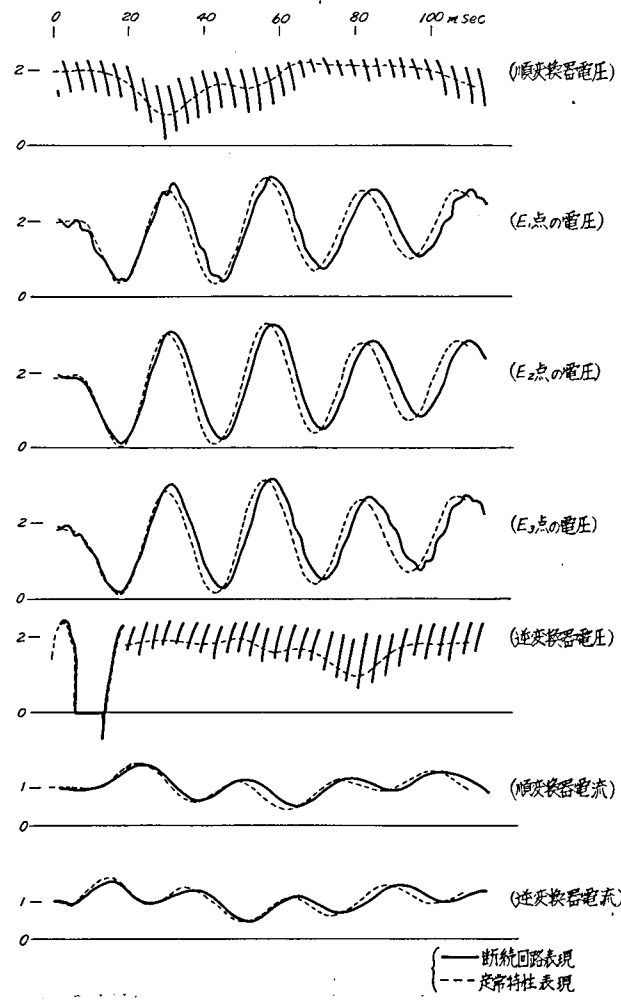
一方定常特性により変換器を表現した場合との差異は、第2.8図(a),(b)に示すように、振



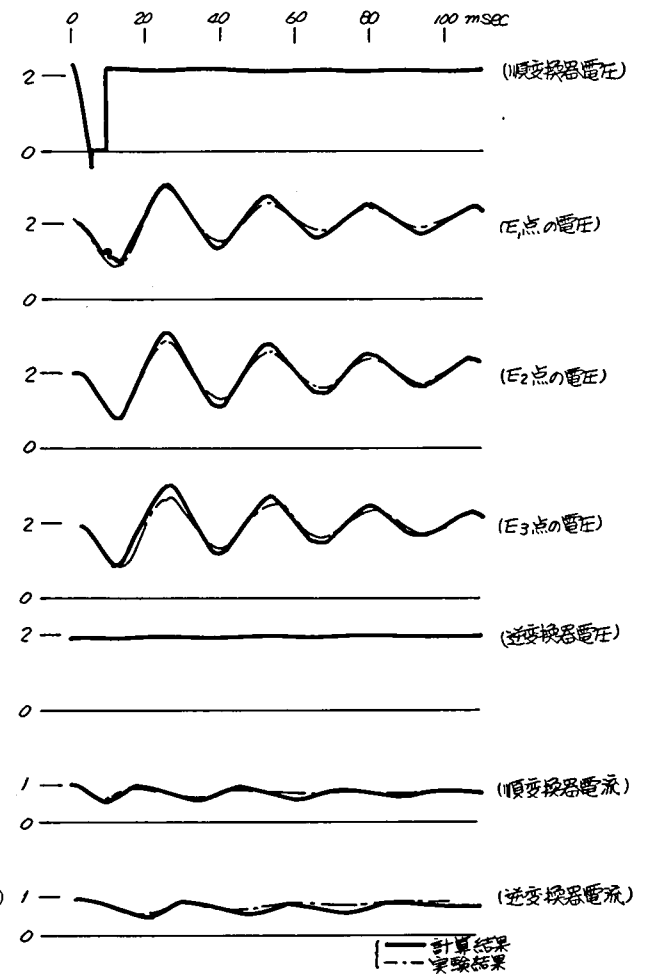
第2.5図 逆変換器失弧時の計算結果と実験結果の比較



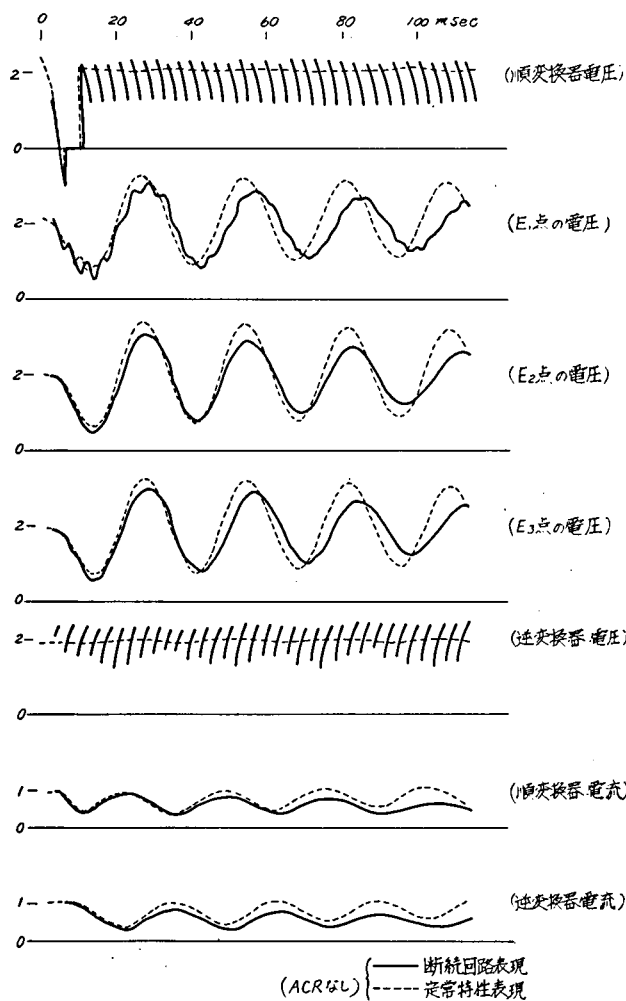
第 2.6 図(a) 逆変換器失弧時の電圧・電流波形



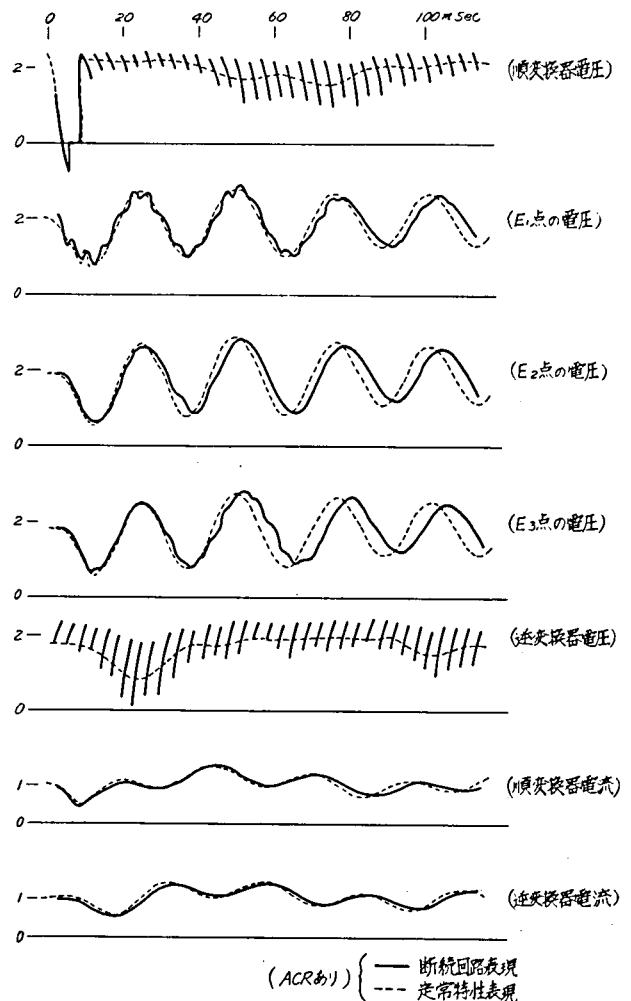
第 2.6 図(b) 逆変換器失弧時の電圧・電流波形



第 2.7 図 順変換器失弧時の計算結果と実験結果の比較



第 2.8 図(a) 順変換器失弧時の電圧・電流波形



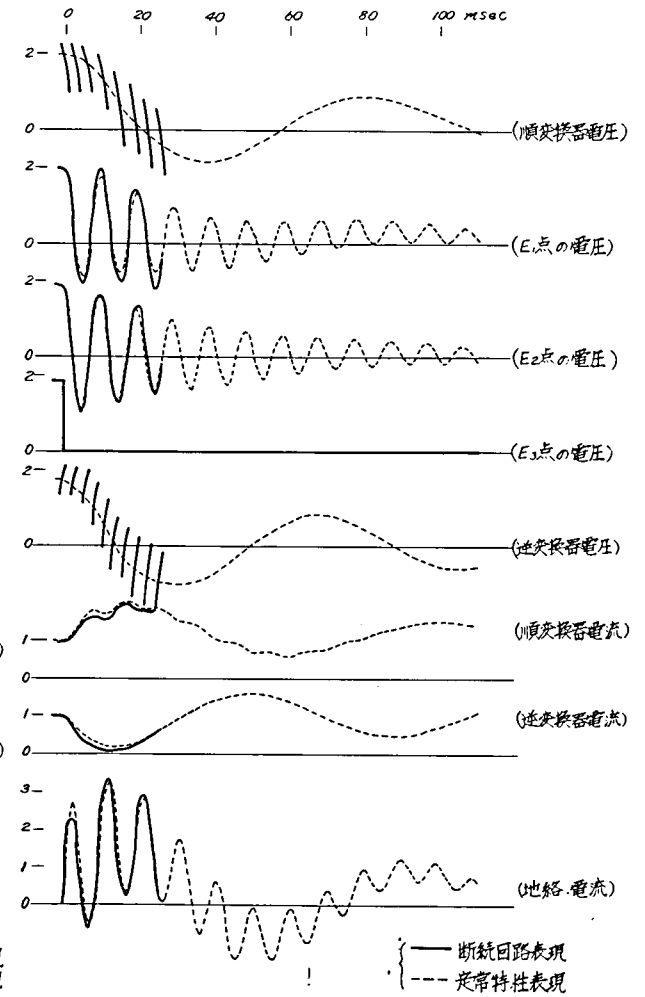
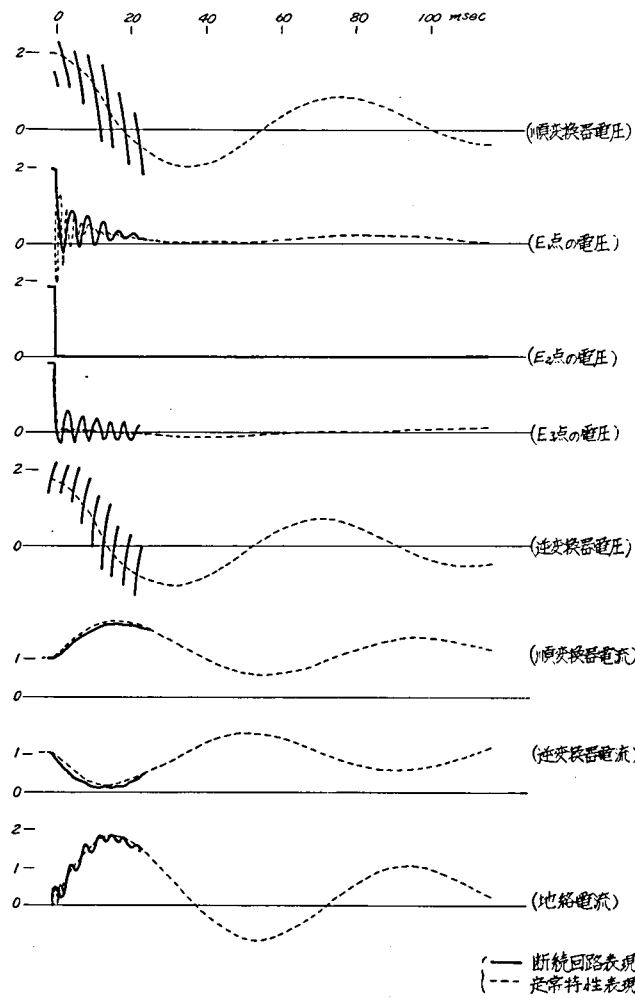
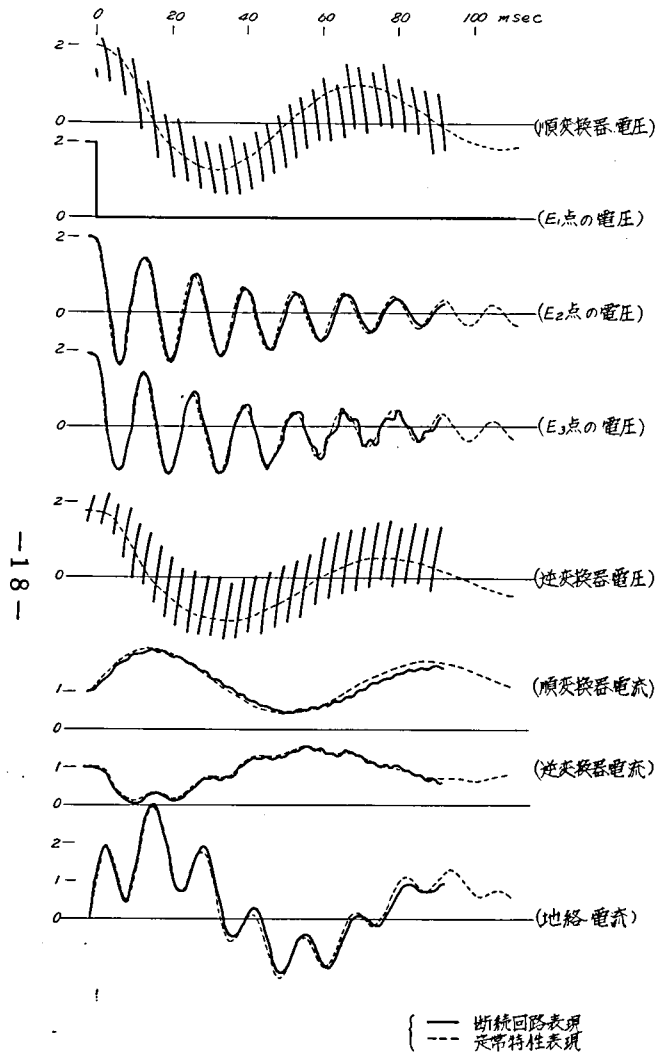
第 2.8 図(b) 順変換器失弧時の電圧・電流波形

動周期が定常特性表現（破線）のほうが断続回路表現（実線）よりも小さい。このことも先に示したと同様，変換器用変圧器のリアクタンス分，およびバルブのスイッチングの遅れによるものである。

2.2.2 直流線路の地絡

直流線路の地絡事故は架空送電線を有する直流系統では，発生頻度が高いものと考えられ，交流系統の擾乱による転流失敗に次ぐものである。このため直流線路の地絡事故の解析は直流系統の設計上重要なものと考えられる。

第 2.4 図の E_1 , E_2 , E_3 の各点で地絡事故が発生した場合の計算結果を第 2.9 図 (a) , (b) , (c) に示し，実験結果の一例を第 2.10 図に示す。先ず計算結果と実験結果との対比を第 2.4 表に示す。この表から明らかなように変換器過電流倍数の差は ± 0.1 でかなり良く一致してい



第 2.9 図(a) 直流線路地絡時の電圧・電流 (E₁ 点で地絡)

第 2.9 図(b) 直流線路地絡時の電圧・電流 (E₂ 点で地絡) 第 2.9 図(c) 直流線路地絡時の電圧・電流 (E₃ 点で地絡)

第 2.4 表 直流線路地絡時の対比

事故点	変換器過電流倍数		地絡電流 ピーク値	直流線路電圧ピーク値			振動周波数
	I_r	I_i		E_1	E_2	E_3	
E_1	2.05	0.04	3.0	0	-0.71	-0.60	72.0
	1.95	—	2.7	0	-0.52	-0.47	58.3
E_2	1.95	0.10	1.85	-0.16	0	-0.17	?
	2.0	—	2.3	-0.28	0	-0.39	162~167
E_3	2.0	0.05	3.3	-0.52	-0.68	0	101.3
	2.1	—	3.0	0.54	-0.51	0	84.0

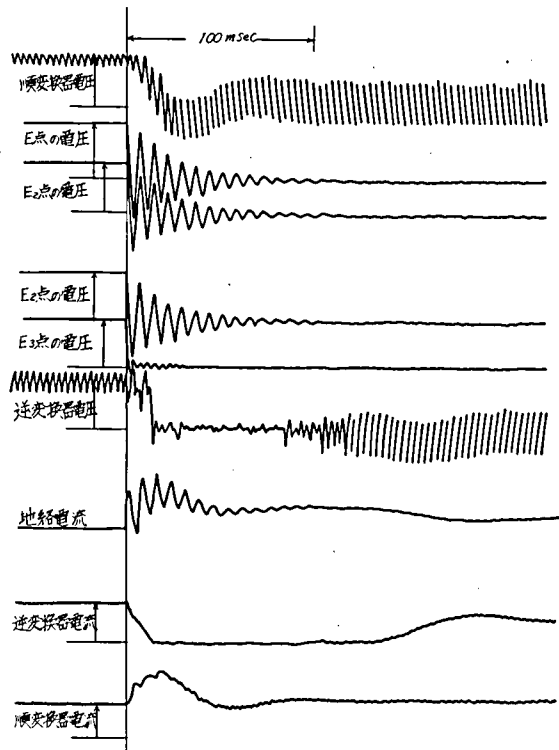
(註) 1. 上段は断続回路表現による計算結果, 下段は実験結果を示す。

2. —は逆変換器断続のため直流電流が0となっている。

ることがわかるが, 地絡電流ピーク値および線路電圧ピーク値についてはいくらか差異が見られる。この差異は第 2.9 図(c)と第 2.10 図を比較して明らかなように, 逆変換器が断続状態となっているためである。すなわち, 地絡事故発生によって逆変換器直流電流が低下し, 定電流制御が十分に動作すれば, 第 2.9 図(c)のように直流電流が共に戻るが, 定電流制御が不具合の場合は第 2.10 図のように一度直流電流が断続することになる。

次に, 定常特性による表現法との比較を行なう。第 2.9 図(a)~(c)の実線と破線との対比から, 各部の振動波形はほぼ一致していると言えるが, 共振周期については, 定常特性表現(破線)のほうが断続回路表現(実線)よりも短くな

っている。このことは前節でも述べたように, 変換器用変圧器のリアクタンスの取り扱い方の相違, およびバルブのスイッチング遅れの有無によるものと言える。



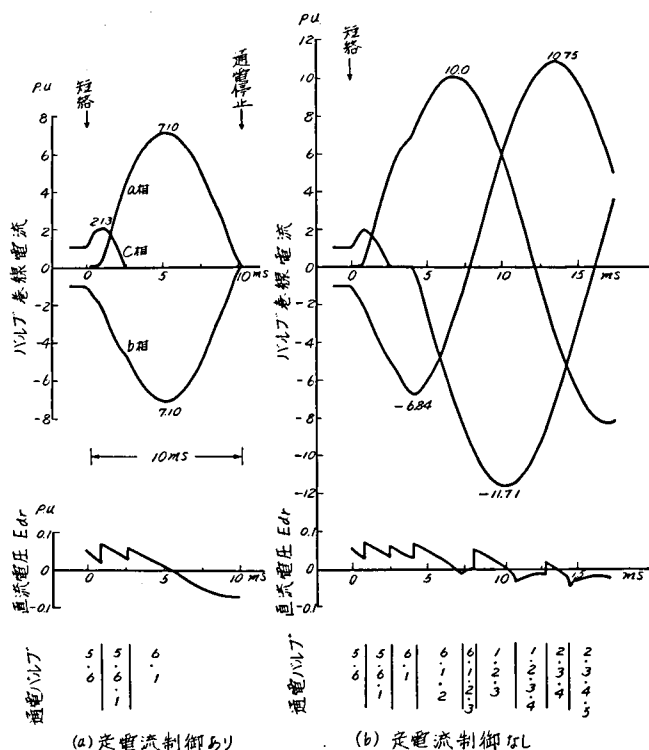
第 2.10 図 直流線路の地絡 (E_3 点の近く) [実験結果]

2.2.3 順変換器の端子短絡

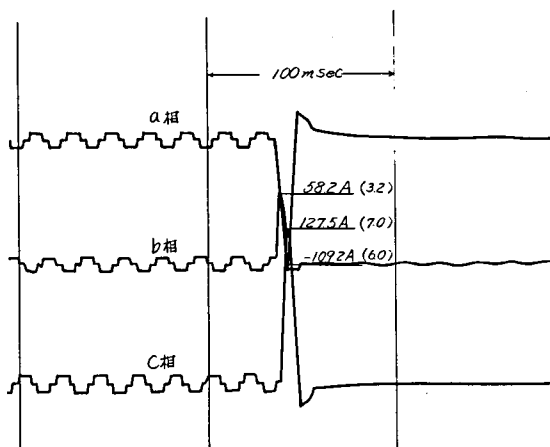
順変換器の端子短絡は、変換器の過電流倍数 (CDF: Current Design Factor) を決定する上で重要な事故であり、この事故は従来の定常特性の表現法では解析しえないものである。すなわち、この事故中における変換器の転流モードは、定常特性のそれとは異なり、転流期間が 60° 以上のパルスが見られる。このような現象は交流電圧の低下時にも見られるが、直流系統の事故では、順変換器の端子短絡と順変換器パルブのアーム短絡である。順変換器の端子短絡とアーム短絡は同一の現象と見ることができる。

第 2.1.1 図 (a) (b) に順変換器の端子短絡時の変換器用変圧器 2 次巻線 (パルブ巻線) 電流と通電パルブの番号を示す。(a) 図は定電流制御 (ACR) が働く場合で、制御角が 90° 以上となるため半サイクル後に通電停止となる。一方 (b) 図は ACR が働かないため、通電が順次継続して、過電流倍数は定格電流の 1.1 倍以上となる。

計算結果と実験結果の対比を行なうため、第 2.1.2 図にアーム短絡時のパルブ電流を示す。この場合 ACR が働いているため半サイクル後に通電停止となり、第 2.1.1 図 (a) に示した現象と同様である。また過電流倍数も計算



第 2.1.1 図 順変換器端子短絡時の過電流



第 2.1.2 図 アーム短絡時のパルブ電流

- 定格直流電流 18.4 A
- 変圧器インピーダンス 20% (自己ベース)
- () 内は定格直流電流による倍数

結果では最大 7.1 倍，実験結果では最大 7.0 倍と良く一致することがわかる。

2.2.4 逆変換器の負荷遮断

逆変換器の交流系統において，変換器側に交流フィルタ，並列コンデンサまたは交流線路を残して，交流電源が遮断された場合，逆変換器のバルブ巻線電流によって交流フィルタ，並列コンデンサまたは交流線路が，充電・放電を繰り返して交流電圧を生じる。この交流電圧によって変換器バルブおよび直流線路に過電圧を生じることがある。この現象を解析したものを第 2.13 図に示す。

①実線はパルス

位置を交流電源からとるもので，

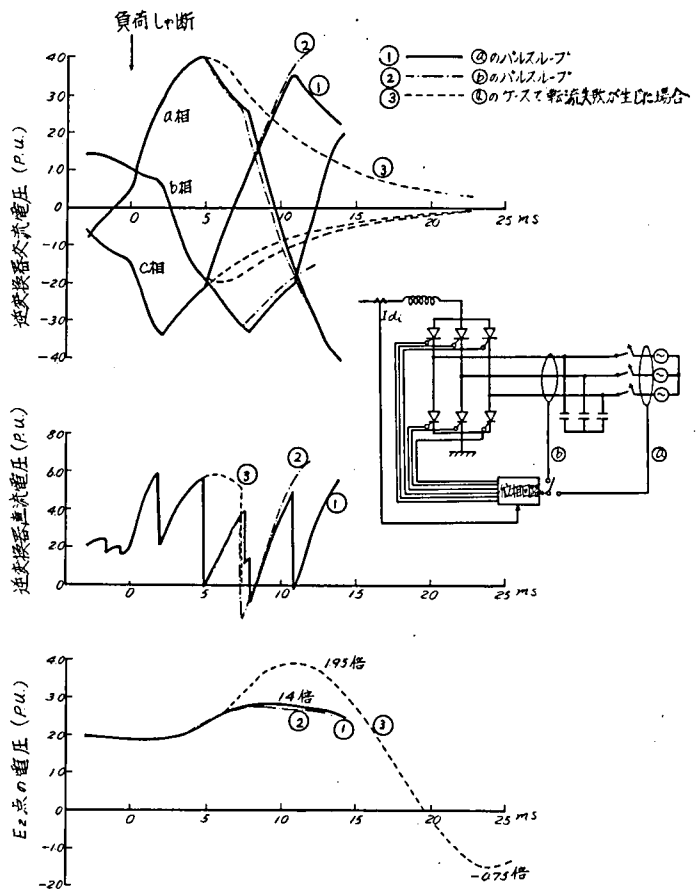
②一点鎖線はコンデンサ等の電圧からとっている場合で両者の過電圧に与える差異はほとんどない。一方実線のケースで転流失敗に致

るものを③破線で示すが，この場合交流電圧は最大 4 倍，直流線路電圧は 2 倍の過電圧となる。

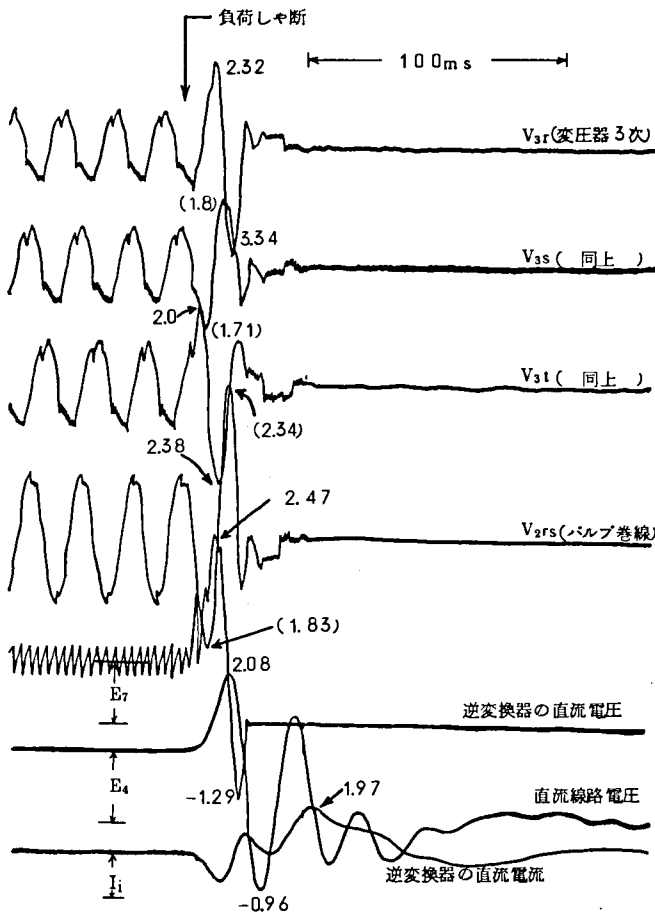
③のケースの実験結果を第 2.14 図に示す。この図から交流電圧は最大 3.3 倍，直流線路電圧は 2.1 倍の過電圧となり，計算結果と良く一致していることがわかる。

以上の解析はコンデンサ容量を直流電力の 3.0 % とした場合であるが，容量を 7.5 ~ 45 % と変えた場合の，③のケースでの直流線路の過電圧倍数を第 2.15 図に示す。この図に示すように過電圧倍数は容量が大きくなるほど小さくなる

ことがわかる。



第 2.13 図 逆変換器の負荷しゝ断時の過電圧

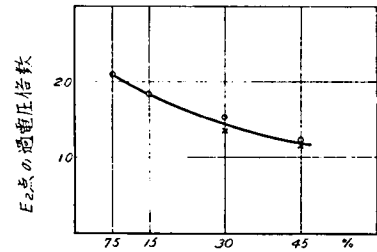


第 2.14 図 逆変換器の出力側負荷しゃ断時の過電圧・過電流(ただし、変圧器 3 次巻線に交流フィルタがある場合)

2.3 解析手法についての考察

グラフ理論の適用による順・逆変換器の断続回路表現法を用いて、直流系統における順・逆変換器の失弧、直流線路の地絡、順変換器の端子短絡、逆変換器の負荷遮断の事故について解析した結果、以下の結論を得た。

- (1) 計算結果と実験結果の対比を行なった結果、いずれの事故についても、かなり良く一致することが確かめられた。
- (2) 新しく開発した手法は、順変換器の端子短絡のような、転流モードが定常時と大きく異なる事故や、逆変換器の負荷遮断のような、交流電圧が不平衡となる場合にも十分適用しうる。
- (3) 順・逆変換器の失弧および直流線路の地絡について、新しく開発した変換器の断続回路に



第 2.15 図 逆変換器負荷しゃ断時における E₂ 点の過電圧倍数

(○は最大値)
(×は最小値)
%値は交流フィルタ並列コンデンサの変換器容量に対するものを示す。

よる表現法と、従来用いられてきた定常特性による表現法を比較検討した結果、変換器用変圧器の取り扱い方およびバルブのスイッチング遅れによる差異が確かめられた。すなわち定常特性による表現法では、変圧器リアクタンスを順・逆変換器の等価抵抗としてしか取り扱っていない、またバルブのスイッチングによる遅れを考慮していない。断続回路表現では、これらは十分に考慮されている。

最後に直流系統の動特性解析のための、順・逆変換器の表現法の適用についての結論は以下の通り。

- (1) 順変換器の端子短絡、逆変換器の負荷遮断など、転流モードが大幅に変化する現象や交流電圧不平衡の現象には、断続回路表現しか用いることが出来ない。
- (2) 順・逆変換器の失弧、直流線路の地絡など転流モードが変化しない現象には、定常特性を用いることが可能であるが、変圧器リアクタンス、バルブのスイッチングによる遅れを充分考慮する必要がある。

附録 1 定常特性による順・逆変換器の解析

附 1.1 順・逆変換器の定常特性表現

3相ブリッジ変換器の直流電圧(平均値) E_d は、交流電圧が3相平衡状態で定常時には交流線間電圧(実効値) E_{ac} 、転流リアクタンス X_c および制御角 α によって、(附1.1)式に示すように、直流電流 I_d の垂下特性によって表現することができる。

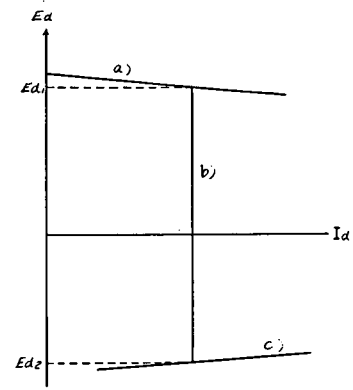
$$E_d = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} \cdot E_{ac} \cdot \cos \alpha - \frac{3X_c}{\pi} \cdot I_d \quad (\text{附 1.1})$$

この定常特性は変換器の運転状態に応じて、附 1.1 図に示すように分類されてきたが、制御系の特性を組み入れた解析では(附 1.1)式のみで十分表現することができる。すなわち附 1.1 図の(a)の特性は制御角 α を一定に保った特性であり、(b)は定電流制御の理想的な特性、(c)は余裕角一定の特性でそれぞれ以下のように表現しうる。

$$E_d = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} \cdot E_{ac} \cdot \cos \alpha_0 - \frac{3X_c}{\pi} \cdot I_d \quad (\text{附 1.1 a})$$

$$E_d = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} \cdot E_{ac} \cdot \cos \alpha - \frac{3X_c}{\pi} \cdot I_{d0} \quad (\text{附 1.1 b})$$

$$E_d = -\frac{3\sqrt{2}}{\pi} \cdot E_{ac} \cdot \cos \delta_0 + \frac{3X_c}{\pi} \cdot I_d \quad (\text{附 1.1 c})$$



附 1.1 図 交直変換器の定常特性

- a) 制御角一定特性
- b) 電流一定特性
- c) 余裕角一定特性

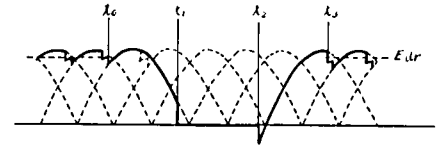
しかるに、変換器の制御系はフィードバックループを構成しているため、制御偏差による特性の変化が生ずる。このため定電流制御においては(b)のような理想的な特性を持つことはほとんどなく、いくらか傾斜した特性となる。このため変換器の過渡解析のためには制御系の特性と(附 1.1)式を組み合わせた特性とする。

附 1.2 変換器事故時の直流電圧

前節では正常に運転している変換器の直流電圧特性について述べたが、転流失敗や失弧時には一時的に直流電圧が低下して前述の表現では表現しえなくなる。このためにサイリスタ変換器で発生する事故として、順・逆変換器の失弧時の直流電圧の表現法として参考文献(14)に提案されている手法を用いて、直流電圧の瞬時値を表わす方法について述べる。

(a) 逆変換器の失弧 (転流失敗)

転流失敗時の直流電圧の波形は附 1.2 図のように表わされる。この電圧波形の瞬時値 e_d は (附 1.2) 式で表現しうる。



附 1.2 図 逆変換器失弧時の直流端子電圧

[$t_0 < t < t_1$] の期間

$$e_d = \sqrt{2} E_{ac} \cdot \sin \left(t - t_0 + \frac{\pi}{3} - \delta \right)$$

[$t_1 < t < t_2$] の期間

$$e_d = 0$$

[$t_2 < t < t_3$]

$$e_d = \sqrt{2} E_{ac} \sin \left(t - t_0 + \frac{2\pi}{3} - \delta \right)$$

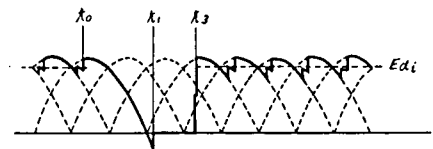
(附 1.2)

$$\text{ここで } t_1 = t_0 + \frac{2\pi}{3} - u, \quad t_2 = t_0 + \frac{4\pi}{3}, \quad t_3 = t_0 + 2\pi - u$$

上記の期間以外では直流電圧は (附 1.1) 式の定常特性で表わされるとする。

(b) 順変換器の失弧

順変換器失弧時の直流電圧波形は上記の場合と同様に附 1.3 図に示す。この電圧の瞬時値も (附 1.3) 式に示すように時間間隔ごとに表わされる。



附 1.3 図 順変換器失弧時の直流端子電圧

[$t_0 < t < t_1$] の期間

$$e_d = \sqrt{2} E_{ac} \sin \left(t - t_0 + \frac{\pi}{3} + \alpha + u \right)$$

[$t_1 < t < t_2$] の期間

$$e_d = 0$$

(附 1.3)

$$\text{ここで } t_1 = t_0 + \frac{2\pi}{3} - u, \quad t_2 = t_0 + \pi - u$$

この場合も上記の期間以外での変換器の特性は (附 1.1) 式の定常特性で表わす。

第3章 並列コンデンサ投入時の逆変換器の転流失敗の解析

我国で初めてサイリスタを用いた直流送電設備である佐久間サイリスタ試験所に於いて、並列コンデンサ投入時の波形歪みによる逆変換器の転流失敗が報告されている。この波形歪みによる転流失敗により、1時的(1サイクル以内)に直流電圧が低下する場合と、直流系統の保護動作により直流系統が1定時間(数100 msec)停止する場合がある。

このような交流系統の過渡現象が直流系統の順・逆変換器の転流に与える影響を解析することは、交直連系々統の安定運転を確保する上で重要な課題である。この課題については、従来精度よく解析する手段がなく、ほとんど解析されていなかった。

この章では、交流系統の過渡現象が直流系統の動作に与える影響を解析する手法の誘導について述べ、この手法を適用して、交流系統の並列コンデンサ投入時の逆変換器の転流失敗現象を解明し、その防止対策を明らかにした。この解析手法は、前章で述べた断続回路の数式表現と、新たに開発したグラフ理論を用いた交流系統の過渡現象解析法とを結びつけたものである。なおこの解析手法は、交流系統の過渡現象が直流系統の順・逆変換器の転流に与える影響を解析するのに有用である。

3.1 グラフ理論による交直連系系統の解析手法

前章の解析では、順・逆変換器にかかる交流電圧は平衡3相交流電圧であると仮定したが、交流電圧が歪んで不平衡となった場合の、順・逆変換器の動作の解析には、交流系統についても、交流フィルタを含む交流系統の微分方程式をたて交流電圧の瞬時値を求める必要がある。このためには交流系統のネットワークならびに交流フィルタに対して微分方程式を合理的にたて、かつネットワークの変更に応じて自由度のある微分方程式のたて方が必要である。本節では交流フィルタを含めた交流系統にグラフ理論の適用をはかり、前章で述べた変換器の断続回路表現と組み合わせた。交直連系系統の過渡現象の解析手法について述べる。

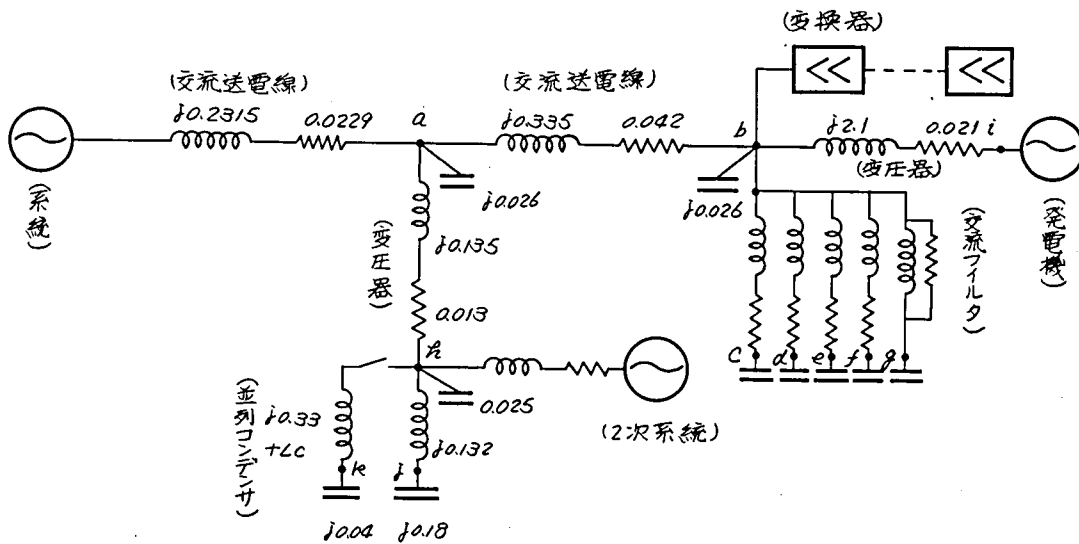
3.1.1 交流系統および交流フィルタの数式表現

交流系統の過渡現象の取り扱い方としては、送電線を分布定数回路として表現する方法と集中定数回路で表現する方法とがある。前者は開閉サージ、雷サージ等の進行波現象の解析に適し、後者は周波数の低い過渡現象に適している。順・逆変換器の転流現象は電気角で10数度即ち1 msec程度の現象である。したがって、順・逆変換器の転流に対する過渡現象の解析に

は、交流系統は集中定数で表現する。以下、交流フィルタ、変圧器、並列コンデンサ、交流送電線、発電機を集中定数回路として取り扱う。

(1) 交流系統のグラフ表現

まず、解析の対象とする系統を第 3.1 図に示す。この系統図には 1,000 MVA・27.5 kV をベースとした各部の定数も同図に示す。この回路の基本関係式を誘導するためのグラフ表現として次のように仮定する。すなわち、a) インダクタンスと抵抗のブランチはトリートブランチ

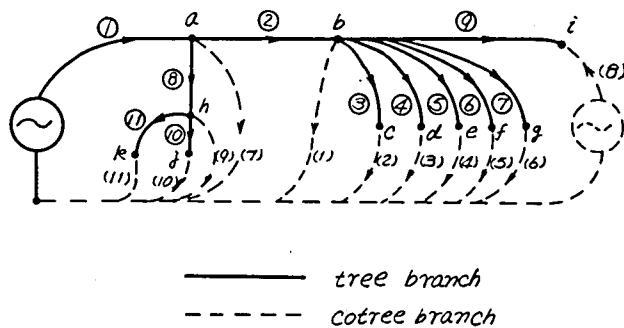


第 3.1 図 交直連系系統と定数 (1,000 MVA , 27.5 kV)

とする。b) キャパシタンスはコトリートブランチとする。c) 電源のグラフ表現は、1つの電源をトリートブランチの電圧源とし、他の電源はコトリートブランチとする。d) 3相回路の各相のインダクタンスおよびキャ

パシタンスはそれぞれ自己および相互成分で表わす。e) 直流回路からの電流はコトリートの電流源とする。以上の仮定のもとに第 3.1 図をグラフで表わすと第 3.2 図となる。このグラフにより回路方程式をたてる。

(附録 2 参照)



第 3.2 図 交流回路のグラフ表現

第 3.2 図に示すグラフのトリーブランチについての接続行列 $[A_T]$ 、およびコトリーブランチの接続行列 $[A_C]$ は、それぞれ (3.1) (3.2) 式で表わされる。

$$[A_T] = \begin{matrix} & \begin{matrix} a & b & c & d & e & f & g & h & i & j & k & l \end{matrix} \\ \begin{matrix} \textcircled{1} \\ \textcircled{2} \\ \textcircled{3} \\ \textcircled{4} \\ \textcircled{5} \\ \textcircled{6} \\ \textcircled{7} \\ \textcircled{8} \\ \textcircled{9} \\ \textcircled{10} \\ \textcircled{11} \\ \textcircled{12} \end{matrix} & \begin{pmatrix} 1 & & & & & & & & & & & \\ -1 & 1 & & & & & & & & & & \\ & -1 & 1 & & & & & & & & & \\ & -1 & & 1 & & & & & & & & \\ & -1 & & & 1 & & & & & & & \\ & -1 & & & & 1 & & & & & & \\ & -1 & & & & & 1 & & & & & \\ -1 & & & & & & & 1 & & & & \\ & -1 & & & & & & & 1 & & & \\ & & & & & & & -1 & & 1 & & \\ & & & & & & & -1 & & & 1 & \\ & & & & & & & -1 & & & & 1 \end{pmatrix} \end{matrix} \quad (3.1)$$

$$[A_C] = \begin{matrix} & \begin{matrix} a & b & c & d & e & f & g & h & i & j & k & l \end{matrix} \\ \begin{matrix} (1) \\ (2) \\ (3) \\ (4) \\ (5) \\ (6) \\ (7) \\ (8) \\ (9) \\ (10) \\ (11) \end{matrix} & \begin{pmatrix} & -1 & & & & & & & & & & \\ & & -1 & & & & & & & & & \\ & & & -1 & & & & & & & & \\ & & & & -1 & & & & & & & \\ & & & & & -1 & & & & & & \\ -1 & & & & & & -1 & & & & & \\ & & & & & & & & 1 & & & \\ & & & & & & & & & 1 & & \\ & & & & & & & & & & -1 & \\ & & & & & & & & & -1 & & \\ & & & & & & & & & & -1 & \end{pmatrix} \end{matrix} \quad (3.2)$$

ここで 1 はノードに入るブランチ，-1 はノードから出るブランチを表わし，空白は 0 である。

これら 2 つの接続行列からループ行列およびカットセット行列が得られる。ループ行列 $[L_f]$ とブランチ電圧ベクトル $[V_b]$ を用いてキルヒホッフ第 2 則は (3.3) 式で表わされる。

$$[L_f]^t \cdot [V_b] = 0 \quad (3.3)$$

またカットセット行列 $[Q_f]$ とブランチ電流ベクトル $[I_b]$ とで (3.4) 式の関係がなりたつ。

$$[Q_f]^t \cdot [I_b] = 0 \quad (3.4)$$

これはキルヒホッフ第1則を拡張したものでカットセットの電流の出入りを総和したものは0となることを示す。これら $[L_f]$ と $[Q_f]$ はトリーに対応する部分とコトリーに対応する部分の部分行列に分解することができ、(3.5)(3.6)式のように表わすことができる。

$$[L_f] = \begin{Bmatrix} [L_0] \\ [U] \end{Bmatrix} \quad (3.5)$$

$$[Q_f] = \begin{Bmatrix} [U] \\ [Q_0] \end{Bmatrix} \quad (3.6)$$

ここで $[L_0]$ 、 $[Q_0]$ は特性部分と呼ばれ、 $[Q_0] = -[L_0]^t = [A_0] \cdot [A_T]^{-1}$ なる関係がなりたつ。また $[U]$ は単位行列である。

以上(3.3)と(3.4)の関係式に $[V_b] = \begin{Bmatrix} [V_T] \\ [V_0] \end{Bmatrix}$ 、 $[I_b] = \begin{Bmatrix} [I_T] \\ [I_0] \end{Bmatrix}$ を代入し、(3.5)

(3.6)式を考慮して、

$$[L_0]^t \cdot [V_t] = -[V_0] \quad (3.7)$$

$$[Q_0]^t \cdot [I_0] = -[I_t] \quad (3.8)$$

なる関係がなりたつ。ここで $[V_t]$ ・ $[V_0]$ および $[I_t]$ 、 $[I_0]$ はそれぞれトリーブランチ、コトリーブランチの電圧、電流ベクトルである。

(2) 微分方程式の作成

一方先に述べた仮定により、トリーブランチはインダクタンスと抵抗および電圧源からなっていると仮定しているため、 $[V_t]$ 、 $[I_t]$ に関しては(3.9)式の関係式がなりたつ。

$$[V_t] = [L] \cdot \frac{d}{dt} [I_t] + [R] \cdot [I_t] - [E_t] \quad (3.9)$$

ここで $[L]$ 、 $[R]$ は各ブランチのインダクタンスおよび抵抗を要素とした正方行列である。

$[E_t]$ は電圧源ベクトルである。

またコトリーブランチに対しては(3.10)式がなりたつ。

$$[I_0] = [C] \cdot \frac{d}{dt} [V_0] - [J_0] \quad \text{または} \quad [V_0] = [E_0] \quad (3.10)$$

ここで $[C]$ はキャパシタンスを要素とする正方行列 $[J_0]$ 、 $[E_0]$ は電流源電圧源ベクトル。以上(3.9)式および(3.10)式を基本関係式として解けばよいが、方程式2つに変数が4つであるため、(3.7)(3.8)式を用いて(3.9)式の $[V_t]$ 、 $[I_t]$ を消去する。先ず、(3.8)式を(3.9)式に代入して、(3.11a)式が得られる。

$$[V_t] = -[L] \cdot \frac{d}{dt} ([Q_c]^t \cdot [I_c]) - [R] \cdot ([Q_c] \cdot [I_c]) - [E_t] \quad (3.11 a)$$

さらに (3.7) 式を (3.10) 式に代入して (3.11 b) 式が得られる。

$$[I_c] = -[C] \frac{d}{dt} ([L_c]^t [V_t]) - [J_c] \quad (3.11 b)$$

また $[L_c]^t$ が非特異のとき $[I_c]$ および $[V_c]$ を独立変数とする微分方程式が (3.10) (3.11) 式から求められる。

$$\frac{d}{dt} [I_c] = -([L_c]^t [L] [Q_c]^t)^{-1} \{ [L_c]^t \cdot [R] \cdot [Q_c]^t \cdot [I_c] - [V_c] + [L_c]^t [E_t] \}$$

$$\frac{d}{dt} [V_c] = [C]^{-1} ([I_c] + [J_c]) \quad \text{または} \quad [V_c] = [E_c] \quad (3.12)$$

この方程式を 3 相回路の各相毎に独立にたてることにより、独立変数はコトリーブランチ数の 6 倍となり、さらに直流系統の独立変数が加わる。

計算手順は以上に述べた順に、1) 対象とする系統をグラフで表わす。2) 接続行列 $[A_T]$ $[A_C]$ を作成する。3) $[A_C] \cdot [A_T]^{-1}$ を計算して $[L_c], [Q_c]$ を求める。4) $[L], [R], [C]$ を用いて (3.11) 式または (3.12) 式の係数を計算する。3) $[E_t], [J_c], [E_c]$ を外部から与えて (3.11) 式または (3.12) 式の微分方程式を解く。

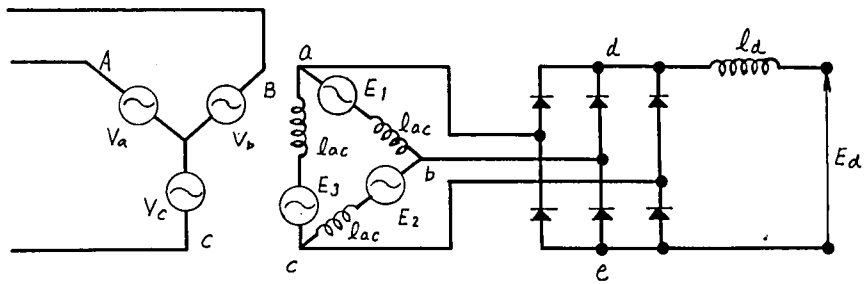
3.1.2 直流系統の表現

順・逆変換器の断続回路の解析法については第 2 章で詳細に検討を行なった。本節では変換器用変圧器の結線方式の異なる場合について、微分方程式の導出について述べる。Y-Δ 結線方式の変換器用変圧器では、各バルブにかかる電圧は 1 次側の対地電圧であるため、Y-Y 結線の線間電圧がかかる場合と異なる。

(1) 順・逆変換器のグラフ表現

第 3.3 図に示す Y-Δ 結線変圧器をもつ変換器について、変圧器の励磁電流などを無視した理想的な電圧源とリアクタンスとして取り扱い、変換器バルブはスイッチ素子と考える。このような仮定のもとに第 3.3 図を第 3.4 図のようにグラフ表現する。なお実線は変化しないリアクタンスのみのブランチで、破線はオン・オフする抵抗分のみのブランチとする。

このグラフについてトリーおよびコトリーの接続行列 $[A_T], [A_C]$ は、(3.13)(3.14) 式

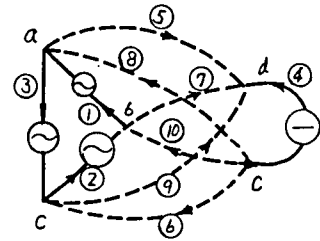


第 3.3 図 交直変換器のモデル (Y-Δ結線変圧器)

となる。

$$[A_T] = \begin{matrix} & \begin{matrix} a & b & c & d \end{matrix} \\ \begin{matrix} 1 \\ 2 \\ 4 \\ i \end{matrix} & \begin{pmatrix} 1 & -1 & & \\ & 1 & -1 & \\ & & & 1 \\ \circ & \circ & \circ & \circ \end{pmatrix} \end{matrix} \quad (3.13)$$

$$[A_C] = \begin{matrix} & \begin{matrix} a & b & c & d \end{matrix} \\ \begin{matrix} 3 \\ j \\ k \\ \vdots \end{matrix} & \begin{pmatrix} -1 & & 1 & \\ \circ & \circ & \circ & \circ \\ \circ & \circ & \circ & \circ \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \end{pmatrix} \end{matrix} \quad (3.14)$$



第 3.4 図 変換器のグラフ表現

ループ行列の作成および部分行列の分割は、第 2 章におけるものと同様に行なうことができ、ループ行列は (3.15) 式となる。

$$[L_f] = \begin{Bmatrix} -([A_C][A_T]^{-1})^t \\ [U] \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} [L_{f1}] \\ [L_{f2}] \end{Bmatrix} \quad (3.15)$$

この (3.15) 式と各ブランチの電圧・電流の関係式から、(2.9) 式とまったく同形の方程式が得られる。

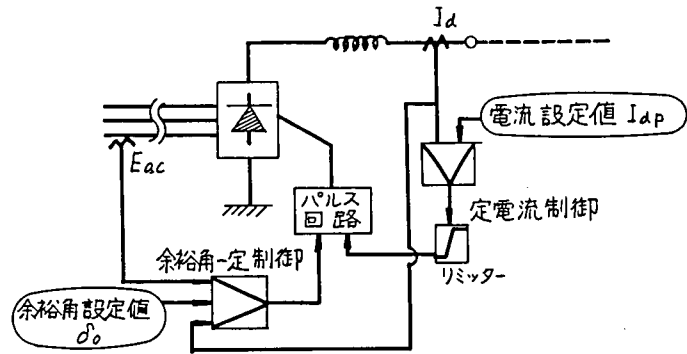
$$[L_{f1}]^t [L] [L_{f1}] \frac{d}{dt} [I_\ell] = -[L_{f2}]^t [R] [L_{f2}] \cdot [I_\ell] + [L_{f1}]^t [E_b] \quad (3.16)$$

ここで [L], [R] はリアクタンスおよび抵抗を対角要素とする対角行列である。また [E_b]

は電圧源として変圧器1次側の対地間電圧および直流電圧を要素とするベクトルである。

(2) 直流系統の制御系の取り扱い

直流系統の制御系のブロック図は第3.5図に示すように、定電流制御と余裕角一定制御を優先させて動作させる方式を採用する。それぞれの制御ブロックを1次遅れ特性で表わして、(3.17)(3.18)式とする。



第3.5図 変換所の制御ブロック図

〔定電流制御〕

$$\alpha_1 = \frac{K_c}{1 + T_c \cdot P} (I_d - I_{dp}) \quad (3.17)$$

〔余裕角一定制御〕

$$\cos \beta = \frac{K_d}{1 + T_d \cdot P} \left(\cos \delta_0 - \frac{\sqrt{2} X_{ac}}{E_{ac}} \cdot I_d \right)$$

$$\alpha_2 = \pi - \beta \quad (3.18)$$

ここで I_{dp} δ_0 は電流設定値および余裕角設定値であり、 X_{ac} は転流リアクタンス E_{ac} は交流線間電圧を表わす。

上記の α_1 と α_2 の内小さい方を制御角として用いる。

(3) 直流系統のための定数換算

交直連系系統を解析するには、交流系統の p.u.換算法と直流系統の p.u.換算法とを統一させる必要が生ずる。一般に交流系統では電圧ベースとして線間電圧 $V_n(V)$ を用い、容量ベースとしては3相一括容量 $S_n(VA)$ を用いる。この原則を直流系統に適用して、直流電圧 E_d 、直流電流 I_d および直流リアクトル L_d 、抵抗 R_d を表現することを考える。

<直流電圧> 直流電圧の p.u. 値 e_d は、変換器用変圧器2次電圧 V_n をベースにとって表わす。

$$e_d(p.u.) = E_d(V) / V_n \quad (3.19)$$

<直流電流> 直流電流の p.u. 値 i_d も交流電流のベース S_n / V_n で表わすことができる。

$$i_d(p.u.) = I_d(A) \cdot V_n / S_n \quad (3.20)$$

この場合交流電流ベースは相電流の $\sqrt{3}$ 倍になっている。

<変圧器 2 次巻線電流> 2 次巻線相電流の基本波成分 I_2 は直流電流 I_d と次の関係式で表わすことができる。

$$I_2 (\text{A}) \doteq \frac{\sqrt{6}}{\pi} I_d (\text{A}) \quad (3.21)$$

この関係式を変形して I_2 の p.u. 法による換算値 i_2 は、

$$i_2 (\text{p.u.}) \doteq \frac{\sqrt{6}}{\pi} I_d \cdot \sqrt{3} V_n / S_n = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} I_d \cdot V_n / S_n \doteq \frac{3\sqrt{2}}{\pi} \cdot i_d (\text{p.u.}) \quad (3.22)$$

となる。

<変圧器リアクタンス>

$$x_t (\text{p.u.}) = X_t (\Omega) \cdot S_n / V_n^2 \quad (3.23)$$

<直流リアクトル>

$$l_d (\text{p.u.}) = 2\pi f_0 \cdot L_d (\text{H}) \cdot S_n / V_n^2 \quad (3.24)$$

<直流線路の抵抗分>

$$r_d (\text{p.u.}) = R_d (\Omega) \cdot S_n / V_n^2 \quad (3.25)$$

以上の p.u 法をまとめて前章 2.3 表に示しているが、この方式により直流系統も交流系統と同様の取り扱いを行なうことができ、(附 1.1) 式に示す定常特性式もそのままの形で用いることができる。すなわち(附 1.1) 式の両辺を V_n で割って

$$\begin{aligned} e_d &= - \frac{3\sqrt{2}}{\pi} \cdot E_{ac}' / V_n \cdot \cos \alpha + \frac{3 X_{ac}}{\pi} \cdot I_d / V_n \\ &= - \frac{3\sqrt{2}}{\pi} \cdot e_{ac}' \cos \alpha + \frac{3}{\pi} \cdot X_{ac} S_n / V_n^2 \cdot i_d \\ &= - \frac{3\sqrt{2}}{\pi} \cdot e_{ac}' \cos \alpha + \frac{3}{\pi} X_{ac} \cdot i_d \end{aligned} \quad (3.27)$$

このように転流リアクタンス X_{ac} は変換器用変圧器のリアクタンスの p.u 値をそのまま用いればよいことがわかる。

また交直連系系統の時間のベースとして電気角(ラジアン)を単位とするため、交流系統で与えられるインピーダンス・マップをそのままインダクタンス、キャパシタンスの値として用いることができる。

3.1.3 交流系統と直流系統の結合

先に述べた交流系統の関係式(3.12)式と直流系統の関係式(3.16)～(3.18)式を同時に数値積分法によって解くことになるが、(3.12)式に対しては変換器用変圧器の2次巻線電流が電流源としてとり入れられ、(3.16)式では第3.1図のノードbの交流電圧値及び直流電圧が電圧源となる。この場合変圧器結線がY-Δ結線であるために電流源・電圧源ともに $\sqrt{3}$ 倍の換算を必要とする。

またこれらの計算に並行して変換器のバルス回路の計算を行なう必要がある。前章で述べたように交流電圧の相交点からバルス発生基準^{*}を作り、制御角に応じた遅れ時点でバルスのオン時点とする。またバルブのオフを決定するためにはバルブ電流の零時点を計算してオフとする。このオフ決定後バルブに一定時間(ターン・オフ時間)以上逆電圧が加わっていない場合には再点弧する強制転流失敗の機能も持っている。

以上の計算を行なう計算フロー図を第3.6図に示す。この計算では数個のサブプログラムを用いて計算を行なう。その主なものは、次の各部からなっている。

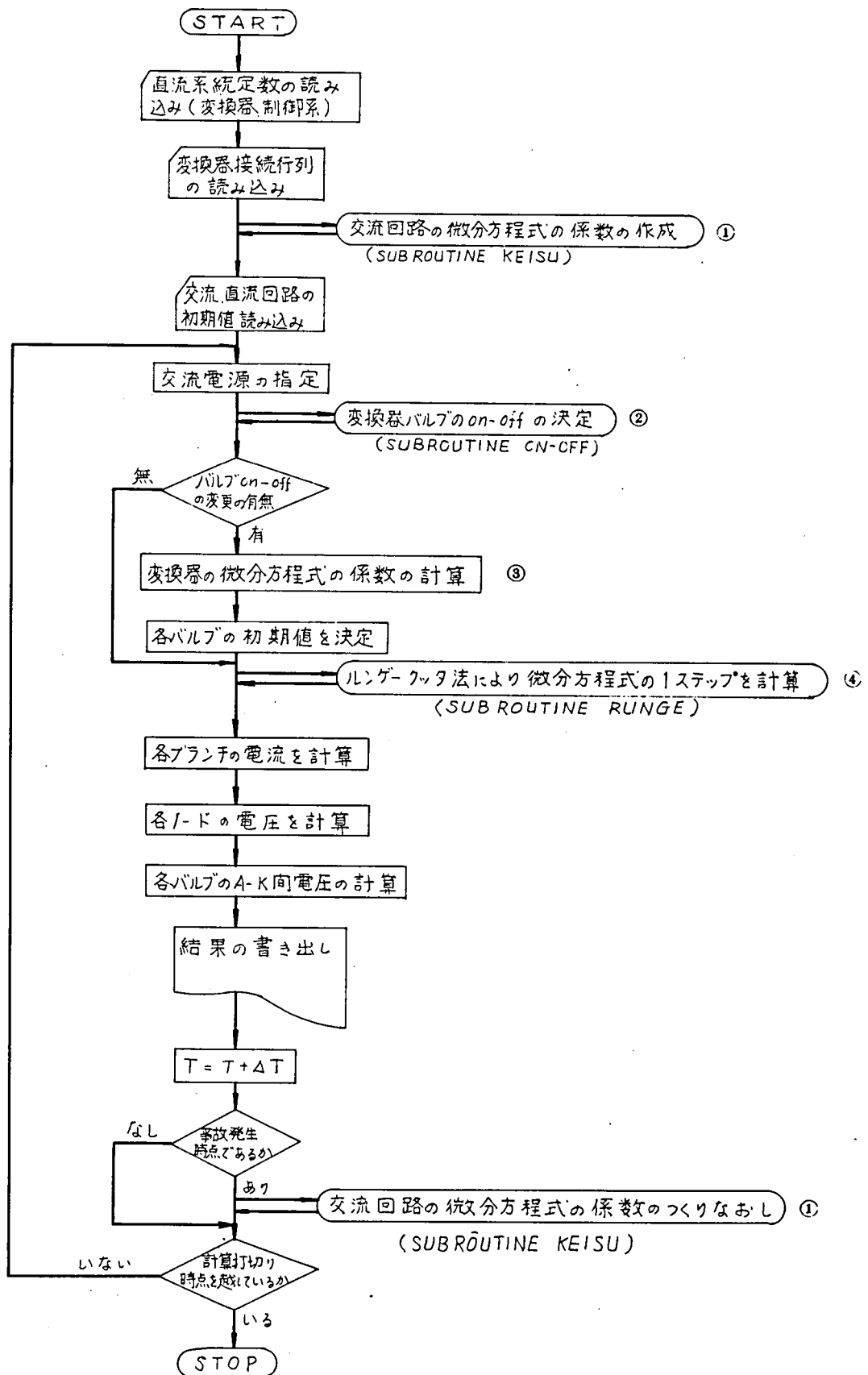
- ① 交流系統の微分方程式の係数作成
- ② 各バルブのオン・オフを決定
- ③ 変換器の微分方程式の係数作成
- ④ ルンゲ・クッタ法による微分方程式の解法

この他に、各バルブの電流・電圧の計算、計算結果の書き出し等がある。

3.2 転流失敗の解明とその防止対策

本節では、前記の解析手法を用いて交流系統の擾乱が、直流系統の順・逆変換器の転流に与える影響の例として、並列コンデンサ投入時の逆変換器の転流失敗現象の解析を行なうとともに、この転流失敗の防止対策について検討した。逆変換器の転流失敗はサイリスタ変換器を用いた直流系統にとって運転信頼度上重要な問題であり、この防止対策を明らかにすることにより直流送電の信頼度はかなり向上する。この転流失敗の原因は交流系統の擾乱であり、交流電圧の低下および波形歪みが発生して、変換器の転流期間が大きくなり、余裕角不足により転流

脚註：* 変換器が制御角に応じた時点で点弧させるために、交流電圧の各相の電圧が一致する点(相交点)を基点として角度の計算を行なっている。



第 3.6 図 交流・直流回路解析計算フロー図

が完了しなくなる。この現象は交流電圧の歪みの程度によって (a) 一時的 (1 サイクル以内) に直流電圧が低下して再び通常運転に戻るものと, (b) 数回繰り返し発生した後保護シーケンスにより直流系統のブロッカーデブロック動作に移るものとに分類されるが, 前者は発生確率がかかり多い。(a) の転流失敗の直接の原因の一つである並列コンデンサ投入時の交流電圧の歪み波形を解析して転流失敗の要因を明確にし, その防止策について交流系統の構成の面からと逆変換器の運転方法の面から検討を行なった。

3.2.1 並列コンデンサ投入による交流電圧の歪み

第 3.1 図に示す交直連系系統について, 第 3.1 表, 第 3.2 表の交流フィルタ定数および直流系統諸定数を用いて, h ノードにおいて並列コンデンサ 40 MVar を 6% のリアクタンスを通

第 3.1 表 交流フィルタ一定数 (1,000 MVA , 275 kV)

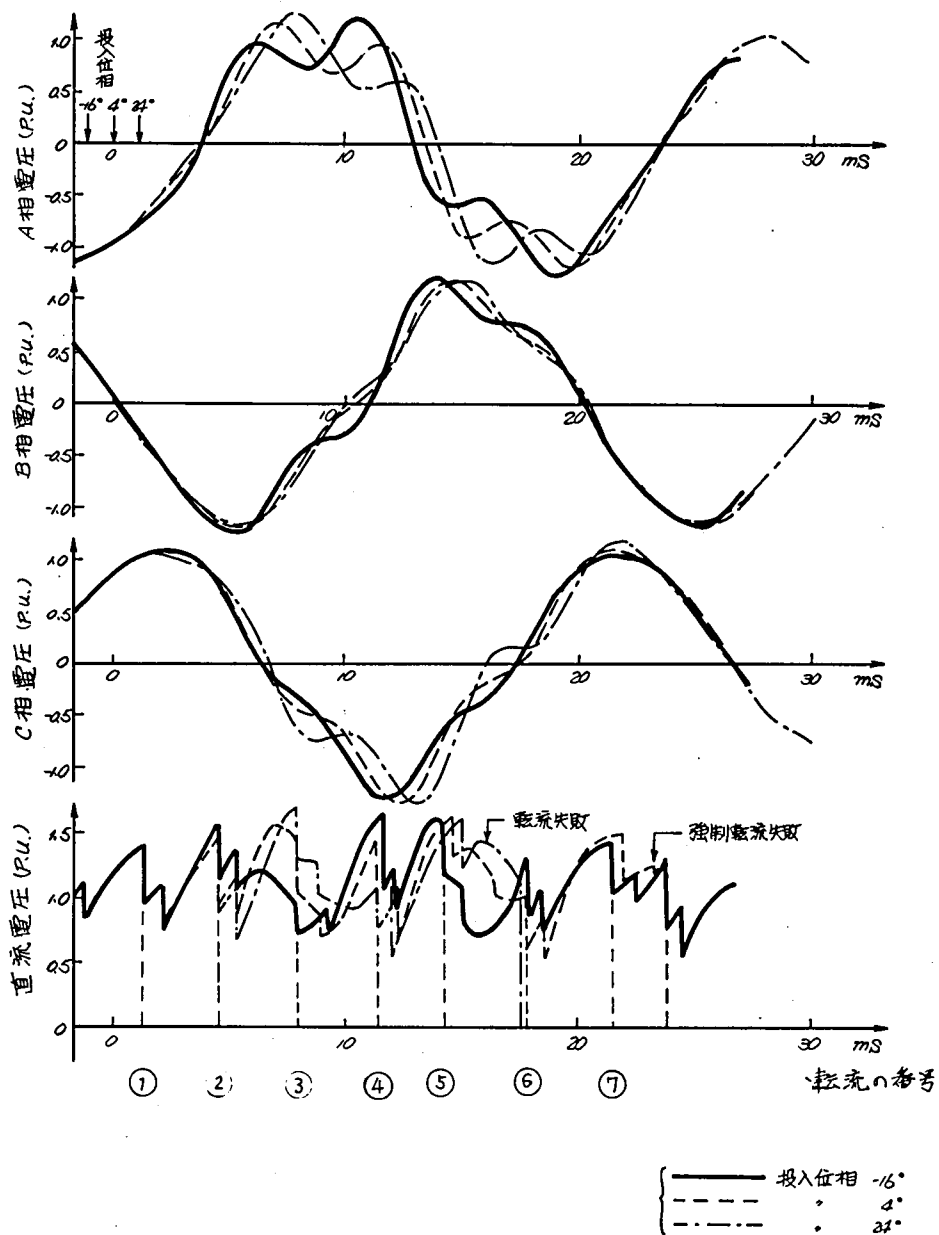
共振分路	第 5	第 7	第 11	第 13	ハイパス
リアクタンス	1.996	1.997	0.710	0.460	0.058
抵抗	0.196	0.280	0.157	0.120	1.321
コンデンサー	2.004×10^{-2}	1.022×10^{-2}	1.164×10^{-2}	1.287×10^{-2}	3.55×10^{-2}

第 3.2 表 変換器・制御系定数

項目	定数
変換器	l_{ac} 8.76 p.u. (20%)
	r 0.1 p.u.
	l_d 52.6 p.u. (1 H)
定電流制御系	I_{dp} 0.033 p.u. (300 A)
	K_c 200 rad/p.u.
	T_c 5 rad
余裕角一定制御系	T_D 0.5 rad
	δ_0 $17^\circ \sim 26^\circ$
制限値	α_{min} 3°
	α_{max} 180°

脚註 * 順・逆変換器のパルス発生を止める場合をブロック, 生かす場合をデブロックと言う。

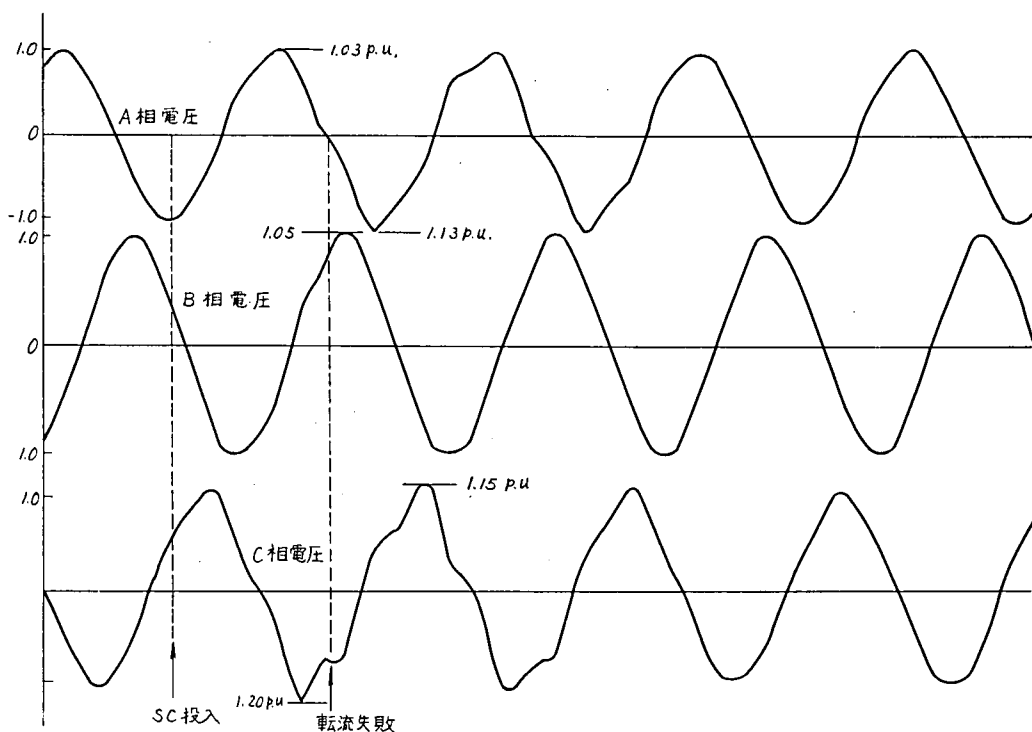
して3相一括投入時に発生する交流電圧の波形歪が逆変換器の転流に与える影響の解析を行なった。第3.7図には、交直連系点の交流電圧および逆変換器の直流電圧を示す。逆変換器の余裕角は 22° とし、投入位相を -16° 、 4° 、 24° （B相 180° の時点を基準とする）と 20° 間隔で投入した場合、投入位相によって次の3つのケースがある。



第3.7図 並列コンデンサ投入時の交流電圧波形と直流電圧波形
（投入位相を変化させた場合）

- ① 全く転流失敗が発生しない。
- ② 投入後1サイクル以内に転流失敗が発生する。
- ③ 投入後1サイクル遅れて強制転流失敗に至る。

この場合の交流電圧の歪み波形は、交流系統の送電線インダクタンスと交流フィルタの共振（共振周波数はほぼ第4調波）によるものであり、比較のため佐久間サイリスタ試験所において得られた波形を第3.8図示す。この波形においても転流失敗は1サイクル以内に発生しており、第3.7図に示す投入位相 24° （一点鎖線）に対応していることがわかる。



第3.8図 実系統における並列コンデンサ投入時の歪み電圧

3.2.2 転流失敗の要因

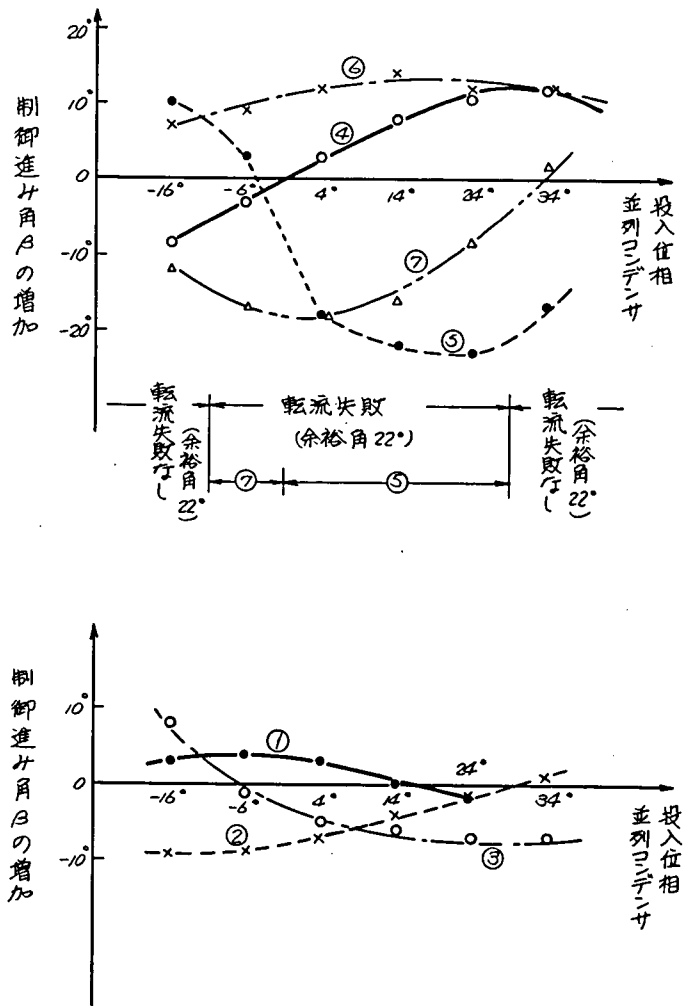
次に、交流電圧波形歪みによる転流失敗を解明するために、逆変換器の各転流バルブを並列コンデンサ投入以降第3.7図（直流電圧波形の下）の様に番号付けをし、それぞれのバルブの転流電圧の零点の変化とパルス発生基準の変化とから求めた制御進み角 β の変化を、第3.9図に示す。この図に示すように投入位相の変化に対し、 β 角が大きく減少するのは、⑤バルブと⑦バルブであることがわかる。この⑤、⑦バルブにおいて、 β 角の減少が 1° （=余裕角 2° ）

一強制転流失敗角 10°) 以上であっても、転流失敗の発生している場合と発生していない場合があることがわかる。この点をさらに解明するため、⑤、⑦バルブの転流電圧の時間的変化について検討を行なう。第 3.10 図に投入位相に対する転流電圧の時間的変化を示す。⑤バルブの転流電圧は、第 3.10 図 (a) に示すように、投入位相 34° の場合は、 β 角が減少しているにもかかわらず、転流電圧が上昇していることによって、転流失敗には至らない場合である。一方、投入位相 14° の場合は、 β 角の減少に転流電圧の低下が重なり、転流失敗となっている。また投入位相 -6° のケースでは、転流電圧がかなり低下しているにもかかわらず、 β 角が増加しているため転流失敗とならない。このように、⑤バルブの転流失敗の要因として、 β 角の減少と転流電圧の低下が挙げられる。

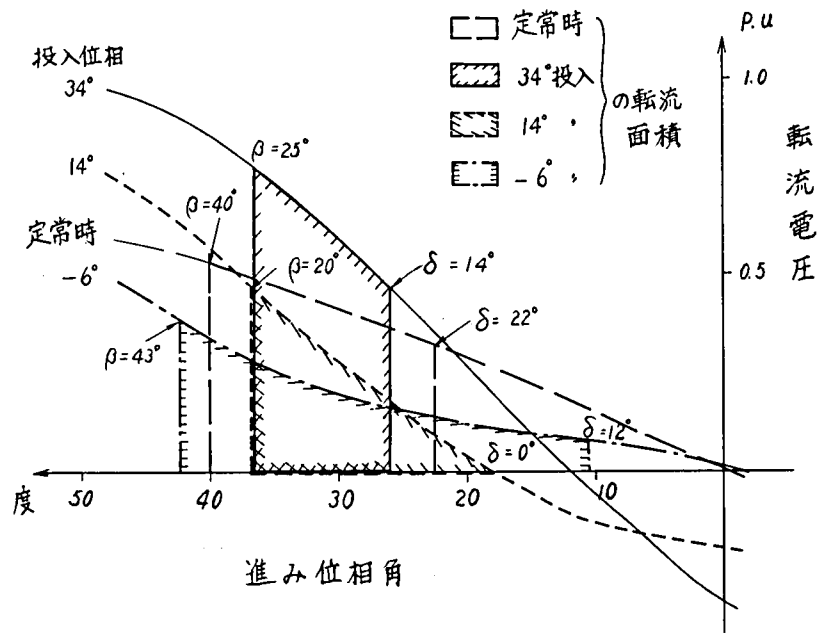
次に⑦バルブの転流電圧については第 3.10 図 (b) に示す。この図では並列コンデンサ投入による転流電圧の変化はさほど大きくないが波形歪みによる β の変化が生じている。主な転流失敗の要因は β 角の減少にある。

3.2.3 転流失敗防止対策の検討

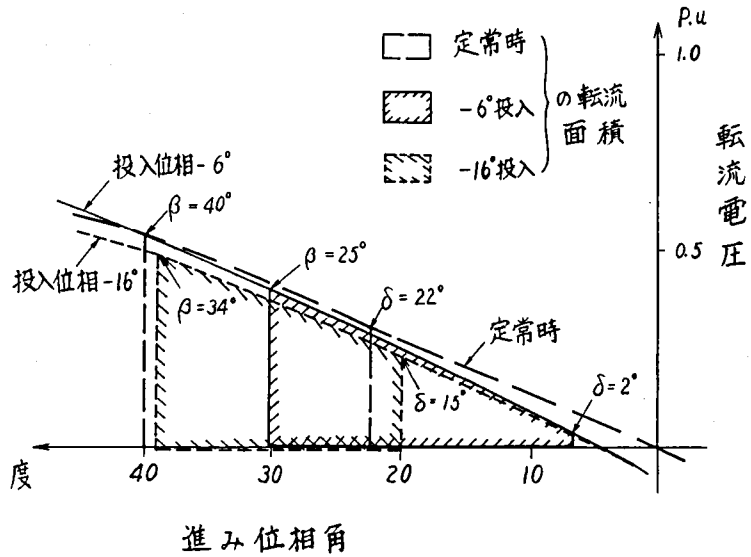
前節で述べたように、転流失敗の要因は、交流系統共振時の交流電圧波形歪みが、転流電圧の低下、もしくは β 角の減少をもたらすことによる。この結果から転流失敗を防止するためには、 β 角をあらかじめ大きくしておくか、並列コンデンサ投入時に一時的に大きくする方法、



第 3.9 図 交流電圧波形歪みによる制御進み角 β の変化



(a) ⑤バルブの転流電圧



(b) ⑦バルブの転流電圧

第 3.10 図 並列コンデンサ投入時の転流電圧の時間的变化

系統の短絡容量を大きくして波形歪みを抑制する方法，並列容量などを変えて共振周波数をずらす方法，またはフィルタなどにより発生した高調波成分を吸収する方法などが考えられるが，本節ではこれらの方策についてそれぞれ下記のように検討した。

(1) 余裕角の増加による方法

制御進み角 β の減少による転流失敗を防止するために定常時の余裕角を大きくしておく方法について検討する。定常時の余裕角 δ が $22^\circ, 26^\circ, 28^\circ$ となるように運転して，並列コンデンサを投入した場合の，解析による転流失敗の有無を第 3.3 表に示す。この表に示すように $\delta = 26^\circ$ では⑦バルブの強制転流失敗がなくなる。これは前述の⑦バルブの転流失敗の要因が β 角の減少によるものであることを裏付けている。さらに $\delta = 28^\circ$ とすることによって転流電圧の低下がカバーできることが第 3.3 表からわかる。

第 3.3 表 並列コンデンサ投入位相に対する転流失敗（定常時の余裕角の大きさを変えた場合）

		並列コンデンサ投入位相					
		-16°	-6°	4°	14°	24°	34°
定常時の余裕角	22°	OK	⑦強	⑤	⑤	⑤	OK
	26°	—	OK	⑤	⑤	⑤	—
	28°	—	—	OK	OK	OK	—

註. OKは転流失敗なし。

⑤は n バルブで転流失敗発生。

⑦強は n バルブで強制転流失敗。

以上の結果から余裕角をあらかじめ大きくすることによって転流失敗が防止できることがわかったが，このように常に $\delta = 28^\circ$ としておくことは変換器の所要無効電力を大きくすることになり，それに応じた調相設備が必要となる。このことを避けるために並列コンデンサ投入時に一時的に余裕角を大きくすることが考えられる。この方法としては並列コンデンサの投入信号による方法と電圧波形の歪み検出による方法とが考えられるが，いずれの方法も並列コンデンサ投入後 $2/3$ サイクル以内に動作している必要がある。

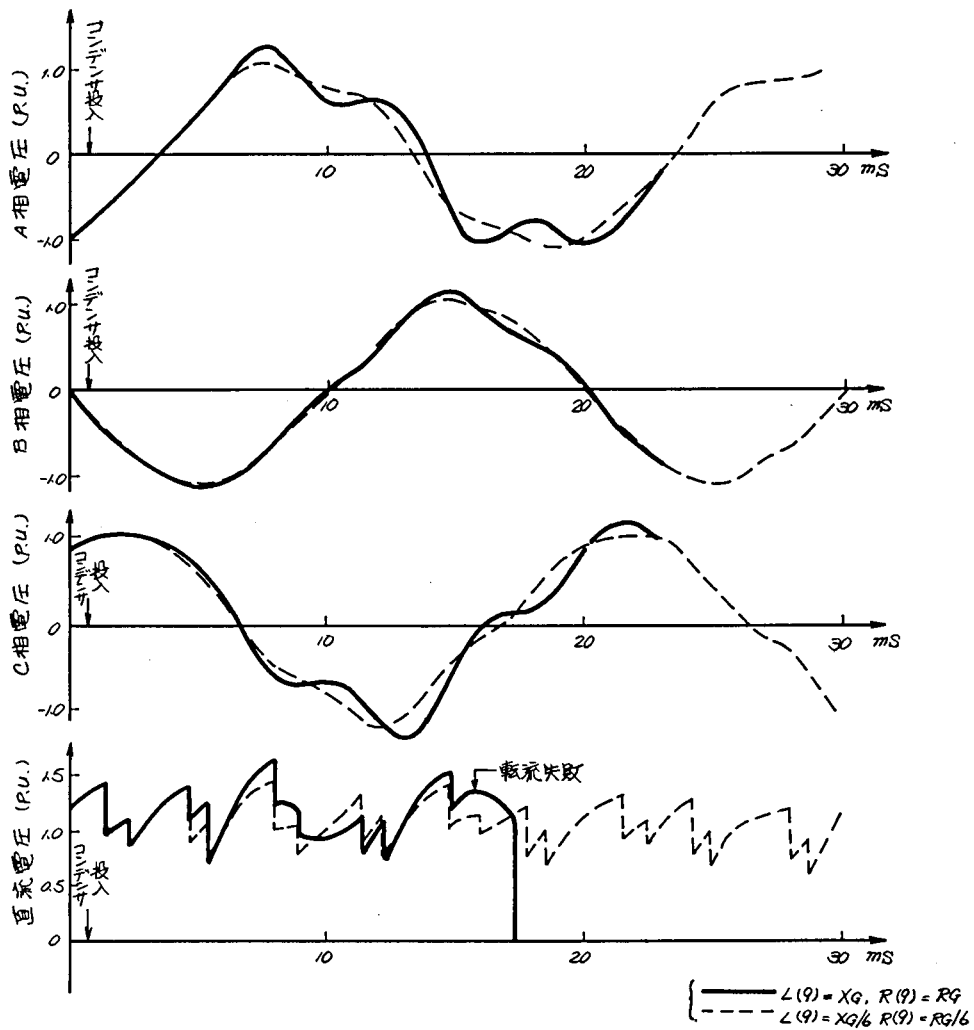
(2) 系統の短絡容量を大きくする方法

系統の短絡容量を大きくするため等価的に電源発電機のインピーダンスを $1/3, 1/6$ として検討した結果を第 3.4 表に示す。この表に示すようにリアクタンスの値を小さくするほど転流失敗の発生確率が小さくなり， $1/6$ とすることによっていずれの投入位相でも転流失敗が発生しなくなる。このように転流失敗が抑制される様子を第 3.11 図に示す。

第 3.4 表 並列コンデンサ投入位相に対する転流失敗
 (発電機インピーダンスを変えた場合, $\delta = 22^\circ$)

		並列コンデンサ投入位相					
		-16°	-6°	4°	14°	24°	34°
発 電 機 イ ン ピ ー ダ ン ス	$2\dot{Z}/3$	OK	⑦強	⑤	⑤	⑤	OK
	$\dot{Z}/3$	—	OK	OK	⑤	⑤	—
	$\dot{Z}/6$	—	—	—	OK	OK	—

註. 第 3.3 表と同じ。



第 3.11 図 並列コンデンサ投入時の交流電圧歪み波形と直流電圧波形
 (発電機インピーダンスを変えた場合)

このように短絡容量を大きくすることにより電圧歪みが抑制され、転流失敗が発生しなくなる。短絡容量を増加させる方法は同期調相機を設置することにより実現することができるが、この場合高調波電流による影響を考慮した設計が必要となる。また発電機の増設も一つの手段であるが、これはシステムの計画などに影響するため簡単には実現できない。

(3) システムの共振条件を変える方法

先に述べた短絡容量を大きくすることはシステムの共振周波数を高くする方向であるが、主に電圧変動を抑制する効果がある。より効果的に共振条件を変える方法として交流フィルタ容量(90 MVar)に並列にコンデンサ S_C を設けて共振周波数を低くすることが考えられる。 $S_C = 45 \text{ MVar}$, 90 MVar として転流失敗の有無を検討したものを第3.5表に示す。この

第3.5表 並列コンデンサ投入位相に対する転流失敗
(S_C の値を変えた場合, $\delta = 22^\circ$)

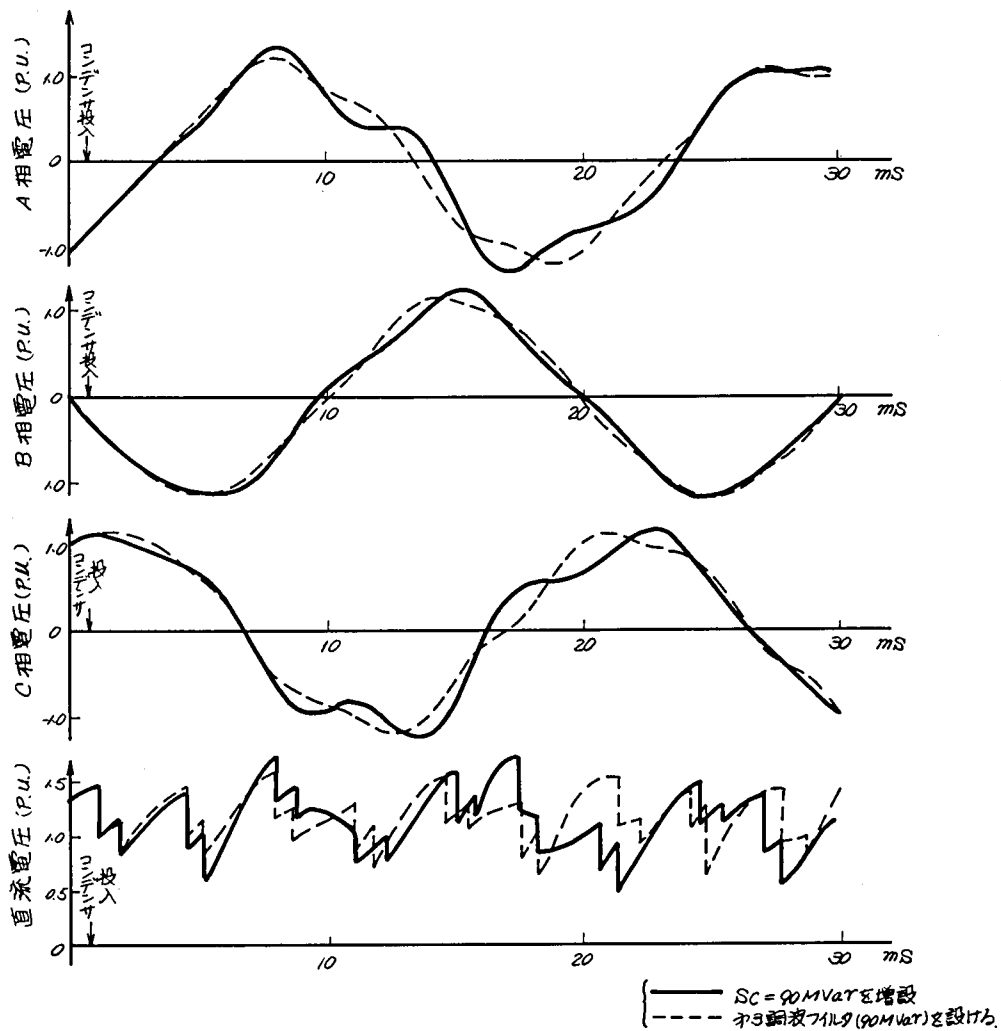
		並列コンデンサ投入位相					
		-16°	-6°	4°	14°	24°	34°
S_C の 値 M V a r	0	OK	⑦強	⑤	⑤	⑤	OK
	45	⑦	⑤	⑤	⑤	OK	⑦強
	90	OK	⑤強	⑤強	OK	OK	OK

註. 第3.3表と同じ。

表から $S_C = 45 \text{ MVar}$ では $S_C = 0 \text{ MVar}$ の場合より発生確率は悪くなるが、 $S_C = 90 \text{ MVar}$ ではいくらか改善されている。 $S_C = 90 \text{ MVar}$ の場合の交流電圧および直流電圧の波形を第3.12図の実線で示す。この図に示す様に、交流電圧波形は相変わらず歪んでいるが、転流失敗が発生しないで運転出来ていることがわかる。

(4) 第3調波フィルタによる方法

上記のように、交流フィルタと並列にコンデンサを設置することにより、転流失敗の発生確率が特定のコンデンサ容量で低くなることがわかった。さらに、転流失敗を防止するために上記と同一容量の第3調波フィルタを設置した場合の解析による、交流電圧および直流電圧波形を第3.12図の破線で示す。この図に示すように交流電圧波形の歪みはかなり吸収され、直流電圧のリップル分も小さくなっている。このように本節で検討を行なったシステムに対



第 3.12 図 並列コンデンサ投入時の交流電圧歪み波形と直流電圧波形
 (交直連系点に S_0 または第 3 調波フィルターを増設した場合)

しては、90MVar の第 3 調波フィルターが交流電圧の歪み防止に有効であり、転流失敗の防止に役だつことが確認できた。

3.3 転流失敗についての考察

交流系統の擾乱が直流系統へ与える影響の解析手法として、グラフ理論による交流系統の解析法を開発し、変換器の断続回路表現法との結合により交直連系系統の過渡現象の解析法を開発し、逆変換器の転流失敗の解明ならびにその防止対策について適用した結果、以下の点が明らかとなった。

- (1) グラフ理論による交直連系系統の過渡現象の解析法は、実系統における試験結果と対比の結果、交流電圧波形および転流失敗の様相において、十分一致していることが実証された。
- (2) 転流失敗の要因を計算結果から分析した結果、従来考えられてきた交流電圧位相のずれによる余裕角の減少の他、交流電圧歪みによる転流電圧の低下が、転流失敗に大きく影響することがわかった。
- (3) 転流失敗の防止対策として、(a) 余裕角の増加、(b) 交流系統の短絡容量を大きくして電圧変動を小さくする、(c) 系統の共振条件を変える、(d) 歪み調波吸収のためのフィルタを設置する、等が考えられる。以上の内手軽なのは(a)、(d)であるが、(d)の方式は変換器用調相設備を計画する段階でフィルタを設計すれば、(a)よりも経済的である。

附録2 トリーおよびコトリーの選び方

回路方程式を解く場合、一般にインダクタンスの電流およびキャパシタンスの電圧について解くことになる。

(a) 基本関係式

インダクタンスとキャパシタンスからなる回路において、インダクタンスのトリーに属するものをP、コトリーに属するものをL、さらにキャパシタンスのトリーに属するものをC、コトリーに属するものをSとサフィックスをつけると、電圧・電流のベクトルは次式のように表わされる。

$$V = \begin{pmatrix} V_C \\ V_P \\ V_S \\ V_L \end{pmatrix} \quad I = \begin{pmatrix} I_C \\ I_P \\ I_S \\ I_L \end{pmatrix}$$

またカットセット行列の特性行列Pは次式で表わされる。

$$P = \begin{pmatrix} P_{CS} & P_{CL} \\ P_{PS} & P_{PL} \end{pmatrix}$$

このP行列を用いてカットセット行列C、ループ行列Bは

$$C = [U : P], \quad B = [-P^t : U]$$

となる。これらの行列を用いた電圧・電流の関係式、

$$CI = 0, \quad BV = 0 \quad (\text{附 2.1})$$

はキルヒホッフ則に当るもので、さらに分解して表わすと、

$$I_C + P_{CS} I_S + P_{CL} I_L = 0 \quad (\text{附 2.2})$$

$$I_P + P_{PS} I_S + P_{PL} I_L = 0 \quad (\text{附 2.3})$$

$$-P_{CS}^t V_C - P_{PS}^t V_P + V_S = 0 \quad (\text{附 2.4})$$

$$-P_{CL}^t V_C - P_{PL}^t V_P + V_L = 0 \quad (\text{附 2.5})$$

一方ブランチの関係式は、電圧源E、電流源Jを用いて、

$$V_P = L_P \frac{d}{dt} I_P + E_P \quad (\text{附 2.6})$$

$$I_S = C_S \frac{d}{dt} V_S + J_S \quad (\text{附 2.7})$$

$$V_L = L_L \frac{d}{dt} I_L + E_L \quad (\text{附 2.8})$$

$$I_C = C_C \frac{d}{dt} V_C + J_C \quad (\text{附 2.9})$$

(b) $P_{PS} = 0$ の場合

一般の回路方程式を解く場合に採用されている条件として、トリーのインダクタンスとコトリーのキャパシタンスとでループを作らないことが考えられる。この場合(附 2.7)(附 2.9)式を(附 2.2)式に代入して、さらに(附 2.4)式を代入して次式が得られる。

$$(C_C + P_{CS} C_S P_{CS}^t) \frac{d}{dt} V_C = -J_C - P_{CS} J_S - P_{CL} I_L \quad (\text{附 2.10})$$

同様に(附 2.6)(附 2.8)式を(附 2.5)式に代入して(附 2.3)の I_P に関する式から(附 2.11)式を得る。

$$(L_L + P_{PL}^t L_P P_{PL}) \frac{d}{dt} I_L = -E_L + P_{PL}^t E_P + P_{OL}^t V_C \quad (\text{附 2.11})$$

以上のようにして V_C と I_L を独立変数とする微分方程式が得られる。

(c) $P_{CS} = 0, P_{CL} = 0, P_{PL} = 0$ の場合

電力系統のように、インダクタンスが枝別れして、対地間にもみキャパシタンスがある場合には、トリーとしてインダクタンスのみ、コトリーとしてキャパシタンスのみを選ぶか、トリーにキャパシタンスのみ、コトリーにインダクタンスのみを選ぶことができる。ここでは前者の場合について検討する。

基本式は、(附 2.12)(附 2.13)式と(附 2.6)(附 2.7)とに縮小される。

$$I_P + P_{PS} I_S = 0 \quad (\text{附 2.12})$$

$$-P_{PS}^t V_P + V_S = 0 \quad (\text{附 2.13})$$

これらの関係式から、 I_S および V_P を独立変数とする方程式が導かれる。

$$L_P \frac{d}{dt} (P_{PS} I_S) = E_P - V_P \quad (\text{附 2.14})$$

$$C_S \frac{d}{dt} (P_{PS}^t V_P) = J_S - I_S \quad (\text{附 2.15})$$

第4章 交流系統不平衡故障時の交直連系系統の過渡安定度解析法

交直連系系統の過渡安定度の解析は、デジタル計算機によっているが、従来、交流系統の3相平衡故障時の過渡安定度しか取り扱っていません。また直流系統の表現法も、順・逆変換器を定常特性で表現している。そのため、交流系統の不平衡故障、順・逆変換器至近距離での故障(1~5)を対象とした交直連系系統の過渡安定度は取り扱うことができない。すなわち、交流系統の不平衡故障、順・逆変換器至近距離での故障時には、順・逆変換器の転流動作が定常時と異なるモードとなるため、順・逆変換器から流出する交流電流の有効・無効成分は、従来用いられてきた定常特性では十分に表現しきれない。

本章では、発電機の Park の方程式による表現と、順・逆変換器の断続回路表現とを、対称座標法によって組合せて、上記の交流系統の不平衡故障および順・逆変換器至近端での故障に対して十分解析しうる手法を開発し、この解析手法を模擬送電線による実験で検証した。また順・逆変換器の表現法として、新たにフーリエ変換による表現法を開発し、断続回路表現による解析結果との比較により、実用性のあることを確かめた。

4.1 解析手法の概要

直流系統を含めた、交直連系系統の過渡安定度計算は、交流発電機の微分方程式と直流系統の微分方程式とを、交流送電線の代数方程式で結合したものである。交流発電機の微分方程式は、回転子の磁束に関するものと、運動方程式、制御系方程式から成り立ち、直流系統は順・逆変換器に関するものと、直流線路、制御系の方程式から成っている。一方交流送電線の代数方程式は、対称座標法によるインピーダンス行列 $[Z_i]$ を用いて、各ノードの対称座標成分の電流ベクトル $[I_i]$ から電圧ベクトル $[V_i]$ を求めるもので、故障条件等の回路変更はこのインピーダンス行列 $[Z_i]$ を修正することによって実現できる。

$$[V_i] = [Z_i] \cdot [I_i] \quad [i=0, 1, 2] \quad (4.1)$$

すなわち発電機の取り扱いには、界磁の磁束から電機子リアクタンスの等価背後電圧を計算し、この等価背後電圧と電機子リアクタンスから電機子電流を計算し、この電流を正相電流源とする。一方直流系統は交直変換器用変圧器の一次巻線電流が瞬時値として求められるので、この瞬時値をフーリエ変換によって基本波成分の実効値に換算したものを、正相、逆相電流源とする。以上のようにして得られる発電機および直流系統の電流源に、(4.1)式を適用することに

よって、ステップ・バイ・ステップの計算の次のステップの各ノード電圧が得られる。

第 4.1 図に交直連系システムの過渡安定度計算の概略フロー図を示す。

4.2 交流および直流系統の関係式

4.2.1 直流系統の関係式

直流系統は、第 4.2 図に示すように、順・逆変換器を直流線路でつないだものと考え、順変換器は定電流制御 (ACR: Automatic Current Regulator) を基本として、定電力制御 (APR: Automatic Power Regulator) が行なわれており、逆変換器は定電圧制御 (AVR: Automatic Voltage Regulator), 定余裕角制御 (AOR: Automatic Extinction Angle Regulator), 定電流制御 (ACR) を具備して、これらの制御のいずれかを優先させて動作するようになっている。

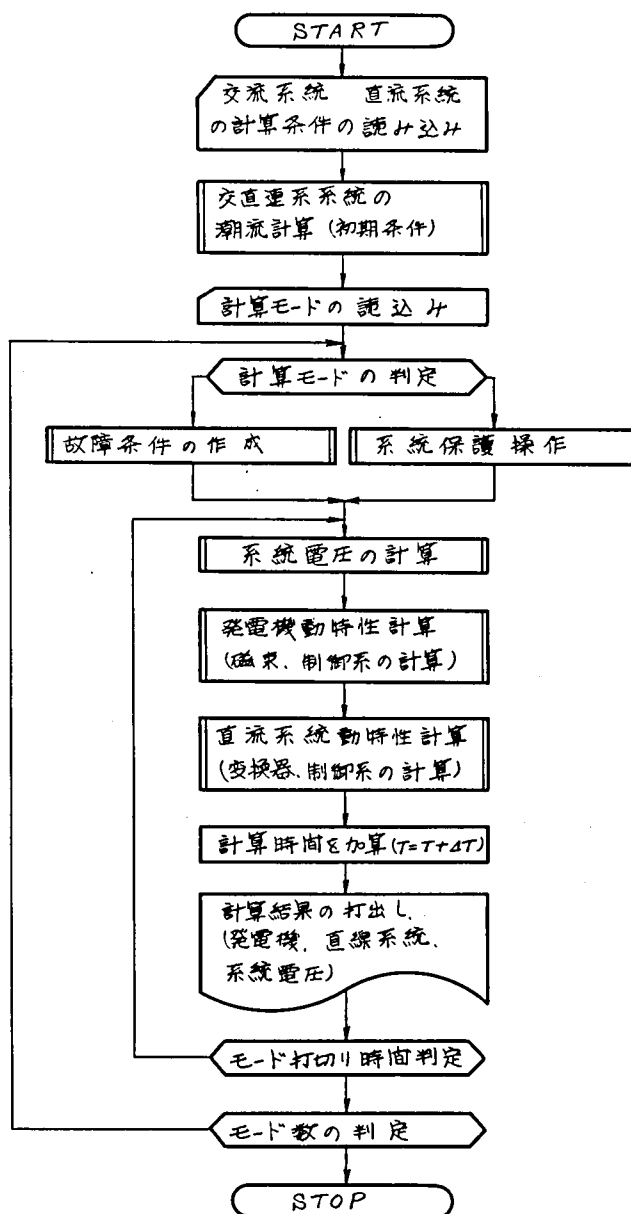
(a) 順・逆変換器

順・逆変換器は、変換器用変圧器リアクタンス、直流リアクトルを含めて、第 4.3 図 (a), (b) の 3 相ブリッジ結線とし、これらの回路を第 4.4 図 (a), (b) のようにグラフ表現を行ない、接続行列からトリーに関する部分行列 $[A_T]$ とコトリーの部分行列 $[A_C]$ を作成し、ループ行列 $[L_f]$ を (4.2) 式によって計算する。

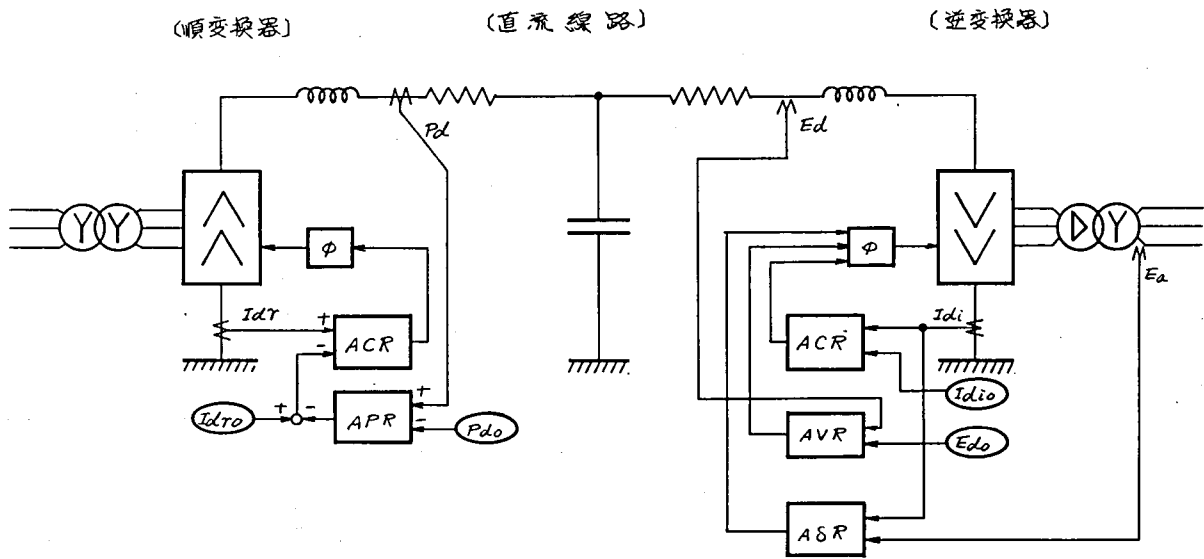
$$[L_f] = \{ -([A_T]^{-1}[A_C])^t; [U] \} \quad (4.2)$$

ここで -1 , t は逆行列, 転置行列を示し, $[U]$ は単位行列である。

このループ行列を第 4.4 図のブランチ 1 ~ 4 に対応する部分行列 $[L_{f1}]$ と, 5 ~ 10 に対応する



第 4.1 図 交直連系システムの過渡安定度計算フロー図

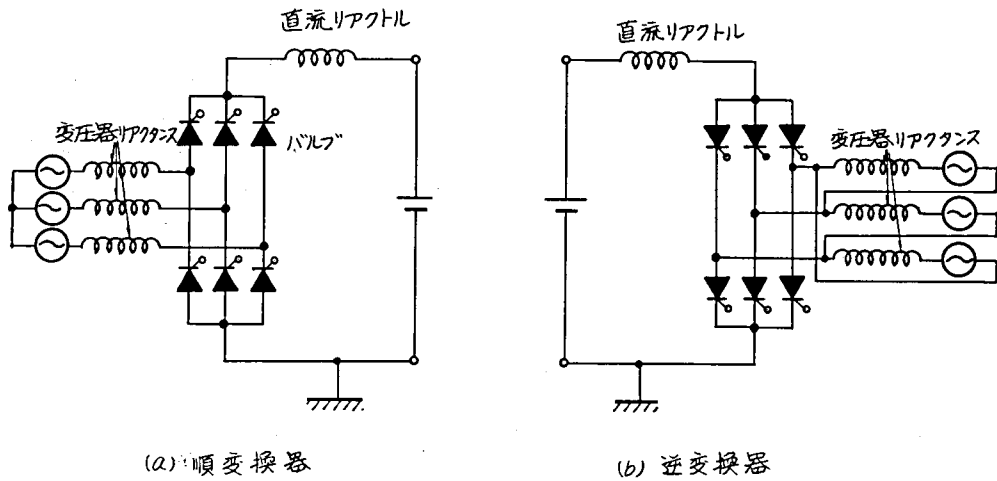


ϕ : 位相回路

(Idr) : 順変換器電流設定値, (Idi) : 逆変換器電流設定値

(Pd) : 電力設定値 (Ed) : 直流電圧設定値

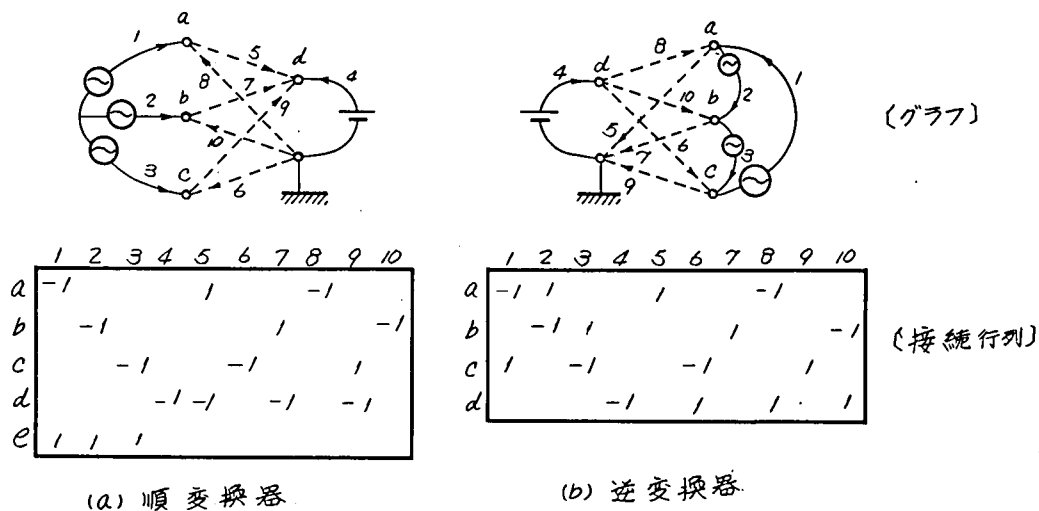
第 4.2 図 直流系統モデル



(a) 順変換器

(b) 逆変換器

第 4.3 図 順・逆変換器モデル



第 4.4 図 順・逆変換器のグラフと接続行列

部分行列 $[L_{f2}]$ とに分割して、順・逆変換器の微分方程式は、(4.3)式で表わす。

$$\begin{aligned}
 & ([L_{f1}][L][L_{f1}]^t + [L_{f2}][\ell][L_{f2}]^t) \frac{d}{dt} \{I_\ell\} \\
 & = [L_{f1}]\{E\} - ([L_{f1}][R][L_{f1}]^t + [L_{f2}][r][L_{f2}]^t) \{I_\ell\} \quad (4.3)
 \end{aligned}$$

ここで $\{I_\ell\}$: ループ電流ベクトル, $\{E\} = (e_1, e_2, e_3, e_4)$: 電圧源ベクトル, $[L] = \text{diag}(\ell_1, \ell_2, \ell_3, \ell_4)$, $[R] = \text{diag}(r_1, r_2, r_3, r_4)$, $[\ell] = \text{diag}(\ell_5, \dots)$, $[r] = \text{diag}(r_5, \dots)$, ℓ, r は各ブランチのインダクタンス, 抵抗で, e は電圧源, サフィックスはブランチ番号である。

この順・逆変換器の微分方程式は、第 4.4 図の 5 番以後のブランチのオン・オフ状態に応じて、変更して解くことになるが、オン・オフの決定は、(4.4)式から計算するブランチ電流 $[I_b]$ と、制御信号とを用いる。

$$[I_b] = [L_f]^t \cdot [I_\ell] \quad (4.4)$$

(b) 交流電流

交流系統へ流出する交流電流は、第 4.4 図のブランチ 1 ~ 3 の電流から計算する。1 ~ 3 のブランチ電流は矩形波の瞬時値として計算されるので、これから対称成分を求める。先ず、各相成分の実効値 \dot{I}_{ik} ($i = 1, 2, 3, k = \text{高調波次数}$) は、(4.5)式で計算できる。

$$\dot{I}_{ik} = \frac{\sqrt{3}}{\sqrt{2}} \cdot \frac{1}{\pi} \int_{-\pi}^{\pi} f_i(\theta) e^{+jk\theta} d\theta \quad (4.5)$$

ここで $f_i(\theta)$ は i ブランチの電流瞬時値で、 $\sqrt{3}/\sqrt{2}$ の係数は波高値を実効値に換算する係数である。

次に、これらの各相成分から、(4.6)式に示す対称座標法によって、対称成分を求める。

$$\begin{pmatrix} \dot{I}_0 \\ \dot{I}_1 \\ \dot{I}_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a & a^2 \\ 1 & a^2 & a \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \dot{I}_a \\ \dot{I}_b \\ \dot{I}_c \end{pmatrix} \quad (4.6)$$

ここで $\dot{I}_a, \dot{I}_b, \dot{I}_c$ はそれぞれ (4.5) 式の I_{1k}, I_{2k}, I_{3k} に対応し、 $a = e^{j\frac{2\pi}{3}}$ である。

(4.6)式は各高調波について適用しうるが、順・逆変換器には高調波フィルターが設置されているものとし、理想的な場合には基本波成分しか交流系統へ流出しないので、本解析では基本波成分のみを対象とし、 $k=1$ として取り扱う。

(c) 制御系のブロック

直流系統の制御系は、第 4.5 図に示すように順変換器の制御系と逆変換器の制御系に分けられる。順変換器は直流電流を決定し、逆変換器は直流電圧を決定する。これらの制御系を微分方程式と非線形関数で表わし、順・逆変換器の微分方程式と同時に数値積分によって解く。

4.2.2 交流系統の関係式

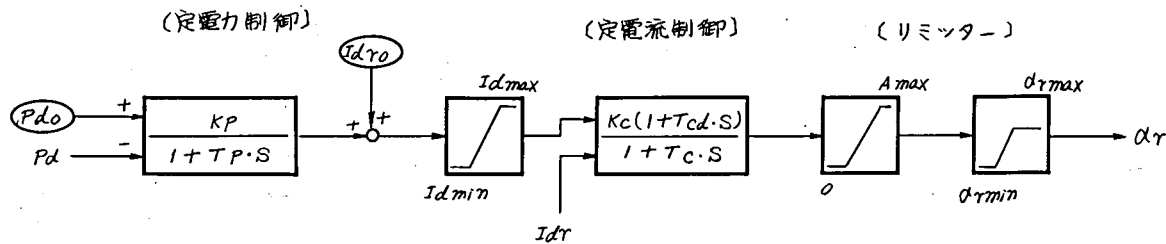
交流系統の解析の対象としては、発電機、負荷、保護リレーおよび故障時を含めた交流送電系統などがあるが、ここでは、直流系統が連系されることによって考慮しなければならない点として、故障中の交流送電線の解析について述べる。

(a) 交流送電系統

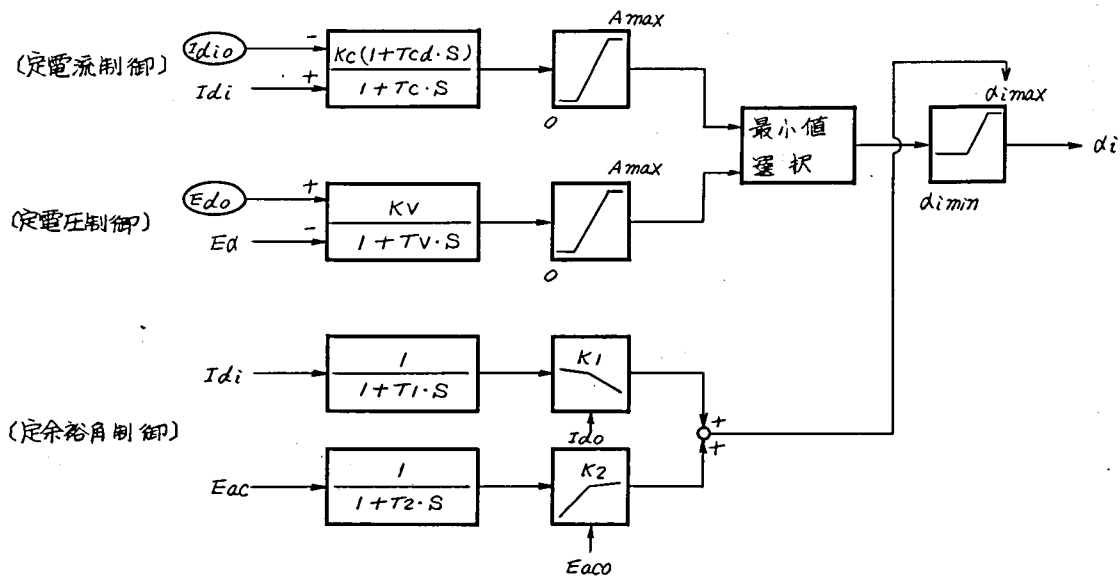
交流送電系統は、第 4.6 図に示す正相・逆相インピーダンス行列 $[\dot{Z}_1]$ と零相インピーダンス行列 $[\dot{Z}_0]$ とを用いて表わすと、各ノードの電圧ベクトル $\{\dot{V}_1\}, \{\dot{V}_2\}, \{\dot{V}_0\}$ は、電流ベクトル $\{\dot{I}_1\}, \{\dot{I}_2\}, \{\dot{I}_0\}$ から (4.7) 式で求められる。

$$\left. \begin{aligned} \dot{V}_1 &= [\dot{Z}_1] \dot{I}_1 \\ \dot{V}_2 &= [\dot{Z}_1] \dot{I}_2 \\ \dot{V}_0 &= [\dot{Z}_0] \dot{I}_0 \end{aligned} \right\} \quad (4.7)$$

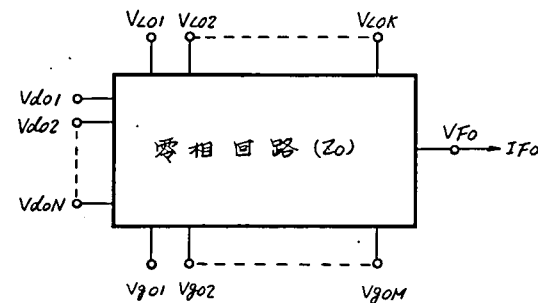
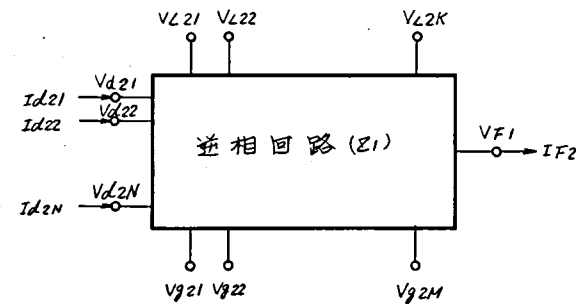
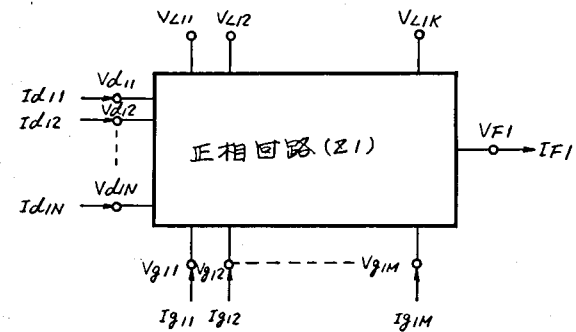
一方、(i) 発電機電流源は正相成分のみ、(ii) 直流系統からの電流源は正相、逆相成分を含



(a) 順変換器制御ブロック



(b) 逆変換器制御ブロック



第 4.6 図 交流送電系統の対称成分

第 4.5 図 順・逆変換器の制御ブロック

んで零相成分を含まない。(iii) 負荷は定インピーダンスと考えると, $[\dot{Z}_1], [\dot{Z}_0]$ に組み込まれているとすると, 故障点電流の対称成分を $\dot{I}_{F1}, \dot{I}_{F2}, \dot{I}_{F0}$, 電圧の対称成分を $\dot{V}_{F1}, \dot{V}_{F2}, \dot{V}_{F0}$ として, (4.7) 式は以下のように分解することができる。

(i) 正相回路

$$\left. \begin{aligned} \dot{V}_{G1} &= [\dot{Z}_{GG1}] \cdot \{\dot{I}_{G1}\} + [\dot{Z}_{GD1}] \cdot \{\dot{I}_{D1}\} - [\dot{Z}_{GF1}] \cdot \dot{I}_{F1} \\ \dot{V}_{D1} &= [\dot{Z}_{GD1}]^t \cdot \{\dot{I}_{G1}\} + [\dot{Z}_{DD1}] \cdot \{\dot{I}_{D1}\} - [\dot{Z}_{DF1}] \cdot \dot{I}_{F1} \\ \dot{V}_{L1} &= [\dot{Z}_{GL1}]^t \cdot \{\dot{I}_{G1}\} + [\dot{Z}_{DL1}]^t \cdot \{\dot{I}_{D1}\} - [\dot{Z}_{LF1}] \cdot \dot{I}_{F1} \\ \dot{V}_{F1} &= [\dot{Z}_{GF1}]^t \cdot \{\dot{I}_{G1}\} + [\dot{Z}_{DF1}]^t \cdot \{\dot{I}_{D1}\} - \dot{Z}_{F1} \cdot \dot{I}_{F1} \end{aligned} \right\} \quad (4.8)$$

ここで $\{\dot{V}_{G1}\}, \{\dot{V}_{D1}\}, \{\dot{V}_{L1}\}$ は発電機, 直流系統, 負荷ノードの正相電圧ベクトルであり, $\{\dot{I}_{G1}\}, \{\dot{I}_{D1}\}$ は発電機, 直流系統の正相電流源ベクトルである。また $[\dot{Z}_{GG1}]$ 等は $[\dot{Z}_1]$ の部分行列とし, サフィックス G は発電機, D は直流系統, L は負荷, F は故障点ノードを示す。

(ii) 逆相回路

$$\left. \begin{aligned} \dot{V}_{G2} &= [\dot{Z}_{GD1}] \cdot \{\dot{I}_{D2}\} - [\dot{Z}_{GF1}] \cdot \dot{I}_{F2} \\ \dot{V}_{D2} &= [\dot{Z}_{DD1}] \cdot \{\dot{I}_{D2}\} - [\dot{Z}_{DF1}] \cdot \dot{I}_{F2} \\ \dot{V}_{L2} &= [\dot{Z}_{DL1}]^t \cdot \{\dot{I}_{D2}\} - [\dot{Z}_{LF1}] \cdot \dot{I}_{F2} \\ \dot{V}_{F2} &= [\dot{Z}_{DF1}]^t \cdot \{\dot{I}_{D2}\} - \dot{Z}_{F1} \cdot \dot{I}_{F2} \end{aligned} \right\} \quad (4.9)$$

ここで $\{\dot{V}_{G2}\}, \{\dot{V}_{D2}\}, \{\dot{V}_{L2}\}$ は発電機, 直流系統, 負荷ノードの逆相電圧ベクトルで, $\{\dot{I}_{D2}\}$ は直流系統の逆相電流源ベクトルである。

(iii) 零相回路

$$\left. \begin{aligned} \dot{V}_{G0} &= -[\dot{Z}_{GF0}] \cdot \dot{I}_{F0} \\ \dot{V}_{D0} &= -[\dot{Z}_{DF0}] \cdot \dot{I}_{F0} \\ \dot{V}_{L0} &= -[\dot{Z}_{LF0}] \cdot \dot{I}_{F0} \\ \dot{V}_{F0} &= -\dot{Z}_{F0} \cdot \dot{I}_{F0} \end{aligned} \right\} \quad (4.10)$$

ここで $\{\dot{V}_{G0}\}, \{\dot{V}_{D0}\}, \{\dot{V}_{L0}\}$ は発電機, 直流系統, 負荷ノードの零相電圧ベクトルである。また $[\dot{Z}_{GF0}]$ 等は, $[\dot{Z}_0]$ の部分行列である。

以上の関係式は, 故障中以外は $\dot{I}_{F1}, \dot{I}_{F2}, \dot{I}_{F0}$ を 0 として取り扱えばよく, (4.10) 式の零相回路は不用となるが, 故障中以外でも直流系統から制御パルスの 1 サイクル内のバラツキ等によって, 逆相電流が発生するので, (4.9) 式の逆相回路を計算する必要がある。す

なわち、交流系統のみの解析では、故障中以外は正相回路のみで計算を行なってきたが、直流系統が連系されることによって逆相回路の計算を行なう必要がある。

(b) 故障計算

次に交流送電線の故障中では、(4.8)～(4.10)式の故障電流の対称成分 \dot{I}_{F1} 、 \dot{I}_{F2} 、 \dot{I}_{F0} を故障条件に応じて求める。以下に1線地絡(1LG)、2線短絡(2LS)、2線地絡(2LG)、3線地絡(3LG)時の故障電流を求める。

(i) 1LG (故障条件: $\dot{V}_{F1} + \dot{V}_{F2} + \dot{V}_{F0} = 0$, $\dot{I}_{F1} = \dot{I}_{F2} = \dot{I}_{F0}$)

$$\begin{aligned} \dot{I}_{F1} &= \dot{I}_{F2} = \dot{I}_{F0} \\ &= ([\dot{Z}_{GF1}]^t \{\dot{I}_{G1}\} + [\dot{Z}_{DF1}]^t \{\dot{I}_{D1}\} + \{\dot{I}_{D2}\}) / (2\dot{Z}_{F1} + \dot{Z}_{F0}) \end{aligned} \quad (4.11)$$

(ii) 2LS (故障条件: $\dot{V}_{F1} = \dot{V}_{F2}$, $\dot{I}_{F1} = -\dot{I}_{F2}$, $\dot{I}_{F0} = 0$)

$$\begin{aligned} \dot{I}_{F1} &= -\dot{I}_{F2} = ([\dot{Z}_{GF1}]^t \{\dot{I}_{G1}\} + [\dot{Z}_{DF1}]^t \{\dot{I}_{D1}\} - \{\dot{I}_{D2}\}) / 2\dot{Z}_{F1} \\ \dot{I}_{F0} &= 0 \end{aligned} \quad (4.12)$$

(iii) 2LG (故障条件: $\dot{V}_{F1} = \dot{V}_{F2} = \dot{V}_{F0}$, $\dot{I}_{F1} + \dot{I}_{F2} + \dot{I}_{F0} = 0$)

$$\begin{aligned} \dot{I}_{F1} &= ([\dot{Z}_{GF1}]^t \{\dot{I}_{G1}\} + [\dot{Z}_{DF1}]^t \{\dot{I}_{D1}\}) \cdot \dot{Y}_{F1} - [\dot{Z}_{DF1}]^t \{\dot{I}_{D2}\} \cdot \dot{Y}_{F2} \\ \dot{I}_{F2} &= -([\dot{Z}_{GF1}]^t \{\dot{I}_{G1}\} + [\dot{Z}_{DF1}]^t \{\dot{I}_{D1}\}) \cdot \dot{Y}_{F2} - [\dot{Z}_{DF1}]^t \{\dot{I}_{D2}\} \cdot \dot{Y}_{F1} \\ \dot{I}_{F0} &= -\dot{I}_{F1} - \dot{I}_{F2} \end{aligned} \quad (4.13)$$

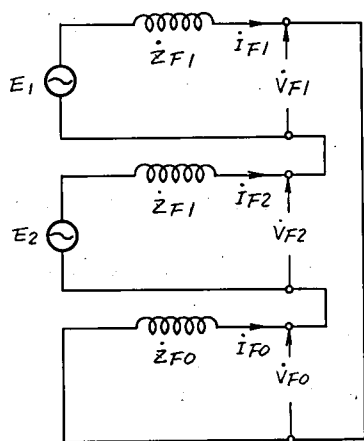
$$\text{ここで, } \dot{Y}_{F1} = (\dot{Z}_{F0} + \dot{Z}_{F1}) / (2\dot{Z}_{F0} + \dot{Z}_{F1}) \dot{Z}_{F1}$$

$$\dot{Y}_{F2} = \dot{Z}_{F0} / (2\dot{Z}_{F0} + \dot{Z}_{F1}) \dot{Z}_{F1}$$

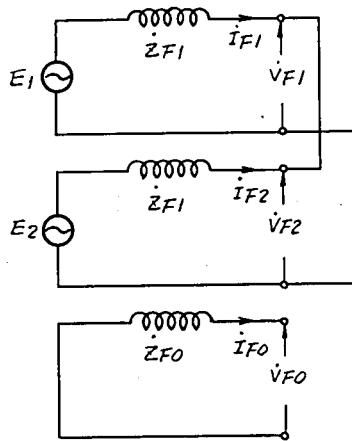
(iv) 3LG (故障条件: $\dot{V}_{F1} = \dot{V}_{F2} = \dot{V}_{F0} = 0$)

$$\begin{aligned} \dot{I}_{F1} &= ([\dot{Z}_{GF1}]^t \{\dot{I}_{G1}\} + [\dot{Z}_{DF1}]^t \{\dot{I}_{D1}\}) / \dot{Z}_{F1} \\ \dot{I}_{F2} &= [\dot{Z}_{DF1}]^t \{\dot{I}_{D2}\} / \dot{Z}_{F1} \\ \dot{I}_{F0} &= 0 \end{aligned} \quad (4.14)$$

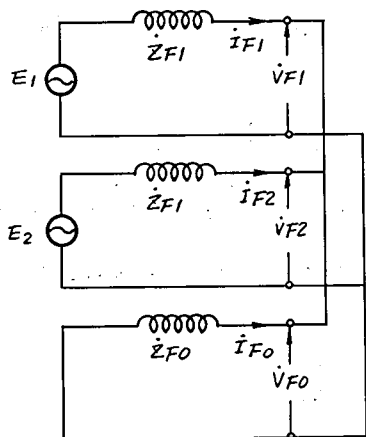
以上の故障計算は、第4.7図に示す等価回路によって計算しうる事がわかる。各ノードの電圧対称成分は、(4.8)～(4.10)式のそれぞれ上3式で計算できる。



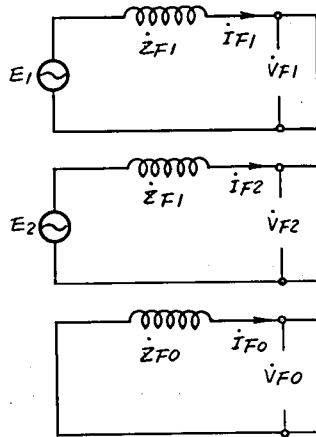
(a) 1線地絡 (1LG)



(b) 2線短絡 (2LS)



(c) 2線地絡 (2LG)



(d) 3線地絡 (3LG)

$$E_1 = (\dot{Z}_{GF1})^t \{I_{G1}\} + (\dot{Z}_{DF1})^t \{I_{D1}\}$$

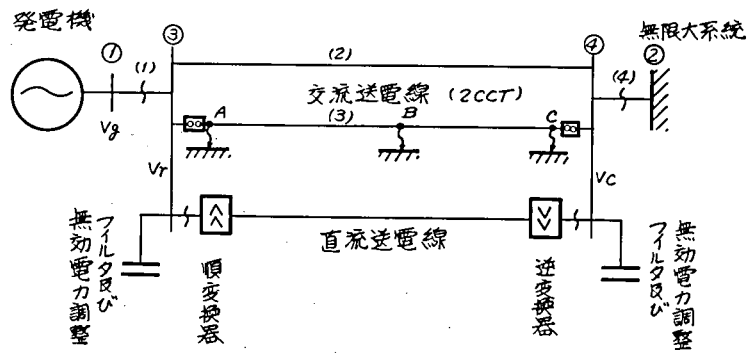
$$E_2 = (\dot{Z}_{DF1})^t \{I_{D2}\}$$

第 4.7 図 直流系統を考慮した故障計算等価回路

4.3 模擬送電線による実証

4.3.1 解析の対象とした交直並列系統

第 4.8 図に示す交直並列送電系統を対象として、本解析手法による計算結果と、模擬送電線による実験結果との比較を行なう。第 4.8 図の系統の諸元を第 4.1 表に示す。この場合、発電



第 4.8 図 交直並列送電システムモデル

第 4.1 表 解析に用いた諸元

(a) 交流送電系統 (3 kVA , 100 V ベース)

ブランチ	正相インピーダンス	零相インピーダンス
(1)	$0.02 + j 0.23$ (p.u.)	同 左
(2)	$0.136 + j 1.116$ "	
(3)	$0.136 + j 1.116$ "	
(4)	$0.02 + j 0.23$ "	

(b) 直流系統 (3 kVA , 250 V ベース)

項 目	定 数
変換器用変圧器	$j 0.3$ p.u. (自己ベース 0.17 p.u.)
直流リアクトル	4.4 p.u. (0.3 H)
直 流 線 路	0.2 p.u. (4.2Ω)
フィルター及び調相容量	0.33 p.u. (1 kVA)

(c) 発電機 (3 kW , 220 V ベース)

項 目	定 数 (p.u.)
同期リアクタンス	$x_d = 0.645$, $x_q = 0.430$
過渡リアクタンス	$x'_d = 0.204$
次過渡リアクタンス	$x''_d = 0.162$, $x''_q = 0.162$
過渡界磁開放時定数	$T_{d0} = 0.257 \text{ sec}$
次過渡時定数	T''_d , $T''_q = \text{数 m sec}$
交流分減衰時定数	$T_a = 100 \text{ m sec}$
慣性定数	$M = 7.16 \text{ sec}$

機の制御系 (AVR , ガバナー) および直流系統の定電力制御 , 定電圧制御が動作しないものとして解析を行なう。なお直流系統の制御系 (定電流制御 , 定余裕角制御) の定数は , 第 4.2 表に示す通りである。

第 4.2 表 直流系統の制御定数

項 目	定 数
定電流制御	$K_c = 10 / \text{p.u.}$ (制御角 180° を 1) $T_c = 0.1 \text{ sec}$, $T_{cd} = 0.005 \text{ sec}$
定余裕角制御	$K_1 = 0.08 / \text{p.u.}$, $K_2 = 0.2 / \text{p.u.}$ $T_1 = 0.003 \text{ sec}$, $T_2 = 0.03 \text{ sec}$
リミッタ定数	$\alpha_{rmin} = 5^\circ$, $\alpha_{rmax} = 100^\circ$ $\alpha_{imin} = 100^\circ$, $\alpha_{imax} = 140^\circ$

第 4.5 図参照 (直流系統ベース)

4.3.2 定常時の比較

定常時の運転状態の一例として , 第 4.3 表に計算結果と実験結果の比較を示す。ここに示すように , 実験結果は他の目的の解析であるため有効成分のみしか得られていないが , それぞれの計算結果が十分実験結果と一致していることがわかる。

4.3.3 交流系統故障中の交流電圧

第 4.8 図に示した交直並列送電系統の交流送電線の 1 回線の A , B , C 点で 3 線地絡 (3 LG) ,

第4.3表 定常時の値

項 目	計 算 結 果	実 験 結 果
発 電 機 出 力 (P_g)	$0.97 + j 0.23$	$0.97 + j 0.20$
発 電 機 端 子 電 圧 (V_g)	$1.10 \angle 30.6^\circ$	1.10
順 変 換 器 電 力 (P_r)	$0.63 + j 0.41$	0.51
逆 変 換 器 電 力 (P_i)	$-0.57 + j 0.39$	-0.43
順 変 換 器 端 子 電 圧 (V_r)	$1.05 \angle 19.7^\circ$	1.07
逆 変 換 器 端 子 電 圧 (V_i)	$1.07 \angle 10.2^\circ$	1.04
制 御 角	$\alpha_r = 11.3^\circ$, $\alpha_i = 135.2^\circ$	$\alpha_r = 18^\circ$, $\alpha_i = 133^\circ$
電 圧 位 相 差	$\theta_{g-i} = 20.3^\circ$, $\theta_{g-r} = 10.9^\circ$	$\theta_{g-i} = 20^\circ$, $\theta_{g-r} = 8^\circ$
文 流 線 路 潮 流 (P_{ac})	$0.28 + j 0.14$	0.43

単位：p.u.

およびC点で2線地絡(2LG)と1線地絡(1LG)を発生させた場合の、故障中の各ノードの交流電圧の計算値と実験値を第4.4表に示す。この表に示すように、3線地絡時の交流電圧の計算結果と実験結果の差は最大0.1 p.u.で、計算結果のほうが高い値を示している。この理由としては、模擬送電線の発電機のダンパ回路の抵抗分が大きい^{*}ため、磁束の減衰が速く内部電圧が保持されない、無限大系統のバックインピーダンスが0でないため電圧低下が生ずるなどが考えられる。

一方2線地絡、1線地絡では、実験結果では各相電圧に非理論高調波電流による電圧高調波成分が重畳するため波高値がアンバランスとなり、計算結果とのバラツキが生じている。

以上のように、平衡・不平衡時の交流電圧の大きさについて、計算結果と実験結果が概略一致することが確かめられ、前に述べた故障計算法の有効性が実証できた。

4.3.4 過渡安定度の比較

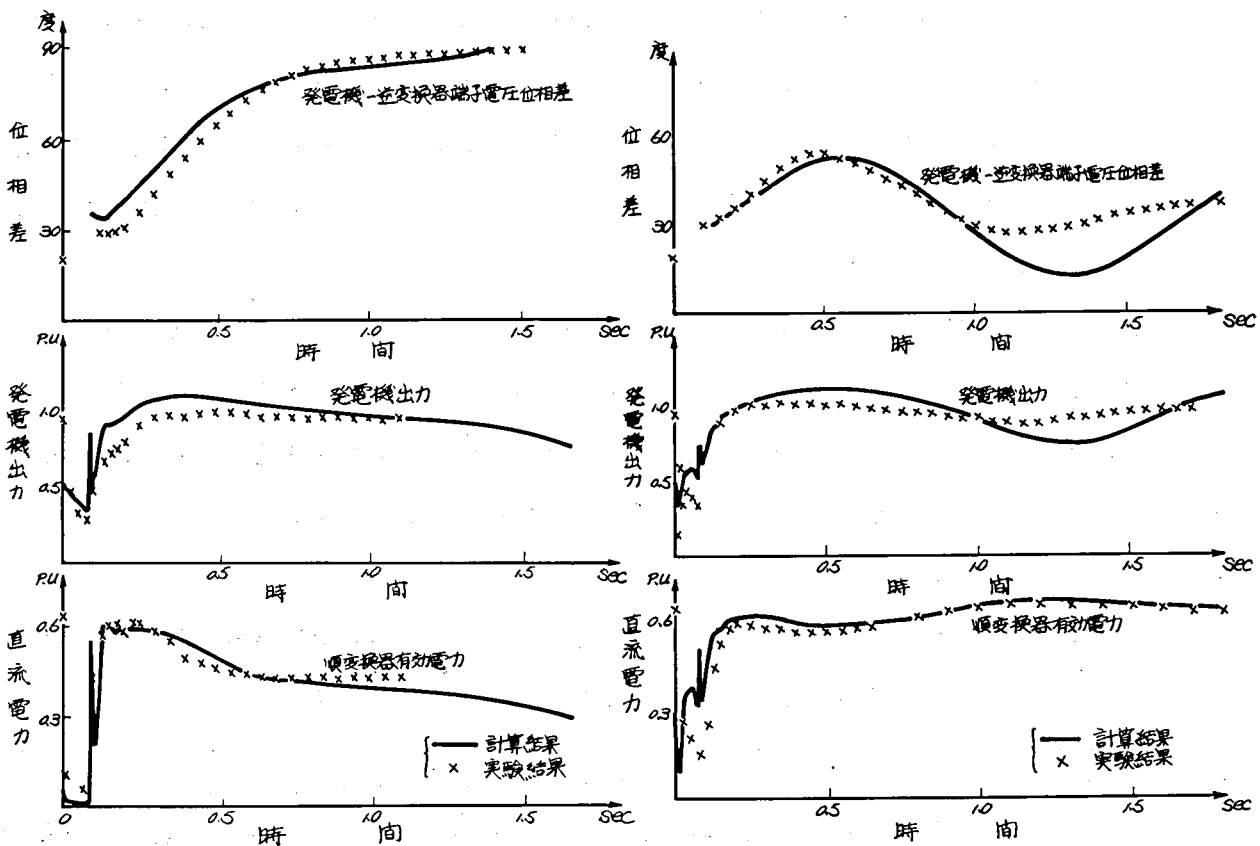
次に上記の故障が4サイクル間継続後、故障回線を遮断した後の、発電機および直流系統の動揺について、計算結果と実験結果の比較を第4.9図(a)～(e)に示す。

脚註 * ダンパ回路の抵抗分がある値以上大きい場合は解析手法上限界がある。

** 交流電圧整流相数をnとした場合 $6n \pm 1$ 次の高調波電流を理論高調波電流と呼び、これ以外の次数を非理論高調波電流と呼ぶ。

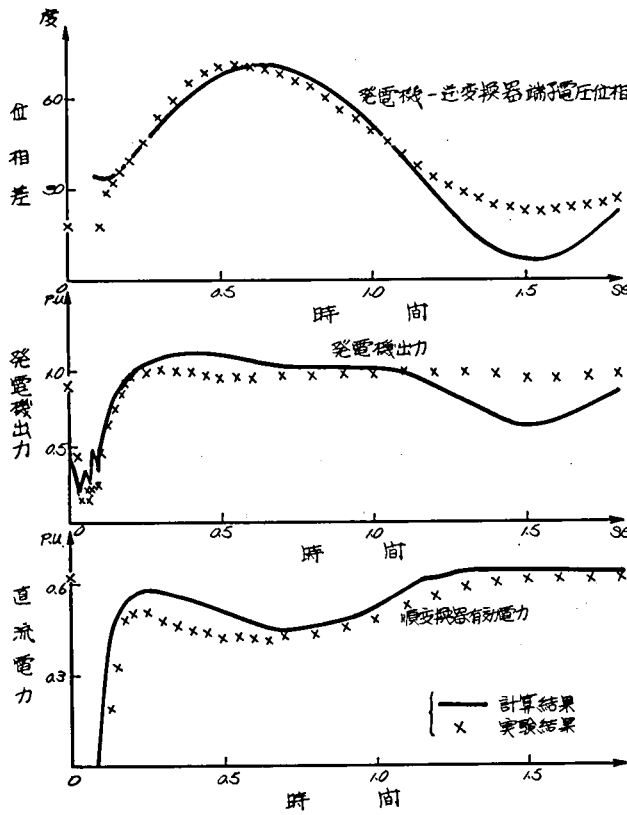
第 4.4 表 交流系統故障中の交流電圧

試験ケース		計算結果			実験結果		
順変換器端 (A点)	Vg	0.58			0.54		
	Vr	0.10			0.10		
	3線地絡 Vi	0.81			0.69		
中間点 (B点)	Vg	0.86			0.81		
	Vr	0.56			0.55		
	3線地絡 Vi	0.67			0.62		
逆変換器端 (C点)	Vg	0.82			0.74		
	Vr	0.48			0.47		
	3線地絡 Vi	0.17			0.10		
逆変換器端 (C点)	Vg	0.94	0.86	0.89	1.01	0.72	0.91
	Vr	0.85	0.50	0.53	0.82	0.53	0.74
	2線地絡 Vi	0.99	0.16	0.16	0.72	0.35	0.23
逆変換器端 (C点)	Vg	0.90	0.98	0.96	0.94	1.10	0.90
	Vr	0.51	0.84	0.83	0.80	1.0	0.92
	1線地絡 Vi	0.16	0.01	0.04	0.26	0.97	0.97

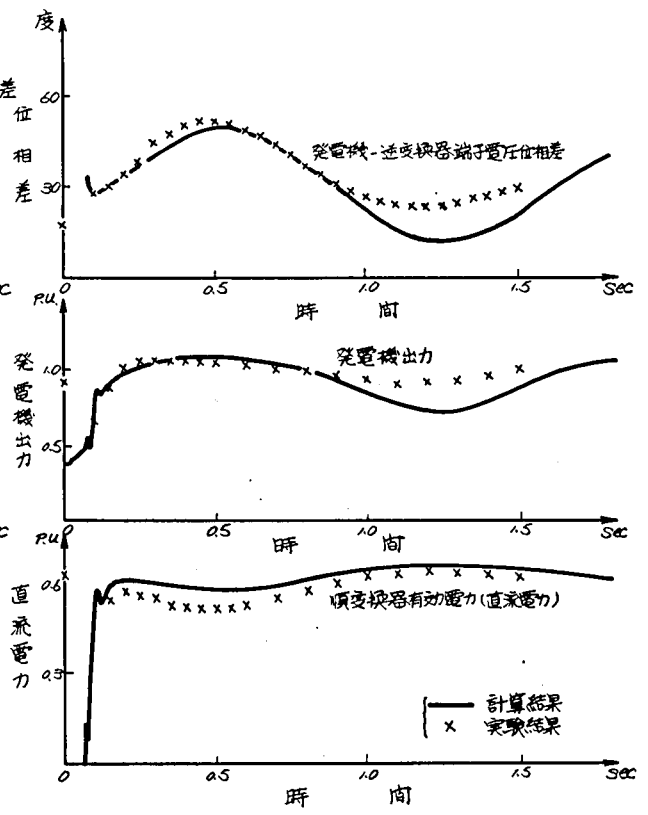


第 4.9 図(a) 順変換器端 (A点) 3 LG後の動揺

第 4.9 図(b) 中間点 (B点) 3 LG後の動揺



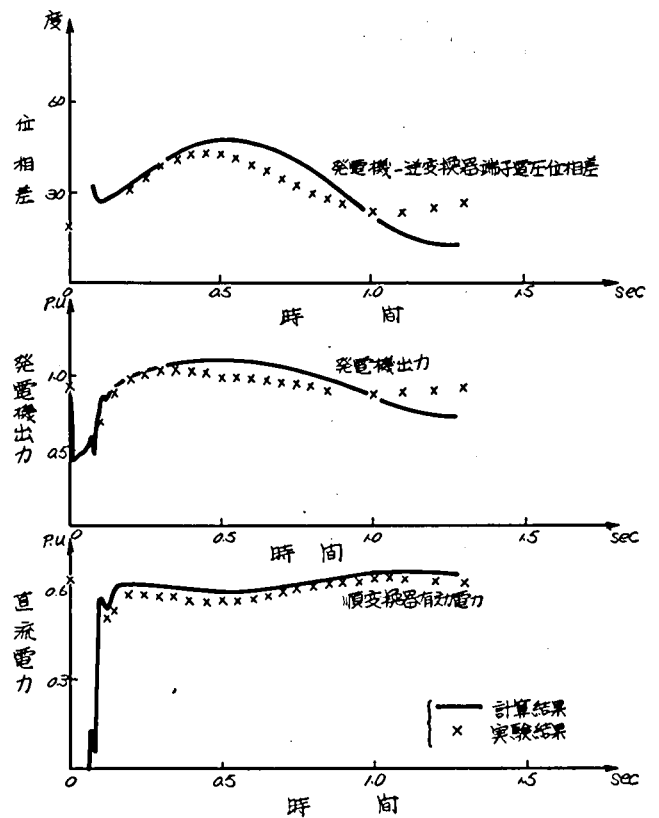
第4.9図(c) 逆変換器端(C点)3LG後の動揺



第4.9図(d) 逆変換器端(C点)2LG後の動揺

(a) ~ (c) は3線地絡の平衡故障の場合で、計算結果を実線(—)，実験結果を×印で示している。これらの結果から電圧位相差の動揺および発電機出力・直流電力の動揺が、計算結果と実験結果で故障後約1秒まで良く一致していることがわかるが、1秒以後実験結果のほうが発電機のダンパ回路によりダンピングが効いていることがわかる。すなわち模擬送電線による発電機のダンパ抵抗が大きい点が、本解析手法では十分に表現できないためによる。また(d),(e)の不均衡故障に対しても、同様の点が指摘できる。

一方順変換器端の3線地絡〔(a)図〕と逆



第4.9図(e) 逆変換器端(C点)3LG後の動揺

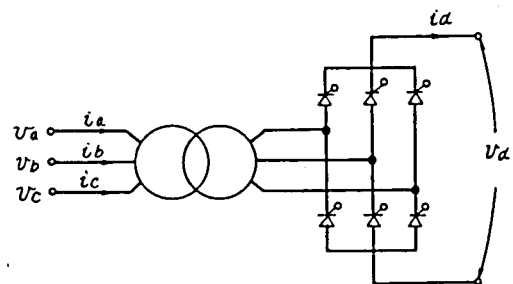
変換器端の3線地絡〔(c)図〕とを比較して明らかなように、逆変換器端の場合も発電機の動揺が大きくなることがわかる。この現象は交流送電線の場合には、発電機より地絡点が遠方になるほど発電機の動揺が小さくなることと異なっている。これは逆変換器端故障に対しても、順変換器端故障と同様に直流電力が、故障中に直流系統を通過しないため、順変換器端と逆変換器端の故障の相違は、交流送電線の損失分が発電機の加速を抑えるかどうかにある。

4.4 フーリエ変換による順・逆変換器の表現

前述のように、断続回路による順・逆変換器表現を用いた解析手法は、交流・直流系統の種類の故障に対して、十分な解析が行ないうることを確かめたが、計時時間の面でかなり不利である（第4.8図のモデル系統で交流系統のみの場合の4倍以上）。この点を解決するために、フーリエ変換による順・逆変換器の表現法を開発した。この表現法について、その導出を行うとともに、前述の断続回路表現との比較検討を行なった。

4.4.1 順・逆変換器の数式表現

第4.10図に示す順・逆変換器モデルについて、交流電圧 v_a, v_b, v_c および直流電流 i_d から、直流電圧 v_d と交流電流 i_a, i_b, i_c は、以下の様に表わすことが出来る。



第4.10図 順・逆変換器モデル

〔直流電圧〕

$$v_d = f_a \cdot v_a + f_b \cdot v_b + f_c \cdot v_c \quad (4.15)$$

〔交流電流〕

$$i_a = f'_a i_d, \quad i_b = f'_b i_d, \quad i_c = f'_c i_d \quad (4.16)$$

ここで f_a, f_b, f_c 及び f'_a, f'_b, f'_c は第4.11図に示す実線と破線のパルス関数である。(a)は通常転流モードに於けるパルス関数で、(b)は転流モードが変化した場合のパルス関数である。

次に交流電圧 v_a, v_b, v_c と i_d を、基本波成分 $\dot{V}_a, \dot{V}_b, \dot{V}_c$ と平均値 I_d のみと考えると、直流電圧平均値 V_d と交流電流実効値 $\dot{I}_a, \dot{I}_b, \dot{I}_c$ は、次式の様に表わすことが出来る。

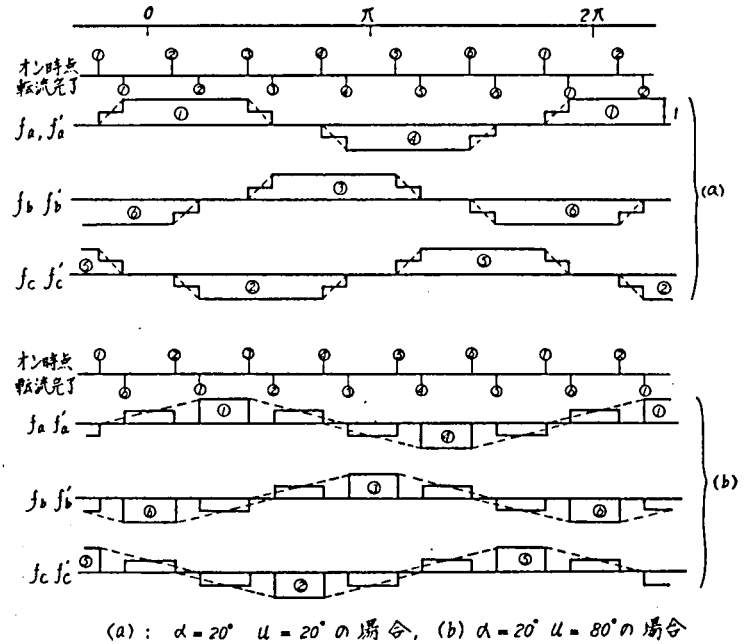
$$V_d = \text{Real} \{ \dot{V}_a \cdot \bar{C}_a + \dot{V}_b \cdot \bar{C}_b + \dot{V}_c \cdot \bar{C}_c \} \quad (4.17)$$

$$\dot{I}_a = \dot{C}'_a \cdot I_d, \quad \dot{I}_b = \dot{C}'_b \cdot I_d, \quad \dot{I}_c = \dot{C}'_c \cdot I_d \quad (4.18)$$

ここで $\dot{O}_a, \dot{O}_b, \dot{O}_c$ 及び $\dot{O}'_a, \dot{O}'_b, \dot{O}'_c$ は, f_a, f_b, f_c 及び f'_a, f'_b, f'_c をフーリエ変換して求めた基本波成分で, 一は共役素数を示す。

4.4.2 断続回路表現との比較

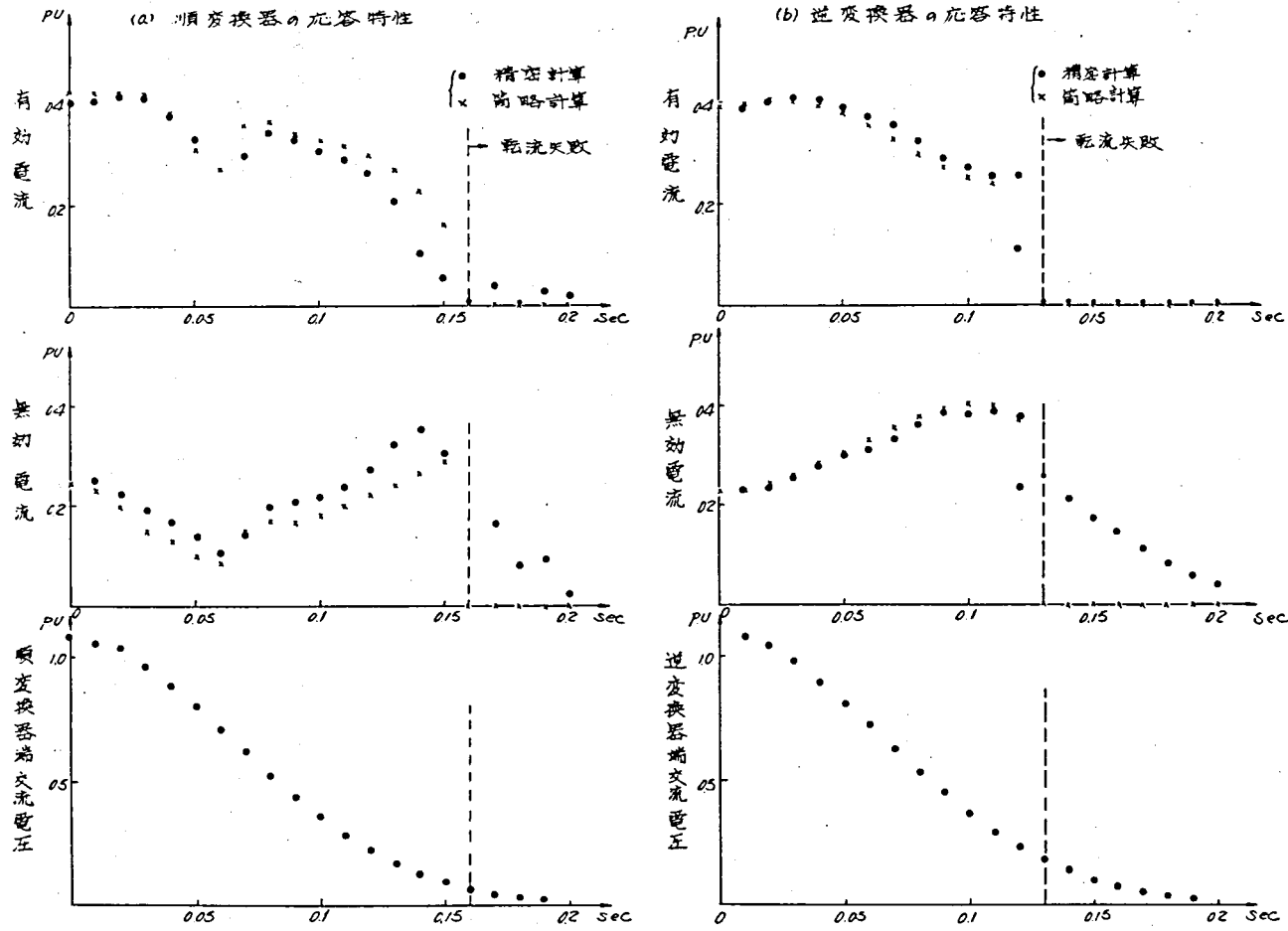
先ず, 順・逆変換器の特性を比較するために, 変換器の交流電圧を徐々に低下した場合の, 順・逆変換器の有効・無効電力の変化を第4.12図に示す。この図に示す様に, 順変換器では交流電圧が0.3 p.u 以上, 逆変換器では0.2 p.u 以上の範囲では十分一致していることがわかる。



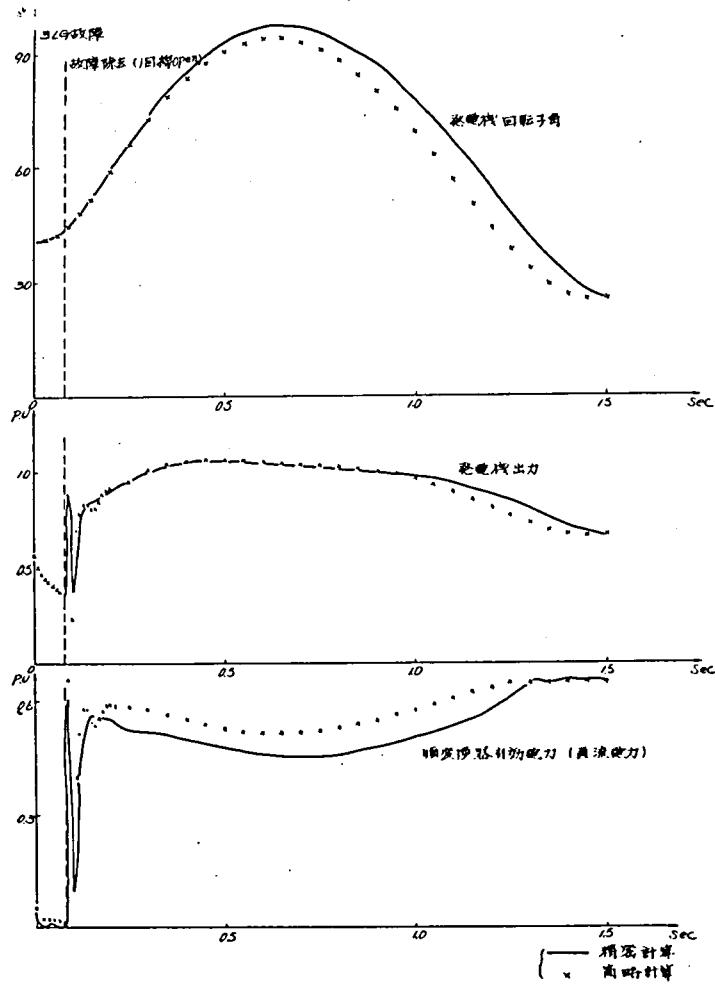
第 4.11 図 順・逆変換器のパルス関数

一方上記の変換器表現を安定度計算に適用した場合の比較を第4.13図に示す。第4.13図 (a) は, 第4.8図のモデル系統のA点(順変換器至近端)での交流3LG故障後の発電機と直流系統の動きを示し, (b) はB点(中間点)での交流3LG故障後の動きを示す。第4.13図 (a) に示す様に, 順変換器至近端での故障後の直流電力は, 精密計算(断続回路表現)のほうが簡略計算(フーリエ変換表現)よりも低くなっており, この分だけ交流送電線の送電電力が増し, 発電機の位相角が若干大きく振れている。この理由は第4.12図に示した特性の差(交流電圧が低い領域では, 断続回路表現のほうがフーリエ変換表現より, 有効電力が低いめで無効電力が高いめに出ている)によるものと考えられる。一方, 中間点の故障では, 第4.13図 (b) に示す様に直流系統と発電機の動作はほとんど一致している。いずれにしても, フーリエ変換による変換器表現は, 断続回路表現とかなり良い一致が見られる。

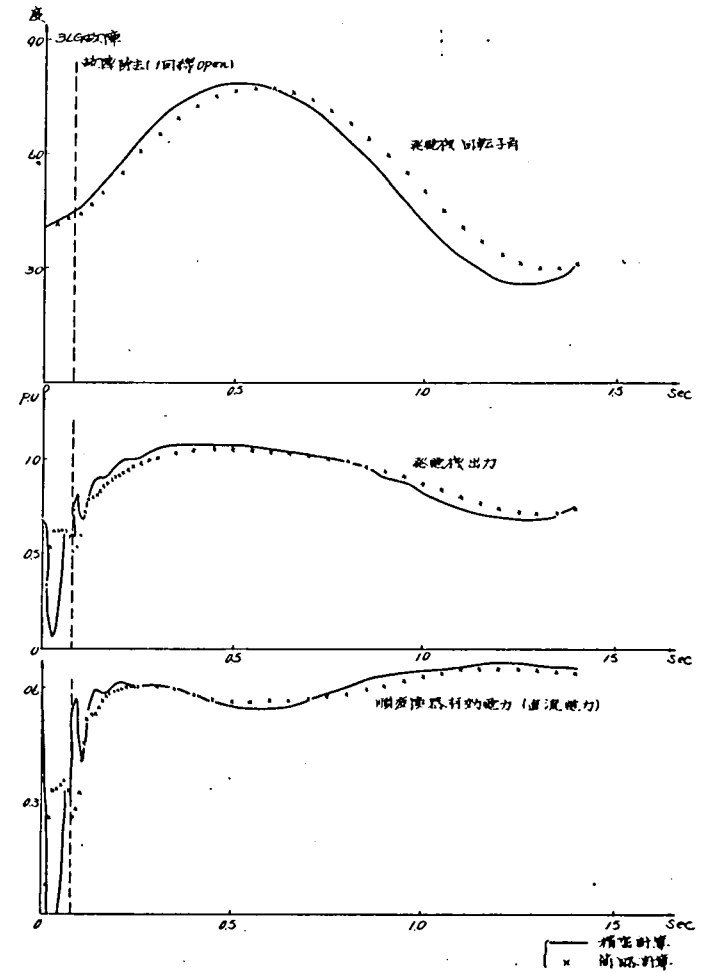
以上の結果から, フーリエ変換による順・逆変換器の表現は, 過渡安定度の解析に充分適用出来る。なおフーリエ変換による表現では, 直流系統の解析時間は, 断続回路による表現の $1/10$ 近くになる。



第4.12図 交流電圧低下に対する順・逆変換器交流電流の応答特性



第 4.13 図 (a) 精密計算と簡略計算の比較
(順変換器端 3 L G 故障)



第 4.13 図 (b) 精密計算と簡略計算の比較
(中間点 3 L G 故障)

4.5 解析手法についての考察

交直連系系統の過渡安定度を解析するため、従来用いられて来た直流系統の順・逆変換器の定常特性表現に対して、断続回路表現を新たに適用し、交流系統の不均衡故障および順・逆変換器至近端での故障について解析を可能とした。また、フーリエ変換による順・逆変換器表現を適用することによって、断続回路表現と同等の解析が可能となった。以下にこれらの解析法によって明らかとなった事項を述べる。

- (1) 順・逆変換器から流出する交流電流を、正相・逆相の電流源として取り扱うことにより、不均衡故障時の直流系統を含む故障計算が可能とした。
- (2) 順・逆変換器の断続回路表現を用いた解析結果と実験結果との比較では、発電機動揺の第一波は十分一致しているが、第二波以降では模擬送電線固有のダンピングにより、差が生じている。
- (3) 順・逆変換器のフーリエ変換による表現は、断続回路表現とほぼ同等の結果が得られる。フーリエ変換による表現により、不均衡故障および順・逆変換器至近端での故障に対しても十分解析可能である。

第 5 章 結 論

交直連系系統の動特性解析手法として、(1)直流系統の事故現象の解析、(2)並列コンデンサ投入時の逆変換器の転流失敗の解析、(3)交直連系系統の過渡安定度の解析、に対して、順・逆変換器の断続回路の表現法を、グラフ理論の適用によって開発し、それぞれの現象について、実系統のデータもしくは模擬装置による実験結果との対比を行なって、それぞれの解析手法が十分に実用的であることを確かめた。

以下にそれぞれの解析および実証を行なうことによって得られた結論を述べる。

(a) 直流系統の事故現象の解析

- (1) 順・逆変換器を断続回路表現することによって、直流系統内で発生する事故に対して、十分な解析を行なうことができる。
- (2) 模擬装置による実験結果との対比の結果、本解析手法が十分に実用性のあることが確認できた。
- (3) 定常特性による順・逆変換器の表現法は、転流モードが異なる場合、交流電圧が不平衡となる場合には適用することができず、また順・逆変換器の失弧、直流線路の地絡に対しても、振動の周期が異なる。

(b) 並列コンデンサ投入時の逆変換器の転流失敗の解析

- (1) 交流系統の集中定数回路に、グラフ理論を適用することによって、並列コンデンサ投入時の交流電圧の歪みによる逆変換器の転流失敗を解析し、実系統の試験結果との対比から十分一致することが確かめられた。
- (2) 並列コンデンサ投入時の逆変換器の転流失敗を解明した結果、交流電圧の歪み方が転流失敗に大きく影響することが明らかとなった。
- (3) 転流失敗の防止対策として、フィルタ設計が重要であることを明らかとした。

(c) 交流系統不平衡故障時の交直連系系統の過渡安定度解析

- (1) 直流系統の断続回路表現と、交流系統の対称座標法とを結びつけることにより、交流系統の不平衡故障、順・逆変換器端故障時の過渡安定度解析を可能とした。
- (2) 模擬送電線による実験結果との対比の結果、本解析手法の実用性を確かめた。
- (3) 順・逆変換器をフーリエ変換により表現することで、断続回路表現と同様、不平衡故障、順・逆変換器至近端故障にも適用出来る。

最後に、順・逆変換器の表現法について、その表現法の特徴を第 5.1 表に、また評価を第 5.2 表に示す。この表から明らかな様に、直流系統の内部異常現象の解析、交流系統過渡現象に対する直流系統の動作特性の解析には、断続回路表現が有効である。一方直流系統を含む交流系統の動特性解析のためには、計算時間の面でフーリエ変換表現が有効であり、不平衡故障に対しても十分計算精度が保たれる。

第 5.1 表 交直変換器の表現

順・逆変換器の表現法	解 析 法	電圧・電流の表現	特徴並びに適用範囲
断続回路表現	変換器をグラフ表現しパルプのオン・オフ状態に応じて自動的に微分方程式を変化させながら解く。	瞬時値・ 3相表現	<ul style="list-style-type: none"> ○変換器の転流モード変化に対応できる。 ○交流電圧歪みに対する転流現象が解析できる。 ○交流電圧大幅低下、不平衡時の解析可。 ○変換器の異常現象が解明できる。
フーリエ変換による表現	直流電圧 E_d は $E_d = \text{Real} \{ \bar{C}_a \cdot \dot{E}_a + \bar{C}_b \dot{E}_b + \bar{C}_c \dot{E}_c \}$ 交流電流 I_a, I_b, I_c は $\dot{I}_a = \dot{C}_a I_d, \dot{I}_b = \dot{C}_b I_d, \dot{I}_c = \dot{C}_c I_d$ ここで $\dot{C}_a, \dot{C}_b, \dot{C}_c$ はパルプのオン・オフに応じた矩形波のフーリエ変換により得られる。	実効値・ 平均値・ 3相または 単相表現	<ul style="list-style-type: none"> ○不平衡交流電圧時の変換器特性が解析可 ○交流電圧が 0.2 p.u. 以上なら、十分精度が保たれる。 ○実効値・平均値であるため、転流限界を求める解析には不適當
定常特性表現	直流電圧 E_d は $E_d = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} E_{ac} \cos\alpha - \frac{3}{\pi} X I_d$ 交流電流 I_{ac} は $I_{ac} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} I_d$ ここで I_d 直流電流, E_{ac} 交流電圧, α 制御角, X 転流リアクタンス	実効値・ 平均値・ 単相表現	<ul style="list-style-type: none"> ○簡便な手法である。 ○交流電圧が 0.5 p.u. 以上なら、十分精度が良い。 ○不平衡交流電圧に対しては適用出来ない

第 5.2 表 順・逆変換器の表現手法の評価

解析対象	解析項目	断続回路による表現	フーリエ変換による表現	定常特性による表現
直流系統の異常現象	直流線路地絡時の故障電流	○	—	△*
	順・逆変換器失弧時の過電圧・過電流	○	—	△*
	順変換器母線短絡時の過電流	○	—	×
	逆変換器負荷遮断時の過電圧	○	—	×
交流系統過渡現象に対する直流系統の動作特性	並列コンデンサ・負荷投入時の転流失敗限界	○	×	×
	交流系平衡・不平衡時の動作特性	○	×	×
	発電機と直流系統の高調波電流	○	×	×
交流系統の動特性	交流電圧安定度	△**	○	△*
	不平衡故障時の過渡安定度	△**	○	△*
	平衡故障時の過渡安定度	△**	○	△*
	定態安定度	△**	○	○

○ 適切, × 不適切

△* 解析の精度上適切とは言えない。

△** 計算時間の面で適切とは言えない。

終わりに、本論文を取り纏めるに当って、多くの方々から御指導、御鞭撻をいただいたことを銘記する。

本論文の構成および各章の内容について、繰り返し御査読下さった、京都大学工学部上之園親佐教授に深く感謝致します。

また本論文は、電力中央研究所での筆者の研究の一部を取り纏めたものであり、研究の遂行に当って始終御指導、御助言並びに激励下さった、尾出和也企画部部長、上之園博電力技術研究所副所長、町田武彦電力システム部部長に深く感謝するとともに、日頃研究を進める上で種々アドバイスをいただいた、直流系統研究室室長吉田幸雄氏、電力回路研究室室長植田清隆氏、実験等で御協力下さった、直流系統研究室石川巖氏に深く感謝致します。

なお本論文の作成に際しては、京都大学工学部林宗明教授をはじめ多くの方々の激励をいただいたことを感謝します。

参 考 文 献

I. 主なる文献

a. 第1章関係

- (1) 電気学会直流送電専門委員会, 「高電圧直流送電」 電気協同研究, 第19巻, 第6号 (1963).
- (2) I. Boksjo, et al., "Thyristor Valves for the Extension of the Gotland HVDC transmission", ASEA Journal, Vol.44, No.1 (1971).
- (3) 超高圧電力研究所, 「サイリスタによる大型高電圧交直流変換装置の実用化試験研究」 総合報告書 (1976).
- (4) J. E. Hudson, et al., "EHV-DC Simulator", IEEE, Trans. on PAS., Vol. PAS-85, No.11 (1966).
- (5) J. J. Dougherty, et al., "The EEI AC/DC Transmission Model", IEEE, Trans. on PAS., Vol. PAS-87, No.2 (1968).
- (6) 400 kV-Forschungsgemeinschaft e.V., "Ein Rückblick zum 20 jährigen Bestehen", Bericht Nr.27, (1971).
- (7) サイリスタ研究委員会, 「基礎研究用サイリスタ変換装置の仕様に関する調査研究」, 電力中央研究所研究報告, No.69011 (1969).
- (8) E. Uhlmann, "The Representation of an H.V.D.C. Link in a Network Analyzer", CIGRE., 404 (1961).
- (9) 町田, 「直流送電線路における内部異常電圧について」 電力中央研究所技術研究所報告, No.電力62024, (1963).
- (10) 例えば, E. Uhlmann, "AC Network Stabilisation by DC Link", CIGRE, Session 24-32-01 (1971).
- (11) G. D. Breuer, et al., "Comparison of HVDC Simulator and Digital Computer Programs for AC/DC System Studies", IEEE, Conference Paper No.68 CP 38-PWR, (1967).
- (12) 例えば, N. G. Hingorani, et al., "Dynamic Simulation of HVDC Power Transmission Systems on Digital Computer", IEEE, Trans. on PAS, vol.

PAS-87, №4 (1968).

(13) 吉田, 「交直連系系統の交流電圧安定度と周波数制御」 電力中央研究所総合報告, №25 (1974).

(14) 吉田・林, 「直流送電系統のシミュレーション手法に関する研究—直流送電計算盤の開発と実証」, 電力中央研究所研究報告, №72021 (1972).

(15) P. C. Krause, et al., "A Hybrid Computer Study of a DC Power System", IEEE, Trans. on PAS, vol. PAS-87, №4 (1968).

b. 第2章関係

(1) 町田, 「直流送電線路における内部異常電圧について」, 電力中央研究所技術研究所報告 №電力62024 (1963).

(2) N. G. Hingorani, et al., "Dynamic Simulation of HVDC Power Transmission Systems on Digital Computers—Generalized Mesh Analysis Approach", IEEE, Trans. on PAS., vol. PAS-87, №4 (1968).

(3) J. Reeve, "Logic behaviour of h.v.d.c. convertors during normal and abnormal conditions", PIEEE., vol. 114, №12 (1967)

(4) P. G. O'Regan, et al., "Digital—Computer Simulation of transients in h.v.d.c. convertors with harmonic filters", PIEEE., Vol. 117, №2 (1970).

(5) D. B. Giener, et al., "Behaviour of h.v.d.c. links under balanced—a.c.—faults conditions", PIEEE, Vol. 118, №314 (1971).

(6) S. Williams, et al., "Fast digital computation of 3—phase thyristor bridge circuits", PIEEE., Vol. 120, №7 (1973).

(7) G. N. Revanker, "Topological approach to thyristor—circuit analysis", PIEEE., Vol. 120, №11 (1973).

(8) H. Eisenach, et al., "Digitale Nachbildung der Vorgänge in Stromrichter—schaltungen", ETZ—A, Bd. 92 (1971).

(9) R. Müller, "Erzeugung des Differentialgleichungssystems für die Simulation einer HGÜ—station mitmehrer Drehstrombruchen—schaltungen", ETZ—A, Bd. 93 (1972).

(10) P. Michelakakis, "Neues Verfahren zur digitalen Berechnung von stationären

und nichtstationären Vorgängen in 12 pulsigen Stromrichteranlagen", ETZ-A, Bd. 92 (1971).

- (11) J. L. Hay, et al., "Simplified Dynamic Simulation of HVDC System by Digital Computer", IEEE, Trans. on PAS., Vol. PAS-90, № 2 (1971).
- (12) G. D. Breuer, et al., "Comparison of HVDC Simulator and Digital Computer Programs for AC/DC System Studies", IEEE., 68CP38-PWR (1967).
- (13) H. Yamashita, et al., "Power Reversal Analysis for HVDC Interconnectors by Signal Flow Graph Method", IEEE., C74 336-4 (1974).
- (14) 町田他, 「直流送電系事故時の過電圧過電流特性」, 電力中央研究所研究報告 № 72058 (1972).
- (15) 林・町田, 「交直連系システムのシミュレーション手法に関する研究—直流送電システムのデジタル計算機によるシミュレーション手法の開発」, № 73036 (1973).
- (16) 林, 「直流系事故時のシミュレーション手法の検討」 電気学会誌, 95巻1号(1975).
c. 第3章関係

- (1) E. Rumf, et al., "Digital Simulation Studies on Overvoltage due to Oscillations caused by Transformer Inrush Currents", CIGRE., SC14, Item 8, 7 (1973).
- (2) J. P. Bowles, "Overvoltages in HVDC Transmission Systems Caused by Transformer Magnetizing Inrush Currents", IEEE., T73 433-0 (1973).
- (3) 寺田, 「並列コンデンサ投入時の変換器過渡過電圧の解析」, 電気学会誌, Vol. 92-B, № 2 (1972).
- (4) J. Reeve, et al., "Dynamic Fault Analysis for HVDC Systems with AC System Representation", IEEE., 71 TP 115-PWR (1970).
- (5) A. M. El-Serafi, "Digital Simulation of an AC/DC System in Direct-Phase Quantities", IEEE., F75505-8 (1975).
- (6) 林・町田, 「交直連系システムのシミュレーション手法に関する研究(その3)—並列コンデンサ投入による逆変換装置の転流失敗」 № 74030 (1974).
- (7) 林, 「並列コンデンサ投入時の逆変換装置の転流失敗とその防止対策」 電気学会誌, 95巻10号(1975).

(8) T. Hayashi, " An Analysis of Commutation Failure in case of Switching on Shunt Capacitor into AC System ", IEEE. A77 238-9.

d. 第4章関係

(1) C. D. Breuer, et al., " Studies of Large AC/DC Systems on the Digital Computer ", IEEE. Trans. on PAS., Vol. PAS-85, № 11 (1966).

(2) G. D. Breuer, et al., " Comparison of HVDC Simulator and Digital Computer Programs for AC/DC System Studies ", IEEE., 68 CP 38-PWR (1967).

(3) W. K. Marshall, et al., " A Simplified HVDC Link Representation for System Stability Studies ", IEEE., C74 434-7 (1974)

(4) J. F. Clifford, et al., " Digital Representation of a DC Transmission System and Its Controls ", IEEE. Trans. on PAS., Vol. PAS-89, № 1 (1970).

(5) J. Arrillaga, et al., " Transient stability performance of a 3-machine system including an h.v.d.c. link ", IEEE., Vol. 123, № 11 (1976).

(6) 町田, 「直流送電系の制御・保護方式の開発と安定度向上対策に関する研究」, 電力中央研究所技術研究所報告 № 65064 (1965).

(7) 小山, 「交直連系送電系統における平衡故障時の過渡安定度計算法」, 電気学会誌, Vol. 89-11, № 974 (1969).

(8) 林・町田・増茂, 「交直連系系統のシミュレーション手法に関する研究(その2) - 交直連系系統の潮流計算法の開発」 № 73068 (1973).

(9) 林, 「交直変換器の高調波電流の簡略計算法」, № 73003 (1973).

(10) 林, 「交直連系系統のシミュレーション手法に関する研究(その4) - 交流電圧変動を考慮した直流系統の過渡応答特性解析法」 № 175003 (1975).

(11) 林・町田, 「交直連系系統のシミュレーション手法に関する研究(その5) - 過渡安定度計算のための直流系統解析法」 № 175028 (1976).

(12) 林・植田, 「交直連系系統のシミュレーション手法に関する研究(その6) - 交流系統不平衡故障時の交直連系系統の動特性解析手法」, № 176037 (1977).

II. 著者の公表した文献

a. 電力中央研究所 研究報告

- (1) 吉田, 林, 「直流送電システムのシミュレーション手法に関する研究—直流送電計算盤の開発と実証」, №72021(1972).
- (2) 町田・林・専田・大森, 「直流送電系事故時の過電圧過電流特性」, №72058(1972).
- (3) 林, 「交直変換器の高調波電流の簡略計算手法」, №73003(1973).
- (4) 林・町田, 「交直連系システムのシミュレーション手法に関する研究—直流送電システムのデジタル計算機によるシミュレーション手法の開発」, №73036(1973).
- (5) 林・町田・増茂, 「交直連系システムのシミュレーション手法に関する研究(その2)—交直連系システムの潮流計算手法の開発」, №73068(1973).
- (6) 林・町田, 「交直連系システムのシミュレーション手法に関する研究(その3)—並列コンデンサ投入による逆変換装置の転流失敗」, №74030(1974).
- (7) 林, 「交直連系システムのシミュレーション手法に関する研究(その4)—交流電圧変動を考慮した直流システムの過渡応答特性解析法」, №175003(1975).
- (8) 林・町田, 「交直連系システムのシミュレーション手法に関する研究(その5)—過渡安定度計算のための直流システム解析法」, №175028(1976).
- (9) 林・植田, 「交直連系システムのシミュレーション手法に関する研究(その6)—交流システム不平衡故障時の交直連系システムの動特性解析手法」, №176037(1977).

b. 電気学会誌, IEEEへ投稿

- (1) 林・町田・久保木・渡辺・船木, 「交直連系点の電圧変動特性とその抑制対策—変換装置の無効電力制御による方式」, 電気学会誌, Vol.93-B, №8(1973).
- (2) T.Hayashi, et al., "Voltage Regulation Characteristics of AC-DC Interconnecting Point and its Suppression Method—Application of Automatic Reactive Power Control on Converter Station", IEEE., C73 148-4(1973).
- (3) 林, 「直流系事故時のシミュレーション手法の検討」, 電気学会誌, 95巻1号(1975).
- (4) 林, 「並列コンデンサ投入時の逆変換装置の転流失敗とその防止対策」, 電気学会誌, 95巻10号(1975).
- (5) T.Hayashi, "An Analysis of Commutation Failure in case of Switching on Shunt Capacitor into AC System", IEEE. A77 238-9.