



Title	短絡容量の小さな交流系統に接続された直流送電系統の制御方式に関する研究
Author(s)	渡部, 篤美
Citation	大阪大学, 1985, 博士論文
Version Type	VoR
URL	<a href="https://hdl.handle.net/11094/1951">https://hdl.handle.net/11094/1951</a>
rights	
Note	

*The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA*

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

The University of Osaka

短絡容量の小さな交流系統に接続された  
直流送電系統の制御方式に関する研究

昭和59年12月

渡部 篤美

短絡容量の小さな交流系統に接続された  
直流送電系統の制御方式に関する研究

昭和59年12月

渡部篤美

# 短絡容量の小さな交流系統に接続された 直流送電系統の制御方式に関する研究

## 目 次

第1章 緒 論 .....	1
第2章 高調波不安定現象の防止 .....	3
第2.1節 緒 言 .....	3
第2.2節 パルス間隔一定制御装置の構成 .....	4
第2.3節 位相同期部分の設計 .....	7
第2.4節 パルス間隔一定制御装置の特性 .....	11
第2.5節 パルス間隔一定制御装置を備えた変換装置の運転特性 .....	14
第2.6節 結 言 .....	23
参考文献 .....	26
第3章 電圧安定度の確保 .....	28
第3.1節 緒 言 .....	28
第3.2節 電圧安定度の解析法 .....	29
第3.3節 電圧安定度限界の計算結果 .....	39
第3.4節 電圧安定度を向上させるための制御方式 .....	53
第3.5節 結 言 .....	59
参考文献 .....	61
第4章 転流失敗の回避 .....	63
第4.1節 緒 言 .....	63
第4.2節 転流失敗領域の解析と実験 .....	64
第4.3節 転流失敗を減少させる制御方式とその効果 .....	82
第4.4節 結 言 .....	87
参考文献 .....	88
第5章 交直連系点の電圧制御と過電圧抑制 .....	89
第5.1節 緒 言 .....	89

第5.2節	無効電力調整設備の必要容量	90
第5.3節	静止型無効電力調整装置による交流電圧制御特性	95
第5.4節	静止型無効電力調整装置による過電圧抑制	106
第5.5節	静止型無効電力調整装置の過渡特性の解析	106
第5.6節	結 言	110
	参考文献	113
第6章	直流送電系統における交直変換装置制御方式	115
第6.1節	結 言	115
第6.2節	平常時の制御方式	116
第6.3節	交流系統故障時の制御方式	125
第6.4節	結 言	157
	参考文献	158
第7章	結 論	160
	著者の研究業績	162
	謝 辞	166

# 第 1 章 緒 論

サイリスタを用いた交直変換装置が開発され、その高い信頼性が検証されて以来、世界各地で多数の直流送電系統が計画される様になって来ている。また、その容量も大きなものが計画される傾向にあり、一方では、交流系統の連系用として系統の末端に接続される例が増えている。従って、直流送電容量に対する交流系統の短絡容量の比(Short Circuit Ratio: 以下短絡容量比またはSCRと略記する。)が小さい場合の運転制御技術が重要な課題とされている。

この様にSCRの小さな交流系統に接続された直流送電系統を安定に運転するためには、次の様な課題について技術開発を行う必要がある。

- (1) 高調波不安定現象の防止
- (2) 電圧安定度の確保
- (3) 転流失敗の防止
- (4) 交直連系点の電圧制御と直流送電系統急停止時の過電圧抑制

筆者はこれらの課題に対応するための制御方式を開発した。

本論文では、まず第2章において、高調波不安定現象の発生を防止するために開発したパルス間隔一定制御方式の位相制御装置について述べ、シミュレータ試験によって高調波不安定現象の問題を解決できたことを示す。

第3章では、まず、新たに提案した交直連系系統の電圧安定度判定法について述べ、この手法を用いて各種要因の影響を明らかにする。その結果によると、変圧器タップが追従する定常時に比べて、変換装置の位相制御が支配的に働く過渡時に電圧安定度の厳しい動作モードがある。そこで、力率一定制御と呼ぶ制御方式を提案し、この制御方式によると、定常時と同程度の電圧安定度が得られることを示す。

第4章では、逆変換装置の転流失敗について述べる。転流失敗は致命的な事故となることは少いが、直流系統の容量が大きい場合には交流系統に与える擾乱も大きくなるから、できるだけ避けることが望ましい。本章では、まず、交流系統故障により交流電圧が急に低下する場合には、いかに速い制御を行っても避けることのできない転流失敗領域が存在することを明らかにする。つぎにこの転流失敗領域を局限するためには、平常時の余裕角を大きくして置くのが最も効果的であることを考慮して新しい制御方式を提案し、シミュレータ試験によりその効果を明らかにする。

第5章では、SCRが小さい場合のもう一つの大きな課題である交直連系点の電圧制御と直流送電系統急停止時の過電圧抑制について述べる。ここでは、交直連系系統の特徴を考慮して提案する静止型無効電力調整装置(Static Var Compensator:以下SVCと略記する)の経済的な構成法とその制御法を述べ、その効果をシミュレーションにより明らかにする。

第2章～第5章で種々の制御方式を提案したが、第6章では、これらを統合した制御方式について述べる。SVCと直流送電系統は全く独立に制御するが、これは、SVCの制御装置故障時にも直流送電系統の運転は継続するとの方針に基づいて定めたものである。直流送電系統の制御については、パルス間隔一定制御方式を常時用いることとし、平常時の制御としては、第3章と第4章で提案した制御方式を統合した力率一定制御を提案する。交流系統故障時には、交流電圧が不平衡になっても等間隔の点弧パルスで制御する訳であるから、特別な制御方式が必要である。そこで、3つの相電圧、線間電圧の中で最小のものを選択し、その値に応じて制御角を定める方式を提案し、この方式の実用性をシミュレータにより検証する。

#### [単位法のベース]

本論文では単位法によって諸量を表わすが、そのベースは以下の通りである。

交流電圧：交直連系点の定格交流電圧（但し、変圧器直流巻線電圧は、直流巻線側の定格電圧）

交流電流：直流送電系統を定格運転した場合の変換装置交流側有効分電流

有効・無効電力及び短絡容量：直流送電系統の定格送電電力

直流電圧・電流：それぞれの定格値

## 第 2 章 高調波不安定現象の防止

## 第2章 高調波不安定現象の防止

### 第2.1節 緒言

交直変換装置における位相制御は、一般に交流電圧の零点を基準にして行われる。このため、わずかな交流電圧不平衡や波形歪が発生すると、基準点がずれるために、点弧パルスの位相も狂ってくる。点弧パルスの間隔が不整となると、 $6n \pm 1$ 次( $n = 1, 2, 3 \dots$ )以外のいわゆる非理論高調波が発生するが、これは定常的に発生する $6n \pm 1$ 次の理論高調波を吸収することを目的として設けられたフィルタでは吸収されず、交流電圧の波形歪を引き起す。これが更に点弧パルスの位相を狂わせ、最悪の場合には安定な運転が出来なくなる。これが、いわゆる高調波不安定現象であるが、交流系統のインピーダンスが大きい弱小交流系統に変換装置が接続される場合には特に波形が歪み易いため、十分な対策が必要である。

交流系統電圧に若干の不平衡や波形歪があっても、常に等間隔のパルスを発生させるパルス間隔一定制御方式を採用すると、非理論高調波の発生を抑制出来、高調波不安定現象を抑制する上で効果があるが、これを実用化するためには、次に記す課題を解決しなければならぬ。<sup>2.1)~2.6)</sup>

従来より等間隔のパルスを発生させるためには位相制御発振器(Phase Locked Oscillator: 以下P L Oと略記する)が用いられており、その周波数を一時的に変化させることによって、位相制御が行われる。ところが、交流電圧が不平衡になっても等間隔のパルスを発生させるためには位相同期ループ(Phase Lock Loop: 以下P L Lと略記する)の時定数を大きくする必要があり、一方では、この時定数を大きくすると、位相制御の応答特性が悪くなるという問題が出てくる。

筆者は、等間隔の基準位相パルスを作る位相同期部分と、このパルスを基準として制御回路から指定された位相のパルスを発生させる位相制御部分に分けることにより、この問題点を解決した。<sup>2.9)~2.12)</sup>

交流系統の周波数は急変することは無いので、位相同期部分の時定数は、パルスを等間隔に保つのに十分なだけ大きくできる。また、位相制御部分は、基準位相パルスを起点とする三角波を作り、制御電圧と一致する点で点弧パルスを発生させる方式とした。この方

式により、従来の各相制御方式の場合と同等の高い応答速度が得られるが、各相毎に回路を設けることになるので、各回路の特性を完全にそろえておくことが必要である。筆者の開発した装置では、デジタル回路を活用して3相の特性を完全に一致させている。

新しく開発した位相制御装置を備えた変換装置の運転特性をシミュレータにより、確認し、高調波不安定現象に関する問題点を解決できることを明らかにした。

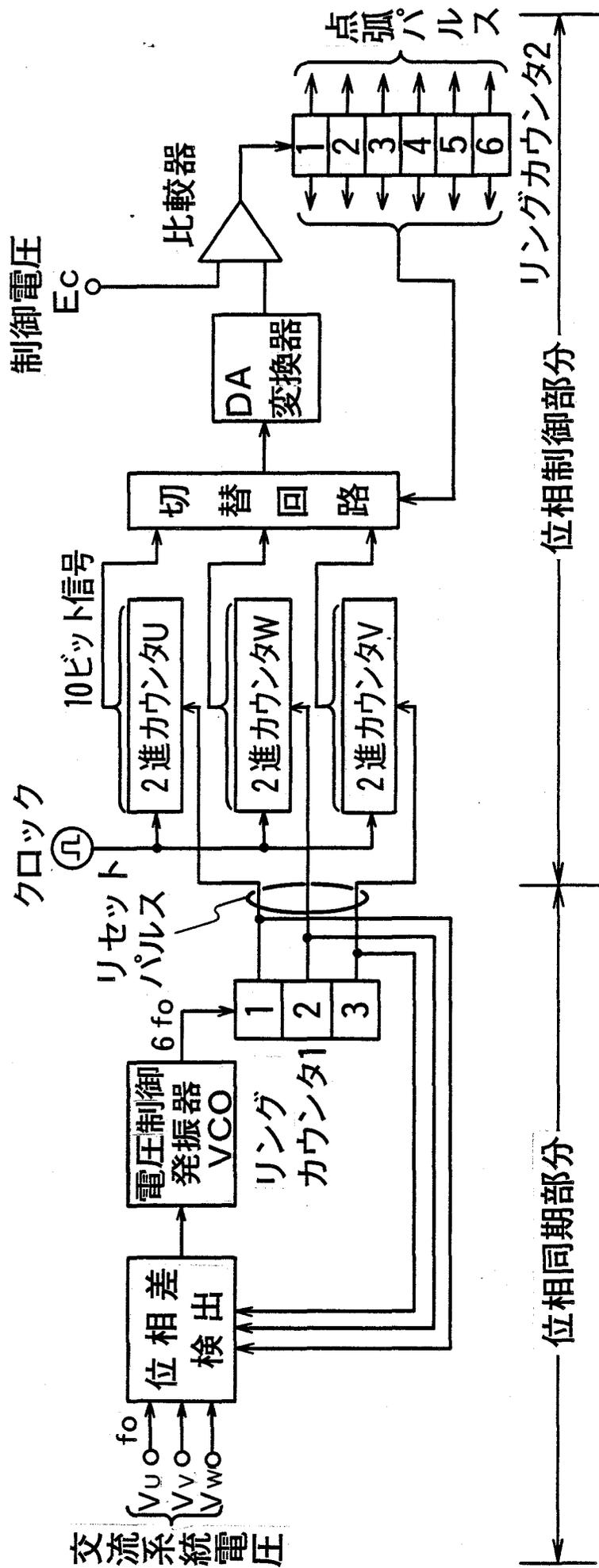
尚、本位相制御装置は新信濃周波数変換所及び北海道一本州直流連系装置に採用され順調な運転が続けられている。

## 第2.2節 パルス間隔一定制御装置の構成

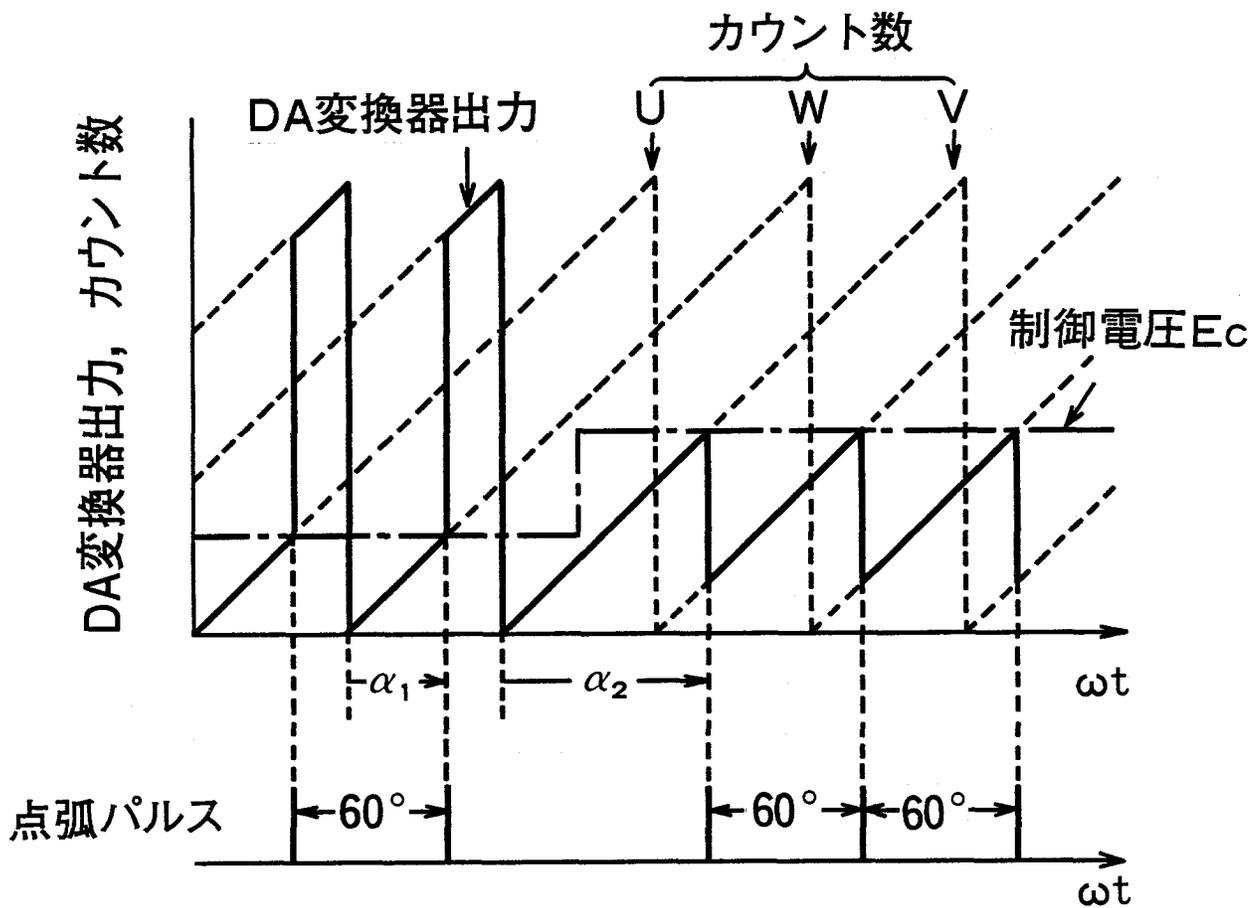
第2.1図に新しく開発したパルス間隔一定制御方式の位相制御装置の原理図を示す。この装置は大きく2つの部分に分けて構成した。一つは位相同期部分であり、他は、位相制御部分である。

位相同期部分は、位相制御発振器(Phase Locked Oscillator:以下P L Oと略記する)により構成される。第2.1図中の電圧制御発振器(Voltage Controlled Oscillator:以下V C Oと略記する)の出力はリングカウンタ1によって3相に分配され、その各々と3相交流電圧 $V_U$ 、 $V_V$ 、 $V_W$ の零点が規定の位相関係となる様にV C Oの周波数が定まる。即ち、V C Oは交流系統の電圧と同期しており、交流系統の周波数 $f_0$ の6倍の発振周波数を持つことになる。この部分は、間隔一定の同期パルスを作ることを目的とするから、交流系統の周波数変動に追従できる範囲でP L Oループの時定数を大きくとることができる。

位相制御部分は、3相に対応する3つのデジタルカウンタと、そのカウント数をアナログ電圧に変換するD A変換器、D A変換器と制御電圧 $E_c$ を比較し、両者の値が一致した時にパルスを発生させる比較器を基本要素としている。つぎに、第2.2図を用いてその動作を説明する。3つのカウンタは、位相同期部分のリングカウンタ1の出力によりリセットされ、その時点からカウントを始める。これらのカウンタの中の一つがD A変換器に接続されその出力が制御電圧 $E_c$ と等しくなる時点で点弧パルスが発生する。これがリングカウンタ2によって分配され各相のサイリスタバルブに与えられる。点弧パルスが発生する毎に60度遅れ相のカウンタがD A変換器に接続され、次の動作へ移る。第2.2図



第 2.1 図 パルス間隔一定制御装置の原理図



第 2.2 図 パルス間隔一定制御装置の動作

は制御電圧  $E_c$  が制御角  $\alpha_1$  に相当する値から  $\alpha_2$  に相当する値に変化した場合の動作を示しているが、制御角  $\alpha$  が制御電圧  $E_c$  の変化に遅れなく追随していることがわかる。

第 2.3 図は、第 2.1 図の原理に基づいて開発した位相制御装置である。ここでは、次に示す点に考慮をはらっている。

(i) 第 2.2 図から分る様に 3 つのカウンタの 60 度以下のカウントを行う部分は共通にできる。第 2.3 図では、10 ビットの内、8 ビットを共用して簡素化を図っている。上位の 2 ビットのみを各相毎に設け、DA 変換器への接続変更もこの部分についてのみ行う。

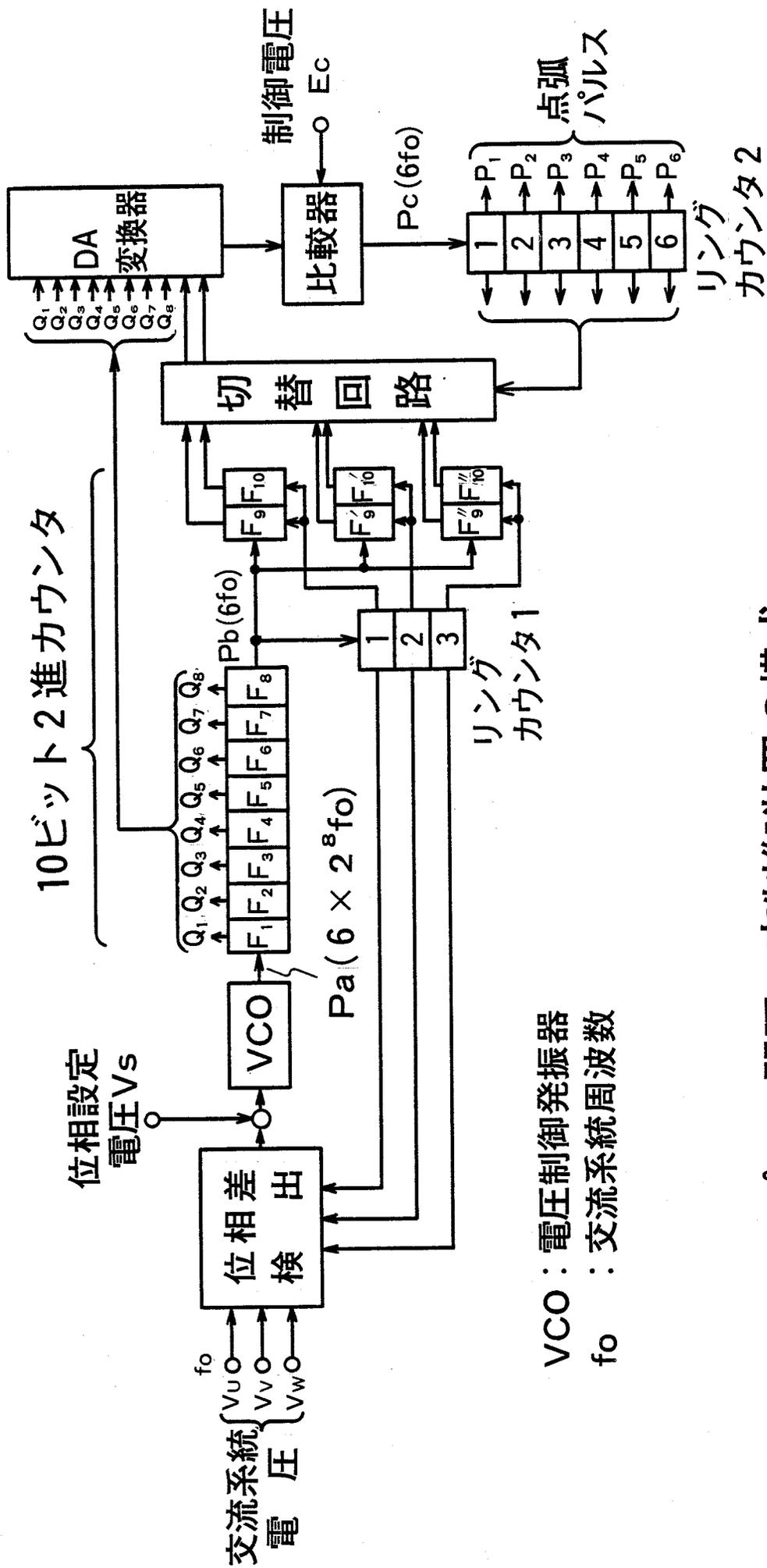
(ii) 第 2.1 図では、クロック用に別の発振器を設けているが、実際の装置では、制御電圧  $E_c$  が変化しない限り、系統周波数が変動しても常に同じ電気角で点弧するのが望ましいから、クロックは系統周波数と比例の関係にする必要がある。第 2.3 図では、VCO の出力をクロックとし、8 ビットカウンタで周波数を低減し、これを系統電圧と同期させることによって、クロックの周波数を系統周波数と比例の関係としている。

(iii) 上記の 8 ビットカウンタのオーバフローパルスの周波数は系統周波数の 6 倍 ( $6f_0$ ) であり、第 2.1 図の VCO の出力パルスに相当する。したがって、これをリングカウンタ 1 に導き、リングカウンタ 1 の各ステージの出力をリセットパルスとして用いることによって、第 2.1 図と同じ動作が得られる。8 ビットカウンタは、オーバフローパルスが出る毎に全体がリセットされている訳であるから、 $(F_1 \sim F_8 + F_9, F_{10})$ 、 $(F_1 \sim F_8 + F_9', F_{10}')$ 、 $(F_1 \sim F_8 + F_9'', F_{10}'')$  の 3 つの 10 ビットカウンタは、第 2.1 図の 3 つのカウンタと全く同じ動作をすることになる。

### 第 2.3 節 位相同期部分の設計

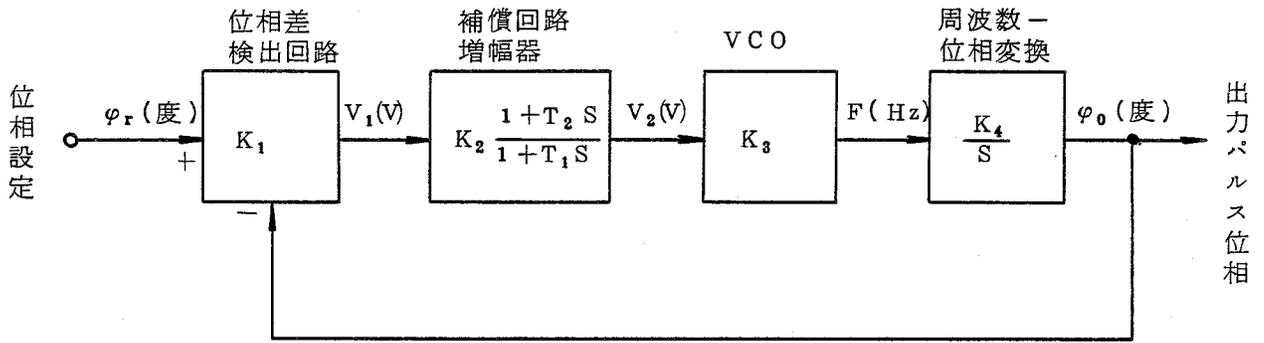
高調波不安定現象を防ぐ上で重要なのは位相同期部分の特性である。先に述べた様にこの部分の目的は、交流系統の電圧に波形歪が発生したり、三相電圧が不平衡になったりしても、常に等間隔の同期パルスを作り出すことである。一方では、交流系統の周波数や位相の変化には十分追随するだけの応答性を備えている必要がある。そこで、このような条件を満す位相同期部分を設計した。

第 2.4 図に位相同期部分の等価回路を示す。

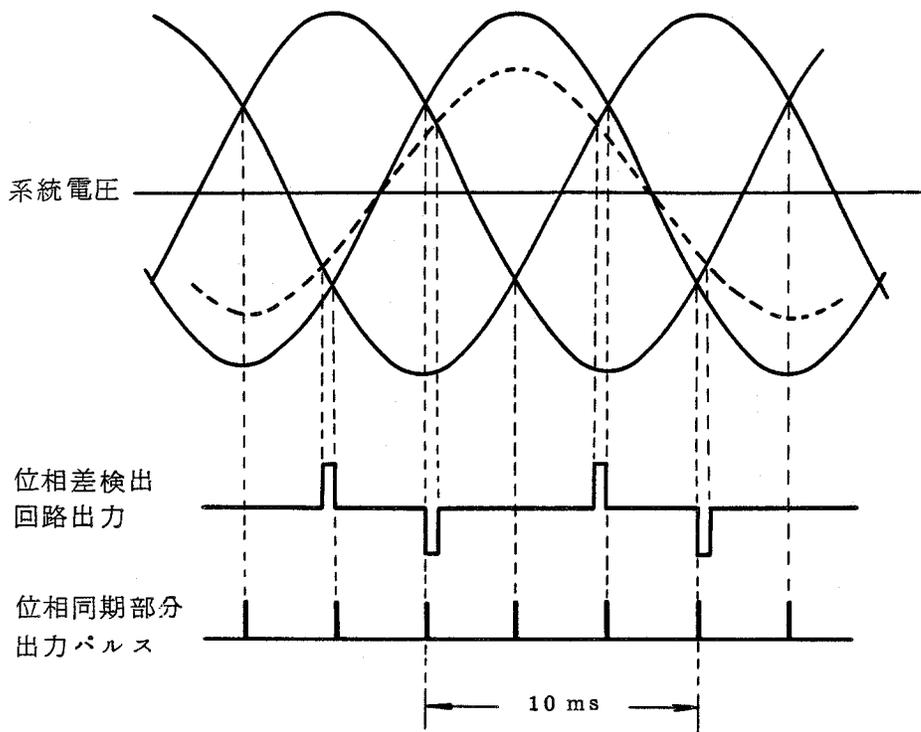


VCO : 電圧制御発振器  
 $f_0$  : 交流系統周波数

第2.3図 パルス間隔一定制御装置の構式



第 2.4 図 位相同期部分の等価回路



第 2.5 図 交流系統電圧不平衡時の位相差検出回路出力

位相差検出回路は、交流系統電圧の零点と、位相同期部分の出力パルスの位相差を高さ一定のパルスの幅として検出するものである。これを補償回路付の増幅器を通し、直流電圧に直してVCOの入力とする訳であるが、交流系統電圧が不平衡になると、第2.5図に示すように、位相差検出回路の出力が系統周波数の2倍の周波数(50Hz系では100Hz)を含むようになる。したがって、交流系統の周波数変動に追従できる範囲で、100Hzに対する減衰をできるだけ大きくするように、補償回路の定数を定めなければならない。第2.5は三相電圧不平衡の場合を示しているが、波形歪に対しても同じことが言える。例えば、三相の内一相だけに定常的な波形歪が発生したものとすると、第2.5図と同様に100Hz成分が発生することは容易に理解できよう。結果としては、補償回路の時定数はかなり大きな値となるので、定常的な歪ではない一サイクルだけの瞬間的な波形歪も全く問題にならなくなる。

第2.4図の開ループゲインを求めると下式となる。

$$G(S) = \frac{K}{S} \cdot \frac{1 + T_2 S}{1 + T_1 S} \quad \text{----- (2.1)}$$

$$\text{但し、} K = K_1 \cdot K_2 \cdot K_3 \cdot K_4$$

Sをjωで置きかえると、

$$\begin{aligned} G(j\omega) &= \frac{K}{j\omega} \cdot \frac{1 + j\omega T_2}{1 + j\omega T_1} \\ &= \frac{-\omega K(T_2 - T_1) - jK(1 + \omega^2 T_1 T_2)}{\omega(1 + \omega^2 T_1^2)} \end{aligned} \quad \text{----- (2.2)}$$

したがって、ゲイン $|G_\ell(\omega)|$ 、位相 $\theta_\ell(\omega)$ は下式で表わされる。

$$|G_\ell(\omega)| = \frac{\sqrt{\omega^2 K^2 (T_2 - T_1)^2 + K^2 (1 + \omega^2 T_1 T_2)^2}}{\omega (1 + \omega^2 T_1^2)} \quad \text{----- (2.3)}$$

$$\theta_\ell(\omega) = \tan^{-1} \frac{K(1 + \omega^2 T_1 T_2)}{\omega K(T_2 - T_1)} \quad \text{----- (2.4)}$$

一方、閉ループゲインは、

$$G(S) = \frac{\frac{K}{S} \cdot \frac{1 + T_2 S}{1 + T_1 S}}{1 + \frac{K}{S} \cdot \frac{1 + T_2 S}{1 + T_1 S}} \quad \text{----- (2.5)}$$

Sをjωで置き換え整理すると、

$$G(S) = \frac{[K^2 - \omega^2 K T_1 + \omega^2 K T_2 + \omega^2 K^2 T_2^2] - j\omega K(1 + \omega^2 T_1 T_2)}{(K - \omega^2 T_1)^2 + \omega^2 (1 + K T_2)^2} \quad \text{----- (2.6)}$$

したがって、閉ループの利得 |G(ω)|、位相θ(ω)は下式で表わされる。

$$|G(\omega)| = \frac{\sqrt{(K^2 - \omega^2 K T_1 + \omega^2 K T_2 + \omega^2 K^2 T_2^2)^2 + \omega^2 K^2 (1 + \omega^2 T_1 T_2)^2}}{(K - \omega^2 T_1)^2 + \omega^2 (1 + K T_2)^2} \quad \text{----- (2.7)}$$

$$\theta(\omega) = \tan^{-1} \frac{-\omega K(1 + \omega^2 T_1 T_2)}{K^2 - \omega^2 K T_1 + \omega^2 K T_2 + \omega^2 K^2 T_2^2} \quad \text{----- (2.8)}$$

交流系統の周波数変動に対する応答を100ms程度、100Hz成分に対する閉ループ利得を0.1以下とすることを目標に定数を検討した。結果として定めた定数は以下の通りである。

$$K = 2500, \quad T_1 = 1, \quad T_2 = 0.02$$

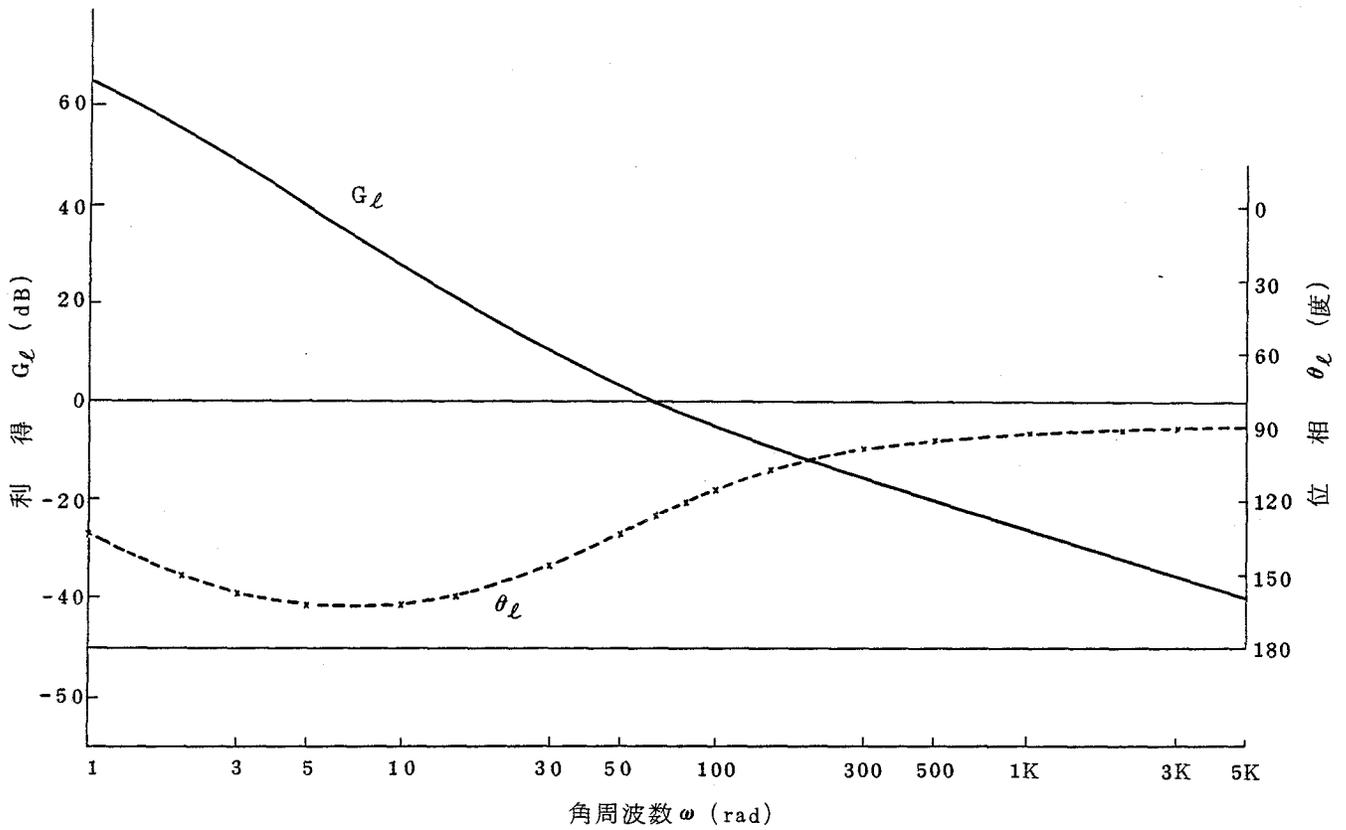
この条件で求めたボード線図を第2.6図に示す。

これに基づいて製作した位相制御装置の特性は第2.4節に示す通りである。

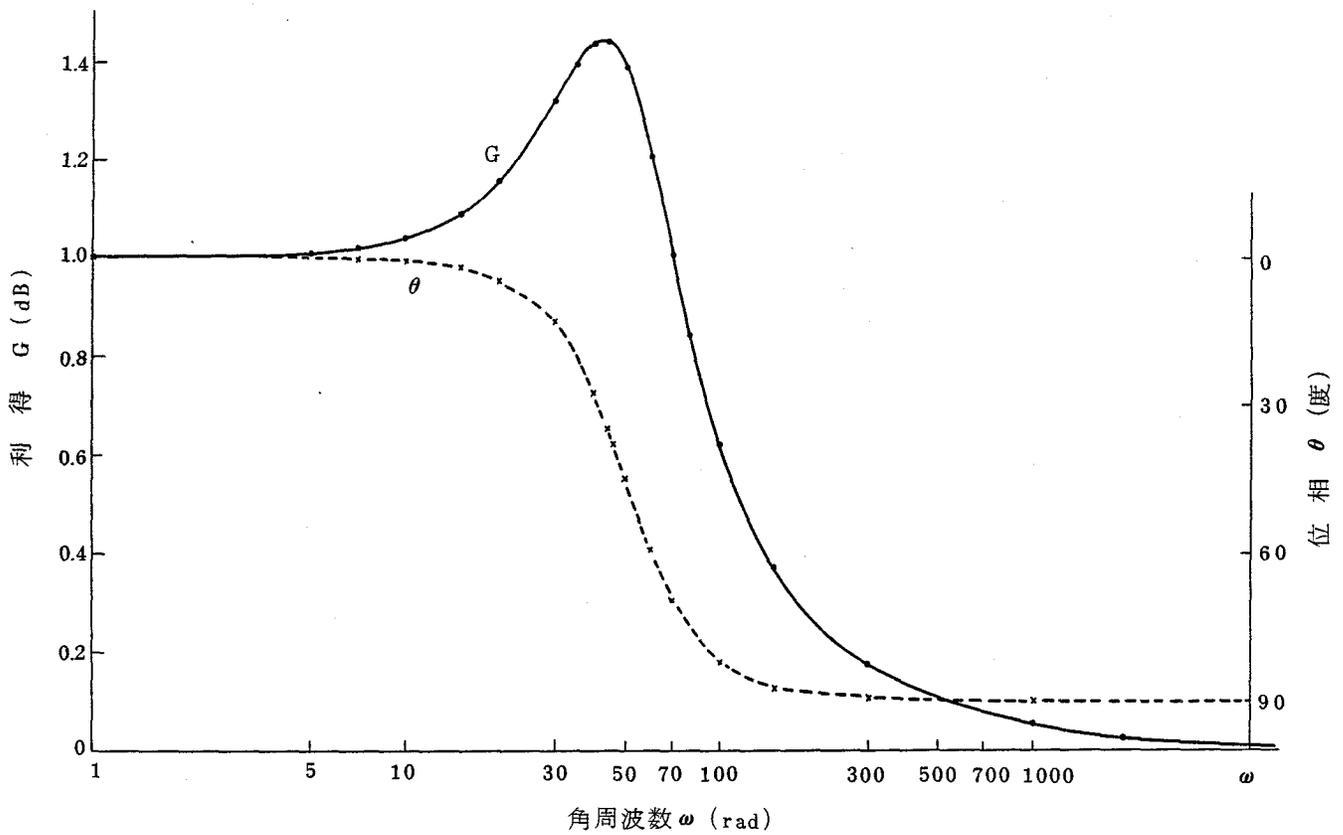
## 第2.4節 パルス間隔一定制御装置の特性

第2.3図に示した位相制御装置を試作し、その特性を確認した。

第2.7図に移相特性を示す。制御電圧Ecが10Vのときに、制御角αが180度になる様に傾斜を定めている。移相範囲は0°～170°であるが、制御角を170度以上にすることは、無いから問題とならない。系統周波数が±5Hzと大幅に変化しても、ほとんど変化無く、

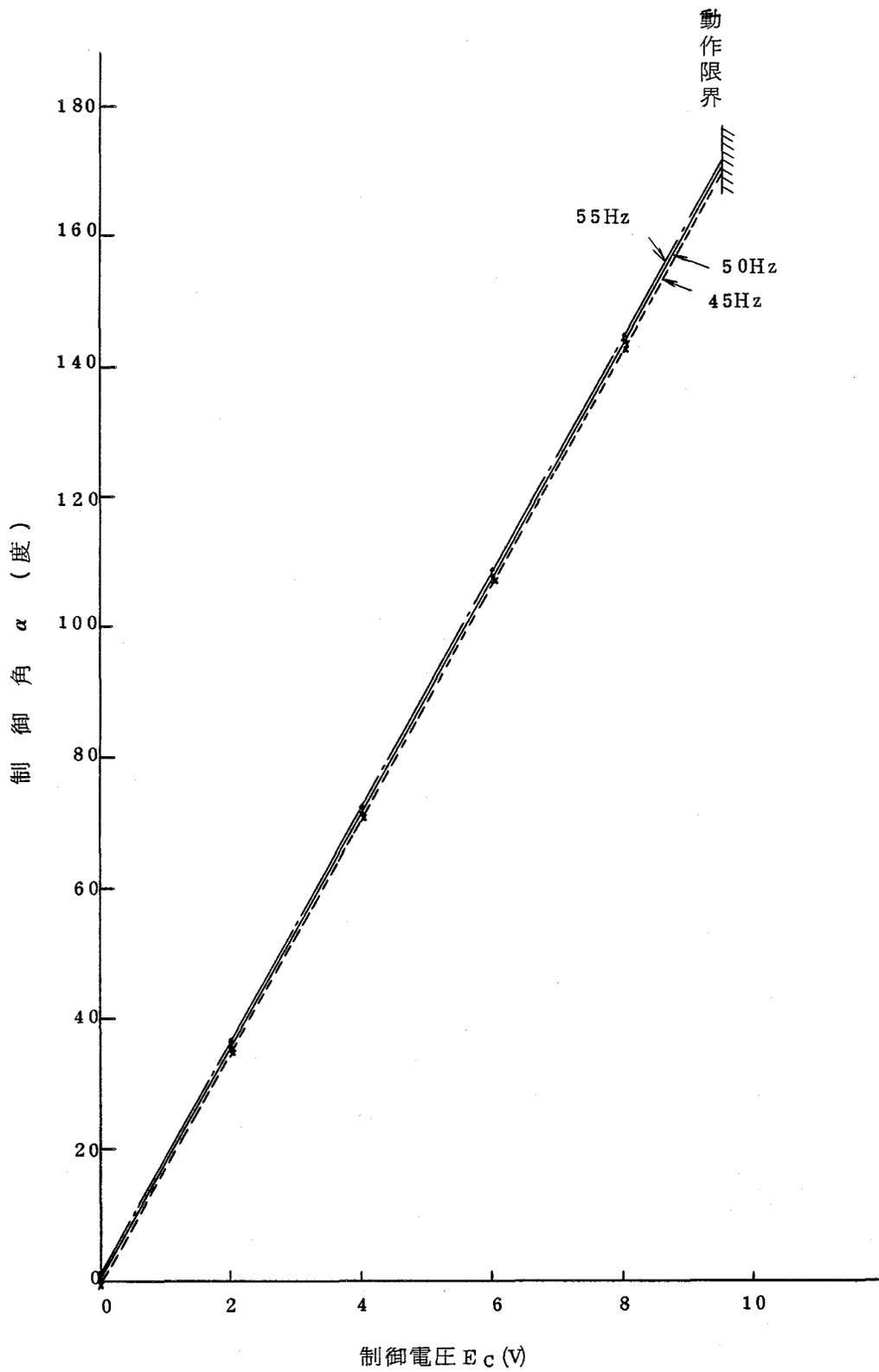


(a) 開ループ利得・位相特性



(b) 閉ループ利得・位相特性

第 2.6 図 位相同期部分の利得・周波数特性



第 2.7 図 パルス間隔一定制御装置の移相特性

直線的な移相特性が得られている。

第2.8図は、この周波数変化による誤差を拡大して示したものである。±5 Hzの大きな周波数変化があっても、制御角の誤差は±1度以下となっている。また第2.9図は電源電圧が変化した場合の特性である。15V±1.5Vの変動に対し位相誤差1度以下と良い特性が得られている。

つぎに、交流系統電圧が、不平衡になった場合の特性を第2.10図の回路によって測定した。変換装置の変圧器結線が△△の場合と△▽の場合の特性を比較するために、位相制御装置を2組作製して測定を行った。

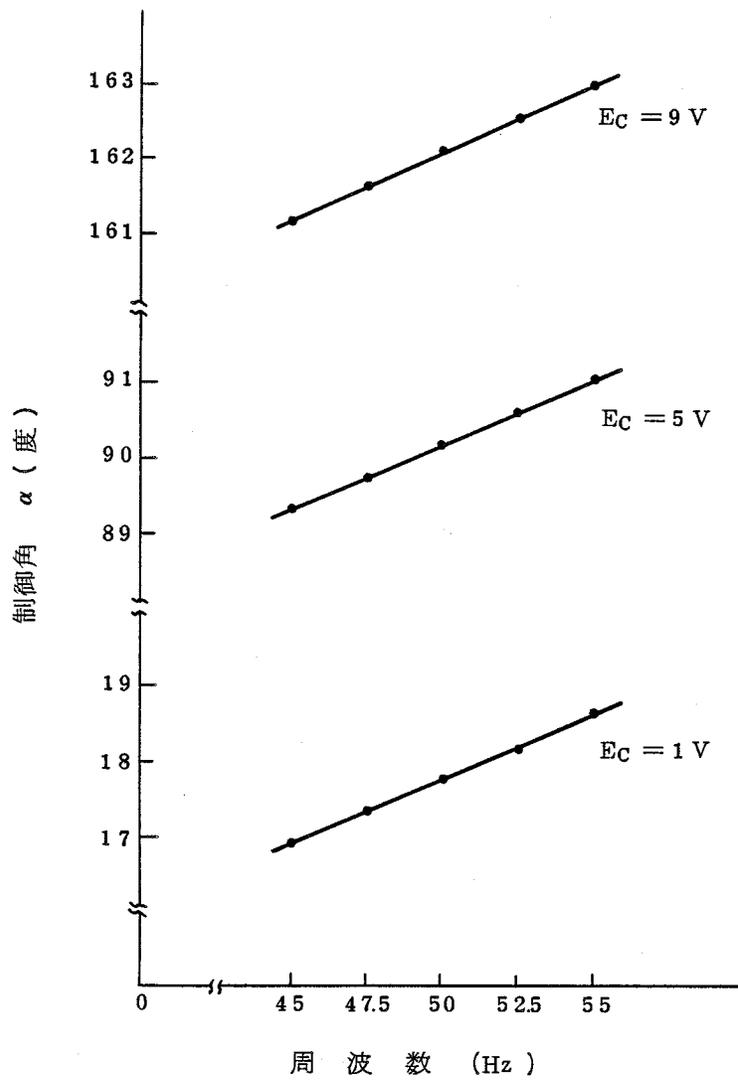
1線地絡また2線地絡が発生した場合を想定して、U相またはU相とV相の電圧をスライドランスを用いて低下させた。この場合電圧の位相は変化しないが、電圧の低下する相(故障相)と、電圧の低下しない相(健全相)の間の線間電圧 $y$ の大きさと位相 $\phi$ は相電圧 $x$ の大きさに応じて、第2.11図の様に变化する。

U相電圧が低下した場合の特性を第2.12図に、U相及びV相電圧が低下した場合の特性を第2.13図に示す。図から分る様に、パルス間隔はほぼ一定に保たれており、相電圧が第2.12図では約15%、第2.13図では約30%に低下しても誤差は±1.5度以内である。なお、図の測定範囲以下に電圧が低下した場合には、あとで、第6.3節に示す様に変換装置の運転を行うための転流動作自体ができなくなる。

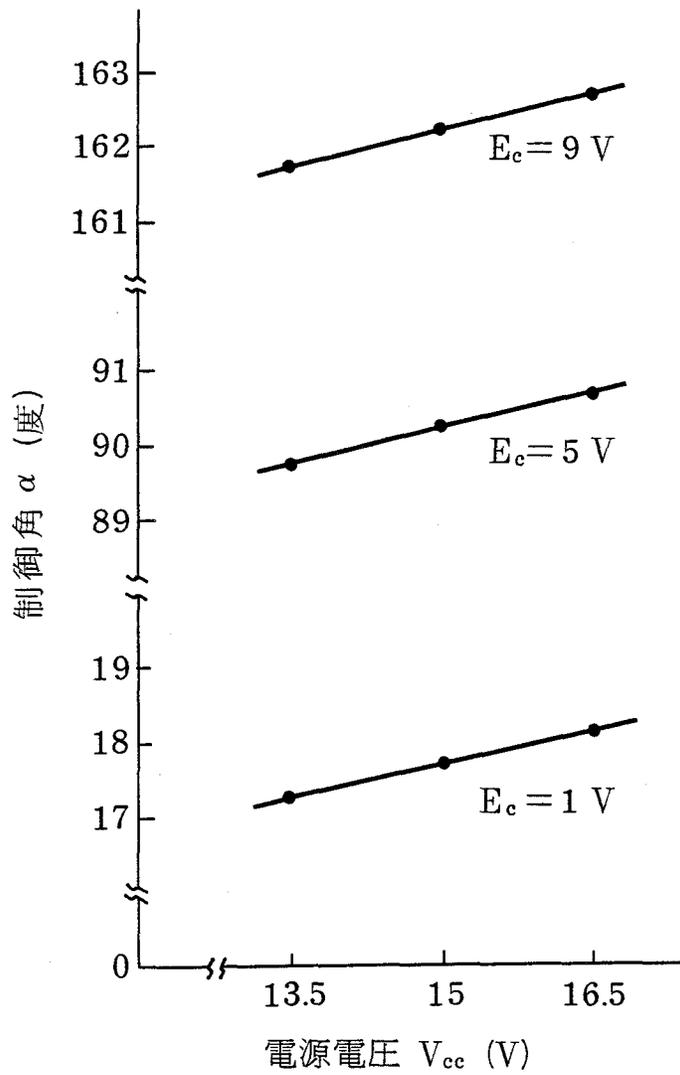
第2.14図は、交流系統の周波数をステップ状に急変させた場合の応答特性を示す。パルス間隔を一定にする目的からダンピング特性を犠牲にしているが、整定時間は、0.1秒程度であり、交流系統の周波数変動には十分応答できる。また、この結果は、交流系統電圧に瞬時的な波形歪が発生しても位相制御の基準位相は変化しないことを示しており、この点からも高調波不安定現象の除去に効果があることが分る。

## 第2.5節 パルス間隔一定制御装置を備えた変換装置の運転特性

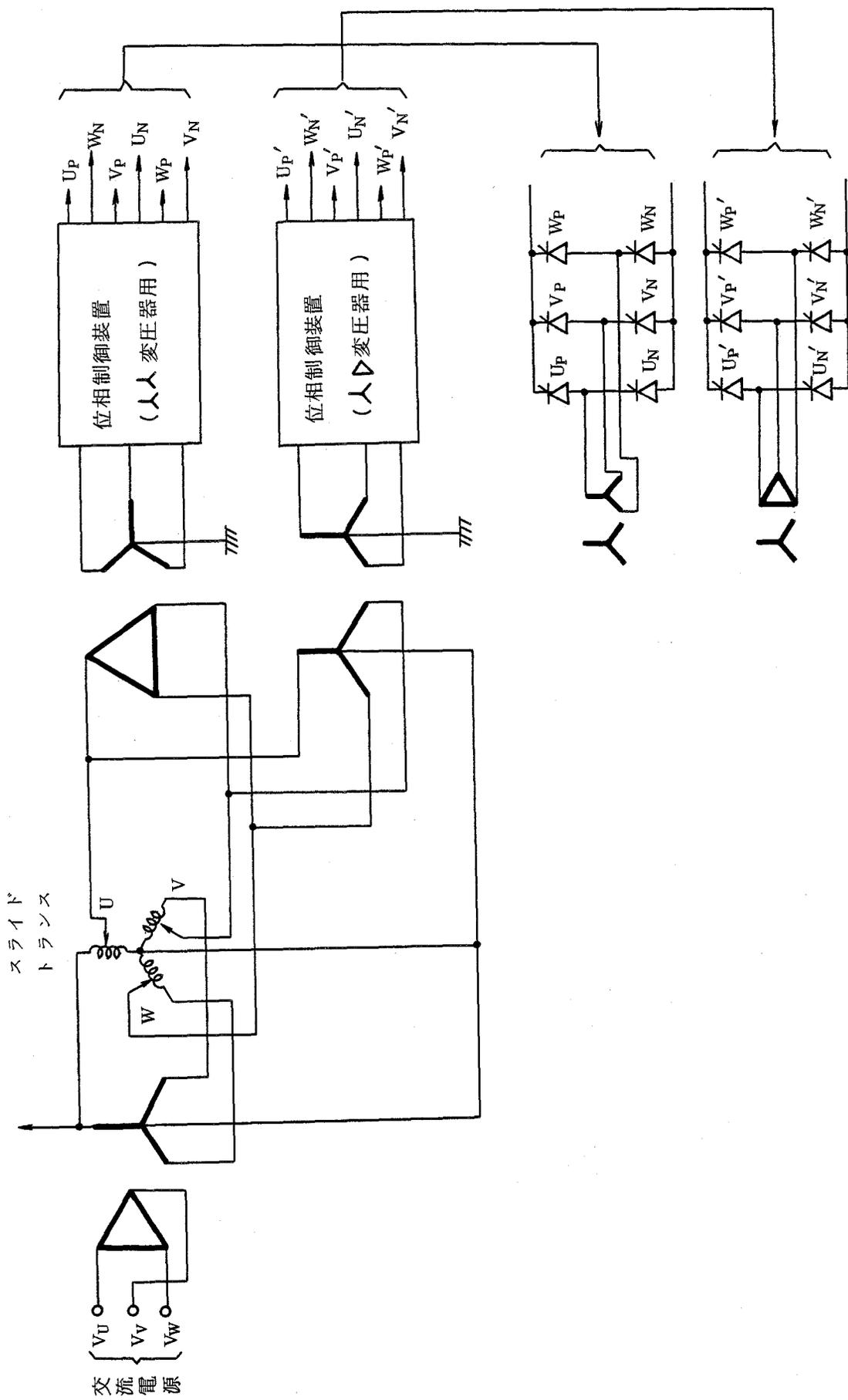
第2.15図に示すシミュレータを用いてパルス間隔一定制御装置を備えた変換装置の運転特性を試験した。変換装置の送電容量は1.5kW、フィルタの容量は0.8kVAで他に無効電力供給設備は無い。フィルタの構成は、同図(b)に示す通りである。このフィルタのQは各分路によって異なるが、平均は約15と低く、実際の系統の約50という値に較べて厳



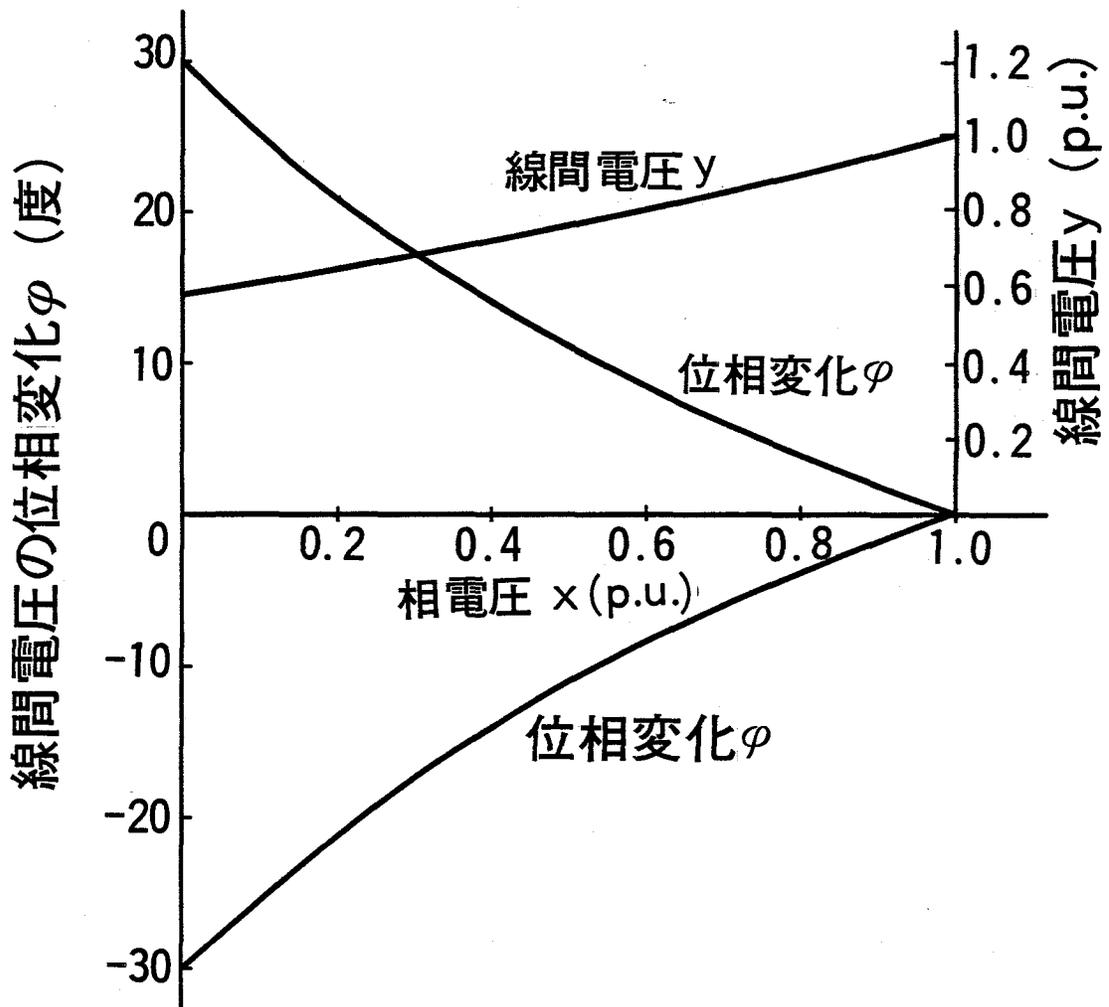
第 2.8 図 周波数変化時の位相誤差



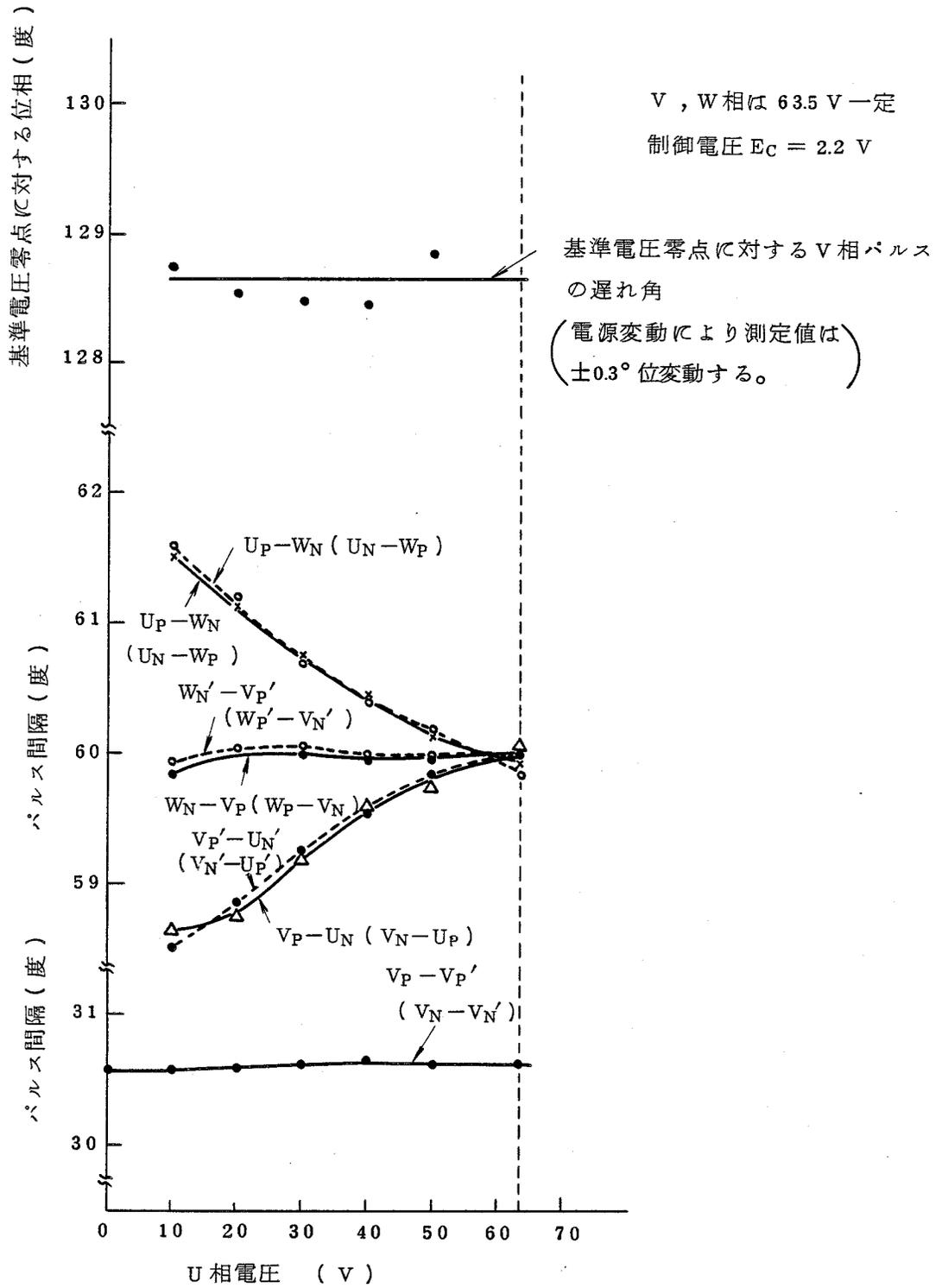
第 2.9 図 制御回路電源電圧変化時の位相誤差



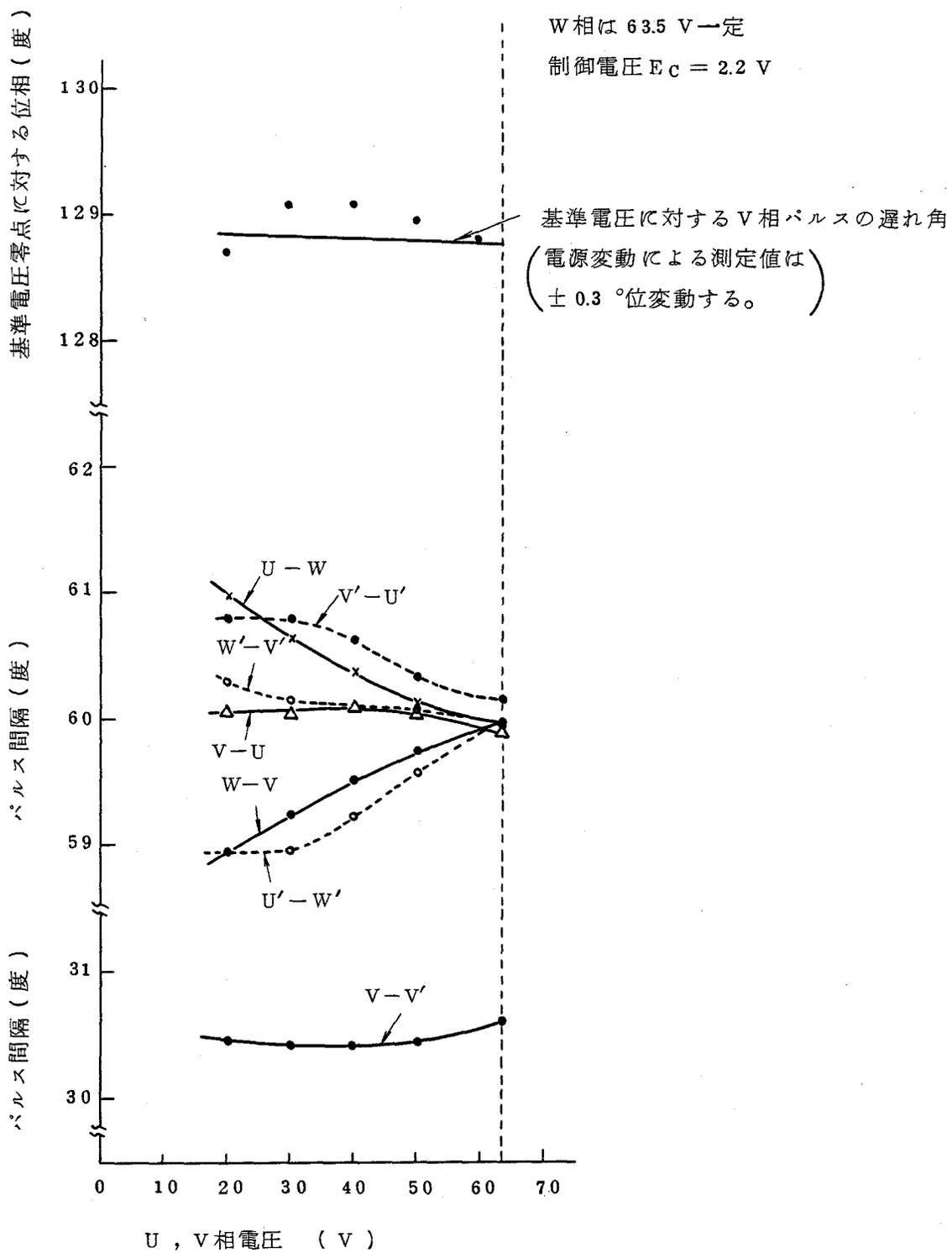
第 2.1 0 図 交流電圧不平衡時の位相制御装置特性測定回路



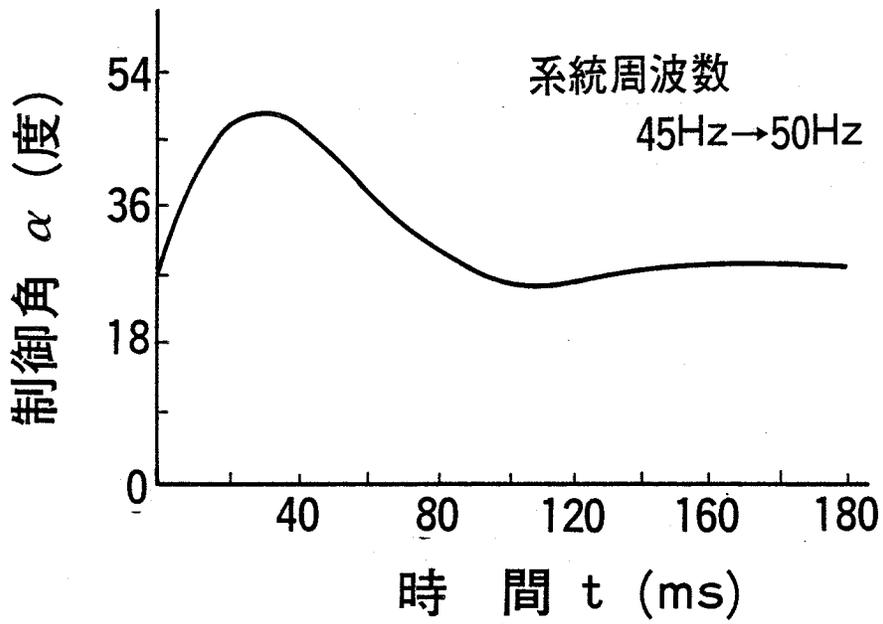
第 2.11 図 線間電圧とその位相の変化



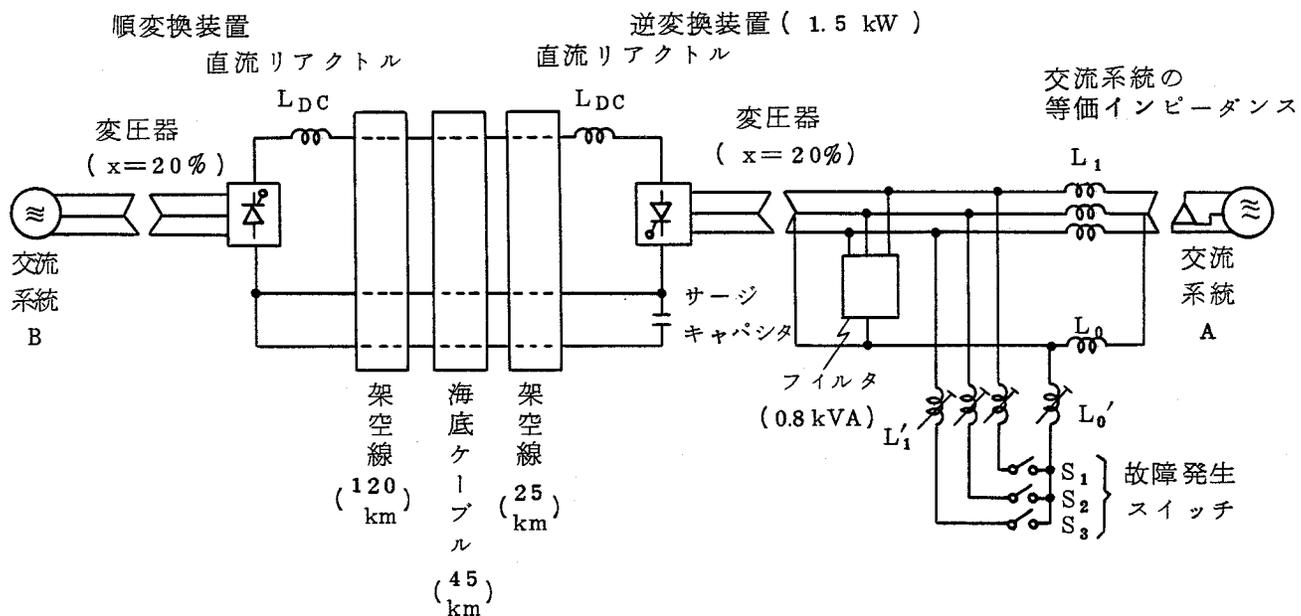
第 2.1 2 図 交流電圧不平衡時のパルス間隔のばらつき (1 線地絡)



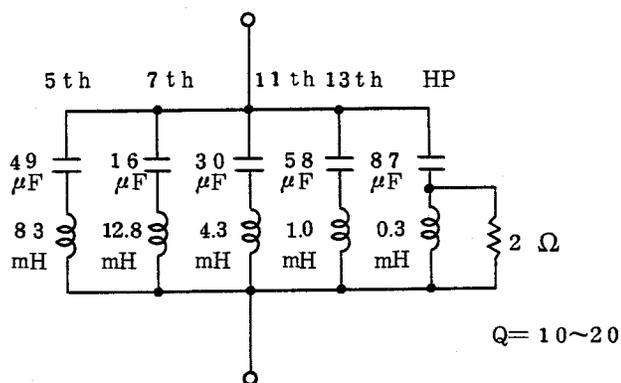
第 2.1 3 図 交流電圧不平衡時のパルス間隔のばらつき (2 線地絡)



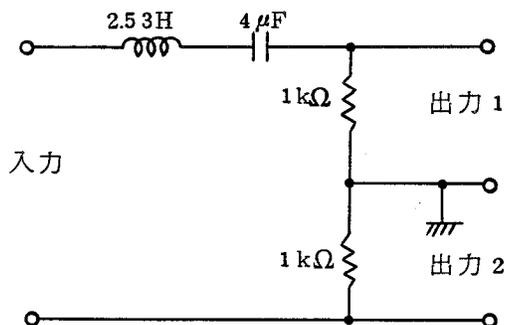
第 2.14 図 パルス間隔一定制御装置の応答特性



(a) 系統図



(b) 高調波吸収用フィルタ定数



(c) 同期電源用フィルタ定数

第 2.15 図 シミュレータの構成(1)

しい条件となっている。位相制御装置には同期電源として系統電圧を接続するが、この入力部には同図(c)に示すフィルタを設けて波形改善を図っている。

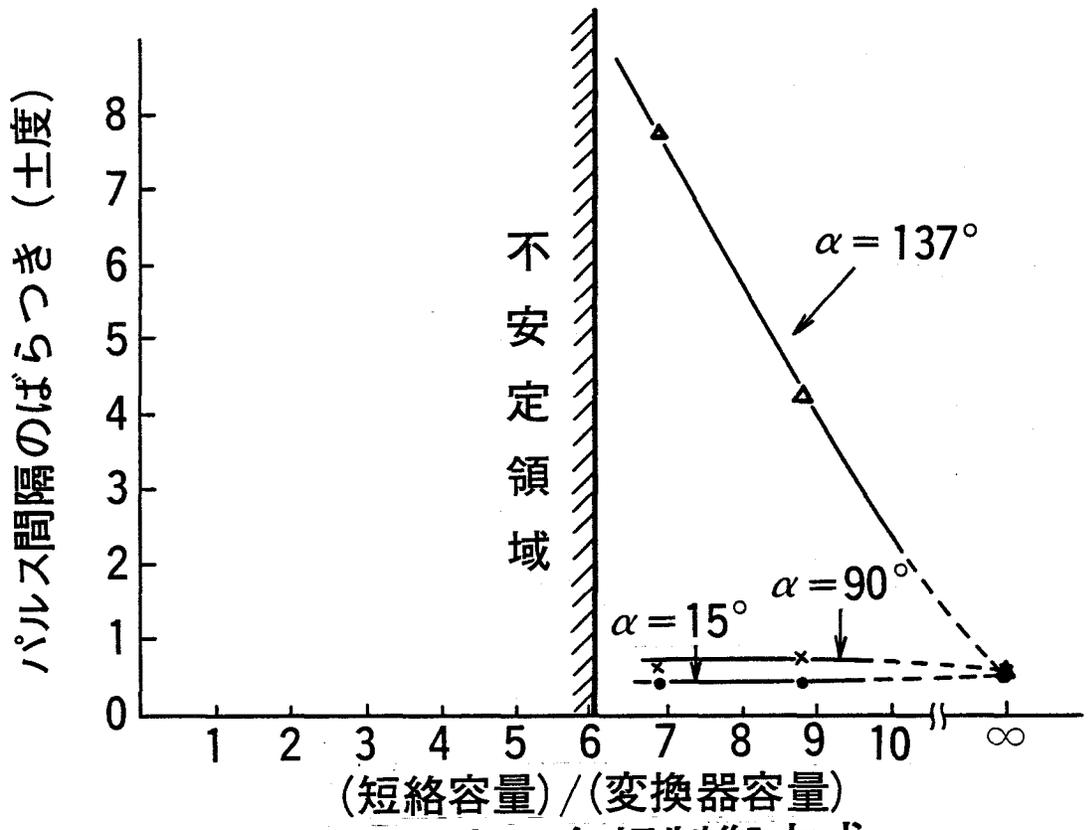
インピーダンス $L_1$ の値を変えることによって交流系統の短絡容量を変化させ、パルス間隔を測定した結果を第2.16図に示す。ここでは比較のために、従来の各相制御方式を採用した場合の特性も合わせて示している。各相制御方式では、短絡容量比 $SCR=6$ 以下では高調波不安定現象により運転できなくなるのに対し、今回開発したパルス間隔一定制御方式の位相制御装置を用いると、 $SCR=1.5$ までパルス間隔の誤差は $0.5$ 度以下に保たれている。尚、制御角は $\alpha=18^\circ$ 、 $90^\circ$ 、 $135^\circ$ として測定したが、 $SCR=1.5$ の点だけは、 $\alpha=135^\circ$ の代わりに $125^\circ$ として測定した。これは、交流電圧が同図(c)の様に低くなるため、余裕角を確保するために変更したものである。 $SCR=1.5$ 以下では運転できなかったが、これは高調波不安定現象によるものではなく、電圧安定度が保てなくなるからである。

第2.15図のシミュレータでは高調波吸収用のフィルタの $Q$ が低いため実際の系統の場合よりも厳しい条件になっていることを第2.17図の波形によって示す。 $SCR=8.8$ と比較的楽な条件であるにもかかわらず、交直連系点の電圧(フィルタ設置点電圧)は同図(a)に示す様に大きく歪んでいる。同図(b)は同期電源電圧波形、(c)は変換装置の一つのアームのアノード・カソード間の電圧波形である。この様に厳しい条件にあるから、従来の各相制御による場合、 $SCR$ が6以下では運転できなくなる訳であるが、筆者の開発したパルス間隔一定制御装置を用いると $SCR=1.5$ まで安定な運転ができるようになる。

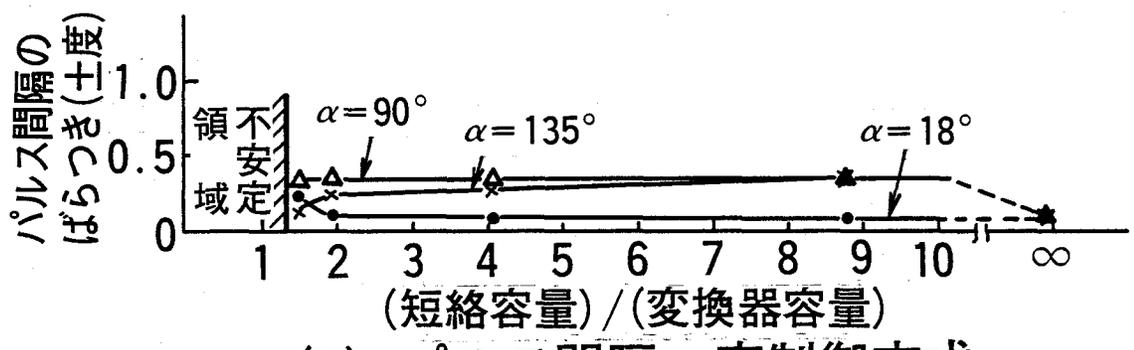
以上の結果より、短絡容量の小さな交流系統に接続された直流送電系統を運転する上で、高調波不安定現象の問題は解決されたと考えて良い。

## 第2.6節 結 言

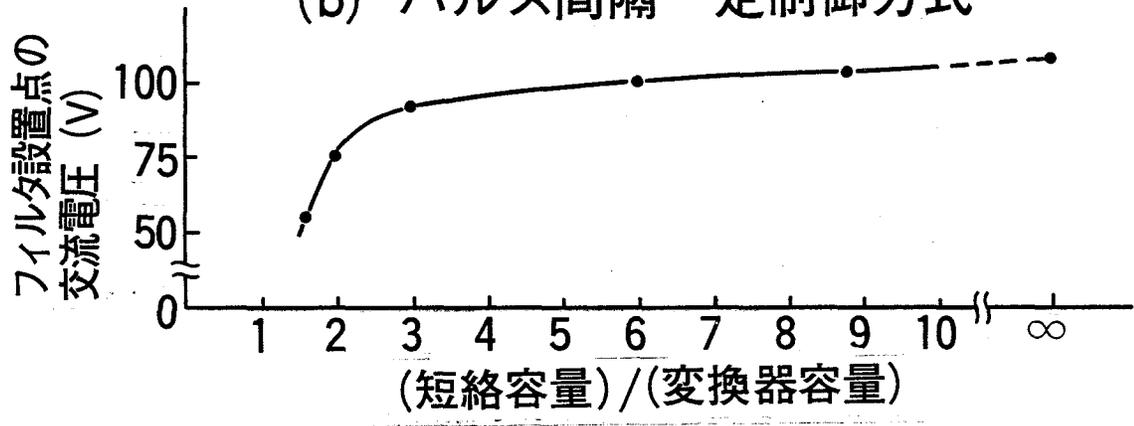
短絡容量の小さな交流系統に接続された直流送電系統を運転する上で問題となる高調波不安定現象を避けるためにパルス間隔一定制御方式の位相制御装置を開発した。更に、シミュレータを用いて短絡容量の小さな交流系統に接続された直流送電変換装置の運転特性を試験し、高調波不安定現象の問題はこの位相制御装置を用いることにより解決されることを示した。



(a) 従来の各相制御方式

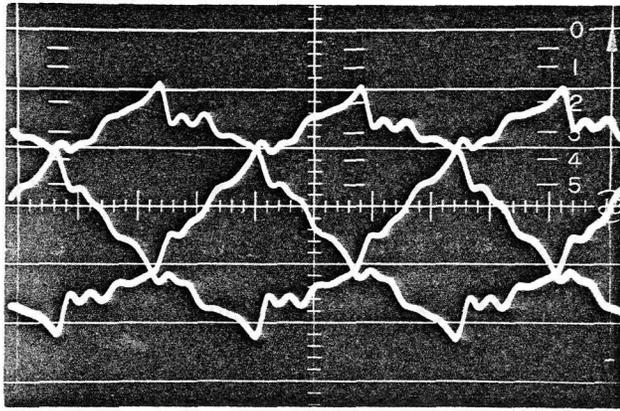


(b) パルス間隔一定制御方式



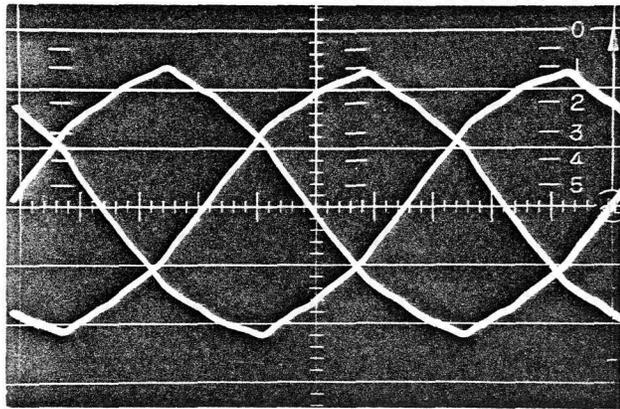
(c) フィルタ設置点電圧

第 2.16 図 パルス間隔一定制御装置を備えた変換装置の運転特性



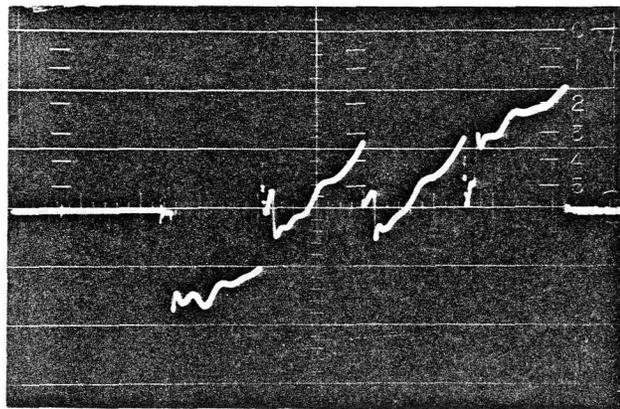
V : 100V/div.  
H : 2 ms/div.

(a) フィルタ設置点電圧



V : 20V/div.  
H : 2ms/div.

(b) 同期電源電圧(フィルタ通過後)



V : 200V/div.  
H : 2ms/div.

(c) A-K間電圧

第2.17図 各部波形 (短絡容量)/(変換器容量) = 8.8  
 $\alpha = 90^\circ$

[参考文献]

- 2.1) 電気学会 直流送電調査専門委員会編「直流送電技術解説」単行本 電気学会発行  
昭和53年3月
- 2.2) J.D. Ainsworth, "The Phase Locked Oscillator, A New Control System for  
Controlled Static Converters,"  
IEEE Trans. PAS-87, 3 (March 1968) pp.859~865
- 2.3) J.D. Ainsworth, "Harmonic Instability between Controlled Static Converters  
and AC Networks,"  
Proc. IEE, 114, 7 (1967) pp.859~865
- 2.4) A.Ekstrom, "A Refined HVDC Control System"  
IEEE Trans. PAS-89, 3 (May/June 1970) pp.723~732
- 2.5) E.Rumpf et al. "Comparison of Suitable Control System for HVDC Stations  
Connected to Weak AC Systems. Part I : New Control System."  
IEEE Trans. PAS-91, 2 (March/April 1972) pp.549~555
- 2.6) E.Rumpf et al. "Comparison of Suitable Control Systems for HVDC Stations  
Connected to Weak AC Systems. Part II : Operating Behaviour of the HVDC  
Transmission,"  
IEEE Trans. PAS-91, 2 (March/April 1972) pp.555~564
- 2.7) S.C Gupta, "Phase-Locked Loops"  
Proc. IEEE, 63, 2 (Fev. 1975) pp.291~306
- 2.8) J.M.D. Ferreira et al. "Large Signal Harmonic Stability of Converters in  
HVDC Systems."  
IEE International Conference on Thyristor and Variable Static  
Equipment for AC and DC Transmission (Nov. 1981) pp.129~132
- 2.9) A.Watanabe et al. "Operating Characteristics of HVDC Transmission System  
with Equi-Distant Pulse Phase Control."  
CIGRE Study Committee 14, Oct. 1975 Johannesburg
- 2.10) H.Konishi, A.Watanabe et al. "A New Control System for Parallel AC-DC  
Transmission."  
IEEE PES Summer Meeting A77 683-6 July 1977

2.11) T.Sakurai, A.Watanabe et al., "Cooperative Control Scheme for an HVDC System Connected to an Isolated BWR Nuclear Power Plant"

IEEE Trans. PAS-102, 6 (June, 1983) pp.1894~1902

2.12) Y.Yoshida, A.Watanabe et al. "Improvement of Transient Stability and System Damping on AC-DC Parallel Transmission using Maximum Principle and New Pulse Phase Circuit."

World Electrotechnical Congress Paper No 2.36 June 1977, Moscow

### 第 3 章 電圧安定度の確保

## 第3章 電圧安定度の確保

### 第3.1節 緒言

短絡容量の小さな交流系統に接続された直流送電系統を安定に運転するためには、電圧安定度の限界を把握し、制御方式も電圧安定度を考慮して定めることが必要である。電圧安定度については、従来より変換装置の消費する無効電力と交流系統及び無効電力供給設備から供給される無効電力のバランスが議論されているが、安定運転限界に近い状態では、交流系統のインピーダンスの中の抵抗分と、変換装置の有効分電流による電圧降下も大きな影響を持つ様になる。更に、交流系統インピーダンス背後の電源系統電圧、交直連系点の電圧、変換所近辺に接続される負荷の容量及び電圧特性も電圧安定度限界を決定する重要な要因である。

筆者は交直連系系統の電圧安定度の新しい判定法を提案した<sup>3.16)</sup>。この方法では、交直連系点の交流電圧を $|V_t|$ とするための無効電力調整設備容量 $Q_c$ を計算し、 $dQ_c/d|V_t| \geq 0$ の条件の範囲を求めることによって電圧安定度が保てる範囲を求める。これにより、上記の諸要因の影響を一つの量に集約して解析することが可能である。また、 $dQ_c/d|V_t|$ の値は電圧安定度指標としても利用でき、適当な値 $a$ を選んで $dQ_c/d|V_t| \geq a$ の範囲を求めることによって、実際に安定な運転が可能な実用的電圧安定度限界を求めることができる。

本章では、まずこの電圧安定度判定法について述べ、この判定法を用いて、前記した諸要因の影響を明らかにする。この結果によると、通常の制御方式をとる場合、変圧器のタップが追随する定常時に比べ、変換装置の位相制御が支配的に影響する過渡時の電圧安定度の方が厳しい条件となる。これに対し、本章では新しい力率一定制御方式を提案し、この制御方式によると、過渡時にも定常時並の電圧安定度が得られることを明らかにする。

## 第3.2 電圧安定度の計算法

### 3.2.1 電圧安定度限界の計算法

交流系統の電圧安定度判定法については、以前から研究が行われている。例えば阿部氏等は多機系統においては任意の電源電圧が微小上昇したとき、あるいは任意の負荷点において進相容量を微量投入したとき、ほとんどすべての負荷電圧が上昇すれば安定である。としてその計算法を提案している<sup>3.11)</sup>。即ち、M個の電源ノードを含む(N+M)ノード系統において、電圧安定度が保たれる条件は、

$$\left. \frac{dV_j}{dE_i} \right|_{N.L} > 0 \left( \begin{array}{l} i=1, \dots, M, j=1, \dots, N \text{ なるほとんど} \\ \text{すべての}(i, j) \text{ の組合せについて} \end{array} \right) \dots\dots\dots (3.1)$$

あるいは

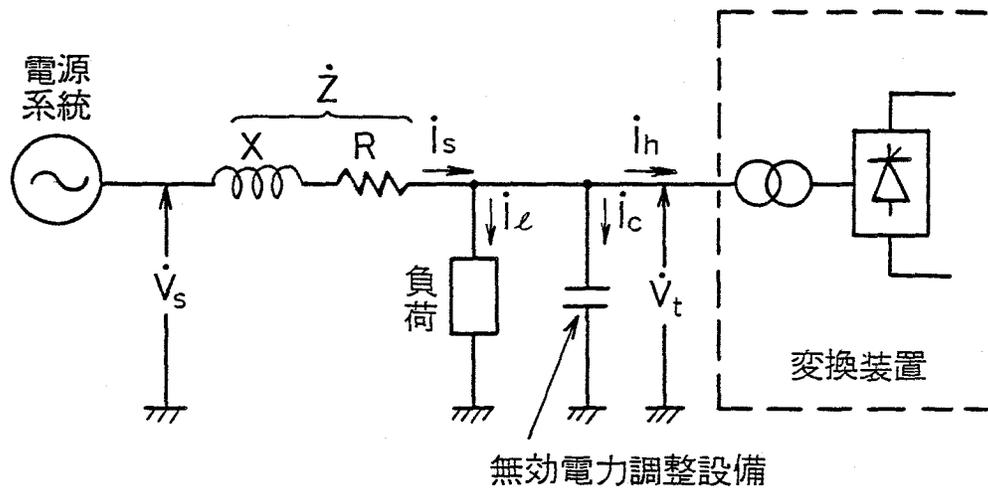
$$\left. \frac{dV_j}{db_i} \right|_{N.L} > 0 \left( \begin{array}{l} i, j=1, \dots, N \text{ なるほとんどすべての}(i, j) \\ \text{の組合せについて} \end{array} \right) \dots\dots\dots (3.2)$$

とするものである。

但し、 $V_j$ は負荷jノードの電圧、 $E_i$ は電源ノードiの電圧、 $b_i$ は負荷ノードiにおける調相容量のサセプタンスの値であり、N.Lは非線形負荷であることを示す。また、 $E_i$ は自動電圧調整器によって一定値に保たれているものとする。

ここで、交流系統に直流送電系統が接続される場合について考えて見る。直流送電系統の交直変換装置は交流系統の負荷として考えることができるが、電圧安定度の面から見ると、これ程厳しい負荷は交流系統にはほとんど存在しない。交流系統にも最近では定電力特性をもつ負荷が接続される場合があるが、その容量はさほど大きくはなく、あるノードに接続される負荷を全体として見ると、定電力負荷と定インピーダンス負荷が半々に存在するのが最も厳しい条件であると考えられる。一方、直流送電系統は定電力制御されるのが普通であり、その容量は数十万kWから数百万kWに達するから電圧安定度に及ぼす影響が非常に大きい。したがって、交直連系点における交流系統の短絡容量が直流送電容量に較べて小さい場合には電圧安定度についての十分な検討が必要である。

本論文では、交流電圧は局所的に決るので交直連系点付近の系統だけを解析対象に考えれば良いこと、直流送電容量に比して交直連系点における短絡容量が小さいという条件は、直流送電系統が交流系統連系に用いられ交流系統の末端に接続される場合に多く、近辺に大容量発電所が多数存在する可能性は小さいこと、等を考慮して、第3.1図のモデル系



第3.1図 解析対象のモデル系統

統を解析対象とし、交直連系々統の各種パラメータの影響を細かく検討することにした。

### (a) 前提条件

第3.1図に示すモデル系統を例にとって電圧安定度限界となるSCRの値を計算するに当って、無効電力調整設備についての下記の前提条件を設ける。交直連系系統の電圧安定度限界は無効電力調整設備の性能によって左右される。最近実用化される様になって来た静止型無効電力調整装置により高速度の無効電力制御を行うと、電圧安定度限界のSCRの値を極めて小さい値とすることが出来る。しかしながら、この様な制御に頼ることは、直流送電系統の運転信頼度の点から考えると好ましいことではない。即ち、交直連系系統は、仮に無効電力調整設備の制御装置が故障して調整設備容量が一定値となっても、電圧安定度が保たれる様に設計するのが望ましい。

本論文では、この様な観点に立って、無効電力調整設備容量を一定値に保った場合の電圧安定度限界を求める。

### (b) 電圧安定度判定法

本論文では、交流電源系統や、交直連系点の電圧、交流系統インピーダンスに含まれる抵抗分、変換装置や負荷の電圧特性等を考慮に入れて電圧安定度限界を求めるために、次の手順で解析を行う。

まず、電源系統の電圧 $|\dot{V}_s|$ 及び交直連系点電圧 $|\dot{V}_t|$ を指定し、その $|\dot{V}_t|$ の値を得るために必要な無効電力調整設備の容量 $Q_c$ を計算する。但し、この $Q_c$ は設備容量を示すものであり、 $|\dot{V}_t|$ が定格値に等しい時の無効電力供給量を示すものとする。次にこの $Q_c$ を利用することによって、交流電圧を指定値に設定した場合の電圧安定度を求める。

即ち、

$$dQ_c/d|\dot{V}_t| \geq 0 \quad \text{-----} (3.3)$$

ならば、安定であり、

$$dQ_c/d|\dot{V}_t| < 0 \quad \text{-----} (3.4)$$

ならば、不安定である。

以下にその根拠を説明する。

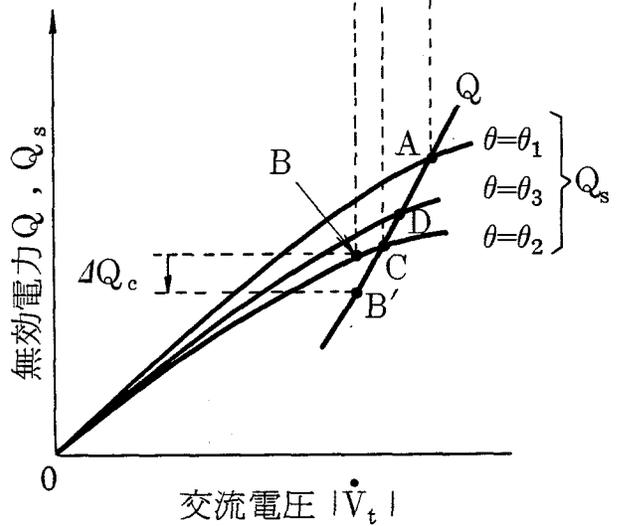
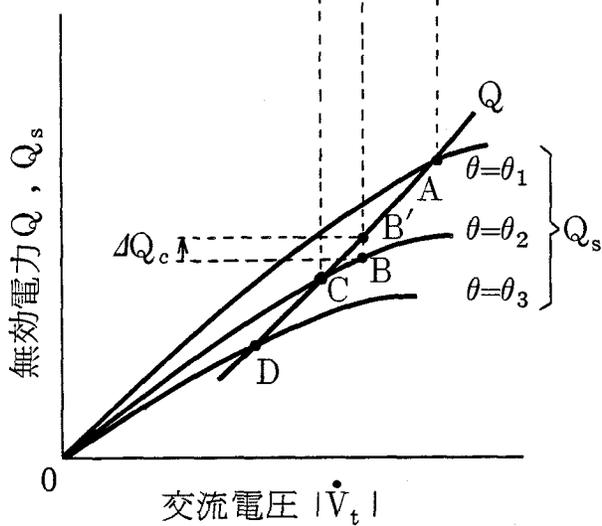
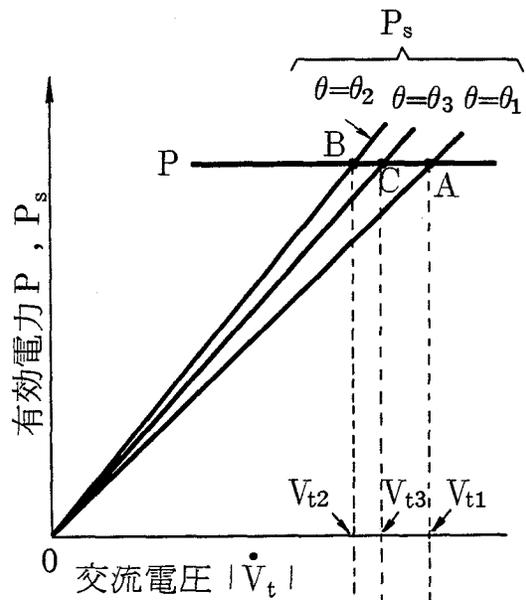
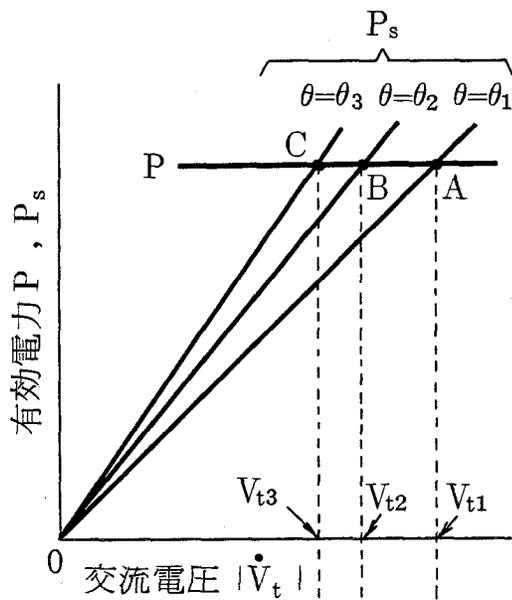
第3.1図において、電源系統及び無効電力調整設備から供給される有効、無効電力を $P_s$ 、 $Q_s$ とすると、下式が成り立つ。

$$P_s = |\dot{V}_t| \sin \theta / X \quad \text{-----} (3.5)$$

$$Q_s = \frac{|\dot{V}_t| \cos \theta - |\dot{V}_t|^2}{X} + Q_c |\dot{V}_t|^2 \quad \text{----- (3.6)}$$

但し、 $V_t$ は交直連系点の電圧、 $X$ は交流系統のリアクタンス、 $Q_c$ は無効電力調整装置の定格電圧(1.0p.u.)における容量、 $\theta$ は電源系統の電圧 $|\dot{V}_s|$ と $|\dot{V}_t|$ の位相差である。なお、簡単のために $|\dot{V}_s| = 1.0\text{p.u.}$ 、交流系統のインピーダンスの抵抗分 $R = 0$ としている。つぎに、第3.2図を用いて上記の条件で電圧安定度の判定条件(3.3)式及び(3.4)式の根拠を説明する。第3.2図は、交流系統及び無効電力調整装置から供給される有効、無効電力 $P_s$ 、 $Q_s$ と、交直変換装置及びそ近辺の負荷の消費する有効、無効電力 $P$ 、 $Q$ のバランスを示している。同図(a)は不安定な場合を示している。いま $|\dot{V}_t| = V_{t_1}$ なるA点で運転が行われている状態から、 $|\dot{V}_t| = V_{t_2}$ に低下した場合を考える。負荷が定電力特性を持っているものとする、一定電力を保つために(3.5)式から分るように $\theta$ を当初の $\theta_1$ から $\theta_2$ に大きくしなければならない。即ちP平面では、A点からB点に動作点に移ることになる。ところでQ平面で、無効電力のバランスを考えて見ると、位相が $\theta_1$ から $\theta_2$ に増加したことによる $Q_s$ の減少の方が $Q$ の減少よりも大きいため、 $|\dot{V}_t| = V_{t_2}$ の点には無効電力のバランス点は図に示す様に $Q_c$ を $\Delta Q_c$ だけ増加させて動作点をB'点としない限り存在しない。 $Q_c$ を増加させない場合、無効電力がバランスするのは $|\dot{V}_t| = V_{t_3}$ となるC点であるが、P平面で見ると、有効電力がこの点でバランスするためには $\theta$ は更に大きな値 $\theta_3$ でなければならない。ところが、 $\theta = \theta_3$ における無効電力のバランス点は $|\dot{V}_t|$ が更に小さなD点となる。この様に(a)の場合は交流電圧は単調に下ってしまい、安定な運転は不可能である。即ち、 $|\dot{V}_t|$ を $\Delta |\dot{V}_t|$ 低下させた時に動作点を存在させるために $Q_c$ を $\Delta Q_c$ 増加させなければならない場合、言いかえると $\Delta Q_c / \Delta |\dot{V}_t| < 0$ の場合は不安定である。

つぎに、第3.2図(b)について考えて見る。A点で運転している状態から $|\dot{V}_t| = V_{t_2}$ に低下すると、 $P$ を一定に保つために $\theta = \theta_2$ と大きくなる。一方、無効電力のバランスを見ると、 $\theta_1$ から $\theta_2$ に増加したことによる $Q_s$ の減少は、 $Q$ の減少よりも少ないから、 $Q_c$ を $\Delta Q_c$ だけ減少させて動作点をB'点としない限り無効電力はバランスしない。 $Q_c$ を変化させない場合、バランス点は $|\dot{V}_t|$ が $V_{t_2}$ と $V_{t_1}$ の間の $V_{t_3}$ となるC点であるが、この点で $P$ がバランスするためには $\theta$ が $\theta_2$ と $\theta_1$ の間の値 $\theta_3$ とならなければならない。 $Q$ が $\theta = \theta_3$ でバランスするのは更に $|\dot{V}_t|$ が大きくなるD点であるというように $|\dot{V}_t|$ は段々大きくなり、結局元の動作点Aに戻るようになる。この様に、 $|\dot{V}_t|$ を $\Delta |\dot{V}_t|$



(a) 不安定な場合

(b) 安定な場合

第 3.2 図 電圧安定度の説明図

低下させた時に動作点を存在させるために  $Q_c$  を  $\Delta Q_c$  減少させなければならない場合、言いかえると、 $\Delta Q_c / \Delta |V_t| > 0$  の場合は安定となる。 $\Delta |V_t|$  を微小値とすれば、上記の説明より(3.3)、(3.4)式の判定条件が成立することになる。

この  $Q_c$  を用いる電圧安定度判定法の特徴は、交流系統のインピーダンスのリアクタンス分、抵抗分や、有効分電流等の要因の影響を一つの量に集約して解析でき、しかも、交流系統の電圧を任意の値に設定した場合についての安定度を求めることができるところにある。

ここで、 $Q_c$  を求めるために、第3.1図のモデル系統について基本的な関係式を求めると下記のようになる。なお、電圧、電流はすべて交直連系点の電圧  $V_t$  の位相を基準としたベクトルで表わす。

$$\dot{I}_s = \frac{V_s - |V_t|}{Z_s} \quad \text{..... (3.7)}$$

$$\dot{I}_h = \frac{P_h - jQ_h}{|V_t|} \quad \text{..... (3.8)}$$

$$\dot{I}_c = \frac{jQ_c}{|V_t|} \quad \text{..... (3.9)}$$

$$\dot{I}_\ell = \frac{P_\ell - jQ_\ell}{|V_t|} \quad \text{..... (3.10)}$$

$$\dot{I}_s = \dot{I}_h + \dot{I}_c + \dot{I}_\ell \quad \text{..... (3.11)}$$

ここで、 $Z_s$  は交流系統の等価インピーダンスであり、 $P_h$ 、 $Q_h$  はそれぞれの変換装置の有効、無効電力、 $P_\ell$ 、 $Q_\ell$  はそれぞれ負荷の有効、無効電力を示している。また、 $\dot{I}_s$ 、 $\dot{I}_h$ 、 $\dot{I}_c$ 、 $\dot{I}_\ell$  はそれぞれ図中に示す分岐の電流である。但し、無効電力は進み方向を正にとって示している。

(3.7)~(3.11)式より  $Q_c$  を求めると下式が得られる。

$$Q_c = Q + \frac{X|\dot{V}_t|^2 + \sqrt{X^2|\dot{V}_t|^4 - |\dot{Z}_s|^2\{|\dot{Z}_s|^2 P^2 + 2R|\dot{V}_t|^2 P + |\dot{V}_t|^4 - |\dot{V}_s|^2|\dot{V}_t|^2\}}}{|\dot{Z}_s|^2} \quad \text{-----} \quad (3.12)$$

ここで、 $X$ 、 $R$ はそれぞれ系統インピーダンス $\dot{Z}_s$ のリアクタンス分、抵抗分であり、 $P$ 、 $Q$ はそれぞれ変換装置と負荷の有効、無効電力の和である。即ち、

$$\dot{Z}_s = R + jX \quad \text{-----} \quad (3.13)$$

$$P = P_h + P_\ell \quad \text{-----} \quad (3.14)$$

$$Q = Q_h + Q_\ell \quad \text{-----} \quad (3.15)$$

(3.12)式より $dQ_c/d|\dot{V}_t|$ を求めると、下式が得られる。

$$\frac{dQ_c}{d|\dot{V}_t|} = \frac{dQ}{d|\dot{V}_t|} + \frac{1}{|\dot{Z}_s|^2} \left[ 2X|\dot{V}_t| + \frac{2X^2|\dot{V}_t|^3 - |\dot{Z}_s|^2\{|\dot{Z}_s|^2 P \frac{dP}{d|\dot{V}_t|} + 2|\dot{V}_t|RP + |\dot{V}_t|^2 R \frac{dP}{d|\dot{V}_t|} + 2|\dot{V}_t|^3 - |\dot{V}_s|^2|\dot{V}_t|\}}{\sqrt{X^2|\dot{V}_t|^4 - |\dot{Z}_s|^2\{|\dot{Z}_s|^2 P^2 + 2R|\dot{V}_t|^2 P + |\dot{V}_t|^4 - |\dot{V}_s|^2|\dot{V}_t|^2\}}} \right] \quad \text{-----} \quad (3.16)$$

(3.16)式から分る様に $dQ_c/d|\dot{V}_t|$ は、 $|\dot{V}_s|$ 、 $|\dot{V}_t|$ 、 $\dot{Z}_s$ の諸量に加えて、変換装置及び負荷の有効・無効電力依存性の影響を受ける。

本論文では、これらの電圧依存性を下式により表わして電圧安定度を評価する。

$$P_h = P_{ho} |\dot{V}_t|^m, \quad Q_h = Q_{ho} |\dot{V}_t|^n \quad \text{-----} \quad (3.17)$$

$$P_\ell = P_{\ell o} |\dot{V}_t|^{m'}, \quad Q_\ell = Q_{\ell o} |\dot{V}_t|^{n'} \quad \text{-----} \quad (3.18)$$

この場合、(3.16)式における $dP/d|\dot{V}_t|$ 及び $dQ_c/d|\dot{V}_t|$ は下式により求められる。

$$\frac{dP}{d|\dot{V}_t|} = m P_{ho} |\dot{V}_t|^{m-1} + m' P_{\ell o} |\dot{V}_t|^{m'-1} \quad \text{-----} \quad (3.19)$$

$$\frac{dQ}{d|\dot{V}_t|} = n Q_{ho} |\dot{V}_t|^{n-1} + n' Q_{\ell o} |\dot{V}_t|^{n'-1} \quad \text{-----} \quad (3.20)$$

### (c) 電圧安定度限界の計算

(3.16)式より $dQ_c/d|\dot{V}_t| = 0$ となる $|\dot{Z}_s|$ を求めれば、これが電圧安定度限界の

交流系統のインピーダンスを示す。(3.16)式より $|Z_s|$ の解析式を求めるのは困難であるが、第3.3図に示す様に交流系統の短絡容量を段階的に減らして行く( $|Z_s|$ を増やして行く)と、 $dQ_c/d|V_t|$ は小さくなり、遂には負の値をとる様になるから、その時点で一つ前の計算点との間で比例配分計算を行うことにより、安定度限界を求めることができる。この計算のフローを第3.4図に示す。

なお、交直連系々統の電圧安定度を論ずる場合には、交流系統のインピーダンスを短絡容量 $Q_s$ の形で表わすのが一般的であるから、まず $Q_s$ の値を設定し、

$$|Z_s| = 1 / Q_s \text{ .....(3.21)}$$

により $|Z_s|$ の値を求めてその後の計算を行い、安定度限界の短絡容量 $Q_{so}$ を求める。その限界における無効電力調整設備容量 $Q_{co}$ は(3.12)式より求まる。また、 $R$ 、 $X$ は $|Z_s|$ の値より求める訳であるが、 $R/X$ を計算を行うための入力として与えておくことにより計算できる。

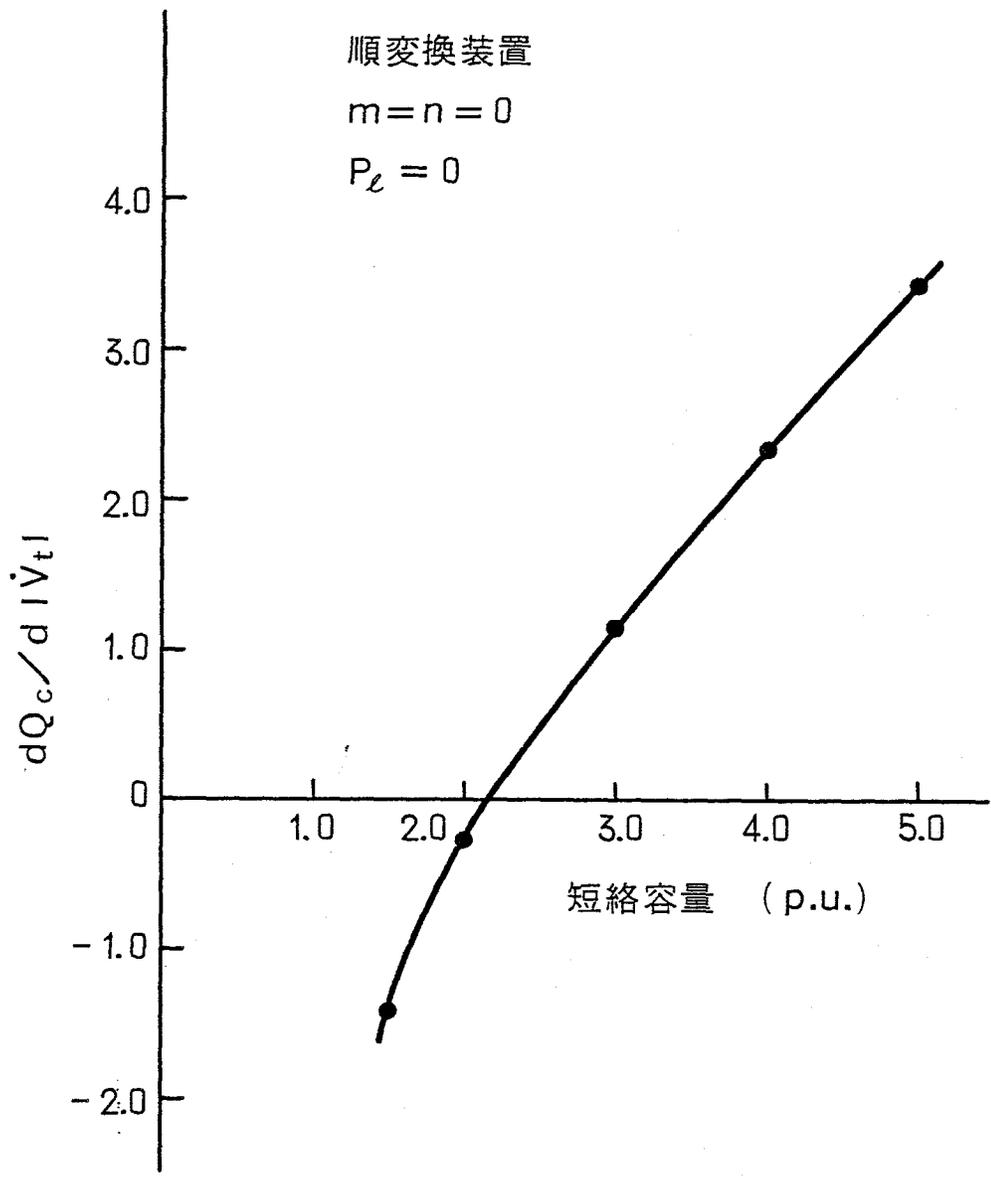
### 3.2.2項 電圧安定度指標としての $dQ_c/d|V_t|$

前節で電圧安定度限界の計算法を示したが、現実にはその限界付近では直流送電系統の運転はできない訳で、実用上は、ある系統状態における電圧安定度指標を求めることが重要である。(3.16)式で求まる $dQ_c/d|V_t|$ はこの指標としても非常に有用である。第3.3図からも分るように交流系統の短絡容量 $Q_s$ が大きくなり電圧安定度の条件が楽になるほど、 $dQ_c/d|V_t|$ の値が大きくなるから、この値の判定基準を検討して置けば、電圧安定度指標として使用できる訳である。

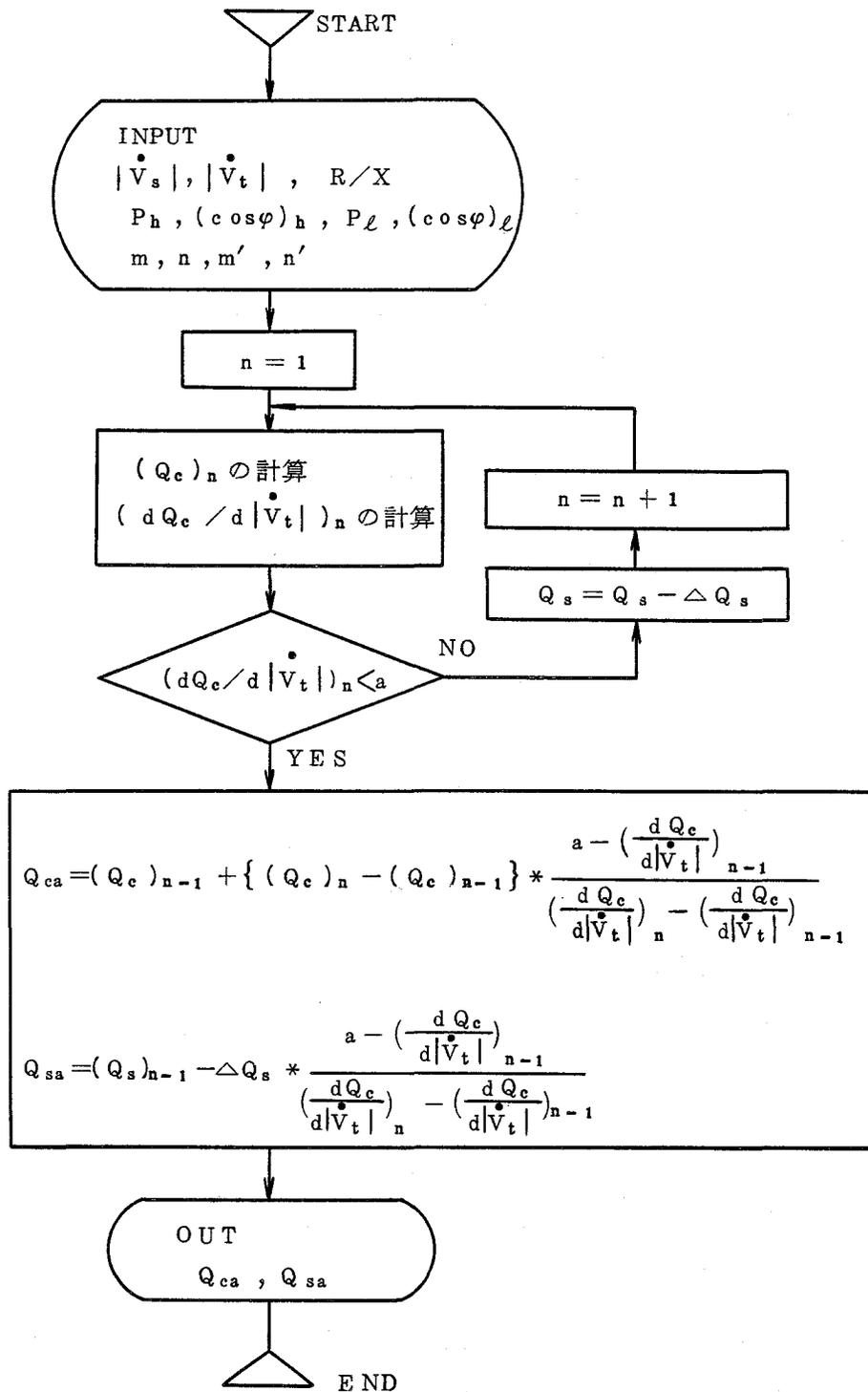
前節と見方を変えたと $dQ_c/d|V_t|$ は、無効電力供給設備の容量の変化と、その結果として発生する交流電圧 $V_t$ の大きさの変化の比を示すものと考えることができる。

交直連系点の交流電圧制御のための無効電力の制御はコンデンサまたはリアクトルの容量を段階的に切替えることにより行う場合が多いが、実運用に当っては、これを一段階切替えた時の電圧変動をある値以下に抑える必要がある。ここでは、この様な見方で実運用が可能であるか否かの判定を行うことにする。

即ち、次式により、無効電力調整設備の容量を $\Delta Q$  (p.u.)だけ変化させた場合の電圧変動 $\Delta V$  (p.u.)を計算し、その値により実運用の可否を判定する。



第3.3図  $dQ_c / d|V_t|$  の計算例



第 3.4 図 電圧安定度限界を求めるためのフロー図

$$\Delta V = \frac{\Delta Q_c}{d Q_c / d | \dot{V}_t |} \quad \text{----- (3.22)}$$

一般に、変換装置の消費する無効電力は、変換する有効電力の60%程度であるから、これをコンデンサの5段階切替で補償するものとする、 $\Delta Q_c = 0.6 \times 0.2 = 0.12$ (p.u.)である。従って、 $d Q_c / d | \dot{V}_t |$ が1.2以上であれば $\Delta V$ を0.1(p.u.)以下に、 $d Q_c / d | \dot{V}_t |$ が2.4以上であれば、 $\Delta V$ を0.05(p.u.)以下に抑えることができる。

$d Q_c / d | \dot{V}_t |$ が上記の値より大きければ当然(3.3)式の条件を満し、電圧安定度は保たれる訳であるから、ある交直連系々統が電圧安定度的に実運用が可能か否かの判定は、 $d Q_c / d | \dot{V}_t |$ が正のいかなる値をとるかによって判定することができる。

以上、第3.1図のモデル系統についての判定法について述べたが、この $d Q_c / d | \dot{V}_t |$ 指標による判定法は多機系についても下記の手順で適用可能である。

- (1) 交直連系点の電圧をある値に設定し、この電圧を得るための無効電力調整設備容量を潮流計算プログラムにより求める。
- (2) 交直連系点の電圧を上記(1)に定めた値よりもわずかに高い値(あるいは低い値)に設定し、この場合に必要な無効電力調整設備容量を同様に求める。
- (3) 上記(1)、(2)の結果より $d Q_c / d | \dot{V}_t |$ を求める。

### 3.2.3 実用的電圧安定度限界

前節の説明から明らかな様に、 $d Q_c / d | \dot{V}_t |$ が規定値  $a$  に等しくなる短絡容量  $Q_{sa}$  を求めると、それが、実用的電圧安定度限界を示すものとなる。前節に述べた数値より、本論文では  $a = 1.2$  とし、実用的電圧安定度限界を  $Q_{S1.2}$  と表わすことにした。

## 第3.3節 電圧安定度限界の計算結果

### 3.3.1 定常状態における電圧安定度限界

第3.1図のモデル系統において電圧安定度限界を計算した結果を以下に示す。

ここでは、定常的な特性を明らかにする。変換装置の特性は、交流電圧の値にかかわらず有効電力、力率が一定であるものとする。即ち、(3.17)式において  $m = n = 0$  とする。直流送電用変換装置においては第3.1表に示す制御方式のいずれかが採用される場合が

第 3.1 表 直流送電系統の代表的な制御方式

変換装置制御		方式 I	方式 II
順変換装置	変圧器 タップ制御	制御角一定	直流側巻線誘起 電圧一定制御
	変換器 位相制御	定電流制御 (定電力制御)	定電流制御 (定電力制御)
逆変換装置	変圧器 タップ制御	定電圧制御	直流側巻線誘起 電圧一定制御
	変換器 位相制御	定余裕角制御	定電圧制御

注) 定電力制御は定電流制御の電流設定値を調節して行う。

多いが、定常状態を考えると、変圧器タップが交流電圧変化に追随するため、電力の設定値が一定に保たれる限り力率もほぼ一定となる訳である。<sup>2.1)</sup> 計算に用いた諸量を第3.2表に示す。

#### (a) 交流系統のインピーダンスの含む抵抗分の影響

第3.5図は、交流系統のインピーダンス $Z_s$ に含まれる抵抗分の影響を順変換運転、逆変換運転の両運転状態において比較するために行った計算の結果を示すものである。ここでは、変換所近辺の負荷は無いものとしている。また、順変換運転を行う場合には制御角 $\alpha$ を $10^\circ \sim 15^\circ$ とするのが普通であるが、ここでは、逆変換運転の場合との比較を行うために、逆変換運転の場合の余裕角 $\gamma$ と同じ値 $17^\circ$ として計算を行っている。

第3.5図から分る様に、抵抗分 $R=0$ の場合は順逆両運転で運転限界は同じであるが、順変換運転では抵抗分の比率が高くなるほど安定度限界の短絡容量 $Q_{so}$ が大きくなるのに対し、逆変換運転の場合には逆の傾向を示す。これは順変換運転では有効電力が変換装置へ流れ込むので系統インピーダンスの抵抗分が交直連系点の電圧を低下させる様に働くのに対し、逆変換運転では、有効電力が交流系統へ流出する方向へ流れるので、抵抗分が交直連系点の電圧を上昇させる様に働くためである。

#### (b) 交流系統電圧の影響

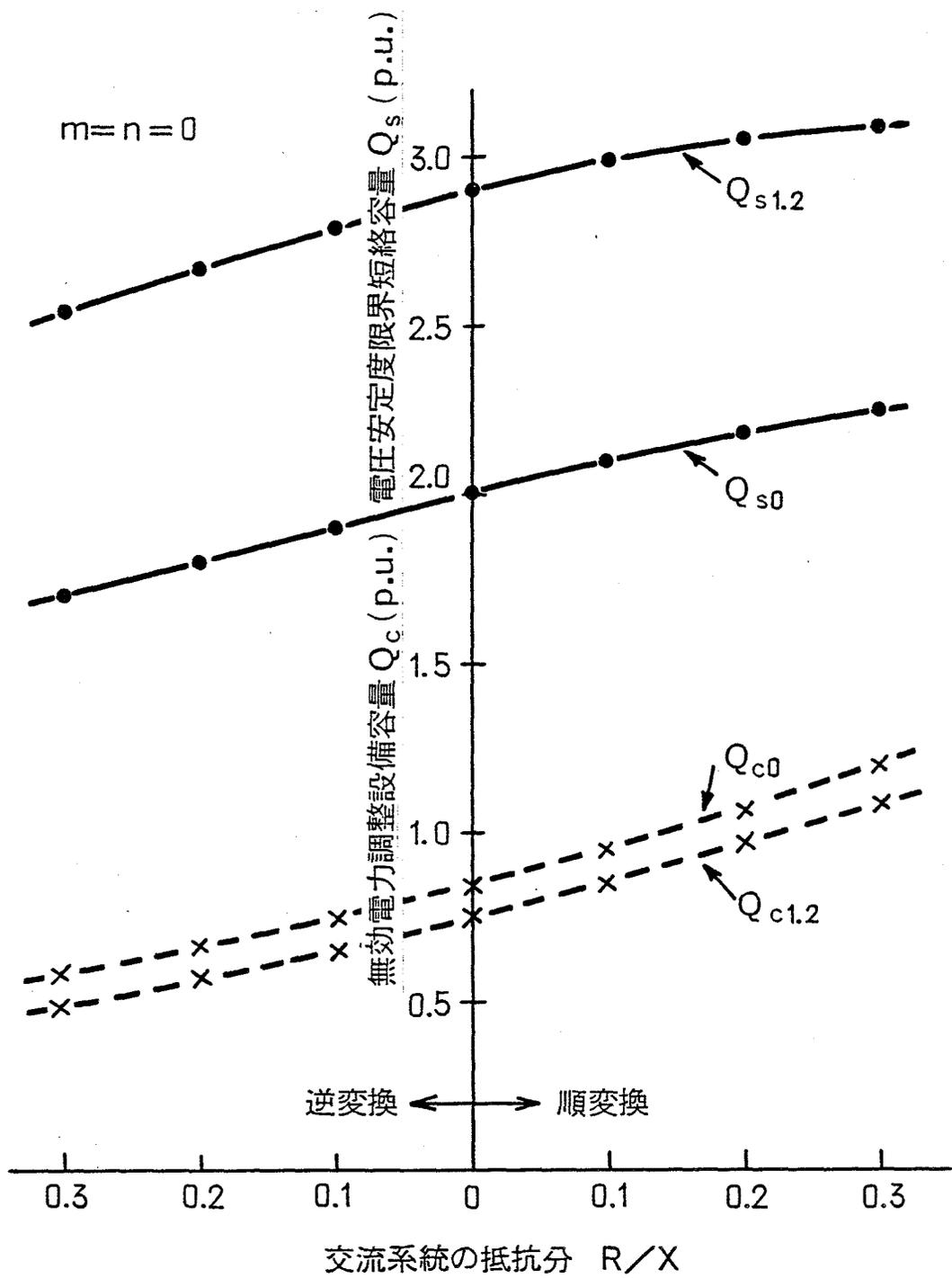
第3.6図は、交流系統の運用によって電源系統の電圧 $|\dot{V}_s|$ を変えた場合、第3.7図は無効電力調整設備容量の変更によって交直連系点電圧 $|\dot{V}_t|$ を変えた場合について、電圧安定度限界となる短絡容量を求めたものである。ここでも、変換所近辺の負荷は無いものとしている。 $|\dot{V}_s|$ 、 $|\dot{V}_t|$ を高くすることによって、電圧安定度限界 $Q_{so}$ を向上させることが出来るが、実用的電圧安定度限界 $Q_{S1.2}$ を向上させるためには、 $|\dot{V}_s|$ を高くしなければ効果が少いことが分る。 $|\dot{V}_s|$ を高くすることは、変換所に設置する無効電力調整設備の容量を少なくする上からも効果が大きい。

#### (c) 変換所近辺の負荷の影響

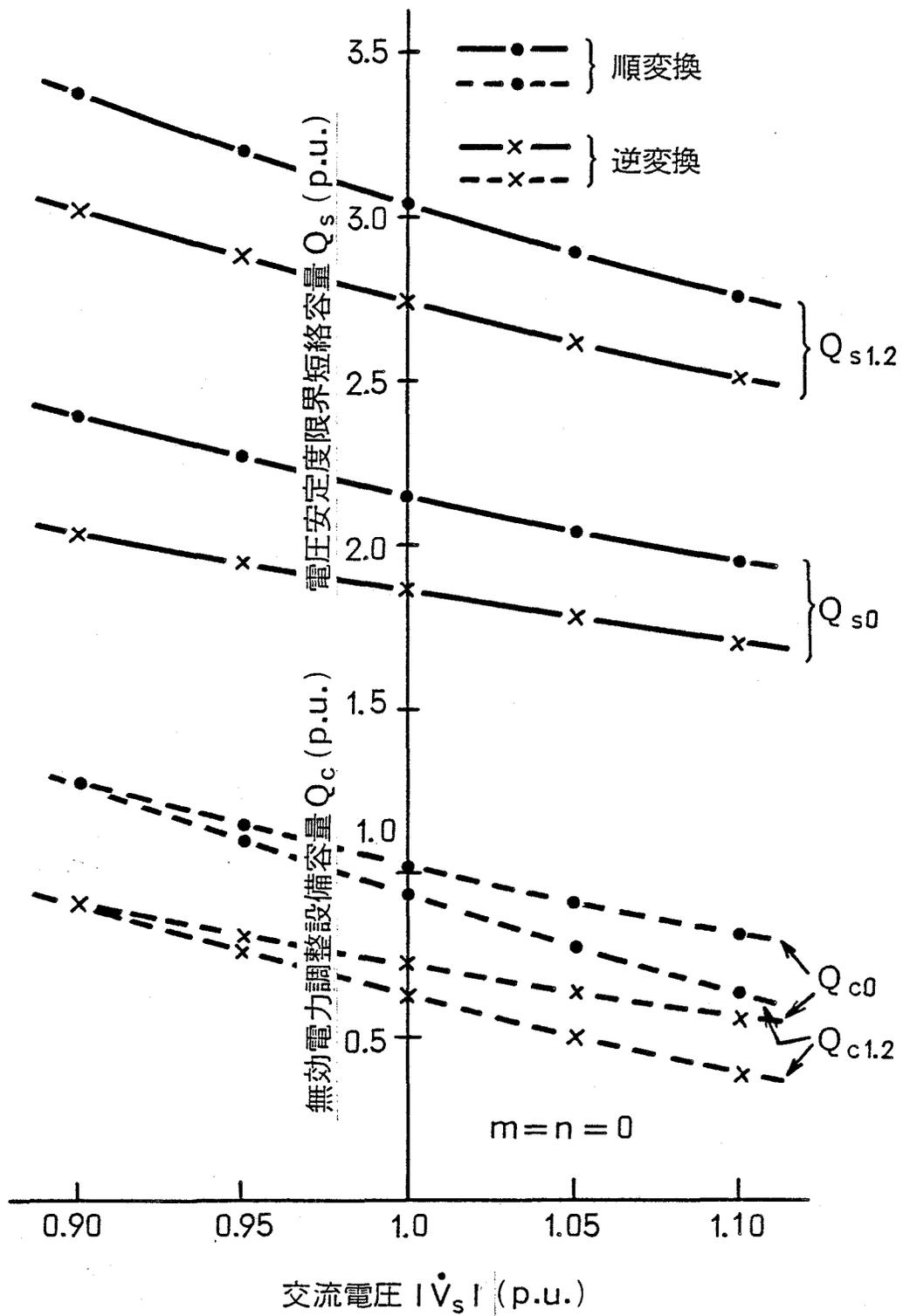
第3.8図は変換所近辺の負荷の影響を求めた結果を示す。第3.8図において(a)は定電力負荷の場合、(b)は等量と定電力負荷と定インピーダンス負荷を接続した場合を示す。(a)、(b)いずれの場合でも、順変換運転の場合には負荷が大きい程電圧安定度が厳しくなり、逆変換運転の場合には、負荷が変換装置出力電力と同じ $1.0p.u.$ 以内の範囲で、負荷が大きい程、電圧安定度が楽になることが分る。これは、順変換の場合には、変換装置と

第3.2表 電圧安定度計算に用いた運転諸量

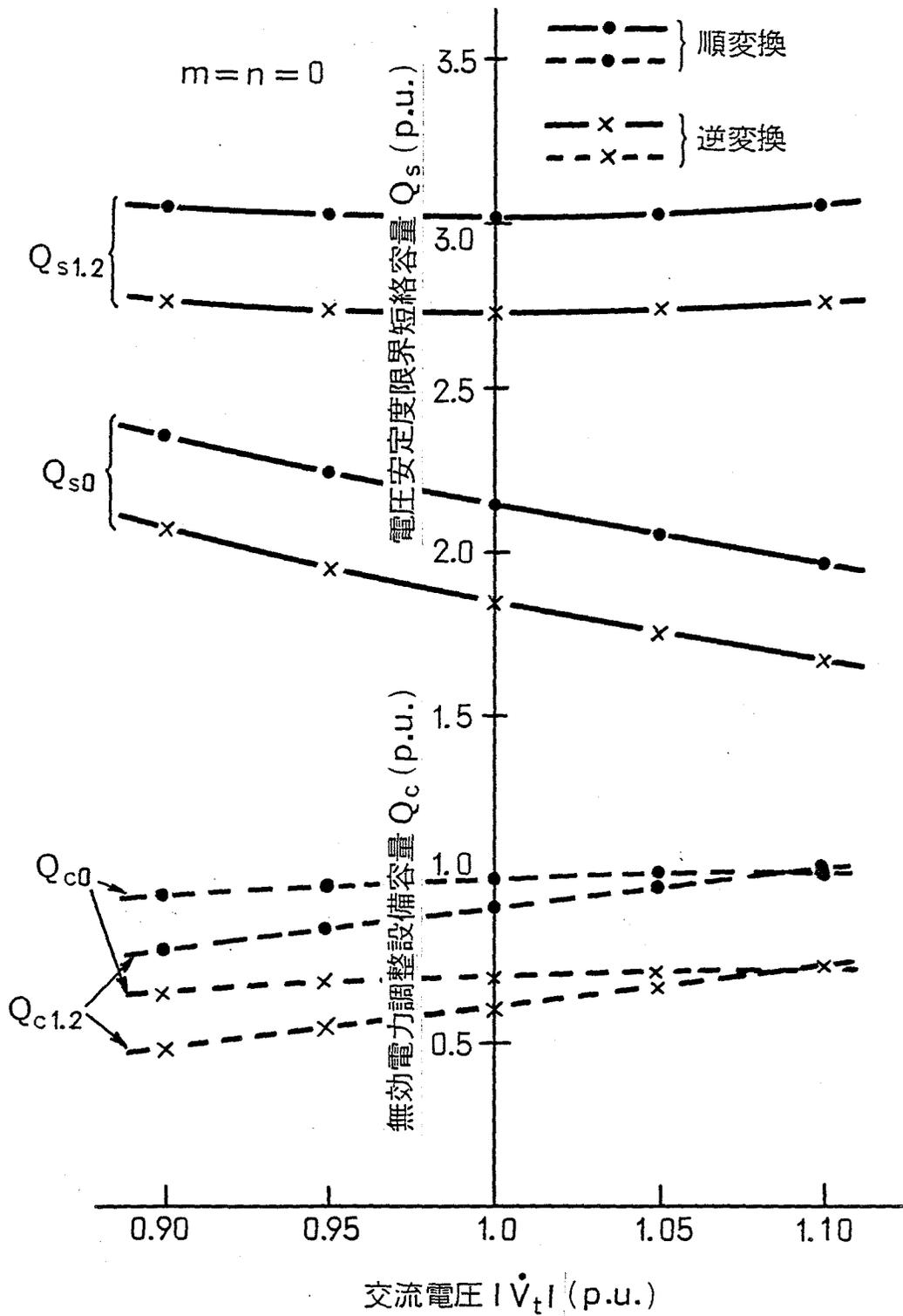
直流送電電力 $P_h$	1.0 (p.u.)
制御角 $\alpha$	17.0 (度)
余裕角 $r$	17.0 (度)
転流リアクタンス $X$	18.0 (%)
変換装置力率 $\cos \varphi_h$	0.8663
変換装置消費無効電力 $Q_h$	0.5766 (p.u.)



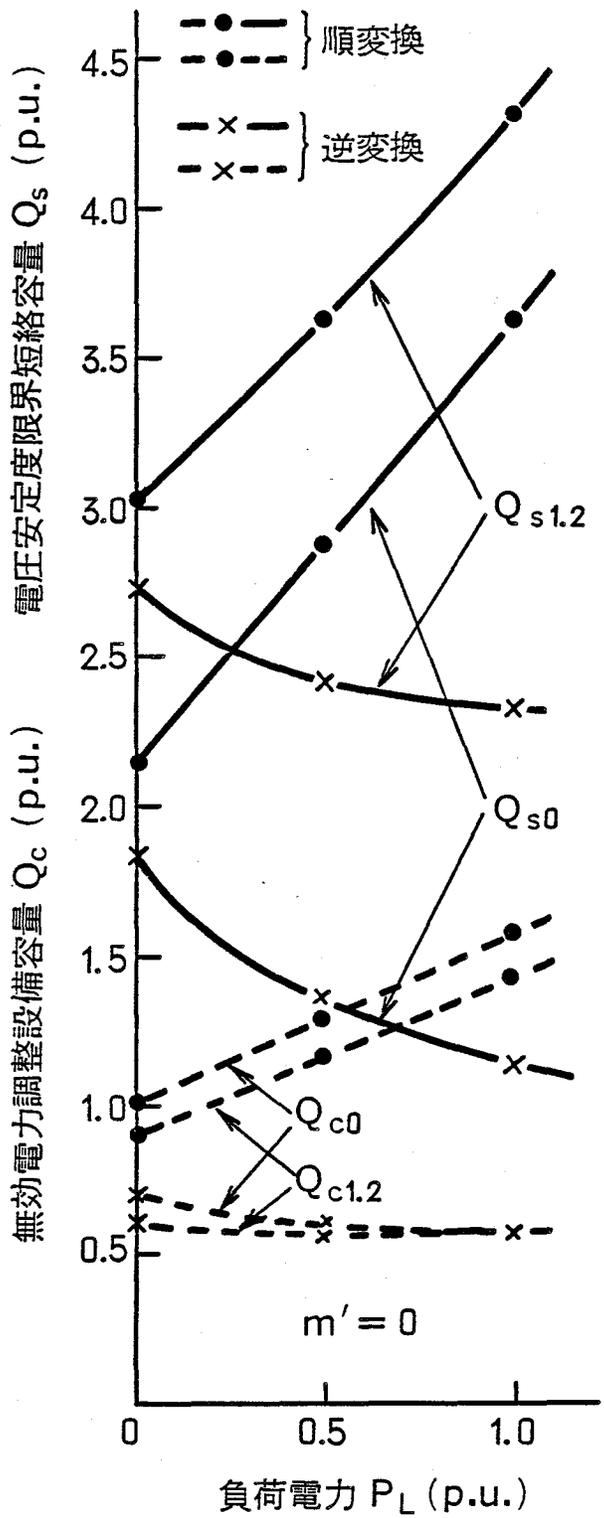
第3.5図 交流系統インピーダンス抵抗分の電圧安定度に対する影響



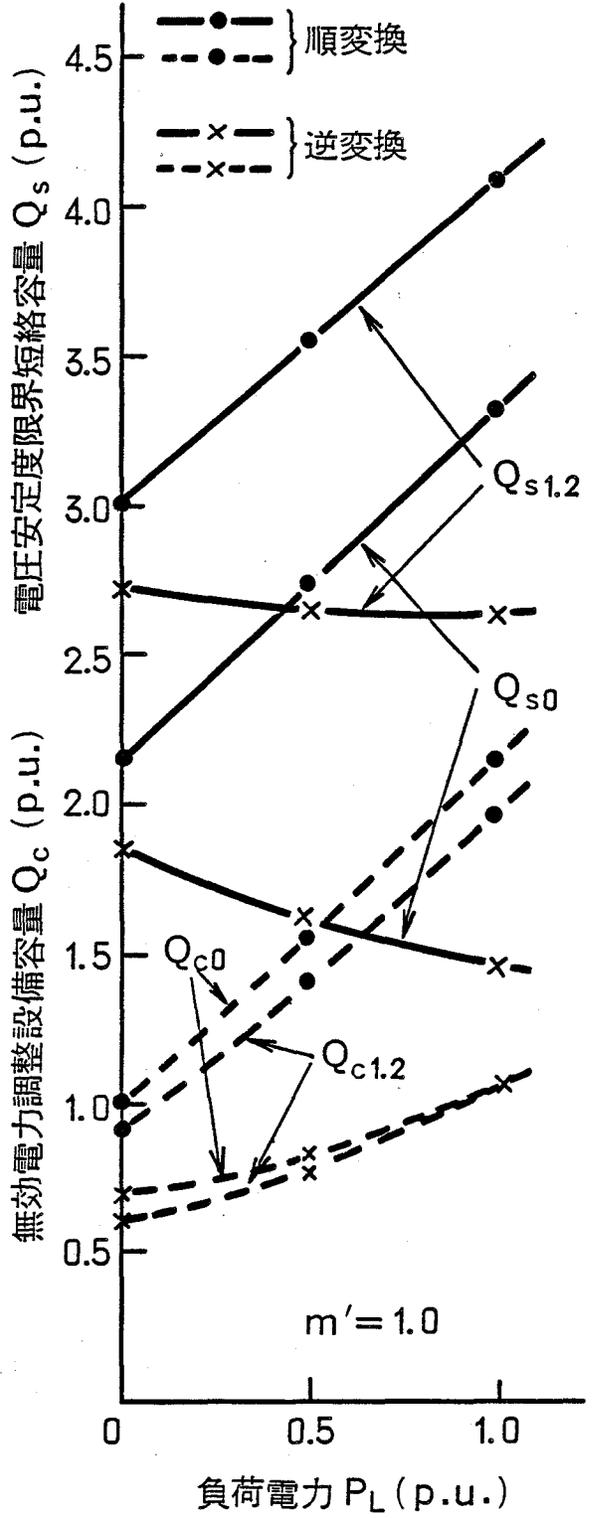
第3.6図 電源系統電圧の電圧安定度に対する影響



第 3.7 図 交直連系点電圧の電圧安定度に対する影響



(a) 定電力負荷  
(力率: 1.0)



(b) 定電力負荷+定インピーダンス負荷  
(力率: 0.9)

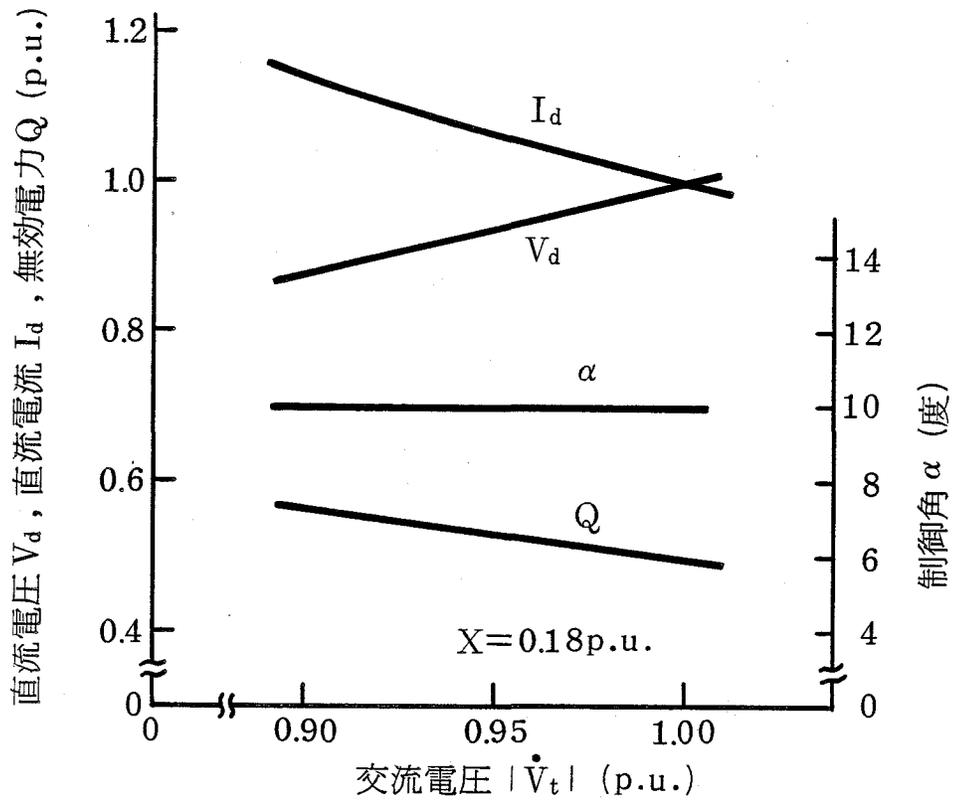
第 3.8 図 変換所近辺の負荷の電圧安定度に対する影響

負荷の合計電力が交流系統のインピーダンスを通して供給されるため、電圧降下が大きくなるのに対し、逆変換運転では、変換装置の電力の一部が負荷で消費され、残った電力だけが交流系統へ流入するためである。

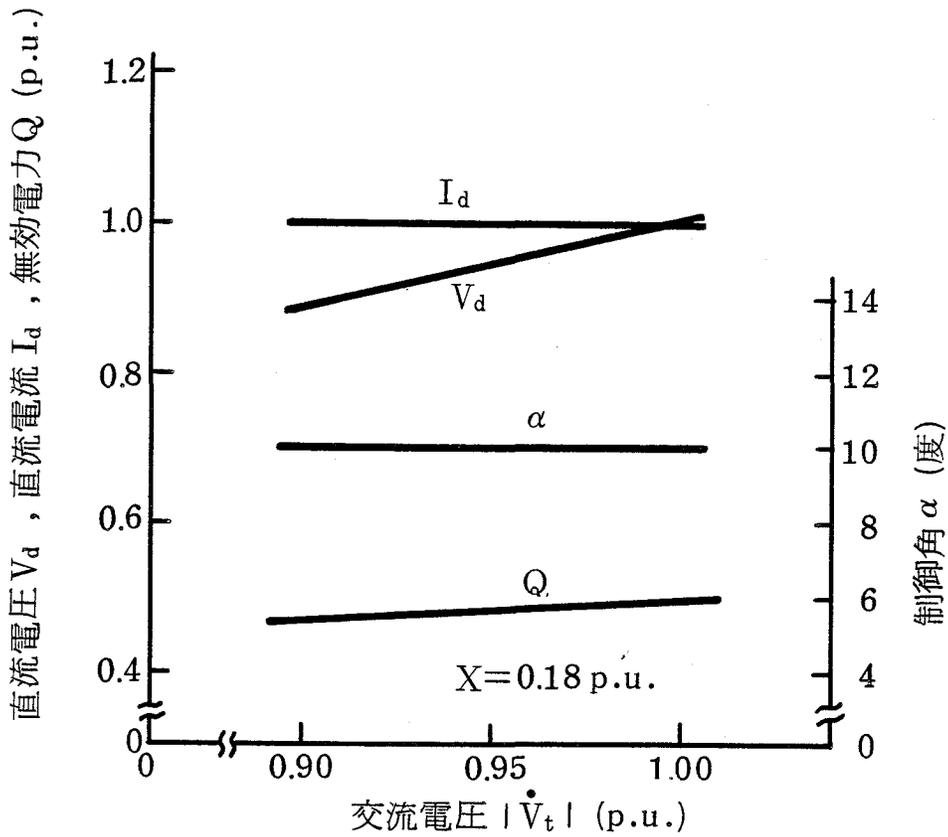
### 3.3.2 制御方式と電圧安定度限界

ここでは、変圧器のタップ制御が追従できない時間領域の電圧安定度について検討する。この時間領域においては、変換装置の位相制御によって順逆変換装置の協調制御が行われており、電圧安定度に対して変換装置の位相制御が大きく影響する。そこで、まず、各制御方式を採った場合の変換装置の電圧依存性を第3.9図～第3.12図のように求め、これより求めた電圧依存指数 $m$ 、 $n$ の値を用いて電圧安定度限界となる短絡容量を求めた。なお、片方(例えば順変換装置側)の電圧安定度限界を求める時には、他方(例えば逆変換装置側)においては交流電圧は変動しないものとした。

解析結果を第3.3表に示す。先に述べた様に変圧器タップ制御が追従する時間領域においては、一般に $m = n = 0$ となるので、この場合の電圧安定度限界も併せて求め、比較のために第3.3表中に記載している。逆変換装置側では、定余裕角制御(順変換装置は定電力制御)の場合が最も厳しく、順変換装置側では、制御角 $\alpha$ 一定制御(逆変換装置は定電力制御)の場合が最も厳しい。これらの制御では、制御遅れ角 $\alpha$ 、又は余裕角 $\gamma$ を交流電圧の如何にかかわらず一定に保つ訳で、交流電圧の変化に対する変換装置の有効・無効電力の変化も類似したものとなるが、いずれの場合も、交流電圧が低下するほど力率が悪くなり無効電力が増加するので電圧安定度の上では厳しい条件となる。順変換装置側が定電力制御(逆変換装置は定電圧又は定余裕角制御)の場合の電圧安定度限界と逆変換装置側が定電圧制御の場合の電圧安定度限界はほぼ同じ値となり、タップの追従する定常状態よりも更に楽な状態となる。順変換装置の定電力制御は、逆変換装置の直流電圧の変動が無い限り、順変換装置側の交流電圧が変動しても、直流電圧が一定になる様に制御角 $\alpha$ を調節する訳で、逆変換装置の定電圧制御の場合と同様の動作をすることから、上記の結果は理解できる。

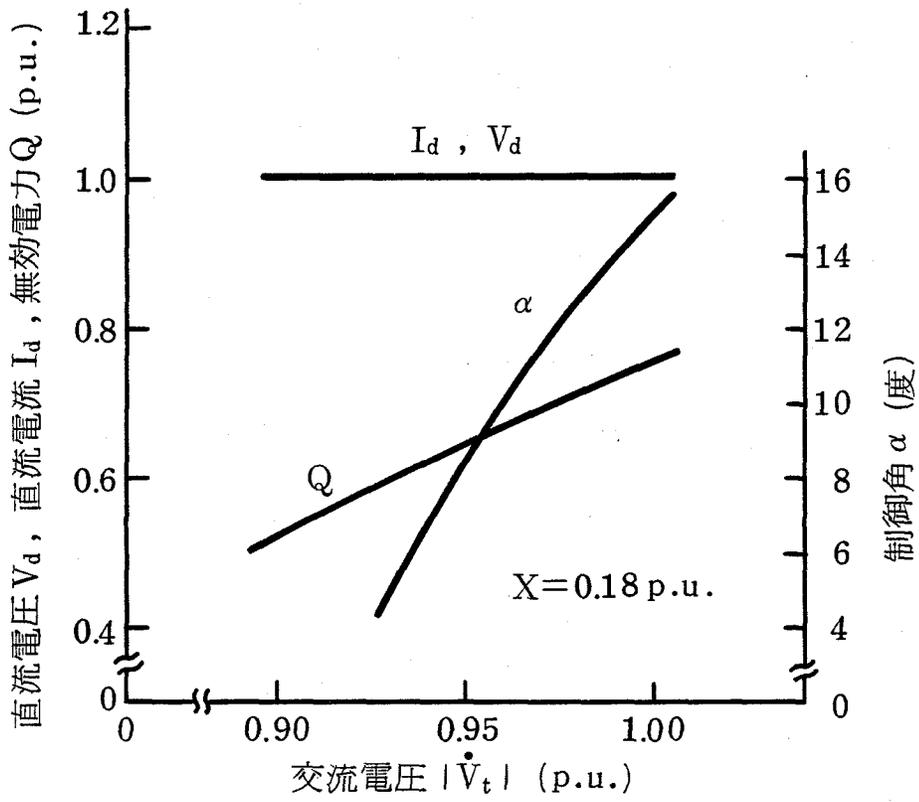


(a)  $\alpha$ 一定制御 (逆変換装置: 定電力制御)

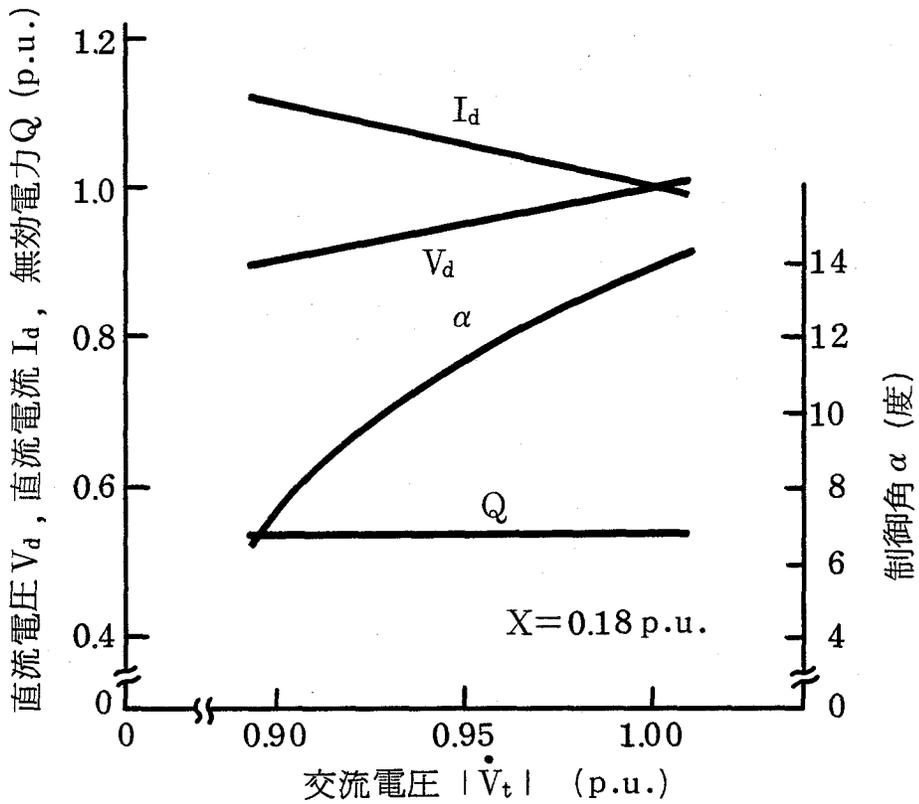


(b)  $\alpha$ 一定制御 (逆変換装置: 定電流制御)

第 3.9 図 制御方式と順変換装置諸量(1)

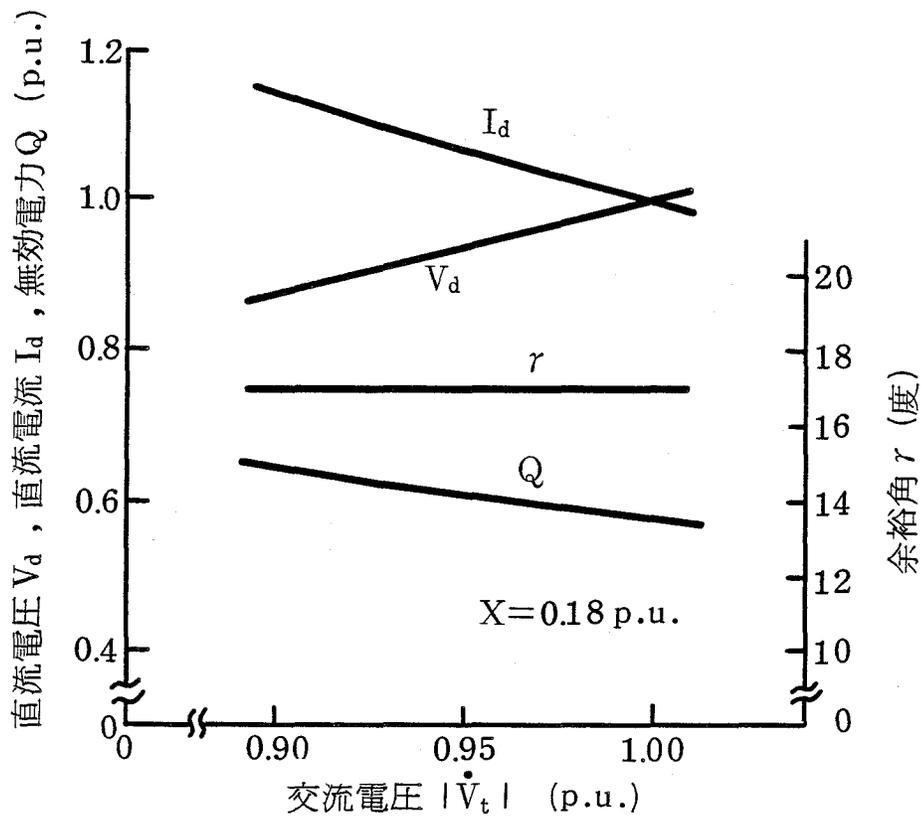


(a) 定電力制御 (逆変換装置: 定余裕角又は定電圧制御)

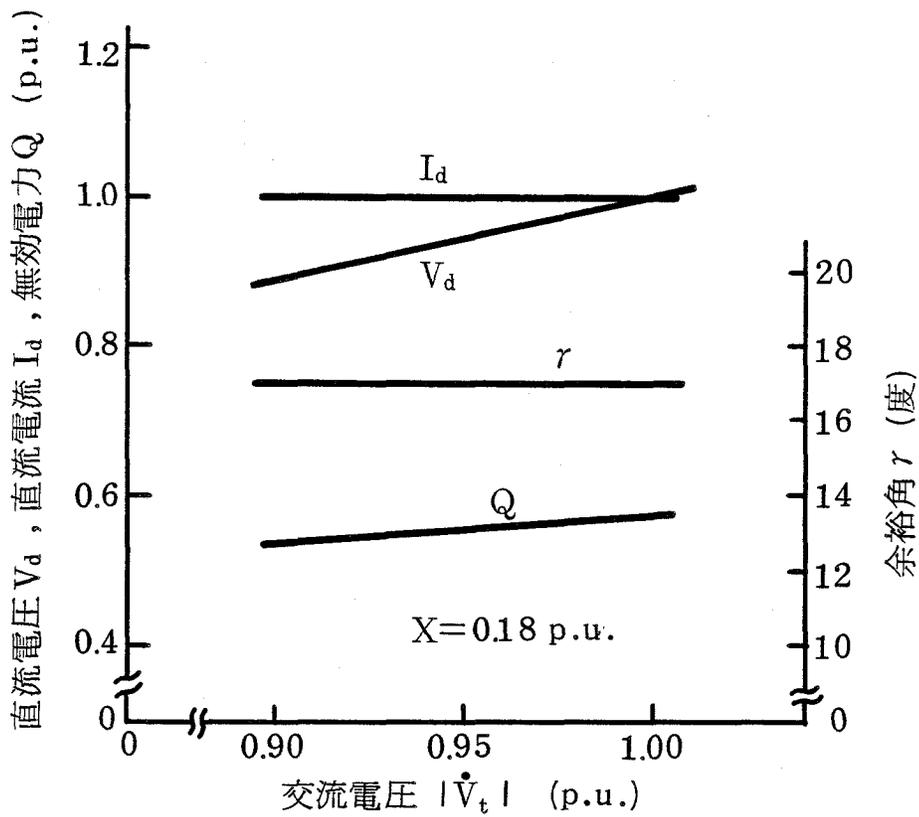


(b) 定力率制御 (逆変換装置: 定電力制御)

第 3.10 図 制御方式と順変換装置諸量(2)

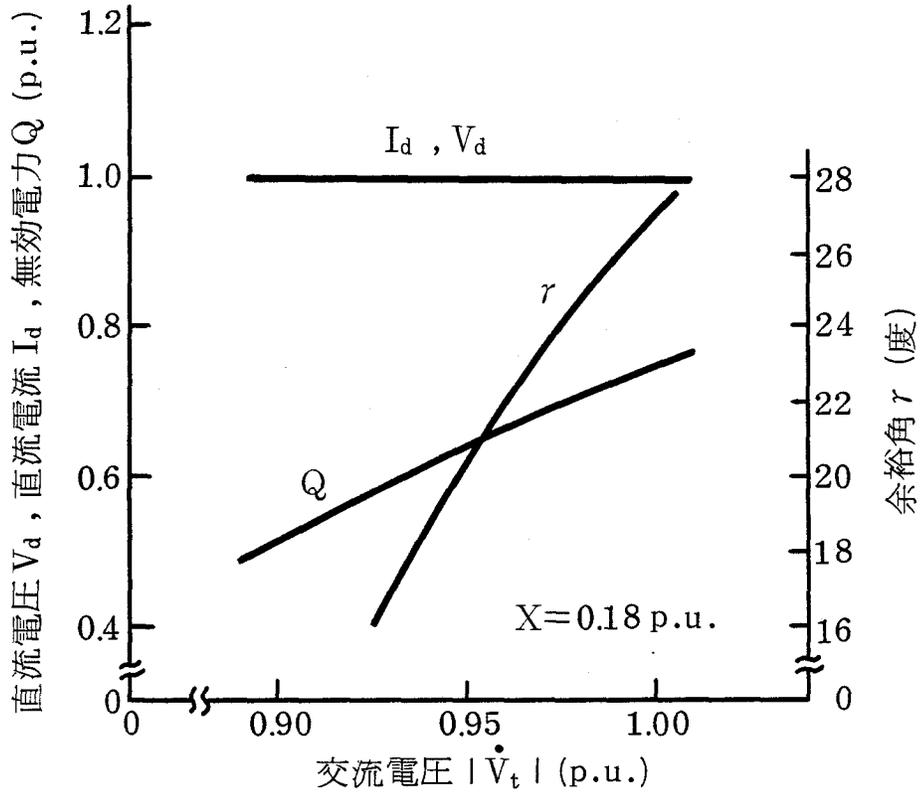


(a) 定余裕角制御 (順変換装置: 定電力制御)

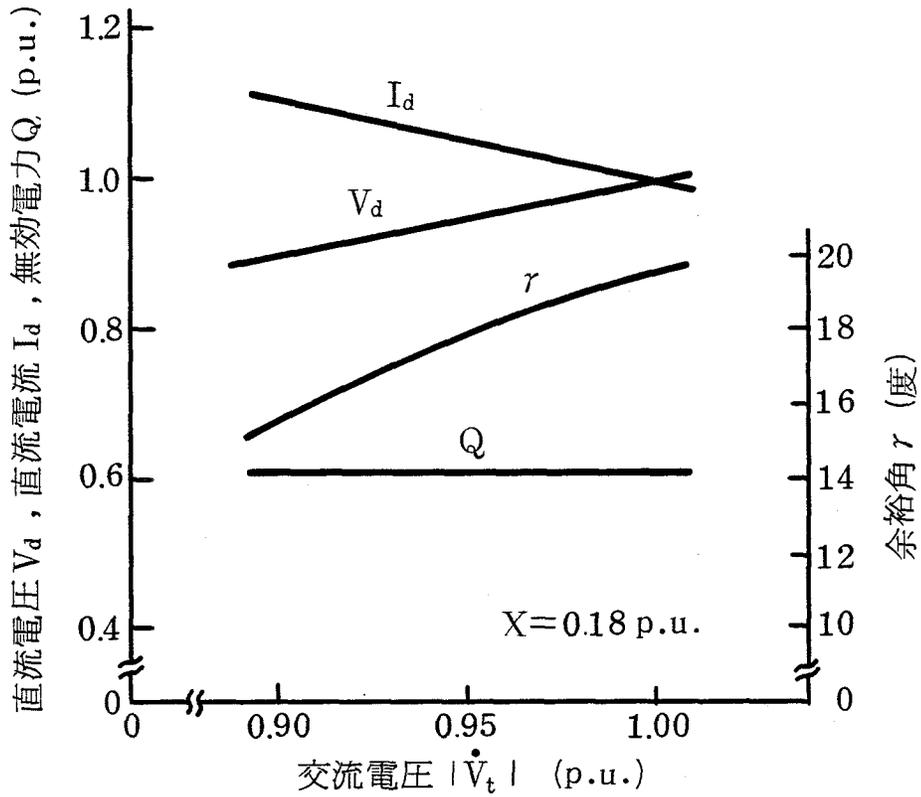


(b) 定余裕角制御 (順変換装置: 定電流制御)

第 3.11 図 制御方式と逆変換装置諸量(1)



(a) 定電圧制御 (順変換装置: 定電力制御)



(b) 定力率制御 (順変換装置: 定電力制御)

第 3.12 図 制御方式と逆変換装置諸量(2)

第3.3表 過渡状態における電圧安定度限界

(a) 順変換装置側

制 御 方 式		電圧依存指数		電圧安定度 限界 $Q_{s1.2}(p.u.)$	備 考
順変換装置	逆変換装置	m	n		
タップ制御付	タップ制御付	0	0	3.02	$\alpha = 17^\circ$
定電流又は 定電力制御	定余裕角又は 定電圧制御	0	5.15	1.03	$\alpha = 17^\circ$
制御角 $\alpha$ 一定	定電力制御	0	-1.16	3.38	$\alpha = 10^\circ$
制御角 $\alpha$ 一定	定電流制御	1.10	0.59	2.04	$\alpha = 10^\circ$

(b) 逆変換装置側

制 御 方 式		電圧依存指数		電圧安定度 限界 $Q_{s1.2}(p.u.)$	備 考
逆変換装置	順変換装置	m	n		
タップ制御付	タップ制御付	0	0	2.73	$r = 17^\circ$
定余裕角制御	定電力制御	0	-0.98	3.21	$r = 17^\circ$
定余裕角制御	定電流制御	1.11	0.68	2.14	$r = 17^\circ$
定電圧制御	定電力制御	0	5.15	1.03	$r = 17^\circ$

### 第3.4節 電圧安定度を向上させるための制御方式

#### 3.4.1 逆変換装置側の電圧安定度を向上させる制御方式

直流送電系統は全体としては定電力制御されるのが普通であるから、これを前提とし、ここでは、逆変換装置側を例にとって電圧安定度向上策を考える。第3.2表から分る様に、逆変換装置側では、定電圧制御が電圧安定度の上からは最も優れている。これは、第3.1.3図に示すように交流電圧が低下するほど、直流電圧を一定に保つために余裕角が小さくなり、消費無効電力も小さくなるためである。しかしながら、交流電圧が低下しても直流電圧を一定に保つためには、平常時の余裕角を大きくしておく必要がある。第3.1.3図では、電圧変動範囲を±7%とし、この範囲で直流電圧を一定に保つ場合を示しているが、定格電圧においては、余裕角 $\gamma = 27.2^\circ$ であり、消費無効電力は0.752p.u.と $\gamma = 17^\circ$ の場合に較べ約30%も大きく、必要な無効電力調整設備の容量も大きくなる。なお、余裕角を必要最小限の $17^\circ$ とした場合の定格電圧における消費無効電力は0.577 p.u.である。先にも述べたように、いずれ変圧器タップが追随してくると、この様に高い電圧安定度は得られなくなる訳であるから、これだけ大きな無効電力調整設備を設けても意味が無い。従って、変圧器タップが追随できない時間領域においても、変圧器タップ制御の時間領域と同様に、力率を一定に保つ様に変換器の点弧位相を制御するのが望ましい。

交流電圧 $|V_t|$ が0.93p.u.のとき、余裕角 $\gamma = 17^\circ$ とし、 $|V_t| \geq 0.93\text{p.u.}$ のときにも、 $|V_t| = 0.93\text{p.u.}$ のときと同じ力率となる様に制御進み角 $\beta$ を定めるものとする、変換装置の消費無効電力は第3.1.3図の様になる。 $|V_t| = 1.0\text{p.u.}$ の点においては、制御進み角 $\beta = 40.3^\circ$ 、余裕角 $\gamma = 19.6^\circ$ となるが、この場合の消費無効電力 $Q$ は0.614 p.u.で、 $\gamma = 17^\circ$ とする場合に較べて6.5%大きくなるに過ぎない、一方、電圧安定度限界 $Q_{S1.2}$ は2.79と第3.2表に示した定常状態の電圧安定度限界 $Q_{S1.2} = 2.73$ とほとんど同じ値が得られる。

この様な定電力一定力率制御を直流電流 $I_d$ の変化も考慮に入れて行うための制御角の計算値を第3.14図に示す。A点が定格電圧で定格電力を送電している場合の動作点である。B点は交流電圧 $|V_t| = 0.93\text{p.u.}$ 、C点は $|V_t| = 1.07\text{p.u.}$ の場合の動作点である。例えば、直線OA上の運転点では、交流電圧 $|V_t|$ に対する直流電流 $I_d$ の比は一定であるから制御進み角 $\beta$ を $40.3^\circ$ 一定とすれば、余裕角 $\gamma$ も $19.6^\circ$ 一定となり、力率も一定となる。原点を通る他の直線上の動作点についても同様のことが言える。また、力率一定と

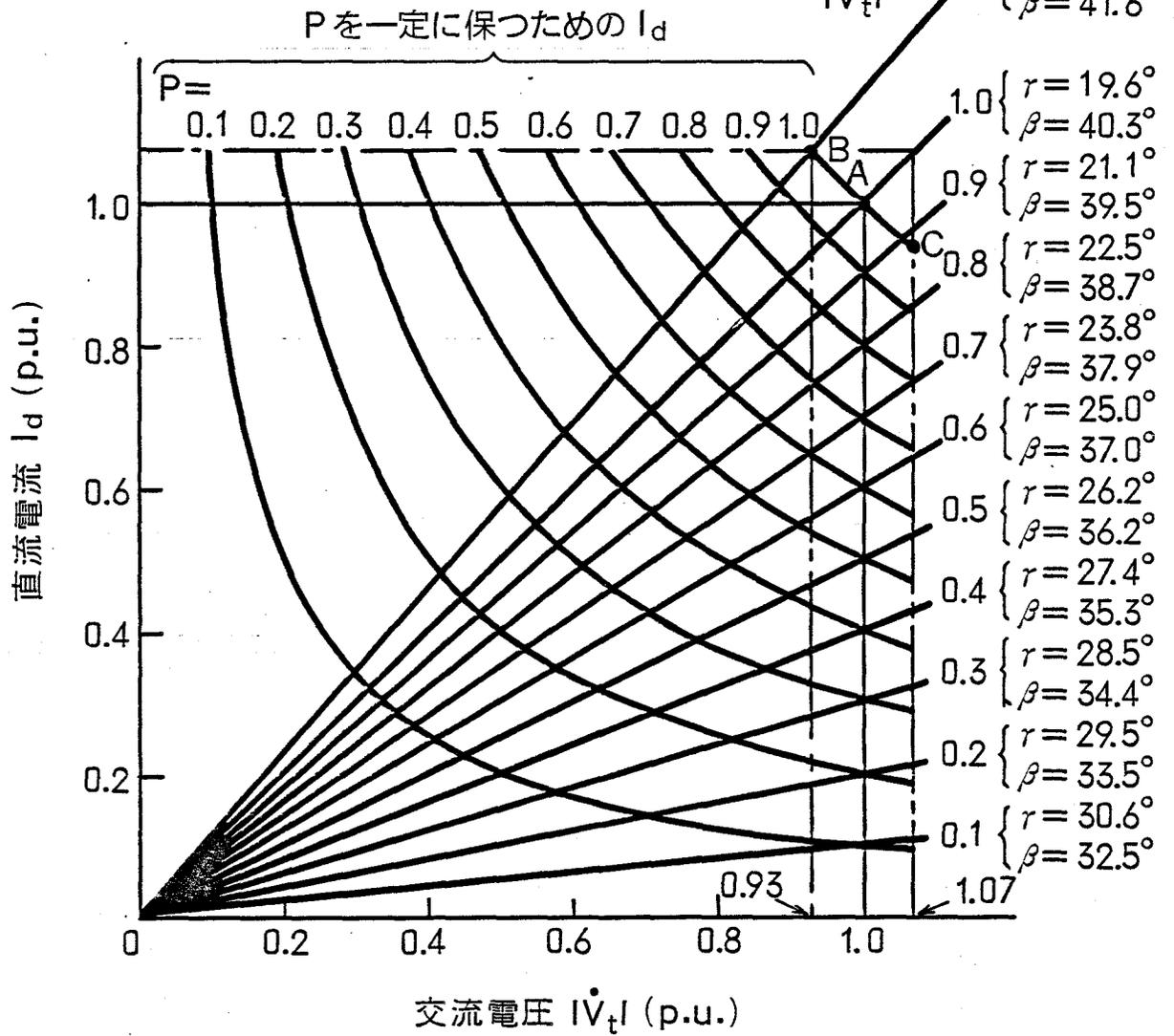


$\cos \varphi = 0.8522$

$X = 0.18$

$I_d / |\dot{V}_t|$  を一定とする  $I_d$

$\frac{I_d}{|\dot{V}_t|} = 1.16 \begin{cases} r = 17.0^\circ \\ \beta = 41.6^\circ \end{cases}$



第 3.14 図 定電力一定力率制御時の制御進み角の決定

の前提に立てば、直流送電々力を一定とするための直流電流  $I_d$  は、交流電圧  $|V_t|$  に反比例し、第 3.14 図中に示す値となる。

従って、ここで提案する定電力一定力率制御は下記の方式で実現できる。

(i) 順変換装置側では、フィードバック制御により、直流送電々力が設定値に等しくなる様に直流電流  $I_d$  を制御する。

(ii) 逆変換装置側では、(i) で定まった直流電流  $I_d$  の交流電圧  $|V_t|$  に対する比  $I_d/|V_t|$  を求め、この値に応じて制御進み角  $\beta$  の値を定める。力率一定の条件で求めた  $I_d/|V_t|$  に対する  $\beta$  の値の計算値を第 3.15 図に示す。実線で示す正確な計算値を一点鎖線で示す直線に置換えても誤差は高々  $0.2^\circ$  にすぎないから、実用的には十分であり、 $\beta$  は下式によって定められる。

$$\beta = 31.8 + 8.5(I_d/V_t) \text{ ..... (3.23)}$$

この式は転流リアクタンス  $X = 0.18 \text{ p.u.}$ 、最小余裕角  $\gamma = 17^\circ$  とした場合であるが、これらの値が異なる場合でも係数の変更のみで対応できる。

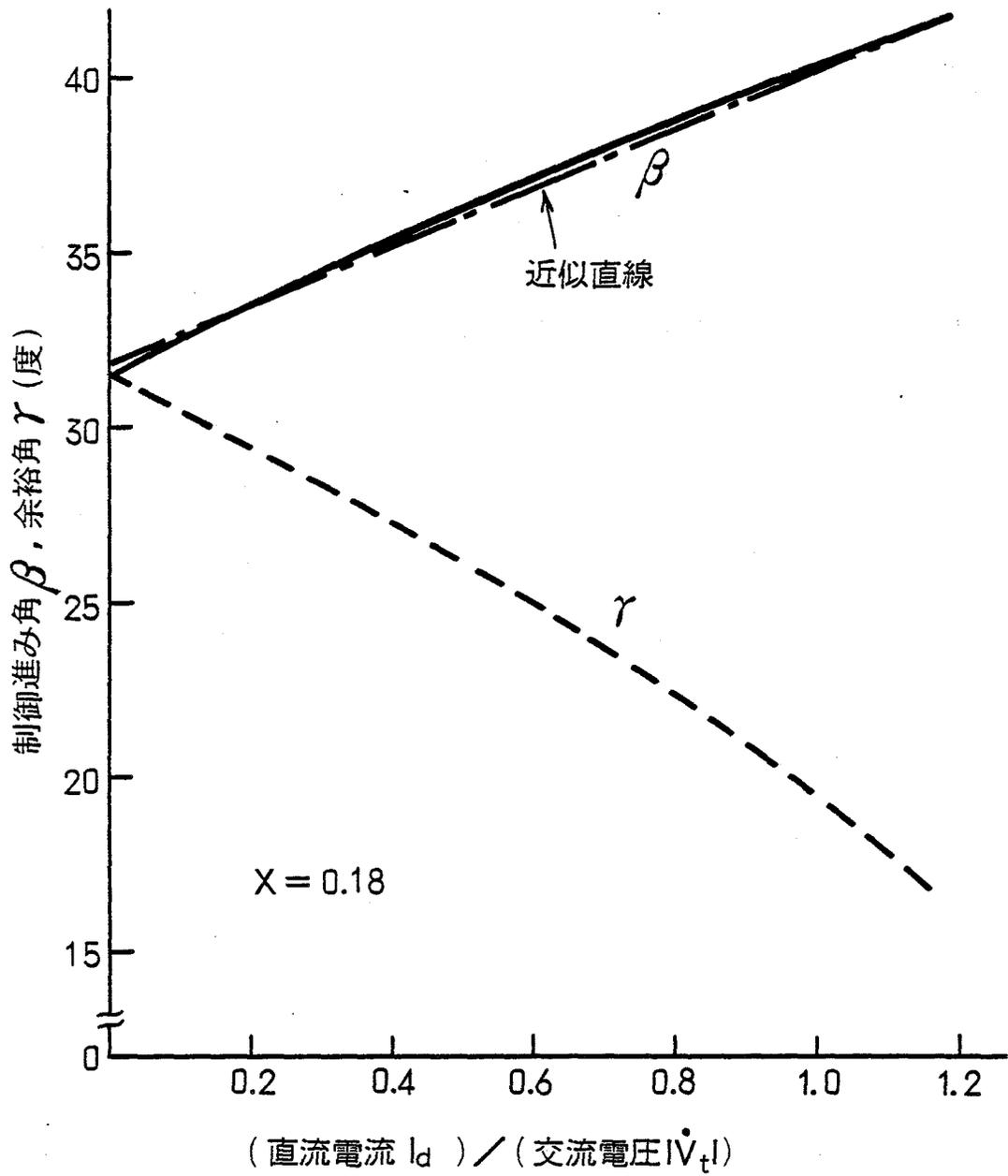
この制御方式では、交流電圧  $|V_t|$  の変化だけではなく、直流電力  $I_d$  の変化範囲のすべてのカバーできるから、筆者等が先に提案した力率一定制御方式<sup>4)</sup>と、本論文で提案する電圧安定度向上制御の両者を同時に実現できる。

なお、第 3.14 図において、動作点が直線 OB よりも上になる場合には、余裕角  $\gamma = 17^\circ$  という条件のもとでは力率を一定に保つことが出来ず、直流電流  $I_d$  が大きくなる程、力率が悪くなる。従って、電圧安定度が厳しい系統条件では、交流電圧  $|V_t|$  の値に応じて制限レベルの変化する直流電流リミッタを設け、動作点を直線 OB よりも下の位置に保つ必要がある。

### 3.4.2 順変換装置側の電圧安定度を向上させる制御方式

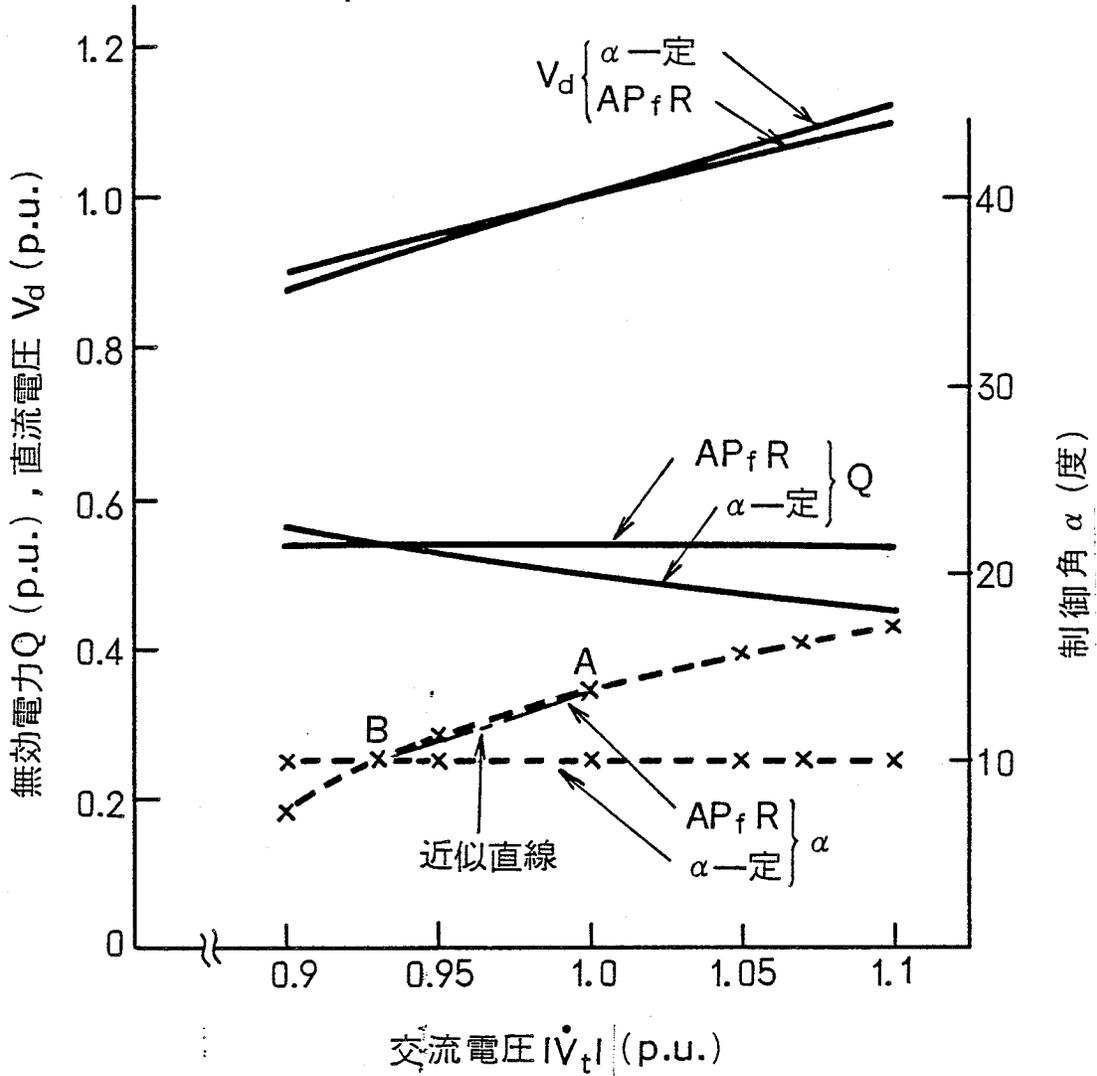
直流送電系統は定電力制御されるものとする、第 3.3 表から明らかな様に制御角  $\alpha$  を一定とする場合の電圧安定度はタップ制御の追従する定常時より厳しい条件となる。

順変換装置では、一般に定電流制御が基本制御として用いられ、定電流制御の電流設定値を調節することによって、定電力制御がなされる。しかしながら、順変換装置側の交流電圧が低下すると、よく知られる様に、順変換装置の制御角  $\alpha$  は許容最小値となり、逆変換装置側で電流を制御するモードとなる。これが第 3.3 表に記す制御角  $\alpha$  一定制御であるが、同表ではこの  $\alpha$  の値を  $10^\circ$  としている。この  $\alpha$  の値は  $\alpha$  の最小値を制限する  $\alpha$  リミ



第 3.15 図 力率一定制御時の制御進み角と余裕角

$\alpha$ 一定 : 制御角  $\alpha$  一定制御  
 $AP_f R$  : 力率一定制御  
 $P = 1.0 \text{ p.u.}$



第 3.16 図 順変換装置の制御方式と運転諸量

ッタにより定められるから、リミッタを可変リミッタとし、その値を先に述べた逆変換装置の力率一定制御の場合の $\beta$ の値と同様に定めれば、電圧安定度を向上させることができる。即ち、交流電圧 $|V_t| = 0.93\text{p.u.}$ のとき $\alpha = 10^\circ$ とし、 $|V_t| \geq 0.93$ の範囲では $|V_t| = 0.93$ の時の力率と同じ力率が得られる $\alpha$ の値を選ぶ。この時の諸量を第3.15図の場合と同様に求めた結果を第3.16図に示す。この場合の電圧安定度限界は、 $Q_{S1.2} = 2.96$ となり、タップ制御が追従する定常時よりも若干良くなる。これは $|V_t| = 1.0\text{p.u.}$ のときの $\alpha$ の値を $13.9^\circ$ と、定常時の値 $17^\circ$ より小さくしているからである。

先に述べた様にこの制御は順変換装置側の交流電圧が低下し、 $\alpha$ リミッタが作動する特殊な運転の場合にのみ用いられるから、第3.15図の場合の様に直流電流の変動範囲も考慮した全運転領域での制御を考える必要は無く、第3.16図の、 $0.93\text{p.u.} \leq V_t \leq 1.0\text{p.u.}$ の範囲即ち点A、B間を直線で近似制御すれば良い。 $|V_t| \leq 0.93\text{p.u.}$ の範囲では $\alpha = 10^\circ$ （一定）とするが、通常の電圧変動範囲を越えるので、電圧安定度が厳しい条件にある交流系統に接続される場合には、逆変換装置を定電流制御とすれば、第3.3表から分る様に電圧安定度が良くなる。

### 第3.5節 結 言

交直連系系統の電圧安定度について検討し以下の結論を得た。

- (1) 交直連系点の交流電圧を $|V_t|$ とするための無効電力調整設備容量 $Q_c$ を計算し、 $dQ_c/d|V_t| \geq 0$ の範囲を求めることによって、電圧安定度限界となる短絡容量 $Q_{so}$ を知ることができる。
- (2) 交流系統の短絡容量をある値に定めた場合、 $dQ_c/d|V_t|$ の値は電圧安定度指標として利用できる。 $dQ_c/d|V_t|$ が規定値 $a$ に等しくなる限界の短絡容量 $Q_{sa}$ が、実際に安定な運転のできる実用的電圧安定度限界である。本論文では $a = 1.2$ として実用的電圧安定度限界 $Q_{S1.2}$ を求めた。
- (3) 交流系統のインピーダンスに含まれる抵抗分が大きくなると、順変換装置側の電圧安定度は悪化し、逆変換装置側の電圧安定度は向上する。
- (4) 交流電源系統の電圧を高くすると電圧安定度は向上する。無効電力供給設備容量を大きくして交直連系点の電圧を高くすると、電圧安定度限界は向上するが、実用的電圧安定

度は向上しない。

(5) 変換所近辺に接続される負荷の容量が大きくなると、順変換装置側では電圧安定度が大幅に悪くなるが、逆変換装置側では若干ではあるが電圧安定度が向上する。

(6) 変圧器タップが追従できない過渡状態について直流送電系統は定電力制御されるとい  
う前提で考えると、逆変換装置は定余裕角制御、順変換装置は $\alpha$ 一定制御の場合が最も電  
圧安定度が厳しくなる。しかしながら、いずれの場合も本論文で提案した力率一定制御を  
採ることにより、定常時と同程度の電圧安定度まで改善できる。

[参考文献]

- 3.1) 吉田「交直連系系統の交流電圧不安定現象の解析」電気学会論文誌B 94-B, 4  
(昭和49年4月) pp.177~184
- 3.2) 林「交直連系系統の交流電圧不安定現象の解析」電気学会論文誌B 101-B, 7  
(昭和56年7月) pp.383~390
- 3.3) K.W. Kanngiesser et al. "Tapping of an HVDC Point-to-Point Transmission as Feed-in to a relatively Weak AC System."  
CIGRE Study Committee 14 1981
- 3.4) R.H. Lasseter et al. "Bounderies of Operation of Inverters Connected to Weak A.C. Systems. (Simulator Study)"  
CIGRE 1982 Session 13.2
- 3.5) Bo Zhon et al. "Steady-State Stability Analysis of HVDC Systems with Digital Control."  
IEEE Trans. PAS-102, 6 (June, 1983) pp.1764~1770
- 3.6) J.D. Glover et al. "State Estimtion of Interconnected HVDC/AC Systems."  
IEEE Trans. PAS-102, 6 (June, 1983) pp.1805~1810
- 3.7) M.D. Hefferman et al. "Computation of AC-DC System Disturbances-Part I."  
IEEE Trans. PAS-100, 11 (Nov. 1981) pp.4341~4348
- 3.8) M.D. Hefferman et al. "Computation of AC-DC System Disturbances-Part II."  
IEEE Trans. PAS-100, 11 (Nov. 1981) pp.4349~4356
- 3.9) M.D. Hefferman et al. "Computation of AC-DC System Disturbances-Part III."  
IEEE Trans. PAS-101, 11 (Nov. 1981) pp.4357~4363
- 3.10) S.Abe et al. "Criteria for Power System Voltage Stability by Steady-State Analysis."  
IEEE PES Summer Meeting A75-435-8
- 3.11) 阿倍ほか「電力系統の電圧安定度判別法 (その1・理論)」  
電気学会論文誌B 96-B, 4 (昭和51年4月) pp.171~178
- 3.12) 阿倍ほか「電力系統の電圧安定度判別法 (その2・計算機シミュレーション)」  
電気学会論文誌B 96-B, 4 (昭和51年4月) pp.179~186
- 3.13) 阿倍ほか「電圧安定度限界付近の電力潮流計算における初期値選定法」

電気学会論文誌B 97-B, 1 (昭和52年1月) pp.23~30

3.14) 阿倍ほか「電力系統の電圧安定度判別法 (その3・動的アプローチ)」

電気学会論文誌B 103-B, 5 (昭和58年5月) pp.349~356

3.15) T.Senda, A.Watanabe et al. "Prevention of Voltage Instability in Hokkaido  
-Honshu HVDC Link."

CIGRE Study Committee 14 Aug. 1981 Rio-de-Janeiro

3.16) 渡部「交直連系系統の電圧安定度解析と直流送電系統の電圧安定度向上制御方式」

電気学会論文誌B 投稿中

## 第 4 章 転流失敗の回避

## 第4章 転流失敗の回避

### 第4.1節 緒言

交直連系系統の運転に対して、擾乱を与えるものとして、逆変換装置の転流失敗がある。交流電圧が交流系統の故障等によって変換装置運転が不可能になる程に低下する場合は別として、転流失敗は変換装置をうまく制御することによって1～2サイクルの内に回復するのが普通であり、その影響は致命的なものではない。しかしながら、交流系統の容量に対して直流送電系統の容量が大きくなると、転流失敗による擾乱の交流系統に対する影響が大きくなるから、転流失敗はできるだけ避けることが望ましい。

転流失敗を避ける方策としては、種々提案されているが、例えば交流系統の故障が発生した場合を考えると、いかに速い制御を行っても避けることのできない転流失敗領域が存在する。<sup>4.2) 4.3)</sup>

本章では、まず、この避けることのできない転流失敗領域について検討し、転流失敗を避けるためには、余裕角を大きくとることが最も効果的であることを示す。しかし、単に余裕角を大きくすると、変換装置の消費する無効電力が大きくなり、無効電力調整設備の容量が大きくなるから、工夫が必要である。そのために、本章では、直流電流の値が変化しても変換装置の位相制御によって直流電圧を一定に保つ制御方式を提案する。<sup>4.6)</sup> この場合力率も一定となる。この方式では、定格運転時の余裕角は、従来の定余裕角制御等で採用している必要最小限の値とするから、無効電力調整設備容量は従来通りである。直流電流が小さくなるに従って余裕角が大きくなり、転流失敗を少なくする効果がでてくる。つぎに、シミュレータによる実験によりこの制御方式の効果を明らかにするが、部分負荷時の転流失敗領域をかなり大幅に減少させることができる。

交流系統の短絡容量が直流送電容量に対して小さいという条件は、直流送電系統が交流系統の末端に接続され、他の交流系統との連系用として建設される場合に多い。このような場合には、直流送電系統が定格電力で運転される機会はむしろ少なく、部分負荷運転が行われることが多いから、本制御方式の効果が特に大きい。新信濃周波数変換所や北海道一本州直流連系装置には、本制御方式が採用されているが、この制御方式には上記の転流失敗防止の他にも第6章で述べる様な多くの特長がある。

## 第4.2節 転流失敗領域の解析と実験

ここではまず、定余裕角制御を行っている場合の定常状態における運転限界を求め、つぎに、故障発生位相を考慮して、理想的な遅れのない制御を行っても避けることのできない過渡的な転流失敗領域を求める。

### 第4.2.1項 解析条件

本論文では次の条件のもとで解析を行った。

- (i) 主変圧器は人-人結線で $\Delta$ の3次巻線をもち、交流側は中性点直接々地とする。
- (ii) 交流系の故障としては3線地絡、UV相2線地絡、U相1線地絡を考え、故障時には第4.1図に示すように相電圧の大きさだけが変し、その位相は変化しないものとする。また、波形は正弦波である。
- (iii) 順変換装置は定電流制御を行っており、直流電流は定格値に設定されているものとする。逆変換装置は、定余裕角制御を行っており、制御遅れはないものとする。
- (iv) サイリスタのターンオフ時間は50Hz系の電気角で表現して5度(約280 $\mu$ s)であるものとする。

以下、上記の条件のうち(ii)、(iii)に関連して、故障時の転流電圧および逆変換装置の制御方式について説明し、さらにこの解析で、パラメータとして用いる転流リアクタンス(p.u.値)の定義を行なう。

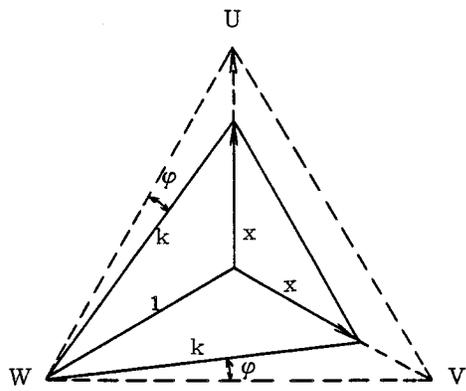
#### (a) 交流系統故障時の転流電圧

平常時の線間電圧すなわち転流電圧を $\sqrt{2} E_1 \sin \omega t$ とし、故障が発生すると、絶対値が $k$ 倍( $0 < k < 1$ )となり、位相が $\phi$ だけ変化して、 $\sqrt{2} k E_1 \sin (\omega t + \phi)$ になるものとする。

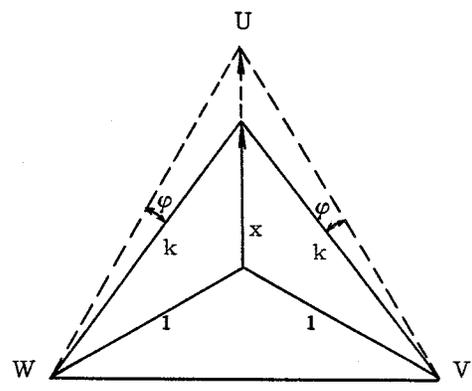
第4.1表および第4.2図は各種故障が発生し、相電圧が $x$ 倍( $0 < x < 1$ )に低下した場合の各線間電圧について、 $k$ と $\phi$ を求めた結果を示している。なお、故障時の位相は故障前の同一線間電圧の位相を基準としている。

#### (b) 交流系故障時の逆変換装置制御方式

定常的には、交流電圧と直流電流から計算して余裕角 $\gamma$ が規定値になるように制御角を決める方式をとる。また、各相毎に制御を行ない、それぞれの相の転流電圧の大きさと位相に応じて余裕角 $\gamma$ を一定に保つ。あとで述べる他相転流の影響については、制御

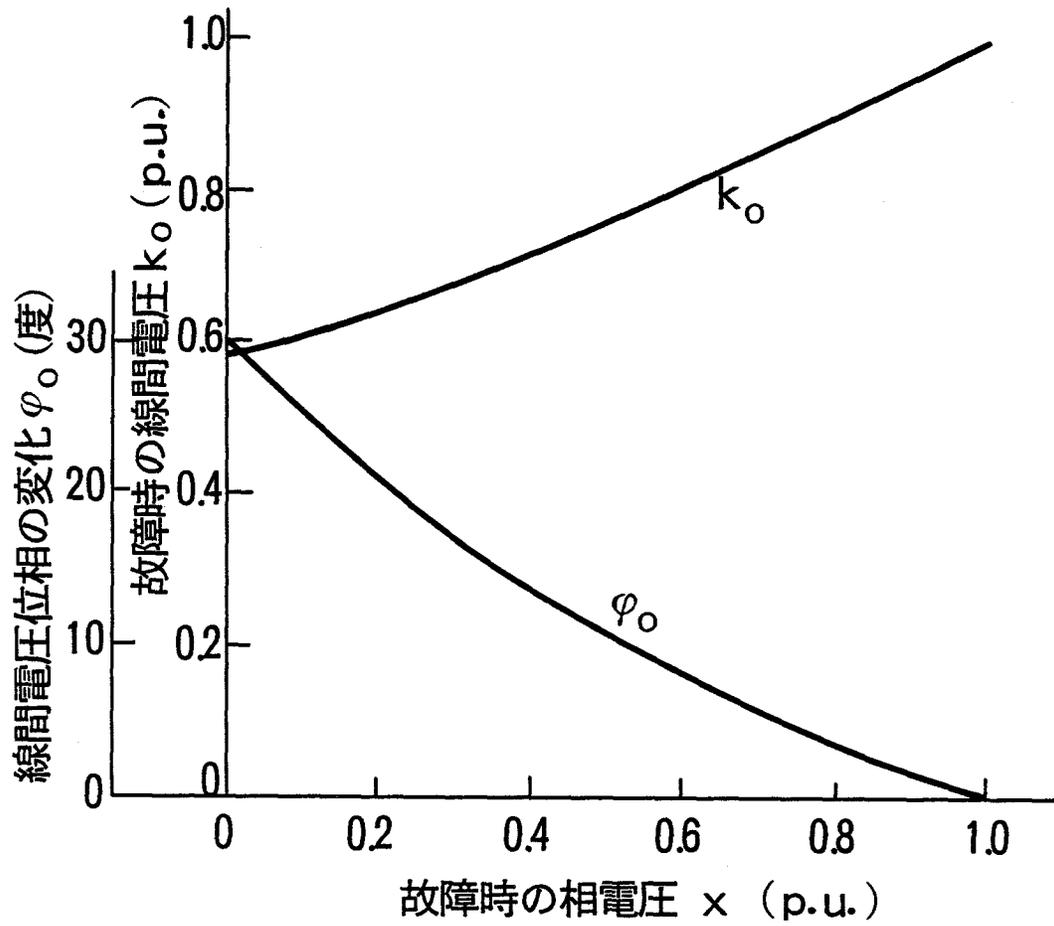


(a) 2線地絡



(b) 1線地絡

第 4.1 図 不平衡故障時の電圧

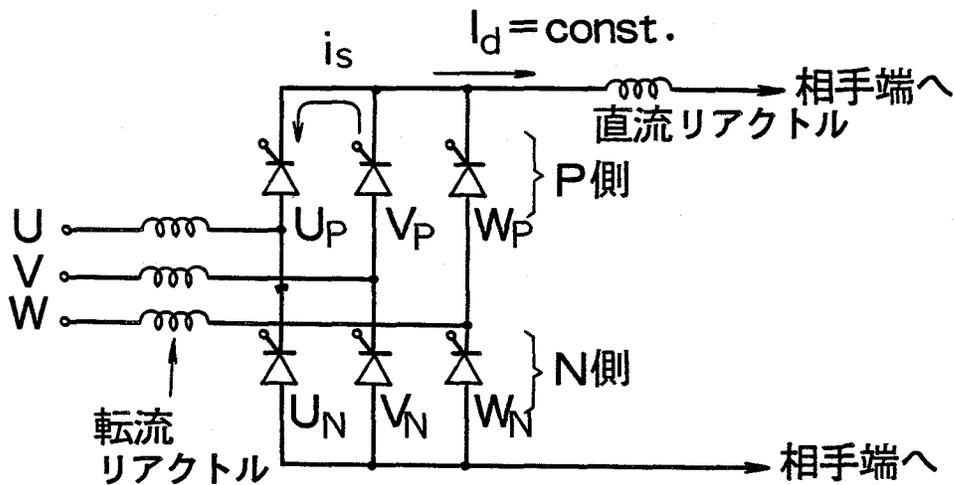


第 4.2 図 不平衡故障時の線間電圧

第4.1表 故障時の線間電圧

故障種類	線間電圧		
	UV相	VW相	WU相
UVW相3相地絡	k	x	同左
	$\varphi$	0	同左
UV相2線地絡	k	x	$k_0$
	$\varphi$	0	$\varphi_0$
U相1線地絡	k	$k_0$	1
	$\varphi$	$\varphi_0$	0

注)  $k_0 = \sqrt{\frac{x^2 + x + 1}{3}}$ ,  $\varphi_0 = \tan^{-1} \frac{\sqrt{3}}{2x+1} - 30^\circ$ , x : 故障時の相電圧 (p.u.)



転流電圧 :  $E_{UV} = \sqrt{2} kE \sin(\omega t + \varphi)$

第4.3図 転流の説明図

角を決める上記の計算には考慮しないものとする。

過渡的には、交流系で故障が発生した場合に、遅れ時間なくこれを検出し、直ちに必要処置をとる。すなわち、時間的に余裕があれば故障時の転流電圧のもとで余裕角 $\gamma$ が規定値になるように点弧パルスが発生させ、それが間に合わない時には故障発生と同時に点弧パルスが発生させて、転流失敗をできる限り避ける方式をとるものとする。

### (c) 転流リアクタンス(p.u. 値)の定義

定格直流電流  $I_d$  が流れた時の変圧器直流側巻線電流として重なり角が零の場合の値  $\sqrt{2/3} I_d$  を用い、転流リアクタンスの p.u. 値  $X$  をつぎのように定義する。

$$X = \omega L \cdot \sqrt{\frac{2}{3}} I_d / \frac{1}{\sqrt{3}} E = \frac{\sqrt{2} \omega L I_d}{E} \quad \text{-----(4.1)}$$

ここで、 $\omega L$  : 転流リアクタンス (変圧器のインピーダンス)

$E$  : 変圧器直流側巻線の無負荷線間電圧

である。実際には重なり角が存在するから、変圧器直流側巻線電流は上記の値より小さくなるが、その差はわずかである。

### 第4.2.2項 転流の関係式

第4.3図のように転流が行なわれる場合、導通しはじめたバルブに流れる電流を  $i_s$  とすれば、 $i_s$  は線間短絡電流に等しく次式が成り立つ。

$$2L \frac{di_s}{dt} = \sqrt{2} k E \sin(\omega t + \phi) \quad \text{-----(4.2)}$$

ここで、 $\sqrt{2} k E \sin(\omega t + \phi)$  : 転流電圧 (変圧器直流側換算値)

$\omega L$  : 転流リアクタンス

上式より  $i_s$  を求めると、

$$i_s = - \frac{k E}{\sqrt{2} \omega L} \cos(\omega t + \phi) + C \quad \text{-----(4.3)}$$

ただし、 $C$  : 積分定数

この  $i_s$  が直流電流  $I_d$  に達した時点で転流が完了する。

### 第4.2.3項 定常運転限界

(4.2)式において、

$$\begin{aligned} \omega t + \phi = 180^\circ - \beta & \text{で} & i_s = 0 \\ \omega t + \phi = 180^\circ - \gamma & \text{で} & i_s = I_d \end{aligned}$$

とすると、次式が求まる。

$$\cos \gamma - \cos \beta = \frac{\sqrt{2} \omega L I_d}{k E} \quad \text{..... (4.4)}$$

ここで、 $\beta$  : 制御進み角、 $\gamma$  : 転流余裕角である。

インバータの制御進み角 $\beta$ は、上式に従って $\gamma$ =一定となるように決定されるから、転流電圧の低下幅が小さい場合(言いかえると、 $k$ が1に近い場合)には、余裕角 $\gamma$ をもって安定に動作する。ところが、電圧低下が大となり、余裕角 $\gamma$ を一定に保つために制御角 $\beta$ が大きくなってくると、他相の転流の影響を受けて余裕角が小さくなっていく。その値がサイリスタのターン・オフ時間よりも小さくなれば、転流失敗が発生し、運転できなくなる。以下、各種故障時の逆変換装置の運転限界を求める。

#### (a) 3相平衡故障の場合

電圧が低下し、 $\beta > 60^\circ$ になると、第4.4図のように他相の転流の影響を受けて $\gamma$ が一定となるように制御していても電圧が $k$ 倍となった場合の実際の余裕角 $\gamma(k)$ は次のようになる。

$$\gamma(k) = \gamma - \{ \beta(k) - 60^\circ \} \quad \text{..... (4.5)}$$

ここで、 $\gamma$  : 平常時の余裕角

$\beta(k)$  : 転流電圧 $k$ 倍( $0 < k < 1$ )に低下した場合の制御進み角

サイリスタのターン・オフ時間を $\gamma_m$ とすれば、 $\gamma(k) \leq \gamma_m$ になると転流失敗する。

(4.5)式の $\gamma(k)$ を $\gamma_m$ で置きかえ、(4.4)式と連立させると限界が求まり下式のようなになる。

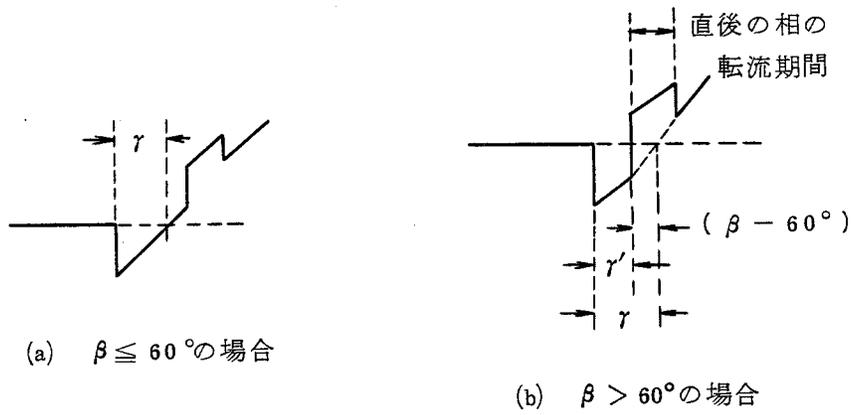
$$k = \frac{\sqrt{2} \omega L I_d / E}{\cos \gamma - \cos(\gamma - \gamma_m + 60^\circ)} \quad \text{..... (4.6)}$$

$k$ が上記の値より小さくなると余裕角が不足で運転できなくなる。

#### (b) 不平衡故障の場合

この場合は、相電圧交点の位相すなわち転流電圧位相が変わるため他相の転流の影響は平衡故障の場合よりも複雑になる。したがって、各相の転流余裕角をその直後に転流の行なわれる相の位相を考慮しながら求めることが必要である。ただし、第4.3図のP側とN側は対称であるから、P側の3相についてのみ限界を求めれば良い。

第4.2表はU相1線地絡とUV相2線地絡の場合について、各相の転流の行なわれる



第 4.4 図 他相転流の影響

第 4.2 表 不平衡故障時の定常運転限界

転流	U 相 1 φ - G			U V 相 2 φ - G		
	Up → Vp	Vp → Wp	Wp → Up	Up → Vp	Vp → Wp	Wp → Up
上記転流の直後に 行われる転流	WN → UN	UN → VN	VN → WN	WN → UN	UN → VN	VN → WN
直後の相の転流 の影響を受ける 条件	$\beta(k_0) > 60^\circ + 2\varphi$	$\beta(k_0) > 60^\circ - \varphi$	$\beta(1) > 60^\circ - \varphi$	$\beta(k_0) > 60^\circ + \varphi$	$\beta(x) > 60^\circ + \varphi$	$\beta(k_0) > 60^\circ - 2\varphi$
運転可能条件	$\gamma - \{\beta(k_0) - (60^\circ + 2\varphi)\} > \gamma_m$	$\gamma - \{\beta(k_0) - (60^\circ - \varphi)\} > \gamma_m$	$\gamma - \{\beta(1) - (60^\circ - \varphi)\} > \gamma_m$	$\gamma - \{\beta(k_0) - (60^\circ + \varphi)\} > \gamma_m$	$\gamma - \{\beta(x) - (60^\circ + \varphi)\} > \gamma_m$	$\gamma - \{\beta(k_0) - (60^\circ - 2\varphi)\} > \gamma_m$

(注) 1.  $\beta(1) \cdot \beta(k_0) \cdot \beta(x)$  はそれぞれ転流電圧が, 1.  $k_0 \cdot x$  (p. u.) となった場合に余裕角  $\gamma$  を規定値

に保つための制御進み角である。

2.  $\gamma_m$  はサイリスタのターン・オフ・タイムを電気角で表わしたものの

限界を求めた結果を示す。

U相1線地絡では $V_p \rightarrow W_p$ の転流が、UV相2線地絡では $W_p \rightarrow U_p$ の転流が最も過酷な条件である。

不平衡故障の場合は、位相の変化 $\phi$ が $k$ の関数となるため、3相平衡故障の場合のように容易に $k$ の下限値の解析解を求めることはできないが、デジタル計算機を用いて $k$ の値を順次小さくしながら繰り返し計算を行えば、 $k$ の下限値を求めることができる。

### (c) 計算結果

(4.6)式および第4.2表によって計算した $k$ の下限値を第4.5図に示す。当然のことながら、転流リアクタンスが大きいほど、また平常時の余裕角が小さいほど転流失敗し易くなる。

3者を比較すると2線地絡が最も過酷な条件であり、転流リアクタンスを20%、余裕角を20度とすれば、故障時の相電圧が41%以下に低下すると運転できないことがわかる。

### 第4.2.4項 故障発生過渡時の転流失敗領域

前節では、定常運転の限界を求めたが、過渡状態を考えると、転流失敗領域はさらに大きくなる。

まず、故障発生時も含めて直流電流は一定とし、他相転流の影響も考えないこととして転流失敗領域を求め、次にこれらの影響を考慮した場合について考える。

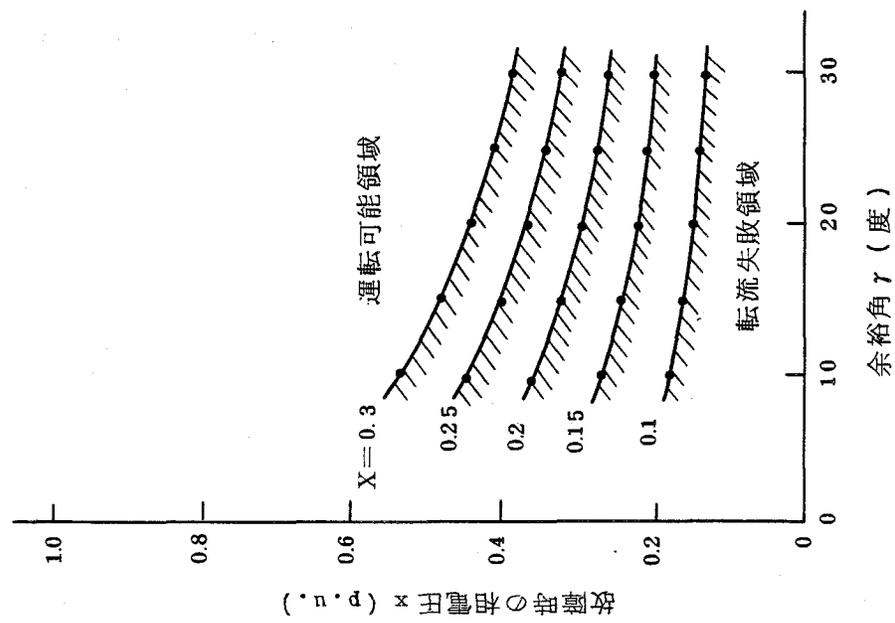
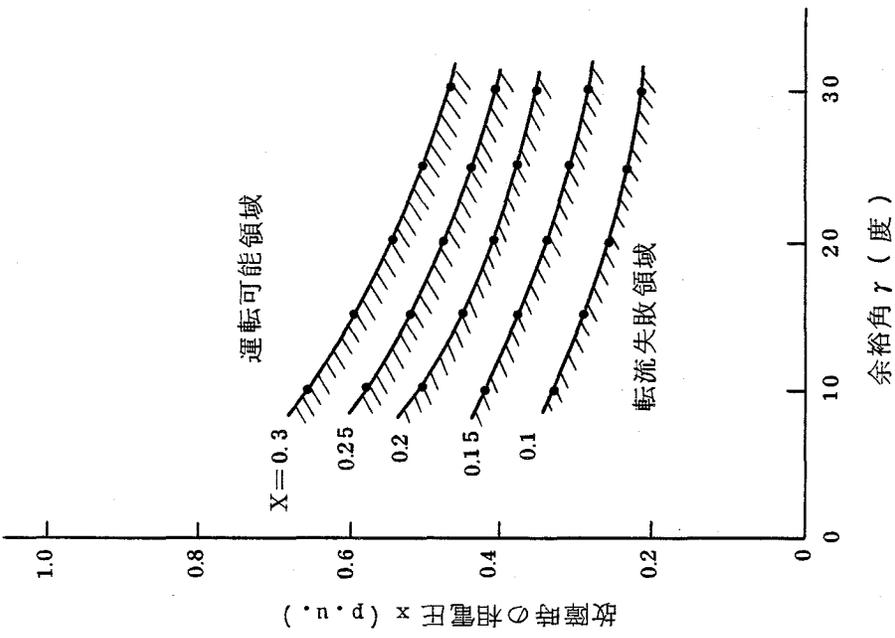
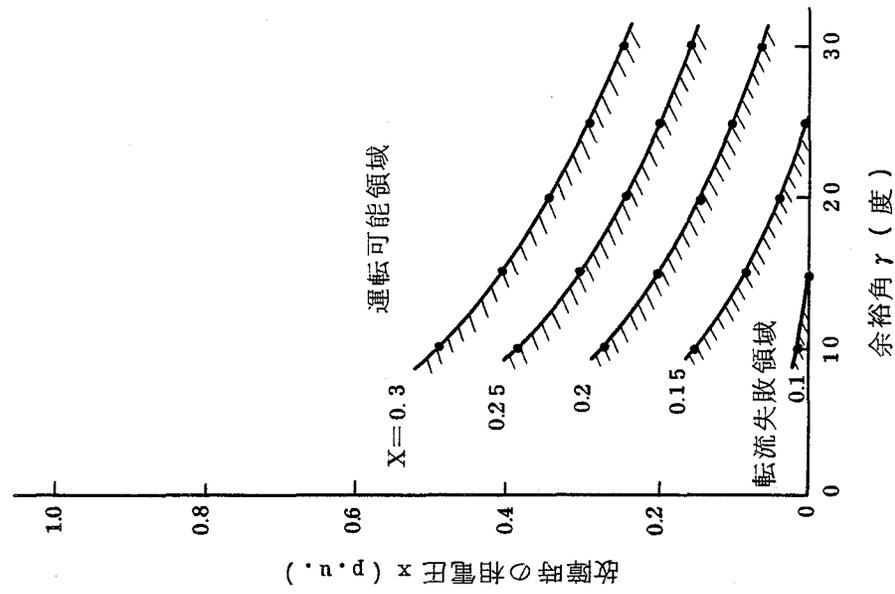
#### (a) ゲート点弧以前に故障が発生する場合

この場合、転流は故障時の電圧 $\sqrt{2} k E \sin(\omega t + \phi)$ によって行なわれる。サイリスタのターンオフ時間に相当する電気角 $\gamma_m$ に等しいだけの余裕角をもって転流を完了するためには、 $\omega t = \theta_1$ で転流を開始しなければならないものとする。 $\omega t = \theta_1$ 以降で故障が発生すると故障発生後、直ちに点弧パルスを印加しても転流失敗を避けることができない。以下 $\theta_1$ の値を求める。

(4.3)式において、 $\omega t = \theta_1$ で $i_s = 0$ として積分定数を求め、さらに、 $\omega t + \phi = 180^\circ - \gamma_m$ で $i_s = I_d$ になるとすると、

$$\theta_1 = \cos^{-1} \left( \frac{\sqrt{2} \omega L I_d}{k E} - \cos \gamma_m \right) - \phi \quad \text{----- (4.7)}$$

(4.1)式により、転流リアクタンスとしてp.u.値 $X$ を用いると上式は次のように書きかえることができる。



第 4.5 図 交流系故障時の定常運転限界

$$\theta_1 = \cos^{-1}(X/k - \cos \gamma_m) - \phi \quad \text{-----} (4.8)$$

(b) 転流開始後に故障が発生する場合

故障発生前の転流電圧は $\sqrt{2} E \sin \omega t$ であり、故障発生後は $\sqrt{2} k E \sin(\omega t + \phi)$ なる電圧で転流が行なわれる。

$\omega t = \theta_2$ で故障が発生すると、余裕角 $\gamma_m$ をもって転流が終了するものとして、 $\theta_2$ の値を求める。

ゲート点弧時には、まだ故障は発生していないから、点弧位相すなわち制御角 $\beta$ は(4.4)式にて $k = 1$ として求められ、次のようになる。

$$\beta = \cos^{-1}\left(\cos \gamma + \frac{\sqrt{2} \omega L I_d}{E}\right) \quad \text{-----} (4.9)$$

(4.3)式において、 $k = 1$ 、 $\phi = 0$ とし、 $\omega t = 180^\circ - \beta$ で、 $i_s = 0$ とすると、積分定数 $C$ が求まり、

$$i_s = -\frac{E}{\sqrt{2} \omega L} \cos(\omega t - \cos \beta) \quad \text{-----} (4.10)$$

となる。 $\omega t = \theta_2$ で故障が発生した時点における $i_s$ の値は

$$i_s = -\frac{E}{\sqrt{2} \omega L} (\cos \theta_2 - \cos \beta) \quad \text{-----} (4.11)$$

これが故障発生後の関係式の初期条件となる。したがって、上記の初期条件を(4.3)式に用いると故障発生後の $i_s$ は

$$i_s = \frac{kE}{\sqrt{2} \omega L} \{ \cos(\omega t + \phi) - \cos(\theta + \phi) \} + \frac{E}{\sqrt{2} \omega L} (\cos \beta - \cos \theta_2) \quad \text{-----} (4.12)$$

上式で、 $\omega t + \phi = 180^\circ - \gamma_m$ で $i_s = I_d$ とし、(4.9)式の関係を用いると、 $\theta_2$ が次のように求まる。

$$\theta_2 = \cos^{-1} \frac{k \cos \gamma_m - \cos \gamma}{\sqrt{1 - 2k \cos \phi + k^2}} + \zeta \quad \text{-----} (4.13)$$

ただし、 $\zeta = \tan^{-1} \frac{k \sin \phi}{1 - k \cos \phi}$

$\omega t = \theta_2$ で故障が発生すると、余裕角はサイリスタのターンオフ時間 $\gamma_m$ に等しく転流失敗限界である。 $\omega t = \theta_2$ 以前で故障が発生すると、故障時の低い電圧で転流する期間が

長くなり、重なり角がさらに大きくなるから余裕角が $\gamma_m$ よりも小さくなり転流失敗する。

#### (c) 転流完了後に故障が発生する場合

転流完了後に不平衡故障が発生し、相電圧交点の移動により、逆電圧時間が小さくなると転流失敗が発生する。

転流失敗限界は、第4.1表および第4.2図に求めた相電圧交点の変化 $\phi$ を用いて、

$$\gamma - \phi = \gamma_m \text{ ----- (4.14)}$$

で表わすことができる。

#### (d) 計算結果

(4.8)、(4.13)及び(4.14)より計算した転流失敗領域を第4.6図に示す。同図(a)は3線地絡に対する領域であり、(b)は2線地絡、(c)は1線短絡の場合を示している。いずれも、第4.1表に示した各相電圧の変化を考慮しながら求めたものである。

(4.8)式、(4.13)式からわかるように、転流開始前に故障が発生する場合の転流失敗領域は、転流リアクタンス $X$ (p.u.値)をパラメータにとって表現でき、転流開始後に故障が発生する場合は、転流リアクタンスの値にかかわらず、平常時の余裕角 $\gamma$ をパラメータとして表現できる。

上図の斜線部分は $X=0.2$ 、 $\gamma=20$ 度とした場合の転流失敗領域を示している。同図中には第4.5図より求めた定常運転限界も併せて記入してある。

1線地絡の場合には、転流電圧の低下は少ないから、一般に非常に軽い故障であると考えられているが、過渡状態を考えると、位相の変化があるため、故障発生位相によっては3相地絡よりも転流失敗し易いことがわかる。2線地絡で転流電圧の最も小さくなるU→V相の転流よりもV→Wの転流の方が転流失敗し易いのも同じ理由による。

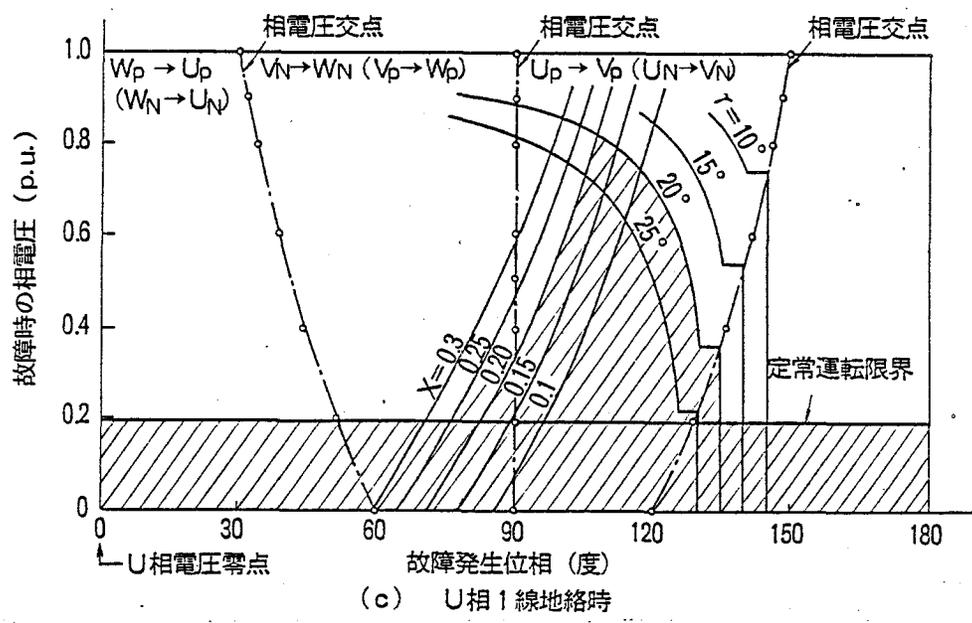
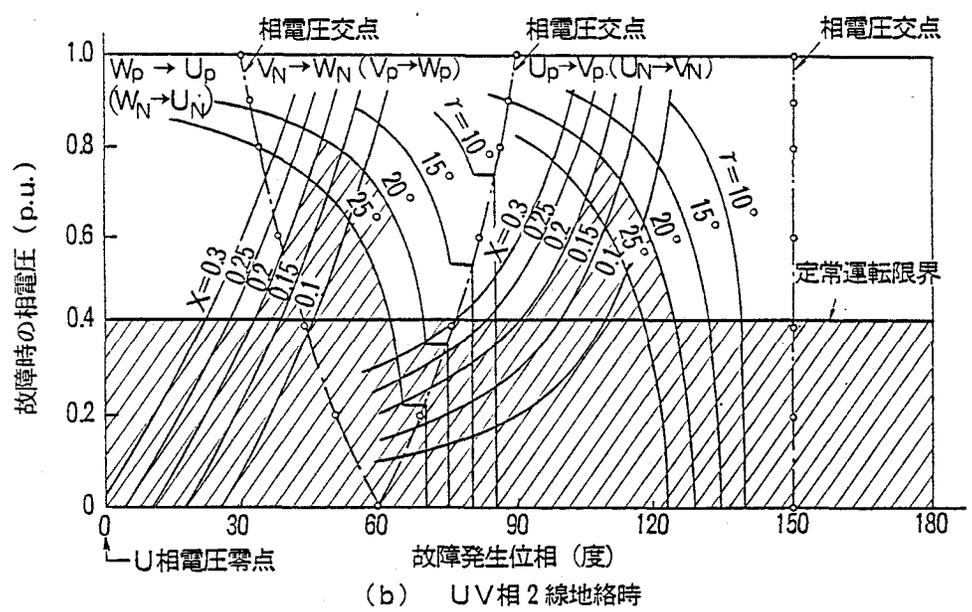
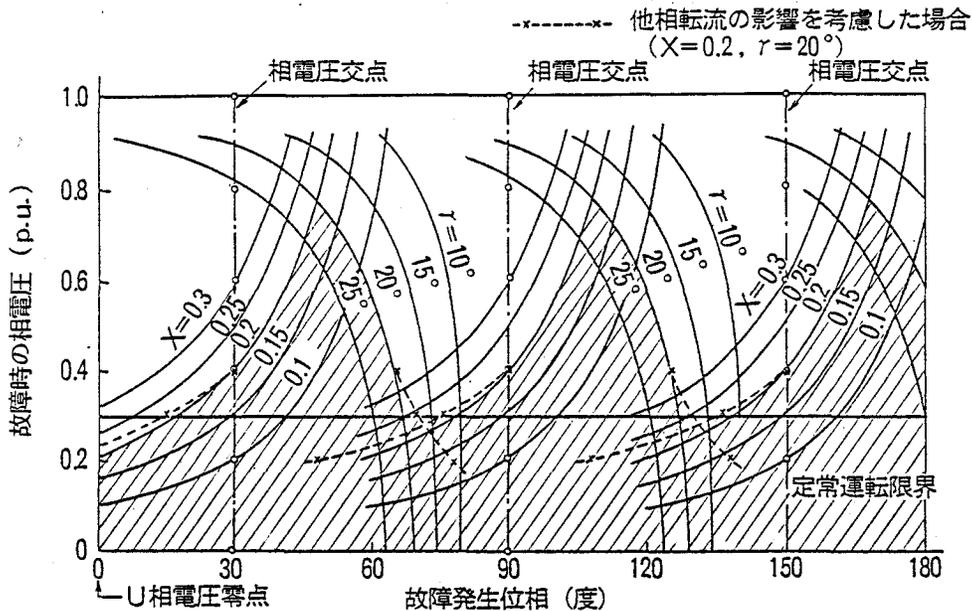
以上は直流電流の変動や他相転流の影響は無視して計算した。以下これらを考慮した場合について考えてみよう。

#### (e) 直流電流変動の影響

故障発生時における直流電流の過渡変動は、直流リアクトルの大きさや定電流制御系の特性等によって異なる。直流電流の増加幅がわかれば、その影響は第4.6図を補正することにより簡単に求めることができるし、その影響はあまり大きくないから、個々の具体例について、およそその増加幅を見込んで考察すれば良い。

本項では、この補正法について説明し、具体例については次項で述べる。

まず、転流開始前に故障が発生する場合を考える。



第4.6図 避けることのできない転流失敗領域の計算結果

転流が完了する時点における直流電流が、 $(1 + \Delta_1)$ 倍に増加しているものとすれば、転流失敗限界は(4.7)式の $I_d$ の代わりに $(1 + \Delta_1) I_d$ を用いることによって求められる。すなわち、(4.8)式で転流リアクタンス $X$ が $(1 + \Delta_1) X$ になるものとして考えればよい。第4.6図からわかるように交流電圧の低下幅を一定とすると、転流失敗領域は転流リアクタンスの変化に対してほぼ等間隔で変化しているから、 $(1 + \Delta_1) X$ に対する値は比例部分法により容易に求めることができる。

次に、転流開始後に故障が発生する場合は、パラメータである余裕角 $\gamma$ が変化するものと考え、 $X$ の変化の場合と同様にして補正すればよい。 $\gamma$ の変化は(4.4)式において、 $\beta$ を一定(定常値)とし、直流電流が $(1 + \Delta_2) I_d$ となった場合の余裕角 $\gamma'$ を求めれば良い。

#### (f) 他相転流の影響

直後に転流の行なわれる相の制御角の影響を第4.2.3項の場合と同様に求めれば良いわけであるが、転流リアクタンスが同じでも平常時の余裕角が異なると転流失敗領域もかわってくるため、パラメータのとり方が複雑になる。したがって、第4.6図にこの影響をとり入れるのは得策ではない。下に示すようにその影響は小さいから過渡時の転流失敗領域は他相転流の影響は受けないものとして求めて良い。転流リアクタンス $X=0.2$ 、余裕角 $\gamma=20$ 度とし、他相転流の影響による余裕角の減少分だけ $\gamma_m$ が大きくなるものとして、第4.2表にしたがって、 $\gamma_m$ を補正して求めた結果を第4.6図中に点線で表記した。定常運転可能範囲ではほとんど影響ないことがわかる。なお、1線、2線地絡の場合には、上記範囲では全く影響がない。

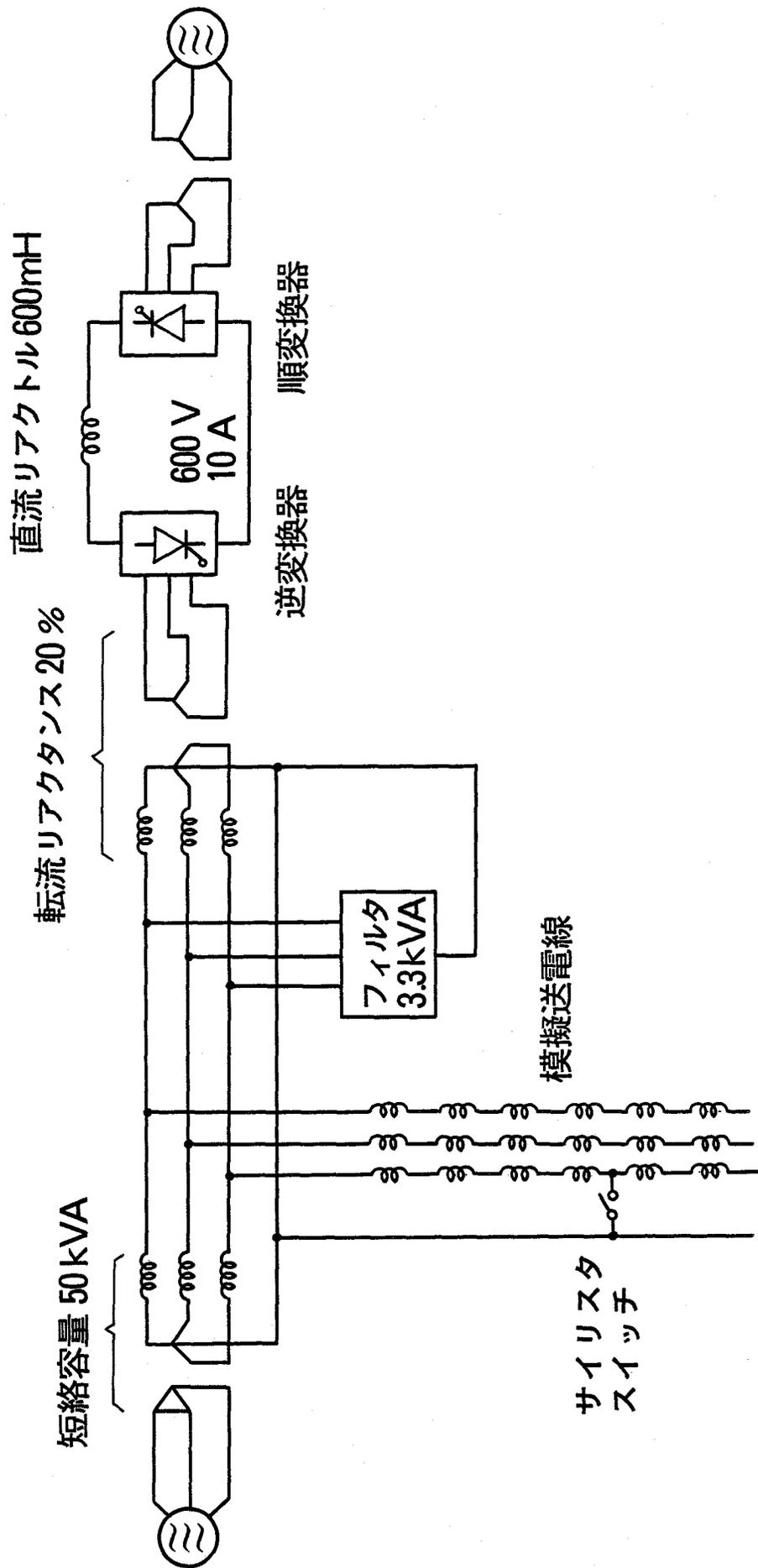
### 第4.2.5項 転流失敗領域の実験結果

#### (a) 模擬試験系統

シミュレータにより第4.7図に示すような系統を構成し、交流系統で故障を発生させて、電圧低下率、故障発生位相と転流失敗限界の関係を明らかにした。

故障の発生は点弧位相を自由に調整できるサイリスタ・スイッチによって行ない、電圧低下率は故障位置を変えることによって変化させた。

変換器容量は6kW(600V、10A)、交流系の短絡容量は変換器容量の約8倍の、50kVAとした。交流系のフィルタは第5、7、11、13高調波を吸収する分路および第15以上の高調波を吸収するハイパスの分路より成っており、変換器容量の約60%の3.3kVAの無効電力を供給する。



第4.7図 シミュレータの構成 (2)

模擬送電線は、大地のインピーダンスを考慮すべきであるが、ここでは計算値との対比を容易にするためにこのインピーダンスを零にしている。

#### (b) シミュレータの制御方式

本シミュレータでは第4.8図に示すような位相制御回路を用いている。ここでは、三角波と制御電圧 $E_c$ が一致する時点で点弧パルスを発生させる方式をとっており、点弧位相は制御電圧 $E_c$ に比例して変化する。

本試験では制御遅れ零として転流失敗領域を求めるために以下に記す制御方式をとった。すなわち、故障発生用のサイリスタにゲート信号が印加されると同時に制御電圧 $E_c$ を瞬時に $E_c'$ に変化させる。いま制御電圧が $E_c$ のときの制御進み角を $\beta(E_c)$ 、 $E_c'$ のときのそれを $\beta(E_c')$ とする。点弧パルス $P_3$ が発生した直後 $t_f$ の時点で故障が発生したとすると、点弧パルスは $P_4$ の位置から $(E_c - E_c')$ に相当するだけ進んで $P_4'$ の位置で発生し $\beta(E_c')$ が得られる。もし、故障が $P_4'$ の時点よりも遅れて $t_f'$ のような時点で発生すると、故障と同時に点弧パルス $P_4''$ が得られることになる。したがって、転流失敗限界の制御進み角が $\beta(E_c')$ よりも小さい故障に対しては、故障発生と同時点に点弧パルスを発生させても避けることのできない転流失敗領域を求めることができる。これが前節で求めた計算値と対応することは明らかである。

#### (c) 実験結果(計算値との比較)

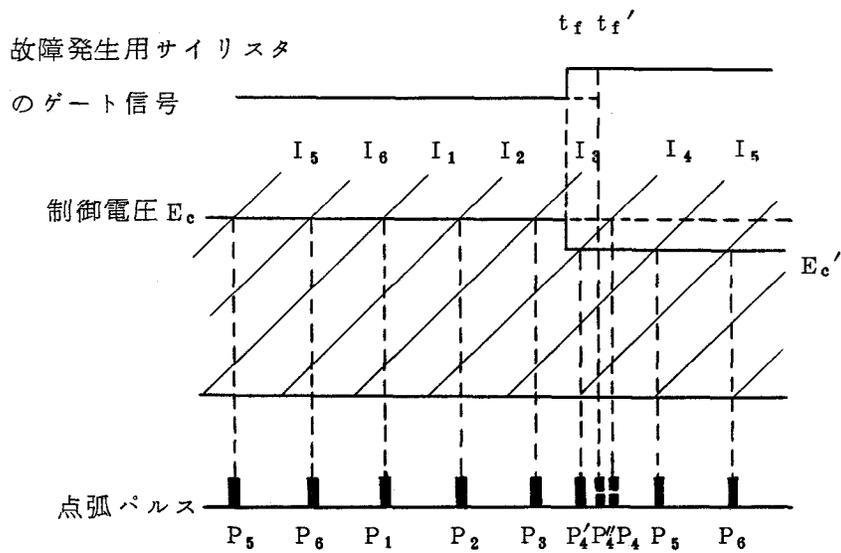
シミュレータを用い、 $\beta(E_c') = 60^\circ$ として((b)項参照)測定した転流失敗領域を第4.9図に示す。同図中に1点鎖線で示してあるのが、第4.6図の計算値を直流電流変動分を考慮して補正した転流失敗領域である。(第4.2.4項(e)参照)

故障発生用サイリスタ・スイッチの容量の関係で故障時の相電圧が60%以下になる場合については実験できなかったが、計算値とほぼ合致する実測結果が得られた。

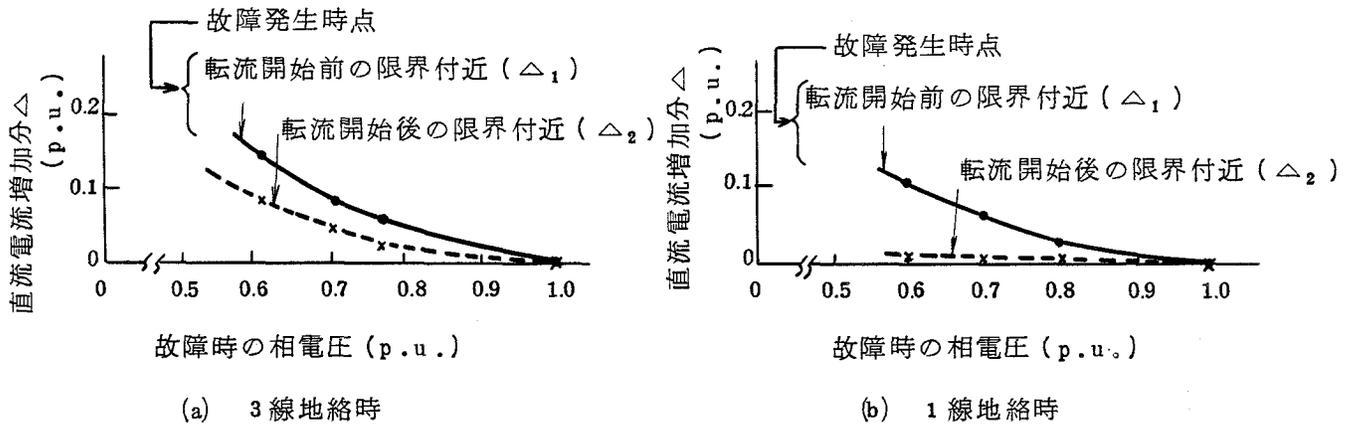
計算に用いた直流電流の過渡的な増加分としては第4.10図に示す実験結果の値を用いた。これは、転流失敗限界付近で、故障を発生させ、転流完了時における直流電流の増加分を求めたものである。

#### (d) 波形歪の影響

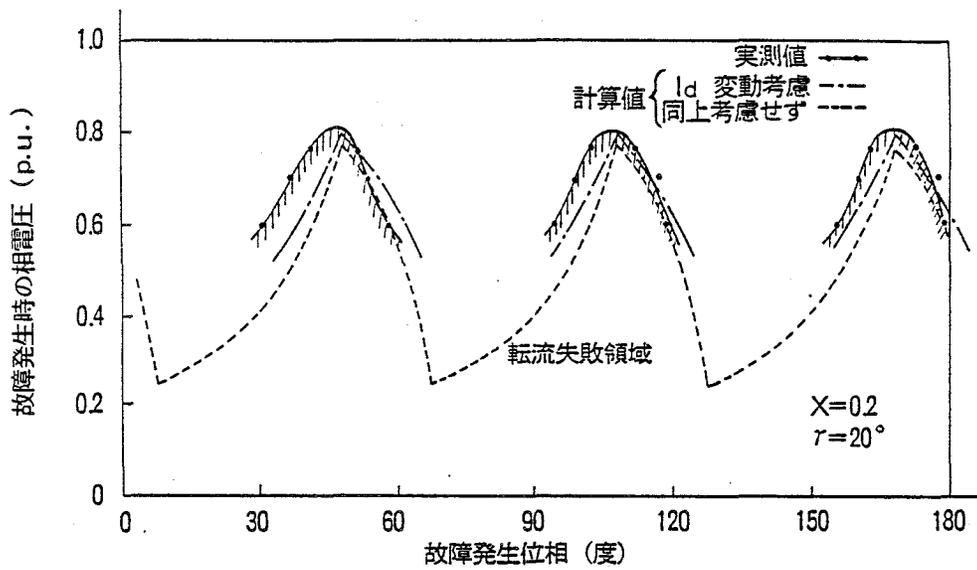
第4.2節の計算はすべて交流系の電圧は正弦波であるものとして進めた。しかしながら、フィルタのL・Cの影響、変換装置電流の影響等のため、故障発生時には過渡的に波形が歪み正弦波からはずれる。第4.9図の実測値と計算値の差は主にこの波形歪に起因する。しかし、変換装置を計画するに当り、変圧器のインピーダンス(転流リアクタンス)・



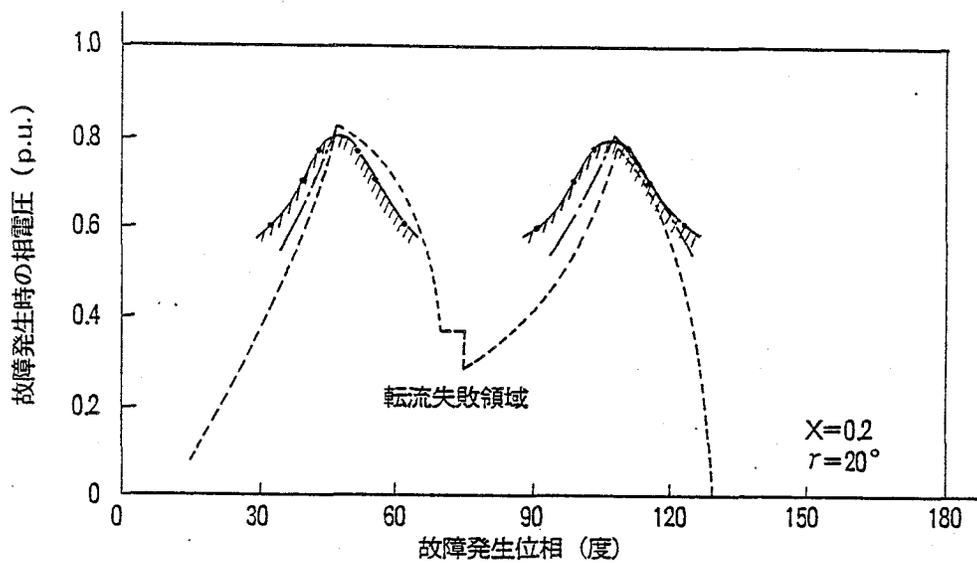
第 4.8 図 遅れの無い制御回路を模擬するための実験回路方式



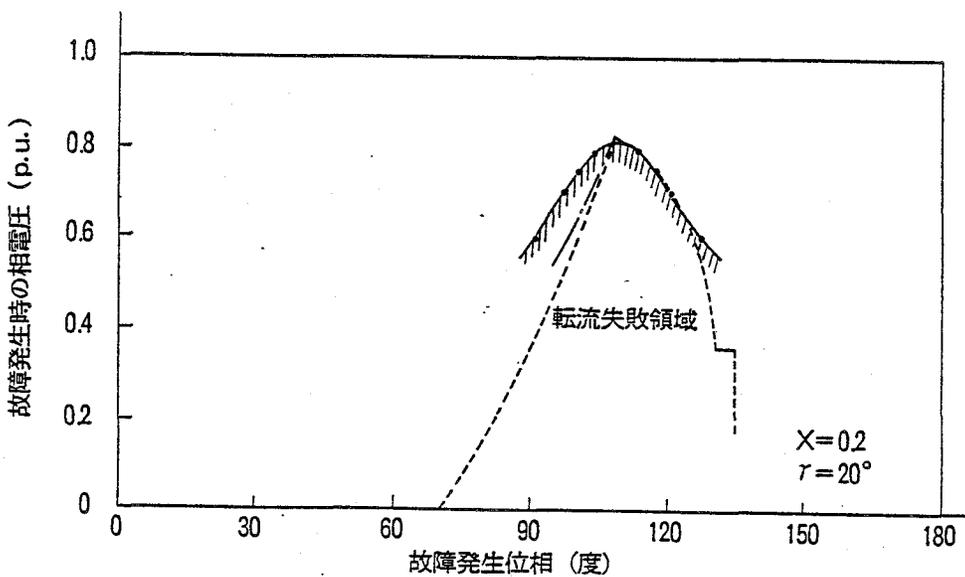
第 4.10 図 交流系故障時の転流完了時点における直流電流の増加分 (測定値)



(a) UVW相3線地絡時



(b) UV相2線地絡時



(c) U相1線地絡時

第4.9図 避けることのできない転流失敗領域の実験結果

余裕角等を決定するための資料としては、正弦波による計算結果で十分であろう。

#### 第4.3節 転流失敗を減少させる制御方式とその効果

第4.6図から明らかな様に転流失敗領域は転流リアクタンス $X$ と通常運転時の余裕角 $\gamma$ より定まる。ここでは制御系の遅れが無いものとしているが、実際には遅れがあるから、故障発生が転流失敗領域よりも早い時点であっても、転流失敗が発生する可能性が大きい。上記の図で、斜線でハッチングした部分のピーク値、すなわち、 $X$ で決まる曲線と $\gamma$ で決まる曲線の交点の電圧値が低くなる様にパラメータ $X$ 、 $\gamma$ を定めれば、制御の遅れがあっても、転流失敗を起さない範囲を広くすることができる。転流リアクタンス $X$ の値としては変換装置にアーム短絡等の事大故障が発生した場合の故障電流を抑制するために0.2p.u.程度の値は必要であるから、上記の転流失敗領域を局限するためには、通常運転時の余裕角を大きくするしかない。

しかしながら、単に余裕角を大きくするのでは、変換装置の消費無効電力が大きくなり、必要な無効電力調整設備の容量が大きくなるから実用的でない。そこで、筆者は、定格運転時の余裕角は従来の定余裕角制御の場合と同じ値とし、送電電力が小さくなるに従って余裕角が大きくなる様に制御する方式を提案した。但し、余裕角を大きくすることによって、直流電圧が低下しては送電効率が悪くなるから、直流電圧は一定値に保つことにしている。この場合変換装置の力率は直流電流の値にかかわらず一定となる。この制御方式を従来方式と比較して第4.3表に示す。この制御方式をとった場合の制御進み角 $\beta$ 、余裕角 $\gamma$ の計算値を第4.11図に示す。直流電流 $I_d$ が小さい範囲では余裕角をかなり大きくできることが分る。

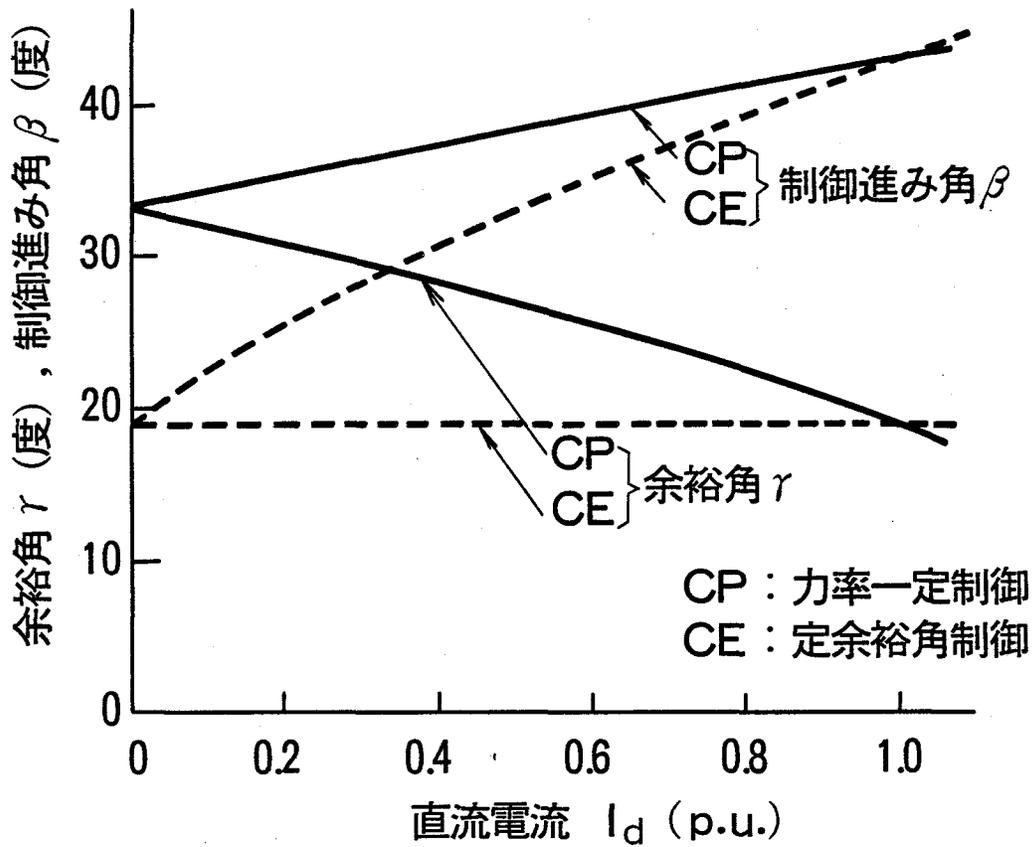
この制御方式の効果を見るために、第4.12図に示す構成のシミュレータを用いて、交流系統で故障が発生した場合の転流失敗領域を測定した。ここで用いた制御装置は第4.9図を求める時に用いた様な理想化したものではなく、実際の直流送電系統で用いられるもので、交流電圧の低下を検出して点弧位相を進める方式のものである。その具体的な構成については、第6章に記す。

測定した結果は、第4.13図の通りである。実験は直流電流の設定値を一定にしておき、交流模擬送電線の故障点を変えることによって交流電圧の低下幅を変えて転流失敗領

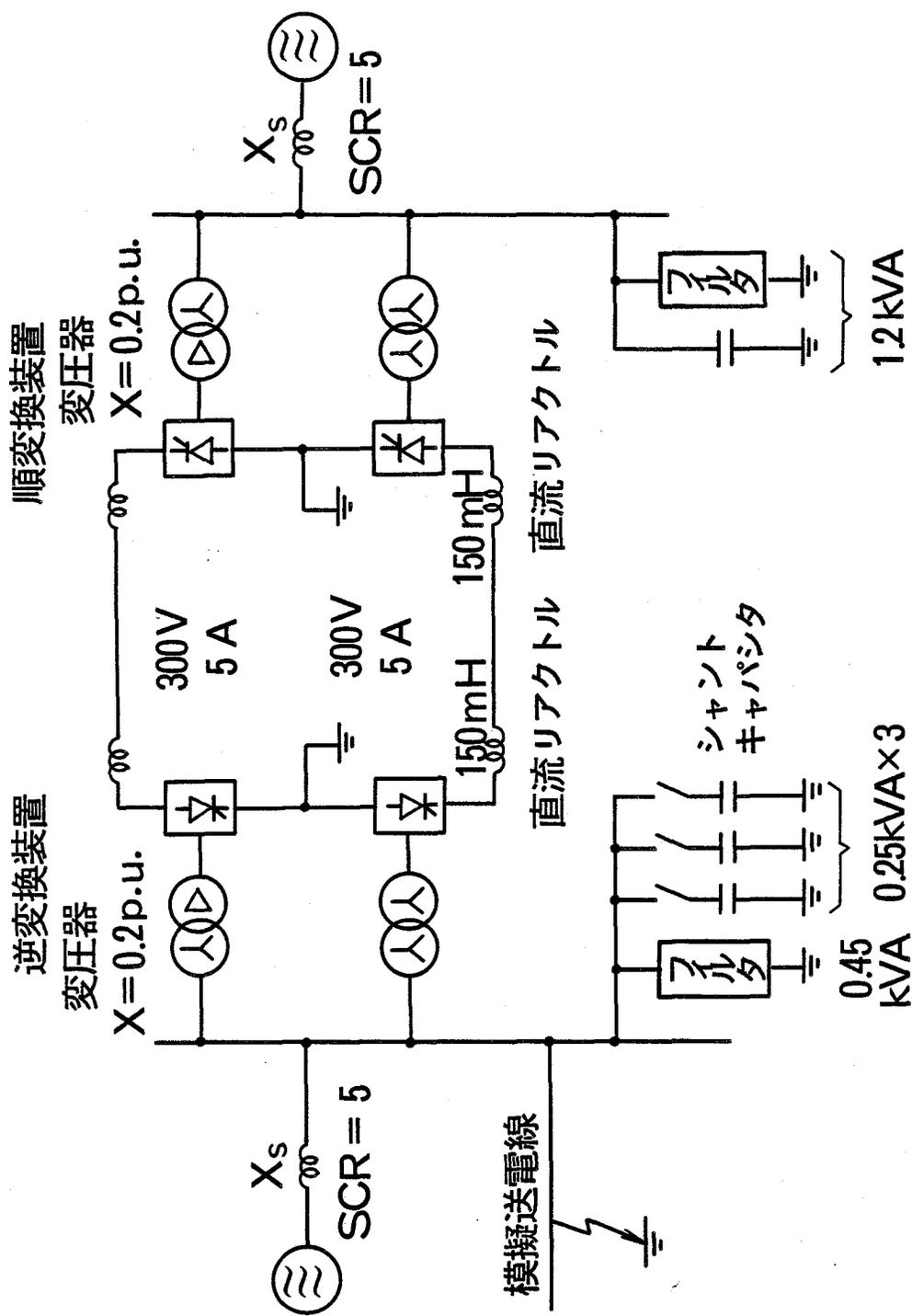
第 4.3 表 直流送電システムの力率一定制御方式

変換装置制御		従来の制御	力率一定制御
順変換装置	変圧器 タップ制御	制御角一定	直流側巻線誘起 電圧一定制御
	変換器 位相制御	定電流制御 (定電力制御)	定電流制御 (定電力制御)
逆変換装置	変圧器 タップ制御	定電圧制御	直流側巻線誘起 電圧一定制御
	変換器 位相制御	定余裕角制御	定電圧制御

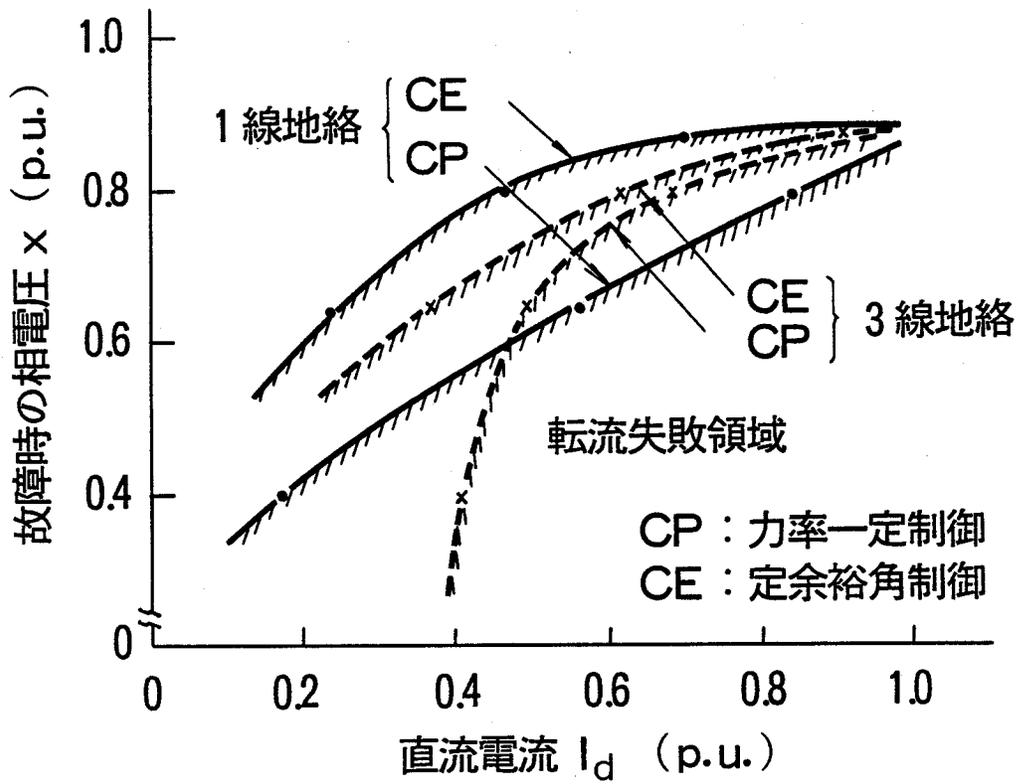
注) 定電力制御は定電流制御の電流設定値を調節して行う。  
詳細は第 6.2.1 項参照



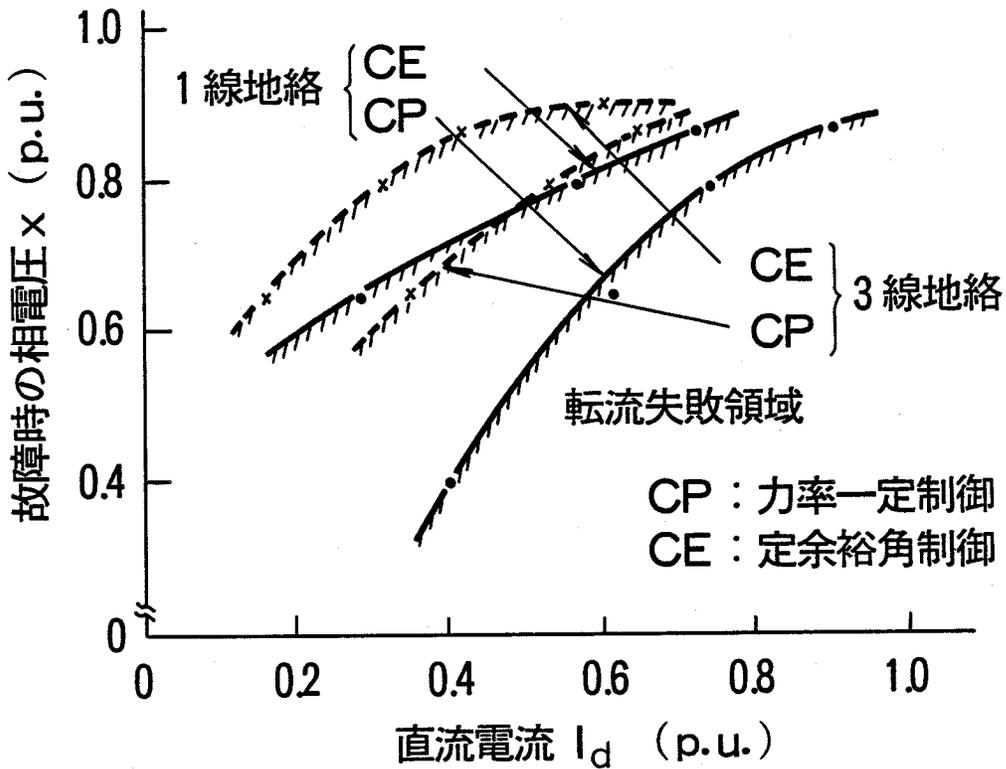
第4.11図 制御進み角, 余裕角の比較



第4.12図 シミュレータの構成 (3)



(a) 変圧器結線 人 人



(b) 変圧器結線 人 Δ

第 4.13 図 制御方式と転流失敗領域

域を求めるという方法で行った。この結果より、第4.3表で提案した制御方式の効果が特に直流電流  $I_d$  の小さな低負荷時によく表われることが分かる。

第4.3表に示す制御方式は、新信濃周波数変換所や北海道一本州直流連系装置に採用されているが、これは、ここで述べた転流失敗領域の局限の他に多くの特長を有しているためである。これらの特長については、第6章でくわしく述べる。

#### 第4.4節 結 言

交流系統の容量に対して直流送電系統の容量が大きくなると、転流失敗の様に致命的な事故に至ることが少い現象でも交流系統に与える擾乱が大きくなるから、転流失敗はできるだけ避けることが望ましい。

本章では、交流系統の故障が発生した場合には、いかなる制御を行っても避けることのできない転流失敗領域があることを計算及び実験で明らかにし、この範囲を局限するためには、通常運転時の余裕角を大きくするのが最も効果があることを示した。さらに、直流送電系統を部分負荷運転する場合に余裕角を大きくして運転する制御方式を提案し、シミュレータ試験により転流失敗領域をかなり局限できることを明らかにした。直流送電系統が系統連系用として用いられる場合には、部分負荷運転が行われる時間が多いから、特にここで提案した制御方式の効果が大きい。

〔参考文献〕

- 4.1) 電気学会 直流送電調査専門委員会編「直流送電技術解説」単行本 電気学会発行  
昭和53年3月
- 4.2) 堀米ほか「直流送電の万能形制御保護方式」電気学会誌 86-4, 931  
(昭和41年4月) pp.141~149
- 4.3) 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, 10 (昭和50年10月) pp..477~484
- 4.4) N.G. Hingorani et al. "A New Constant Extinction Angle Control for AC/DC/  
AC Static Converters."  
IEEE Trans. PAS-87, 3 (March 1968) pp.866~872
- 4.5) A.M. Gole et al. "Analysis of Certain Aspect of Forced Commutated HVDC  
Inverters."  
IEEE Trans. PAS-100, 5 (May 1981) pp.2258~2262
- 4.6) F.Nishimura, A.Watanabe et al. "Constant Power Factor Control System for  
HVDC Transmission."  
IEEE Trans. PAS-95, 6 (Nov./Dec. 1976) pp.1845~1853
- 4.7) 渡部ほか「直流送電における交流系故障時の逆変換器動作解析」  
日立評論 53, 7 (昭和46年7月) pp.627~634

## 第 5 章 交直連系点の電圧制御と過電圧抑制

### 第5.1節 緒言

直流送電系統の変換装置は大きな無効電力を消費するので、変換装置が短絡容量の小さな交流系統に接続される場合、直流送電電力の変更に伴う交流電圧変動が大きくなる。従来より、無効電力調整用のコンデンサやリアクトルの容量をしゃ断器を用いて階段状に切替える方式が広く行われているが、短絡容量が小さい場合にはこの方式では不十分である。この場合の問題点を整理すると下記の通りである。

(i) 電圧変動を $\pm 3 \sim 5\%$ 程度に収めようとする、コンデンサやリアクトルの分割数を多くとらなければならない、多数のしゃ断器を設ける必要があるため不経済となる。

(ii) コンデンサ投入時に交流電圧波形歪が発生するため、逆変換装置側の場合、転流失敗が発生する場合がある。これを避けようとする、コンデンサの切替容量を小さくする必要はあるが、これは(i)と同じ理由で不経済となる。

(iii) 直流送電系統を定格容量で運転している場合、調整用コンデンサは最大容量となっているが、この状態で、直流系が直流送電線故障等の原因で急に停止すると、交流側に商用周波の過電圧が発生する。この過電圧はしゃ断器によりコンデンサが切離されるまで続くから、アレスタで保護するにしても、アレスタの動作責務は厳しくなり何等かの対策が必要である。

これに対し、最近の電力系統では、TSC(Thyristor Switched Capacitor)とTCR(Thyristor Controlled Reactor)を組合せた静止型無効電力調整装置(Static Var Compensator: 以下SVCと略記する)<sup>5.2)~5.11)</sup>が用いられる様になって来ている。しかし、TCRとしてはTSCの合計容量とほぼ等しい容量のものが用いられるのが普通であり、SVC全体としての容量が大きくなるので経済性の点で問題がある。一方、TCRの容量を小さくすると(iii)の過電圧抑制の能力が不足して来る。また、TSCのコンデンサ投入時の波形歪の問題は交直連系系統特有の問題であり、未だ十分に検討されていない。

筆者は、SVCの基本構成は同じながら、上記の問題点を解決する方式を提案した。<sup>5.13)</sup>

交直連系系統では、遅れの無効電力を補償すれば良いから、定常時において、TCRの容量を大きくする必要が無い。そこでTCRの連続定格容量はTSCの単位容量と同じに

した。この容量では交流電圧を一定に保つには十分では無いが、 $SCR = 3$ で抵抗分も大きいという厳しい条件でも交流電圧を $\pm 3\%$ 以内に保つことができる。この連続定格はTSCRの制御角を $135^\circ$ 以上に限定して定めておく、一方、過電圧の抑制装置として動作させる必要がある場合には、上記の $135^\circ$ 以上という制限をはずし $90^\circ$ から $180^\circ$ の範囲で運転することによって、約5倍の容量で過負荷運転することができる。この過負荷運転は最悪の場合でもコンデンサをしゃ断器で切離すまでの時間だけ行えば良いので、サイリスタ及びリアクタの電流容量を大きくする必要は無く、経済的な設備で過電圧を抑制できる。

また、TSCのコンデンサ投入時の波形歪の問題については、コンデンサに残留電荷の形で残っている電圧に合わせて、サイリスタ点弧位相を定める簡便な方法を採用することにより、解決できることを明らかにした。

本章では、まず、必要な無効電力調整装置容量及びそれに伴う直流系急停止時の過電圧について述べ、つぎに、上記した新提案の方式の効果について述べる。

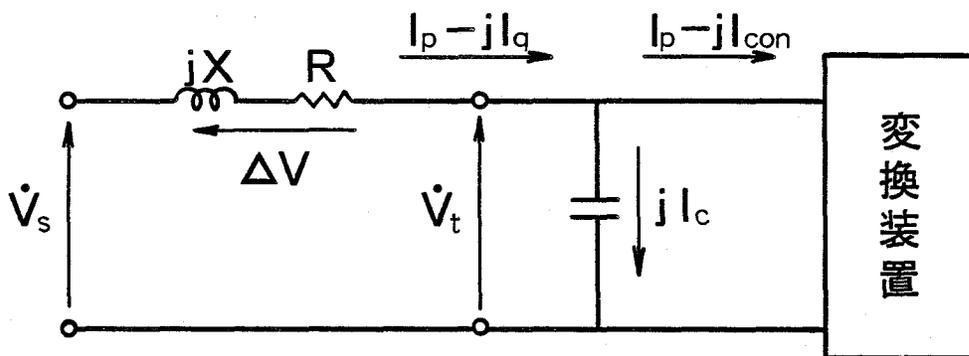
## 第5.2節 無効電力調整設備の必要容量

直流送電用変換装置は遅れの無効電力を消費するので、交直変換所にはこれを補償するためのコンデンサが設けられる。交流系統の短絡容量が大きい場合には、交流系統からも無効電力を供給できるので、変換装置の消費する無効電力のすべてをコンデンサから供給する必要はない。事実、佐久間周波数変換所等ではコンデンサから供給する無効電力は変換装置の消費する無効電力の約半分であり、残りは交流系統から供給する様になっている。しかし、短絡容量が小さくなると、変換装置の消費する無効電力よりも大きい容量のコンデンサを必要とする場合さえでてくる。また、交流系統のインピーダンスの抵抗分の影響も大きくなり、変換装置が順変換運転の場合と、逆変換運転の場合で異ってくる。これは、変換装置の有効分電流と抵抗分による電圧降下が大きくなるためである。

そこで、本節では、第5.1図(a)に示すモデル系統に対して、必要な無効電力調整装置(コンデンサ)容量を求める。同図(b)は、変換装置や無効電力調整装置に流れる有効、無効電流と交流電圧の関係を示すベクトル図である。

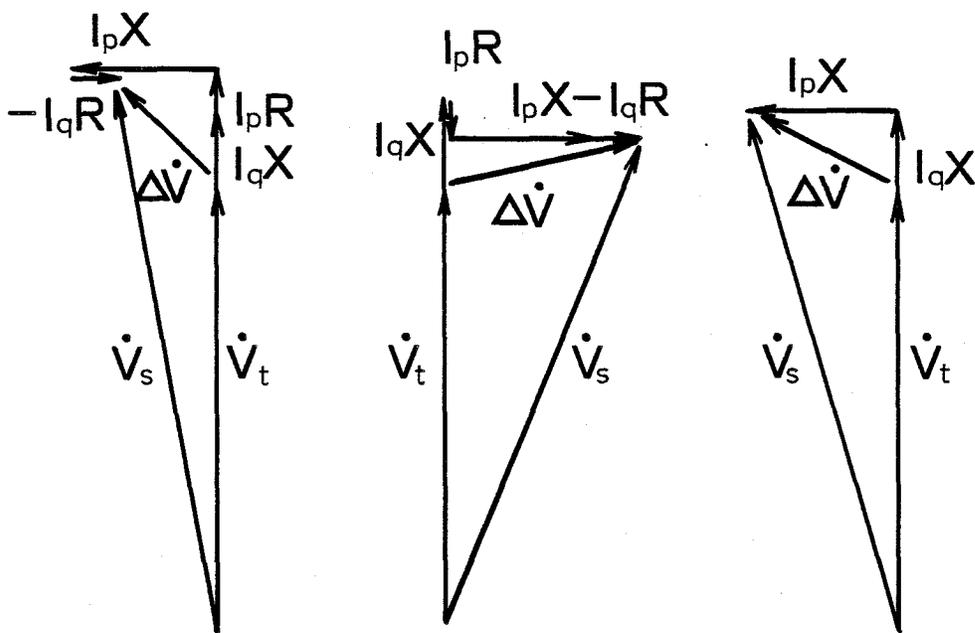
ここで、 $I_p - jI_{on}$  : 変換装置の有効、無効電流

$jI_c$  : 無効電力調整装置電流



$$\begin{aligned} \Delta \dot{V} &= \dot{V}_s - \dot{V}_t = (R + jX)(I_p - jI_q) \\ &= (I_p R + I_q X) + j(XI_p - RI_q) \end{aligned}$$

(a) モデル系統



(i) 順変換運転 (ii) 逆変換運転 (iii) 順変換運転 (R=0)

(b) ベクトル図

## 第 5.1 図 変換装置電流と交流電圧

$\dot{V}_s$  : 電源系統の電圧  
 $\dot{V}_t$  : 交直連系点の電圧  
 $R+jX$  : 交流系統の等価インピーダンス

第5.1図に示すベクトル図より、次式が求められる。

$$(I_p X - I_q R)^2 + (|\dot{V}_t| + I_p R + I_q X)^2 = |\dot{V}_s|^2 \quad (5.1)$$

ここで、

$$I_q = I_{con} - I_c \quad (5.2)$$

$$I_{con} = I_p \tan \phi = I_p \sqrt{1 - \cos^2 \phi} / \cos \phi \quad (5.3)$$

変換装置の力率 $\cos \phi$ は、制御角 $\alpha$ または余裕角 $\gamma$ と重なり角 $u$ より下式のように求められる。

$$\cos \phi = \{ \cos \alpha + \cos(\alpha + u) \} / 2 \quad (5.4)$$

$$\text{または、} \cos \phi = \{ \cos \gamma + \cos(\gamma + u) \} / 2 \quad (5.5)$$

変換装置の力率は、第3.3節に示したように、変換用変圧器のタップが追従する時間領域においては、一定と考えて良いから、必要な無効電力調整装置電流 $I_c$ は $|\dot{V}_s|$ 、 $|\dot{V}_t|$ および $I_p$ の値が与えられる場合、下式によって求められる。

$$I_c = \frac{-X |\dot{V}_t|^2 + \sqrt{X^2 |\dot{V}_t|^2 - (R^2 + X^2) \{ X^2 I_p^2 + (|\dot{V}_t| + R I_p)^2 - |\dot{V}_s|^2 \}}}{R^2 + X^2} \quad (5.6)$$

したがって、無効電力調整装置容量 $Q_c$ は下式により求められる。

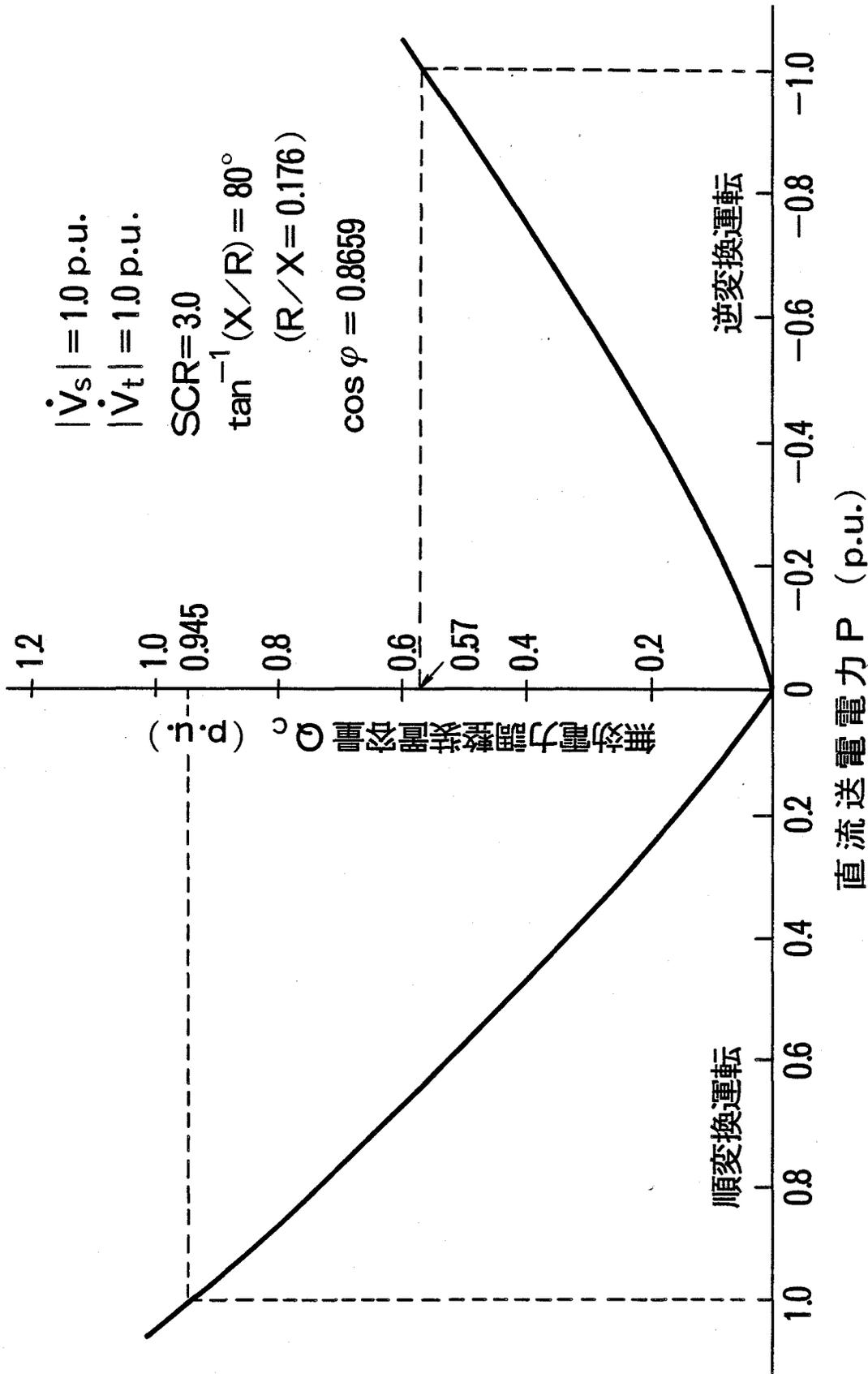
$$Q_c = I_c / |\dot{V}_t| \quad (5.7)$$

$Q_c$ の計算結果を第5.2図及び第5.3図に示す。

ここで、 $|\dot{V}_s|$ 、 $|\dot{V}_t|$ は交直連系点の定格電圧を、 $P$ 、 $Q_c$ は定格直流送電々力をベースとするp.u.値で示している。

これらの図より、次に示す結果が得られた。

- (1) 順変換運転の方が逆変換運転よりも大きな容量の無効電力調整装置を必要とする。これは順変換運転の場合、交流系インピーダンスの抵抗分と変換装置の有効分電流により $|\dot{V}_t|$ が低下するのに対して、逆変換運転の場合には、逆に抵抗分と有効分電流により $|\dot{V}_t|$ が上昇するためである。
- (2)  $Q_c$ はSCRが小さくなるに従って大きくなるが、この傾向はSCRが5より小さくなると特に顕著となる。



第 5.2 図 無効電力調整装置の必要容量

Rec : 順変換運転

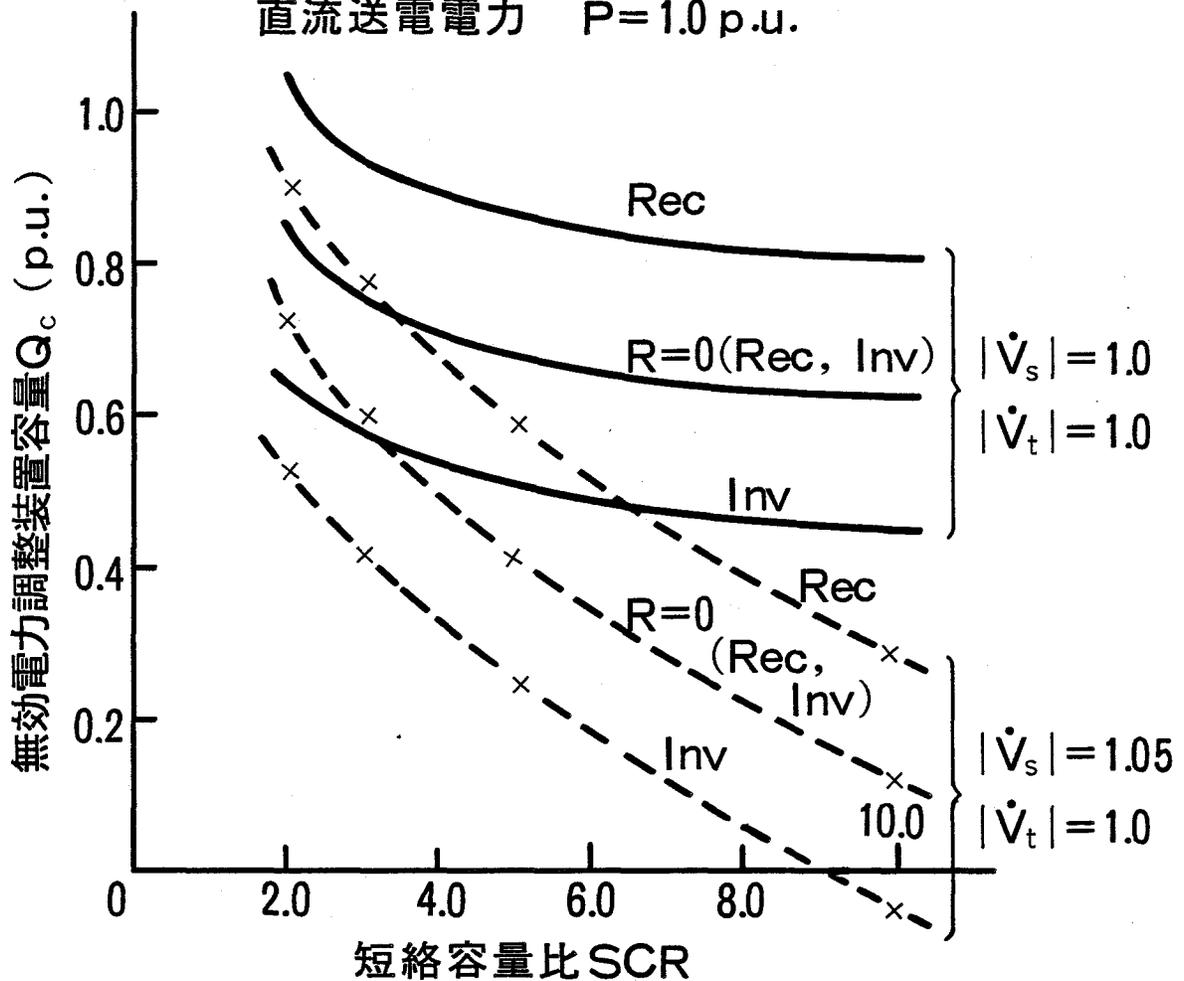
Inv : 逆変換運転

変換装置力率  $\cos \varphi = 0.8659$

( $\alpha = \gamma = 15^\circ, X = 0.2 \text{ p.u.}$ )

$\tan^{-1}(X/R) = 80^\circ$

直流送電電力  $P = 1.0 \text{ p.u.}$



第 5.3 図 短絡容量と無効電力調整装置必要容量

(3)  $Q_c$ は $|V_s|$ を大きくすることによって小さくできる。しかしながら、SCRが小さい範囲では、この減少の程度が小さくなる。

### 第5.3節 静止型無効電力調整装置による交流電圧制御特性

本節では第5.4図に示すSVCによる無効電力制御を行った場合の交流電圧制御特性を求める。ここでは、SCR=3.0の場合、順変換運転のために必要な容量を考慮して、TSCの合計容量を1.0p.u.とした。

#### 第5.3.1項 TSCによる交流電圧制御

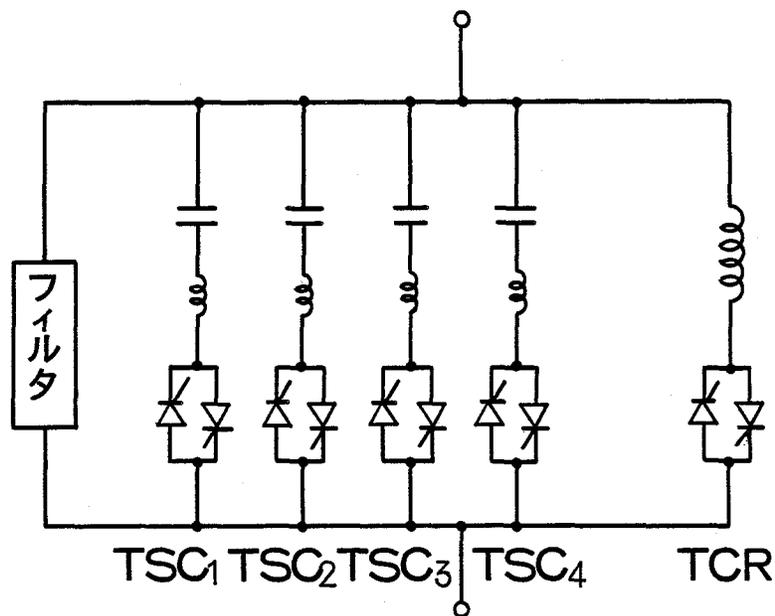
TSCの単位容量は小さい程、きめ細かな電圧制御を行うことができるが、これをあまり小さくすると、使用するサイリスタスイッチの数が多くなるため経済的でなくなる。ここでは、フィルタ及びTSCの単位容量を0.2p.u.とし、5段階の制御が行える様にした。

第5.5図、第5.6図は、潮流計算によって求めた交流電圧制御特性を示す。なお、TSCの各ユニットは交流電圧 $|V_t|$ が0.97p.u.よりも低くなる毎に1つ追加投入される。

第5.5図から分る様に、SCRが5の場合には、交直連系点電圧 $|V_t|$ は±3%以内に保たれており、単位容量0.2p.u.のTSCによる制御で十分である。ところが、SCRが3と小さくなると、第5.6図に示す様に、このTSCによる制御だけでは、交流電圧変動が大きく不十分であり、この大きな電圧変動を抑制するための他の手段が必要となる。本節ではその手段としてTCRを用いる場合と、直流送電変換装置による無効電力制御を用いる場合について検討する。無効電力の最大調整容量はフィルタとTSCにより成るコンデンサの容量で定められ、上記の付加手段による無効電力調整はこのコンデンサの効果を部分的に打消すことによって行う。この付加手段の容量が大きい程、無効電力の調整はやり易くなるが、一方では合計の設備容量が大きくなり経済的に不利になるから、必要最小限の容量でうまく制御することを検討することが重要である。

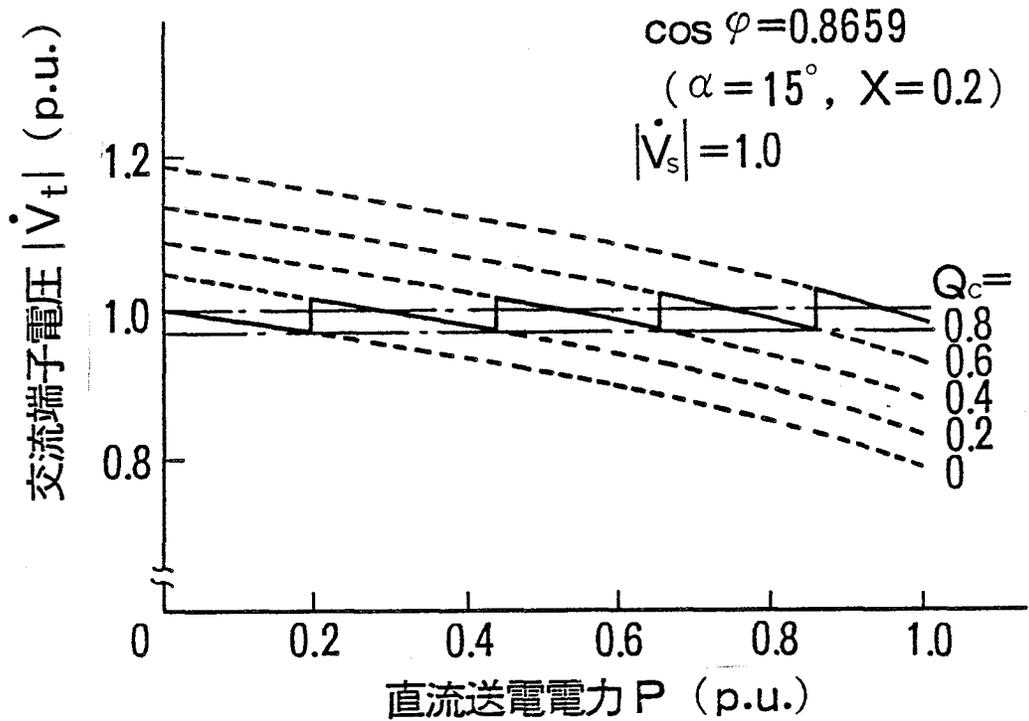
#### 第5.3.2項 TSCと直流送電変換装置の協調制御による交流電圧制御

部分負荷運転領域においては、直流送電変換装置は、無効電力調整装置としても利用することができる。<sup>5.14)</sup> 即ち、制御角を通常よりも大きくし、直流電圧を低くして運転すること

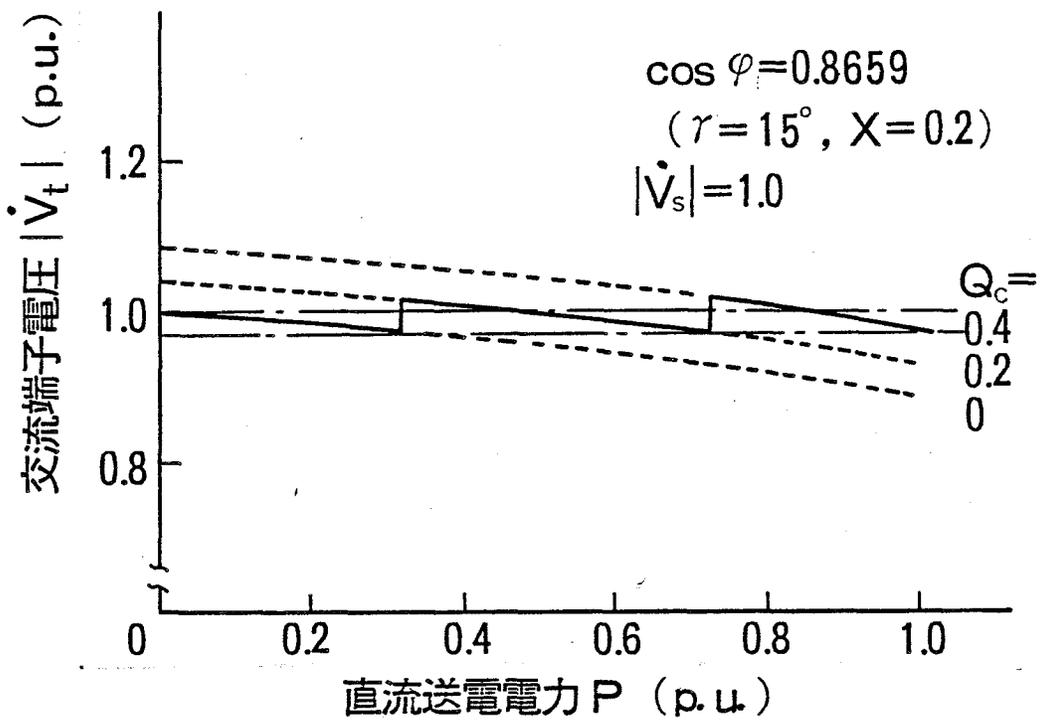


TSC : Thyristor Switched Capacitor  
 TCR : Thyristor Controlled Reactor

第5.4図 SVCの構成

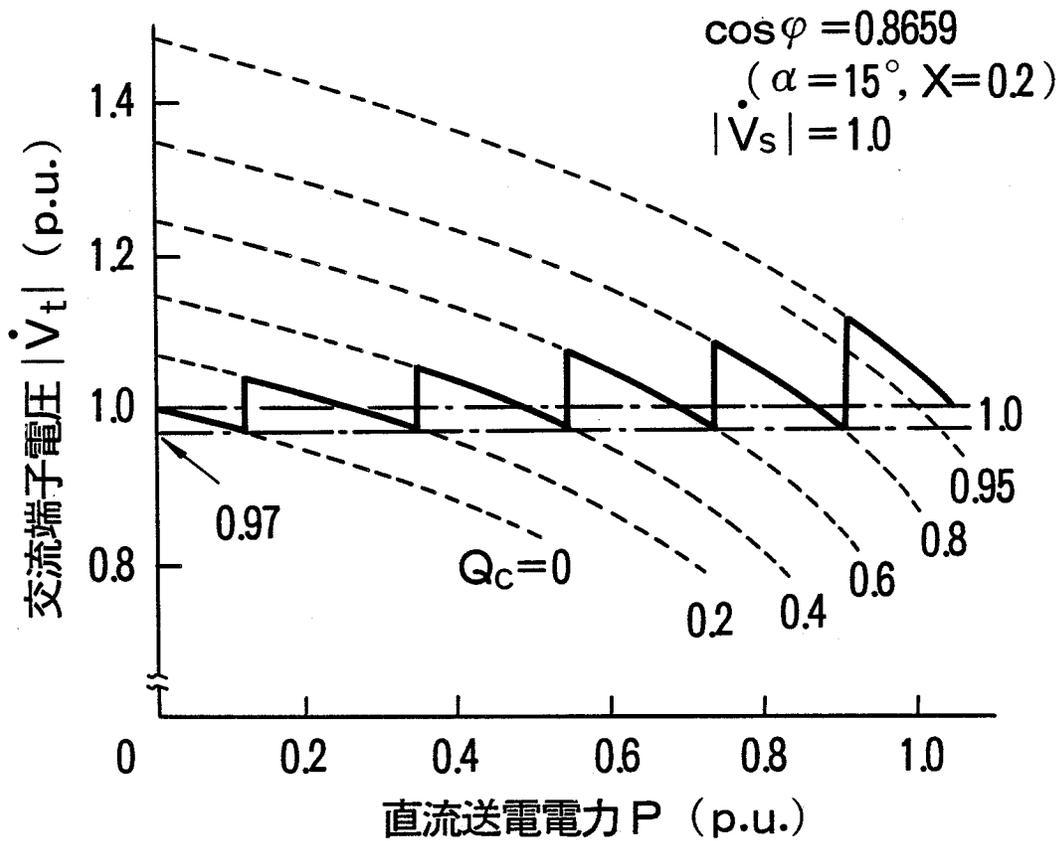


(a) 順変換運転

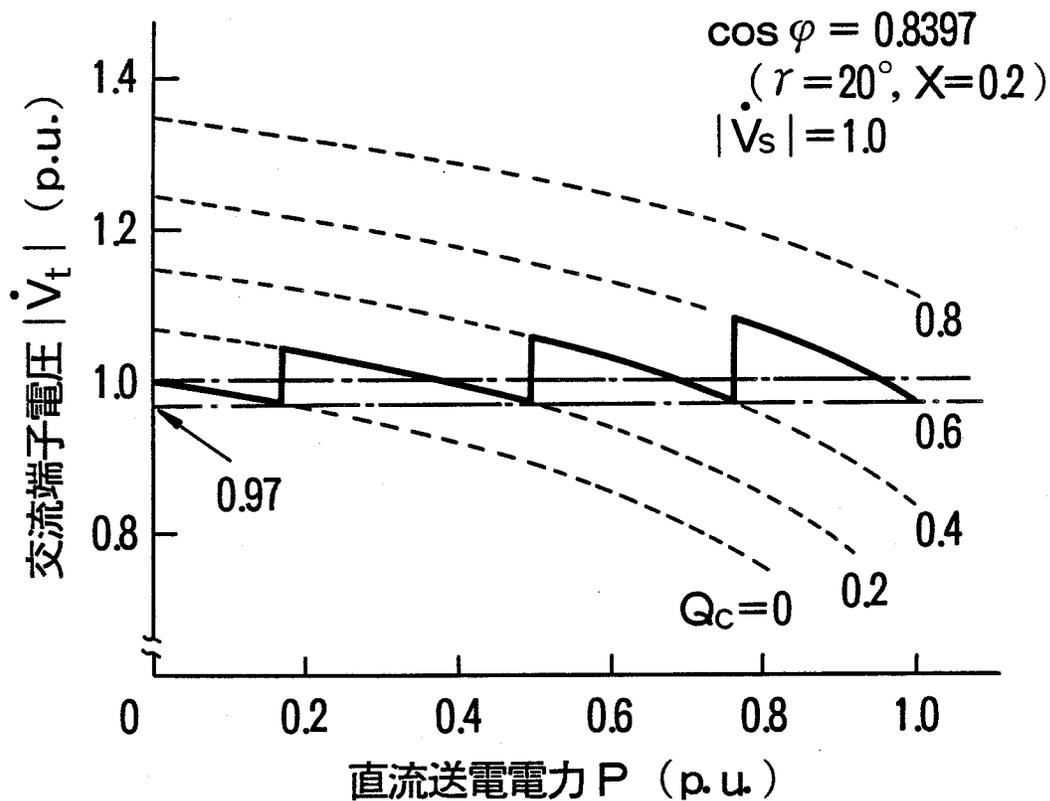


(b) 逆変換運転

第 5.5 図 TSC による電圧制御特性  
 $SCR = 5, \tan^{-1}(X/R) = 80^\circ$



(a) 順変換運転



(b) 逆変換運転

第 5.6 図 TSC による電圧制御特性  
 $SCR = 3, \tan^{-1}(X/R) = 80^\circ$

によって、通常よりも大きな遅れの無効電力を消費させ、コンデンサによる無効電力を打消す働きをさせることができる訳である。しかしながら、制御角を大きくするとそれだけ変換装置のバルブダンピング回路の損失が大きくなる点を十分に考慮する必要がある。本論文では、普通に設計されたサイリスタバルブを用いた変換装置であることを前提とし、無効電力調整範囲を明らかにする。

第5.7図は制御角 $\alpha$ 又は余裕角 $\gamma$ の最大許容値を示している。

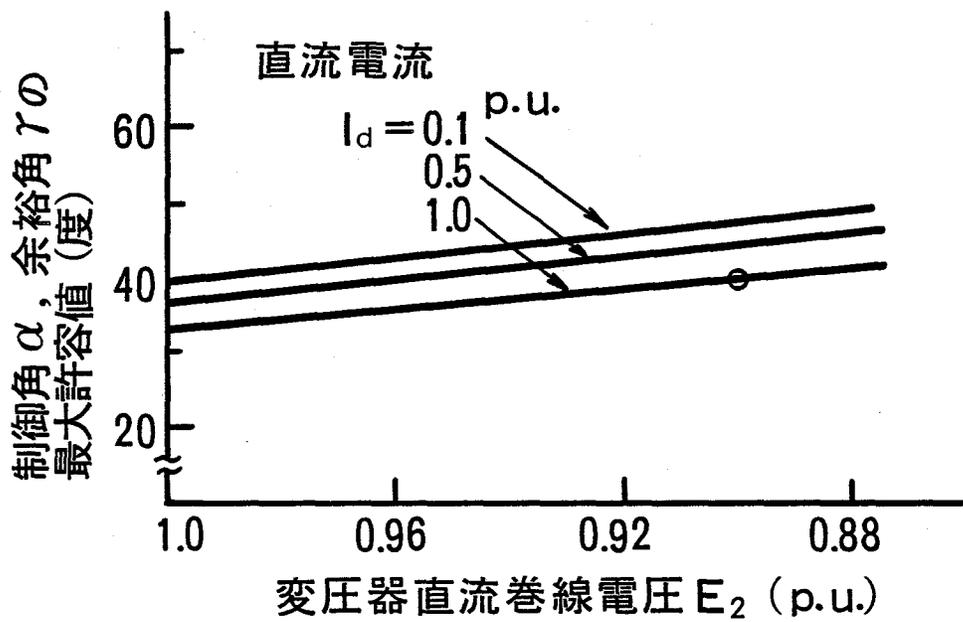
これはN.G. Hingorani氏によって提案された計算式<sup>5.12)</sup>によって計算したものであるが、変圧器直流巻線電圧が0.9p.u.、直流電流が定格値のときに、制御角 $\alpha$ 又は余裕角 $\gamma$ が40度以下であれば連続運転が可能であるという条件の下に計算した。

第5.8図は第5.7図に示した制約条件のもとで、直流送電変換装置に許容される無効電力調整範囲の計算結果を示している。通常の運転が行われる場合に変換装置の消費する無効電力は第5.8図の直線Aのようになるが、変換装置の制御角を第5.7図に示す最大限の値まで大きくすると、直線Bまで消費無効電力を増加させることができる。即ち、第5.8図でハッチングした部分が変換装置による無効電力調整範囲である。例えば、直流送電電力が0.8p.u.の場合には、0.23p.u.の幅で無効電力を調整することができる。

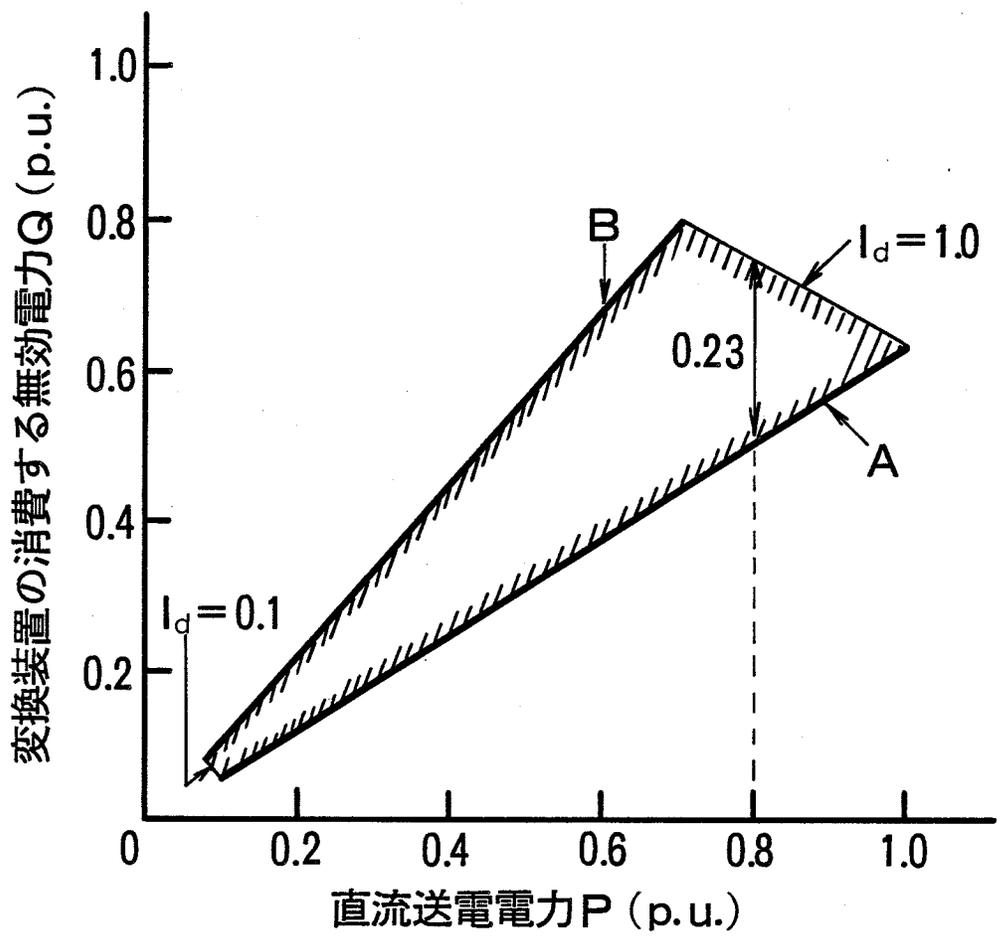
この制御法は、交流電圧を制御するのに大きな効果があるが、直流送電システムの他の端子に接続される交流システムの短絡容量が大きい場合にのみその適用が限定される。直流送電システムの両端子に接続される交流システムの短絡容量が共に小さい場合にこの制御法を適用することは困難である。このことは、第5.6図(a)、(b)に示す様にTSCを切替える点の直流送電電力が順変換装置側と逆変換装置側で異なる値となることによる。TSCを切替える時に大きな交流電圧変動が発生するから、この時に変換装置による無効電力制御が必要な訳であるが、無効電力制御のためには直流電圧を低下させなければならず、直流電圧を低下させると、他の端子の変換装置の無効電力も同時に変化してしまう。したがって、他の端子の接続される交流システムの短絡容量が大きく、上記のTSC切替時の無効電力変動による交流電圧の変化が十分に小さい場合に限って、この制御法が適用できる。

### 第5.3.3項 TSCとTCRの協調制御による交流電圧制御

TCRをTSCと共に用いると十分な交流電圧制御特性が得られることはよく知られているが、TCRの容量はコンデンサの合計容量 $Q_c$ と同程度の容量に選ばれることが多い。これにより $-Q_c$ から $+Q_c$ までの範囲で無効電力を調整することができる。



第 5.7 図 制御角  $\alpha$  , 余裕角  $\gamma$  の最大許容値



第 5.8 図 変換装置による無効電力調整範囲

しかしながら、交直連系点の電圧制御に適用する場合には上記の様な広い制御範囲は必要ない。そこで、本論文では、TCRの連続定格容量をTSCの単位容量0.2p.u.と等しい値とすることを提案した。このTCRとTSCの制御法を第5.9図に示す。ここで、TCRの制御角 $\alpha$ を $135^\circ \sim 180^\circ$ の範囲に制限しているのは、TCRに過負荷運転能力を持たせるためである。第5.9図に示した $135^\circ \sim 180^\circ$ の制限をはずし、 $90^\circ \sim 180^\circ$ の範囲での運転を許容することによって、約5倍の過負荷運転能力を持たせることができる。これは、第5.4節で述べる直流送電系統急停止時の過電圧を抑制するのに大きな効果がある。

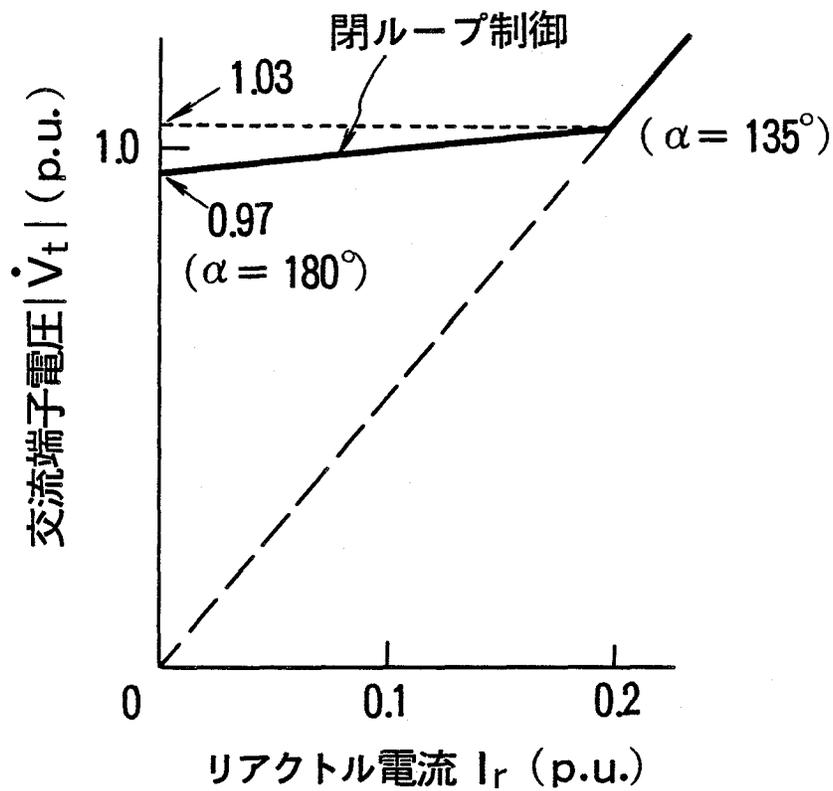
第5.10図は、第5.9図の制御を行った場合の電圧制御特性を示す。電圧レベルを検出してコンデンサ容量を切替える制御を行う場合、安定な制御のためには、コンデンサ切替にヒステリシス特性を持たせる必要があるが、第5.10図によるとヒステリシス幅も十分あり、安定な制御が可能であることが分る。このように、第5.9図の制御を行うことによって、交流電圧変動を $\pm 3\%$ 以下に抑えることができる。

#### 第5.3.4項 TSCによる交流電圧波形歪

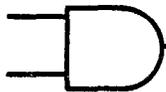
SVCを交直連系点の交流電圧制御に用いる場合、TSCの投入による波形歪に十分注意する必要がある。SVCを必要とする様な場合は交流系統のインピーダンスが大きいので、TSCの1単位の様な小容量のコンデンサを投入する場合でも投入位相によっては大きな波形歪を生じ、変換装置の転流失敗を引き起す可能性がある。この波形歪は、投入前のコンデンサの残留電圧と、投入時の交流電圧の瞬時値によって変化する。しかも、運転状態によっては、TSCのコンデンサはひんばんに入切され、残留電圧は投入の毎に異なる値となっていることも考えられる。

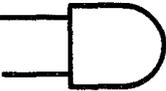
この様な条件を考慮して筆者は、第5.11図に示す制御方式を提案した。この制御方式は、コンデンサの残留電圧と交流電圧の瞬時値が等しくなった時点でサイリスタスイッチの点弧パルスを発生させるものである。この制御は第5.11図から分る様に多数直列に接続されたサイリスタにより構成されるサイリスタスイッチにおいて、大地側の1個又は数個のサイリスタスイッチのアノード・カソード間電圧が負から正に変る時点を検出することによって簡単に達成できる。

この効果については、第5.5節に示すシミュレーション結果によって明らかにする。



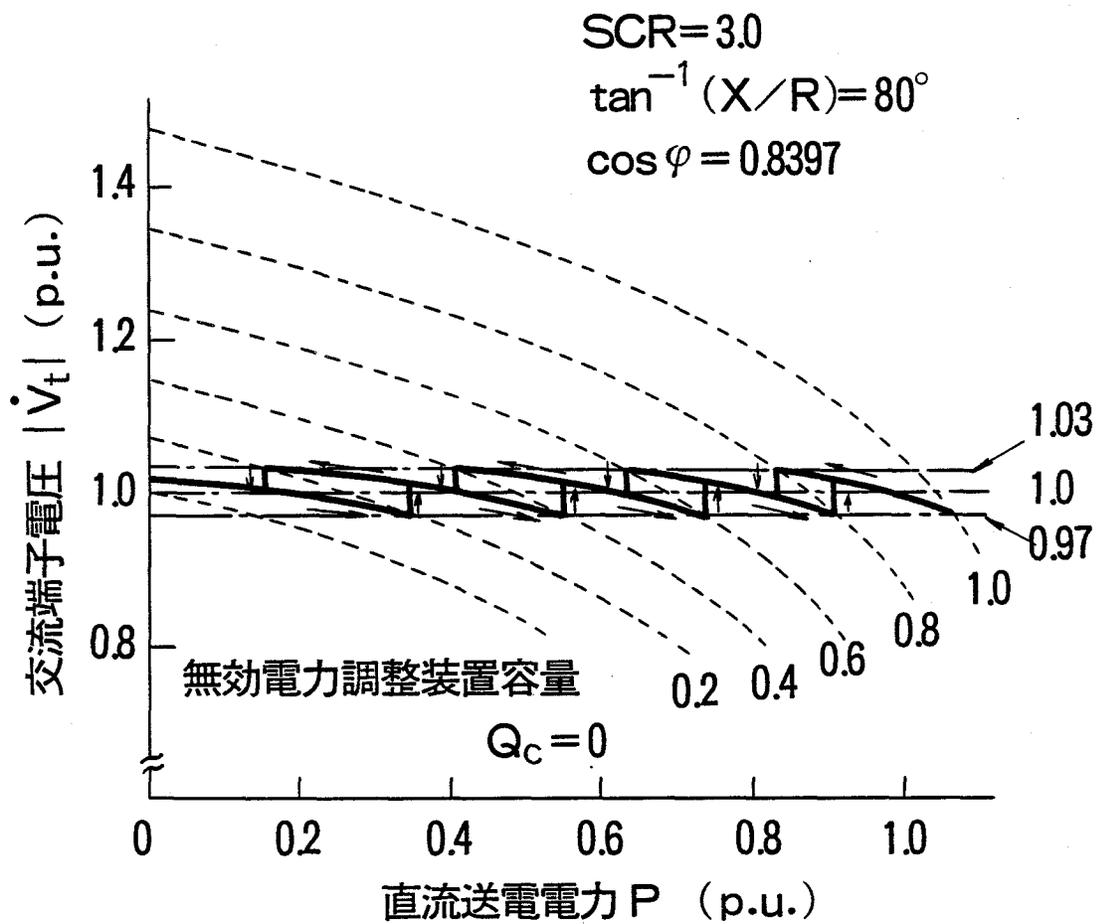
(a) TCRの制御特性

TCR出力  $\leq 0.01$   
 交流電圧  $|\dot{V}_t| \leq 0.97$         TSCの容量増加

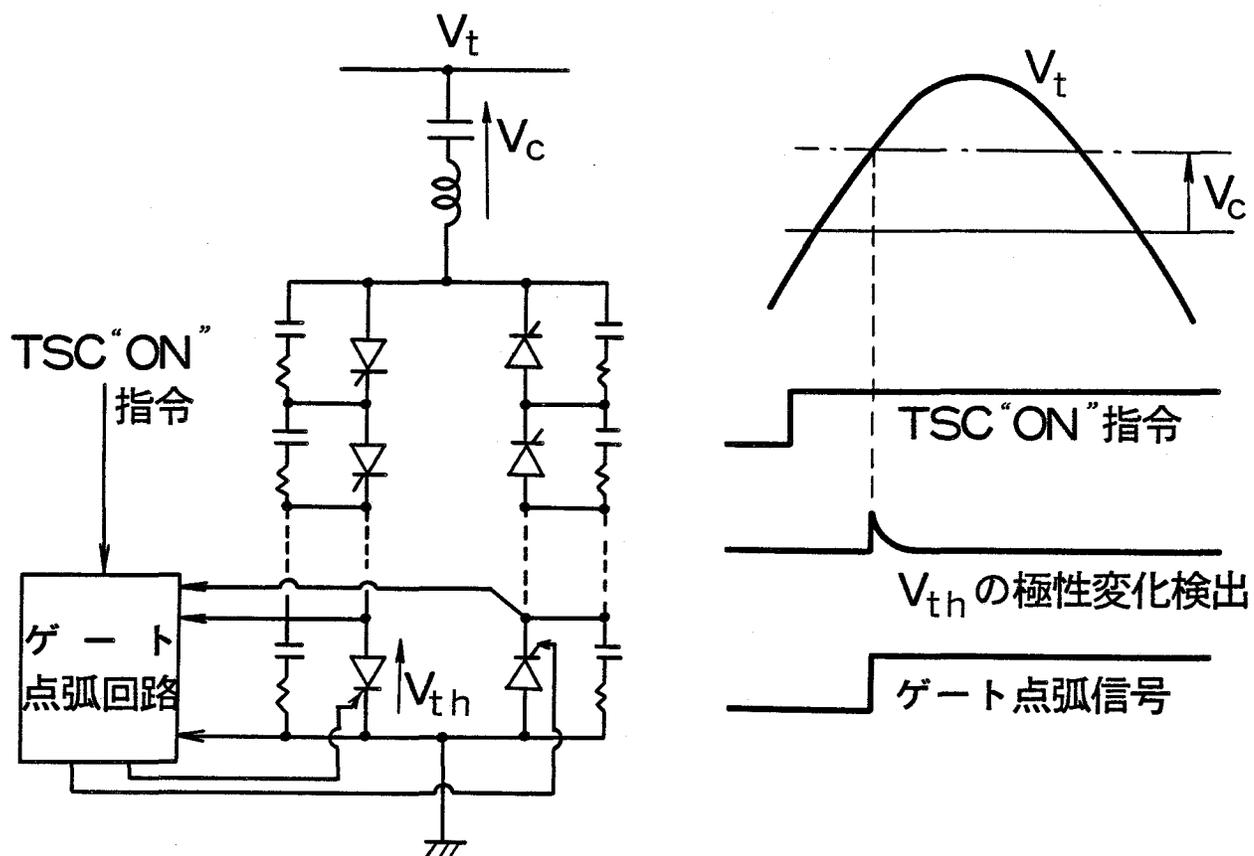
TCR出力  $\geq 0.2$   
 交流電圧  $|\dot{V}_t| \geq 1.03$         TSCの容量減少

(b) TSCの制御

### 第5.9図 SVCの制御法



第5.10図 SVCによる電圧制御特性



第5.11図 TSCの制御法

#### 第5.4節 静止型無効電力調整装置による過電圧抑制

第5.2節に記した様に交流系統の短絡容量が小さい場合には交流電圧を維持するために大きな容量の無効電力調整装置を必要とする。この様な大容量の無効電力調整装置を接続して運転する場合には直流送電系統が何等かの理由で急に停止した場合、交直連系点に発生する過電圧が大きな問題となる。第5.12図は第5.2図示す容量の無効電力調整装置を接続して運転している時に直流送電系統が急に停止した場合に発生する過電圧の計算結果を示すものである。ここでは $SCR=3$ としている。図から分る様に特に順変換運転の場合に発生する過電圧が大きく、定格直流電力を送電している状態から、直流送電系統を急に停止すると、約 $1.5p.u.$ という大きな過電圧が発生する。これは商用周波数の過電圧であり、アレスタで吸収しようとする、非常に大容量のものをいなければならないから極めて不経済なものとなる。

そこで筆者はTCRの過負荷運転によってこれに対処することを提案した。第5.3節に記した様にTCRの常時の制御角の範囲の制限( $135^\circ \sim 180^\circ$ )をはずし、制御角を $90^\circ$ とすると、TCRの容量は常時の約5倍となるから、約 $1.0p.u.$ の進みの無効電力を打消すことができる。これは、第5.4図に示した無効電力調整装置容量が最大値となった場合でもこれを打消すことのできる値である。

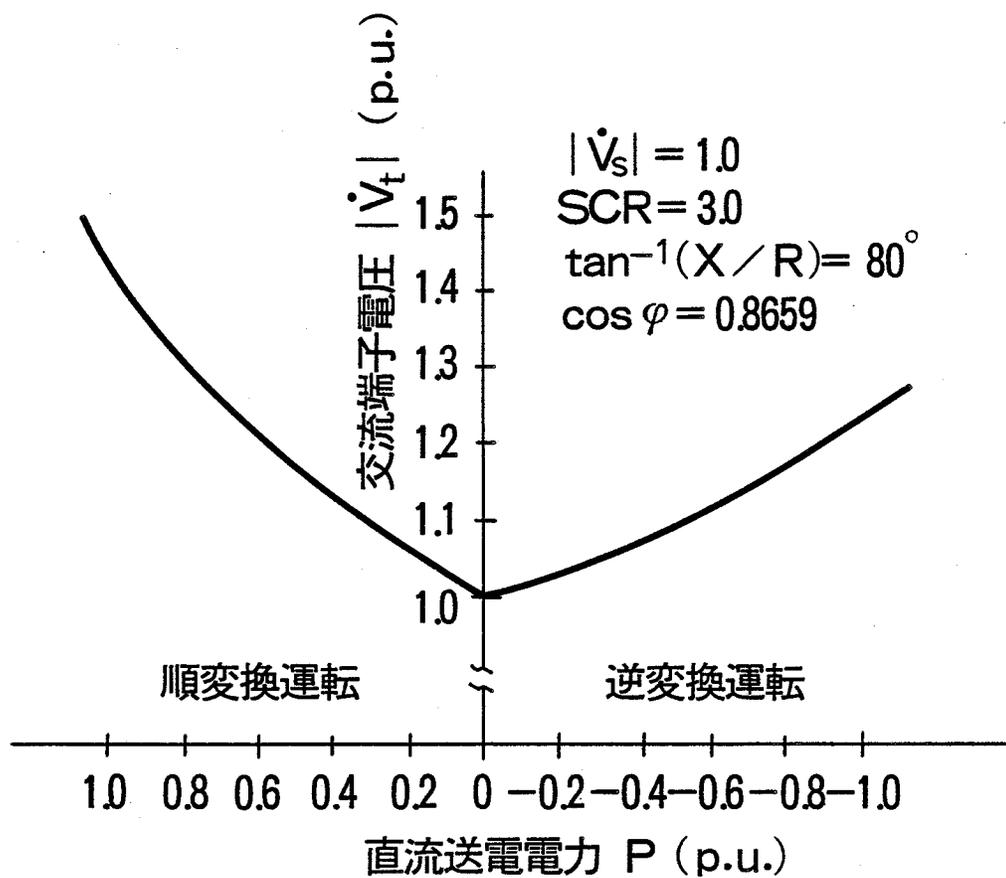
この過負荷運転は最悪の場合でも、フィルタやTSCをしゃ断器で切離すまでの4~5サイクル間行えば良いから、 $0.2p.u.$ の連続運転のできるTCRであれば、電流容量を増すことなくそのまま使用できる。

#### 第5.5節 静止型無効電力調整装置の過渡特性の解析

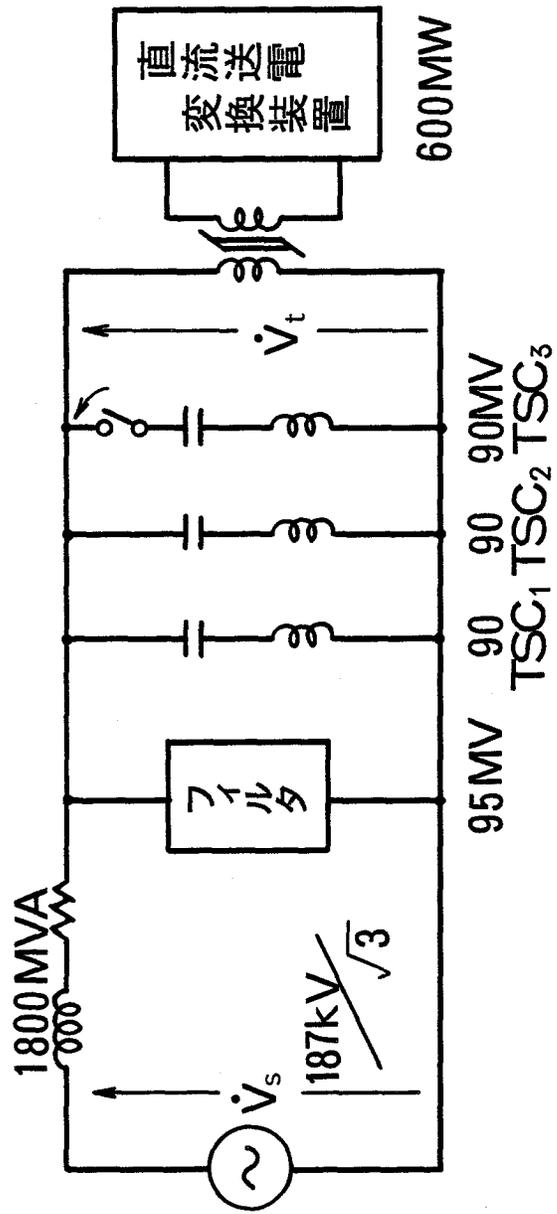
SVCにとって最も重要なTSC投入時の波形歪と、TCR過負荷運転による過電圧制御効果を米国のBonneville Power Administrationの開発したプログラムEMTP (Electro Magnetic Transients Program)を用いて解析した。

##### (a) TSC投入時の波形歪

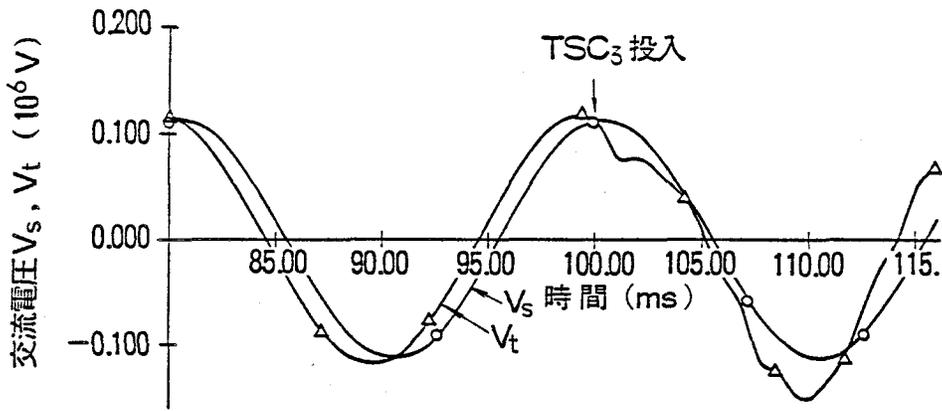
第5.13図の回路を用いて、波形歪を評価した結果を第5.14図に示す。同図(a)は第5.11図の制御を行わない場合で大きな波形歪が出ている。(b)、(c)は、第5.11図の



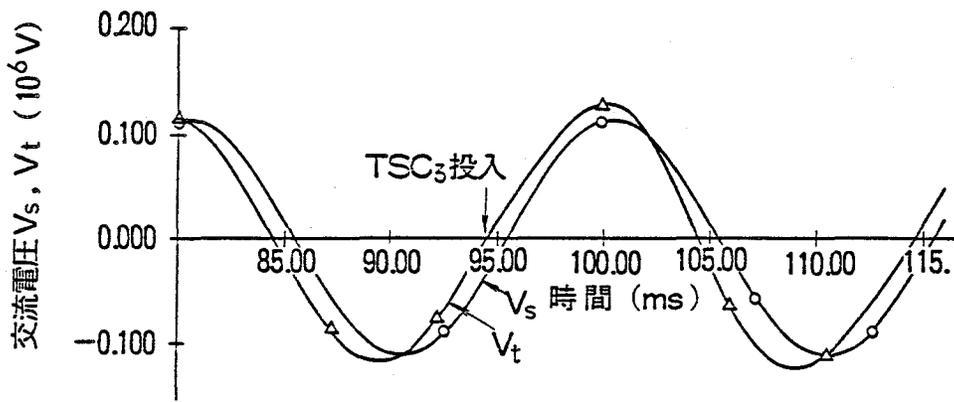
第 5.12 図 直流系統急停止時の過電圧



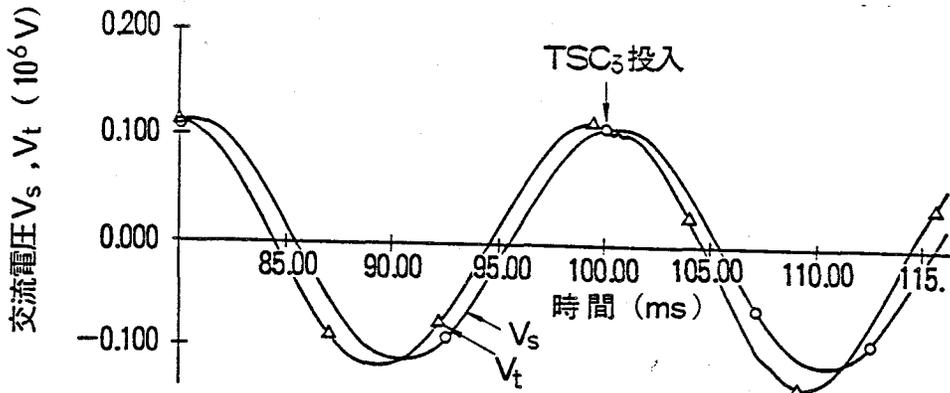
第5.13図 TSC投入時の波形歪解析回路



(a) 交流電圧  $V_t$  のピークで投入 (残留電圧: 零)



(b) 交流電圧  $V_t$  の零点で投入 (残留電圧: 零)



(c) 交流電圧  $V_t$  のピークで投入  
(残留電圧: 交流電圧のピーク値)

第 5.14 図 TSC の制御法と波形歪

制御を採用した場合で、残留電圧の有無にかかわらず、波形歪が小さいことが分る。

#### (b) TCRの過負荷運転による過電圧抑制

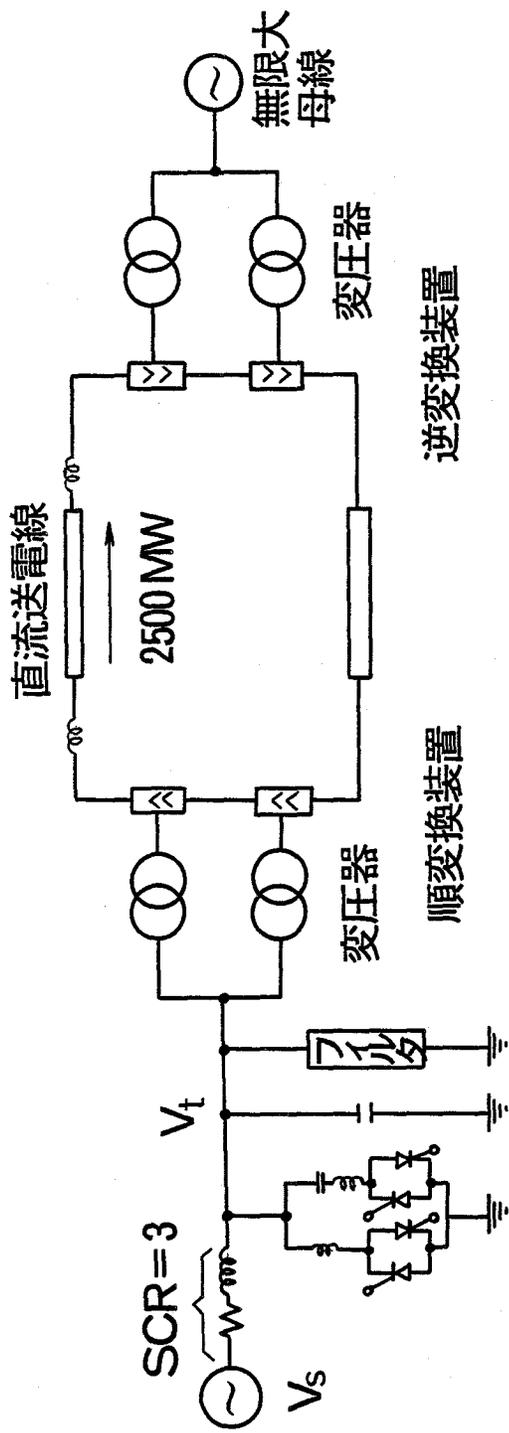
第5.15図のモデル系統について解析し、TCRの過負荷運転の効果を明らかにした。結果を第5.16図に示す。同図(a)は過負荷運転を行わない場合である。非常に大きな過電圧が発生している。また、時間が経過すると変圧器の飽和も発生している。同図(b)は、直流系を停止する指令を与えると同時にTCRの制御角 $\alpha \geq 135^\circ$ という制限をはずし、強制的に $\alpha = 90^\circ$ として過負荷運転を行った場合である。交流過電圧は十分に抑制されており、変圧器の飽和も発生していない。

### 第5.6節 結 言

直流送電系統が短絡容量の小さな交流系統に接続される場合について、必要な無効電力調整設備の容量を求めると共に、この無効電力調整設備を接続している状態で、直流系統が急に停止された場合に発生する過電圧を求めた。

さらに、新しい静止型無効電力調整装置の構成及び制御法を提案した。

SVCはTSC(Thyristor Switched Capacitor)とTCR(Thyristor Controlled Reactor)で構成するが、TCRの連続定格はTSCの一ユニットと同程度の小容量とし、総設備容量を小さくした。この条件でも十分な交流電圧制御が可能である。このTCRの連続定格容量は、TCRの制御角 $\alpha$ を $135^\circ \sim 180^\circ$ の範囲とする制限のもとに定めておき、直流送電系統が急に停止された場合の様に過電圧抑制を必要とする場合には、上記の制限をはずして、制御角 $\alpha$ を $90^\circ$ まで小さくすることを許容する様にし、TCRを約5倍の容量で過負荷運転して過電圧を抑制する。EMTPを用いてその効果を明らかにした。



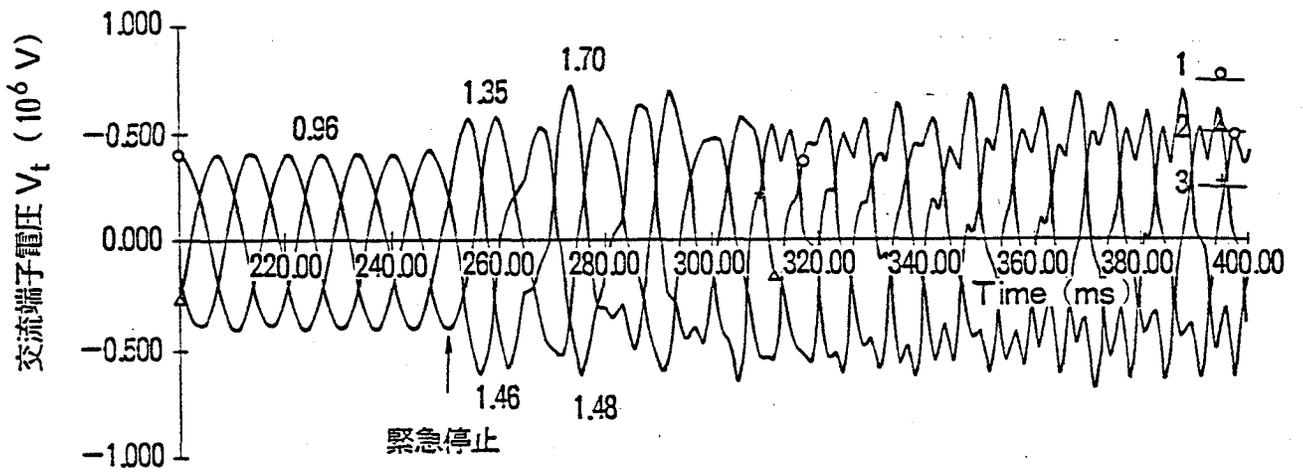
Filter + SC + TSC = 2010 MVA

TCR = 380 MVA (平常運転時)

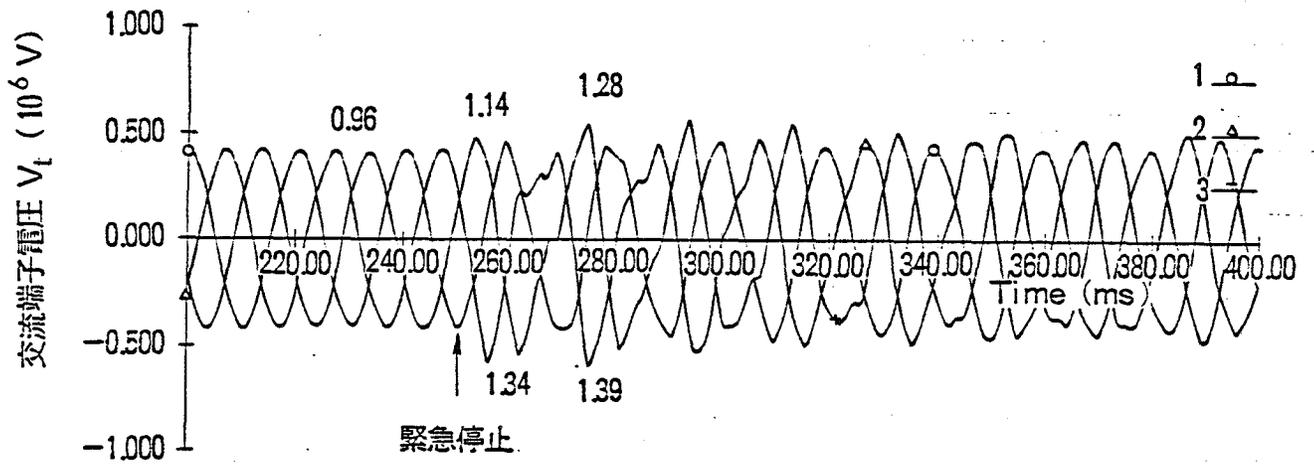
$$|\dot{V}_s| = 1.03 \text{ p.u.} \quad 1 \text{ p.u.} = 525 \text{ kV} / \sqrt{3}$$

SC  
TCR TSC  
SVC

第5.15図 過電圧解析のためのモデル系統



(a) TCRの過負荷運転無



(b) TCRの過負荷運転付

第5.16図 TCRによる過電圧抑制効果

〔参考文献〕

- 5.1) 林ほか「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—」電気学会論文誌B、93-B, 8 (1973年8月) pp.331~338
- 5.2) M.A. Rahman et al. "Dynamic analysis of Power Systems with Multiterminal HVDC Links and Static Compensators."  
IEEE Trans. PAS-101, 6 (June 1982) pp.1331~1341
- 5.3) J.D. Ainsworth et al. "Static and Synchronous Compensators for HVDC Transmission Converters Connected to Weak AC Systems." Proc. International Conference on Large High Voltage Electrical System, 28, 2 p.31.01
- 5.4) A.Hammad et al. "System Planning for a Large HV Network Incorporating Static Var Compensators and HVDC Systems."  
IEE Conference Publication No.205 (1981) pp.13~16
- 5.5) 吉田ほか「静止型無効電力補償装置による直流系の運転特性向上効果」  
電力中研 研究報告 No.18107 (1981)
- 5.6) S.A. Miske et al. "Control Modeling and Simulator studies for a Static Var Compensator applied to a Weak AC System Incorporating an HVDC Installation."  
CIGRE 1984 Session 38-07
- 5.7) P.V. Goosen et al. "FC/TCR Type Static Compensators in ESCOM's 132kV Network."  
CIGRE 1984 Session 38-09
- 5.8) C.A.O. Reixoto et al. "Simulator and Digital Studies on Var Compensation for the ITAIPU HVDC Transmission System."  
1980 International Conference on Overvoltages and Compensation on Integrated AC-DC Systems, Winnipeg.
- 5.9) M.P. Bahrman, "Overvoltage and Var Compensation on the Square Butte HVDC System."  
1980 International Conference on Overvoltages and Compensation on Integrated AC-DC Systems, Winnipeg.
- 5.10) R.L. Hauth et al. "The Role and Benefits of Static Var Systems in High

Voltage Power System Applications.”

IEEE Trans. PAS-101, 10 (Oct. 1982) pp.3761~3770

- 5.11) J.D. Ainsworth et al. “Static and Synchronous Compensators for HVDC Transmission Converters Connected to Weak AC Systems.”

CIGRE 1980 Session 31-01

- 5.12) N.G. Hingorani, “Calculation of Damping Loss in HVDC Converters.”

IEEE PES Summer Meeting 1969

- 5.13) A.Watanabe et al. “Combined Control of Static Var Compensator and HVDC Converter.”

Proceeding of 1983 International Power Electronics Conference

(IEE of Japan) Mar. 1983 pp.105~115

- 5.14) H.Konishi, A.Watanabe et al. “Studies on Var and AC Voltage Control by HVDC Converters.”

1981 IEE International Conference on Thyristor and Variable Static Equipment for AC and DC Transmission

- 5.15) S.Sakai, A.Watanabe et al., “Overvoltage and Var Compensation Studies on the Hokkaido-Honshu HVDC Power Linkage.”

1980 International Conference on Overvoltages and Compensation on Integrated AC-DC Systems July 1980 Winnipeg.

## 第 6 章 直流送電系統における交直変換装置制御方式

### 第6.1節 緒言

前章までに検討した内容をまとめて短絡容量の小さな交流系統に接続された直流送電系統の交直変換装置制御方式を提案する。

平常運転時の制御としては、第3章で交流電圧が変動しても変換装置の力率を一定に保つ制御方式を、第4章では直流電流が変化しても変換装置の力率を一定に保つ制御方式を提案した。交直連系系統が電圧安定度限界に近い場合には、上記二つの制御方式を一体化して実施すると効果がある。しかし、電圧安定度に若干の余裕がある場合には、第4章で提案した方式のみを実施するのが良い。この方式については、第4章で転流失敗を避ける点からのみその特長を説明したが、他にも、(i)変圧器タップの変更なく最小送電電力から最大送電電力まで高速に制御できる。(ii)直流電流の変化による消費無効電力が少い等の特長がある。本章では、まず、この直流電流の変化にかかわらず力率を一定に保つ制御方式について記し<sup>6.13)</sup>、つぎに、交流電圧の変化にかかわらず力率を一定に保つ制御方式をも統合する制御方式について述べる<sup>6.14)</sup>。

つぎに、交流系統に故障が発生し、交流電圧が大幅に低下した場合の制御方式を提案する。従来の各相制御方式の位相制御装置を用いる場合には、各相毎の転流電圧の変化に応じて点弧位相を定めれば良かったが、第2章で提案したパルス間隔一定制御方式の位相制御装置を用いる場合には、1線地絡等の故障により交流電圧が不平衡になっても等間隔の点弧パルスを発生させる訳であるから、従来の制御方式は使えない。そこで、本論文では3相の相電圧、線間電圧の中で最低のものを選択し、その値を用いて最も厳しい相の余裕角が十分な値となる様に制御する開ループ制御を提案し、その動作をシミュレータにより確認した<sup>6.12)</sup>。なお、この制御方式は新信濃周波数変換所及び北海道一本州直流連系装置に採用されている。

第5章で検討した無効電力調整装置の制御は、直流送電系統の変換装置の制御と独立に行い交流電圧を規定の範囲に保つ。これらの制御を互に独立に行うことは、無効電力調整装置の制御装置が故障しても直流系統の運転は維持するという様に送電の信頼度をあげる上で効果がある。

## 第6.2節 平常時の制御方式

### 第6.2.1項 力率一定制御方式の特徴

第4章では、直流電流が変動しても変換装置の力率を一定に制御する方式を提案した。第4.3表に示したこの制御方式は第4章で記した様に転流失敗を減少させる上で効果があるが、他に多くの特長があるので、本節ではその特長について説明する。これらの特長を有しているために、この制御方式が新信濃周波数変換所や北海道一本州直流連系装置に採用されている訳である。第4.3表に示した従来方式と新提案の力率一定制御方式の比較をもう少し詳細に行うと、以下のようなになる、

従来の基本制御方式をまとめると下記の通りである。

順変換装置	変換器位相制御：定電流制御(直流電流 $I_d$ が規定値に等しくなるように制御)
	変圧器タップ：制御角 $\alpha$ が規定の範囲(通常 $15^\circ \sim 20^\circ$ )に入るように制御
逆変換装置	変換器位相制御：定余裕角制御(余裕角 $\gamma$ が規定値に等しくなるように制御)
	変圧器タップ：定電圧制御(直流電圧 $V_d$ が規定値に等しくなるように制御)

これに対して、新しく提案する制御方式は下記の通りである。次節で述べるように、この制御方式をとると変換装置の力率が直流電流の値にかかわらずほぼ一定となるので、ここでは、この制御方式を力率一定制御方式と呼ぶことにした。

順変換装置	変換器位相制御：定電流制御
	変圧器タップ：変圧器直流側巻線電圧一定制御(変圧器の直流側巻線の誘起電圧 $E_2$ が規定値になるように制御)
逆変換装置	変換器位相制御：定電圧制御(直流電圧 $V_d$ が規定値に等しくなるように制御。ただし、余裕角保持用の $\beta$ -リミッタが必要)
	変圧器タップ：変圧器直流側巻線電圧一定制御

上記の2方式ともに運転中常に直流電圧を規定値に保つことにおいては変りないが、従来方式では逆変換装置の余裕角  $\gamma$  および順変換装置の制御角  $\alpha$  をほぼ一定値に保ちつつ、変圧器のタップによって直流電圧を制御しようとするのに対して、今回の方式のにおいて

は、変圧器のタップは直流側巻線に誘起する電圧が、交流系統の電圧変動にかかわらず一定になるように制御し、直流電圧は変換器の制御進み角 $\beta$ によって一定に保つ。したがって、制御角 $\alpha$ 、 $\beta$ は固定の値ではなく直流電流の大きさに応じて変化する。

つぎに、従来方式との数値的な比較を行ない、力率一定制御方式の特徴を明らかにする。なお、比較は逆変換装置についてのみ行なうが、順変換装置についてもほぼ同じ傾向となる。

### (a) 諸量の計算式

比較のための計算であるから、簡単化のために直流回路の抵抗による損失はないものとし、変圧器のp.u.インピーダンスはタップの位置によって変らないものとして計算した。ここで共通に用いた計算式を以下に記す。

$$V_d = 1.35 e_2 \left( \cos \alpha - \frac{X}{2 E_2} I_d \right) \quad \text{-----(6.1)}$$

$$\cos \gamma - \cos \beta = \frac{X}{E_2} I_d \quad \text{-----(6.2)}$$

$$\cos \phi = \frac{\cos \gamma + \cos \beta}{2} \quad \text{-----(6.3)}$$

$$\sin \phi = \sqrt{1 - \cos^2 \phi} \quad \text{-----(6.4)}$$

$$S = \sqrt{2} e_2 i_d \quad \text{-----(6.5)}$$

$$Q = S \sin \phi \quad \text{-----(6.6)}$$

ここで、 $V_d$  : 直流電圧(kV)

$e_2$  : 変圧器直流側巻線電圧(kV)

$i_d$  : 直流電流(kA)

$I_d$  : " (p.u. : 定格電流ベース)

$E_2$  : 変圧器直流側巻線電圧(p.u. : 定格電圧ベース)

$\gamma$  : 余裕角(電気角、度)

$\beta$  : 制御進み角(電気角、度)

$\cos \phi$  : 力率

$\sin \phi$  : リアクタンス率

$S$  : 変圧器を通過する皮相電力(MVA)

$Q$  : 変換装置の所要無効電力(MVA)

X : 変圧器のインピーダンス(p.u. : 変圧器容量ベース)

また、サイリスタバルブのダンピング回路の損失の比較はつぎのようにして行う。

サイリスタバルブがオンする時点の電圧は $\sin \beta$ に、オフする時点の電圧は $\sin \gamma$ に比例する。したがって、サイリスタバルブのダンピング回路の損失は、

$$K = \sin^2 \beta + \sin^2 \gamma \text{ ----- (6.7)}$$

に比例する。ここではKをバルブダンピング回路損失係数と呼ぶ。

なお、零力率運転を行なう場合には  $\beta \doteq 90^\circ$   $\gamma \doteq 90^\circ$  であるから、 $K \doteq 2$ となる。

#### (b) 計算条件

定格直流電圧 : 125kV

定格直流電流 : 1.2kA

定格変圧器直流巻線電圧 : 110.8kV

最小余裕角 : 19度

変圧器インピーダンス : 0.22p.u. (サイリスタ・バルブのアノードリアクトルも合算した値)

なお、この条件は新信濃周波数変換所に合せたものである。

#### (c) 計算結果

従来の定余裕角制御方式を採った場合と、新たに提案した力率一定制御方式を採った場合について、変換装置の特性を上記の計算式により求めると、第6.1図のようになる。

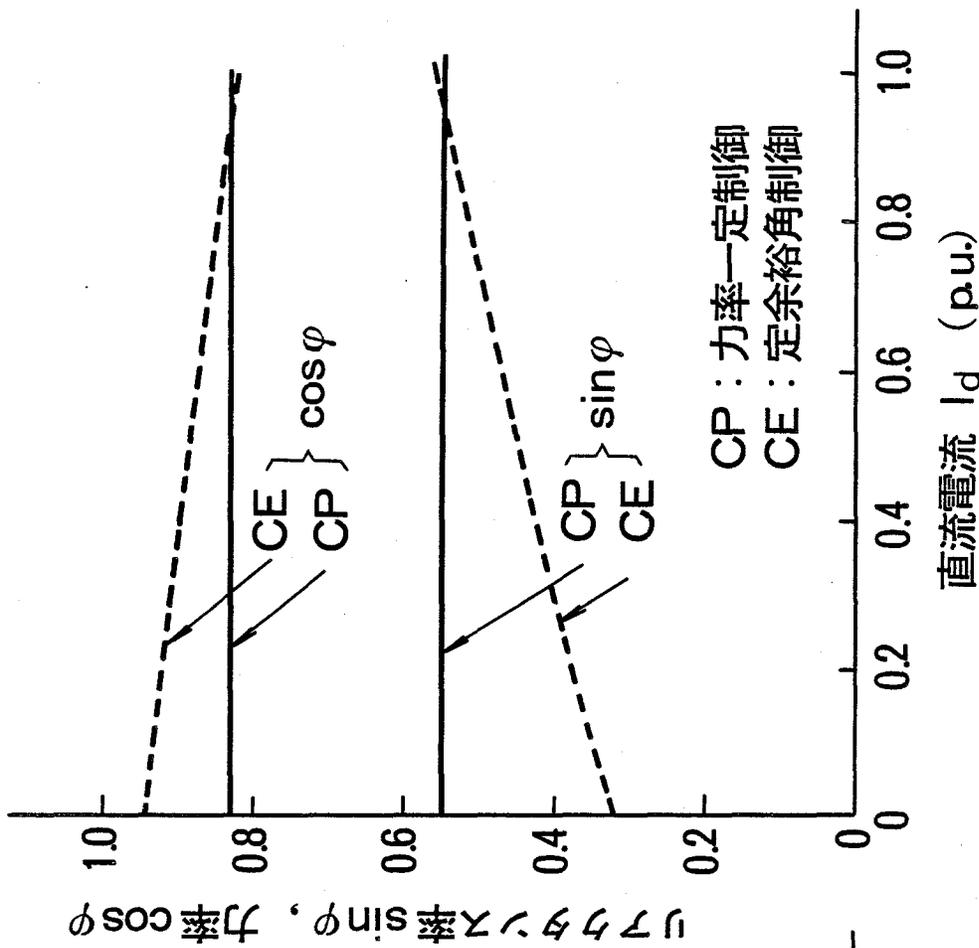
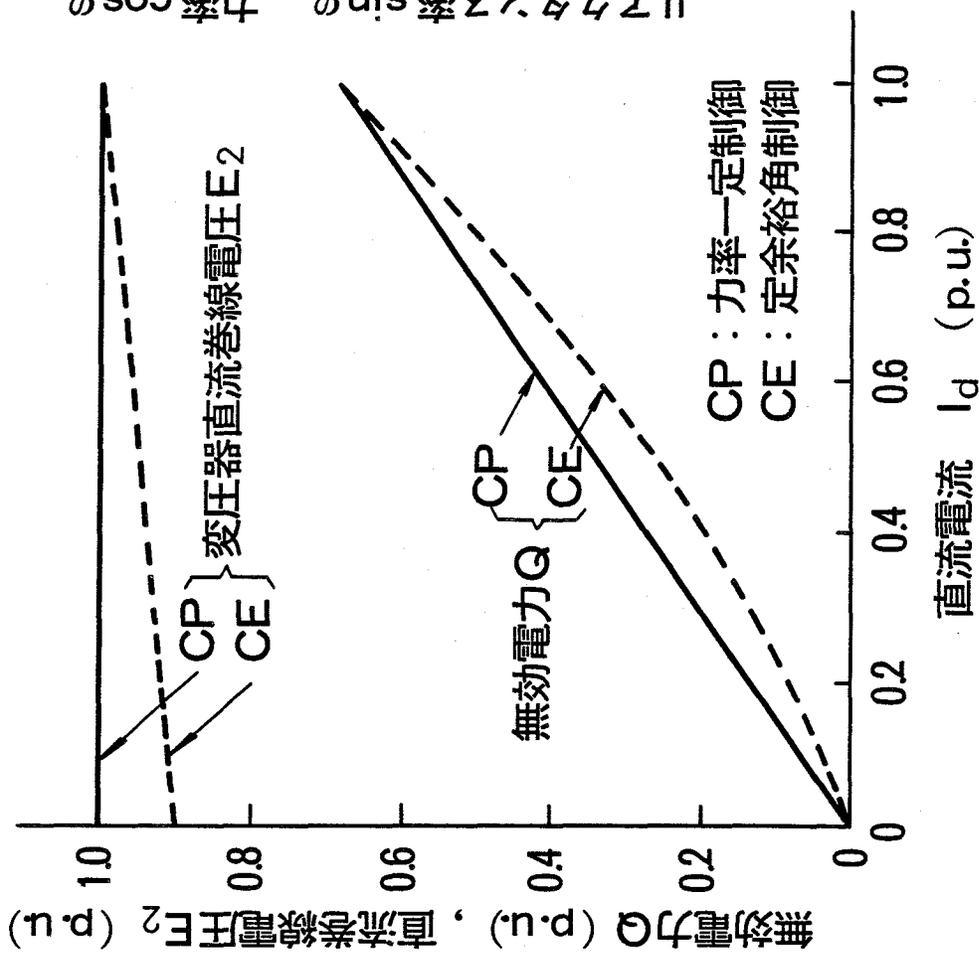
ここでは、直線巻線電圧 $E_2$ は定格電圧110.8kVを、無効電力Qは、定格直流送電々力150MWをベースとするp.u.値で示した。第6.2図はバルブダンピング回路の損失を比較したものである。

#### (d) 力率一定制御方式の特徴

上記の計算結果より、力率一定制御では、第4章で述べた転流失敗領域を局限できるといふ特長のほかに次のような特長を有することが分る。

(i) 第6.1図(a)に示す様に、従来の制御では、直流電流の減少につれて変圧器直流巻線電圧を低下させる。従って、最小送電電力で運転している状態から、定格送電電力まで増加させようとしても、変圧器タップが追随して来るまでは、定格の90%程度の電力しか送電できない。これに対し、力率一定制御では、変換装置の位相制御のみで短時間の内に送電電力を定格値まで増加させることができる。

(ii) 同図(b)に示す様に、従来方式では直流電流が小さくなるにつれて力率 $\cos \phi$ が高



(a) 変圧器直流巻線電圧  $E_2$ , 無効電力  $Q$  (b) 力率  $\cos$ , リアクタンス率  $\sin \phi$

### 第6.1図 力率一定制御の特性

くなる。したがって(a)から分る様に、直流電流が定格値から減少する場合に、消費無効電力が急に減少する。交流系統の短絡容量が小さい場合、この様に変換装置の消費無効電力が急に減少すると交流電圧の上昇を引き起すことになる。これに対し、力率一定制御では、消費無効電力の減少幅が小さい。

(iii) 変圧器タップの必要制御範囲を比較すると、従来方式では、交流系統の電圧変動(例えば±7%)の補償に加えて、第6.1図の(a)に示す直流電流の変化に伴う調整幅(転流リアクタンスが0.2p.u.の場合は約10%)が必要である。これに対して、力率一定制御では、交流電圧変動のみを補償すれば良く、変圧器タップの範囲を小さくできるため、経済的に優れている。

一方、欠点としては、軽負荷時のバルブダンピング回路の損失が比較的大きいことがあげられる。即ち、第6.2図に示すように従来の制御方式では、直流電流が小さくなると、バルブダンピング回路の損失が減少するのに対し、力率一定制御方式では、直流電流の値にかかわらずほぼ一定である。しかしながら、バルブダンピング回路は、定格運転時の損失に対して十分な余裕を持って設計されるので、信頼度的には全く問題ない。なお、直流送電系統の運転を開始するに当っては、変換装置の零力率運転試験が行われるが、この場合の損失 $K \div 2.0$ に較べると、定格運転時の損失は1/3以下である。

#### 第6.2.2項 力率一定制御を行うための制御回路

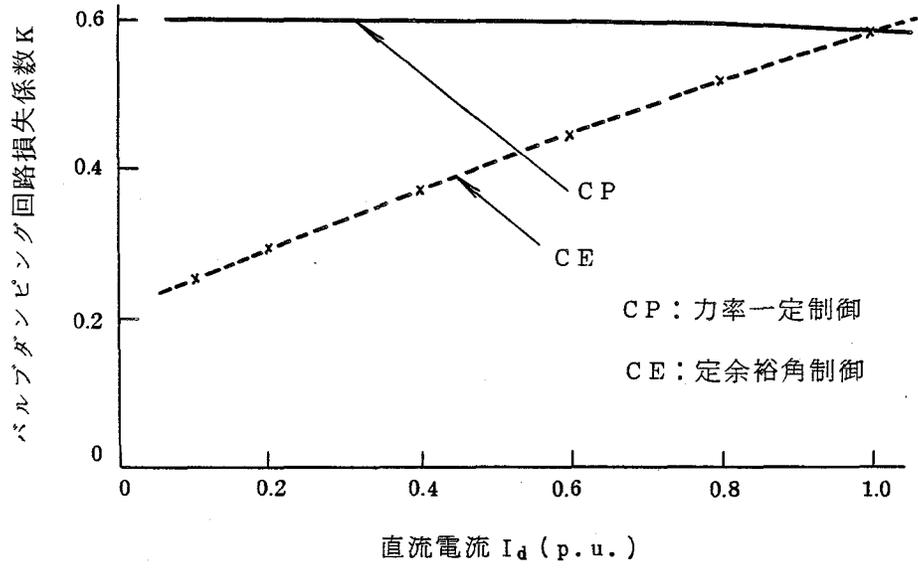
本節で提案した直流電流の値にかかわらず、変換装置の力率を一定に保つ制御方式を実現するための制御回路のブロック図を第6.3図に示す。回路の動作について以下簡単に説明する。

##### (i) 変圧器直流巻線電圧の検出

運転中においても変圧器直流巻線の誘起電圧を検出することが制御上必要である。これは、一つは変圧器タップ制御のためであり、もう一つは、交流系統の電圧が短絡や地絡故障のため大幅に低下した場合にも余裕角を確保して安定な運転を行うためである。このため主変圧器1次電圧を入力とするタップ付の補助電圧変成器(以下タップ付補助PTという)を用い、主変圧器のタップ位置に応じて、前記補助PTのタップを切替え、変圧器2次の無負荷電圧を求める。

##### (ii) 変圧器タップ制御回路

前記タップ付補助PTの出力が規定の範囲に入るようにタップを制御する。



第 6.2 図 バルブダンピング回路の損失の比較



### (iii) 定電圧制御回路

直流電圧を直流電圧変成器DCPTにより検出し、その値が設定値に等しくなるように閉ループ制御を行なう。

### (iv) 余裕角リミッタ

変圧器直流巻線電圧を一定とし、直流電圧を一定に制御する本制御方式の場合でも、過渡動揺時、直流電流が定格値以上に増加したり、交流系統の故障により交流電圧が低下した場合などに、優先的に余裕角を確保するための回路を設ける必要がある。この回路の詳細については第6.3節で説明する。

### (v) 定電流制御回路

直流電流変成器DCCTの出力が直流電流設定値に等しくなるように閉ループ制御を行う。

### (vi) 定電力制御回路

電力検出回路の出力が電力設定値に等しくなるように、直流電流設定値を調整する形で閉ループ制御を行う。

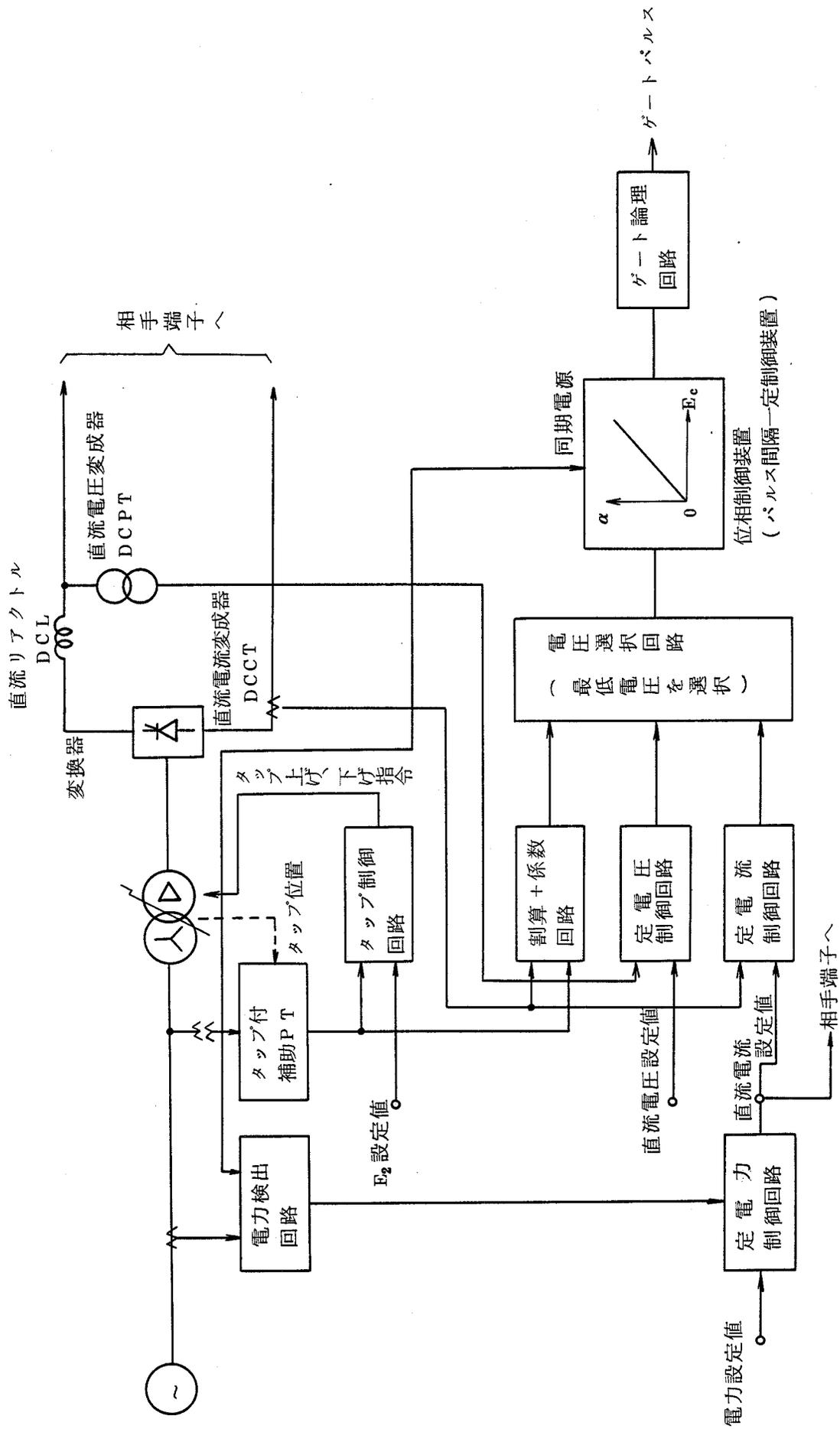
## 第6.2.3項 2つの力率一定制御方式を統合した制御回路

直流送電系統全体としては、定電力制御し、逆変換装置は前項に記した2つの力率一定制御を実行するためには下記のように制御すれば良い。

(i) 順変換装置では、フィードバック制御により、直流送電電力が設定値に等しくなる様に直流電流  $I_d$  を制御する。

(ii) 逆変換装置側では、(i)で定まった直流電流  $I_d$  の交流電圧  $|V_t|$  に対する比  $I_d/|V_t|$  を求め、この値に応じて制御進み角を定める。 $I_d/|V_t|$  を求めて制御するのは筆者の新しい提案である。これにより、 $I_d$  と  $|V_t|$  の変動を一つの変数に集約して制御を行うことができる。制御回路は第6.4図に示す通りである。

$I_d/|V_t|$  に対する  $\beta$  の値は(3.23)式に従って定めれば良く、第6.4図の係数回路で実現できる。(3.23)式は近似式であるが、近似による誤差は±0.2度以下である。なお、第6.4図における定電圧制御回路は交流電圧が定格値よりも高くなった場合に直流電圧の上昇を防ぎ、それを定格値に保つための回路である。



第 6.4 図 制御回路ブロック図 (定力率制御)

#### 第6.2.4項 シミュレータによる実験結果

第6.5図は、第4.7図のシミュレータにおいて、平常時の制御を行った例を示している。力率一定制御を用いると、送電電力を定格の10%から100%まで急速に増加させることができることが分る。

#### 第6.3節 交流系統故障時の制御方式

本節では、交流系統に故障が発生し、交流電圧が大幅にした場合の制御方式を提案する。従来の各相制御方式を採る場合には、各相毎の転流電圧の変化に応じて点弧位相を定めれば良いが、第2章で提案したパルス間隔一定制御方式を採る場合には、工夫が必要である。

以下、新しく考案した制御方式について説明すると共に、交流系統故障時の運転限界についても述べる。なお、ここで述べる制御方式は、第6.3図に示した余裕角リミッタを具体化するものである。

##### 第6.3.1項 交流系統故障時の制御進み角 $\beta$ と余裕角 $\gamma$ の関係

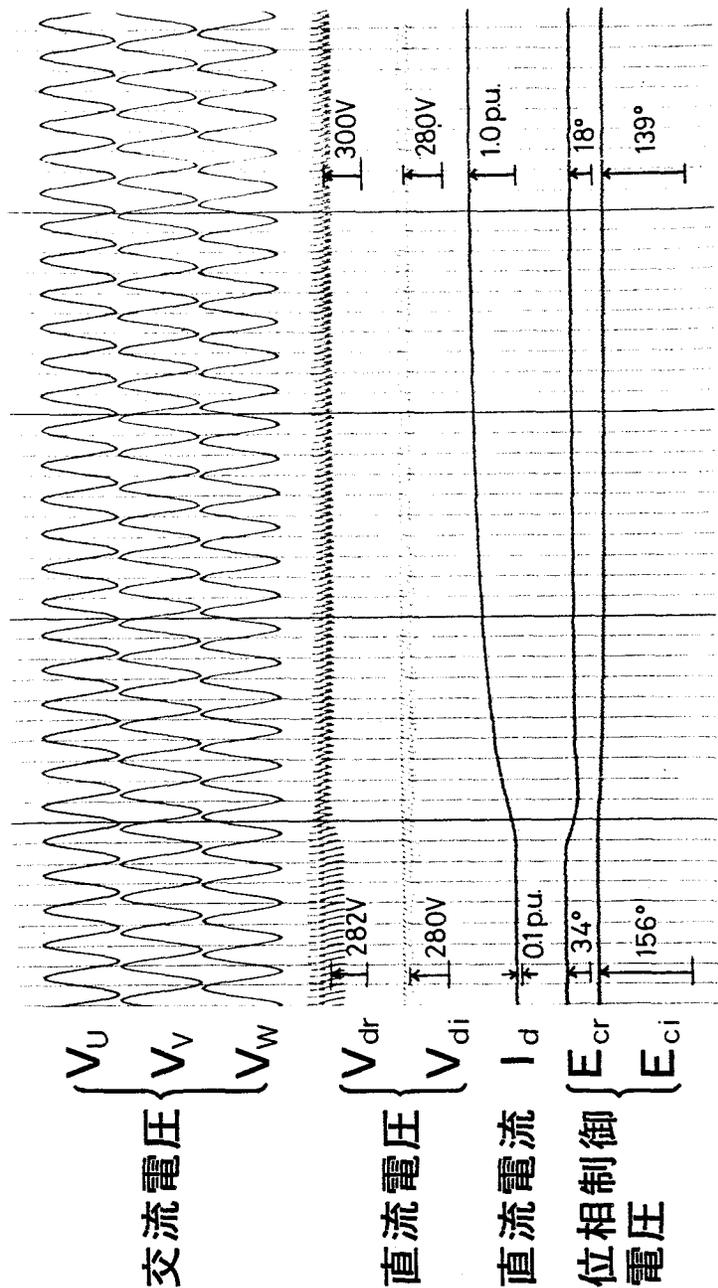
###### (a) パルス間隔一定制御時の位相制御回路の基準位相

交流系に不平衡故障が発生すると、転流電圧の位相が変化する。

たとえば、1線地絡が発生すると、第6.6図に示すように、転流電圧(線間電圧)の位相が $\phi$ だけ進む相と $\phi$ だけ遅れる相がでてくる。

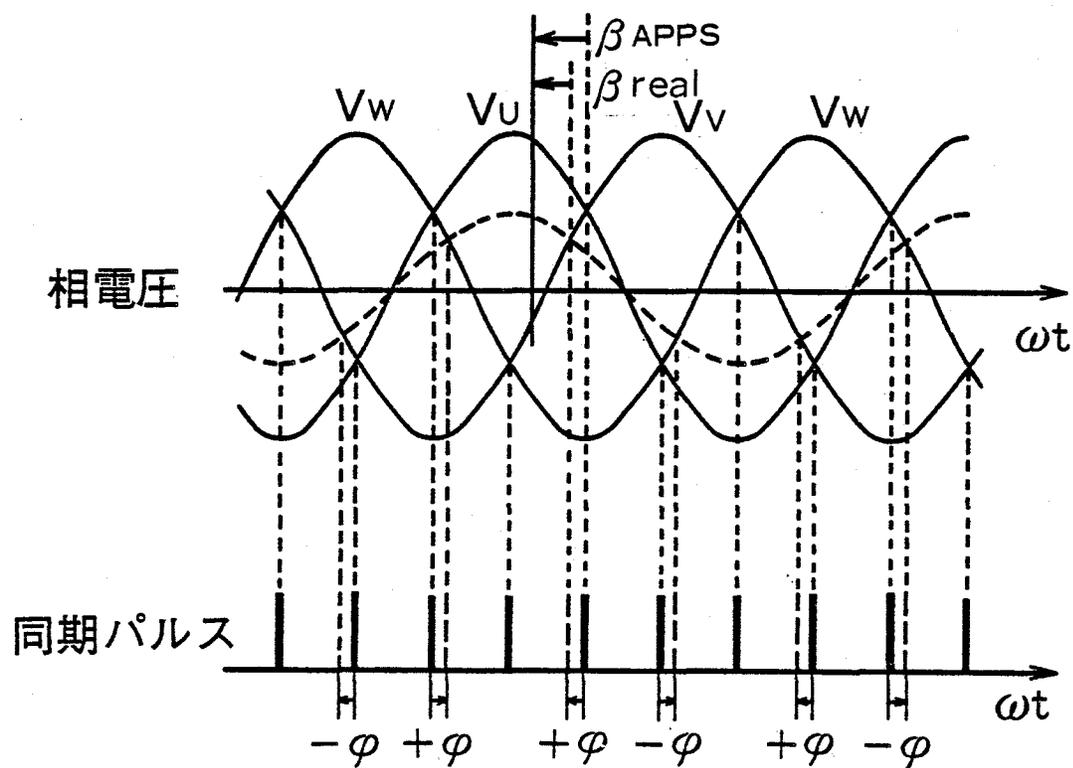
従来の各相制御の場合には、このずれた後の位相に対して制御角 $\alpha$ 、 $\beta$ を決めていたが、パルス間隔一定制御の場合には、このような不平衡時にも等間隔のパルスを発生する。先に開発したパルス間隔一定制御装置では、交流電圧不平衡時にも等間隔の基準位相パルスを作り、このパルスを基準として制御角 $\alpha$ を決める方式をとっている。この基準パルスの位相は、転流電圧の零点と対応する相の基準パルスの位相差を測定し、各相の位相差の平均値が零となるように定める。したがって、第6.6図に示す $+\phi$ と $-\phi$ が相殺され、平衡運転時の零点に対応した点が基準位相となる。

したがって、交流系故障時の逆変換装置の制御には、従来の各相制御の場合とは異なった方式をとる必要がある。



注) 添字 r : 順変換装置 , i : 逆変換装置

第 6.5 図 直流送電電力急増時のオシログラム



第 6.6 図 不平衡故障による位相の変化

## (b) 制御進み角 $\beta$ の定義

パルス間隔一定制御装置の出力パルスの位相は、第2.1節で述べた基準パルスを基準として決定されるが、変換装置の転流動作を解析する場合には、転流電圧の零点を基準として表現する方が便利である。以下、制御進み角  $\beta$  を下記のように区分して用いる。

$$\beta \begin{cases} \beta_{\text{real}}: \text{転流電圧の零点規準} \\ \beta_{\text{APPS}}: \text{前記の同期パルス規準(位相制御装置の制御電圧 } E_c \text{ に対応する位相角)} \end{cases}$$

ここで、第6.6図に示したように、交流系不平衡故障時の転流電圧位相の変化を  $+\phi$ 、 $-\phi$  とすれば次式が成り立つ。

$$\beta_{\text{real}} \pm \phi = \beta_{\text{APPS}} \quad \text{----- (6.8)}$$

## (c) 交流系故障時の転流電圧

交流系統で1線地絡または2線地絡が発生した場合に、相電圧の位相は不変で、その大きさのみが変るものとし、相電圧が  $1.0 \rightarrow x$  に低下した場合の転流電圧の大きさおよび位相の変化をつぎに求める。ここでこのような前提条件を置いたのは、これが最も厳しい条件だからである。即ち、この条件の場合、相電圧  $x$  の低下幅に対する位相の変化  $\phi$  が最も大きくなる。 $\phi$  の変化の程度は、系統条件によって変ってくる訳であるが、変換装置はどのような系統条件に対しても安定に動作しなければならないから、制御装置は最も厳しい条件でも安定に動作する様に設計しておかなければならない訳である。

### (i) 変圧器結線 $\Delta$ の場合

この場合は、交流側の電圧と直流側電圧の変化は相等しく第6.7図のようになる。線間電圧が転流電圧となる。図中の  $k_1$  および  $\phi_1$  の値は簡単な計算により下式のように求められる。

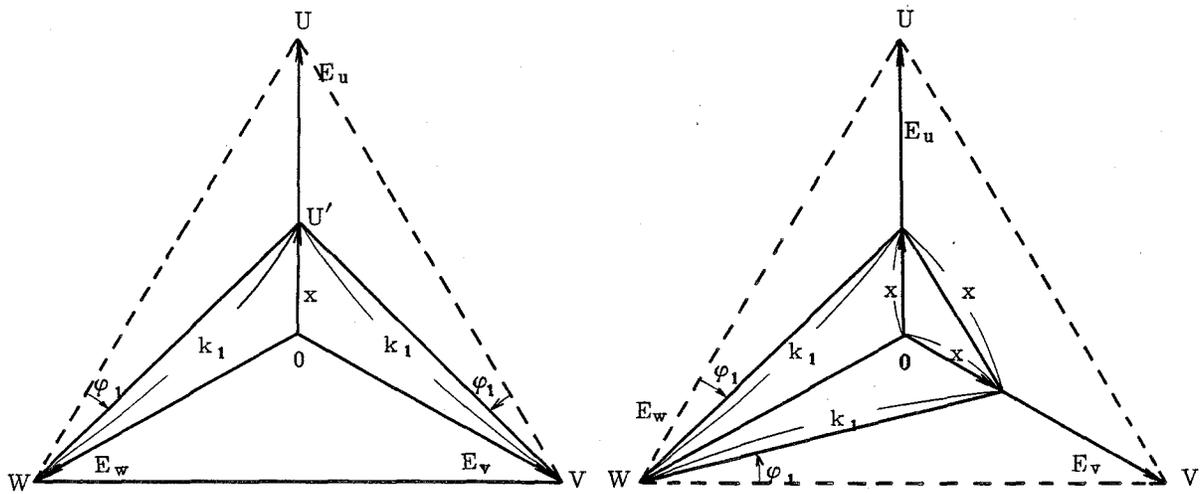
$$k_1 = \sqrt{\frac{1+x+x^2}{3}} \quad \text{----- (6.9)}$$

$$\phi_1 = \tan^{-1} \frac{\sqrt{3}}{2x+1} - 30^\circ \quad \text{----- (6.10)}$$

$k_1$ 、 $\phi_1$  の値を求めた結果を第6.8図に示す。

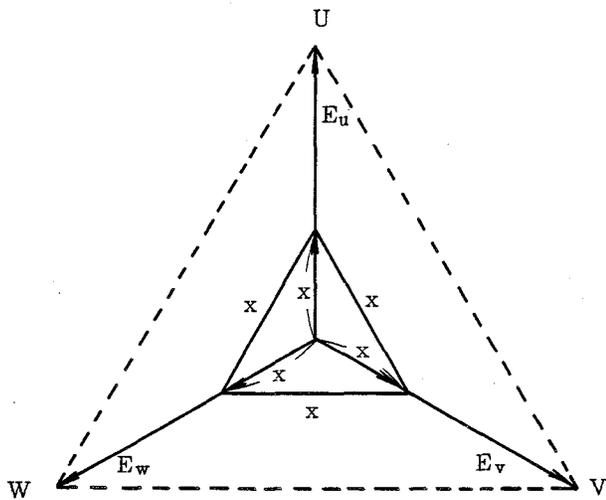
### (ii) 変圧器結線 $\Delta$ の場合

この場合は、交流側電圧から零相電圧  $V_0$  を除いたものが直流側の電圧となる。第6.9図において、直流側の線間電圧が転流電圧となる。



(a) 1線地絡

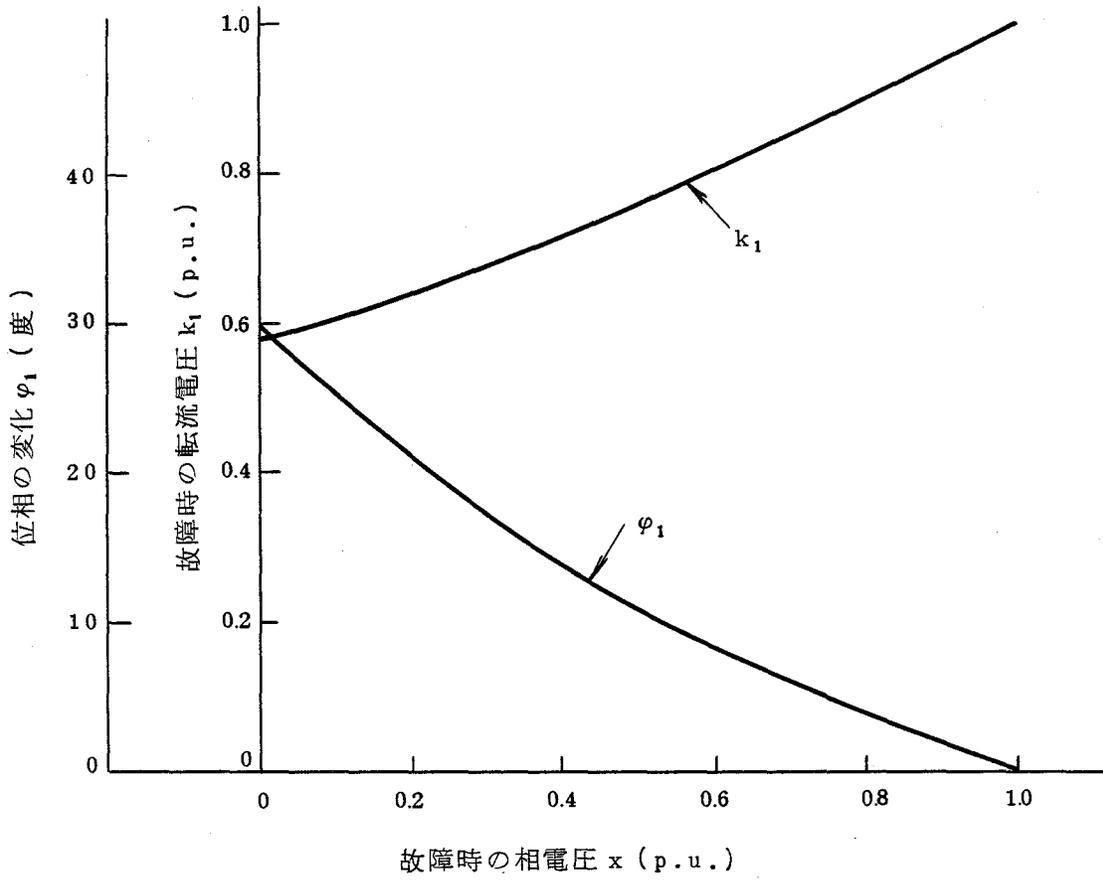
(b) 2線地絡



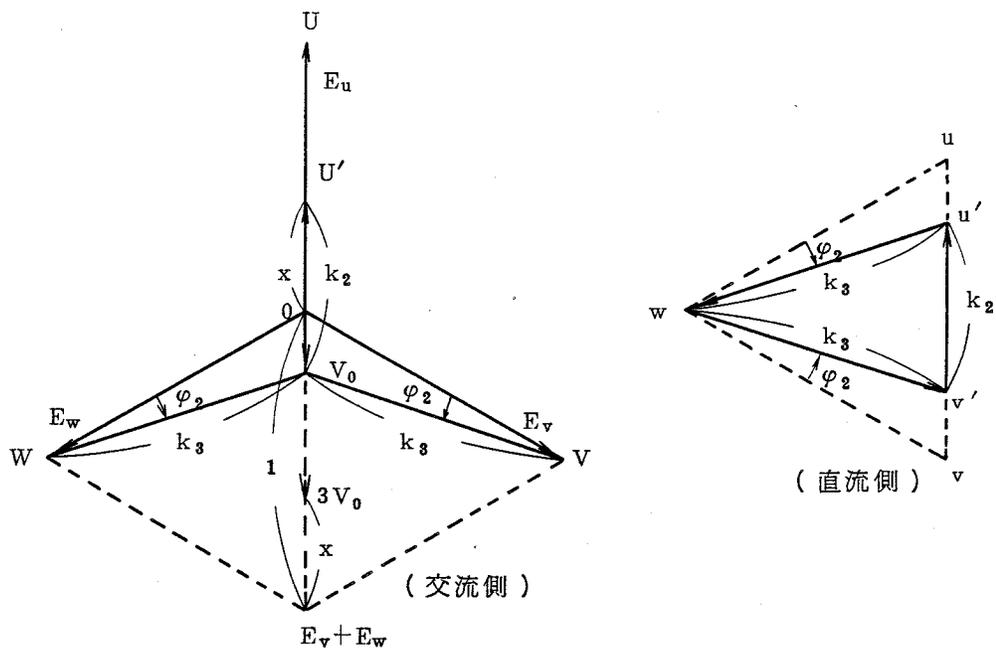
(c) 3線地絡

注) 相電圧, 線間電圧の大きさは, それぞれの平常時の値をベースとする p.u. 値で示す。

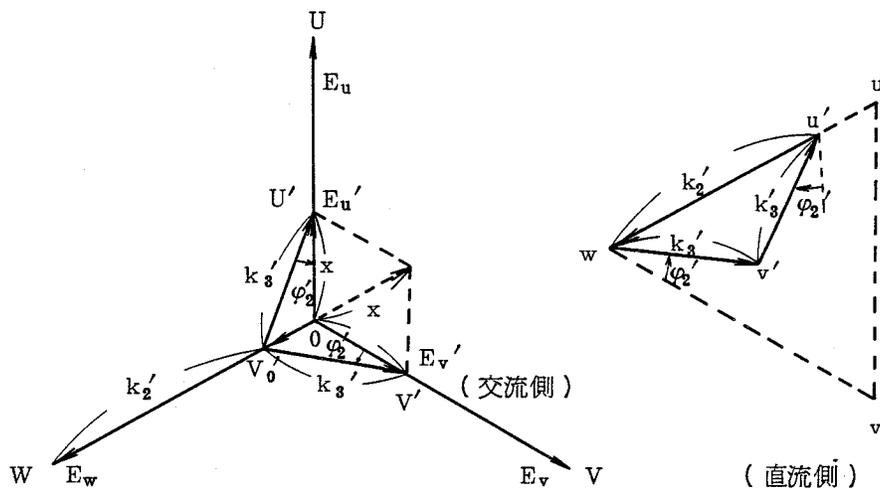
第 6.7 図 交流系故障時の転流電圧 (変圧器: 入りの場合)



第 6.8 図 1 線および 2 線地絡時の変圧器直流巻線側線間電圧と位相の変化  
(変圧器：人人)

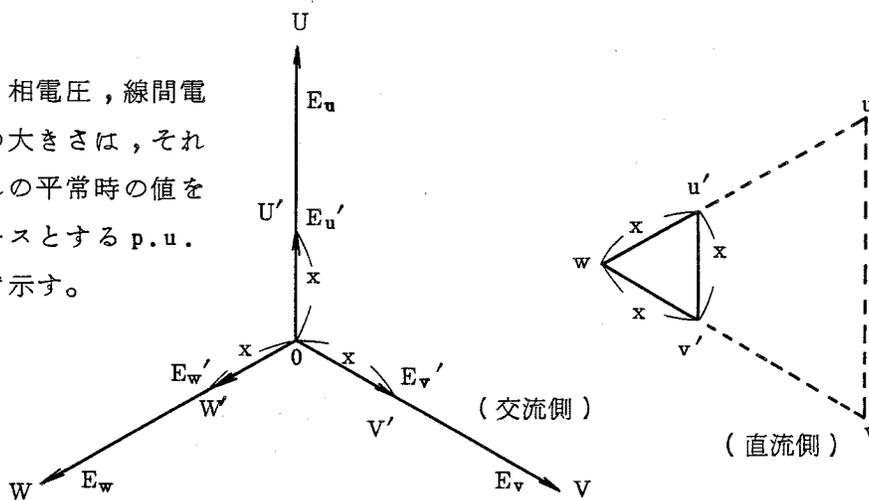


(a) 1線地絡



(b) 2線地絡

注) 相電圧，線間電圧の大きさは，それぞれの平常時の値をベースとする p. u. 値で示す。



(c) 3線地絡

第 6.9 図 交流系故障時の転流電圧 (変圧器: 人△の場合)

図中の  $V_0$ 、 $V_0'$ 、 $k_2$ 、 $k_3$ 、 $k_2'$ 、 $k_3'$ 、 $\phi_2$ 、 $\phi_2'$  の値は簡単な下式の計算によって求められる。これらの値を求めた結果を第6.10図、第6.11図に示す。

$$V_0 = \frac{1-x}{3} \dots\dots\dots (6.11)$$

$$k_2 = \frac{2x+1}{3} \dots\dots\dots (6.12)$$

$$k_3 = \frac{\sqrt{x^2+x+7}}{3} \dots\dots\dots (6.13)$$

$$\phi_2 = 30^\circ - \tan^{-1} \frac{2x+1}{3\sqrt{3}} \dots\dots\dots (6.14)$$

$$V_0' = \frac{1-x}{3} \dots\dots\dots (6.15)$$

$$k_2' = \frac{x+2}{3} \dots\dots\dots (6.16)$$

$$k_3' = \frac{\sqrt{7x^2+x+1}}{3} \dots\dots\dots (6.17)$$

$$\phi_2' = \tan^{-1} \frac{x+2}{3\sqrt{3}x} - 30^\circ \dots\dots\dots (6.18)$$

(d) 交流系故障時の制御進み角  $\beta$  と余裕角  $\gamma$  の関係

前節で交流系故障時の転流電圧を求めたので、この電圧が正弦波であるものとする。パルス間隔一定制御を行う場合の制御進み角  $\beta$  と余裕角  $\gamma$  の関係式は第6.12図を参考にして次式の様求められる。

(a)  $\beta_{\text{real}} \leq 60^\circ$  の場合

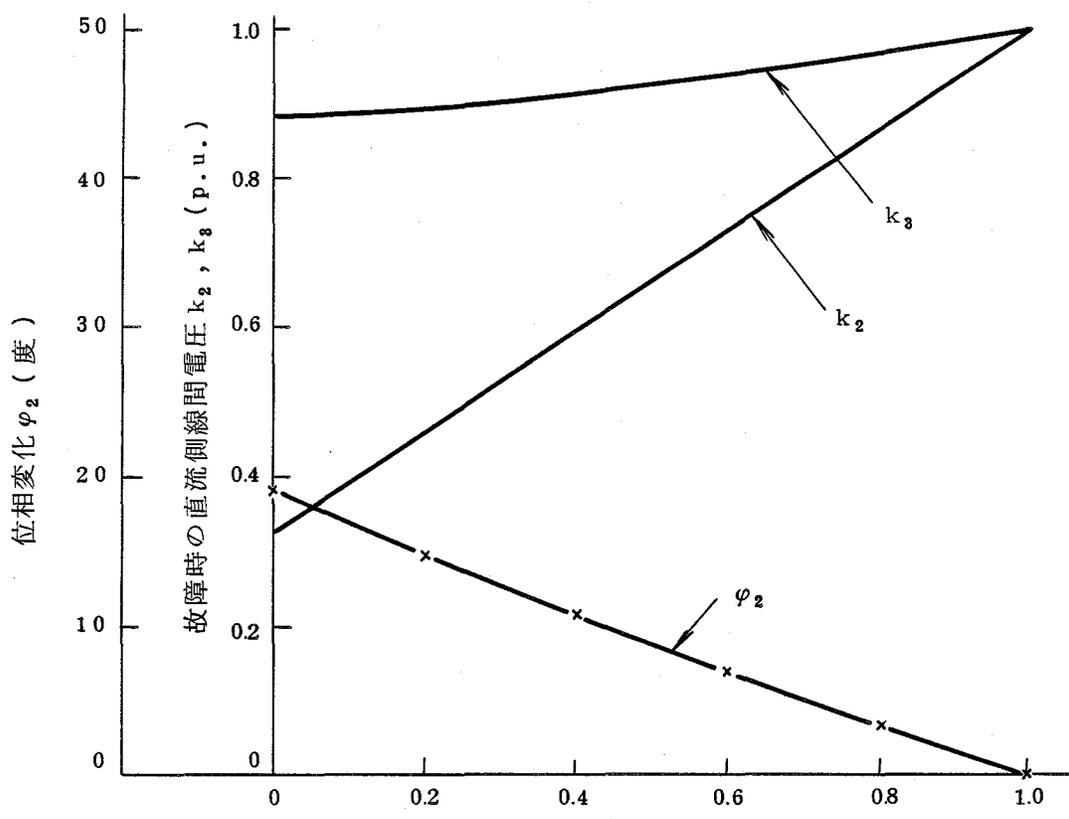
$$\cos \gamma - \cos \beta_{\text{real}} = X \cdot \frac{I_d}{E_a}, \quad \gamma = \gamma_{\text{real}} \dots\dots\dots (6.19)$$

(b)  $\beta_{\text{real}} > 60^\circ$  の場合

$$\left. \begin{aligned} \cos \gamma - \cos \beta_{\text{real}} &= X \cdot \frac{I_d}{E_a} \\ \gamma_{\text{real}} &= 60^\circ - u = 60^\circ - (\beta_{\text{real}} - \gamma) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6.20)$$

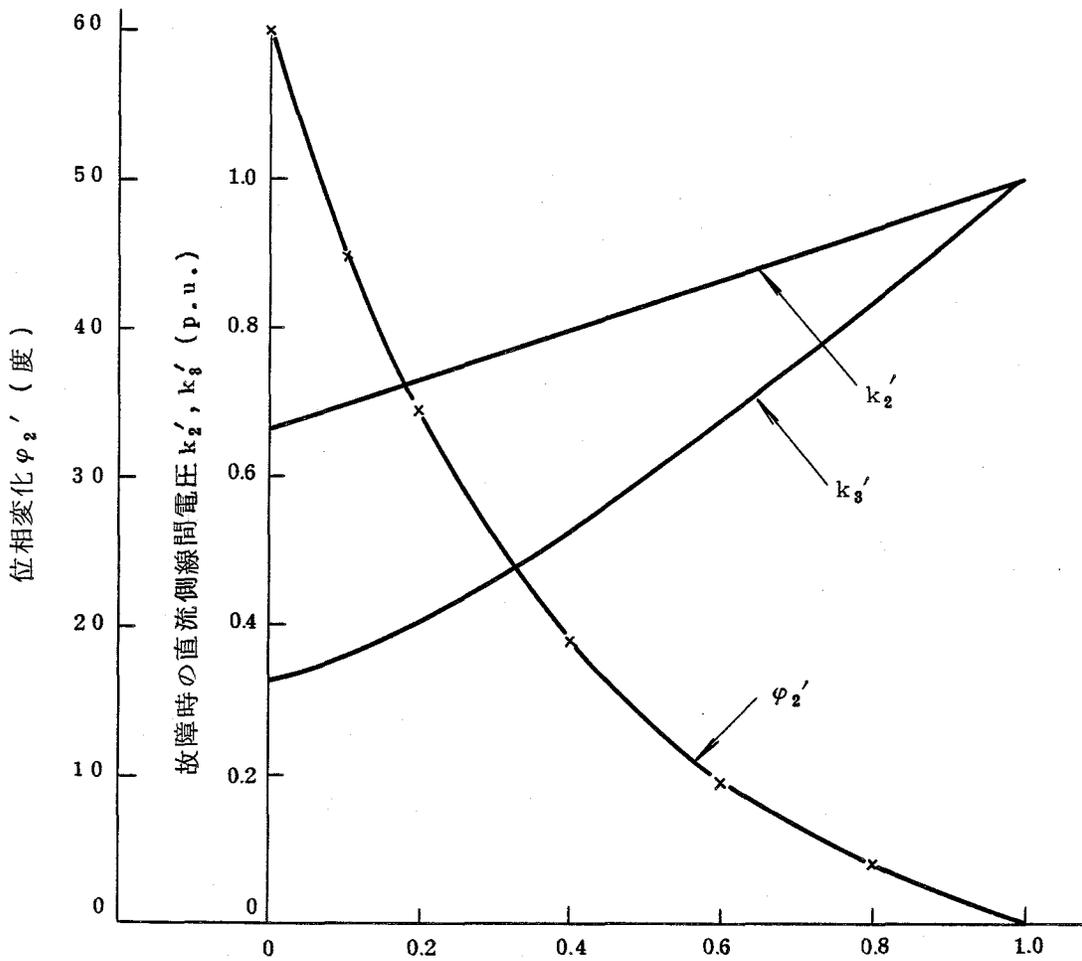
(6.19)、(6.20)式において、

$X$  : 転流リアクタンス(p.u.値、変圧器容量ベース)



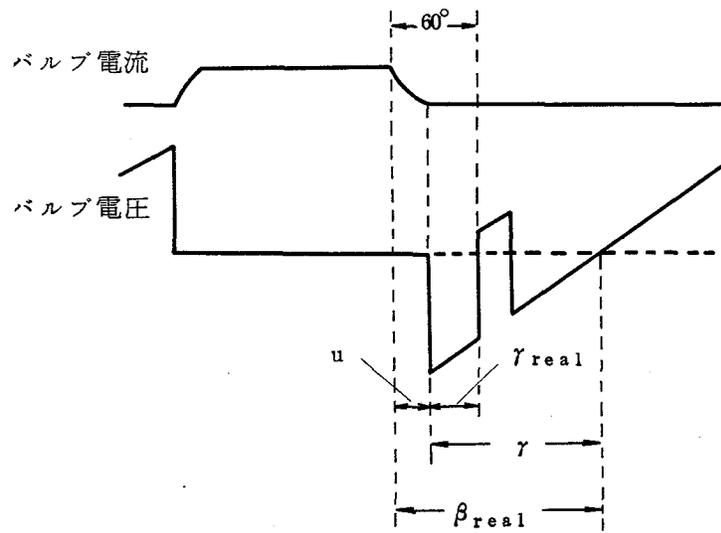
故障時の交流側相電圧  $x$  (p.u.)

第 6.10 図 1 線地絡時の直流巻線側線間電圧と位相の変化 (変圧器:  $\Delta$ )



故障時の交流側相電圧  $x$  (p.u.)

第 6.11 図 2 線地絡時の直流巻線側線間電圧と位相の変化 (変圧器:  $\Delta$ )



第 6.1 2 図 制御進み角  $\beta_{real}$  と余裕角 ( $\beta_{real} > 60^\circ$ )

$E_a$  : 転流電圧(p.u.値) } (定格値)  
 $I_d$  : 直流電流(p.u.値) } (ベース)  
 $u$  : 重なり角(電気角、度)

$\gamma$  : 転流電圧の零点を規準とした余裕角(電気角:度) } 第6.12図参照  
 $\gamma_{real}$  : バルブに実際に逆電圧が加わる時間(電気角:度) }

なお、(6.20)式は第6.12図より簡単に求めることができる。

即ち、(6.20)式に(6.8)式の関係を入れると、

$$\gamma_{real} = 60^\circ - (\beta_{APPS} \mp \phi) + \cos^{-1} \left\{ \cos(\beta_{APPS} \mp \phi) X \cdot \frac{I_d}{E_a} \right\} \dots \dots (6.21)$$

### 第6.3.2項 運転限界の検討

逆変換装置側の交流系統に故障が発生した場合、電圧の低下が著しいと、転流できなくなる。本章では、逆変換装置の制御進み角を  $\beta_{APPS} \leq 90^\circ$  に制限し、パルス間隔一定制御を行なうものとして、運転限界を求める。

#### (a) 交流系故障時の余裕角

本節では、 $\beta_{APPS} = 90^\circ$  とした場合、各種故障時の変換装置の余裕角を求める。余裕角は各相毎に異なるが、その内の最小のものを求めた。なお、ここでは  $I_d = 1.0 \text{ p.u.}$  とし、交流電圧波形は正弦波とした。

##### (i) 変圧器結線1-1の場合

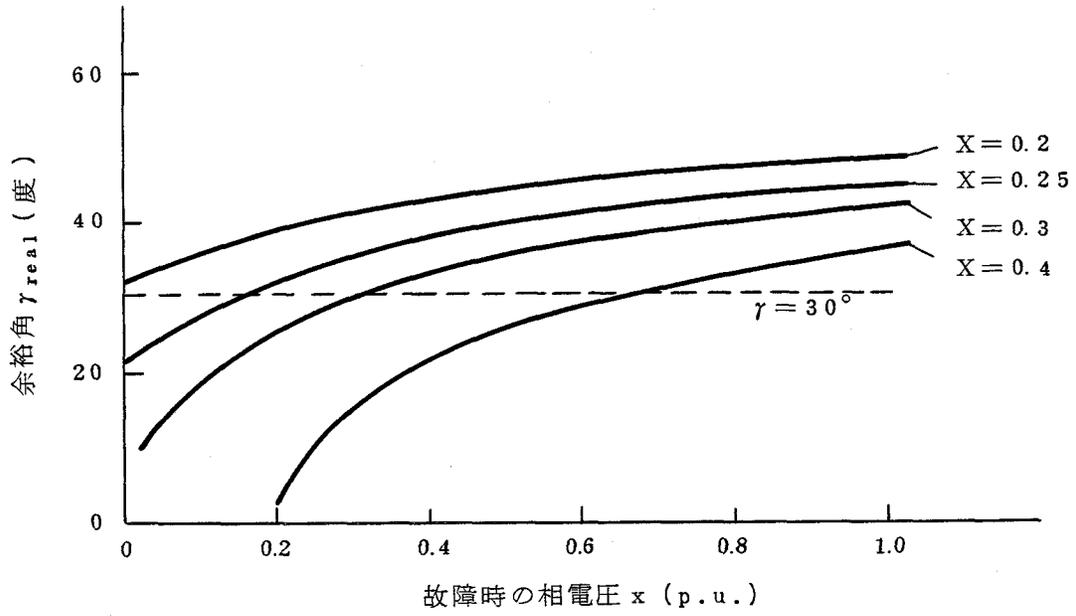
###### - 1線地絡の場合 -

第6.7図のようにU相1線地絡を考えると、転流電圧が  $k \text{ p.u.}$  に低下し、その位相が  $\phi$  だけ進むU→V相の転流が最も厳しい条件となる。 $\beta_{APPS} = 90^\circ$  とした場合の余裕角  $\gamma_{real}$  は(6.21)式において、 $I_d = 1.0$ 、 $E_a = k_1$ 、 $\beta_{APPS} = 90^\circ$ 、 $\phi = \phi_1$  として第6.13図(a)のように求められる。

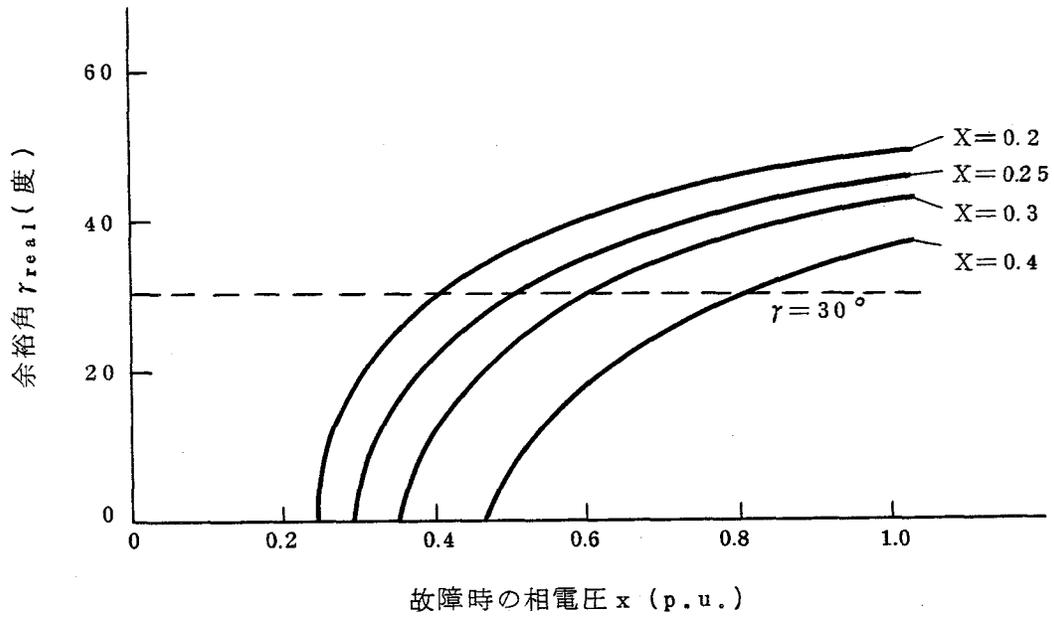
$k_1$  および  $\phi_1$  の値は、(6.9)、(6.10)式より故障時の相電圧  $x$  の関数として求められる。

###### - 3線地絡の場合 -

第6.7図からわかるように、この場合は転流電圧の位相は不変で、その大きさが  $x \text{ p.u.}$  に低下する。したがって、 $\beta_{APPS} = 90^\circ$  とした場合の余裕角  $\gamma_{real}$  は第6.13図(b)のようになる。



(a) 1線地絡時



(b) 2線地絡及び3線地絡時

第 6.1 3 図 交流系故障時の余裕角 (変圧器 1 台,  $\beta = 90^\circ$ )

### － 2線地絡の場合－

第6.7図からわかるように、この場合の運転限界は、上記(a)、(b)のうちの厳しい方で決まると考えて良い。すなわち、故障時の余裕角は第6.13図(b)と同じである。

#### (ii) 変圧器結線 $\Delta$ の場合

### － 1線地絡の場合－

第6.9図からわかるように、U相1線地絡時には $V \rightarrow W$ の転流の方が位相が進み方向に変化するため $W \rightarrow U$ の転流よりも厳しい。 $U \rightarrow V$ の転流と $V \rightarrow W$ の転流を比較すると、転流電圧位相が進み方向に変化するのは、 $V \rightarrow W$ 相であるが、転流電圧の大きさは $U \rightarrow V$ 相の方が小さくなる。いずれが厳しいとも簡単に判定できないので、 $V \rightarrow W$ 、 $U \rightarrow V$ の両者について計算した結果を第6.14図(a)、(b)に示す。

これより、 $U \rightarrow V$ の転流の方がより厳しい条件であることがわかる。これを2線地絡の場合と比較しやすいように第6.15図(a)に示す。

### － 2線地絡の場合－

第6.9図からわかるように、UV相2線地絡の場合転流電圧の低下幅も大きく、位相も進み方向に変化している $V \rightarrow W$ 相の転流が最も厳しい条件である。計算結果を第6.15図(b)に示す。

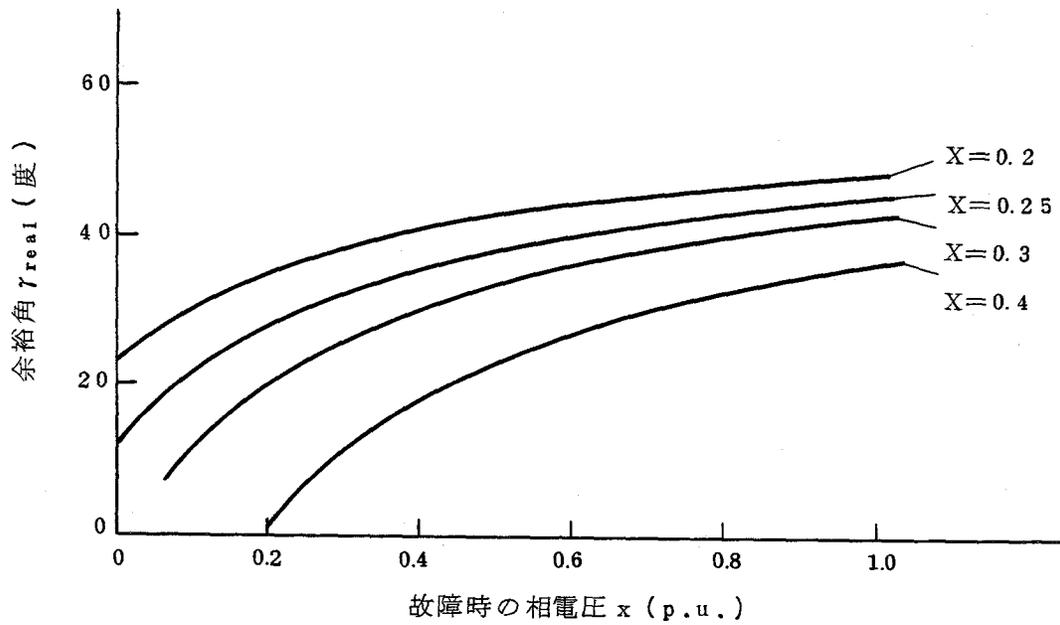
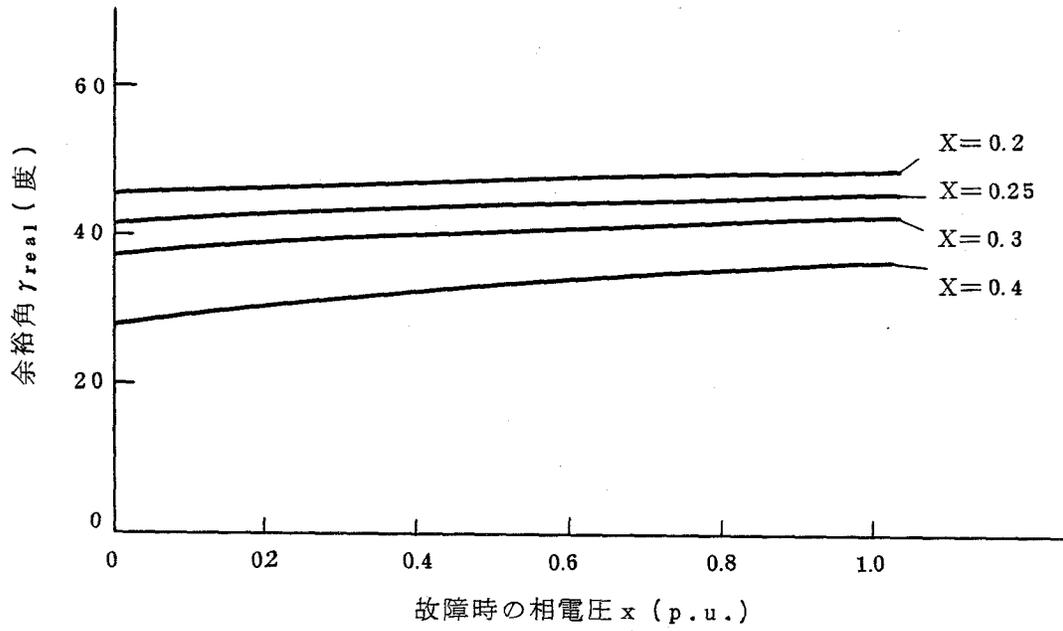
### － 3線地絡の場合－

この場合は人人の場合(前節(b))と同じである。すなわち計算結果は第6.13図(b)に示す通りとなる。

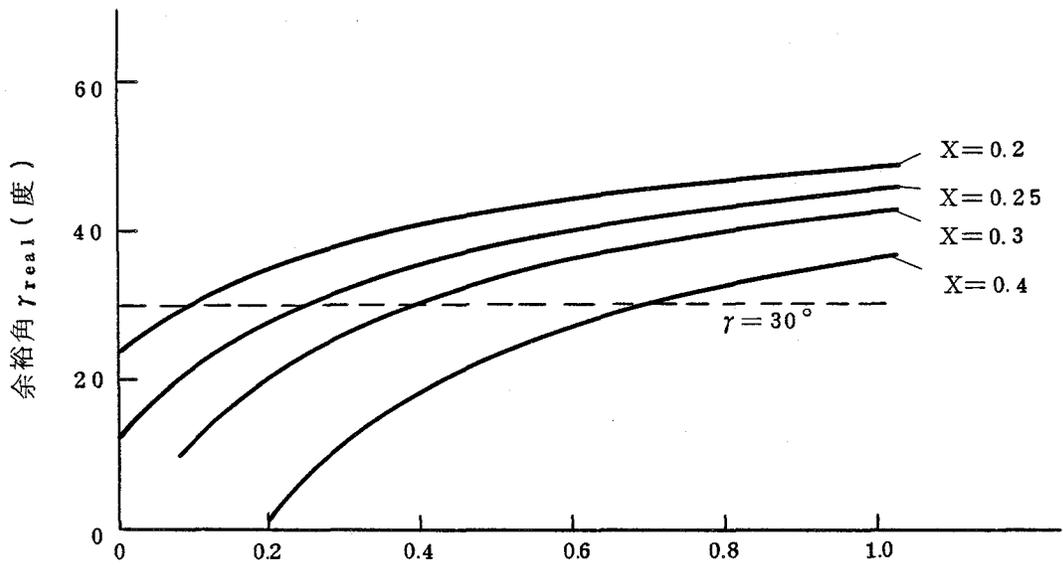
## (b) 運転限界の検討

変圧器のインピーダンス(転流インピーダンス)は、普通20%程度の値とするが、タップ位置による変化と、設計値と実物との偏差等を考えると、最大25%程度となる可能性がある。したがって、運転限界は転流リアクタンス $X = 0.25\text{p.u.}$ として、十分な余裕角を確保できる範囲と考える必要がある。

新信濃周波数変換所を例にとると、余裕角は平常時17度(50Hz系)または19度(60Hz系)として運転されるが、交流系故障発生時には、波形歪を考慮しなければならないから、30~40度の余裕角が得られる範囲で運転する必要がある。第6.13図、第6.15図によると、制御進み角 $\beta = 90^\circ$ とすれば、余裕角 $\gamma_{\text{real}} = 30^\circ$ となるのは、3線および2線地絡の場合、相電圧 $x = 0.45 \sim 0.5\text{p.u.}$ 、1線地絡の場合 $x = 0.15 \sim 0.25\text{p.u.}$ に低下したときである。したがって、運転限界は3線および2線地絡の場合 $x = 0.5\text{p.u.}$ 、1線地絡の場合 $x = 0.3\text{p.u.}$ 程度と考えるのが良い。

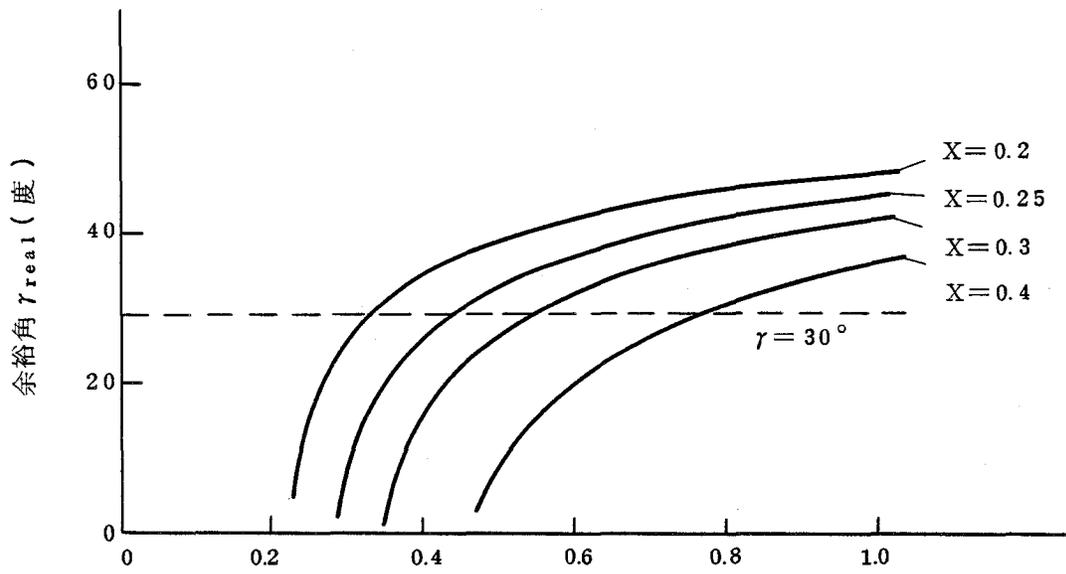


第 6.14 図 交流系故障時の余裕角 (変圧器  $\Delta$ ,  $\beta = 90^\circ$ ) (1)



故障時の相電圧  $x$  (p.u.)

(a) 1線地絡時



故障時の相電圧  $x$  (p.u.)

(b) 2線地絡時

第 6.15 図 交流系故障時の余裕角 (変圧器人 $\Delta$ ,  $\beta = 90^\circ$ ) (2)

=0.3p.u.程度と考えるのが良い。

### 第6.3.3項 交流系故障時の逆変換装置制御方式とその動作

従来の各相制御方式の場合には、運転電圧の低下に応じて制御角を進める制御方式をとっていた。各相制御の場合には、不平衡故障時の転流電圧位相の変化に応じて、位相制御装置の基準位相も変化するため、上記の方式で良かったわけであるが、パルス間隔一定制御の場合には、第2.1節で述べたように位相制御装置の基準位相が変化しないから、位相制御の方法も変えなければならない。つぎに転流電圧の低下に応じて制御角を進める制御方式の問題点を定量的に明らかにする。

第6.12図に示す規定の余裕角 $\gamma$ を得るための制御進み角 $\beta_{real}$ は、(6.19)式、(6.20)式および(6.21)式より下記のように求められる。

$$\beta_{real} \left\{ \begin{array}{l} = \cos^{-1} \left( \cos \gamma - X \cdot \frac{I_d}{E_a} \right) \quad (\beta_{real} \leq 60^\circ) \\ = \sin^{-1} \frac{X \cdot I_d}{E_a \sqrt{2 \{1 - \cos(60^\circ - \gamma)\}}} + \tan^{-1} \frac{1 - \cos(60^\circ - \gamma)}{\sin(60^\circ - \gamma)} \quad (\beta_{real} > 60^\circ) \end{array} \right\} \quad (6.22)$$

転流電圧 $E_a$ と、制御進み角 $\beta_{real}$ の関係は、いずれの故障に対しても同じである。しかしながら、第6.3.1項に述べたように、 $\beta_{APPS}$ は上記 $\beta_{real}$ に、第6.8図、第6.10図、第6.11図に求めた $\phi$ を加えた値とする必要があり、第6.16図中に示すように、故障の種類によって大幅に異なる値とする必要がある。

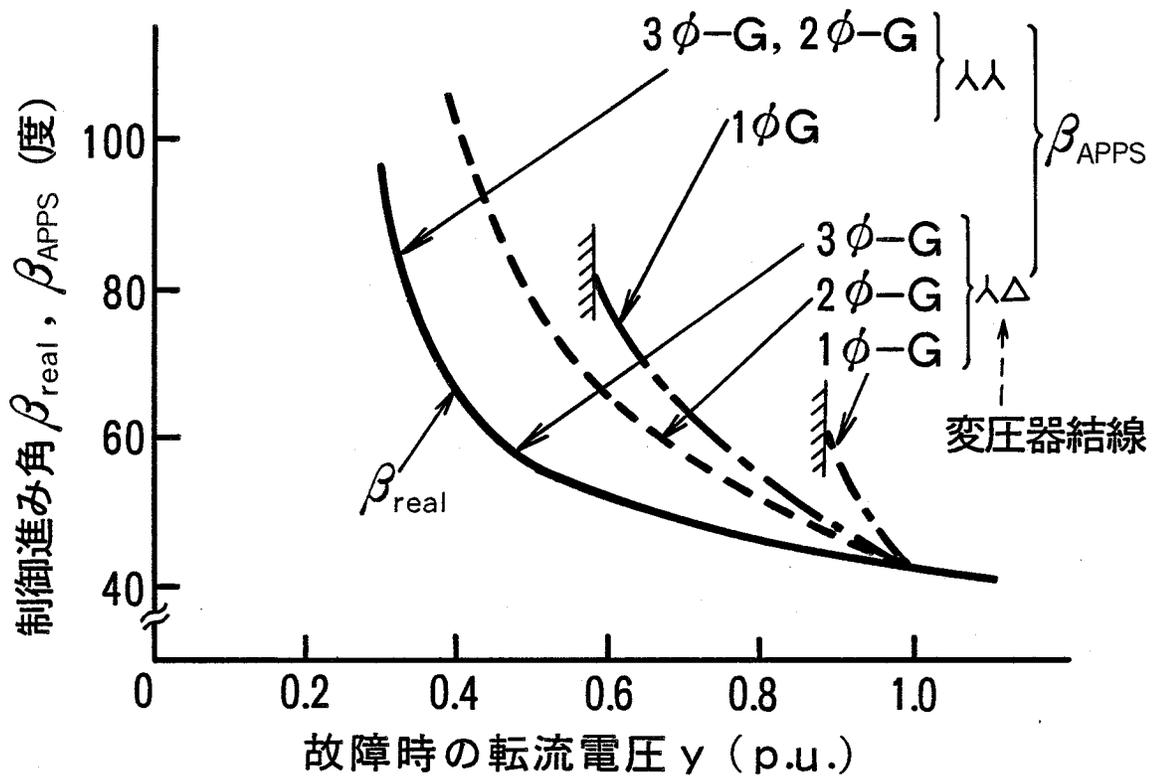
このように、パルス間隔一定制御を行なう場合には、転流電圧の低下に従って制御進み角を大きくする方式は適当でない。

#### (a) 相電圧による制御

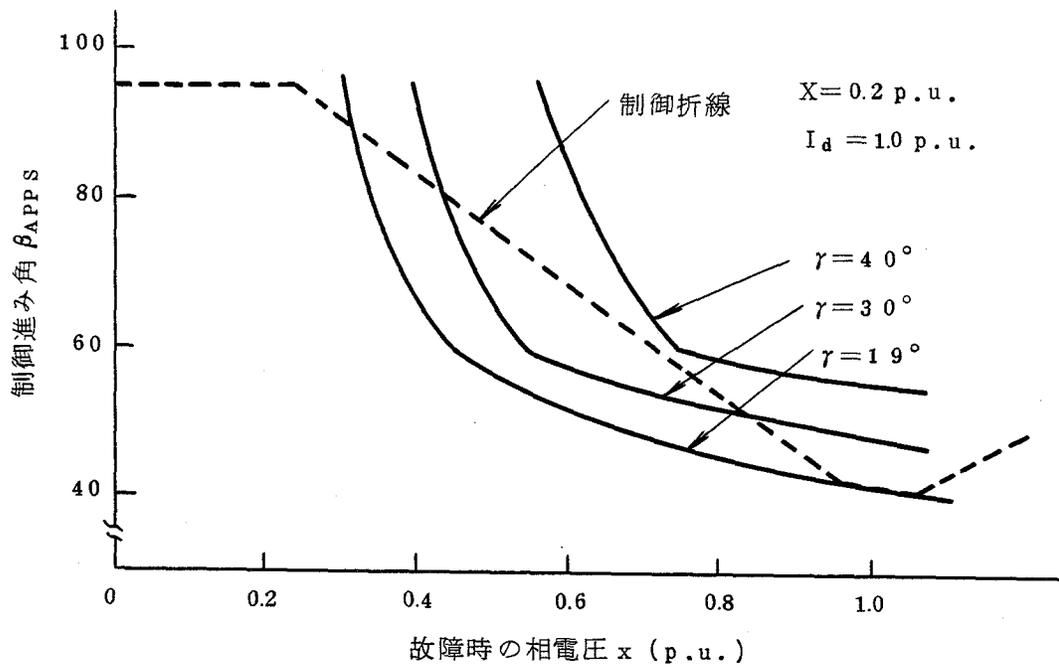
第6.17図、第6.18図は、故障時の相電圧と規定の余裕角を得るための制御進み角 $\beta_{APPS}$ の関係を示す。また、余裕角 $\gamma = 19^\circ$ の場合について、これらをまとめて書くと、第6.19図のようになる。

この図からみると、相電圧 $x$ と制御進み角 $\beta_{APPS}$ の関係は、故障の種類にかかわらず、ほぼ同じ傾斜をもっている。

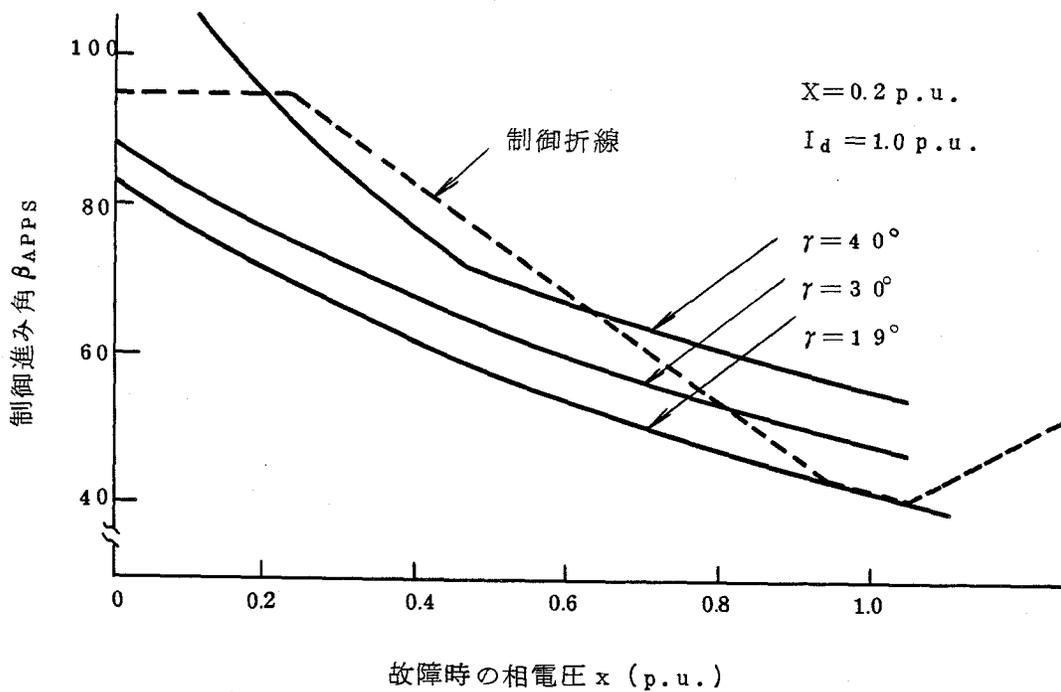
したがって、図中に破線で示すように相電圧の低下に従って制御進み角 $\beta_{APPS}$ を大きくする方式をとれば、同一の制御回路ですべての故障に対処することが可能となる。なお、



第6.16図 転流電圧による制御

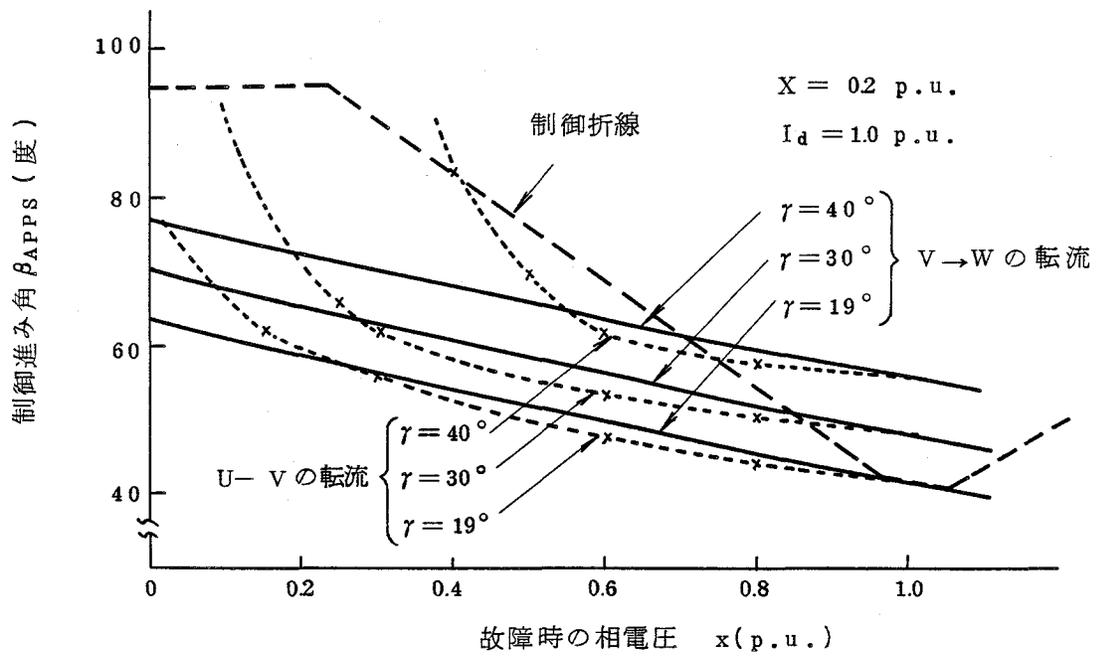


(a) 2線及び3線地絡時

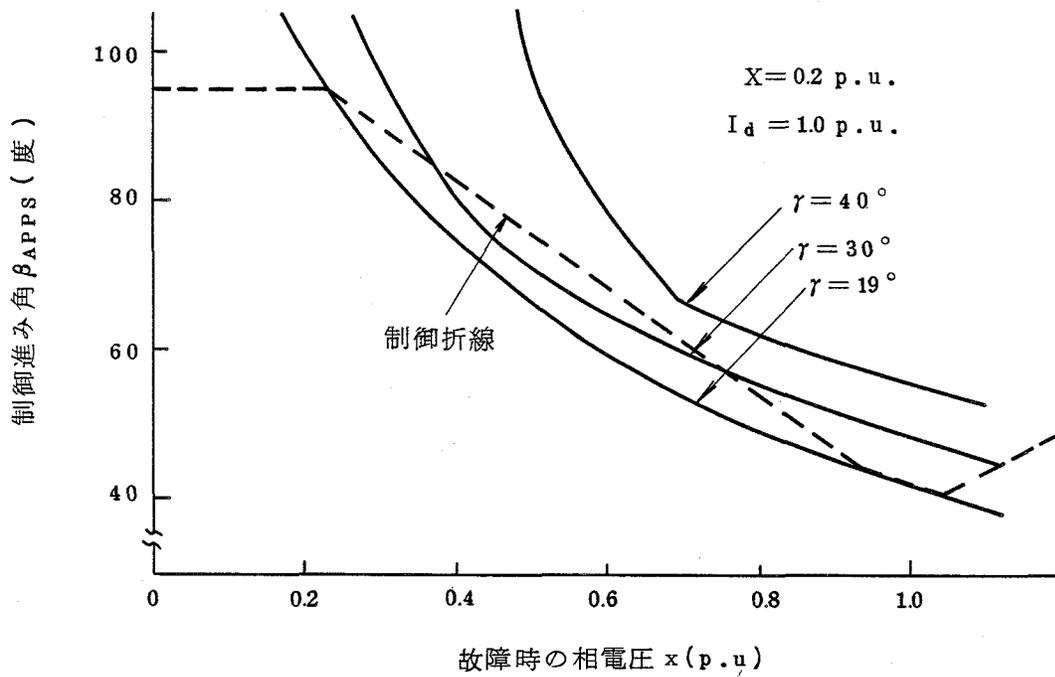


(b) 1線地絡時

第 6.17 図 規定の余裕角を得るための制御進み角 (変圧器: 入人)

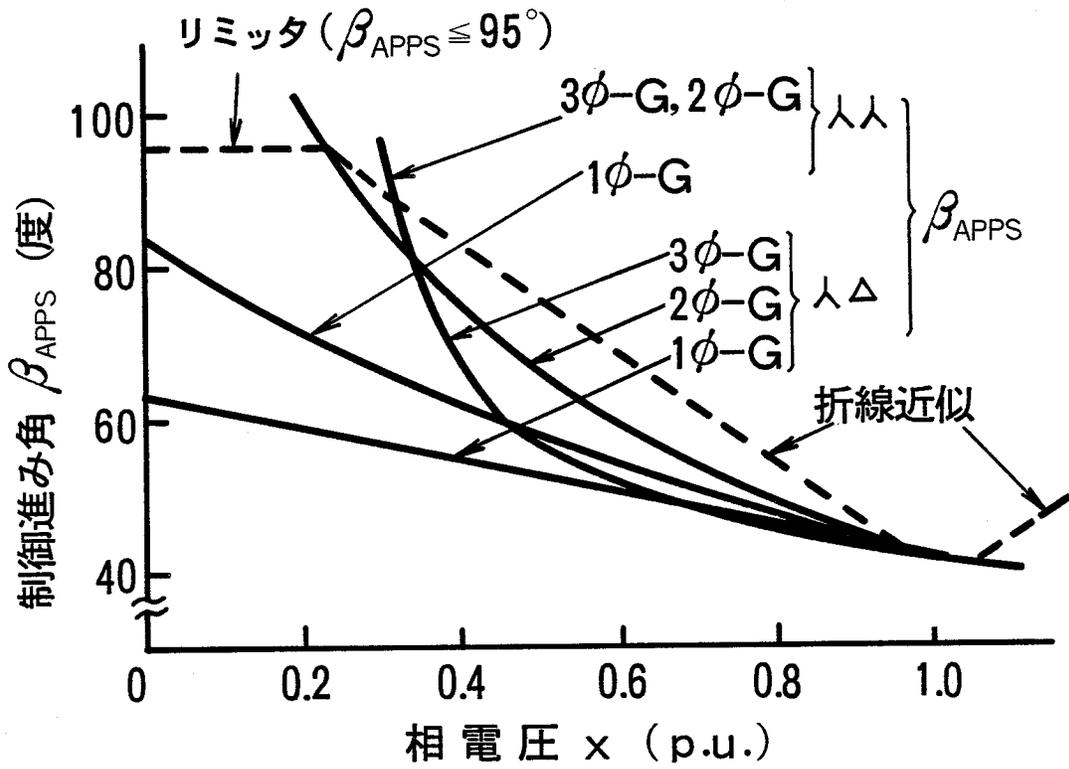


(a) 1線地絡時



(b) 2線地絡時

第 6.18 図 規定の余裕角を得るための制御進み角 (変圧器:人△)



第6.19図 相電圧による制御

破線は定格直流電流の場合を示しており、直流電流の大きさに応じてこの破線を平行移動させる方式をとる。

また、電圧低下が大きくなるほど交流電圧の波形歪が大きくなると考えられるから、大きな余裕角で運転できるように制御する必要がある。

### (b) 制御回路ブロック図

第6.3図の余裕角リミッタとして、第6.20図の回路を用いると、(a)に記入した制御方式を実現でき、交流系統故障に対応できる。ここでは、3つの相電圧の他に、3つの線間電圧を整流し、この中の最も低い電圧に対応した制御を行う。線間電圧を制御入力とするのは、稀にはあるが、2線短絡故障が発生する場合があるので、これに対応するためである。

以下、さらに詳細に説明する。

(1) 交流入力電圧は相電圧及び線間電圧とし、これらの内最低のものを選択する。電圧が定格値±5%以内の範囲では余裕角が一定になるように制御する。相電圧が5%以上低下した場合には、余裕角を確保できるように、また、相電圧が5%以上上昇した場合には、直流電圧を一定に保つようにそれぞれ制御進み角を大きくする。

(2) 上記の制御は、第6.17図、第6.18図、第6.19図中に示すように、(1)項の3つの制御モードをそれぞれ1本の直線とする制御折線によって行なう。

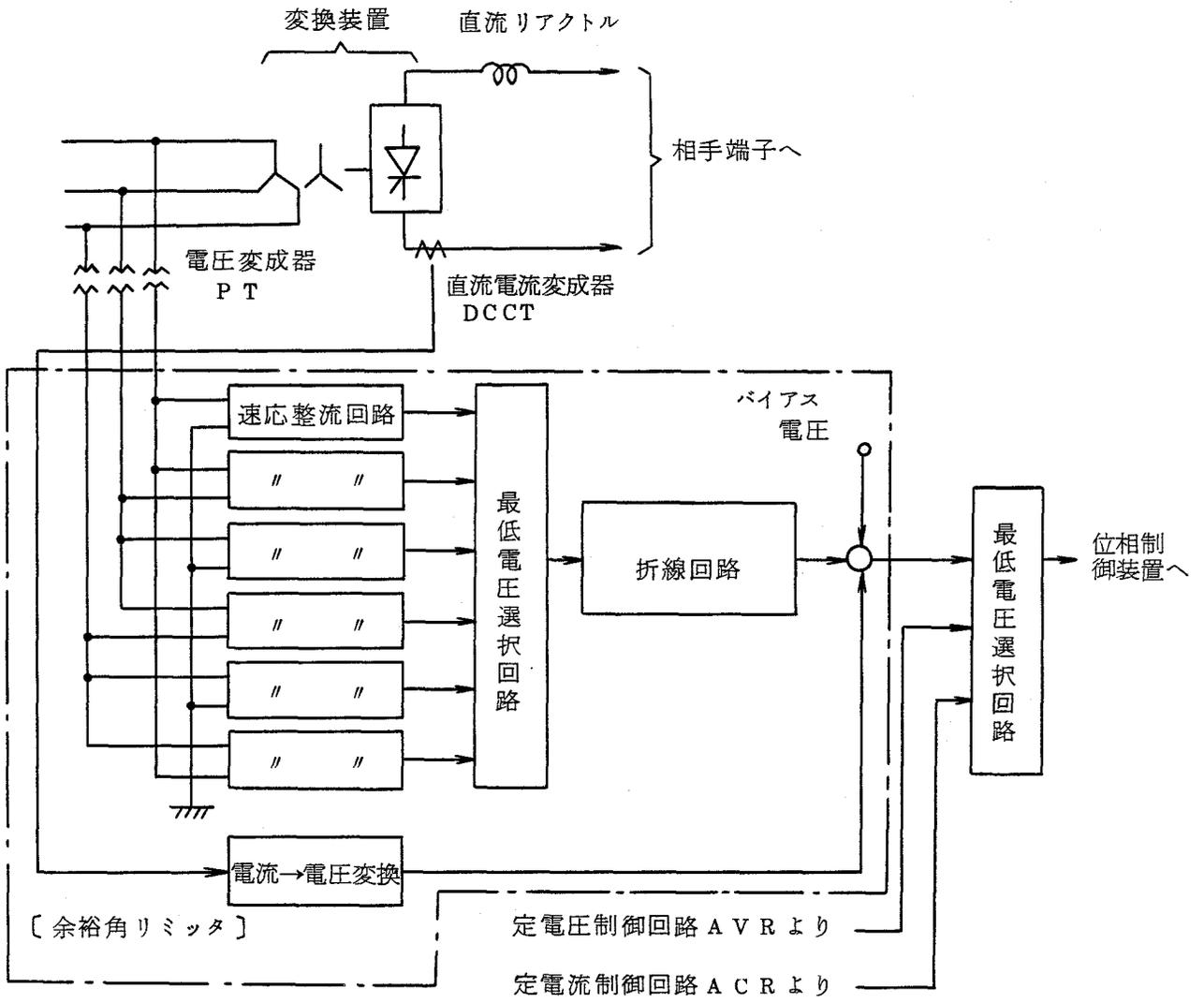
(3) 電圧低下時の直線は第6.3.2項で示した運転限界すなわち相電圧  $x = 0.3p.u.$  において、制御進み角  $\beta = 90^\circ$  となるように定めた。また、制御進み角  $\beta$  が  $95^\circ$  以上とならないようにリミッタを設ける。

(4) 直流電流の値により、制御進み角をスライドさせるが、その傾斜は第6.21図に示す直線近似とする。

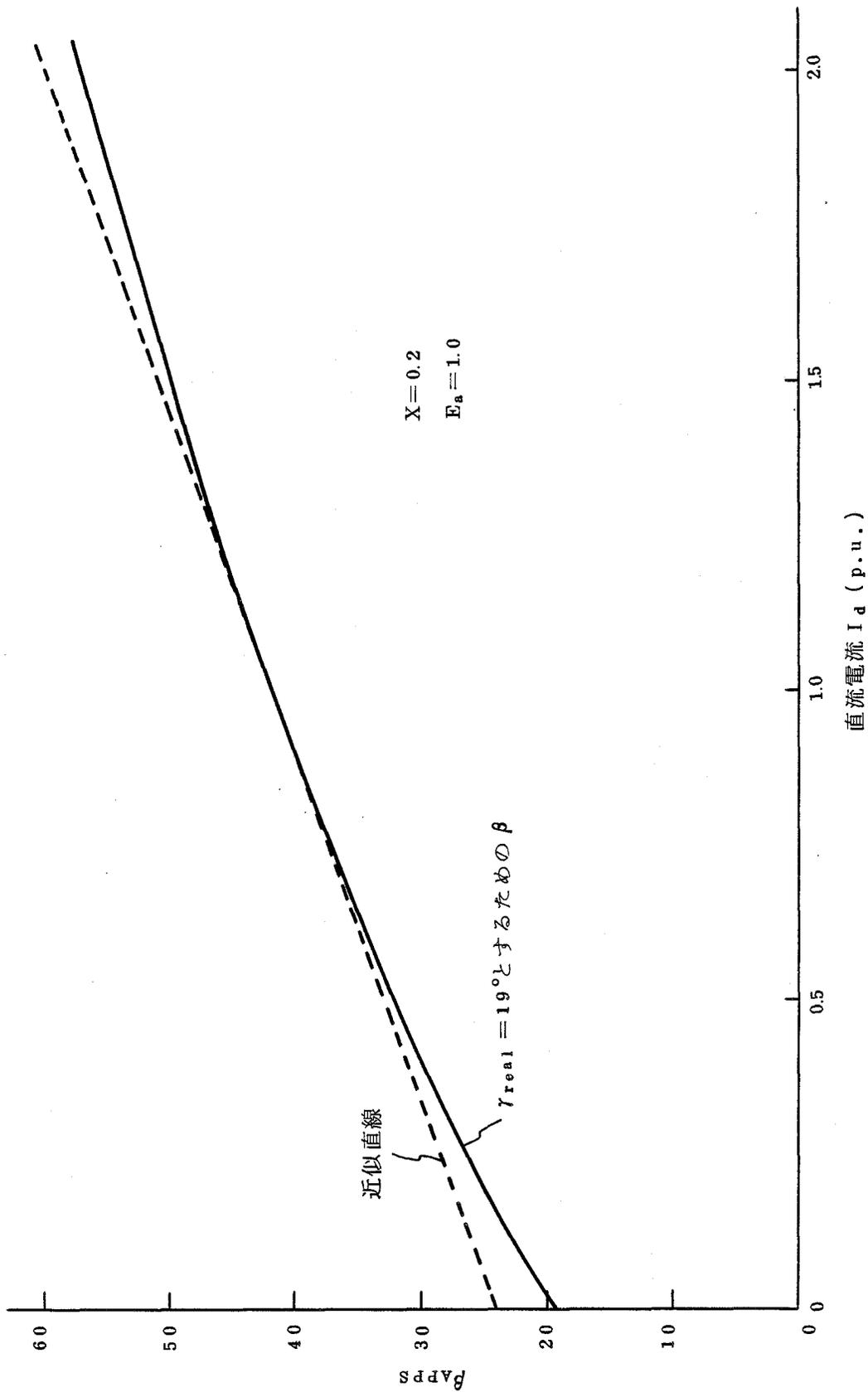
(5) 以上のような制御を行なうと電圧低下時の逆変換器の制御進み角  $\beta_{APPS}$  はつぎに示すようになる。

$$\left. \begin{aligned} \beta_{APPS} &= 94.2 - 72.6x + 17.8Id \\ \text{ただし、} \beta_{APPS} &\leq 95^\circ \end{aligned} \right\} \text{-----(6.23)}$$

(6) 新信濃周波数変換所あるいは北海道一本州直流連系装置においては、第4.3表に示す力率一定制御方式をとるから変圧器直流側無負荷電圧が一定値となるように制御される。したがって、交流系故障等の過渡時以外は第6.17図～第6.19図の横軸の  $x$  の値は常に1.0のところで運転される。



第 6.20 図 余裕角リミッタブロック図



第 6.2 1 図 直流電流変化時の直線近似制御

### (c) 交流系故障時の余裕角の計算

前節に述べた制御を行なった場合、すなわち制御進み角 $\beta_{APPS}$ を(6.23)式に示すように制御した場合について、故障時の相電圧 $x$ と変換器の余裕角 $\gamma_{real}$ の関係を(6.19)～(6.21)式により求めた。結果を第6.22図～第6.24図に示す。

いずれも余裕角が最小となる相の値を示したが、第6.3.2項に記したように、変圧器結線が $\Delta$ の場合には、U相1線地絡のとき、 $V \rightarrow W$ の転流と $U \rightarrow V$ の転流についてはいずれの余裕角が小さいが簡単に判断できないので、両者について計算して第6.23図(a)、(b)をかき、両者のうち小さい方の余裕角をとって第6.24図(a)とした。

第6.3.2項で求めた運転限界より高い電圧に於ては、余裕角 $\gamma_{real}$ は最小でも $34^\circ$ あり、この運転限界以内では安定な運転の続行が可能と思われる。

### (d) シミュレータによる実験結果

本項では、前節で述べた制御方式をとった場合に第6.3節で求めた運転限界まで安定な運転が可能であることを実証するために行なったシミュレータによる試験の結果を記す。

#### (1) 試験回路

試験回路としては第2.15図に示したものをを用いた。

直流回路は北海道一本州直流連系装置の系統250kV、1200Aを300V、5Aの系統で模擬した。交流系統の短絡容量と変換器容量の比は5とし、スイッチ $S_1 \sim S_3$ によって故障を発生させた。

なお、フィルタの容量は約800VAであり変換容量の約55%に相当する。フィルタのQは10～20であり、第5、7、11、13次高調波吸収用分路およびバイパス分路を有している。

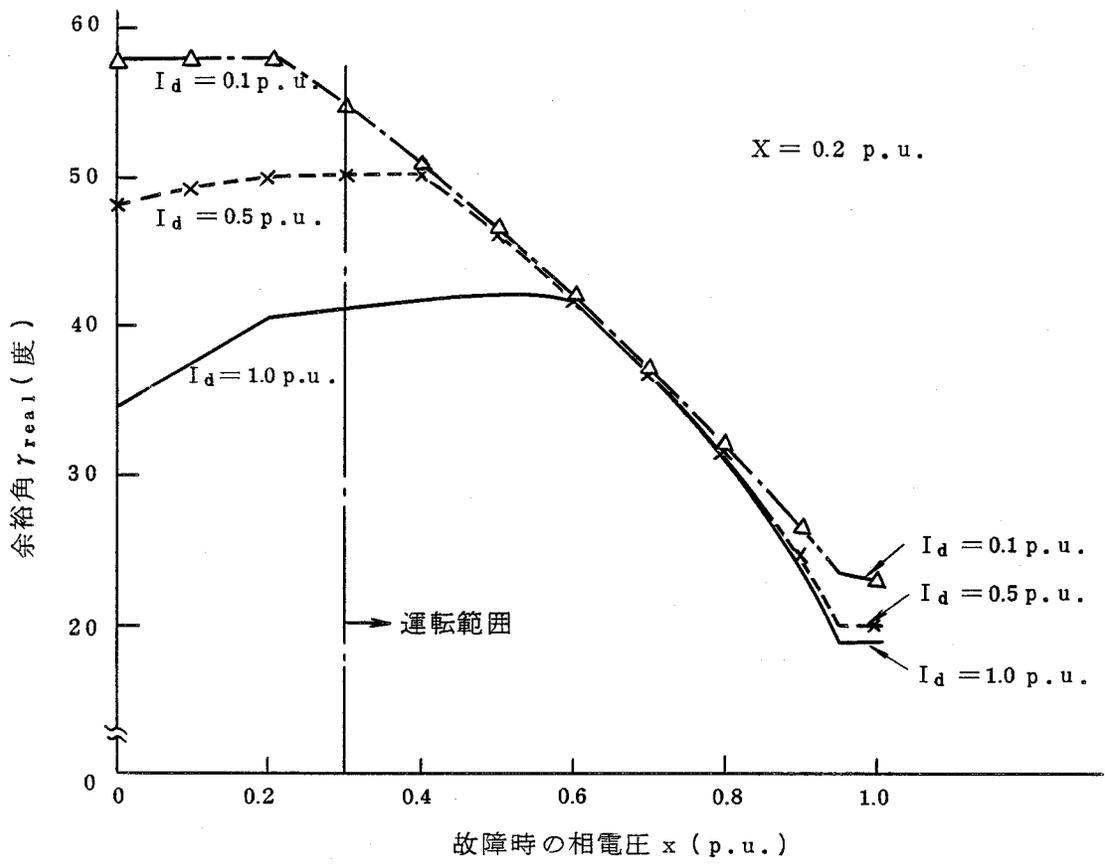
#### (2) 試験結果と検討

第6.25図に第6.20図に示した速応整流回路の応答を示す。

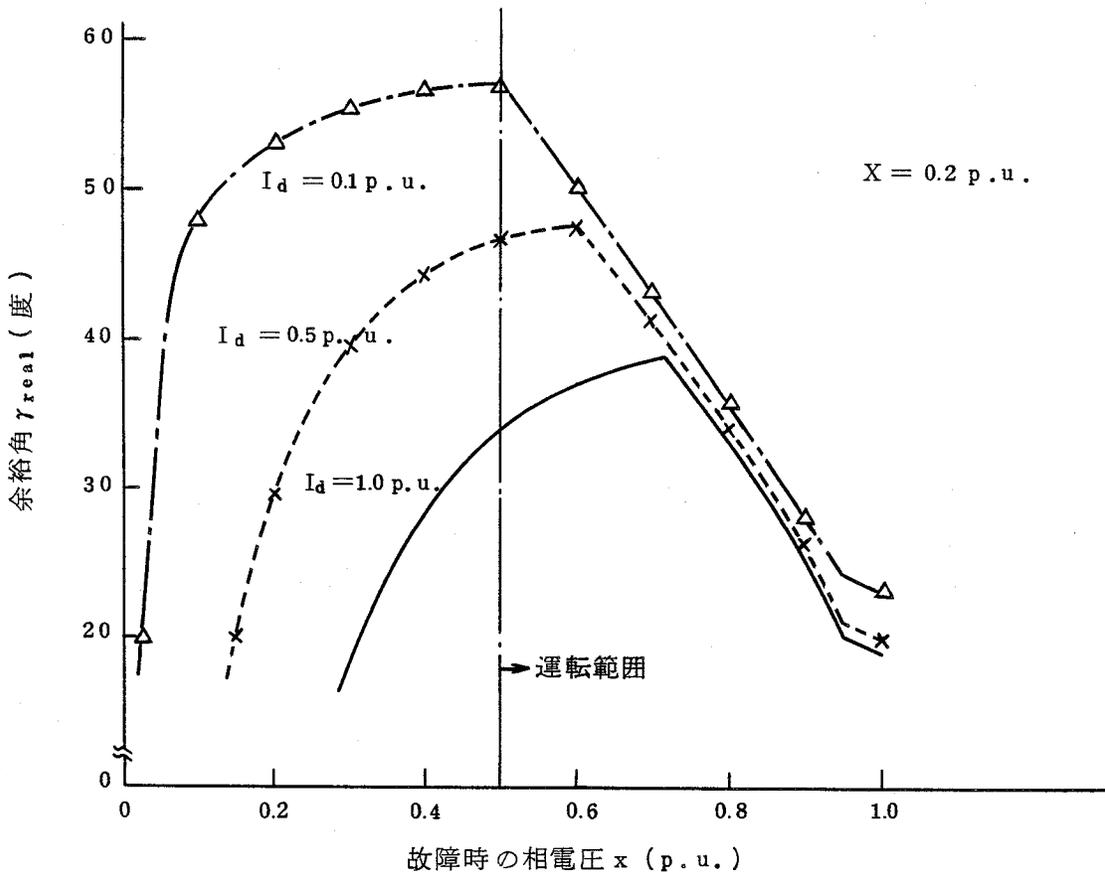
第6.1表は、試験結果をまとめたものである。運転の可否の判定は、転流失敗が1回のみで回復し、以後、交流系故障継続中に転流失敗なく運転を継続し得るか否かによった。

参考のために1線地絡あるいは2線地絡が発生した場合のオッシログラムを第6.26図～第6.29図に示す。

第6.3.2項で決めた1線地絡で相電圧0.3p.u. 2線地絡および3線地絡で相電圧0.5p.u.という運転限界が妥当であることを示している。

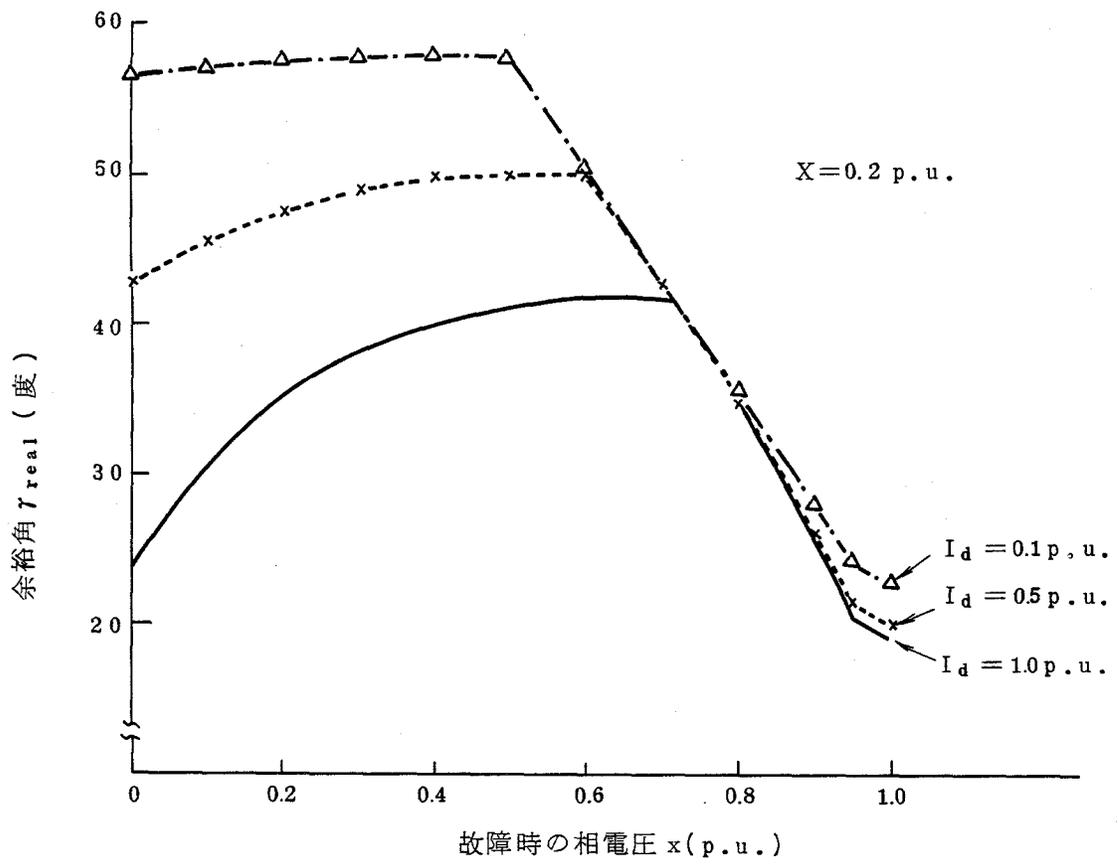


(a) 1線地絡時

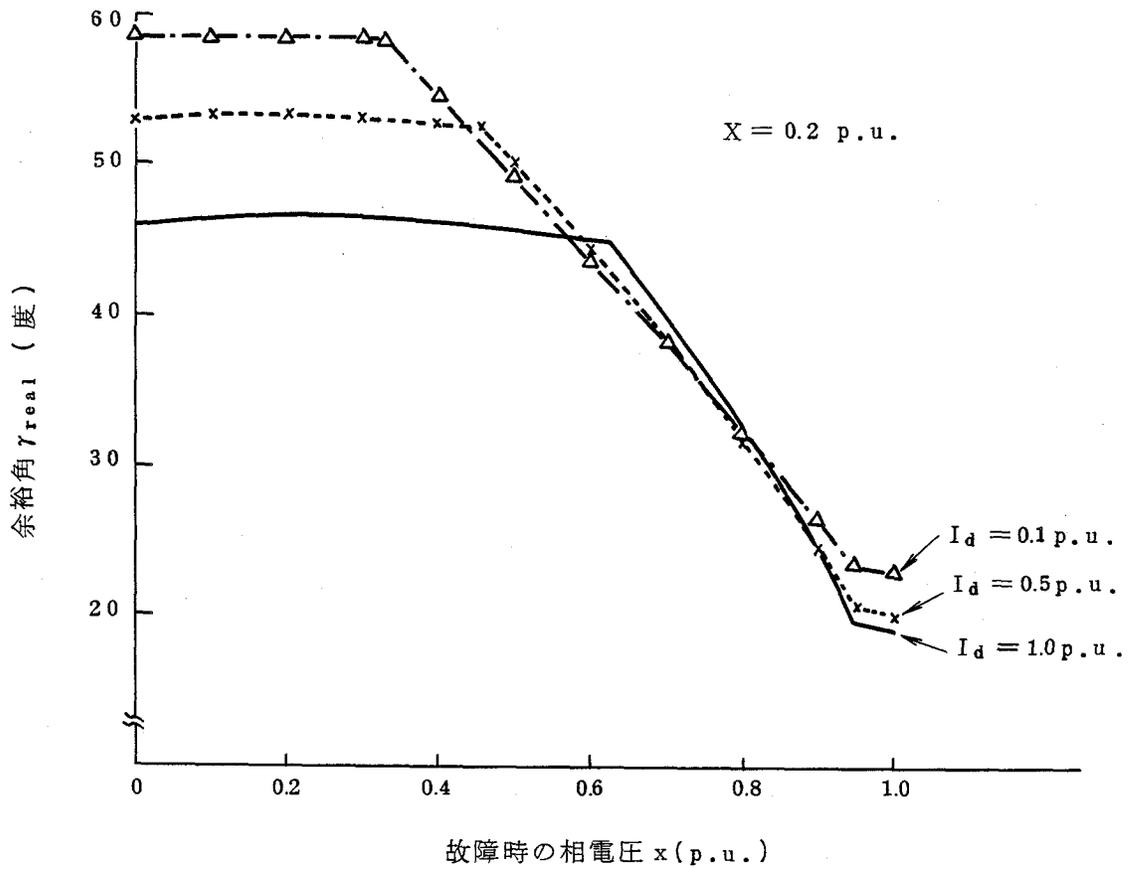


(b) 2線, 3線地絡時

第 6.2.2 図 折線近似制御時の余裕角 (変圧器 入)

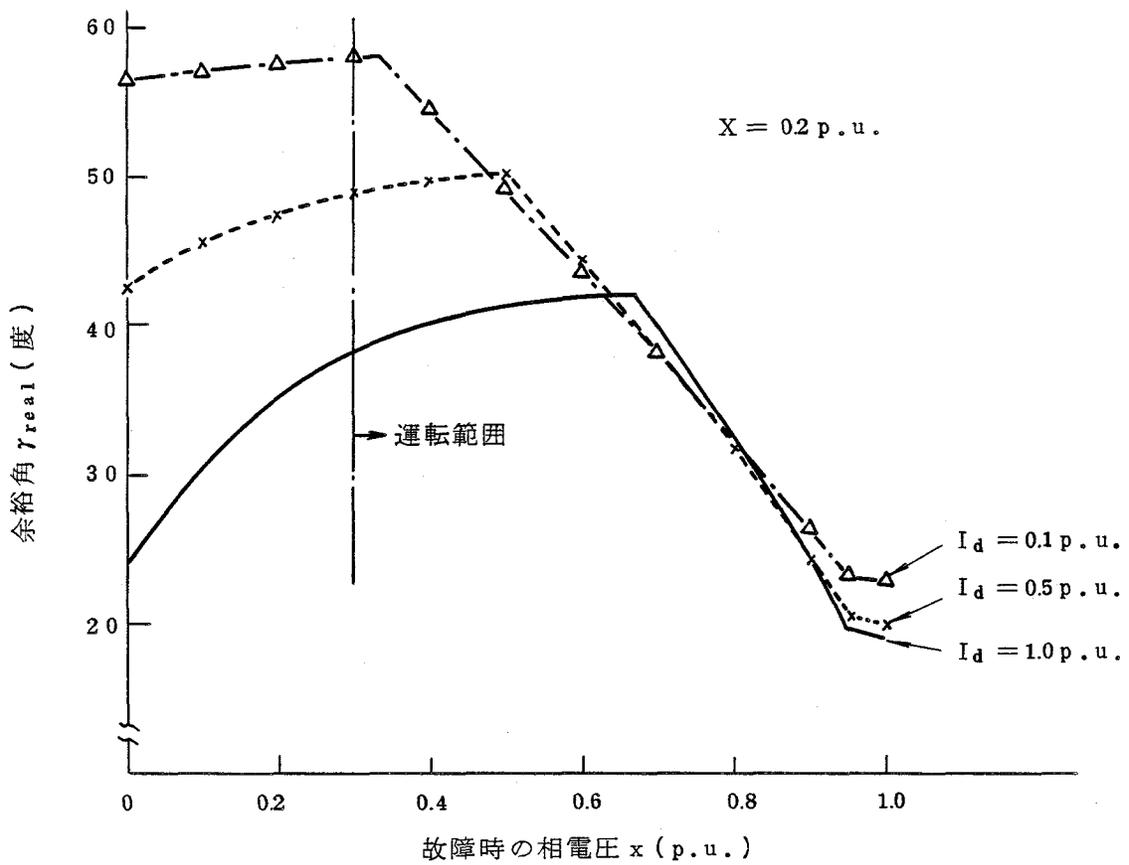


(a) U → V の転流

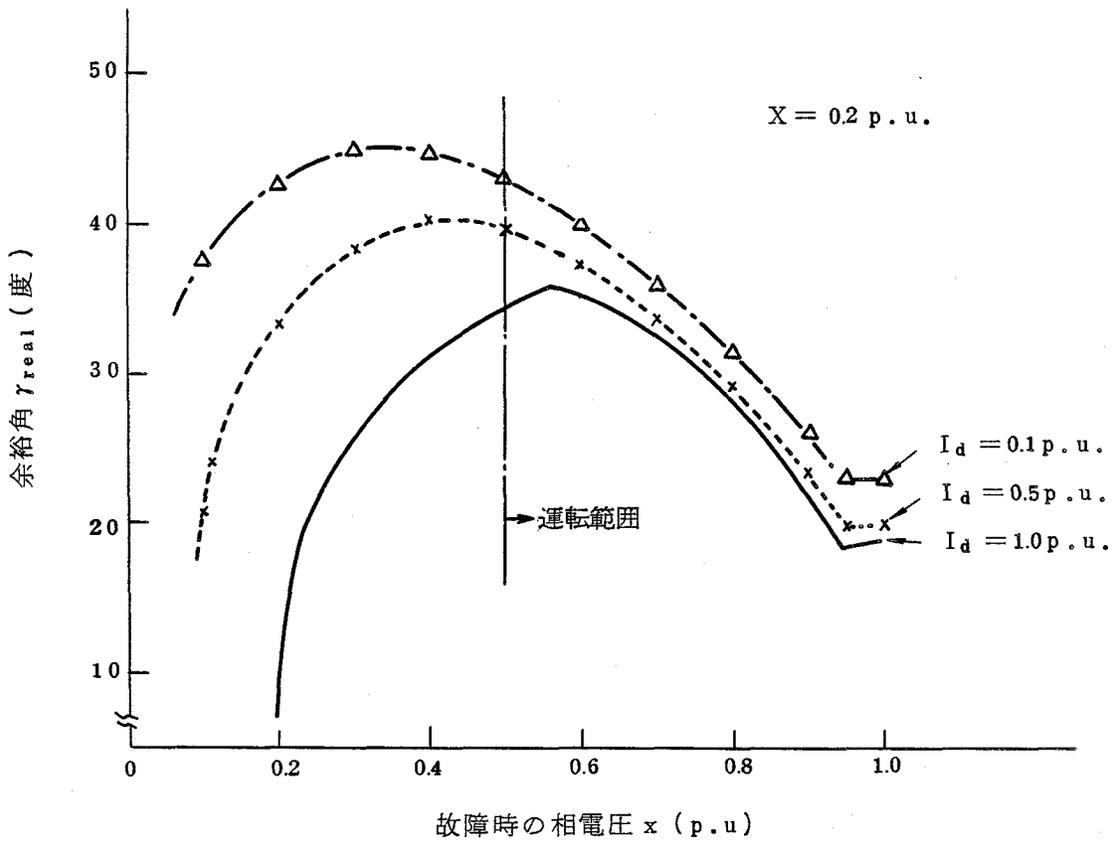


(b) V → W の転流

第 6.23 図 折線近似制御時 U 相  $1\phi-G$  が発生した場合の余裕角 (変圧器  $\Delta$ )



(a) 1線地絡時



(b) 2線地絡時

第 6.24 図 折線近似制御を行った場合の余裕角 (変圧器人 $\Delta$ )

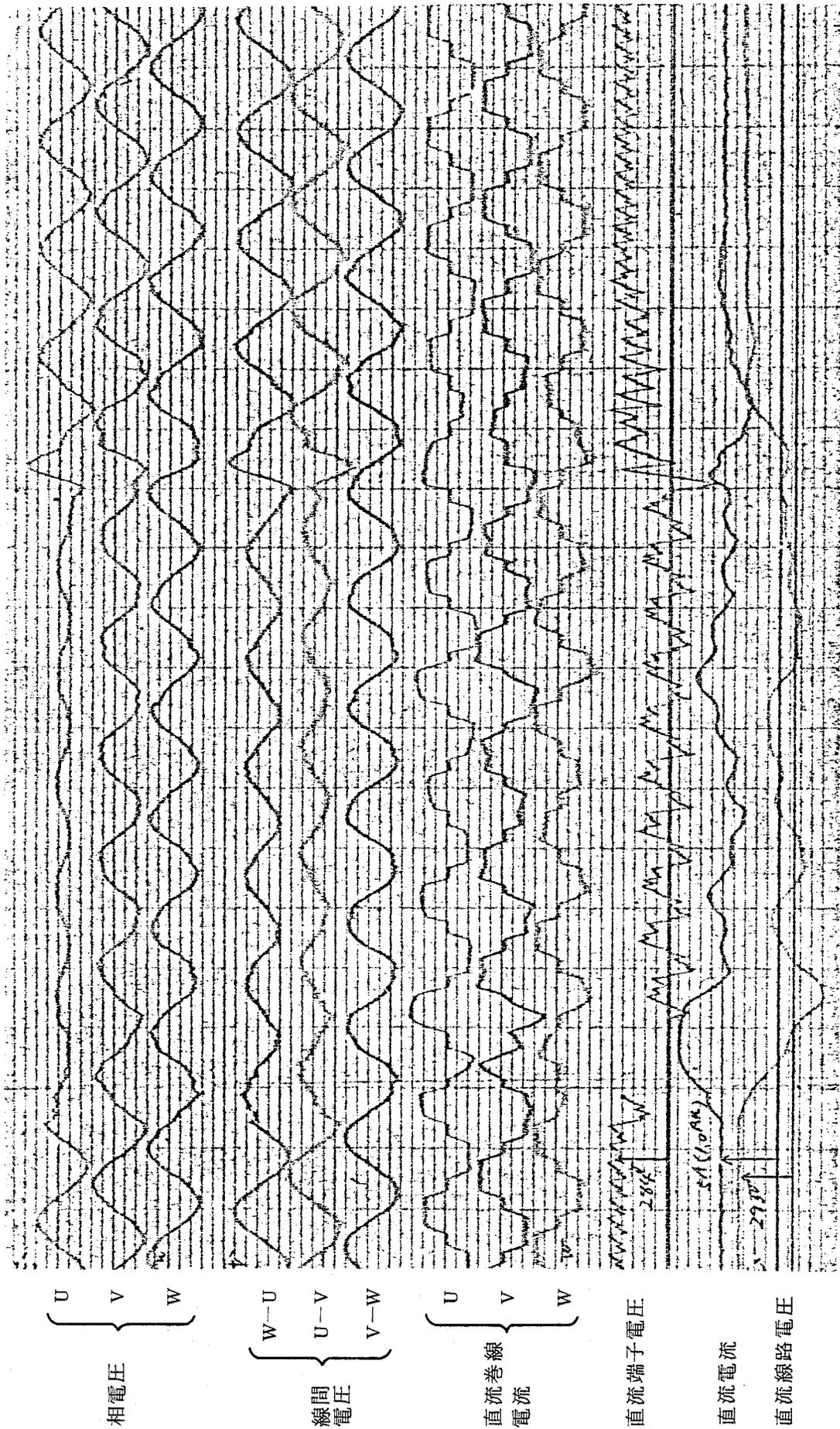


たて軸：0.5V/div，よこ軸：10ms/div

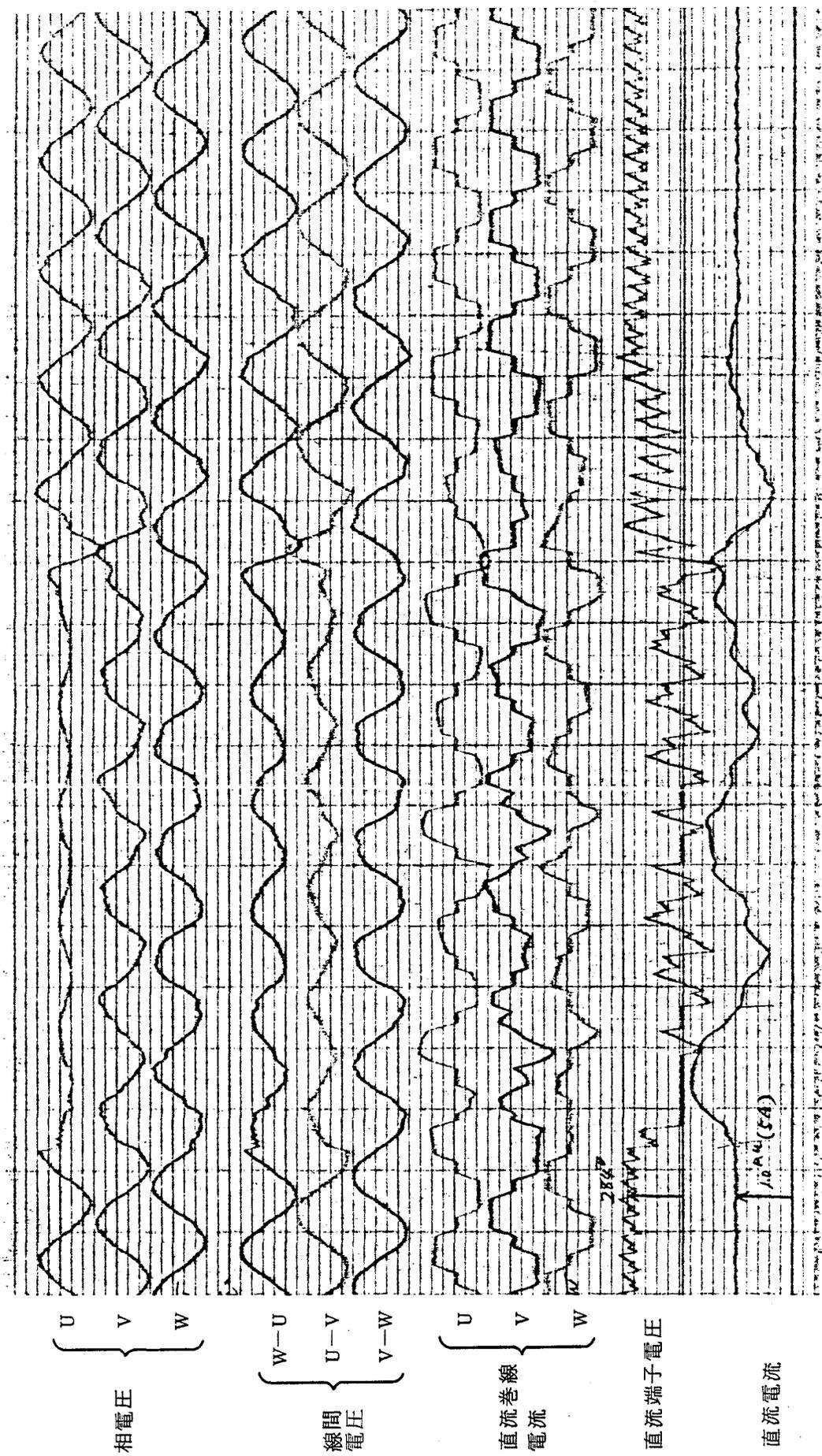
第 6.25 図 速応整流回路の応答

第 6.1 表 シミュレータによる試験結果

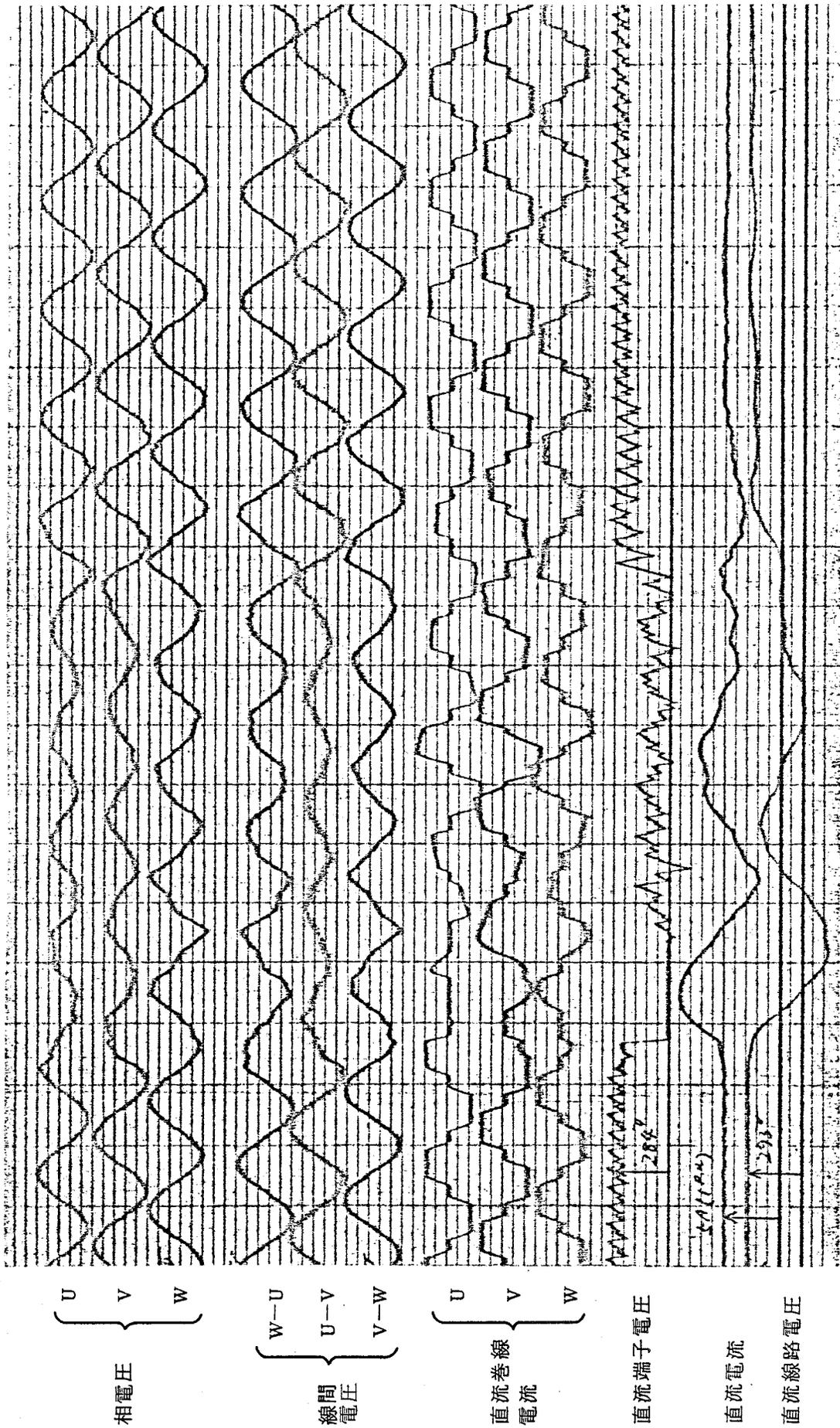
№	故障種類	故障時の相電圧 (p.u.) (定格値ベース)	運転の可否	オッシロ図#
1	1線地絡	0.45	○	第 6.26 図 第 6.27 図
2		0.27	○	
3		0.22	×	
4		0.17	×	
5	2線地絡	0.68	○	第 6.28 図 第 6.29 図
6		0.57	○	
7		0.51	○	
8		0.45	×	
9	3線地絡	0.48	○	
10		0.34	×	



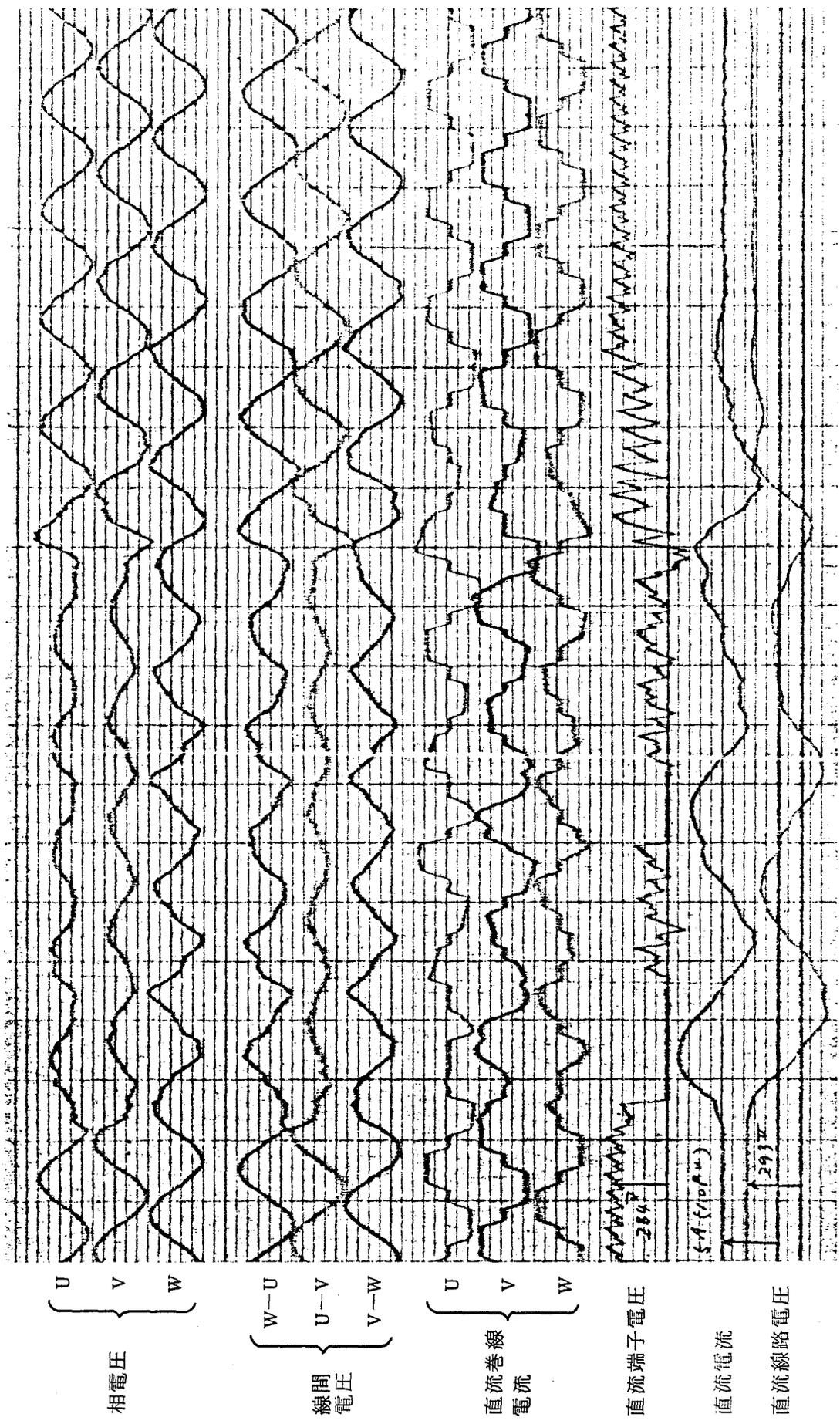
第 6.26 図 1 線地絡時のオシログラム 故障時の相電圧  $x=0.27$  p.u.



第 6.27 図 1 線地絡時のオシログラム 故障時の相電圧  $x=0.22$  p.u.



第 6.28 図 2 線地絡時のオシログラム 故障時の相電圧  $x=0.51$  p.u.



第 6.29 図 2 線地絡時のオシログラム 故障時の相電圧  $x=0.45 \text{ p.u.}$

さらに電圧が低くなると、転流失敗が続発している。第6.25図より制御回路は20ms程度で応答しているので、運転ができなくなるのは、交流電圧の波形歪の影響が大きいと考えられる。

#### 第6.4節 結 言

本章では、第3章で提案した「交流電圧が変化しても力率を一定に保つ制御方式」と、第4章で提案した「直流電流が変化しても力率を一定に保つ制御方式」を統合した平常運転時の制御方式を提案した。さらに、第2章で提案したパルス間隔一定制御方式を使用することを前提として、交流系統故障により交流電圧が大幅に低下した場合の制御方式も併せて提案した。これにより、平常運転時、交流系統故障時を含めて、あらゆる条件に対応できる制御装置を実現できる。

[参考文献]

- 6.1) 電気学会 直流送電調査専門委員会編「直流送電技術解説」単行本 電気学会発行  
昭和53年3月
- 6.2) IEEE PES Power System Engineering Committee Report, "Dynamic Performance Characteristics of North American HVDC Systems for Transient and Dynamic Stability Evaluations."  
IEEE Trans. PAS-100, 6 (June 1981) pp.3356~3364
- 6.3) John McNichol et al. "Parallel Operation of Neoson River HVDC Bipole 1 and 2 Control System—Simulator Studies."  
IEEE Trans. PAS-101, 3 (March 1982) pp.653~661
- 6.4) W.Richter et al. "Control and Protection System of the HVDC Tie Duernrohr."  
CIGRE Study Committee 14, 1983 Wien
- 6.5) K.S. Turner et al. "HVDC Control Strategies to Improve Transient Stability in the Interconnected Power Systems."  
IEEE Trans. PAS-102, 7 (July 1983) PP.2323~2330
- 6.6) A.G. Figueiredo et al. "Master Control of the Itaipu HVDC Transmission system."  
International Symposium on HVDC Technology, March 1983 Brazil
- 6.7) R.W. Haywood et al, "Responses of the Nelson River HVDC System to Disturbances on the Receiving End AC Network."  
CIGRE 1984 Session 14-04
- 6.8) J.J. Dougherty et al. "Power System Stability Considerations with Dynamically Responsive DC Transmission Lines."  
IEEE Trans. PAS-89, 1 (Jan. 1970) pp.34~45
- 6.9) T.Machida, et al. "Control and Protective System of HVDC Transmission by HVDC Simulator (Thyristor Converter)"  
IEEE Trans. PAS-90, 6 (Nov./Dec. 1971) pp.2778~2785
- 6.10) I.Ishikawa et al. "Development of Centralized Control System for Multi-terminal HVDC Transmission Systems."  
IEEE PES Winter Meeting A78 122-4 Feb. 1978

6.11) 石川ほか「直流多端子集中制御装置の開発」

電気学会論文誌B 97-B, 10 (52-10) pp.593~600

6.12) A.Watanabe et al. "Operating Characteristics of HVDC Transmission System with Equi-Distant Pulse Phase Control."

CIGRE Study Committee 14, Oct. 1975 Johannesburg

6.13) F.Nishimura et al. "Constant Power Factor Control System for HVDC Transmission."

IEEE Trans. PAS-95, 6 (Nov./Dec. 1976) pp. 1845~1853

6.14) 渡部「交直連系系統の電圧安定度解析と直流送電系統の電圧安定度向上制御方式」  
電気学会論文誌投稿中

## 第 7 章 結 論

短絡容量の小さな交流系統に接続された直流送電系統の運転制御方式について検討し次の結論を得た。

- (1) 高調波不安定現象を防止するには、位相制御装置にパルス間隔一定制御方式を採るのが良い。良好な運転特性を得るためには、その構成に工夫が必要である。筆者の開発した装置では、交流系統電圧と同期をとる部分は時定数を大きくとって高調波不安定現象を防止し、位相制御を行う部分は十分な速応性が得られる様にした。
- (2) 新しい電圧安定度解析法を提案した。この方法によると、電圧安定度限界となる最小の交流系統の短絡容量を求めることができる他、電圧安定度指標を求めることができ、これを利用して実際に安定な運転が可能な実用的電圧安定度限界を求めることができる。定常時の電圧安定度を比較すると、交流系インピーダンスの抵抗分の影響により、順変換装置の方が逆変換装置よりも厳しい条件となる。また、力率一定制御方式と呼ぶ新しい制御方式を採用することにより、変圧器タップが追従できない過渡時においても、定常時と同程度の電圧安定度が得られる。
- (3) 転流失敗の発生する領域を局限するためには、通常運転時の余裕角を大きくしておくことが最も効果的である。

筆者は、無効電力調整装置の容量を大きくすることなく転流失敗領域を局限するために、部分負荷時に余裕角を大きくする制御方式を提案し、その効果をシミュレータにより確認した。直流送電が系統連系用として利用される場合には、部分負荷運転の時間が長く、この制御方式の効果が大きい。

- (4) 交直連系点の電圧制御、直流送電系統急停止時の過電圧抑制に適した静止型無効電力調整装置 (SVC) の構成法及び制御法を提案した。SVCは Thyristor Controlled Reactor (TCR) と Thyristor Switched Capacitor (TSC) で構成するが、TCRの連続定格容量はTSCの一要素と同じ程度とし、SVCの合計容量を小さくする。但し、TCRの連続定格は制御角を135度以上に制限して定めておき、過電圧の抑制が必要な場合は短時間だけこの制限をはずし過負荷運転を行う。また、その効果をシミュレーションにより明らかにした。
- (5) 最後に、以上に述べた制御方式を統合した制御方式について述べた。

平常運転時は(2)、(3)に述べた制御方式を統合した力率一定制御を行い、交流系統

故障時には、3相の相電圧・線間電圧の中で最低値を選びその値に応じて制御角を定める方式を提案し、その動作をシミュレータにより確認した。

なお、SVCの制御は直流送電システムの制御とは独立に行う。この方針はSVCの制御装置故障時にも直流送電システムの運転を継続することを目的として定めている。

## 著者の研究業績

< 著者の研究業績 >

〔I〕 学会機関誌掲載論文

- 1) F.Nishimura, A.Watanabe, N.Fujii, F.Ogata, "Constant Power Factor Control System for HVDC Transmission."

IEEE Trans. PAS-95, 6 (Nov./Dec. 1976) pp.1845~1853

- 2) 石川、町田、渡部、藤井 「直流多端子集中制御装置の開発」

電気学会論文誌 97-B, 10 (昭52-10) pp.593~600

- 3) T.Sakurai, K.Goto, I.Matori, A.Watanabe, T.Kawai, T.Nakao, "Cooperative Control Scheme for an HVDC System Connected to an Isolated BWR Nuclear Power Plant."

IEEE Trans. PAS-102, 6 (June 1983) pp.1894~1902

- 4) 渡部 「交直連系系統の電圧安定度解析と直流送電系統の電圧安定度向上制御方式」  
電気学会論文誌B 投稿中

- 5) H.Kudo, A.Watanabe, K.Seo, Y.Ohura, K.Matsuzawa, "Development of New Distance Relays to Cope with Very Low-Order Higher Harmonics."

IEEE PES Winter Meeting 85 WM 120-1 Feb. 1985 (Transaction 掲載号は未定)

- 6) N.Kurihara, N.Nishikawa, A.Watanabe, Y.Satoh, K.Ohtsuka, H.Miyagaki, T.Higashi, "A Combustion Diagnosis Method for Pulverized Coal Boiler Using Flame-Image Recognition Technology."

IEEE PES Winter Meeting 85 WM 106-0 Feb. 1985 (Transaction 掲載号は未定)

〔II〕 国際会議等での発表論文

- 1) A.Watanabe, F.Ogata, N.Fujii, Y.Kato, "Operating Characteristics of HVDC Transmission System with Equi-Distant Pulse Phase Control."

CIGRE Study Committee 14 Oct. 1975

- 2) A.Watanabe, Y.Kokai, T.Kano, T.Kawai, "Combined Control of Static Var Compensator and HVDC Converter."

Proceeding of 1983 International Power Electronics Conference, IEE

of Japan (Mar. 1983) pp.105~115

- 3) H.Konishi, A.Watanabe, N.Fujii, Y.Yoshida, T.Machida, "A New Control System for Parallel AC-DC Transmission."

IEEE PES Summer Meeting A77 683-6 July 1977

- 4) H.Konishi, H.Amano, A.Watanabe, T.Kawai, T.Kano, "Studies on Var and AC Voltage Control by HVDC Converters."

1981 IEE International Conference on Thyristor and Variable Static Equipment for AC and DC Transmission

- 5) S.Sakai, H.Amano, J.Ozawa, A.Mizukoshi, H.Konishi, A.Watanabe, "Overvoltage and Var Compensation Studies on the Hokkaido Honshu HVDC Power Linkage."

1980 IEEE International Conference on Overvoltages and Compensation on Integrated AC-DC Systems July 1980 Winnipeg.

- 6) T.Senda, Y.Kato, H.Aotsu, A.Watanabe, T.Kawai, "Prevention of Voltage Instability in Hokkaido-Honshu HVDC Link."

CIGRE Study Committee 14 Aug. 1981 Rio-de-Janeiro

- 7) I.Ishikawa, T.Machida, A.Watanabe, H.Konishi, K.Murai, "Development of Centralized Control System for Multiterminal HVDC Transmission Systems."

IEEE PES Winter meeting A78 122-4 Feb. 1978

- 8) Y.Yoshida, T.Machida, A.Watanabe, "Improvement of Transient Stability and System Damping on AC-DC Parallel Transmission using Maximum Principle and New Pulse Phase Circuit."

World Electrotechnical Congress Paper No.2.36 June 1977 Moscow

### 〔Ⅲ〕 電気学会全国大会及び支部大会発表論文

- 1) 渡部、横山、高橋、町田、吉田 「直流送電におけるインバータ制御方式」  
昭和44年度電気学会東京支部大会予稿 No.292
- 2) 横山、渡部、町田、吉田 「直流送電におけるバルブの過電流保護方式」  
昭和44年度電気学会東京支部大会予稿 No.293
- 3) 酒井、渡部、天野 「直流送電におけるインバータ負荷しゃ断時の過電圧」

昭和48年度電気関係学会関西支部連合大会予稿 P.G115

- 4) 専田、酒井、植田、渡部、天野 「直流送電におけるインバータ転流失敗時の過電圧」

昭和48年度電気関係学会関西支部連合大会予稿 P.G116

- 5) 渡部、藤井、野元 「直流送電におけるパルス間隔一定制御」

昭和49年度電気学会全国大会予稿 No.799

- 6) 渡部、藤井、尾形 「直流送電の制御方式」

昭和50年度電気学会全国大会予稿 No.1033

- 7) 小西、渡部、藤井、尾形 「変換器12相運転時の第5、第7高調波電流の検討」

昭和50年度電気学会全国大会予稿 No.1042

- 8) 小西、渡部、藤井、吉田、町田 「UHV-直流送電系統の高速再起動方式(その1)」

昭和51年度電気学会全国大会予稿 No.827

- 9) 小西、渡部、藤井、吉田、町田 「UHV-直流送電系統の高速再起動方式(その2)」

昭和51年度電気学会全国大会予稿 No.828

- 10) 大井、水越、小沢、渡部、奥山 「直流送電系統の異常起動時の過電圧」

昭和51年度電気学会全国大会予稿 No.832

- 11) 石川、町田、渡部、藤井、平河内 「直流多端子送電集中制御装置の開発」

昭和51年度電気学会全国大会予稿 No.833

- 12) 上田、竹本、河合、渡部 「交直変換器12相運転時の電流バランス制御方式」

昭和52年度電気学会全国大会予稿 No.1143

- 13) 石川、町田、渡部、藤井 「直流多端子系統の基本制御方式」

昭和52年度電気学会全国大会予稿 No.1157

- 14) 石川、町田、渡部、藤井 「直流多端子系統の起動停止方式」

昭和52年度電気学会全国大会予稿 No.1158

- 15) 石川、町田、渡部、藤井 「直流多端子系統の潮流反転方式」

昭和52年度電気学会全国大会予稿 No.1159

- 16) 木内、小西、菅原、渡部、河合 「双極直流送電線の中性線保護方式の開発」

昭和55年度電気学会全国大会予稿 No.848

〔IV〕 日立評論掲載論文

- 1) 渡部、高林 「直流送電における交流系故障時の逆変換器動作解析」  
日立評論 53, 7 (1971-7) pp.1~6
- 2) 高林、天野、渡部、杉本、川上 「直流送電実証研究用 10kV、100Aサイリスタ  
変換装置」  
日立評論 52, 6 (昭和45-6) pp.1~6
- 3) 森、金堂、杉本、渡部 「125kV、300A、37.5MWサイリスタ変換装置用制御保  
護装置」  
日立評論 53, 4 (1971-4) pp.83~87
- 4) 大谷、溝口、渡部、安藤 「超高圧同期はずれ分離継電装置」  
日立評論 52, 7 (昭和45-7) pp.6~11
- 5) 三木、佐野、吉崎、渡部 「最近の電力系統でのデジタル形制御保護装置」  
日立評論 65, 5 (1983-5) pp.23~28
- 6) 宮原、池田、渡部、抜山、石川、宮崎 「配電線利用情報伝送システムの開発」  
日立評論 65, 6 (1983-6) pp.1~6
- 7) 太組、松村、加藤、渡部 「最近の発電プラント用デジタル制御システムの動向」  
日立評論 65, 9 (1983-9) pp.1~6

謝

辭

本研究は大阪大学教授 木下仁志博士の御指導のもとに行われたもので、研究の全般にわたって終始懇切な御教示と有益な御示唆を賜った。ここに深く感謝の意を表す。

また、本研究実用化のための長期にわたる共同研究及び製品納入に先立って行われた各種エンジニアリングを通して、御指導、御教示を頂いた電源開発株式会社 西村文一氏、専田禎氏、酒井満氏、市川武司氏、東京電力株式会社 桜井武一氏を始めとする関係各位に厚く御礼申し上げる。

筆者が直流送電の研究を開始した当初より、電力中央研究所電力技術研究所 町田武彦博士、吉田幸雄博士、林敏之博士を始めとする関係各位には共同研究を通して懇切な御教示及び御討論を頂いた。ここに厚く御礼申し上げる。

本研究は筆者が昭和43年以来株式会社日立製作所日立研究所において行ってきた業務に関するものである。研究の機会を与えられ、研究内容に深い理解を示して頂いた前所長 小林栄二博士、所長 高砂常義博士に深く感謝する。また、熊本工業大学教授 高林乍人博士(元日立研究所部長)、宇都宮大学教授 奥田健三博士(元日立研究所部長)、株式会社日立製作所電力事業本部送変電技術本部長 加藤寧氏、大みか工場工場長 中山敬造氏、水戸工場副工場長 川上直衛氏、国分工場副工場長 三木義照氏には本研究の全般的な方針についてはもとより、細部にわたって終始絶大なる御指導と懇切なる御討論を頂いた。ここに厚く感謝の意を表す。

また、本論文は、直流送電に関する製品開発に関連して行った研究成果をまとめたものであり、この研究の機会を与えて頂くとともに御鞭撻を賜った大みか工場産業盤設計部長 森峻二氏、国分工場副技師長 奥山賢一博士、同工場主任技師 河合忠雄氏、日立工場主任技師 尾形文夫氏、加納孝氏、送変電技術本部主任技師 村岡泰男氏、その他関係者の方々に深く感謝する。

日立製作所家電研究所部長 横山謙二郎氏(元日立研究所)、日立研究所主管研究員 天野比佐雄氏、同所部長 谷中雅雄氏には直属の上司として、懇切なる御指導、御鞭撻を頂いた。深く感謝する。

研究の遂行に当っては、日立研究所 植田明照氏、小西博雄氏、菅原昭一氏、佐藤正好氏、伊予谷隆二氏、磯野昭氏、真鳥岩男氏、小海裕氏その他の方々の御協力を頂いた。ここに深謝の意を表す。

短絡容量の小さな交流系統に接続された  
直流送電系統の制御方式に関する研究

正誤表

頁	行	誤	正
12	第2.6図	角周波数 $\omega$ (rad)	角周波数 $\omega$ (rad/s)
20	第2.13図	電源変動による測定値は	電源変動により測定値は
31	4行目	無効電流調整設備	無効電力調整設備
115	9行目	(ii) 直流電流の変化による 消費無効電力が少ない	(ii) 直流電流の変化による 消費無効電力の変化が少ない
140	1行目	= 0.3 p.u. 程度と 考えるのが良い	削除