

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	https://hdl.handle.net/11094/1951
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

部篤美 渡

# 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	間隔一定制御装置の	構成	• 4
第2.3節	位相同其	閉部分の設計		• 7
第2.4節	パルス間	間隔一定制御装置の	特性	• 11
第2.5節	パルス間	同隔一定制御装置を	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	2度の解析法	•••••••••••••••••••••••••••••••••••••••	• 29
第3.3節	電圧安定	医限界の計算結果	••••••	• 39
第3.4節	電圧安定	2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	<u>.</u>		• 63
第4.2節	転流失敗	マ領域の解析と実験		• 64
第4.3節	転流失敗	なを減少させる制御	方式とその効果	• 82
第4.4節	結 言	<u>.</u>		• 87
参考文献	•••••			• 88
第5章 交直	連系点の	電圧制御と過電圧却	印制	• 89
第5.1節	緒言	<u>.</u> 		• 89

	第	5.	. 21	節	無効電	【力調	整設領	莆の心	公要容益	量	• • • • • • • • • • • • • • • • • • • •				•••••	• • • • • •	90
	第	5.	31	節	静止型	则無効	電力調	周整装	支置に.	よる	交流電圧制	间御特性	••		•••••	•••••	95
	第	5.	41	節	静止型	则無效	電力調	周整装	表置に.	よる	過電圧抑制	۱ <u>.</u>		• • • • • • • •	•••••		106
	第	5.	51	節	静止型	则無效	電力調	周整装	支置の)	過渡	特性の解析	f				• • • • • • •	106
	第	5.	61	節	結	言	• • • • • • • •	•••••	•••••	••••			•••••			•••••	110
	参	考	文献	÷ •		•••••	•••••		• • • • • • • • •	••••	•••••		• • • • •			• • • • • • • •	113
第	6	章	谨	〔流〕	送電系	統にる	おける	交直	変換装	置	制御方式		••••		•••••	•••••	115
	第	6.	11	節	緒	言	• • • • • • • •		• • • • • • • • • •		•••••		•••••			• • • • • •	115
	第	6.	21	節	平常時	宇の制	御方]	犬·			• • • • • • • • • • • • • • • • • • •				•••••	• • • • • •	116
	第	6.	31	節	交流系	統故	(障時(	の制御	甲方式	• •			••••	•••••	•••••	•••••	125
	第	6.	41	節	結				•••••				• • • • •	•••••	•••••	••••••	157
	参	考	文南	£ .		•••••	•••••				•••••		• • • • •		•••••		158
第	7	章	新	L T	論					••••			• • • • •				160
著	者	のね	研究	記業編	遺 …												162
謙	ł	Ę	锌			• • • • • • •							••••				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、変圧器タップが追随 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章で種種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2.1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±1次(n=1,2,3…) 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±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 <sup>2.1)~2.6)</sup> 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 ばならない。

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PLO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PLL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 2.9)~2.12) 題点を解決した。

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、ディ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ー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PLO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VCO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 $EV_U$ 、 $V_V$ 、 $V_W$ の零点が規定の位相関係となる様にVCOの周波数が定ま る。即ち、VCOは交流系統の電圧と同期しており、交流系統の周波数 f<sub>0</sub>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随できる範囲でPLO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つのディジタルカウンタと、そのカウント数をアナ ログ電圧に変換するDA変振器、DA変換器と制御電圧Ec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 の動作を設明する。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DA変換器 に接続されその出力が制御電圧Ec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DA変換器に接続され、次の動作へ移る。第2.2図

- 4 -



定制御装置の原理図 パルス間隔-第 2.1図

- 5 -



第2.2図 パルス間隔一定制御装置の動作

は制御電圧Ec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Ecの変化に遅れなく追随していることがわかる。

第2.3回は、第2.1回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Ec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、( $F_1 \sim F_8 + F_9, F_{10}$ )、 ( $F_1 \sim F_8 + F_9', F_{10}'$ )、( $F_1 \sim F_8 + F_9, F_{10}$ )、( $F_1 \sim F_8 + F_9', F_{10}$ )、( $F_1 \sim F_8 + F_9', F_{10}'$ )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。



8 -



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随できる範囲で、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)= $\frac{K}{S}$  ·  $\frac{1+T_2S}{1+T_1S}$ 但し、K=K<sub>1</sub>·K<sub>2</sub>·K<sub>3</sub>·K<sub>4</sub> (2.1)

Sをjωで置きかえると、

$$G (j \omega) = \frac{K}{j \omega} \cdot \frac{1 + j \omega T_2}{1 + j \omega T_1}$$
$$= \frac{-\omega K (T_2 - T_1) - j K (1 + \omega^2 T_1 T_2)}{\omega (1 + \omega^2 T_1^2)}$$

したがって、ゲイン | G<sub>2</sub>( $\omega$ ) | 、位相  $\theta_{\ell}(\omega)$ は下式で表わされる。

$$|G_{\ell}(\omega)| = \frac{\sqrt{\omega^{2} K^{2} (T_{2} - T_{1})^{2} + K^{2} (1 + \omega^{2} T_{1} T_{2})^{2}}}{\omega (1 + \omega_{2} T_{1}^{2})}$$
(2.3)

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

一方、閉ループゲインは、

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

Sをj ωで置き換え整理すると、

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

したがって、閉ループの利得 |  $G(\omega)$  |、位相 $\theta(\omega)$ は下式で表わされる。

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

$$\theta(\omega) = \tan^{-1} \frac{-\omega K(1 + \omega^2 T_1 T_2)}{K^2 - \omega^2 K T_1 + \omega^2 K T_2 + \omega^2 K_2 T_2^2}$$

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,  $T_1 = 1$ ,  $T_2 = 0.02$ 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±5 Hzと大幅に変化しても、ほとんど変化無く、











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人人の場合と人▷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 イドト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 φ は相電圧 xの大きさに応じて、第2.11図の様に変化する。

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、パルス間隔はほメー定に保たれており、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2.9図 制御回路電源電圧変化時の位相誤差



第2.10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2.13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



7 t h 11 th 13 th HP 5 th $^{4\,9}_{\mu {
m F}}$  ${}^{30}_{\mu {
m F}}$  $^{58}_{\mu\mathrm{F}}$  $^{87}_{\mu \mathrm{F}}$ 16:  $\mu F$ 833 0.3 3 00 12.8 g 4.3 8 1.0 ≩ 2Ω mΗ mH mΗ mΗ mΗ  $Q = 10 \sim 20$ 高調波吸収用フィルタ定数 (b)



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<sub>1</sub>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°、90°、135°として測定したが、SCR=1.5の点だ けは、 $\alpha$ =135°の代りに125°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様になる。

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。



- 24 -

----



(a)フィルタ設置点電圧

V: 100V/div.

H: 2 ms/div.



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

- 26 -

2.11) T.Sakurai, A.Watanabe et al., "Cooperative Control Scheme for an HVDC System Connectedto 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 Na 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 <sup>3.1)3.2)</sup> 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。

3.16) 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。この方法では、交直連系 点の交流電圧を | Vt | とするための無効電力調整設備容量Qcを計算し、dQc/d | Vt | ≧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、dQc/ d | Vt | 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dQc/d | Vt | ≧ 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。
#### 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 いて進相容量を微小量投入したとき、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。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、

$$\frac{d V j}{d E i} \left| \begin{array}{c} i = 1, \dots, M, j = 1, \dots, N \text{ trade Solution} \\ j \neq \tau \tau \mathcal{O}(i, j) \mathcal{O} \\ j \neq \tau \tau \mathcal{O}(i, j) \mathcal{O} \\ i \neq \tau \tau \mathcal{O$$

あるいは

$$\frac{d Vj}{d b_{i}} \middle|_{N,L} > 0 \begin{pmatrix} i, j = 1, \dots, N \& a \& b \& b \& b & c \\ 0 \& a \& b & c \end{pmatrix} \longrightarrow (3.2)$$

とするものである。

但し、∇jは負荷 j ノードの電圧、Eiは電源ノード i の電圧、 bi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、Ei 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、無効電流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SC R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 | Vs | 及び交直連系点電圧 | Vt | を指定し、その | Vt | の値 を得るために必要な無効電力調整設備の容量Qcを計算する。但し、このQcは設備容量を 示すものであり、 | Vt | 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Qc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、

d Qc/d | Vt | ≧ 0 (3.3) ならば、安定であり、

d Qc∕d | Vt | < 0 (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Ps、 Qsとすると、下式が成り立つ。

 $Ps = |Vt| \sin \theta / X \qquad (3.5)$ 

$$Q_{s} = \frac{|V_{t}| \cos \theta - |V_{t}|^{2}}{|V_{t}| |V_{t}|^{2}} + Q_{c} |V_{t}|^{2}$$
(3.6)

但し、Vtは交直連系点の電圧、Xは交流系統のリアクタンス、Qc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|Vs|と|Vt|の位相差である。 なお、簡単のために | Vs | =1.0p.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Ps、Qs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 | Vt | = Vt<sub>1</sub>なるA 点で運転が行われている状態から、 | Vt | = Vt<sub>2</sub>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と、一定電力を保つために(3.5)式から分るようにθを当 初の θ1から θっに大きくしなければならない。即ちΡ平面では、Α点からΒ点に動作点が 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θ1か ら $\theta_2$ に増加したことによるQsの減少の方がQの減少よりも大きいため、 $|Vt| = Vt_2$ の点には無効電力のバランス点は図に示す様にQcを△Qcだけ増加させて動作点をB′点 としない限り存在しない。Qcを増加させない場合、無効電力がバランスするのは | Vt | = Vt<sub>3</sub>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 | Vt | 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、 | Vt | を∆ | Vt | 低下させた時に動作点 を存在させるためにQcを∆Qc増加させなければならない場合、言いかえると∆Qc∕  $\Delta | Vt | | < 0 の場合は不安定である。$ 

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 | Vt | = Vt<sub>2</sub> 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Qsの減少は、Qの減少よりも少ないから、 Qcを  $\Delta$  Qc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。Qc を変化させない場合、バランス点は | Vt | がVt<sub>2</sub>と Vt<sub>1</sub>の間のVt<sub>3</sub>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 | Vt | が大きくなるD点であるというように | Vt | は段々大きくなり、結局元の動作点Aに戻ることになる。この様に、 | Vt | を $\Delta$  | Vt |





低下させた時に動作点を存在させるためにQcをΔQc減少させなければならない場合、言いかえると、ΔQc/Δ | Vt | >0の場合は安定となる。Δ | Vt | 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Qc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、Qc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 と下記の様になる。なお、電圧、電流はすべて交直連系点の電圧Vtの位相を基準とした ベクトルで表わす。

$$i_{s} = \frac{V_{s} - |V_{t}|}{\dot{Z}_{s}}$$
(3.7)

$$Ih = \frac{Ph - jQh}{|Vt|}$$
(3.8)

$$i_{c} = \frac{j_{Qc}}{|V_{t}|}$$
(3.9)

$$\mathbf{i}_{\ell} = \frac{\mathbf{P}_{\ell} - \mathbf{j}\mathbf{Q}\mathbf{c}}{|\mathbf{V}\mathbf{t}|}$$
(3.10)

$$I = I h + I c + I \ell \qquad (3.11)$$

ここで、Zsは交流系統の等価インピーダンスであり、Ph、Qhはそれぞれの変換装置 の有効、無効電力、Pl、Qlはそれぞれ負荷の有効、無効電力を示している。また、 Is、Ih、Ic、Il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Qcを求めると下式が得られる。

$$Qc = Q + \frac{X |\dot{V}t|^2 + X^2 |\dot{V}t|^4 - |\dot{Z}s|^2 \{|\dot{Z}s|^2 P^2 + 2R |\dot{V}t|^2 P + |\dot{V}t|^4 - |\dot{V}s|^2 |\dot{V}t|^2\}}{|\dot{Z}s|^2}$$

--- (3.16)

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

> Zs = R + j X (3.13)  $P = Ph + P \ell$  (3.14)  $Q = Qh + Q \ell$  (3.15)

(3.12)式よりdQc/d | Vt | を求めると、下式が得られる。

$$\frac{\mathrm{d}Q_{c}}{\mathrm{d}|\dot{\mathbf{v}}_{t}|} = \frac{\mathrm{d}Q}{\mathrm{d}|\dot{\mathbf{v}}_{t}|} + \frac{2\mathrm{X}^{2}|\dot{\mathbf{v}}_{t}|^{3} - |Z_{s}|^{2}\left\{|Z_{s}|^{2}\mathrm{P}\frac{\mathrm{d}\mathrm{P}}{\mathrm{d}|\dot{\mathbf{v}}_{t}|} + 2|\dot{\mathbf{v}}_{t}|\mathrm{R}\mathrm{P} + |\dot{\mathbf{v}}_{t}|^{2}\mathrm{R}\frac{\mathrm{d}\mathrm{P}}{\mathrm{d}|\dot{\mathbf{v}}_{t}|} + 2|\dot{\mathbf{v}}_{t}|^{3} - |\dot{\mathbf{v}}_{s}|^{2}|\dot{\mathbf{v}}_{t}|}{\sqrt{\mathrm{X}^{2}|\dot{\mathbf{v}}_{t}|^{4} - |\dot{Z}_{s}|^{2}\left\{|\dot{Z}_{s}|^{2}\mathrm{P}\frac{\mathrm{d}\mathrm{P}}{\mathrm{d}|\dot{\mathbf{v}}_{t}|} + 2|\dot{\mathbf{v}}_{t}|\mathrm{R}\mathrm{P} + |\dot{\mathbf{v}}_{t}|^{2}\mathrm{R}\frac{\mathrm{d}\mathrm{P}}{\mathrm{d}|\dot{\mathbf{v}}_{t}|} + 2|\dot{\mathbf{v}}_{t}|^{3} - |\dot{\mathbf{v}}_{s}|^{2}|\dot{\mathbf{v}}_{t}|}{\sqrt{\mathrm{X}^{2}|\dot{\mathbf{v}}_{t}|^{4} - |\dot{Z}_{s}|^{2}\left\{|\dot{Z}_{s}|^{2}\mathrm{P}^{2} + 2\mathrm{R}|\dot{\mathbf{v}}_{t}|^{2}\mathrm{P} + |\dot{\mathbf{v}}_{t}|^{4} - |\dot{\mathbf{v}}_{s}|^{2}|\dot{\mathbf{v}}_{t}|^{2}\right\}}}$$

(3.16)式から分る様にdQc/d | Vt | は、 | Vs | 、 | Vt | 、 Zs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。

$$Ph = Pho | Vt |^{m}, Qh = Qho | Vt |^{n}$$

$$P \ell = P \ell o | Vt |^{m'}, Q \ell = Q \ell o | Vt |^{n'}$$

$$(3.17)$$

$$(3.18)$$

この場合、(3.16)式におけるdP/d | Vt | 及びdQc/d | Vt | は下式により求められる。 d P

	= m Pho   Vt   <sup>m-1</sup>	+m' Plo  Vt  $^{m'-1}$	(3.19)
	= n $\Omega$ ho   Vt   <sup>n-1</sup>	$+n' \Theta \ell_0   Vt  ^{n'-1}$	
d   Vt			(0.20)

#### (c) 電圧安定度限界の計算

(3.16)式よりdQc/d | Vt | = 0となる | Zs | 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 | Zs | 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( | Zs | を増や して行く)と、dQc/d | Vt | 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Qsの形で表わすのが一般的であるから、まずQsの値を設定し、

 $|Z_{s}| = 1 / Q_{s}$  .....(3.21)

により | Zs | 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Qsoを求める。 その限界における無効電力調整設備容量Qcoは(3.12)式より求まる。また、R、Xは | Zs | 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。

#### <u>3.2.2項</u> 電圧安定度指標としてのdQc/d | Vt |

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が重要 である。(3.16)式で求まるdQc/d | Vt | 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Qsが大きくなり電圧安定度の条件が楽になるほ ど、dQc/d | Vt | 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。

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ΔQ(p.u.)だけ変化させた場合の電圧変 動ΔV(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 dQc/dIVtl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

#### dQc/d|Vt|

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と、 $\Delta Qc = 0.6 \times 0.2 = 0.12(p.u.)$ である。従って、 $dQc/d | Vt | が1.2以上であれば \Delta V \ge 0.1(p.u.)$ 以下に、 $dQc/d | Vt | が2.4以上であれば、 \Delta V \ge 0.05(p.u.)$ 以下に抑えることができる。

----- (3.22)

dQc/d | Vt | 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、 dQc/d | Vt | 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dQc/d | Vt | 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dQc/d | Vt | 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、dQc/d | Vt | が規定値 a に等しくなる短絡容量Qsa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<sub>S12</sub>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

変換装置制御		方式Ⅰ	方式Ⅱ	
順変換	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	
· 茯装 置	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	

第 3.1 表 直流送電系統の代表的な制御方式

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 2.1) 値が一定に保たれる限り力率もほゞ一定となる訳である。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Zs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 αを10°~15°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ッと同じ値17°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Qso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。

<u>(b) 交流系統電圧の影響</u>

第3.6図は、交流系統の運用によって電源系統の電圧 | Vs | 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 | Vt | 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。 | Vs |、 | Vt | を高くすることによって、電圧安定度限界Qsoを向上 させることが出来るが、実用的電圧安定度限界Q<sub>S12</sub>を向上させるためには、 | Vs | を 高くしなければ効果が少いことが分る。 | Vs | 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くする上からも効果が大きい。

<u>(c)変換所近辺の負荷の影響</u>

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 <sub>h</sub> 制御角 α 余裕角 <i>r</i> 転流リアクタンス X 変換装置力率 cos φ <sub>h</sub>	1.0(p.u.) 17.0(度) 17.0(度) 18.0(%) 0.8663
変換装置力率 cos 🖗 h	0.8663
変換装置消費無効電力 Q <sub>h</sub>	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



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随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随する時間領域に 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α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α、又は余裕角γを交流電 圧の如何にかゝ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ゞ同じ値となり、タップの追随する定常状態より 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α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。















# 第3.3表 過渡状態における電圧安定度限界

制御	方 式	電圧依存指数		電圧安定度	世
順変換装置	逆変換装置	m	n	Q <sub>s1.2</sub> (p.u.)	1佣 右
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 α 一定	定電力制御	0	-1.16	3.38	$\alpha = 10^{\circ}$
制御角 α 一定	定電流制御	1.10	0.59	2.04	$\alpha = 10^{\circ}$

- --- ...

(a) 順変換装置側

(b) 逆変換装置側

制御	方 式	電圧依存指数		電圧安定度	·# #
逆変換装置	順変換装置	m	n	Q <sub>s1.2</sub> (p.u.)	. 1佣 ~5
タップ制御付	タップ制御付	0	0	2.73	r = 17°
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	<i>r</i> =17°

### 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 3.13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とっておく必要がある。第 3.13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°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 | Vt | が0.93p.u.のとき、余裕角 $\gamma = 17^{\circ}$ とし、| Vt |  $\geq 0.93p.u.0$ ときに

も、|Vt| = 0.93p.u.のときと同じ力率となる様に制御進み角βを定めるものとすると、 変換装置の消費無効電力は第3.13図の様になる。|Vt| = 1.0p.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<sub>S12</sub>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<sub>S12</sub> = 2.73とほとんど 同じ値が得られる。

この様な定電力-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 | Vt | =0.93p.u.、C 点は | Vt | =1.07p.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 | Vt | 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 β を40.3°一定とすれば、余裕角 γ も19.6°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



第3.13図 逆変換装置の制御方式と運転諸量



第3.14図 定電カー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 | Vt | 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-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 | Vt | に対する比Id/ | Vt | を求め、この値に応じて制御進み角βの値を定める。力率一定の条件で求めた I d/ | Vt | に対するβ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°にすぎないから、実用的には十分であ り、βは下式によって定められる。

β=31.8+8.5(Id/Vt) (3.23) この式は転流リアクタンスX=0.18p.u.、最小余裕角γ=17°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 | Vt | の変化だけではなく、直流電力 I dの変化範囲のす 4) 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γ= 17°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Id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 | Vt | 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と、第3.3表から明らかな様に制御角α を一定とする場合の電圧安定度はタップ制御の追随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α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α一定制御であ るが、同表ではこのαの値を10°としている。このαの値はαの最小値を制限するαリミ



第3.15図 力率一定制御時の制御進み角と余裕角



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 | Vt | =0.93p.u.のとき $\alpha$ =10°とし、 | Vt |  $\ge$ 0.93の範囲では | Vt | =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<sub>S12</sub>=2.96となり、タップ制御が追随する定常時よりも若干良くなる。これは | Vt | =1.0 p.u.のときの $\alpha$ の値を13.9°と、定常時の値17°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、 $0.93p.u. \leq \forall t \leq 1.0$  $p.u.の範囲即ち点A、B間を直線で近似制御すれば良い。 | <math>\forall t$  |  $\leq 0.93p.u.$ 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 | Vt | とするための無効電力調整設備容量Qcを計算し、 d Qc/d | Vt |  $\geq 0$ 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Qso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、dQc/d | Vt | の値は電圧安定度指標として利用できる。dQc/d | Vt | が規定値 a に等しくなる限界の短絡容量Qsa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<sub>S12</sub>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) 変圧器タップが追随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α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 Estimetion 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 47) 在する。

1.2) 4.3)

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。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。この様な 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-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。
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▷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なっており、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、定余裕角制御を行なっており、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280µs)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φ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 y 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 y 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4.2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 UV相	電 日 VW相	 WU相
111/1/1/1821日+小纹	k	x	同左	同左
	$\varphi$	0	同左	同左
ことにものでもある	k	X	ko	ko
UV伯∠쨗地裕	φ	0	$\varphi_0$	$-\varphi_0$
山田1泊地级	k	ko	1	ko
し伯・禄地裕	φ	φ	0	$-\varphi_{o}$

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、直ちに必要な処置をとる。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 γ が規定値になるように点弧パルスを発生させ、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を発生させて、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 √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。

$$X = \omega L \cdot \sqrt{\frac{2}{3}} I d \swarrow \frac{1}{\sqrt{3}} E = \frac{\sqrt{2} \omega L I d}{E}$$
(4.1)

ここで、ωL: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isと すれば、isは線間短絡電流に等しく次式が成り立つ。

$$2L \quad \frac{di_s}{dt} = \sqrt{2}kE\sin(\omega t + \phi) \quad \dots \quad (4.2)$$

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

ωL:転流リアクタンス

上式よりisを求めると、

$$i_{s} = -\frac{kE}{\sqrt{2}\omega L} \cos(\omega t + \phi) + C \qquad (4.3)$$

たゞし、C:積分定数

このi。が直流電流Id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、

 $\omega t + \phi = 180^{\circ} - \beta \overline{C} \qquad i_{s} = 0$  $\omega t + \phi = 180^{\circ} - \gamma \overline{C} \qquad i_{s} = I d$ 

とすると、次式が求まる。

$$\cos\gamma - \cos\beta = \frac{\sqrt{2}\omega \text{ L I d}}{\text{kE}} \qquad (4.4)$$

ここで、β:制御進み角、γ:転流余裕角である。

インバータの制御進み角βは、上式に従ってγ=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γ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γを一定に保つために制御角β 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くる。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。

 $\gamma (\mathbf{k}) = \gamma - \{ \beta (\mathbf{k}) - 60^{\circ} \} \qquad (4.5)$ 

ここで、 γ: 平常時の余裕角

β(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 γ<sub>m</sub>とすれば、γ(k)≤γ<sub>m</sub>になると転流失敗する。 (4.5)式のγ(k)をγ<sub>m</sub>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になる。

 $k = \frac{\sqrt{2}\omega L I d/E}{\cos \gamma - \cos(\gamma - \gamma_m + 60^\circ)}$ (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。たゞし、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





他相転流の影響

- 70 -

第4.2表 不平衡故障時の定常運転限界

	n	相1 0 - 6			U V 相 2 夕 ← G	
転	Up →Vp	Vp →Wp	Wp →Up	$\mathrm{U}_\mathrm{P}  o \mathrm{V}_\mathrm{P}$	Vp →Wp	Wp →Up
上記転流の直後	WN →UN	Un →Vn	V <sub>N</sub> →W <sub>N</sub>	W <sub>N</sub> →U <sub>N</sub>	$U_N \rightarrow V_N$	$V_N \rightarrow W_N$
に行われる転流				-		
直後の相の転流 の影響を受ける 条件	β (k <sub>0</sub> ) >60 <sup>+</sup> 2 φ	$eta$ ( $_{ m k_0}$ ) >60°– $arphi$	$eta$ (1)>60°- $\phi$	$eta$ (k $_{0}$ ) >60 $^{\circ+}$ $arphi$	β(x) >6 0°+φ	$eta$ ( $\mathrm{k_0}$ ) >60 $^{\circ}-2~arphi$
浦 転 可 能 条 体	$\gamma - [\beta (k_0) -$	$\gamma - \{\beta (k_0) -$	$\gamma - \left[ \begin{array}{c} eta \end{array} (1) - \right]$	$r - [\beta(k_0) -$	$\gamma - \{\beta(x)\} - \gamma$	$\gamma - [\beta (k_0) -$
	$(60^{\circ}+2 \ \varphi \ ) \} > \gamma_{ m m}$	( $60^{\circ}-\varphi$ )} > $\gamma_{\rm m}$	$(60^{\circ}-\phi) > \gamma_{\rm m}$	$^{m}l < \{(\phi + _{\circ} 09)\}$	$^{\rm m}$ ( 0 $^{\circ}$ ) > $\gamma_{\rm m}$	( 60°–2 $\phi$ ) > $\gamma_{\rm m}$
*						

β(1)・β(k°)・β(x)はそれぞれ転流電圧が、1・k°・x(b・n・)となった場合に余裕角γを規定値 ÷ (江)

に保つための制御進み角である。

2. 1m 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

限界を求めた結果を示す。

U相1線地絡ではVp→Wpの転流が、UV相2線地絡ではWp→Up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φ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、ディ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なえば、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。

$$\theta_1 = \cos^{-1}\left(\frac{\sqrt{2}\omega \text{ L I d}}{\text{kE}} - \cos\gamma_m\right) - \phi$$
 (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。



- 73 -

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

(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 $\sqrt{2}$ Esin $\omega$ tであり、故障発生後は $\sqrt{2}$ k Esin $(\omega t + \phi)$ 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βは(4.4) 式にてk=1として求められ、次のようになる。

$$\beta = \cos^{-1}(\cos\gamma + \frac{\sqrt{2}\omega \text{ L I d}}{\text{E}}) \qquad (4.9)$$

(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、

$$i_{s} = -\frac{E}{\sqrt{2\omega}L} \cos(\omega t - \cos\beta) \qquad (4.10)$$

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

$$i_{s} = -\frac{E}{\sqrt{2\omega L}} \left( \cos \theta_{2} - \cos \beta \right) \qquad (4.11)$$

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<sub>s</sub> は

$$i_{s} = \frac{kE}{\sqrt{2}\omega L} \left\{ \cos(\omega t + \phi) - \cos(\theta + \phi) \right\} + \frac{E}{\sqrt{2}\omega L} \left( \cos\beta - \cos\theta_{2} \right)$$
(4.12)

上式で、 $\omega t + \phi = 180^\circ - \gamma_m \sigma i_s = I d \ge 0$ 、(4.9)式の関係を用いると、 $\theta_2$ が次のように求まる。

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

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γ<sub>m</sub>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 φ を用いて、

 $\gamma - \phi = \gamma_{\rm m} \tag{4.14}$ 

で表わすことができる。

<u>(d) 計算結果</u>

(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ゝわらず、平常時の余裕角 γ 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、 γ=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、おゝよ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。



- 76 -

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ゞ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+ $\Delta_2$ )Id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) 模擬試驗系統

シミュレータにより第4.7回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。



- 78 -

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回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Ec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Ec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Ecを瞬 時にEc' に変化させる。いま制御電圧がEcのときの制御進み角を $\beta$ (Ec)、Ec' のとき のそれを $\beta$ (Ec')とする。点弧パルスP<sub>3</sub>が発生した直後 t<sub>f</sub>の時点で故障が発生したと すると、点弧パルスはP<sub>4</sub>の位置から(Ec-Ec')に相当するだけ進んでP<sub>4</sub>' の位置で発 生し $\beta$ (Ec')が得られる。もし、故障がP<sub>4</sub>' の時点よりも遅れて t<sub>f</sub>' のような時点で 発生すると、故障と同時に点弧パルスP<sub>4</sub>" 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 $\beta$ (Ec')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、β(Ec')=60°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、計算値とほゞ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。

#### (<u>d</u>) 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 遅れのな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)



- 81 -

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 γ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γ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、γ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β、余裕 角γ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 直流送電系統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
順変協	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
探装 置	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





(b) 変圧器結線 人 🛆

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-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±3~5%程度に収めようとすると、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ず、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と、コンデンサの切替容量を小さく
 とる必要があるが、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TC
 R(Thyristor Controlled Reactor)を組合せた静止型無効電力調整装置(Static Var 5.2)~5.11)
 Compensator:以下SVCと略記する)が用いられる様になって来ている。しかし、TC
 R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、SV
 C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。

5.13) 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。 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±3%以内に保つことができる。この連続定格はT CRの制御角を135°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°以上という制限をはずし90°から180°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せて、サイリスタ点弧位相を定める簡便な方法を採ることにより、 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、Ip-jIon:変換装置の有効、無効電流

jIc :無効電力調整装置電流



- $\Delta \dot{\mathbf{V}} = \dot{\mathbf{V}}_{s} \dot{\mathbf{V}}_{t} = (\mathbf{R} + \mathbf{j}\mathbf{X})(\mathbf{I}_{p} \mathbf{j}\mathbf{I}_{q})$  $= (\mathbf{I}_{p}\mathbf{R} + \mathbf{I}_{q}\mathbf{X}) + \mathbf{j}(\mathbf{X}\mathbf{I}_{p} \mathbf{R}\mathbf{I}_{q})$ 
  - (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

Vs :電源系統の電圧

Vt :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。

 $(IpX - IqR)^{2} + (|Vt| + IpR + IqX)^{2} = |Vs|^{2}$  (5.1) zzv.

I q = I con - I c(5.2)

 $I \operatorname{con} = I \operatorname{p} \tan \phi = I \operatorname{p} \sqrt{1 - \cos^2 \phi} / \cos \phi \qquad (5.3)$ 

変換装置の力率cosφは、制御角αまたは余裕角γと重なり角uより下式のように求めら れる。

 $\cos\phi = \left\{\cos\alpha + \cos\left(\alpha + \mathbf{u}\right)\right\} / 2 \qquad (5.4)$ 

または、  $\cos \phi = \{\cos \gamma + \cos(\gamma + u)\} / 2$  (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随する時間領 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 | Vs | 、 | Vt | 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。

$$I_{c} = \frac{-X |V_{t}|^{2} + \sqrt{X^{2} |V_{t}|^{2} - (R^{2} + X^{2}) (X^{2}I_{p}^{2} + (|V_{t}| + RI_{p})^{2} - |V_{s}|^{2})}{R^{2} + X^{2}}$$
(5.6)

したがって、無効電力調整装置容量Qcは下式により求められる。

 $Qc = Ic / |\dot{V}t|$  (5.7)

Qcの計算結果を第5.2図及び第5.3図に示す。

ここで、 | Vs | 、 | Vt | は交直連系点の定格電圧を、 P 、Qc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

| Vt | 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 ・ | Vt | が上昇するためである。

(2) Qc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。



93 -



第5.3図 短絡容量と無効電力調整装置必要容量

(3) Qcは | Vs | 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回に示す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<u>5.3.1項 TSCによる交流電圧制御</u>

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、T SCの各ユニットは交流電圧 | Vt | 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 | Vt | 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 5.14) ることができる。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



## (b) 逆変換運転



- 97 -




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α又は余裕角γ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α又は余裕角γ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 送電々力が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、直流送電系統の他の端子 に接続される交流系統の短絡容量が大きい場合にのみその適用が限定される。直流送電系 統の両端子に接続される交流系統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を切換える点の直流 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を切換える 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系統の短絡容量が大きく、上記のTSC切換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。

### <u>第5.3.3項 TSCとTCRの協調制御による交流電圧制御</u>

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Qcと同程度の容量に選ばれることが多い。 これにより-Qcから+Qc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αを135°~180°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°~180°の制限をはずし、90°~180°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±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ぱんに入切され、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。







# 第5.10図 SVCによる電圧制御特性



## 第5.11図 TSCの制御法

第5.2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と、非常に大容量のものを用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°~180°)をはずし、制御角を90° 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







(b) 交流電圧 V<sub>t</sub>の零点で投入(残留電圧:零)



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 $\alpha \ge 135^\circ$ 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のー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°~180°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°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。





!



(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 №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 Tyristor 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、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

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 6.12) 確認した。なお、この制御方式は新信濃周波数変換所及び北海道-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-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。

		(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
ſ	順変換装置	{	制御)
		変圧器タップ :	: 制御角αが規定の範囲(通常15°~20°)に入るように
ł		l	制御
		(変換器位相制御:	:定余裕角制御(余裕角γが規定値に等しくなるように
l	逆変換裝置	4	制御)
		変圧器タップ :	:定電圧制御(直流電圧Vdが規定値に等しくなるように
		l	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。

(阿尔梅壮等	順変換装置	変換器位相制御	: 定電流制御
順変換殺匱		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E2が規定値になるように制御)
		(変換器位相制御	:定電圧制御(直流電圧Vdが規定値に等しくなるように
逆変換装置	ŧ <	)	制御。ただし、余裕角保持用のβ-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γおよび順変換装置の制御角αをほゞ一定値に保ちつつ、 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βによって一定に保つ。したがっ て、制御角α、β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。

$Vd=1.35 e_2 (\cos \alpha -$	$\frac{X}{2 E_2} I d$	(6.1)

$\mathbf{\Lambda}$	
$\cos \gamma - \cos \beta =$ Id	(6, 2)
E <sub>2</sub>	(012)

$$\cos\phi = \frac{\cos\gamma + \cos\beta}{2} \tag{6.3}$$

$$\sin\phi = \sqrt{1 - \cos^2 \phi} \tag{6.4}$$

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

$$Q = S \sin \phi \tag{6.6}$$

 $e_2$ :変圧器直流側巻線電圧(kV)

77

i<sub>d</sub> :直流電流(kA)

- Id: " (p.u.: 定格電流ベース)
- E<sub>2</sub>:変圧器直流側巻線電圧(p.u.:定格電圧ベース)

γ :余裕角(電気角、度)

β :制御進み角(電気角、度)

cos ø:力率

sin ¢: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sinβに、オフする時点の電圧はsinγ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、

 $K = \sin^2 \beta + \sin^2 \gamma$  (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  $\beta \div 90^\circ$   $\gamma \div 90^\circ$  であるから、 K  $\div 2$  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<sub>2</sub>は定格電圧110.8kVを、無効電力Qは、定格直流送電々力150 MW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) カ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 いう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 ø が高



- 119 -

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ゞ一定である。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 ÷ 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6.3 図 制御回路ブロック図

- 122 -

(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様に制御すれば良い。

(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 | Vt | に対する比 I d/ | Vt | を求め、この値に応じて制御進み角を定める。 I d/ | Vt | 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 | Vt | 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。

Id/ | Vt | に対するβ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βと余裕角γ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¢だけ進む相と¢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α、β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α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+φと-φ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。



直流送電電力急増時のオッシログラム 第6.5区

逆変換装置

添字 r:順変換装置

注



## 第6.6図 不平衡故障による位相の変化

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βを下記のように区分して用いる。

β β β <sub>real</sub>: 転流電圧の零点規準 β <sub>APPS</sub>: 前記の同期パルス規準(位相制御装置の制御電圧Ecに対応する位相 角)

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。

 $\beta_{\rm real} \pm \phi = \beta_{\rm APPS} \qquad (6.8)$ 

### (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→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φが最も 大きくなる。φ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 の様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) 変圧器結線人人の場合

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。

 $k_{1} = \sqrt{\frac{1 + x + x^{2}}{3}}$   $\phi_{1} = \tan^{-1} \frac{\sqrt{3}}{2x + 1} - 30^{\circ}$ (6.9)
(6.10)

 $k_1$ 、 $\phi_1$ の値を求めた結果を第6.8図に示す。 (ii) 変圧器結線人 $\Delta$ の場合

この場合は、交流側電圧から零相電圧V<sub>0</sub>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。



第 6.7 図 交流系故障時の転流電圧(変圧器:人人の場合)



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)



(c) 3 線地絡第 6.9 図 交流系故障時の転流電圧(変圧器:人への場合)

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。

$\mathbf{V}_0 = \frac{1 - \mathbf{x}}{3}$	
$k_2 = \frac{2 x + 1}{3}$	(6.12)
$k_3 = \frac{\sqrt{x^2 + x + 7}}{3}$	
$\phi_2 = 30^\circ - \tan^{-1} \frac{2x+1}{3\sqrt{3}}$	
$V_0' = \frac{1-x}{3}$	
$k_2' = \frac{x+2}{3}$	
$k_{3}' = \frac{\sqrt{7 x^{2} + x + 1}}{3}$	
$\phi' = \pm 2 = 20^{\circ}$	(6.18)

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

### (d) 交流系故障時の制御進み角βと余裕角γ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とパ ルス間隔一定制御を行う場合の制御進み角βと余裕角γの関係式は第6.12図を参考に して次式の様に求められる。

(a) β<sub>real</sub>≦60°の場合

$$\cos \gamma - \cos \beta_{real} = X \cdot \frac{Id}{Ea}$$
,  $\gamma = \gamma_{real}$  (6.19)

(b) β<sub>real</sub>>60°の場合

$$\left.\begin{array}{c}\cos\gamma-\cos\beta_{real}=X\cdot\frac{\mathrm{Id}}{\mathrm{Ea}}\\\gamma_{real}=60^{\circ}-\mathrm{u}=60^{\circ}-(\beta_{real}-\gamma)\end{array}\right\}$$
(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)



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:人△)




E<sub>a</sub> :転流電圧(p.u.値) I<sub>d</sub> :直流電流(p.u.値) (定格値、 ベース /

u :重なり角(電気角、度)

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

# 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β<sub>APPS</sub>≦90°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 $I_d=1.0p.u.$ とし、 交流電圧波形は正弦波とした。

(i) 変圧器結線人人の場合

-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kp.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、Id=1.0、Ea=k<sub>1</sub>、 $\beta_{APPS}=90^{\circ}$ 、 $\phi = \phi_1$ として第 6.13図(a)のように求められる。

k<sub>1</sub>および φ<sub>1</sub>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xp.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。





-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) 変圧器結線人△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→Wの転流の方が位相が進み方 向に変化するためW→Uの転流よりも厳しい。U→Vの転流とV→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→W相であるが、転流電圧の大きさは U→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→W、U →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→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→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=0.25p.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°とすれば、余裕角 $\gamma_{rea1}$ =30°となるのは、3線および2線地絡 の場合、相電圧 x = 0.45~0.5p.u.、1線地絡の場合 x = 0.15~0.25p.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 = 0.5p.u.、1線地絡の場 合 x = 0.3p.u.程度と考えるのが良い。



第 6.1 4 図 交流系故障時の余裕角 (変圧器人 Δ, β = 90°)(1)



60 X = 0.2余裕角 7 real ( 度 ) X = 0.2540 X = 0.3X = 0.4 $\overline{\gamma} = \overline{30}^{\circ}$ 20 0 0 0.2 0.4 0.6 0.8 1.0 故障時の相電圧x(p.u.) (b) 2 線地絡時

第 6.1 5 図 交流系故障時の余裕角(変圧器人△,β = 90°) <sup>(2)</sup>

=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から、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 γ を得るための制御進み角 β<sub>real</sub>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。

$$\beta_{\text{real}} \begin{cases} = \cos^{-1}(\cos\gamma - X \cdot \frac{\text{Id}}{\text{Ea}}) & (\beta_{\text{real}} \leq 60^{\circ}) \\ = \sin^{-1} \frac{X \cdot \text{Id}}{\text{Ea}\sqrt{2 \{1 - \cos(60^{\circ} - \gamma)\}}} + \tan^{-1} \frac{1 - \cos(60^{\circ} - \gamma)}{\sin(60^{\circ} - \gamma)} (\beta_{\text{real}} > 60) \end{cases}$$
(6.22)

転流電圧Ea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β<sub>APPS</sub>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





(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:人人)









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、稀にではあるが、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β=90°となるように定めた。また、制御進み角βが95°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β<sub>APPS</sub>はつぎに示 すようになる。

$\beta_{\rm APPS} = 94.2 - 72.6  {\rm x} + 17.8  {\rm I}  {\rm d}$	
ただし、β <sub>APPS</sub> ≤95°	(6.23)

(6) 新信濃周波数変換所あるいは北海道-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



# (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 結線が人∆の場合には、U相1線地絡のとき、V→Wの転流とU→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 y<sub>real</sub>は最小でも34°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図に示したものを用いた。

直流回路は北海道-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<sub>1</sub>~S<sub>3</sub>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0.5 p.u.という運転限界が妥当であることを示している。



- 149 -



- 150 -





第6.24図 折線近似制御を行った場合の余裕角(変圧器人△)

		7/75		-	1000	3	Sec.	KTO.	F2221
	100	10	1	2.72		2.50	2		2.2
		100	1.2.2		S. 10.	1920	2.2	S. 5	1
. Carden					-	Sec. Stat	C. Carlos		States and States
		Sec. 10		100 00		23.5	1000	5	5
	-	1. No.		-			100	100	5.57
	Contraction of	1.00	12:00	100.00	- 19 A - 4	1.05	10.3	19 A.	1000
	-		And in case	-	TAT	1	1000	Cristo.	TYPE:
SQ 44,	20.1		R 24			3.4.	5		STC-
	S. 19	100	100-04		1000	Carlos .	1.2	-	1.00
		5.64		ET ET		usana:	H	10011-1	
1.3	361 E .:	1.00	11.5	1.15-52		Sec. 1	1.1.1		THE R
195-51	Province.	100.00	200	Fill the			2.00	440	
10.0	2. 10.	1.36.5	100.00	1.00	1.00		27.2	62.0	1.000
		10			a have been a				
-			1.5.675	200		5-1	122	1. F. 2 G	1.2.5
1.500	and a second	-	1928 - 8		2000	-	4-1-5		
S =		12	1-11-1C-	10.00	1.12.0	1.00	2. V		A Local Diversion
See 14	me a	1000	1	1.1.1	1.	Sec. 1	Farmer 1	1.51	2505
1-12 C		1.25	1	1.0.27			100	1.2	5.57
	1.20		1. 2,			2000	-	STATE:	A CALLER
1.000	201.202					2.000 F			

たて軸: 0.5V/div,よこ軸: 10ms/div

第6.25図 速応整流回路の応答

No.	故障種類	故障時の相電圧 (p.u.)	運転の可否	オッシロ図#
		(定格値ベース)		
1	1線地絡	0.45	0	
2		0.27	0	第6.26図
3		0.22	×	第 6.27図
4		0.17	×	
5	2線地絡	0.6 8	0	
6		0.57	0	
7		0.51	0	第 6.28図
8		0.4 5	×	第 6. 2 9 図
9	3 線地絡	0.48	0	
10		0.34	×	

第6.1表 シミュレータによる試験結果

第6.26図 1線地絡時のオッショグラム

故障時の相電圧 x=0.27 p.u.



絡時のオッシログラム 故障時の相電圧 x=0.22 p.u.

第6.27図 1線地絡時のオッショグラム



28図 2線地絡時のオッショグラム 故障時の相電圧 x=0.51 p.u.

6.

溌



故障時の相電圧 x=0.45 p.u. 4 ī 5 Ц シ

2 線地絡時のオッ 6.29 🛛

箫

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20 ms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 and2 Control System-Simulator Stadies."

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 Multiterminal 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

### 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、変圧器タップが追随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の制御は直流送電系統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系統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
  - 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
  - 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 Tyristor 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 Na2.36 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 №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 №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 №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 №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 №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 Na827

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 Na 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 №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 №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 №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 №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 №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 №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 №848

- [IV] 日立評論揭載論文
  - 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ィ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ィジタル制御システムの動向」 日立評論 65,9(1983-9)pp.1~6

謝

辞

#### 謝

辞

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る。

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る。

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る。
## 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	鹍	正
12	第2.6図	角周波数ω( <u>r a d</u> )	角間波数ω( <u>rad/s</u> )
20	第2.13図	電源変動によ <u>る</u> 測定値は	電源変動によ <u>り</u> 測定値は
31	4 行目'	無効電 <u>流</u> 調整設備	無効電 <u>力</u> 調整設備
115	9 行目	(ii)直流電流の変化による	(ii)直流電流の変化による
		消費 <u>無効電力</u> が少ない	消費 <u>無効電力の変化</u> が少ない
140	1行目	=0.3p.u.程度と	削除
		考えるのが良い	

. -