不平衡故障時における同期発電機の 超電導限流器による安定化に関する検討 (続報)

学生員 泉 亨 克 憲 (北見工大)

学生員 矢 神 雅 規 (北見工大)

正 員 村 田 年 昭 (北見工大)

正 員 田 村 淳 二 (北見工大)

An Analysis of Superconducting Fault Current Limiter for
Stabilization of Synchronous Generators under Unbalanced Faults. (Part 2)

Katsunori Sentei, Student Member, Masaki Yagami, Student Member,

Toshiaki Murata, Member, Junji Tamura, Member

(Kitami Institute of Technology)

Power demand is still increasing day by day in Japan although the economic condition is not so good. As a result power systems are becoming larger and more complex to meet power demand, and hence, power system stability enhancement is becoming more and more important. On the other hand, researches and developments on superconducting fault current limiter (SFCL) are moving forward in accordance with the advancement of superconducting technology, which are expected to be applied to practical power system. This paper describes the results of analyses about stabilizations of synchronous generators by SFCL under balanced and unbalanced faults occurred at different points, and the effects of malfunctioning and the quench time of SFCL on the generator dynamics.

キーワード：超電導限流器 (SFCL)、同期発電機、過渡安定度、不平衡故障、タービン軸トルク

1. まえがき

現在、我が国ではバブルの崩壊により経済成長は停滞しているが、電力消費量は依然として増え続けている。さらに、電力自由化や21世紀の地球環境に向けて太陽光や風力発電等の増加により、電力系統は各種多様な分散電源が導入されていくと予想される。このような系統の複雑化や発電機台数の増加は、短絡容量の増加を招くことになり、故障発生時における短絡電流の遮断が困難となりつつある。このため、現状の系統設計技術の方針としては、系統安定度を確保するために遮断器の性能向上が必要とされている。一方、近年の超電導技術の進歩に伴い、様々な超電導限流器 (以下 SFCL と略記) の検討が行われ、上記問題の有効な対策として期待を集めている。

本来、超電導限流器は故障電流を抑制することを目的としているが、挿入される限流インピーダンスの種類と値を適当に選定すると過渡安定度改善が可能であることが分かっており、系統安定化装置としても期待されてい

る⁽¹⁾⁽⁶⁾⁽⁷⁾⁽⁸⁾。著者らの前論文によれば⁽²⁾⁽³⁾、発電機至近端で地絡故障が発生した場合に対しては、高抵抗のR型限流素子が同期発電機の安定化 (故障電流の限流、発電機の過渡安定度改善、タービン系の軸振動トルクの抑制) に効果的である事が分かっており、また、3線地絡故障 (3LG) が発生した場合においては、系統のどこで故障が発生しても発電機至近端での故障時と同様に高抵抗のR型限流素子が同期発電機の同様な安定化に効果的であるとの結論も得られている⁽⁴⁾。しかし、この検討は3LGの場合のみを対象としており、一方実際の系統に発生する故障は不平衡故障が多い。また、定常運転している超電導限流器の超電導コイルが何らかの原因でクエンチすることも予想され、この場合には系統に直列に挿入された限流器が逆に系統の状態や安定性に悪影響を与えることになりうる。更に、超電導コイルのクエンチに要する時間は、その導体の種類や長さ、臨界電流密度等によって異なり、一般に数マイクロ秒から数ミリ秒⁽⁵⁾といわれ、高速なものと低速なものとは1000倍程度の差

がある。これまでの著者らの検討^{(2),(3)}においては、このクエンチ時間として1種類の値のみ用いてきたが、種々の値を想定した検討も必要である。

以上のような背景から、本論文では、汎用回路解析プログラム EMTP を用い、故障地点を種々変えた場合における故障電流の抑制、発電機の過渡安定度の改善、並びにタービン系の軸ねじれ振動の抑制効果の検討を行い、更には定常運転中の超電導限流器でクエンチが発生した場合の同期発電機の特性解析、クエンチに要する時間が種々変化した場合の諸特性に関して検討した結果を報告する。

2. 系統構成および超電導限流器モデル

シミュレーションに使用した一機無限大母線系統モデルを図1に示す。また、発電機出力の初期値を 0.7[pu] から 0.1[pu]刻みに 1.0[pu]まで変えて4つのケースで検討し、かつ発電機端子電圧も 0.95、1.0、1.05[pu]の三つのケースで検討を行った。それぞれの場合の同期発電機の初期値と系統定数を表1に示す。更に、本稿では不平衡故障を取り扱っているので、発電機・変圧器・送電線の逆相インピーダンス、零相インピーダンスおよび接地形態を表2に示す。発電機と変圧器のY側中性点はともに直接接地とし、変圧器は漏れインダクタンスのみ考慮し励磁インダクタンスは無視している。なお、本稿における発電機の制御系として、図2に示す AVR とガバナ (GOV) モデルを使用した。SFCL は 1 線地絡故障によって流れる零相電流を直接的に限流素子抵抗によって抑制できるので⁽⁸⁾、変圧器高圧側と送電線との間に直列に挿入している。なお SFCL は送電線の再閉路時に万が一故障が除去されていない場合、SFCL 1 台のみでは再閉路失敗時の故障電流の抑制ができないので、これを防ぐ為に限流器を2台並列に接続している。また、本稿で用いたタービン発電機の軸系モデルは図3に示す6質点モデルである。以上の発電機定数、タービン系定数については文献(2)で使用したものと全く同じであるので省略する。

故障として、1線地絡(a相)、2線地絡(a,b相)、3線地絡故障(以下 1LG, 2LG, 3LG)、および線間(a,b相)

図1. 一機無限大系統モデル
Fig.1 Model System.

図2. AVR,GOV モデル
Fig.2 AVR, GOV Model.

図3. SFCL モデルとタービン軸系モデル
Fig.3 SFCL Model and Turbine-generator Shaft Model.

表1. 系統基準定数と発電機初期値
Table1. Model System Base Values
and Generator Initial Values.

系統基準容量	[MVA]	100.0
系統基準電圧	[kV]	20.0 / $\sqrt{3}$
系統周波数	[Hz]	50.0

発電機端子電圧[pu]	初期発電機出力[pu]	発電機端子電圧位相角[deg]	初期発電機負荷角[deg]
0.95	0.70-j0.12	13.00921	73.12773
	0.80-j0.11	14.23372	76.95554
	0.90-j0.09	16.61982	80.40079
	1.00-j0.06	18.48665	83.41296
1.00	0.70+j0.03	12.09025	60.86601
	0.80+j0.04	13.83516	65.63139
	0.90+j0.06	15.58947	69.79090
	1.00+j0.09	17.35570	73.46610
1.05	0.70+j0.20	11.39379	51.26959
	0.80+j0.21	12.02354	55.98711
	0.90+j0.23	14.35765	60.43737
	1.00+j0.25	16.31766	64.45137

表2. 各インピーダンスと接地方式
Table2. Each Impedance Value and Earth System.

	正相	逆相	零相	接地方式
発電機 [pu]	1.79	0.168	0.13	直接接地方式
変圧器 [pu]	0.1	0.1	0.1	直接接地方式
送電線インピーダンス*	0.04 + j 0.2 [pu]			

*ただし、直列インピーダンスのみとし、相互インピーダンスおよび対地アドミタンスは無しとする。

短絡故障 (2LS) の 4 種類について検討し、故障地点は # 2 送電線に 2 点設け、計算の条件は $t=0.1[\text{sec}]$ で故障発生、 $t=0.2[\text{sec}]$ で # 2 送電線両端遮断開始、 $t=1.0[\text{sec}]$ で再閉路 (成功) とした。また、遮断器 CB1、CB2 による遮断の際には電流ゼロ点で各相が切れると同時にスイッチ SW2 を閉じ、以後の送電は予備限流器 (SFCL2) を通じて行われるようモデル化している。

一方、SFCL は図 3 に示すような R 型限流素子と超電導コイルとが並列に接続された転流型を想定している。超電導コイルの臨界電流値は、再閉路成功時に予備側 SFCL2 が動作しないことを前提とし、なおかつ故障していない回線の SFCL が動作しないように考慮した結果により $3.7[\text{pu}]$ に設定した。クエンチ後の超電導コイルの抵抗値は、簡単のため時定数 $1[\text{ms}]$ (本論文ではクエンチ時間と呼ぶ) で指数関数的に $25[\text{pu}]$ まで上昇するものとした。

発電機端子に接続された避雷器は、酸化亜鉛 (ZnO) ギャップレス非直線抵抗型⁽³⁾を想定し、放電開始電圧は相電圧波高値が $1.84[\text{pu}]$ (定格値の 1.3 倍) を越えた時点とする。また、これにより降下した電圧値が $1.84[\text{pu}]$ 以下になると、電圧がゼロ点を切ったと同時に放電は遮断されるとした。

3. 検討結果

< 3-1 > 故障電流

図 4 は、発電機の有効出力初期値が $P=0.8[\text{pu}]$ 、端子電圧 $V=1.0[\text{pu}]$ の時に各故障が発生した場合において、SFCL 未挿入時に変圧器 Y 側に流れる故障電流の最大値を示している。ここで、FAULT1 の故障地点は # 2 送電線の発電機至近端とし、FAULT2 は # 2 送電線の無限大母線側至近端とする。この図より、故障回線で最も電流最大値が小さかったのは FAULT2 地点での 2LS の b 相であり、その値は $3.91[\text{pu}]$ であった。そして、故障していない回線で最も電流最大値が大きかったのは FAULT1 地点での 1LG の b 相であり、その値は $3.23[\text{pu}]$ であった。これらより臨界電流値を $3.7[\text{pu}]$ に設定した。尚、他の出力・端子電圧の場合でもこの値で正常に動作したが、端子電圧 $0.95[\text{pu}]$ で 2LS が発生した場合に関しては、FAULT2 での b 相がこの値に達していなかった。しかし、本稿では故障していない回線の SFCL が動作しない事を前提としており、このケースでは SFCL が動作しないとした。

次に図 5 は、発電機出力 $P=0.8[\text{pu}]$ での各故障・各端子電圧の場合における限流素子抵抗値に対する変圧器 Y 側に流れる故障電流の最大値を示している。このグラフにおいて、限流素子抵抗値 $=0.0$ は SFCL 未挿入を意味する。どのグラフを見ても限流素子抵抗値 $0.4[\text{pu}]$ を境に故障電流の抑制効果は最大となる事が判る。

例として図 6 に発電機出力 $P=0.8[\text{pu}]$ 、端子電圧 $V=1.0[\text{pu}]$ 、故障地点 FAULT1 で 3LG 発生時の SFCL 有り無しそ

れぞれの場合での変圧器 Y 側に流れる電流波形 (a 相) を示す (ただし、限流素子抵抗値は $2.0[\text{pu}]$)。SFCL 未挿入時では、故障電流は $9.7[\text{pu}]$ まで達しているが、SFCL

図 4. 各故障に対する最大故障電流 ($V=1.0$)

Fig.4 Maximum Fault Currents in each Fault. ($V=1.0$)

図 5 (a). 各条件に対する最大故障電流

Fig.5(a) Maximum Fault Currents in Each Condition.

挿入時では $3.7[\text{pu}]$ に抑制され、また故障電流に含まれる直流分は限流素子抵抗によって時定数が小さくなるので、SFCL 未挿入時よりも速く減衰されているのが解る。

図 5 (b). 各条件に対する最大故障電流

Fig.5(b) Maximum Fault Currents in Each Condition.

図 6. SFCL 挿入時、未挿入時の電流波形

Fig.6 Current Waveforms With and Without SFCL.

図 5 (c). 各条件に対する最大故障電流

Fig.5(c) Maximum Fault Currents in Each Condition.

< 3-2 > 発電機負荷角

図 7 は発電機出力 $P=0.8[\text{pu}]$ において各故障地点で 3LG が発生した時における発電機負荷角応答波形を示し、図 8 は発電機出力 $P=0.8[\text{pu}]$ において各種故障が発生した時の負荷角の第一波の最大値（最小値）と第二波の最小値（最大値）の差（変位差）を取ったものであり、図 9 はそれぞれの発電機出力において各故障地点で 3LG が発生した時における変位差を示したものである。

図 7 において、3LG が発生すると発電機出力が急激に変化するため負荷角は動揺するが、その後動揺は減衰する。しかし、限流素子抵抗値が 0.4 、 $1.0[\text{pu}]$ の場合、この限流素子抵抗値によって消費された発電機出力が発電機入力よりかなり大きな値となってしまう、回転子に減速力が働くことで大きなバックスイングが発生し、 $0.4[\text{pu}]$ 時においては動揺が逆に大きくなった。そして図 7、8 より FAULT1、 $V=1.05[\text{pu}]$ の場合、限流素子抵抗値

CASE V=0.95[pu]

CASE V=0.95[pu]

CASE V=1.0[pu]

CASE V=1.0[pu]

CASE V=1.05[pu]

CASE V=1.05[pu]

図7. 発電機負荷角応答 (P=0.8, 3LG)

Fig.7 Load Angle Waveforms. (P=0.8, 3LG)

図8. 故障別の各故障地点における

発電機負荷角変位差 (P=0.8)

Fig.8 Load Angle Variations for Each

Fault Point in Each Fault. (P=0.8)

CASE V=0.95[pu]

CASE V=1.0[pu]

CASE V=1.05[pu]

図9. 各出力の各故障地点における
発電機負荷角変位差 (3LG)

Fig.9 Load Angle Variations for Each
Fault Point at Each Output. (3LG)

1.0[pu]では抑制効果が十分とは言えず、2.0[pu]が限流後の発電機出力が入力とほぼ等しくなる最適な抵抗値であった。次に FAULT1、 $V=1.0$ [pu]の時では、限流素子抵抗値 1.0[pu]でも 2.0[pu]に近い抑制効果が得られたが、総合的に見ると 2.0[pu]が最適な抵抗値であった。しかし、FAULT1、 $V=0.95$ [pu]では限流素子抵抗値 1.0[pu]が最適値となった。また、FAULT2 の場合でも、FAULT1 の時と同様に限流素子抵抗値が 0.4、1.0[pu]の場合でもバックスイングが生じたが発電機に流れる故障電流が小さい為、低抵抗でも限流素子抵抗値 2.0[pu]の時と同じような抑制効果が得られた。ここで、 $V=0.95 \cdot 2LS \cdot \text{FAULT2}$ 時の限流素子投入時の変位差が他のケースに比べて大きいのは故障電流が小さい為、限流器が動作していないからである。

最後に、図9に示すように各発電機出力で3LGが発生した場合には、発電機出力が小さくなるほど高抵抗が必要となり、端子電圧の方では電圧値が大きくなる程限流素子抵抗値 0.4[pu]投入時のバックスイングがおおくなり、最適な抑制効果が得られる限流素子抵抗値も端子電圧の上昇に比例して高抵抗になった。

< 3-3 > エアギャップトルク

図10, 11は、発電機出力 $P=0.8$ [pu]において各故障地点で3LGが発生した時の発電機エアギャップトルク波形を示しており、図12は発電機出力 $P=0.8$ [pu]において各種故障が発生した時のエアギャップトルク波形の第一波の最大値(最小値)と第二波の最小値(最大値)の差(変位差)を取ったものである。更に、図13はそれぞれの発電機出力において各故障地点で3LGが発生した時における同様なエアギャップトルクの変位差を示したものである。

図10, 11において、SFCLを挿入することでエアギャップトルクでの振動がかなり抑制されている。そして、図10の場合端子電圧 1.0、1.05[pu]の時では、限流素子抵抗値 2.0[pu]が最適な抑制効果を示し、 $V=0.95$ [pu]では 1.0[pu]でも 2.0[pu]の時とほぼ同じような抑制効果が得られた。また、図11の場合では、端子電圧 1.05[pu]の時限流素子抵抗値 2.0[pu]が最適な抑制効果を示したが、他のケース($V=0.95, 1.0$ [pu])では限流抵抗値に関係なく故障遮断後のトルク振動が抑制されている。

3LG以外の故障においては、図12から分るように、限流器未投入時では端子電圧が大きくなるに伴い変位差も大きくなっており、端子電圧 1.0、1.05[pu]では3LGの時と同様に FAULT1 で故障が発生した時の最適な抵抗値は 2.0[pu]であったが、FAULT2 で故障が発生した場合では抵抗値による差があまり小さくなく、端子電圧 0.95[pu]時に至っては故障地点に関係なく 1.0[pu]でも 2.0[pu]の時と同じような抑制効果が得られた。また、限流器が動作していない $V=0.95 \cdot 2LS \cdot \text{FAULT2}$ では、抵抗値による差がほぼなく他のケースよりも変位差が多少増

加した。

図13に示されているように各発電機出力で3LGが発生した場合を見てみると、故障が発電機近くで発生すれば

$R=2.0[\text{pu}]$ が最適な限流抵抗値であるが、故障が発電機から遠く離れた場所で発生すると、端子電圧 $1.05[\text{pu}]$ では限流素子抵抗値 $2.0[\text{pu}]$ が最適値を示したが、 $V=1.0$

CASE V=0.95[pu]

CASE V=0.95[pu]

CASE V=1.0[pu]

CASE V=1.0[pu]

CASE V=1.05[pu]

CASE V=1.05[pu]

図10. エアギャップトルク応答 ($P=0.8, \text{FAULT1}$)
Fig.10 Air-gap Torque Waveforms. ($P=0.8, \text{FAULT1}$)

図11. エアギャップトルク応答 ($P=0.8, \text{FAULT2}$)
Fig.11 Air-gap Torque Waveforms. ($P=0.8, \text{FAULT2}$)

[pu]では抵抗値 1.0[pu]でも 2.0[pu]の時と同じような抑制効果が得られた。そして、 $V=0.95$ [pu]ではどの限流抵抗値でも同じような抑制効果が得られ、出力によっての違いはほとんど現れなかった。これは、各故障地点に

対して限流素子抵抗に流れる故障電流がどの出力に対してもあまり大差がない為、同じような結果になったと考えられる。

CASE $V=0.95$ [pu] CASE $V=0.95$ [pu] CASE $V=1.0$ [pu] CASE $V=1.0$ [pu] CASE $V=1.05$ [pu] CASE $V=1.05$ [pu]

図 12. 故障別の各故障地点における
エアギャップトルク変位差 ($P=0.8$)

Fig.12 Air-gap Torque Variations For Each
Fault Point in Each Fault. ($P=0.8$)

図 13. 出力別の各故障地点における
エアギャップトルク変位差 (3LG)

Fig.13 Air-gap Torque Variations For Each
Fault Point Of Each Output. (3LG)

< 3-4 > 限流器誤作動

故障発生時に通過電流が臨界値を超えることで SFCL の超電導コイルがクエンチするのが本来の動作であるが、何らかの原因で通常運転時にクエンチが発生する、つまり誤作動することも可能性としては否定できない。図 14 から図 17 は、SFCL1 でこのような誤作動によるクエンチが発生した場合の電流および発電機の応答を予備限流器 SFCL2 を並列に挿入した場合と未挿入の場合のそれぞれに対して示したものである。発電機出力は $P=0.8$ [pu]、 $V=1.0$ [pu]、限流素子抵抗値は $R=2.0$ [pu] を用い、 $t=0.2$ [s] に超電導限流器 SFCL1 (a 相) がクエンチしたと想定した。更に、予備限流器 SFCL2 挿入の場合には、誤作動の検出とスイッチ動作に対して 0.1 秒程度要すると仮定して、 $t=0.3$ [s] に SFCL2 へのスイッチ (SW2) を閉じ、電流を SFCL2 の超電導コイルへとバイパスさせている。

SFCL2 未挿入時では、 $t=0.2$ 秒にクエンチが発生すると変圧器 Y 側に流れる電流は、クエンチにより発生した抵抗と並列限流素子抵抗との合成インピーダンスによって図 14 のように減少する。また、図 15 のように負荷角動揺が発生し、更には、図 16 のようにエアギャップトルクに逆相分に基づく 100Hz の振動も生じ、タービン軸系トルクにも図 17 のように振動が発生する。

SFCL2 挿入時では、電流波形は図 14 に見られるように、SW2 を閉じて電流が SFCL2 へとバイパスされることで定常値へと回復していく。また、負荷角振動の動揺も減衰され (図 15)、同時にエアギャップトルク振動も減衰してゆく (図 16)。タービン軸トルク振動は、SFCL2 を投入することで若干大きくなったが、これはスイッチ投入のタイミングによるものと思われる。ただし、故障時に発生する軸振動よりはかなり小さな振動である為、問題は少ないと考えられる。

図 14. 変圧器Y側電流 (a 相)
Fig. 14 Current Waveforms (a phase)
in Y-side of transformer.

図 15. 発電機負荷角応答
Fig. 15 Load Angle Waveforms.

図 16. エアギャップトルク応答
Fig. 16 Air-gap Torque Waveforms.

図 17. LPB-GEN 間タービン軸トルク応答
Fig. 17 LPB-GEN Shaft Torque Waveforms.

< 3-5 > クエンチ時間特性

最後に、超電導コイルのクエンチ時間の影響に関して検討する。クエンチ時間は、コイル導体の種類や長さ、臨界電流密度等によって異なり、一般に数マイクロ秒から数ミリ秒⁽⁵⁾程度とされている。図 18 は、3LG 発生時において超電導コイルのクエンチ時間を $1\mu s \sim 1ms$ まで変化したときの発電機端子に現れる対地電圧最大値 [pu] をプロットしたものである。但し、クエンチ時間の変化による系統状態を検討するため避雷器は設置せず、

系統故障は 3LG、故障地点は FAULT1 とし、発電機出力は $P=0.8$ [pu]、 $V=1.0$ [pu]、SFCL の限流素子抵抗値は 2.0 [pu] に設定した。なお、3LG 以外の不平衡故障時における端子電圧の上昇は、3LG 発生時とほぼ同じないしは小さいことを確認しており、また発電機端子電圧特性以外に対するクエンチ時間変化の影響はほとんど見られなかったため、ここでは省略する。これより、クエンチ時間が変化することによって発電機端子電圧最大値が変化することが明らかであるが、実際には避雷器を設置して端子電圧上昇を抑制するので、クエンチ時間の不確定性は本研究においてはあまり問題にならないことが確認できた。

図 18. クエンチ時間に対する発電機端子電圧最大値
Fig.18 Quench Time VS Maximum Generator
Terminal Voltages.

4. あとがき

本論文では、超電導限流器 (SFCL) を用いて同期発電機の安定化 (故障電流の限流、過渡安定度改善、タービン軸振動トルクの抑制) を実現するため、EMTP を用いた瞬時値解析により検討を行った。得られた結果を以下にまとめる。

1. 種々の条件下における不平衡故障の場合

- どのような条件においても限流素子抵抗値 0.4 [pu] 以上で故障電流の抑制効果が最大となった。
- 発電機負荷角振動の抑制は、端子電圧の値によって異なり、 $V=1.05$ [pu] では、 $R=2.0$ [pu] が最適な抑制効果を示し、 $V=1.0$ [pu] では、ほとんどのケースで $R=2.0$ [pu] が最適な抑制効果を示したが、出力が大きい場合や、2LG・2LS の時で $R=1.0$ [pu] でも 2.0 [pu] の時と同じような抑制効果を示す場合があった。最後に $V=0.95$ [pu] の時では、 $R=2.0$ [pu] よりも $R=1.0$ [pu] の方がより効果的であった。
- エアギャップトルク振動の抑制においては、端子電圧 $V=1.05$ 、 1.0 [pu] の場合では、すべての出力に対して FAULT1 で故障が発生した時には限流素子抵抗値が 2.0 [pu] の時で最適となり、FAULT2

に関してはどの限流素子抵抗値でも同じような抑制効果を示した。そして、 $V=0.95$ [pu] の時では、どのようなケースでも $R=1.0$ [pu] と 2.0 [pu] で同じような抑制効果を示した。

以上のような結果から、端子電圧 1.05 、 1.0 [pu] の場合では、最適な限流素子抵抗値は 2.0 [pu] となり、 $V=0.95$ [pu] の時では、その値は 1.0 [pu] となる。すなわち、発電機出力・故障の発生地点や種類によって限流素子の値を変える必要はないが、端子電圧に応じて限流素子抵抗値を若干変化させる必要がある。

2. 限流器誤作動時の場合

定常運転時に超電導コイルが誤作動によりクエンチすると系統に直列に抵抗が挿入されることになり、発電機負荷角の動揺を招くことが判明した。これに対して、本論文では予備 SFCL を挿入することで誤作動の影響を緩和することが可能であることを示した。なお、誤作動の検出方法等は今後の課題である。

3. クエンチ時間特性の場合

故障電流が超電導コイルの臨界電流値を超えると超電導状態から常電導状態へと移り変わるクエンチが発生する。このクエンチ時間が短ければ短いほど発電機端子電圧の上昇を招くことが判明した。しかし、この端子電圧上昇は発電機端子に避雷器を設けることで抑制可能であり、従ってクエンチ時間の変化が本論文の目的とする同期発電機の安定化に対して及ぼす影響は無視できると考えられる。

以上の結果より、限流素子抵抗値として 2.0 [pu] 程度の高抵抗を有する SFCL を並列に 2 台設置し、更に発電機端子に避雷器を設置すれば、一機無限大母線系統に限っていえば、故障の種類、故障地点の遠近にかかわらず発電機の安定化 (故障電流の限流、過渡安定度改善、タービン軸振動トルクの抑制) がほぼ可能であると言える。

本論文では簡単な一機無限大母線系統モデルをもとに検討したが、今後は多機系統モデルを基に更に検討を進める予定である。

(平成 12 年 02 月 24 日受付, 平成 12 年 07 月 27 日再受付)

文献

- 関根聖治、仁田旦三：「超電導限流器の電力系統安定度効果に関する考察」、電学論 B、114 巻 6 号、p. 617-625、平成 6 年
- 久保将朗・田村淳二：「超電導限流器による同期発電機の安定化に関する検討」電学論 B、Vol.119, No.1 p.63-72, 1999
- 矢神雅規・村田年昭・田村淳二：「不平衡故障時に

おける同期発電機の超電導限流器による安定化に関する検討」、電学論 B, Vol.119, No.12 p.1510~1516, 1999

- (4) 泉亨克憲・村田年昭・田村淳二：「超電導限流器による同期発電機の安定化に関する検討(故障点の影響)」 回転機研究会、RM-99-83, P. 19~24、1999年
- (5) R.F.Giese, M.Runde 「Assessment Study of Super-conducting Fault Current Limiters Operating at 77K.」: IEEE Transaction on Power Delivery, Vol.8, No.3, July 1993
- (6) 後藤泰之他：「系統安定度に及ぼす超電導限流器導入効果の実験的検討」 電学論 B, Vol.119, No.11 p.1241~48, 1999
- (7) 故障電流抑制用限流技術調査専門委員会：「故障電流抑制用限流技術の現状と展望」 電気学会技術報告 709号, 1999
- (8) 関根聖治他：「超電導限流器の故障電流抑制効果と系統安定度向上効果」 電力技術研究会 PE-93-91, 1993

泉亨 克憲 (学生員)

1976年8月27日生。1999年3月北見工業大学電気電子工学科卒業。同年4月北見工業大学大学院電気電子工学専攻博士前期課程入学、現在に至る。EMTPを用いた同期機並びに電力系統の解析に従事。

矢神 雅規 (学生員)

1975年10月10日生。2000年3月北見工業大学大学院電気電子工学専攻博士前期課程卒業。同年、同大学の研究生となり現在に至る。EMTPを用いた同期機並びに電力系統の解析に従事。

村田 年昭 (正員)

1943年4月27日生。1966年3月北海道大学工業教員養成所電気工学科卒業。同年合同容器(株)入社。1969年3月北見工業大学電気工学助手、1997年5月同助教授となり現在に至る。主として誘導電動機の2次励磁制御による速度制御、最適制御理論を応用したベクトル制御系の制御系構成法の研究に従事。計測自動制御学会、システム制御情報学会会員。工学博士。

田村 淳二 (正員)

1957年1月17日生。1984年3月北海道大学大学院博士課程修了。同年4月北見工業大学講師、1986年4月同助教授、1996年10月同教授となり現在に至る。1991年9月より10ヶ月間米国テキサス大学アーリントン校客員研究員。同期機および電力系統の解析に関する研究に従事。工学博士。IEEE Senior Member。

電力・エネルギー部門大会座長のコメントと回答

—A 07 安定度解析(1)—

質 疑

座長 宮内 肇

1. 同セッションでの対象論文への質疑応答

(1) SFCLの限流時には、限流素子抵抗値とクエンチ時の抵抗が並列となることを考慮して限流素子抵抗値を検討しているかという質問に対し、クエンチ時の抵抗を25 puと限流素子抵抗に比べ十分大きく設定しているとの回答であった。

(2) 図17のように、過電圧は発電機端子電圧のみを見ているが、他の部位で過電圧はないのかという質問に対し、各部の電圧波形は現在のところ調べていないので今後検証するとの回答であった。

(3) 不平衡故障の場合、事故発生時の位相角によって故障電流波形も変化し臨界電流値の設定が困難となるのではとの質問に対し、臨界電流値の設定は確かに重要であり、事故発生時の位相角による電流の大きさの変化については今後検討するとの回答であった。

2. 著者に照会したい座長コメント

図6あるいは図14の発電機負荷角の波形には細い振動(14 Hzくらい)が見られますが、これは何を原因とするのでしょうか。

応 答

泉亨 克憲・矢神 雅規

村田 年昭・田村 淳二(北見工大)

1. 「同セッションでの質疑応答」に対する追加説明

(2)に対する追加説明

その後、過電圧の検討を行いました結果、変圧器高圧側端子に過電圧の発生が見られました。そこで、変圧器高圧側端子と発電機端子の両方の過電圧の制御を行うため、発電機端子に接続されておりました避雷器を変圧器高圧側に接続することでこの問題を解決いたしました。

2. 「著者に照会したい座長コメント」への回答

本論文のタービン軸モデルは6質点モデルで行っており、6質点モデルでは軸を通して他の質点の影響を受けてしまうため、図6や図14のような細かい振動が見られます。

❖ ❖ ❖

❖ ❖ ❖