変圧器 2 次側事故遮断時過渡電圧の実測と EMTP シミュレーション

正員 雨谷 昭弘 (同志社大学)

正員 黒田 伸祐 (東京電力)

正員 谷水 徹 (日立製作所)

正員 長谷川 祐 (三菱電機)

準員 稲葉 英樹 (関西電力)

Field Test and EMTP simulation of Transient Voltages When Clearing a Transformer Secondary Fault

Akihiro Ametani, Member (Doshisha Univ.), Nobuhiro Kuroda, Member (Tokyo Electric Power)

Toru Tanimizu, Member (Hitachi), Hiroshi Hasegawa, Member (Mitsubishi Electric),

Hideki Inaba, Associate Member (Kansai Electric Power)

A field test was carried out to investigate a fault clearing transient due to current interruption of a 3-phase to ground fault at the secondary side of a 3MVA, 22/6.6kV transformer by a vacuum circuit breaker. EMTP simulations in comparison with the measured results have made it clear that the capacitance C_p of a CR divider to measure voltages reduce dv/dt of a transient recovery voltage across the circuit breaker by the ratio of $C_1 / (C_1 + C_p)$ where C_1 the transformer stray capacitance. The leakage inductance evaluated from the transformer rating has been found noticeably greater than that determined from the measured fault current possibly due to the transformer saturation. Considering a transformer magnetizing conductance and selecting an appropriate interrupted-current, an EMTP simulation gives a satisfactory result compared with a field test.

キーワード：過渡回復電圧、事故遮断サージ、真空遮断器、モールド変圧器、実測、EMTP シミュレーション

1. 緒言

近年、ビル、工場等の近代化が進むにつれ、系統機器の信頼性に対する要求は極めて高いものとなっている。一方、電動機の使用頻度の増大、ケーブル系統の拡大等から開閉サージ自体の過酷度が増大し、開閉器類の高性能化に対する要求が高まってきている。真空遮断器 (VCB) は電流遮断能力に優れ、小型・軽量、保守点検の容易性、長寿命など数多くの利点を有していることから、変圧器や電動機回路等を含めた中圧系統以下の遮断器として主流となっている。しかし、真空遮断器は優れた絶縁回復特性及び消弧性能を有しているがゆえに、自然電流零点前に強制的に電流を遮断し、変圧器等の誘導性機器の遮断時には過大なサージ電圧を発生する。この VCB の電流遮断現象に対しては電流遮断値の低い電極材料の開発や、高性能避雷器、CR サージアブソーバ等を用いたサージ抑制手法の確立等によりほぼ問題のないものとされてきた。そこでこれらの実績を踏まえ、最近ではより特殊で複雑な回路へと適用範囲が拡大

し、これに伴い従来の試験結果からでは推定しきれないサージ過電圧を発生するケースも生じている^{1)~3)}。とりわけ変圧器 2 次側 (低圧側) 回路において地絡短絡事故が発生し、その事故電流を VCB で遮断した場合、VCB が再発弧し変圧器の絶縁破壊事故に至るケースが生じ問題となっている⁴⁾。

これに対して、様々な回路条件で発生する過電圧をすべて実験により求めることは極めて困難なことであり、このため数値シミュレーションによる信頼性の高いサージ推定手法の確立が重要な研究課題となっている。

以上より、本論文では VCB による地絡遮断サージの様相およびそのシミュレーションについて検討する。まず定格 500VA の単相モールド変圧器の低圧側端において地絡事故が生じた際の VCB 遮断試験を実施し、その EMTP/5/シミュレーションを行ない計算精度の確認を行なう。次に、定格 3MVA の 3 相モールド変圧器での VCB 遮断試験結果に基づき、遮断第一相と遮断第二相におけるサージ発生様相の差異や VCB が再発弧に至る臨界電圧について検討する。さ

らに、その EMTP シミュレーションを行ない、回路定数の選定について検討する。また、実測結果が測定に用いた CR 分圧器の静電容量の影響を受けていることから、CR 分圧器の存在しない実回路での遮断サージ過電圧を EMTP シミュレーションにより推定する。

2. スケールモデル実験および EMTP シミュレーション

＜2.1＞ 実験回路 実験を行なったモデル回路を図 1 に示す。供試変圧器は定格 500VA、100/95V の単相モールド変圧器でその 2 次側（低圧側）において地絡事故を発生させている。VCB は供試変圧器 1 次側に設置し、VCB 電源側には定格 2kVA、220/110V の電源用変圧器を接続した。また、1μF の波頭調整用キャパシタンス C_s を VCB 電源側端に接続している。なお、給与電圧は 70V、遮断電流設定値は 2.8A、周波数は 60Hz である。測定には 2 現象デジタルオシロスコープを用い、VCB 両端対地電圧を測定しその電位差より極間電圧を求めた。

図 1 実験回路

Fig. 1 Experimental circuit

表 1 実験結果

Table 1 Experimental results

Case	recovery voltage	load-side voltage	TRV	
			voltage (V)	dv/dt (V/us)
No.1	68.8	1560	-1497	748.5
No.2	66.4	2200	-2138	1069
No.3	70.4	1760	-1698	849.0

図 2 極間過渡電圧(ケース No.1)

Fig. 2 Transient voltages across VCB (case No.1)

＜2.2＞ 実験結果 実験条件および結果をまとめて表 1 に、また VCB 極間電圧波形を図 2 に示す。図より極間電圧波形は非振動性となっていることが分かる。表 1 より、ケース No.1～No.3 の VCB 電源側電圧は 70V 程度で大差ないものの、VCB 負荷側対地電圧波高値はケース No.1 に対し、ケース No.2 では 40%程度も大きな結果となっている。これに伴い、VCB 極間電圧上昇率 dv/dt もケース No.1 に対し、ケース No.2 では 43%も大となっている。これは、VCB 電流遮断値が一定ではなく、ばらつきを有しており、ケース No.1～No.3 では遮断値が異なっているためと考えられる。すなわち、3 ケースの中でケース No.2 の電流遮断値が最大となっているものと推測される。

＜2.3＞ EMTP シミュレーション 図 1 の実験回路に対応する EMTP シミュレーションモデル回路を図 3 に示す。図において 3 種類の変圧器等価容量 C_{g1} , C_{g2} , C_m はあらかじめ 3 通りの条件において変圧器静電容量を測定しておき、3 元連立方程式の解を算出することにより求めた。

$$C_{g1}=95\text{pF}, C_{g2}=180\text{pF}, C_m=10\text{pF} \quad (1)$$

変圧器励磁回路抵抗分 R_{mag} は次の減衰定数 α の測定結果から決定した。

$$\alpha=1/(2C_1R_{mag}), C_1=C+C_{g1}+C_m \quad (2)$$

但し、 C はサージ抑制用キャパシタンス。

また、定常状態における変圧器漏れインダクタンス L_{l1} 及び巻線抵抗 r_1 は変圧器短絡試験より次の結果となった。

$$L_{l1}=63.03\text{mH}, r_1=3.36\Omega \quad (3)$$

一方、遮断後の変圧器漏れインダクタンス L_{l2} は、VCB 極間電圧振動周波数 f_0 より決定した。

$$f_0=\left(\frac{1}{2\pi}\right)\sqrt{\frac{1}{L_{l2}C_1}-\frac{1}{4C_1^2R_{mag}^2}} \quad (4)$$

図 3 シミュレーション回路

Fig. 3 Simulation circuit

表 2 シミュレーション条件および結果

Table 2 Simulation conditions and results

Case	chopping current	recovery voltage	load-side voltage	TRV	
				voltage (V)	dv/dt (V/us)
No.1	0.55	68.4	1496	-1433	716.5
No.2	0.80	67.8	2148	-2087	1044
No.3	0.60	68.2	1626	-1564	782.0

すなわち、(1) ～ (4)式より

$$L_{r2} = \frac{4C_i R_{mag}^2}{\left\{1 + (4\pi f_0 C_i R_{mag})^2\right\}} = 54.75mH \quad (5)$$

なお、VCB 遮断前後のインダクタンスの変化は、図 3 に
いて VCB 遮断後 L_h を短絡することにより模擬している。

EMTP シミュレーションの条件及び結果を表 2 に示す。
また、VCB 極間電圧波形を図 2 に示す。なお、電流遮断値
は、EMTP シミュレーションにおける VCB 極間電圧波形が
実測結果と良好に一致する値とした。

表 1、2 および図 2 との比較より、VCB 極間電圧波高値、
上昇率 dv/dt とともにシミュレーション結果は実験結果と良好
に一致しており、その差異は極間電圧波高値、 dv/dt とともに 9%
程度小となっているに過ぎないことが知られている。
以上より、電流遮断値の選定が適当であれば EMTP により
十分満足できる精度で、VCB 遮断サージシミュレーション
が可能であると言える。

3. 実器での遮断試験

＜3.1＞ 遮断試験回路 VCB 遮断試験回路を図 4 に示
す。供試変圧器は定格 3MVA、22/6.6kV、%Z=8.34%の 3
相モールド変圧器で、その 2 次側（低圧側）で 3 相地絡短
絡事故を発生させている。また、VCB は供試変圧器の 1 次
側に設置し、C 相に設置した CR 分圧器を用いて VCB 両端
の対地電圧及び極間過渡回復電圧の測定を行った。なお、
CR 分圧器の対地静電容量は 500pF である。また遮断第一
相は C 相もしくは B 相とし、電源電圧は VCB が絶縁破壊
に至る臨界条件を確認するため、8kV～20kV の範囲で変化
させた。表 3 に試験条件並びに試験結果を示す。ケース
No.13～15 は遮断第一相を C 相とし、ケース No.16 は遮断
第一相を B 相とした場合である。

＜3.2＞ 遮断試験結果 図 5 に C 相 VCB の極間過渡
回復電圧波形を示す。図 5(a)～(c)は遮断第一相が C 相の場
合であり、(d)は遮断第一相が B 相の場合である。表 3 及び
図 5(a)～(c)より給与電圧が大となるにつれて VCB 極間過渡
回復電圧波高値も大となっている。また、ケース No.13～
15 において振動周波数は $f_1=23kHz$ 一定のため極間過渡回
復電圧上昇率 dv/dt も極間電圧波高値に比例して過酷とな
っていることが明らかである。給与電圧 18kV（ケース
No.13）の場合には再発弧に至った。
一方、ケース No.16 は B 相を遮断第 1 相とした時の C 相の
結果であり、振動周波数は $f_2=30.8kHz$ となっている。ケー
ス No.13～15 と No.16、すなわち、遮断第 1 相が C 相と B
相の場合とでは、電圧測定用 CR 分圧器が C 相のみに設置
されているため、第 1 相遮断に伴う過渡電圧振動周波数
が CR 分圧器対地静電容量 C_p の有無に対応して変化したも
のと推測される。今、変圧器のインダクタンスを L_i 、浮遊
容量を C_i 、励磁回路抵抗分を R_{mag} とすると、振動周波数 f_1 、
 f_2 は次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} f_1 &= \left(\frac{1}{2\pi}\right) \sqrt{\frac{2/3L_i(C_i + C_p)}{9(C_i + C_p)^2 R_{mag}^2}} \\ &\equiv \left(\frac{1}{2\pi}\right) \sqrt{\frac{2/3L_i(C_i + C_p)}{}} \\ f_2 &= \left(\frac{1}{2\pi}\right) \sqrt{\frac{1/L_i(C_i + C_p)}{4(C_i + C_p)^2 R_{mag}^2}} \\ &\equiv \left(\frac{1}{2\pi}\right) \sqrt{\frac{1/L_i(C_i + C_p)}{}} \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

上記 2 式より次の関係が得られる。

$$k = f_1 / f_2 = \sqrt{(C_i + C_p) / C_i} \quad (7)$$

供試変圧器および CR 分圧器の静電容量は概ね次のような
値であった。

$$C_i \cong 570pF, C_p = 500pF$$

これらを(7)式に代入すると

$$k = 1.37$$

一方、表 3 の試験結果では

$$k = 30.8 / 23.0 = 1.34$$

となり、両者は概ね良好に一致している。従って、ケース
No.16 で極間電圧の過渡振動周波数がケース No.13～15 より
大となっているのは試験回路の S 相には測定用 CR 分圧
器が設置されていなかったためであるとした推測の妥当性
が検証されたと言える。

図 4 試験回路
Fig. 4 Field test circuit

表3 試験条件および結果
Table 3 Field test conditions and results

Case No.	phase	interruption		source voltage (kV)	recovery voltage (kV)	fault current (A)	TRV		
		phase	time (ms)				voltage (kV)	freq. (kHz)	dv/dt (kV/us)
13	A	C	30.6	18.24	17.96	1090			
	B			18.38	18.24	1090			
	C			18.24	17.96	1080	50.9	23.0	2.341
14	A	C	31.4	9.23	9.09	541			
	B			9.28	9.16	542			
	C			9.22	9.11	545	23.4	23.0	1.076
15	A	C	30.8	13.39	13.18	797			
	B			13.48	13.35	796			
	C			13.42	13.18	797	29.3	23.0	1.348
16	A	B	30.8	13.46	13.18	796			
	B			13.48	13.35	800			
	C			13.41	13.21	794	12.1	30.8	0.7454

source freq.=50Hz, CR divider on phase C

図 5 過渡電圧測定結果
Fig. 5 Field test results of transient voltages across VCB

以上より、CR 分圧器がない実際の回路での遮断器極間電圧の過渡振動周波数は CR 分圧器による測定結果より k 倍大であり、これに対応して極間電圧の dv/dt も測定結果より実回路のほうが大となるであろうことが容易に推測される。すなわち、従来の VCB 遮断サージ試験における極間電圧 dv/dt の測定結果は CR 分圧器のない実回路での dv/dt より小であり、このような測定結果に基づいて VCB の設計あるいは適用を行なうことには問題があると言える。

4. EMT Pシミュレーション

＜4.1＞モデル回路 図4の試験回路に対応する EMT Pシミュレーションモデル回路を図6に、回路定数を表4に示す。表中6種の変圧器浮遊容量、漏れインダクタンス $L_{11}L_{12}$ 、励磁回路抵抗分 R_{mag} は2.3節と同様の手法で決定した。なお、事故定常状態でのインダクタンス $L_{11}=105.3\text{mH}$ は供試変圧器の定格から定まる漏れインダクタンス $L_1=128.3\text{mH}$ より20%以上小となっている。これは、定格遮断電流 78.73A に対し、事故電流が $500\text{A}\sim 1\text{kA}$ と極めて大であり変圧器が飽和しているためと推測される。

＜4.2＞シミュレーション結果 VCB 遮断試験に対応する EMT Pシミュレーション条件および結果を表5に示す。また、VCB 極間過渡電圧波形を図7に示す。なお、電流遮断値 I_c は、 $0\sim 3\text{A}$ の範囲で変化させた。極間過渡回復

図 6 モデル回路
Fig. 6 Model circuit

表 4 回路定数

Table 4 Circuit parameters

Transformer

- Stray capacitance $C_{gA}=128\text{pF}$, $C_{gB}=134\text{pF}$, $C_{g2}=450\text{pF}$, $C_m=420\text{pF}$, $C_h=15\text{pF}$, $C_h=4\text{pF}$
- Leakage inductance steady state : $L_{11}=105.3\text{mH}$, transient state : $L_{12}=87.84\text{mH}$
- Winding resistance primary : $r_h=1.31\Omega$, secondary : $r_l=0.06\Omega$
- Magnetizing resistance $R_{mag}=159\text{k}\Omega$

CR divider capacitance $C_p=500\text{pF}$

Source inductance $L_s=1.96\text{mH}$

Source voltage Case No.13 : $E=17.96\text{kV}$,

No.14 : $E=8.8\text{kV}$, No.15,16 : $E=12.60\text{kV}$

電圧上昇率 dv/dt はケース No.13 では電流遮断値 $I_c=2.0(A)$ 程度、その他のケースでは $I_c=1.0(A)$ 程度に設定するとシミュレーション結果は表 3 の実測結果と良好に一致することがわかる。なお、電流遮断値として $I_c=0(A)$ とすると、実測結果に見られる電流遮断直後の逆極性スパイク状電圧が現れない。従って、EMTFシミュレーションに際して、 $I_c=0A$ に設定するのは不適切であると考えられる。

以上より、電流遮断値の設定に注意すれば EMTF を用いて VCB 電流遮断現象を良好に再現することができると考えられる。

＜4.3＞ 回路定数の影響

(1)変圧器漏れインダクタンス 回路定数を供試変圧器の定格に基づいて決定した場合の EMTF シミュレーション結果を表 6 に示す。定格に基づいて回路定数を決定した場合、定常状態での変圧器漏れインダクタンスは、実測に

表 5 シミュレーション条件および結果
Table 5 Simulation conditions and results

condition Ic(A)	interruption		recovery voltage (kV)	load-side voltage (kV)	TRV		
	phase	time (μs)			voltage (kV)	freq. (kHz)	dv/dt (kV/μs)
13-1	A	4584	-17.97	14.18	-26.82	37.88	2.052
	B	4584	-17.97	17.11	26.46	38.17	2.010
	C	39.0	-18.63	31.16	-48.33	23.26	2.248
13-2	A	4581	-17.97	14.18	-26.81	37.88	2.091
	B	4581	-17.97	17.11	26.46	38.17	2.079
	C	37.0	-18.63	30.98	-48.15	23.26	2.242
13-3	A	4579	-17.97	16.81	-29.43	37.88	2.536
	B	4579	-17.97	20.03	28.99	38.17	2.515
	C	35.0	-18.63	32.11	-49.27	23.15	2.345
14-1	A	4579	-8.803	8.236	-14.42	37.98	1.246
	B	4579	-8.802	9.814	14.20	38.14	1.231
	C	35.0	-9.128	15.73	-24.14	23.20	1.150
15-1	A	4581	-12.60	9.944	-18.81	37.98	1.471
	B	4581	-12.60	12.00	18.56	38.22	1.461
	C	36.0	-13.07	22.00	-34.04	23.20	1.597
16-1	A	4581	12.60	-12.00	-22.69		1.491
	B	36.0	13.07	-21.58	33.58	31.25	2.140
	C	4581	12.60	9.070	14.46	32.03	0.946

表 6 変圧器インダクタンス定格値を用いた場合
Table 6 Adopting the rated transformer inductance

Case No. condition Ic(A)	interruption		recovery voltage (kV)	load-side voltage (kV)	TRV		
	phase	time (μs)			voltage (kV)	freq. (kHz)	dv/dt (kV/μs)
13-3	A	4087	-18.09	16.08	-25.68	38.46	2.227
	B	4087	19.08	18.79	25.28	38.76	2.208
	C	48.0	-19.38	30.95	-47.23	23.58	2.307
14-1	A	4087	-8.864	7.879	-12.58	38.62	1.095
	B	4087	9.346	9.204	12.38	38.79	1.082
	C	48.0	-9.497	15.16	-23.14	23.62	1.132
15-1	A	4088	-12.69	10.31	-17.04	38.62	1.401
	B	4088	13.38	12.02	16.81	38.79	1.389
	C	49.0	-13.60	21.23	-32.66	23.62	1.573
16-1	A	4088	-13.38	-12.10	-20.47		1.411
	B	49.0	13.60	-21.02	32.41	31.81	2.133
	C	4088	12.69	7.269	13.06	32.61	0.8926

(a) ケース No. 13

(b) ケース No. 14

(c) ケース No. 15

(d) ケース No. 16

図 7 過渡電圧シミュレーション結果
Fig. 7 Simulation results of transient voltages across

基づいて回路定数を決定した場合に比べ 20%程度大となるため、遮断電流は 150~200(A)程度小となっており、極間電圧は若干小、振動周波数は若干大となっている。結果として、極間過渡回復電圧 dv/dt に大差は生じていない。従って、VCB 遮断サージ過電圧の厳密なシミュレーションを行う場合には、変圧器の飽和を考慮してインダクタンスの値を決定する必要があるが、VCB 極間過渡回復電圧上昇率 dv/dt のみを問題とする場合には定格に基づいて回路定数を決定して差し支えないものと考えられる。

(2) 変圧器相間浮遊容量の影響 相間浮遊容量がシミュレーション結果に及ぼす影響について検討する。なお、供試変圧器漏れインダクタンスは定格に基づく値とした。相間浮遊容量 C_b , C_h を変化させた場合、 $0 \leq C_b \leq 50\text{pF}$ 及び $0 \leq C_h \leq 15\text{pF}$ の範囲では VCB 両端の対地電圧に大きな差異は生じない。また、遮断第一相 (C 相) 極間電圧波高値、振動周波数及び dv/dt も $C_b \geq 50\text{pF}$ と極端に大きな場合を除いて大差は生じない。これは、相間浮遊容量が遮断第一相の過渡電圧には大きく影響しないことを意味している。第一相遮断後、相間浮遊容量の影響が残りの A, B 相極間電圧に現れるが、 $C_b, C_h \leq 20\text{pF}$ の範囲では極間電圧波高値の基準ケースに対する差異は高々 1%に過ぎない。しかし、極間過渡電圧振動周波数は最大 3%ほど大となり、結果として極間電圧 dv/dt が最大 10%程度大となる。また、 $C_b=C_h=0$ すると基準ケースに対して極間電圧波高値は 1%、振動周波数 3%、 dv/dt は 12%程度大となる。また、 $C_b > C_h$ の条件を考慮して $C_h=0$ とすると、基準ケースに対する差異は各々 0.1%, 1.6%, -3%程度にすぎない。

以上より変圧器高压巻線の相間浮遊容量に関しては、その決定が困難なことを考慮して外相間浮遊容量 C_h は零とすることが可能であると考えられる。また、中相-外相間浮遊容量 C_b に関しては可能な限り考慮すべきと考えられるが決定が困難な場合には、遮断第二・三相の VCB 極間電圧 dv/dt が 10%程度大なることを留意した上で $C_b=0$ と仮定すれば良い。なお、基準ケースにおいて極間過渡電圧上昇率 dv/dt が最も過酷となっている遮断第一相 (C 相) のみを問題とする場合には $C_b=C_h=0$ と仮定しても差し支えないものと考えられる。

5. CR 分圧器の影響

VCB 遮断試験結果は 3.2 節でも述べたように測定に用いた CR 分圧器の静電容量の影響を受けている。従って、測定結果は VCB における実際の過渡電圧とは言えず、補正が必要である。この点について検討を行なう。

CR 分圧器が存在しない場合の VCB 遮断サージ過電圧の解析結果を表 7 に示す。また、VCB 極間過渡電圧波形を図 8 に示す。図 7 との比較より VCB 極間電圧波形は CR 分圧器の有無により大きく異なることが明らかである。また、表 5 と表 7 との比較より、CR 分圧器静電容量 500pF により VCB 両端の対地電圧はあまり変化しないが、VCB 極間

(a) ケース No. 13

(b) ケース No. 14

(c) ケース No. 15

(d) ケース No. 16

図 8 CR 分圧器の影響
Fig. 8 Effect of CR divider

表 7 CR 分圧器の影響
Table 7 Effect of CR divider

Case No. condition Ic(A)	interruption		recovery voltage (kV)	load-side voltage (kV)	TRV		
	phase	time (μs)			voltage (kV)	freq. (kHz)	dv/dt (kV/μs)
13-0	A	4584	-17.97	14.13	-26.77	38.17	2.044
	B	4584	-17.97	17.11	26.51	37.88	2.008
	C	39.0	-18.63	30.27	-47.37	31.65	2.999
13-3	A	4579	-17.97	16.74	-29.37	38.17	2.551
	B	4579	-17.97	20.03	29.05	37.88	2.501
	C	35.0	-18.63	31.89	-48.98	31.65	3.251
14-1	A	4579	-8.803	8.802	-14.39	38.17	1.250
	B	4579	-8.802	9.814	14.23	37.88	1.225
	C	35.0	-9.128	15.62	-24.00	31.65	1.593
15-1	A	4581	-12.60	9.909	-18.77	38.17	1.475
	B	4581	-12.60	12.00	18.59	37.88	1.450
	C	36.0	-13.07	21.53	-33.52	31.85	2.178
16-1	A	4581	12.60	-12.00	-18.64	38.76	1.489
	B	36.0	13.07	-21.58	33.58	31.25	2.140
	C	4.581	12.60	-9.832	18.70	38.76	1.493

電圧は低下傾向、振動周波数は CR 分圧器が設置されている C 相で 25%程度低下していることがわかる。結果として、CR 分圧器の設置により VCB 極間電圧の dv/dt は 30%程度低下している。この変化は(7)式によく対応している。また、ケース No.13～15 において、CR 分圧器が設置されている場合には、遮断第一相の極間電圧 dv/dt より遮断第二相の極間電圧 dv/dt のほうが大となるケースが生じているが、CR 分圧器が設置されていない場合には、遮断第一相の極間電圧 dv/dt が最大となっている。これは、CR 分圧器の設置により、CR 分圧器の設置相である C 相、すなわち遮断第一相の振動周波数が 25%程度低下していることに起因しているものと推測される。従って、実際には遮断第一相の VCB 極間電圧 dv/dt が最も過酷となり絶縁設計等においてはこの遮断第一相を考慮すればよいものと推測される。

以上より、VCB 遮断試験において CR 分圧器を用いて極間電圧を測定する場合、CR 分圧器の有する静電容量の影響によって極間電圧振動周波数が低下し、これに伴い過渡回復電圧上昇率 dv/dt は 30%程度低下しているものと推測される。従って、実際の極間電圧 dv/dt は測定結果よりも 40%程度大であるということに十分留意する必要があると考えられる。

6. 結言

本論文では、定格 500VA、100/95V の単相モールド変圧器及び 3MVA、22/6.6kV の 3 相モールド変圧器を用いた VCB 遮断試験結果と EMTP シミュレーション結果に基づき VCB 遮断サージについて検討を行ない以下のことが明らかとなった。

- (1) 回路定数及び電流遮断値の適当な選定により VCB 遮断サージを EMTP を用いて良好に再現することができる。
- (2) CR 分圧器を用いて極間過渡回復電圧の測定を行った場合、測定結果は CR 分圧器の有する静電容量 C_p の影響を受けており、変圧器静電容量を C_t とする

と、極間電圧上昇率 dv/dt は実際の値の $\sqrt{C_t/(C_t+C_p)}$ 程度に低下しており注意を要する。

(3) 3 相モールド変圧器の相間浮遊容量の決定が困難な場合にはこれを零と置いて EMTP シミュレーションを行なっても差し支えない。

(4) 実測結果に基づいて導出した変圧器地絡事故時の漏れインダクタンスは定格値に比べ 20%程度小となっている。これは、事故電流によって変圧器が飽和しているためと推測され、厳密なシミュレーションを行う場合にはこれを考慮する必要がある。

(平成 9 年 7 月 28 日受付)

参考文献

- (1)「真空遮断器・開閉器の開閉サージと適用技術」、電気学会技術報告、(II部) 第422号、1992.5.
- (2) 黒田 他：絶縁方式別高压 S/NW 用スイッチギアの開発、電学研資、SP-95-41、1995.10.
- (3) 谷水：真空遮断器の動向と今後の課題、電学論116-B(12)、pp.1450-1453、1996.
- (4) 黒田 他：変圧器2次側事故時における過電圧測定の検討、電学研資、SP-96-50、1996.10.
- (5) W. Scott-Meyer：ATP Rule Book. B.P.A. 1994.2.

雨谷 昭弘 (正員) 1944年2月14日生。1968年同志社大学大学院修士課程修了。1973年マンチェスタ大学院博士課程修了。Ph. D.。1969年同志社大学助手。1977年助教授。1976～1981年 BPA にて EMTP 開発に従事。1985 年同志社大学教授、現在に至る。1988年 Univ. Leuven 教授兼任。主に、分布定数回路、過渡現象、高調波、数値解析法の研究に従事。1977年電気学会論文賞。IEE および IEEE フェロー、CIGRE、電子情報通信学会等会員。IEE 日本支部長。

黒田 伸裕 (正員) 1966年11月17日生。1989年3月東京大学大学院工学系研究科電気工学専攻修了、同年4月東京電力(株)入社。主として受配電設備に関する調査、研究、開発に従事。

谷水 徹 (正員) 1946年1月6日生。1964年3月大阪府立布施工業高校電気科卒業、同年4月(株)日立製作所国分工場入社。主として受配電設備の開発設計に従事。

長谷川 祐 (正員) 1951年3月26日生。1973年3月早稲

田大学電気工学専攻修了、同年4月三菱電機(株)入社。主としてスイッチギヤと収納遮断器の開発設計に従事。

稲葉 英樹 (准員) 1972年8月28日生。1995年3月同志

社大学工学部電気工学科卒業。1997年3月同大学大学院工学研究科電気工学専攻博士課程前期修了。同年4月関西電力(株)入社。