変圧器移行電圧解析用の発電機モデルに関する検討

正員 植田 俊明 (中部電力株式会社)
 正員 竹内 伸貴 (株式会社 明電舎)
 正員 杉本 俊郎 (株式会社 明電舎)
 正員 舟橋 俊久 (株式会社 明電舎)

A Study on Generator Model for Transfer Voltage Analysis of Transformer.

Toshiaki Ueda, Member (Chubu Electric Power Co., Inc.)

Nobutaka Takeuchi, Member, Toshirou Sugimoto, Member, Toshihisa Funabashi, Member, (Meidensha Corporation)

As a generator model to simulate the transfer voltage of a power transformer, surge impedance model has been used so far. This model is representing measured surge impedance of generator as a resistance. The analyzed peak voltage well agrees with measured one, but analyzed time period disagrees with measured one. Other models of generator exist such as Park model and sub-transient reactance model. However, peak voltage and time period of analyzed results has no sufficient agreement with the measurement, because transfer voltage of tested result has significant frequency characteristic when the transformer is connected to a generator.

This paper proposes a new generator model based on sub-transient reactance model. By this new model the frequency characteristic of transfer voltage can be taken into account. By comparing the calculated results using EMTP with the tested results, the accuracy of the proposed model is confirmed to be satisfactory.

キーワード：変圧器移行電圧解析、発電機モデル、初期過渡リアクタンスモデル、周波数特性、EMTP

1. まえがき

発電所では高圧側送電線への雷撃などにより生ずる変圧器低圧側の移行電圧に対して適切な対策を施すことが重要である。特に、下位系統に発電機が接続された場合には、発電機が接続されない場合に比べ発電機を表すサージインピーダンスと発電機回路の対地キャパシタンスの効果により移行電圧の波高値および波頭峻度が著しく低減される⁽¹⁾。しかしながら、近年問題となっている共振性過電圧^{(2),(3)}が上位系統から移行した場合、従来のサージアブソーバなどによる過電圧対策では不十分で、発電所内の遮断器やケーブルなどの低圧側機器が損傷する可能性がある。よって、そのような場合の現象解明を行うために、移行電圧の第1波高値および波頭峻度の他に、第2波以降の大きさおよび振動周期をも精度良く模擬できる発電機モデルが必要になる。

移行電圧解析用の発電機モデルとしては、従来からサージインピーダンスモデルが用いられている^{(1),(4)}。このモデルは実測から得られた発電機のサージインピーダンスを抵抗で模擬するものであるが、その解析結果は、測定結果に比べて波高値は良く一致するが振動周期は一致しないという欠点がある⁽⁵⁾。また、パークの式に基づいて、発電機の過渡現象を詳細に模擬したパークモデル⁽⁶⁾がある。このモ

デルは、安定度解析で一般的に用いられているものであり、数十 μ s～数百 μ sの振動周期をもつ変圧器移行電圧の解析に適用された例はない。移行電圧の振動周期を正確に模擬する手法として、初期過渡リアクタンスと電機子キャパシタンスを π 回路で表現した初期過渡リアクタンスモデルが提案されている⁽⁵⁾。しかし、移行電圧のような高周波域では解析結果の振動周期は測定結果に充分一致していない。

そのため、本論文では、初期過渡リアクタンスモデルに基づき、移行電圧の周波数特性を考慮できるようにした変圧器移行電圧解析用の発電機モデルを提案する。以下に従来モデルによる解析結果や、提案モデルの導出方法および実測との比較結果などを述べる。

2. 測定条件

測定は発電所AとBの2カ所で行った。図1に発電所Aの測定回路を示す。変圧器の高圧側U相に100Vのインパルス電圧を印加し、低圧側に移行する電圧を測定した。低圧側には発電機を接続したが、変圧器モデルの精度を確認するため発電機を接続しない場合も測定した。表1に測定した変圧器の仕様と各キャパシタンス値を示す。また、表2に発電機の仕様を示す。なお、図1に示すケーブルのキャパシタンスは測定値であり、サージインピーダンスは伝搬速度を 2×10^8 m/sとした場合の値である。

3. 従来の発電機モデル

＜3.1＞ サージインピーダンスモデル このモデルは発電機のサージインピーダンスを抵抗で模擬するものであり、従来から移行電圧解析用の発電機モデルとして用いられている。図2に実測から得られた発電機のサージインピーダンスを示す^{(1),(4)}。このサージインピーダンスは発電機の容量 P (MVA)と電圧 V_G (kV)によって変化するが、横軸を $P/\sqrt{V_G}$ とした場合はほぼ直線で近似される。この近似直線を(1)式に示す。表2の発電所Aの定数を代入した場合、サージインピーダンスは 112Ω となる。

$$Z_G = 632 \times \left(\frac{P}{\sqrt{V_G}} \right)^{-0.66} = 632 \times \left(\frac{50}{\sqrt{13.2}} \right)^{-0.66} = 112\Omega \quad (1)$$

(1)式から得られたサージインピーダンスを抵抗 R_G で模擬した本モデルを図3(a)に示す。ここで、 R_{GN} は表2の発電所Aの零相抵抗から実単位へ変換した値である。

＜3.2＞ パークモデル パークモデルは安定度解析で用いられている詳細モデルの中でも最も一般的なものであるが、数十 μ s～数百 μ sの振動周期をもつ移行電圧の解析に適用された例はない。よって、発電機モデルの1つとしてここで検討する。このモデルは、(2)式に示すようにパークの式^{(6),(7)}に基づき界磁巻線の過渡現象および電機子回路に流れる過渡直流分を考慮したものである。

図1 測定回路

Fig. 1. A test circuit.

図2 発電機のサージインピーダンス

Fig. 2. Surge impedance of generator.

表1 測定した変圧器の仕様および各キャパシタンス値

Table 1. Specification of measured transformer and capacitances.

名称	発電所A	発電所B
定格容量: P_{Tr}	50MVA	13.2MVA
定格電圧(高圧/低圧): V_H/V_L	161/13.2kV (Y/ Δ)	77/6.3kV (Δ / Δ)
周波数: f	60Hz	60Hz
短絡インピーダンス: %Z	11.82%	7.25%
高圧巻線対地間キャパシタンス(測定値): CHG	2083pF/相	580pF/相
低圧巻線対地間キャパシタンス(測定値): CLG	7750pF/相	2020pF/相
高低圧巻線間キャパシタンス(測定値): CHL	4083pF/相	1650pF/相
ケーブルのキャパシタンス(線種、距離): C_{cable}	64000pF/相(CV1600,83m)	44900pF/相(CV1000,100m)
サージアークローバのキャパシタンス: CSA	0.3 μ F	0.5 μ F+0.1 μ F

表2 測定した発電機の仕様

Table 2. Specification of measured generator.

名称	発電所A	発電所B	名称	発電所A	発電所B
定格周波数: f	60Hz	60Hz	q軸過渡リアクタンス: X_q'	—	—
定格容量: P	50MVA	6.6MVA	d軸初期過渡リアクタンス: X_d''	0.29pu	0.24pu
定格電圧: V_G	13.2kV	6.6kV	q軸初期過渡リアクタンス: X_q''	—	—
極数	22	12	d軸開路過渡時定数: T_{do}'	7.4s	2.95s
電機子抵抗: R_a	0.003pu	0.005pu	q軸開路過渡時定数: T_{qo}'	—	—
電機子漏れリアクタンス: X_L	0.18pu	0.106pu	d軸開路初期過渡時定数: T_{do}''	0.02s	0.04s
d軸同期リアクタンス: X_d	0.97pu	1.01pu	q軸開路初期過渡時定数: T_{qo}''	—	—
q軸同期リアクタンス: X_q	0.61pu	0.58pu	零相抵抗: R_0	21.87pu	—
d軸過渡リアクタンス: X_d'	0.4pu	0.29pu	単位慣性定数: M	8.57s	1.42s

(注)pu値:機器容量ベースの値を示す。

パークモデルはEMTPではTYPE59で使用でき、表2の定数で模擬する。ただし、測定中発電機は停止しているため電圧と周波数は微小値とする。

$$\begin{cases} v_d(t) = p\phi_d(t) - \phi_q(t)p\theta - R \cdot i_d(t) \\ v_q(t) = p\phi_q(t) + \phi_d(t)p\theta - R \cdot i_q(t) \\ v_0(t) = p\phi_0(t) - R \cdot i_0(t) \\ v_f(t) = p\phi_f(t) + R_f \cdot i_f(t) \end{cases} \quad (2)$$

$v_d, v_q, i_d, i_q, \phi_d, \phi_q$: d, q軸電圧、電流、磁束、 v_0, i_0, ϕ_0 : 零相電圧、電流、磁束、 v_f, i_f, ϕ_f : 界磁電圧、電流、磁束、 R, R_f : 巻線抵抗、界磁巻線抵抗、 $p = d/dt, \theta = \omega t$

<3.3> 初期過渡リアクタンスモデル 発電所Aの初期過渡リアクタンスモデルを図3(b)に示す。このモデルは、d軸開路初期過渡時定数 T_{do} の時間領域までの発電機インピーダンスを表すd軸初期過渡リアクタンス X_d と表3に示す $\tan\delta$ 試験結果から得られた電機子キャパシタンス C_{AR} を π 回路で模擬するものである。本モデルはLC回路とすることにより移行電圧の振動性を考慮している。なお、図3に発電機の端子キャパシタンス C_G と中性点キャパシタンス C_{GN} の値を示す。また、d軸初期過渡リアクタンスのアドミッタンス(実単位: L_G) への変換を(3)式に示す。

$$L_G = \frac{V_G^2}{P} \cdot X_d'' \cdot \frac{1}{2\pi f} = 2.68mH \quad (3)$$

4. 測定結果と解析結果の比較

<4.1> 発電機を接続しない場合 ここでは、変圧器モデルの精度を確認するため、図1の測定回路で発電機を接続しない場合の測定結果と解析結果を比較する。図4にY/Δ変圧器モデルを示す^{(8)~(11)}。CIGREモデル⁽¹²⁾を基本とし、電磁移行分を模擬する商用周波領域の変圧器モデルに静電移行分を模擬する巻線間および巻線対地間のキャパシタンスを付加し、更に漏れインダクタンスと鉄損抵抗の周波数特性を考慮したモデルである。なお、この変圧器モデルは表1の定数でモデル化が可能であり、Δ/Δ変圧器に対しても上記と同様な考え方で模擬できる。発電所A、Bに対し、図5(a)、(b)に示す1.2/50μsのインパルス電圧を印加したときのu-v相間の移行電圧の測定結果と解析結果を同図(c)、(d)に示す。ただし、解析ではケーブルのキャパシタンスは π 回路で模擬した。図5から移行電圧の測定結果と解析結果は波高値および振動周期ともに良く一致しているため、低圧側のキャパシタンスを含む変圧器モデルの精度は高いことがわかる。

<4.2> 発電機を接続した場合 発電所Aにおいて、発電機を接続したときのu-v相間の移行電圧の測定結果に対して、3項で示した3種類の発電機モデルを用いたときの解析結果を図6~8に示す。印加電圧は1.2/50μsのインパルス電圧(図5(a))である。ケーブルはキャパシタンスまたは分布定数で模擬した。

図6に示すように、発電機をサージインピーダンスモデル

図3 発電機モデル

Fig.3. Generator model.

表3 電機子キャパシタンス

Table 3. Armature capacitances.

発電所	u相	v相	w相
A	0.37μF	0.37μF	0.37μF
B	0.1μF	0.1μF	0.1μF

L_1, L_2 : 高、低圧漏れインダクタンス R_1, R_2 : 高、低圧巻線抵抗
 R_{mag} : 鉄損抵抗 N_1, N_2 : 高、低圧巻数
 C_{HL} : 高、低圧巻線間キャパシタンス C_{HG}, C_{LG} : 高、低圧巻線対地間キャパシタンス
 C_{NG} : 中性点対地間キャパシタンス C_{NL} : 中性点低圧巻線間キャパシタンス
 C_{HN} : 高圧巻線間キャパシタンス C_{LL} : 低圧巻線間キャパシタンス

図4 周波数特性を考慮した変圧器移行電圧の解析モデル

Fig.4. Transformer model for transfer voltage considering its frequency characteristics.

ルとした場合の解析結果は第1波の波高値が測定結果に良く一致する。しかし、第2波目以降は発電機を抵抗で模擬しているため減衰が大きくなり、解析結果は測定結果に一致しなくなる。

図7に示すように、発電機をパークモデルとした場合の解析結果は波高値および振動周期ともに測定結果に一致しない。ただし、発電機端子の電機子キャパシタンスは0.185μFとし、TYPE59のパークモデルでは中性点キャパシタンスが考慮できないため省略した。このモデルはd軸開路初期過渡時定数 T_{do} 未満の時間領域ではd軸初期過渡リアクタンス X_d でほぼ表現される。移行電圧の振動周期は約120μsであるため、発電機リアクタンスは表2の X_d より小さい値となる。よって、解析結果の振動周期は測定結果より大きくなると考えられる。また、このモデルでは発電機電機子の鉄損抵抗を考慮していない。そのため、解析結

果の各周期の波高値は測定結果より大きくなると考えられる。なお、このモデルは表2に示すような多数の定数を必要とするし、また高周波域($f > 1/T_{do}$)におけるインダクタンスの周波数特性を直接考慮することができない。

図8に示すように、発電機を初期過渡リアクタンスモデルとした場合の解析結果は測定結果に比較的良く一致する。しかし、第2波目以降の振動周期は解析結果の方が大きくなる。これは、上述のように発電機リアクタンス X_d'' が周波数特性をもつためであり、その値を X_d'' より小さくすれ

ば測定結果に近づくものと考えられる。また、各周期の波高値は、発電機を模擬する X_d'' と並列に電機子の鉄損抵抗を置くことにより測定結果に近づくものと考えられる。

ケーブルをキャパシタンスとしても分布定数としても解析結果はほぼ同等である。ただし、分布定数とした場合の解析結果は第2波目付近までにケーブルの往復反射の振動波形が観測され測定結果により近づいている。なお、測定器のサンプリング間隔が粗いために測定結果ではケーブルの振動波形は解析結果のように細かく測定されない。

(a)印加電圧(発電所A)

(b)印加電圧(発電所B)

(c)u-v相間の移行電圧(発電所A)

(d)u-v相間の移行電圧(発電所B)

図5 発電機を接続しない場合の測定結果と解析結果

Fig.5. Measurement and analysis without a generator.

(a)ケーブルをキャパシタンスで模擬した場合

(b)ケーブルを分布定数で模擬した場合

図6 サージインピーダンスモデルによる解析結果と測定結果(発電所A)

Fig.6. Results of analysis by surge impedance model and measurement with a generator.

(a) ケーブルをキャパシタンスで模擬した場合

(b) ケーブルを分布定数で模擬した場合

図7 パークモデルによる解析結果と測定結果(発電所A)

Fig.7. Results of analysis by Park model and measurement with a generator.

(a) ケーブルをキャパシタンスで模擬した場合

(b) ケーブルを分布定数で模擬した場合

図8 初期過渡リアクタンスモデルによる解析結果と測定結果(発電所A)

Fig.8. Results of analysis by sub-transient reactance model and measurement with a generator.

5. 移行電圧解析用発電機モデルの検討

<5.1> 周波数特性を考慮した発電機モデル 提案する移行電圧解析用の発電機モデルを図9に示す。このモデルは、初期過渡リアクタンスモデルに基づき、高周波域 ($f > 1/T_{do}$) の振動周期をもつ移行電圧の周波数特性を X_{dt} と R_{NN} で考慮したものである。すなわち、初期過渡リアクタンス X_d'' を小さくし (X_{dt})、かつ X_{dt} に並列に電機子の鉄損抵抗 (R_{NN}) を置く。これらは物理的には以下の意味をもつ。すなわち、周波数が低く商用周波に近いと電機子鉄心の影響が大きくなるのに対して、高周波域になると鉄心の影響が小さくなり、空心の特性に近づくインダクタンスが低下するため X_d'' を小さくする。また、周波数が高くなると電機子鉄心内の磁束密度が下がり鉄心の損失が減少する。この現象を模擬するため、鉄損を電機子巻線端子間に等価な抵抗で置く。

<5.2> 提案モデルの解析結果と測定結果の比較

図9に示す提案モデルの発電機リアクタンス X_{dt} と電機子の鉄損抵抗 R_{NN} を導出する。 X_{dt} は表2に示す発電機リアクタンスの周波数特性から測定結果の周波数におけるリアクタンスを読みとることによって得られる。図10(a)の片対

図9 周波数特性を考慮した発電機モデル

Fig.9. Generator model considering frequency characteristics.

数グラフに示すように、 $1/T_{do}$ に対応する点 X_d'' と $1/T_{do}'$ に対応する点 X_d' に対して直線近似が成り立つと仮定すると(4)式が得られる。

$$\begin{cases} X_{dt} = -0.0186 \ln[f(\text{Hz})] + 0.3628 & (\text{発電所A}) \\ X_{dt} = -0.0116 \ln[f(\text{Hz})] + 0.2774 & (\text{発電所B}) \end{cases} \quad (4)$$

発電所A、Bに対し、移行電圧の振動周波数8.36kHzおよび9.0kHz(図12を参照)を(4)式に代入すると、 X_{dt} は0.195pu、

0.172puとなる。また、 R_{NN} は測定結果の減衰時定数から推定する。図10(b)、(c)に示すように、移行電圧の直流分を表す減衰曲線から時定数 τ は150 μ s(発電所A)および95 μ s(発電所B)となる。近似的にRC回路の時定数を表す(5)式に代入すると、 R_{NN} はそれぞれ0.81k Ω 、0.4k Ω となる。

$$3\tau = R_{NN} \cdot C_{sum} \quad (5)$$

$$C_{sum} = C_{LG} + C_{cable} + C_{SA} + C_G$$

(低圧側回路の1相分のキャパシタンスの合計)

$$\begin{cases} A \text{ 発電所: } C_{sum} = 0.557 \mu F \\ B \text{ 発電所: } C_{sum} = 0.707 \mu F \end{cases}$$

発電所A、Bに対し、図9の定数を用いた場合の解析結果と測定結果を図11、12に示す。同図(a)はu-v相間の移行電圧であり、図(b)はu相の移行電圧である。解析結果と測定結果は良く一致しており、提案モデルの精度は高いことがわかる。ただし、発電所Aでは測定した発電機に隣接する発電機が運転中であり、u相の移行電圧に誘導電圧約1Vが観測される。そのため、解析では約1Vの定電圧源を発電機端子の各相電圧に重畳することにより誘導電圧を考慮した。また、ケーブルは分布定数とした。

6. まとめ

本論文では、従来の発電機モデルによる解析結果を示し、更に初期過渡リアクタンスモデルを改良した発電機モデルを提案した。本論文の成果を要約すると以下のとおりである。

- (1) 発電機をサージインピーダンスモデルとしたときの解析結果は、第1波の波高値は測定結果に良く一致するが、第2波目以降は発電機を抵抗で模擬しているため減衰が大きくなり測定結果に一致しない。パークモデルと初期過渡リアクタンスモデルでは、d軸開路初期過渡時定数に対応する周波数より大なる周波数領域の移行電圧の特性が模擬できないため、その振動周期が測定結果より大きくなり、また鉄損抵抗を考慮していないので、減衰は実際より小さくなる。

(a) 発電機リアクタンス X_{dt}

(b) 電機子の鉄損抵抗 R_{NN} (発電所A)

(c) 電機子の鉄損抵抗 R_{NN} (発電所B)

図10 発電機の周波数特性

Fig. 10. Frequency dependence of generator.

(a) u-v相間の移行電圧

(b) u相の移行電圧

図11 発電所Aでの提案モデルの解析結果と測定結果

Fig. 11. Measurement and analysis by proposed model for power plant A.

(a) u-v相間の移行電圧

(b) u相の移行電圧

図12 発電所Bでの提案モデルの解析結果と測定結果

Fig. 12. Measurement and analysis by proposed model for power plant B.

- (2) 初期過渡リアクタンスモデルに基づき、移行電圧の周波数特性を考慮したモデルを提案した。提案モデルは高周波域 ($f > 1/T_{do}$) の発電機リアクタンス X_{dt} と並列に発電機電機子の鉄損抵抗 R_{NN} を置いたものである。
- (3) X_{dt} は発電機リアクタンスの周波数特性の近似曲線から測定結果の周波数におけるリアクタンスを読みとることによって得られる。また、 R_{NN} は測定結果の減衰時定数から推定する。50MVAおよび6.6MVAの供試発電機について、提案モデルの解析結果は測定結果によく一致することが確認された。

今後は測定データを蓄積し、変圧器定数や発電機定数などの既知定数から汎用的な理論式を導出し、モデルの一般化を進める予定である。今回は測定の都合上、発電機停止中の測定結果を用いて発電機モデルを検討したが、発電中でも今回の提案モデルがほぼ同様に使用できると考えている。その点については、現在実施中の移行電圧観測結果をもとに、今後確認する予定である。また、磁束の飽和やマイナーループの影響についても今後の検討課題である。

(平成9年7月14日受付、同10年1月12日再受付)

文 献

- (1) 電中研報告: 発電所および地中送電線の耐雷設計ガイド、総合報告:T40、平成7年12月
- (2) A.S.Morched, L.Marti, J.Ottevangers: "A High Frequency Transformer Model for the EMTF", IEEE Transactions on Power Delivery, Vol.8, No.3, July 1993
- (3) A.S.Morched, L.Marti, R.H.Brierley, J.G.Lackey: "Analysis of Internal Winding Stresses in EHV Generator Step-up Transformer Failures", IEEE PWRD, '95-SM, 350-9
- (4) A.P.Hayward, J.K.Dillard, A.R.Hileman: "Lightning Protection of Unit-Connected Turbine Generators-Field and Laboratory Studies", IEEE PES, Feb. 1957 pp. 1426-1434
- (5) 植田、竹内、佐藤、舟橋、杉本、宮城: 「移行電圧解析用の発電機モデルの検討」、平成9年電気学会電力・エネルギー部門大会論文Ⅱ、No.387

- (6) 日本EMTP委員会: ATP RULE BOOK、1994.2
- (7) 関根著: 電力系統過渡解析論、オーム社、1984
- (8) 植田、根尾、杉本、舟橋、竹内: 「変圧器移行電圧の測定と解析モデルに関する検討」、電学論B、115、1995-12
- (9) 植田、杉本、舟橋、竹内、萩原、金: 「変圧器移行電圧の解析モデルに対する印加波形および中性点条件の影響」、平成8年電気学会全国大会、No.1629
- (10) 植田、杉本、舟橋、竹内、佐藤: 「周波数特性を考慮した変圧器移行電圧の解析モデル」、電気学会放電・高電圧合同研究会、ED-96-192、HV-96-92(1996)
- (11) 植田、杉本、舟橋、竹内、佐藤、宮城: 「周波数特性を考慮した変圧器移行電圧モデルの検討」、電学論B、1997、9
- (12) CIGRE W.G. 33.02: "Guidelines for Representation of Network Elements when Calculating Transients", 1990

植田 俊明

(正員) 1962年6月18日生まれ。1987年3月東北大学大学院工学研究科修士課程修了。同年4月中部電力(株)入社。雷サージ現象解析および変電機器に関する研究開発に従事。

竹内 伸貴

(正員) 1963年10月26日生まれ。1988年3月東洋大学大学院工学研究科修士課程修了。同年4月(株)明電舎入社。電力系統の解析業務に従事。

杉本 俊郎

(正員) 1949年1月31日生まれ。1971年3月名古屋大学工学部電気工学科卒業。同年4月(株)明電舎入社。変圧器の絶縁技術、開発および高電圧計測に関する業務に従事。

舟橋 俊久

(正員) 1951年3月25日生まれ。1975年3月名古屋大学工学部電気工学科卒業。同年4月(株)明電舎入社。電力系統の解析業務に従事。IEEEシニア会員。