

鉄塔-送電線系の地震応答に及ぼす碍子の振動の影響

EFFECTS OF TRANSMISSION INSULATORS ON TOWERS AND
LINES SYSTEMS SUBJECTED TO EARTHQUAKE

小坪清真*・井嶋克志**・後藤茂夫***

By Seima KOTSUBO, Katsushi IJIMA and Shigeo GOTO

This paper presents effects of vibrations of transmission insulators on towers and lines subjected to earthquake. Free vibration analyses of transmission line and insulators are made by using the method of modal analysis, which adopts individual modes of a suspended line and suspended insulators. The theoretical results agree well with the experimental ones of dynamic tensions in a transmission line and insulators model excited by periodic longitudinal displacements at one end. Finally, as a result of seismic response calculations of towers, lines and insulators systems in two cases, it is shown that they are about equal or larger than the seismic responses of lines and towers considering the insulators as an added mass, but smaller than those of a single tower.

Keywords: seismic response, tower, cable, insulator

1. ま え が き

高電圧の電力を送電する鉄塔、送電線、碍子等の送電システムは規模が大きく、地震や風による鉄塔の振動時には、送電線や碍子の振動が鉄塔の応答に影響を及ぼすほど大きくなることも考えられる。したがって、鉄塔の動的応答特性を求めてその耐風、耐震性の検討を行うとき、鉄塔と送電線との動的相互作用を考慮した解析が必要となり、岩間ら²⁾、Kempnerら^{3),4)}、小園ら⁷⁾、著者ら¹⁰⁾⁻¹³⁾等によって鉄塔-送電線系の動的応答特性に関する実験的、理論的研究が示された。その結果、特に耐震性については、耐張型鉄塔の線路直角方向振動や懸垂型鉄塔の線路直角方向および線路方向振動では、鉄塔と送電線の動的相互作用は現われず、耐張型鉄塔の線路方向振動についてのみ送電線の振動の影響が現われるが、鉄塔-送電線系の地震応答は鉄塔単体のそれに比べて小さくなることがわかった。しかし、これらの研究で碍子の振動を厳密に考慮したものは、岩間ら²⁾の研究のみである。

送電線長に対して碍子長は約3%以下と非常に短いですが、碍子の単位長さ当たり重量は送電線のその数十倍にもなる。また、岩間らは地震応答の計算は行っていないが、鉄塔基礎への正弦波入力による鉄塔-送電線-碍子系の振動解析から、鉄塔の固有振動数付近で碍子が大きく振動するという結果を得ている。したがって、碍子に生じる加速度が鉄塔のそれ以上になることも予想され、碍子の慣性力が鉄塔本体に及ぼす影響を考えれば、単に碍子を鉄塔腕金への付着質量とみなした解析^{7),11),12)}では不十分と思われる。

また、碍子を単に鉄塔への付着質量とみなした解析により、鉄塔の振動に影響を及ぼす送電線の面内振動モードは、低次の横波の対称モードと高次の縦波のモードであることが判明したが¹⁰⁾、碍子の振動を厳密に解析すればこれらのモードの固有振動数や動的張力が変化し、鉄塔の地震応答もそれによって変わることが考えられる。

一方、一様なケーブルの振動についての研究は数多くあるが、送電線-碍子系のように非一様なケーブルの振動に関する研究は、岩間らが多質点系置換によりその振動特性を求めている程度で非常に少なく、また、岩間らの計算結果は分割数による精度に問題があると思われる。したがって、鉄塔に対する碍子や送電線の振動の影響を検討するためには、送電線-碍子系の固有振動数や

* 正会員 工博 九州共立大学教授 工学部土木工学科
(〒807 北九州市八幡西区自由丘1-8)

** 正会員 工博 佐賀大学講師 理工学部建設工学科
(〒840 佐賀市本庄町1番地)

*** 正会員 工博 佐賀大学教授 理工学部建設工学科(同上)

動的付加張力を厳密に求めておく必要がある。

以上のような観点から、本研究ではまず、送電線-碍子系の自由振動解析を行い、送電線-碍子系と送電線単体との自由振動特性の相違を調べた。この解析法として有限要素法による方法^{2), 5), 7), 9)}も考えられるが、連続体として厳密に解析するため、線形の範囲内ではあるが送電線と碍子それぞれの変位を sine 級数で仮定し、Galerkin 法を適用することによりそれぞれのモードを求め、モーダルアナリシスにより送電線-碍子系の自由振動解析を行った。次に、送電線-碍子模型の一端正弦波変位加振による実験から、その固有振動数、動的張力を測定し、本解析法の検証を行った。最後に、送電線-碍子系のモードと鉄塔単体のモードを使用した、いわゆるサブストラクチャー法により鉄塔-送電線-碍子系の地震応答解析を厳密に行い、この結果を鉄塔単体の地震応答や、碍子を鉄塔腕金への付着質量とみなした場合の鉄塔の地震応答と比較することにより、鉄塔に及ぼす碍子の振動の影響を調べた。

2. 送電線-碍子系の面内自由振動の解析理論

碍子と送電線それぞれの自由振動解析、および送電線-碍子系の自由振動解析は次の仮定のもとに行っている。

- i) 送電線および碍子は完全可撓性とする。
- ii) 送電線および碍子の伸張性は線形の範囲内で考慮する。
- iii) 送電線および碍子の変位はスパン長に比べて十分小さく、動的付加張力は初期張力を超えず、線形振動とする。

i) の仮定に対して、送電線部分は高次のモードまで曲げ剛性の影響は小さく、また、碍子部分は数十個の碍子がピンにより鎖状に連結された構造であることから、曲げ剛性はもたず可撓性のケーブルと考えると差し支えない。

iii) の仮定に関しては、碍子を鉄塔への付着質量とみなした鉄塔-送電線系の種々の地震波に対する応答計算結果¹²⁾から、各鉄塔基礎への入力地震波の位相差を考慮しても最大加速度が 200 cm/s² の地震波で、送電線の最大変位はスパン長に対して約 0.02 % と非常に小さく、最大動的付加張力も初期張力の約 40 % 程度で初期張力を超えず、地震時における送電線-碍子系の線形振動の仮定は妥当と思われる。

解析は、図-1(a) に示すような送電線-碍子系を、まず AC, CD, DB の 3 本のそれぞれ一様なケーブルから構成されるものとして、個々のケーブルについて両端支持のもとに自由振動解析を行った。この解析には、文献 8) および 10) に示されている sine 級数で仮定した送電線あるいは碍子の変位に Galerkin 法を適用する方法

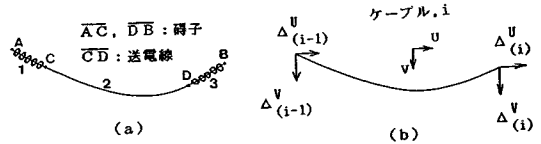


図-1 送電線-碍子系および設定する座標系

を採用している。なお、送電線-碍子系の初期形状は、送電線および碍子をカテナリー形状のケーブルとして、送電線および碍子両端の接線剛性係数¹⁴⁾を用い、幾何学的非線形解析により求めた。

次に、得られた送電線および碍子のモードを用いて、モーダルアナリシスにより送電線-碍子系の自由振動解析を行った。すなわち、図-1(b) に示すように、3 本のケーブルのうち 1 本の番号を i とし、その両端に $\Delta_{i-1}^u, \Delta_{i-1}^v, \Delta_i^u, \Delta_i^v$ の変位が与えられたものとすれば、このケーブル変位の水平成分 U_i 、鉛直成分 V_i は式 (1) で、動的付加張力の水平成分 T_i^u 、鉛直成分 T_i^v は式 (2) で表わされる。

$$U_i(t, s) = \sum_{j=1}^{\infty} \zeta_{ij}(t) \bar{U}_{ij}(s) + \Delta_{i-1}^u(t) U_i^{u0}(s) + \Delta_{i-1}^v(t) U_i^{v0}(s) + \Delta_i^u(t) U_i^{u0}(s) + \Delta_i^v(t) U_i^{v0}(s) \dots \dots \dots (1-a)$$

$$V_i(t, s) = \sum_{j=1}^{\infty} \zeta_{ij}(t) \bar{V}_{ij}(s) + \Delta_{i-1}^u(t) V_i^{u0}(s) + \Delta_{i-1}^v(t) V_i^{v0}(s) + \Delta_i^u(t) V_i^{u0}(s) + \Delta_i^v(t) V_i^{v0}(s) \dots \dots \dots (1-b)$$

$$T_i^u(t, s) = \sum_{j=1}^{\infty} \zeta_{ij}(t) \bar{T}_{ij}^u(s) + \{\Delta_{i-1}^u(t) - \Delta_i^u(t)\} T_i^{u0} + \{\Delta_{i-1}^v(t) - \Delta_i^v(t)\} T_i^{v0} \dots \dots \dots (2-a)$$

$$T_i^v(t, s) = \sum_{j=1}^{\infty} \zeta_{ij}(t) \bar{T}_{ij}^v(s) + \{\Delta_{i-1}^u(t) - \Delta_i^u(t)\} T_i^{u0} + \{\Delta_{i-1}^v(t) - \Delta_i^v(t)\} T_i^{v0} \dots \dots \dots (2-b)$$

ここに、

- ζ_{ij} : j 次の基準座標
- $\bar{U}_{ij}, \bar{V}_{ij}$: j 次の水平および鉛直変位モード
- U_i^{u0}, V_i^{u0} : ケーブル i の左端の単位水平静変位によるケーブル変位の水平および鉛直成分
- U_i^{v0}, V_i^{v0} : ケーブル i の左端の単位鉛直静変位によるケーブル変位の水平および鉛直成分
- U_i^{ur}, V_i^{ur} : ケーブル i の右端の単位水平静変位によるケーブル変位の水平および鉛直成分
- U_i^{vr}, V_i^{vr} : ケーブル i の右端の単位鉛直静変位によるケーブル変位の水平および鉛直成分
- $\bar{T}_{ij}^u, \bar{T}_{ij}^v$: ケーブル i の j 次の動的付加張力の水平成分および鉛直成分
- T_i^{u0}, T_i^{v0} : ケーブル i の一端の単位の内向き水平静変位による付加張力の水平および鉛直成分
- T_i^{ur}, T_i^{vr} : ケーブル i の左端の単位の下向き鉛直静変位

による付加張力の水平および鉛直成分
 s: ケーブルの長さに沿う座標
 t: 時間である。

$U_i^{ii} \sim V_i^{iv}$ および $T_i^{iu} \sim T_i^{iv}$ は、文献10) あるいは文献14) により容易に計算することができる。

式(1) から Lagrange の運動方程式を用いて、 ξ_{ij} に関する非減衰の運動方程式を導けば次式となる。

$$\ddot{\xi}_{ij} + \Omega_{ij}^2 \xi_{ij} = -\beta_{ij}^{iu} \dot{\Delta}_{i-1}^{iu} - \beta_{ij}^{iv} \dot{\Delta}_{i-1}^{iv} - \beta_{ij}^{iu} \dot{\Delta}_0^{iu} - \beta_{ij}^{iv} \dot{\Delta}_0^{iv} \dots \dots \dots (3)$$

ここに、 Ω_{ij} はケーブル i の j 次の固有円振動数、 \cdot は時間による微分、 β_{ij}^{iu} 、 β_{ij}^{iv} 、 β_{ij}^{iu} 、 β_{ij}^{iv} はケーブル一端の単位静変位に対する j 次の刺激係数であり、それぞれの右肩サフィックスが上記の $U_i^{iu} \sim V_i^{iv}$ のそれらと対応する。一例として β_{ij}^{iu} を示せば、次式で表わされる。

$$\beta_{ij}^{iu} = \frac{\int_0^{S_i} (\bar{U}_{ij} U_i^{iu} + \bar{V}_{ij} V_i^{iv}) ds}{\int_0^{S_i} (\bar{U}_{ij}^2 + \bar{V}_{ij}^2) ds}$$

ここに、 S_i はケーブル i の長さである。

送電線-碍子系の自由振動を求める場合、図-1(a) の両端を固定として、碍子および送電線について式(3)を誘導すればよい。このときCおよびD点の変位 Δ_c^u 、 Δ_c^v 、 Δ_b^u 、 Δ_b^v は、式(2・a)、(2・b)を用いて碍子と送電線の接続点についての張力のつり合い式より、式(4)で表わされる。

$$\begin{Bmatrix} \Delta_c^u \\ \Delta_c^v \\ \Delta_b^u \\ \Delta_b^v \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} T_1^{uu} + T_2^{uu} & T_1^{uv} + T_2^{uv} & -T_2^{uu} & -T_2^{uv} \\ T_1^{vu} + T_2^{vu} & T_1^{vv} + T_2^{vv} & -T_2^{vu} & -T_2^{vv} \\ -T_2^{uu} & -T_2^{uv} & T_2^{uu} + T_3^{uu} & T_2^{uv} + T_3^{uv} \\ -T_2^{vu} & -T_2^{vv} & T_2^{vu} + T_3^{vu} & T_2^{vv} + T_3^{vv} \end{bmatrix}^{-1} \begin{Bmatrix} \sum_{j=1}^{\infty} \xi_{1j} \bar{T}_{1j}^u(S_1) - \sum_{j=1}^{\infty} \xi_{2j} \bar{T}_{2j}^u(0) \\ \sum_{j=1}^{\infty} \xi_{1j} \bar{T}_{1j}^v(S_1) - \sum_{j=1}^{\infty} \xi_{2j} \bar{T}_{2j}^v(0) \\ \sum_{j=1}^{\infty} \xi_{2j} \bar{T}_{2j}^u(S_2) - \sum_{j=1}^{\infty} \xi_{3j} \bar{T}_{3j}^u(0) \\ \sum_{j=1}^{\infty} \xi_{2j} \bar{T}_{2j}^v(S_2) - \sum_{j=1}^{\infty} \xi_{3j} \bar{T}_{3j}^v(0) \end{Bmatrix} \dots \dots \dots (4)$$

ここに、上式中のサフィックス1~3は図-1(a) に示した碍子と送電線に付けた番号に対応する。式(4)を式(3)に代入した後、 $\xi_{ij} = \bar{\xi}_{ij} e^{i\omega t}$ とおけば、 $\bar{\xi}_{ij}$ に関する連立1次方程式が得られるから、 $\bar{\xi}_{ij}$ の係数マトリックスを固有値解析すれば送電線-碍子系の面内自由振動モードが得られる。

3. 送電線-碍子系の面内自由振動の数値計算例

(1) 面内自由振動モード

次の諸元で表わされる両端同レベル支持の实在の送電線-碍子系の面内自由振動モードを求めた。

碍子長 $S_1 = S_3 = 6$ m, 送電線長 $S_2 = 492.5$ m

表-1 送電線-碍子系および送電線単体系のモード
 送一碍: 送電線-碍子系 送単: 送電線単体系
 (A): 逆対称モード (S): 対称モード

モード	固有円振動数 (rad/s)		動的水平付加張力 モード (kN)		刺激係数	
	送一碍	送単	送一碍	送単	送一碍	送単
1 (A)	1.242	1.243	0.007	0.007	0.150	0.147
2 (S)	1.757	1.777	0.081	0.078	1.629	1.504
3 (A)	2.505	2.512	0.014	0.013	0.081	0.074
4 (S)	2.947	3.022	0.272	0.250	1.856	1.594
5 (A)	3.750	3.776	0.027	0.019	0.060	0.049
6 (S)	3.758	3.838	0.648	0.816	2.481	2.789
7 (S)	4.558	4.502	0.486	0.415	1.162	0.959
8 (A)	4.961	5.039	0.050	0.025	0.056	0.037
9 (S)	5.670	5.695	0.377	0.179	0.520	0.224
10 (A)	6.095	6.303	0.094	0.032	0.060	0.030
11 (S)	6.752	6.945	0.413	0.108	0.385	0.087
12 (A)	7.100	7.567	0.145	0.038	0.059	0.025
13 (S)	7.695	8.205	0.391	0.073	0.284	0.041
14 (A)	8.102	8.832	0.134	0.045	0.036	0.022
15 (S)	8.694	9.469	0.218	0.052	0.119	0.021
16 (A)	9.232	10.10	0.106	0.051	0.018	0.020
17 (S)	9.845	10.73	0.108	0.036	0.046	0.011
18 (A)	10.44	11.37	0.091	0.059	0.010	0.018
40	24.23	25.38	0.842	2.684	0.040	0.162
41	24.84	25.67	0.171	22.03	0.001	0.278
42	25.43	26.03	1.810	0.030	0.094	0.003
43	26.05	26.68	0.218	0.736	0.001	0.037
44	26.38	27.31	14.02	0.033	0.358	0.002
45	26.73	27.96	5.507	0.315	0.287	0.013
46	27.24	28.60	0.263	0.035	0.001	0.003

碍子の伸び剛性 $E_1 A_1 = E_3 A_3 = 1790$ MN
 送電線の伸び剛性 $E_2 A_2 = 179$ MN
 碍子の単位長さ当たり質量 $\rho_1 = \rho_3 = 167$ kg/m
 送電線の単位長さ当たり質量 $\rho_2 = 10.8$ kg/m
 全支間長 $L = 499.5$ m

上記の値から、初期水平張力は110 kNの値が得られた。なお、实在の碍子の伸び剛性の正確な値は得られなかったため、推定値として送電線の伸び剛性の10倍の値としている。このことについては、送電線に比べると断面が非常に大きい碍子の構造から、碍子の伸び剛性が送電線のそれに比べて大きいことは明白である。また、特に碍子の伸び剛性の影響が大きい碍子部分の縦波のモードの固有振動数は、たとえば碍子の伸び剛性が送電線と同じ程度であっても、碍子長が短いため非常に高い振動数領域に現われ、このモードが送電線-碍子系の自由振動に及ぼす影響は非常に小さい。したがって、碍子の伸び剛性として上記の値を用いても妥当と思われる。実際に、碍子の伸び剛性として送電線の伸び剛性の5~20倍の値を用いて自由振動解析を行っても、得られた結果にはそれほど差はなかった。

この送電線-碍子系に対しモーダルアナリシスによる面内自由振動解析を行うため、まず、碍子および送電線個々のモードをそれぞれ20個および70個求めた。この計算にはsine級数の使用項数としてそれぞれ25項および75項採用し、十分な精度をもつモードが得られた。この碍子および送電線のモードを用いて自由振動解析を行った結果を表-1に示す。表中の動的水平付加張力は、

送電線の鉛直最大変位 $V_{max}=1\text{ cm}$ のときの左端支持点の値、刺激係数は左端支持点の右向き水平変位 1 cm に対する値である。表には比較のため、送電線-碍子系の全長と初期水平張力が等しい送電線単体の計算結果も示している。低次のモードに示したAおよびSは、それぞれ横波の逆対称モードおよび対称モードを示し、縦波のモードは送電線-碍子系で44次、送電線単体で41次に現われた。

送電線-碍子系と送電線単体系の固有円振動数を比較すれば、低次の横波モードについてはあまり差はなく、高次モードについてもその差は高々 1 rad/s である。したがって、入力地震波の不規則性を考慮すれば、本計算例では碍子が送電線の固有振動数を大きく変えるほどの影響はないことがわかった。また、表からわかるように、送電線-碍子系では地震波の対象となる振動数域で多数のモードが現われるが、低次の横波の対称モードと高次の縦波のモードが、支持点変位に対する刺激係数や動的付加張力が大きい値をもち、その他のモードのそれらの値は小さい。文献10)、13)に示したように、送電線単体の支持点強制変位による地震応答では、刺激係数や動的付加張力が小さいモードは張力応答にはほとんど寄与せず、これらの値が大きいモードのみが寄与する。したがって、送電線-碍子系においても同様に考えることができ、鉄塔-送電線-碍子系の地震応答計算を、鉄塔と送

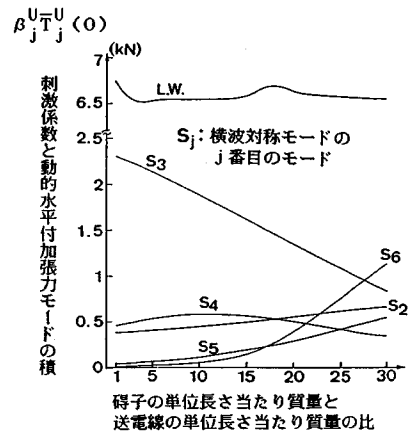
電線-碍子系それぞれのモードを用いたモーダルアナリシスによって行うとき、送電線-碍子系については刺激係数や動的付加張力の大きい低次の横波の対称モードと縦波のモードのみを採用して計算すればよいと思われる。

表一の送電線-碍子系の面内自由振動モードのなから、動的付加張力および刺激係数の大きいモードを図一2に示している。送電線-碍子系の動的付加張力に着目すれば、系の両端の碍子部分で特に張力が大きくなることはなく、その形状は送電線単体と同じである。また、それぞれのモードの両端の動的付加張力を比較すれば、送電線-碍子系の方が大きい場合もあれば小さい場合もあることがわかる。しかし、特に張力や刺激係数の値が大きい6次および41次のモードでは、送電線-碍子系の張力が送電線単体のそれより小さい値となっている。

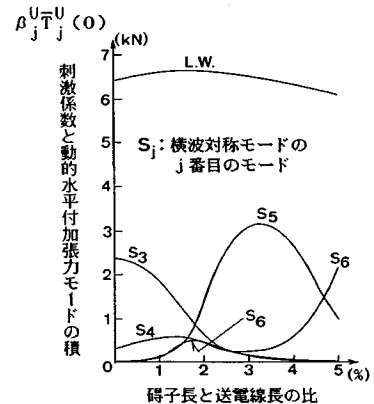
以上の数値計算例からわかるように、 30 rad/s 以下の振動数領域では、特に碍子が大きく振動するモードは現

送電線-碍子系のモード		送電線単体系のモード	
固有円振動数 刺激係数	上段：変位モード 下段：動的付加張力 モード	固有円振動数 刺激係数	上段：変位モード 下段：動的付加張力 モード
4次モード $\Omega_4=2.947$ rad/s $\beta_4=1.856$	 $V_{max}=1\text{cm}$ 0.272kN	4次モード $\Omega_4=3.022$ rad/s $\beta_4=1.594$	 0.250kN
6次モード $\Omega_6=3.758$ rad/s $\beta_6=2.481$	 0.648kN	6次モード $\Omega_6=3.838$ rad/s $\beta_6=2.789$	 0.816kN
7次モード $\Omega_7=4.558$ rad/s $\beta_7=1.162$	 0.495kN	7次モード $\Omega_7=4.502$ rad/s $\beta_7=0.9588$	 0.415kN
9次モード $\Omega_9=5.670$ rad/s $\beta_9=0.5202$	 0.377kN	9次モード $\Omega_9=5.695$ rad/s $\beta_9=0.2243$	 0.179kN
44次モード $\Omega_{44}=26.38$ rad/s $\beta_{44}=-0.3583$	 -14.023kN	41次モード $\Omega_{41}=25.67$ rad/s $\beta_{41}=0.2777$	 20.030kN

図一2 送電線-碍子系の変位モードおよび動的付加張力モード



図一3 送電線-碍子系の刺激係数、動的付加張力モードに及ぼす碍子質量の影響



図一4 送電線-碍子系の刺激係数、動的付加張力モードに及ぼす碍子長の影響

われなかった。一方、岩間らは碍子部分を6分割、送電線部分を32分割することにより、多質点系置換による自由振動解析から、10~30 rad/sで碍子のみが大きく振動し、送電線がほとんど振動しないモードを得ている。著者らの計算によれば、送電線-碍子系のモーダルアナリシスによる自由振動解析において、碍子の採用モード数を5個程度と少なく採れば、岩間らと同様に低い振動数域で碍子の変位が卓越するモードが現われ、碍子のモード数を20個と十分多く採り、高精度の計算を行えばこのモードは現われなかった。以上のことから、岩間らの計算に碍子のみ振動が卓越するモードが現われたのは、分割数が少ないことによる計算精度に問題があったためであり、地震波の対象となる振動数域内では、送電線-碍子系のモードとして碍子のみ振動が卓越するモードは存在しないと思われる。

(2) 送電線-碍子系の自由振動特性に及ぼす碍子質量、碍子長の影響

地震時の送電線-碍子系と鉄塔との動的相互作用を考えた場合、送電線-碍子系の自由振動特性として固有振動数、両支持点の動的付加張力および支持点変位に対する刺激係数が重要となる。したがって、碍子質量や碍子長の変化がこれらの自由振動特性に及ぼす影響を調べた。

この数値計算に使用した送電線-碍子系は、3.(1)の計算に用いた標準的なものである。この送電線-碍子系において碍子長、送電線長、送電線の単位長さ当たり質量および初期水平張力を一定として、送電線の単位長さ当たり質量に対する碍子のそれを1~30倍まで変えた場合、送電線長、碍子と送電線の単位長さ当たり質量および初期水平張力を一定として、碍子長を送電線長の0~5%と変えた場合について計算を行った。

2つの場合とも送電線-碍子系の固有振動数の変化は小さく、送電線単体の固有振動数とあまり変わらなかった。ここで示さないが、刺激係数や支持点の動的付加張力は碍子質量や碍子長により大きく変化した。図-3は碍子質量を変えたときの、左端の右向き単位水平変位に対する刺激係数と左端動的付加張力の水平成分の積 $\beta_j^y \bar{T}_j^y$ を示したものである。このように縦軸に刺激係数と支持点の動的付加張力の積の値を使用したのは、前論文¹³⁾に示したように、この値が大きいモードほど地震時の支持点変位による送電線-碍子系の張力応答に寄与するからである。 $S_2 \sim S_6$ は横波の対称モードの2次から6次を、L.W.は縦波の1次モードの $\beta_j^y \bar{T}_j^y$ とこのモードに近接する横波の逆対称モードのその和を示している。後者については、碍子質量の増加とともに縦波のモードの $\beta_j^y \bar{T}_j^y$ は大きく変化し、この値が小さいときは横波の逆対称モードは縦波のモードとほぼ等しい大きな値と

なる。しかし、このとき2つのモードの固有振動数はほぼ等しくなるため、支持点変位による送電線-碍子系の応答計算の際には、 $\beta_j^y \bar{T}_j^y$ は2つのモードの和として使用して差し支えない。

図より、碍子質量が増加しても縦波モードの $\beta_j^y \bar{T}_j^y$ には大きな変化はみられないことがわかる。一方、低次の対称モードのなかで $\beta_j^y \bar{T}_j^y$ の値が特に大きい S_3 のモードは碍子質量の増加とともに大幅に減少し、 S_6 のモードのそれは徐々に増加していることがわかる。

図-4は碍子長の変化に対する $\beta_j^y \bar{T}_j^y$ を示したものである。この場合も縦波モードの $\beta_j^y \bar{T}_j^y$ はあまり変化しないが、低次の対称モードについては、碍子長の増加とともに $\beta_j^y \bar{T}_j^y$ の大きいモードが3次、5次、6次と高次の対称モードに変わっていることがわかる。

このように、碍子の長さや質量の変化に応じて、低次の横波対称モードの動的付加張力や刺激係数が大きく変わることは、その変化するモードの次数は異なるが、碍子に接続される送電線のサグ比や伸び剛性を変えても同じであった。一方、碍子の長さや質量が変わっても、送電線-碍子系としての縦波のモードの変化は小さかった。

4. 送電線-碍子模型の強制振動実験

(1) 実験方法

送電線・碍子模型の一端の正弦波変位による加振実験を行い、模型両端の動的付加張力を測定することにより2.で示した解析理論の妥当性を検討した。

実験概要を図-5に示す。送電線の模型には鎖を、碍子の模型には径10 cmの鋼棒を長さ5 cmに切り、両側にフックを取り付け連結したものを使用した。模型の諸元は次のとおりである。

碍子模型長 $S_1 = S_3 = 0.302 \text{ m}$,

送電線模型長 $S_2 = 9.14 \text{ m}$,

碍子模型の伸び剛性 $E_1 A_1 = E_3 A_3 = 78.4 \text{ MN}$

送電線模型の伸び剛性 $E_2 A_2 = 2.33 \text{ MN}$

碍子模型の単位長さ当たり質量 $\rho_1 = \rho_3 = 34 \text{ kg/m}$

送電線模型の単位長さ当たり質量 $\rho_2 = 1 \text{ kg/m}$

全支間長 $L = 9.66 \text{ m}$

上記の諸元から、碍子模型と送電線模型の単位長さ当たり質量比は34、碍子模型長と送電線模型長の比は3.3%である。また、サグ0.47 mに対して初期水平張力は272 Nであり、理論値と実験値ともに同じ値であった。碍子模型および送電線模型の伸び剛性は両者とも実測したものであるが、これらの比(33.6)は、3.の数値計算に用いた碍子と送電線の伸び剛性比(10)に比べ大きい値となった。

模型の一端を剛な支柱に固定し、他端に正弦波の水平変位を与えた。この強制変位は差動型変位計、模型両端

の動的付加張力はひずみリング式張力計により、送電線-碍子模型が定常振動に達したとき強制変位と張力の同時測定を行った。強制変位の振幅値は、模型の動的付加張力が初期張力を超えないように調整し、その振動数は0~4 Hzの間を増減して変えながら、これらの実験を数回繰り返した。

(2) 実験結果と送電線-碍子模型に対する数値計算結果の比較

送電線-碍子模型の一端正弦波強制変位による固定点と強制変位点の動的付加張力の実験値と理論値を図-6に示す。実験値は一端強制変位の振幅値を0.1 cmに換算した値で○印で示し、同時に理論値を実線で示している。理論値は、送電線-碍子模型の自由振動解析から得られるモードを用いてモーダルアナリシスにより、減衰を無視して計算したものである。実験において、減衰定数も測定したが0.001程度で非常に小さい値であり、数値計算に減衰を考慮しなかったことによる誤差は小さい。

図-7には、比較のため送電線単体模型の同様の実験値と理論値を示している⁹⁾。送電線単体模型の鎖は、送電線-碍子模型の送電線に使用したものと同一であり、支間長 $L=9.65$ m、サグ $D=0.465$ m、初期水平張力246 Nである。送電線-碍子模型の支間長や初期水平張力については、送電線単体模型のそれらとの整合を考慮しなかったため、2つの実験での動的付加張力の振動数特性には、ピークの振動数や特性曲線のピーク幅に違いがある。しかし、送電線-碍子系の動的付加張力の特性曲線の性状は、送電線単体のそれとほぼ同じであることがわかる。

実験に用いた送電線-碍子模型は、0~4 Hzの振動数領域において理論上4個の共振点があり、図中の①~④の縦線がそれである。2次および4次モードの共振点近

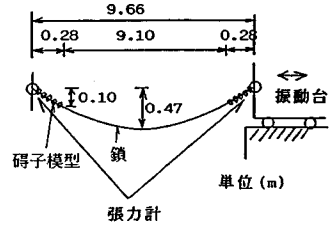


図-5 送電線-碍子模型の強制振動実験概要図

傍の特性曲線の幅は広く、実験においてこれらの共振点で送電線-碍子模型は対称モードで大きく振動した。しかし、1次および3次は逆対称振動であり、この共振点近傍の特性曲線の幅は非常に狭く、定常強制振動の実験であってもこれらの共振点は現われなかった。これは、前論10)にも述べた送電線単体模型の実験と同じであり、送電線-碍子系についても、その動的付加張力の応答には横波の逆対称モードはほとんど寄与しないことを意味している。

本実験結果からわかるように、1次と3次の共振点を除いて、2次および4次の動的付加張力の共振振動数や共振曲線については理論値と実験値はよく一致しており、理論の検証ができた。

5. 碍子の振動を考慮した鉄塔-送電線系の線路方向の地震応答解析

(1) 解析法

碍子の振動を考慮した鉄塔-送電線系の地震応答解析は、送電線-碍子系の面内振動モードと鉄塔単体の線路方向のモードが得られれば、文献12)に示した解析法を用いて計算できる。すなわち、鉄塔には基礎の地動変位と送電線-碍子系の支持点における動的付加張力が外力として作用し、送電線-碍子系にはその両支持点の変

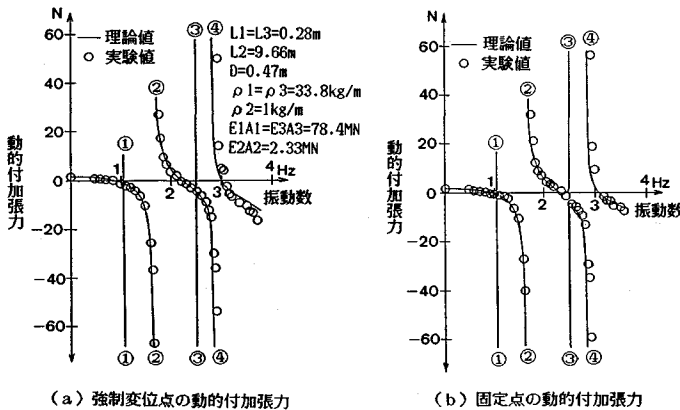


図-6 送電線-碍子模型両端の動的付加張力の振動数特性 (強制変位の振幅値0.1 cm)

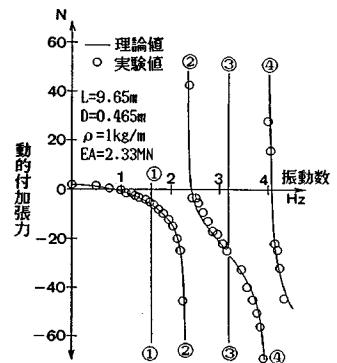


図-7 送電線単体模型の固定点動的付加張力の振動数特性 (強制変位の振幅値0.1 cm)

位が鉄塔から与えられるものとして、モーダルアナリシスを用いるものである。本法を用いれば、鉄塔-送電線-碍子全体系を有限要素法を用いて解析するより自由度数を大幅に減らすことが可能となる。なお、本研究では鉄塔基礎の回転は考慮せず、線路方向の水平動のみが鉄塔基礎に与えられるものとしている。

図-8に示す鉄塔-送電線-碍子系の座標系のもとに、鉄塔 i の k 次モードの基準座標を ϕ_k^i 、送電線-碍子系 $n^{(i)}$ の m 次の面内振動モードの基準座標を $\zeta_{nm}^{(i)}$ とすれば、それぞれの基準座標に関する振動方程式は、式(5)および式(6)で表わされる。

$$\ddot{\phi}_k^i + 2\xi_k^{(i)}\Omega_k^{(i)}\dot{\phi}_k^i + (\Omega_k^{(i)})^2\phi_k^i = \left[\sum_{n=1}^N \bar{X}_{nk}^{(i)} \left[\sum_{m=1}^M \zeta_{nm}^{(i)} \bar{T}_{nm}^{(i)r} - \sum_{m=1}^M \zeta_{nm}^{(i+1)} \bar{T}_{nm}^{(i+1)r} \right] + (X_n^{(i)} - X_n^{(i-1)}) T_{n0}^{(i)} + (X_n^{(i)} - X_n^{(i+1)}) T_{n0}^{(i+1)} \right] / \left[(\bar{X}_k^i)^T \bar{M}^i \bar{X}_k^i - \beta_k^{(i)} \dot{\phi}_k^i \right] \dots (5)$$

$$\ddot{\zeta}_{nm}^{(i)} + 2\xi_{nm}^{(i)}\Omega_{nm}^{(i)}\dot{\zeta}_{nm}^{(i)} + (\Omega_{nm}^{(i)})^2\zeta_{nm}^{(i)} = -\beta_{nm}^{(i)r}\ddot{X}_n^{(i-1)} - \beta_{nm}^{(i)r}\ddot{X}_n^{(i+1)} \dots (6)$$

$$X_n^i = \sum_{k=1}^K \phi_k^i \bar{X}_{nk}^i + \phi^i \dots (7)$$

ここに、式(5)において、 \bar{X}_k^i 、 $\xi_k^{(i)}$ 、 $\Omega_k^{(i)}$ 、 $\beta_k^{(i)}$ は、それぞれ鉄塔 i の線路方向振動における k 次の変位モード、減衰定数、固有円振動数および基礎の地動加速度に対する刺激係数、 ϕ^i 、 \bar{M}^i はそれぞれ鉄塔 i の基礎の地動加速度および質量マトリックス、 \bar{X}_{nk}^i は鉄塔 i の k 次モードにおける上から n 番目の碍子支持点の水平変位、 $\bar{T}_{nm}^{(i)}$ 、 $\bar{T}_{nm}^{(i)r}$ は送電線 $n^{(i)}$ の m 次モードの左右の動的な水平付加張力、 $T_{n0}^{(i)}$ は送電線-碍子系 $n^{(i)}$ の一端の外向き単位水平静変位による付加張力の水平成分、上付きフィックス r は転置マトリックスを表わす。式(5)の右辺第1項は、送電線-碍子系両端の張力による外力を、第2項は基礎の地動による外力を表わす。式(6)において、 $\xi_{nm}^{(i)}$ 、 $\Omega_{nm}^{(i)}$ 、 $\beta_{nm}^{(i)r}$ 、 $\beta_{nm}^{(i)r}$ はそれぞれ送電線 $n^{(i)}$ の m 次面内振動モードにおける減衰定数、固有円振動数および送電線-碍子系左右端の右向き水平変位に対する刺激係数である。

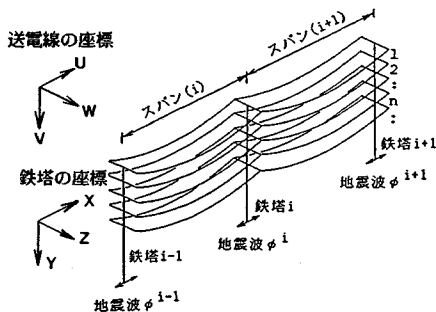


図-8 鉄塔-送電線-碍子系に設定する座標

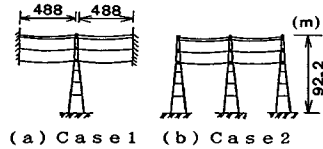


図-9 数値計算に用いた鉄塔-送電線-碍子系

鉄塔単体の固有円振動数, 刺激係数	$\Omega 1=5.991$ rad/s $\beta 1=1.551$	$\Omega 2=18.24$ rad/s $\beta 2=-0.816$	$\Omega 3=38.99$ rad/s $\beta 3=0.483$
碍子を付着質量と見なした鉄塔の固有円振動数, 刺激係数	$\Omega 1=5.304$ rad/s $\beta 1=1.528$	$\Omega 2=16.71$ rad/s $\beta 2=-0.765$	$\Omega 3=37.12$ rad/s $\beta 3=0.447$

図-10 鉄塔単体の固有円振動数、変位モードおよび刺激係数

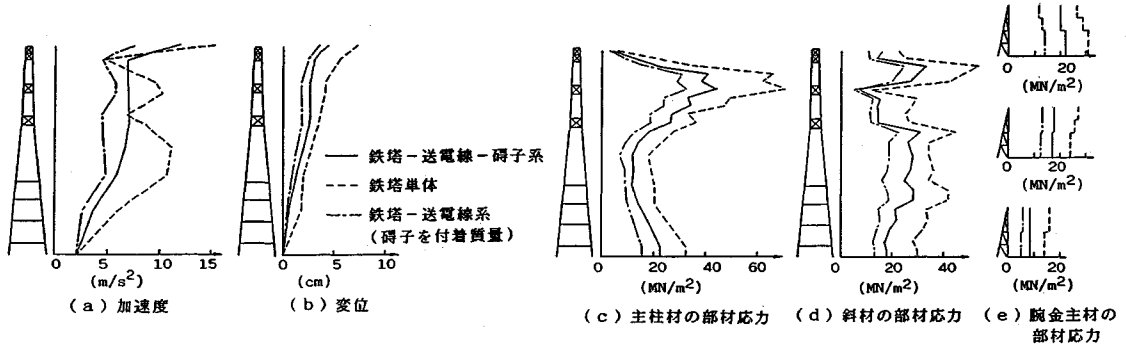
各鉄塔基礎の線路方向の地動変位 ϕ^i および地動加速度 $\dot{\phi}^i$ が与えられれば、式(5)と式(6)の連立方程式を解くことにより、鉄塔-送電線-碍子系の地震応答が得られる。

(2) 数値計算例および考察

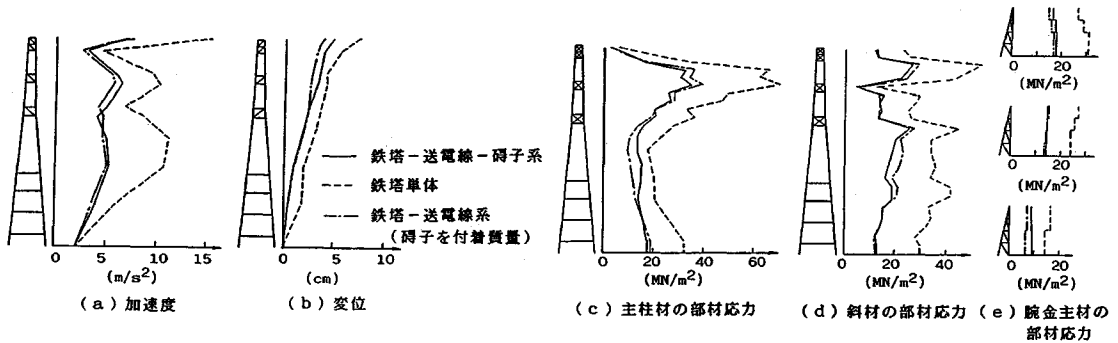
図-9に示す Case 1 と Case 2 の鉄塔-送電線-碍子系について線路方向の地震応答計算を行った。いずれの場合も送電線は3段とし、自由振動計算に用いたものを採用した。鉄塔の諸元は、前論¹²⁾に示したものと同一である。Case 1は系の両端を固定とし、Case 2は系の両端の鉄塔の外側を自由としている。ただし、Case 1では、両固定点においても鉄塔に作用する地震波が同位相で入力するものとしている。上記の理論を用いれば、各鉄塔基礎に入力する地震波の位相差を考慮することもできるが¹²⁾、本計算ではすべて同位相で入力するものとした。また、減衰定数は鉄塔および送電線-碍子系ともに2%とした。送電線-碍子系の減衰定数の値は Irvine が文献6)のなかで示したものをを使用した。

地震応答計算には種々の地震波を使用した。計算結果にはそれほどの差異はなかった。本論では Case 1 に碍子の影響が比較的大きく現われたサンフェルナンド地震(1971年、N21E成分、 $\phi_{max}=1.0$ cm、 $\dot{\phi}_{max}=216$ cm/s²)に対する計算結果を示す。

鉄塔単体の線路方向の振動モードを図-10に示す。図には、碍子を鉄塔腕金への付着質量とみなした場合、碍子を考慮しない鉄塔単体のみの固有振動数と刺激係数



図—11 Case 1 の鉄塔の線路方向地震応答最大値 (サンフェルナンド地震, $\phi_{max}=1.0$ cm, $\ddot{\phi}_{max}=216$ cm/s²)



図—12 Case 2 の中央鉄塔の線路方向地震応答最大値 (サンフェルナンド地震, $\phi_{max}=1.0$ cm, $\ddot{\phi}_{max}=216$ cm/s²)

を示しているが、変位モードは両者ともほとんど同じであった。鉄塔-送電線-碍子系の地震応答解析において、碍子の振動を厳密に考慮する解析では、図—2 に示した送電線-碍子系のモードと図—10 上段の値とを使用し、碍子を鉄塔への付着質量とみなした解析では、図—2 の送電線単体のモードと図—10 下段の値とを使用した。

Case 1 と Case 2 の中央鉄塔の加速度、変位、支柱材の部材応力、斜材の部材応力および腕金材の部材応力の地震応答最大値を図—11 および図—12 に示す。図には、鉄塔-送電線-碍子系の地震応答、碍子を付着質量とした場合の鉄塔単体の地震応答および碍子を付着質量とした鉄塔-送電線系の地震応答を同時に示している。

図—11, 12 から、本計算例においては、鉄塔-送電線-碍子系の地震応答は、碍子を付着質量とみなした場合の鉄塔-送電線系の地震応答に比べ、Case 2 ではほぼ等しく、Case 1 で大きくなった。しかし、鉄塔単体の地震応答に比べいずれの場合も小さい値である。特に、碍子の振動の影響を大きく受けると思われた鉄塔腕金の部材応力についても、碍子および送電線の振動の影響を考慮すれば、鉄塔単体の地震応答より小さい値となることがわかった。

6. 結 論

送電線-碍子系の線形自由振動解析を、碍子および送電線個々のモードを使用したモーダルアナリシスにより行った。また、送電線-碍子模型の一端正弦波変位の加振実験より、模型両端の動的付加張力を測定することにより自由振動解析理論の検証ができた。さらに、鉄塔-送電線-碍子系の地震応答解析を行い、碍子の振動が鉄塔-送電線系に及ぼす影響を調べた。本研究により得られた結果をまとめれば次のとおりである。

(1) 地震波の対象となる振動数域で、碍子の振動が卓越し、送電線はあまり振動しないモードが現われることが指摘されていたが、著者らが厳密に計算を行った範囲では、このモードは現われないことがわかった。

(2) 送電線-碍子系の固有振動は、地震波の対象となる振動数域で多数現われるが、送電線単体の場合と同様に、支持点変位に対する刺激係数や動的付加張力の値は、低次の横波の対称モードと高次の縦波のモードのみ大きく、その他のモードにおいては小さい。

(3) 送電線-碍子系において、碍子質量や碍子長の実用範囲内での変化に対して、縦波のモードについてはあまり変わらないが、低次の横波の対称モードについては支持点変位に対する刺激係数や動的付加張力に大きな

変化が現われる。

(4) 送電線-碍子系の動的付加張力モードにおいて、碍子部分の動的付加張力は送電線部分のそれに比べて特に大きくなることはなく、その形状および大きさは送電線単体とほぼ同じである。

(5) 以上のことから、鉄塔-送電線-碍子系の地震応答解析をモーダルアナリシスにより厳密に行う場合、送電線-碍子系の低次の横波の対称モードと縦波のモードおよび鉄塔単体のモードを使用して計算できる。このことは、碍子を鉄塔への付着質量とみなして鉄塔-送電線系を解析する従来の方法と同様である。

(6) 鉄塔-送電線-碍子系の地震応答値は、碍子を鉄塔への付着質量とみなした鉄塔-送電線系の応答値に比べ大きい場合がある。しかし、鉄塔-送電線-碍子系の地震応答値は、鉄塔単体のそれに比べれば小さい値である。したがって、地震時において鉄塔の耐震性に影響を及ぼすほどに碍子の振動が大きくなることはないと思われる。

参 考 文 献

- 1) 電気学会・電気規格調査会：送電用支持物設計標準，JEC-127-1979，電気書院。
- 2) 岩間貴行・広木光雄・小林 武・玉松健一郎：地震時における電線・がいし系の振動特性と鉄塔との連成系の振動特性に関する研究，鉄塔，第53号，pp.39～61，1982。
- 3) Kempner, Jr., L., Stroud, R.C. and Smith, S.: Transmission Line Dynamic/Static Structural Testing, Proc. of ASCE, Vol.107, No. ST10, pp.1895～1906, Oct. 1981。
- 4) Kempner, Jr., L. and Smith, S.: Cross-Rope Transmission Tower-Line Dynamic Analysis, J. Struct. Eng., ASCE, Vol.110, No.6, pp.1321～1335, June 1984。
- 5) Henghold, W.M., Russell, J.J. and Morgan, J.D.: Free Vibrations of Cable in Three Dimensions, Proc. of ASCE, Vol.103, No. ST5, pp.1127～1136, May 1977。
- 6) Irvine, H.M.: Cable Structures, The MIT Press, Cambridge, Massachusetts and London, England, pp.189～191, pp.109, 1981。
- 7) 小園茂平・前田潤滋・牧野 稔：多スパン鉄塔・送電線系の動的応答特性に関する研究，日本建築学会構造系論文報告集，第353号，pp.48～61，1985.7。
- 8) 山口宏樹・伊藤 学：単一ケーブルの三次元線形自由振動，土木学会論文報告集，第286号，pp.29～36，1979.6。
- 9) Yamaguchi, H. and Fujino, Y.: Modal Damping of Flexural Oscillation in Suspended Cables, Proc. of JSCE No.386/I-8, pp.197～205, Oct. 1987。
- 10) 小坪清真・高西照彦・井嶋克志・園田敏矢：送電線のばね定数の振動数特性，土木学会論文集，第344号/I-1, pp.225～234，1984.4。
- 11) 小坪清真・高西照彦・井嶋克志・烏野 清：鉄塔の耐震性に及ぼす送電線の影響，土木学会論文集，第344号/I-1, pp.271～278，1984.4。
- 12) 小坪清真・高西照彦・井嶋克志・烏野 清：鉄塔-送電線系の地震応答解析法，土木学会論文集，第368号/I-5, pp.337～344，1986.4。
- 13) 小坪清真・高西照彦・井嶋克志：鉄塔-送電線系の地震応答解析のための簡易計算図表，土木学会論文集，第374号/I-6(ノート)，pp.611～614，1986.10。
- 14) 後藤茂夫：柔ケーブル材の接線剛性方程式について，土木学会論文報告集，第270号，pp.41～49，1978.2。
(1988.4.15・受付)