

3 分力天秤実験に基づく着氷雪多導体 および単導体送電線の定常空気力特性に関する検討

A Study on Steady Aerodynamic Characteristics of Ice Accreted Multi Bundled
and Single Conductor Transmission Lines Based on Three-Component Balance Tests

清水幹夫*, 石原 孟**, ファフックバン***

Mikio SHIMIZU, Takeshi ISHIHARA and Pham Van PHUC

* 工博 (財) 電力中央研究所 材料構造部 (〒270-1194 千葉県我孫子市我孫子 1646)

** 工博 東京大学大学院 工学系研究科社会基盤工学専攻 助教授 (〒113-8656 東京都文京区本郷 7-3-1)

*** 東京大学大学院 工学系研究科社会基盤工学専攻 大学院生 (同上)

To perform realistic transmission line galloping simulations, it is very important to use accurate aerodynamic coefficients of ice accreted transmission lines. The coefficients can be obtained by wind tunnel tests, however, accreted ice profiles were not clearly defined in many of past tests, and the coefficients ever obtained are small in variety, expressly for multi bundled conductors. So in this study, three-component balance tests were conducted to take an accurate measurement of steady aerodynamic coefficients of 4-conductor bundled as well as single conductor section models with artificial accreted ice whose profiles were clearly defined. The measured coefficients were compared between bundled and single conductor, for the purpose of making conductor bundle effect on aerodynamic characteristics clear. And the relation between accreted ice profiles and aerodynamic characteristics were investigated, using a numerical simulation method together.

Key Words: transmission line, multi-bundled conductor, accreted ice, wind tunnel test, aerodynamic characteristic

キーワード: 送電線, 多導体, 着氷雪, 風洞実験, 空気特性

1. はじめに

冬季に雪や氷が付着した送電線の断面は円形でなくなり、抗力の他に揚力および空力モーメントが作用する場合がある。これらの空気力により空力減衰が負になれば、自励振動すなわちギャロッピングが発生する。送電線のギャロッピング現象については、相間短絡や碍子あるいは支持物の損傷などの事故原因になり得ることから、これを防ぐために、現象の解明、振幅予測および対策法の確立が必要不可欠である。したがって筆者らは、送電線の幾何学的非線形性を考慮した有限要素解析プログラムを開発し、ギャロッピングおよび相間スパーサの効果のシミュレーション^{1),2)}や振動特性の分析³⁾などの解析的検討を実施している。

ところで、こうした解析の入力条件となる空気力のモデル化については、既往の風洞実験によって得られた着氷雪電線の空気力係数に基づき、準定常的な近似をした。既往の風洞実験の結果は、一部データベース化さ

れており、検討対象の着氷雪形状に対応するデータが存在すれば、解析時に参照可能である。しかし、既往の風洞実験は、着氷雪の形状の多くが不明確である上、一本の電線すなわち単導体を対象として定常的な空気力係数を求めたものが多く、複数の電線を束ねた多導体送電線に関するデータ⁴⁾は少ない。近年、電力輸送力の強化のため、多導体送電線が用いられる機会が多く、ギャロッピング事故の発生件数も4導体送電線に多くみられる⁵⁾ことから、多導体送電線の空気力係数データを整備することが重要である。さらに、送電線のギャロッピングは、主に電線軸の直交方向から水平に作用する風によって励起され、その振動は風向に直交する鉛直方向の他、電線軸回りの回転方向が含まれる曲げねじれフラッターに近い性状となる場合があるため、空気力の非定常性を無視できない可能性がある。実際、着氷雪4導体送電線に作用する空気力の非定常性が風洞実験により測定された例がある^{6),7)}。こうした空気力の非定常性を今後解明していく上で、まず、定常的に作用する空気力に基

づいて得られる抵抗係数,すなわち定常空気力係数を正確に測定,蓄積し,非定常空気力係数との差を定量的に把握することが重要である。

以上の背景の下,本検討では,着氷雪を考慮した4導体および単導体送電線の部分模型を対象として,試験体の断面寸法を明確に定義した上で風洞実験を実施し,定常空気力係数を測定した。測定結果に基づき,既往の単導体に対する風洞実験結果を多導体の解析に適用し得る可能性を明らかにするため,4導体と単導体との空力特性を比較した。また,着氷雪形状と空気力係数との関係について,有限要素法による風応答シミュレーションを併用して考察した。

2. 実験方法

2.1 風洞と試験体

実験には,東京大学風工学実験棟内の強風シミュレーション風洞を用いた。風洞の全寸法と測定部内をそれぞ

れ図-1と図-2に,諸元を表-1に示す。また,実験ケースと試験体の諸元を表-2に示す。試験体としては,図-3にその外観,図-4に端板寸法,図-5,6に断面寸法を示す,模擬着氷雪(以下,単に着氷雪と称する)を考慮した4導体の部分模型1体,および着氷雪の形状が異なる単導体の部分模型3種類を用いた。これらの試験体は,端板の中心を3分力天秤で支持することにより,風洞内に設置した。

なお,図-5,6の着氷雪の形状は,ギャロッピングが生じ易いとされている自然着氷雪の形状⁴⁾を幾何学的に定量化したものである。また,試験体の材質は,端板が治具および導体の取付部をアルミプレートで補強したベニヤ板,導体部がアルミパイプ,着氷雪が樹脂である。

2.2 計測条件

3分力天秤は,駆動側と受動側とが一对をなし,それぞれ治具を介して試験体両端の端板を風洞外側から支持する。試験体に作用する抗力,揚力および空力モーメン

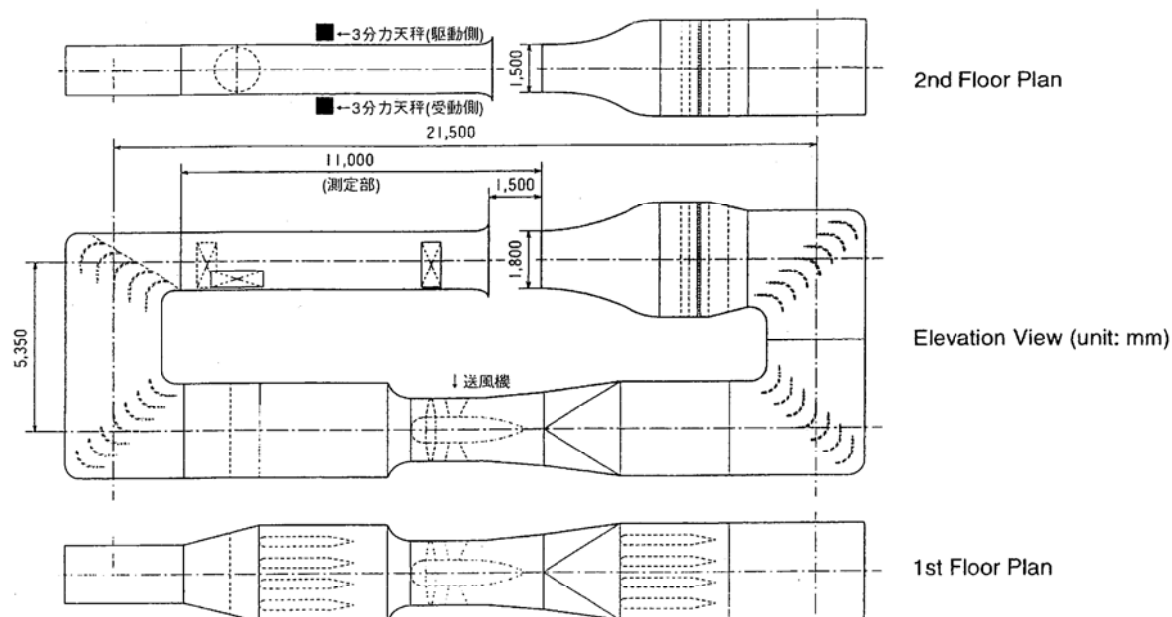


図-1 風洞の寸法

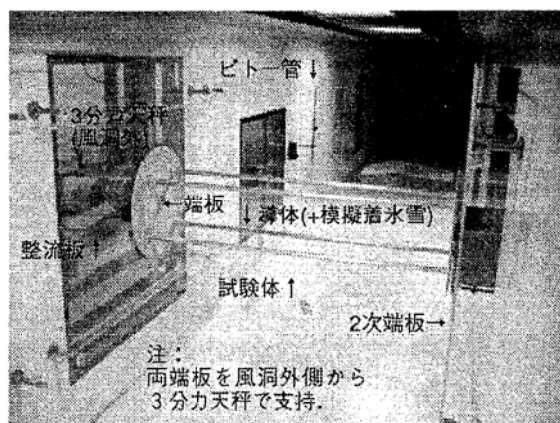


図-2 測定部内の試験体取付け状況

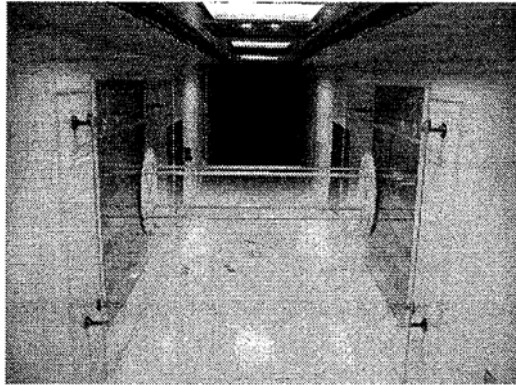
表-1 風洞の諸元

縦置き回流型境界層風洞		
形式	測定部幅	1.5~1.566m
	測定部高さ	1.8m
	測定部長さ	11m
	縮流比	1/4
動力	直流電動機	150kW
	送風機	直径2m軸送風機
	有効全圧	140mmAq
速度	最大風速	30m/s
	風速分布	±1%以下
	乱れの強さ	0.5%以下

表-2 実験ケース No. と試験体の諸元

実験 No.	試験体 名称	導体数	試験体長さ L(mm)	導体外形 D(mm)	着氷雪高さ (mm)	投影面積 A(mm ²)	代表径 B(mm)	備考
1	4-1.00D	4	1270	19	19(=1.00D)	48260	247	投影面積Aは上流側の導体2本分の投影面積として $2D \times L$ で換算し、代表径Bは導体中心の間隔とした。
2	1-1.00D	1	1270	30	30(=1.00D)	38100	30	
3	1-0.50D	1	1270	30	15(=0.50D)	38100	30	
4	1-0.25D	1	1270	30	7.5(=0.25D)	38100	30	

注*：着氷雪高さは、着氷雪先端から導体表面までの最短距離を表す。図-5、6参照。

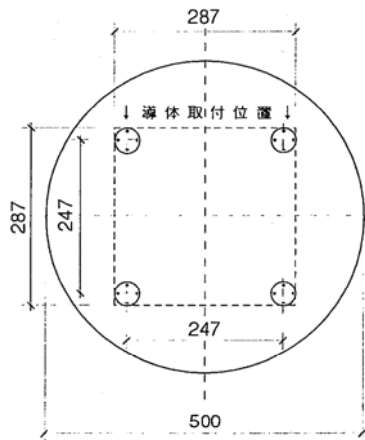


(a)4 導体試験体外観図



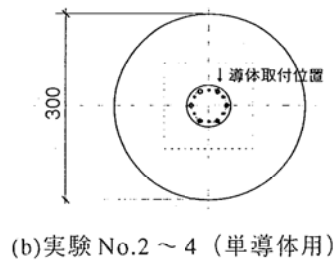
(b)単導体試験体外観図

図-3 試験体外観

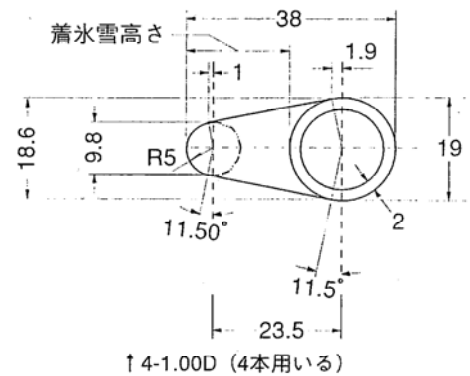


(a)実験 No.1 (4 導体用)

図-4 端板寸法 (単位：mm)

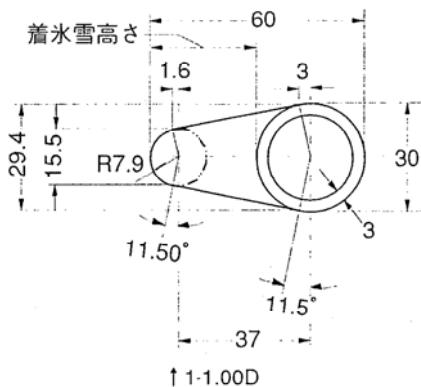


(b)実験 No.2 ~ 4 (単導体用)

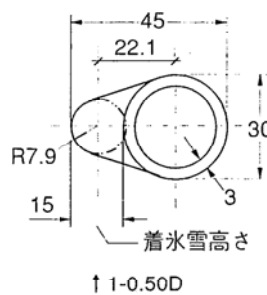


↑ 4-1.00D (4本用いる)

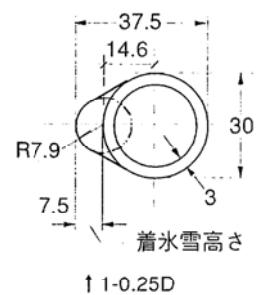
図-5 模擬着氷雪断面寸法：4 導体用 (単位：mm)



↑ 1-1.00D



↑ 1-0.50D



↑ 1-0.25D

図-6 模擬着氷雪断面寸法：単導体用 (単位：mm)

トは各天秤ごとに動ひずみゲージによって3チャンネルずつ計測される。計測値はゲージアンプ、500Hzのローパスフィルタを経てAD変換器によりデジタルデータに変換され、パーソナルコンピュータに保存される。このコンピュータでは、上記計6チャンネルの空気力の他、ピトー管による測定部内の圧力差および駆動側天秤の回転角、すなわち試験体の迎え角が同時計測される。

測定の手順としては、風洞を停止して初期値の計測を行い、次に風洞を風速10m/sに相当する回転数に設定して計測を行い、初期値との差に基づいて迎え角に対する空気力係数を求めることとした。各風速時における計測条件を表-3に示す。表のとおり、各風速において迎え角を2度あるいは4度刻みで変化させ、その都度計測を行うが、予備実験により迎え角-20～20度で揚力が急変する可能性がみられたことから、この間の迎え角の刻みを2度としている。また、迎え角の最大値を180度に設定することにより、すべての風向に対して空力特性が把握されることとなる。迎え角の0と正の方向は図-7のとおり定義した。

空気力から空気力係数を算出する際には、まず、空気力が定常的に次式で近似されると仮定する。

$$F_D = \frac{1}{2} \rho A U^2 C_D \quad \dots\dots\dots(1)$$

$$F_L = \frac{1}{2} \rho A U^2 C_L \quad \dots\dots\dots(2)$$

$$F_M = \frac{1}{2} \rho A B U^2 C_M \quad \dots\dots\dots(3)$$

ここに、 F_D ：抗力、 F_L ：揚力、 F_M ：空力モーメント、 C_D ：抗力係数、 C_L ：揚力係数、 C_M ：空力モーメント係数、 ρ ：空気密度、 A ：投影面積(表-2参照)、 B ：代表径、 U ：風速である。風速 U は、ピトー管で計測される圧力差に基づき、次式で得られる。

$$U = \sqrt{\frac{2(P_t - P_s)}{\rho}} \quad \dots\dots\dots(4)$$

ここに、 P_t ：動圧、 P_s ：静圧である。

式(1)～(3)より、空気力係数は次式で算出される。

$$C_D = \frac{2F_D}{\rho A U^2} \quad \dots\dots\dots(5)$$

$$C_L = \frac{2F_L}{\rho A U^2} \quad \dots\dots\dots(6)$$

$$C_M = \frac{2F_M}{\rho A B U^2} \quad \dots\dots\dots(7)$$

なお、風速10m/sは、ギャロッピングの発生頻度が高いとされる風速 u を考慮して設定した値である。また、レイノルズ数は、代表長さを導体外径(19mmあるいは30mm)、動粘性係数を $15.4 \times 10^{-6} \text{m}^2/\text{s}$ (25℃)とすれば 1.23×10^4 あるいは 1.95×10^4 となるが、既往の実験結果 u から、 $1.0 \times 10^4 \sim 2.0 \times 10^5$ の範囲ではレイノルズ数効果がないと判断した。

表-3 計測条件

風速		0	10m/s
測定範囲	実験No. 1,2	迎え角-20～180度	
	実験No. 3,4	迎え角-32～180度	
迎え角の刻み	実験No. 1	-20～20度まで2度、20～180度まで4度	
	実験No. 2～4	-32～20度および168～180度まで2度、20～168度まで4度	
ローパスフィルタ		500Hz	
サンプリング周波数		1000Hz	
収録時間		10秒	60秒
収録データ数		10000個	60000個

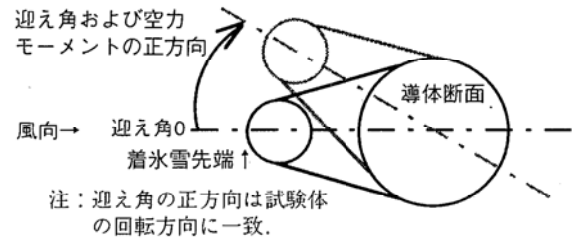


図-7 迎え角と空力モーメントの正方向の定義

3. 実験結果と考察

測定された空気力係数 C_D 、 C_L および C_M を図-8に示す。図の値は、駆動側と受動側の各天秤で測定された値の和である。

3.1 4導体と単導体との比較

(1)抗力係数と揚力係数

図-8の(a)と(b)との比較により、 C_D および C_L は、4導体の4-1.00Dの値が、単導体の1-1.00Dの値の約2倍であることがわかる。本検討では、4-1.00Dの投影面積として、表-2のとおり上流側の導体2本分の投影面積を考慮しているため、これに合わせて単導体の投影面積を2倍に改めれば、1-1.00Dの抗力係数、揚力係数（以下、それぞれ C_D^{1-4} 、 C_L^{1-4} と表記）は、次式のとおり4導体に相当する値（以下、 C_D^{1-4} 、 C_L^{1-4} と表記）に変換される。

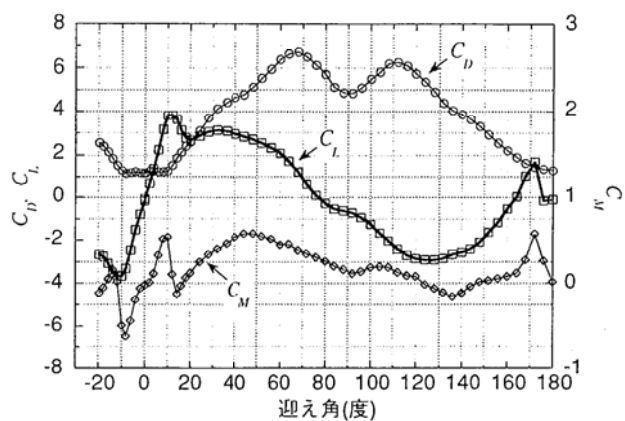
$$C_D^{1-4} = 2C_D^1 \quad \dots\dots\dots(8)$$

$$C_L^{1-4} = 2C_L^1 \quad \dots\dots\dots(9)$$

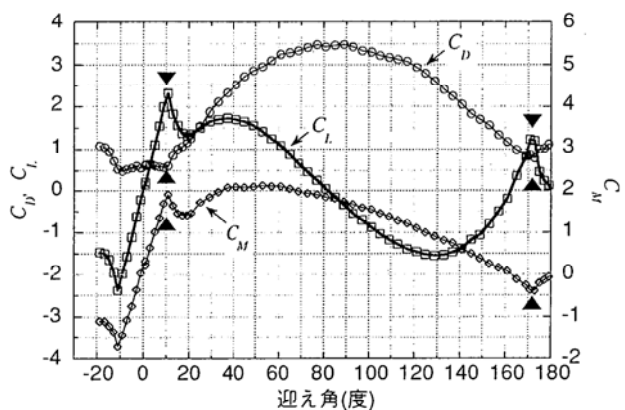
C_D^{1-4} 、 C_L^{1-4} を4-1.00Dの値（以下、 C_D^4 、 C_L^4 と表記）と比較すれば図-9のとおりとなる。図では、迎え角-20～60度の範囲において、 C_L^{1-4} の極値の絶対値は C_L^4 のそれをわずかに上回るが、その他の極値およびこれに対応する迎え角は、両試験体の間で概ね一致する。

以上の傾向のうち、揚力係数については、木村⁹⁾、井上⁷⁾による非定常揚力係数の測定結果からも明らかにされている。

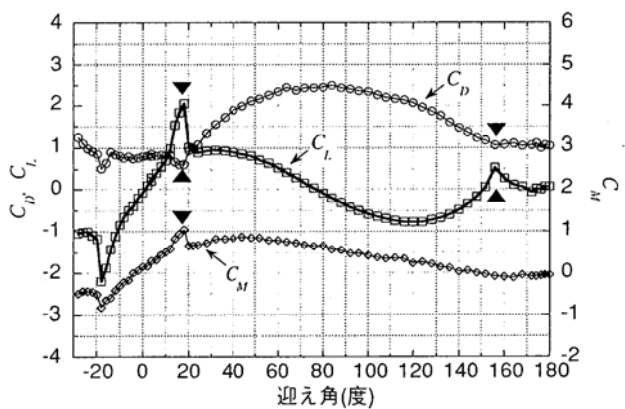
図-9の迎え角60～180度の範囲では、 C_D^4 には C_D^{1-4}



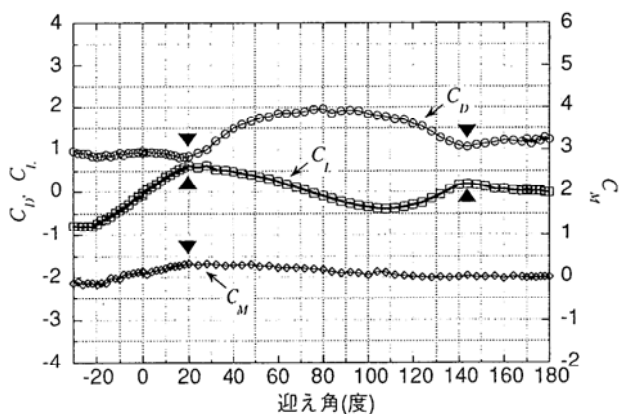
(a)実験 No. 1：試験体 4-1.00D



(b)実験 No. 2：試験体 1-1.00D



(c)実験 No. 3：試験体 1-0.50D



(d)実験 No. 4：試験体 1-0.25D

図-8 実験結果：空気力係数測定値

にみられない、迎え角 70 度、90 度および 110 度付近の 3 つの極値が存在し、 C_L^4 に比較して C_L^{1-4} が滑らかに減少する傾向にあることがわかる。特に、迎え角 90 度では、 C_D^4 が C_D^{1-4} を大きく下回る。この原因は、4 導体の受風面積が迎え角に伴って変化するとともに、風下側の導体が風上側の導体の後流の影響を受けることと考えられる。

(2)空力モーメント係数

木村⁶⁾、井上⁷⁾は、単導体の空力モーメント係数を 4 倍し、4 導体のそれと比較しているが、本検討においては、表-2 のとおり代表径の大きさが異なるため、図-8

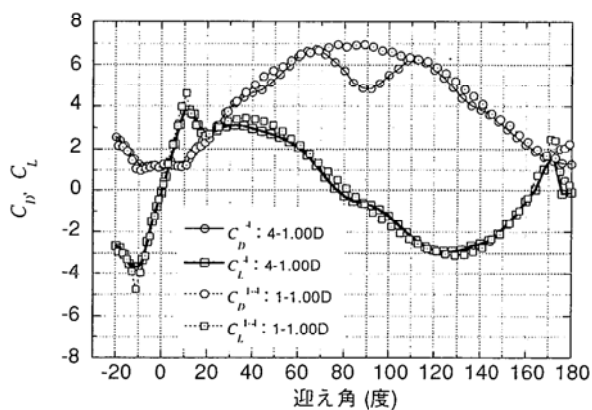
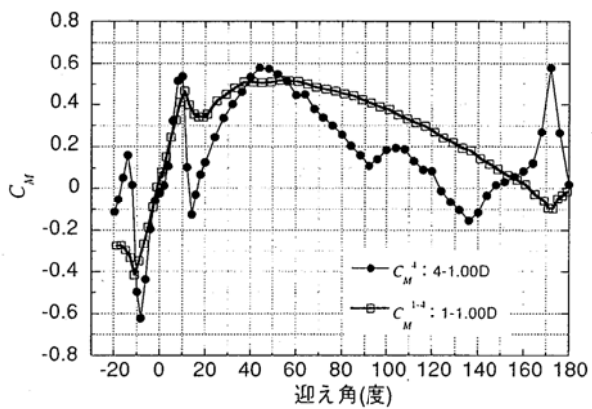
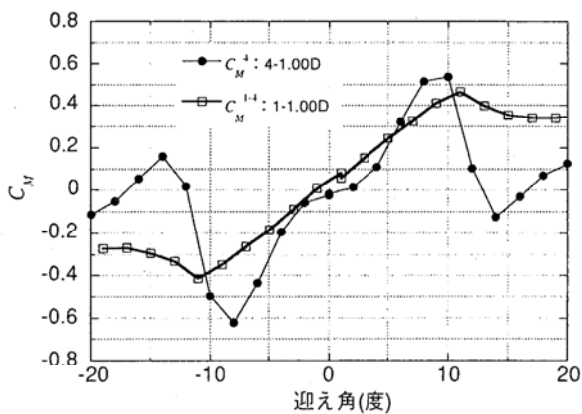


図-9 4 導体の抗力係数・揚力係数への換算



(a)迎え角：測定範囲全体



(b)迎え角：-20 ～ 20 度（拡大表示）

図-10 4 導体の空力モーメント係数への換算

表-4 迎え角と対応する極値

試験体	迎え角と対応する極値				迎え角と対応する極値			
	迎え角	C_D	C_L	C_M	迎え角	C_D	C_L	C_M
1-1.00D	11.0	0.60	2.30	1.91	171.0	0.87	1.23	-0.38
1-0.50D	18.0	0.61	2.06	1.04	156.0	1.07	0.53	極値なし
1-0.25D	20.0	0.84	0.61	0.31	144.0	1.06	0.17	極値なし

(a), (b)の4導体と単導体の空力モーメント係数(以下、それぞれ C_M^4 , C_M^1 と表記)を比較する際、代表径に関する補正が必要である。

そこで、4本の1-1.00Dが4-1.00Dと同様の導体間隔で配置された状態を想定し、 C_M^1 に対して次式のとおり代表径を定義し直して、4導体の空力モーメント係数に変換(以下、 C_M^{1-4} と表記)した。

$$C_M^{1-4} = 2C_M^1 \cdot \frac{B_1}{B_4} \quad \dots\dots\dots (10)$$

ここに、 B_1 , B_4 :それぞれ1-1.00D, 4-1.00Dの代表径であり、表-2の値を代入した。右辺の係数2は、本検討では4導体の空気力係数を導体2本分で換算していることを考慮したものである。図-10に、 C_M^{1-4} を C_M^4 と比較して示す。

図-10より、迎え角10, 50度付近の極値については、 C_M^{1-4} は C_M^4 に概ね一致しているといえる。迎え角-10度付近では、 C_M^{1-4} , C_M^4 ともに極値を示すが、その値は約0.2の差があり、極値に対応する迎え角には約3度の差がある。迎え角15および170度付近では C_M^{1-4} , C_M^4 ともに極値を示すが、その値は大きく異なる。

上記以外の迎え角-15, 90, 105および135度付近において、 C_M^4 は極値を示すが、 C_M^{1-4} に極値は存在しない。この原因は、風上側の導体の後流および4導体の回転に伴う受風面積の変化と考えられる。

以上のことから、式(10)の変換による C_M^{1-4} と C_M^4 の極値および極値に対応する迎え角の一致は充分ではなく、現状では単導体の空力モーメント係数のみから4導体のそれを予測することは困難と考えられる。

なお、井上⁷⁾は上流側導体と下流側導体との揚力の差が空力モーメントの発生に寄与すると推測しているが、この差の把握については、導体ごとに空気力を測定する必要があると考えられるため、本検討においては今後の課題としたい。

3.2 着氷雪高さと空気力係数との関係

図-8(b)~(d)を比較する上で、図中に▼, ▲で示した迎え角0あるは180度に最寄りの極値と、これに対応する迎え角の値を表-4に示す。図-8(b)~(d)および表-4から、着氷雪高さと空気力係数の関係として、着氷雪高さの減少に伴い、①迎え角の変化に対する空気力係数の変動量は小さくなる、②極値に対応する迎え角の値は、迎え角0度寄りの極値については増加し、180度寄りの極値については減少する、といえる。

上記の迎え角近傍の、着氷雪高さによる空力特性の相違は、ギャロッピング振動にも大きく関係すると考えられるが、これについては次章において、送電線の風応答シミュレーションを行うことにより確認する。

4. 着氷雪高さとギャロッピングとの関係

着氷雪電線の空力特性について、ギャロッピングの発生の可能性を判定するには、Den Hartogの式⁹⁾、あるいは複素固有値解析^{9),10)}を適用できる。前者は空力モーメントおよび対象電線の振動特性を無視するが、抗力係数と揚力係数の迎え角による微分に基づき、空力減衰が負となる迎え角を特定できる。後者は風速に応じたギャロッピングの発生条件として、着氷雪の角度および振動モードを求める上で有効である。本検討では、図-8(b)~(d)の空力特性と、ギャロッピング振幅との関係に着目することとし、時刻歴応答シミュレーションを実施した。計算には、幾何学的非線形性を考慮した3次元の有限要素解析プログラム「CAFSS」²⁾を用いた。CAFSSは、着氷雪電線の空気力係数および任意の風速波形を読み込むことが可能であり、時間領域におけるギャロッピングのシミュレーションに適している。CAFSSの機能概要を表-5に示す。

4.1 シミュレーションの条件

対象電線モデルは、図-11、表-6の諸元を有する典型的な架線形態の単導体送電線1径間とし、図-8(b)~(d)の空力特性を考慮して、風速10m/sの一樣流を径間直交方向から水平に作用させた。

計算は0.05秒刻みで6000ステップ行い、構造減衰は0.1Hz, 0.3Hzでそれぞれ0.1%, 0.3%となるRayleigh減衰を仮定した。

また、ギャロッピングが励起され易い条件として、初期状態における迎え角(着氷雪の傾き)を、次のDen

表-5 解析プログラム「CAFSS」の機能概要

積分法	直接積分, Newmark-β法
使用要素	線形トラス要素, Saint-Venantのねじり要素, 線形はり要素(任意方向に回転するヒンジ結合可)
未知量	変位
参照座標系	updated Lagrange系
大変形	要素の幾何学的非線形性を考慮
増分解析法	Newton-Raphson法
構造減衰	Rayleigh減衰

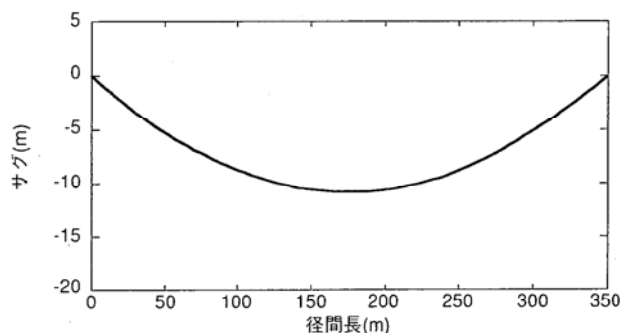


図-11 シミュレーションモデル縦断面図

表-6 シミュレーションモデルの諸元

径間長(m)	350
サグ(m)	10.5
初期張力(N)	1.049×10^4
断面積(m ²)	1.965×10^{-4}
代表径(m)	1.820×10^{-2}
極慣性モーメント(m ⁴)	6.143×10^{-9}
ヤング率(N/m ²)	8.898×10^{10}
ポアソン比	0.3
密度(kg/m ³)	3.73×10^3
使用要素	ねじりを考慮したトラス要素
要素分割数	80要素

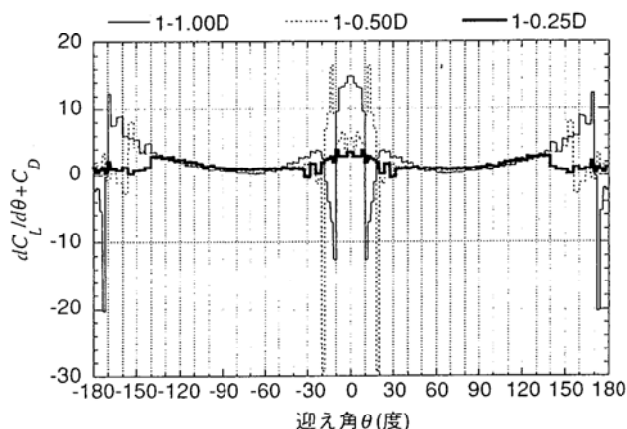


図-12 空気力係数の Den Hartog の式による判定

Hartog の式,

$$\frac{dC_L}{d\theta} + C_D < 0 \quad \dots\dots\dots(11)$$

に基づいて設定した (ここに, θ : 迎え角). すなわち, 図-8(b)~(d)の値に対して上式左辺を計算すれば図-12 が得られ, これが負となる範囲内から初期の迎え角を,

1-1.00D: -15 度

1-0.50D: -20 度

1-0.25D: -30 度

と定めた. ここに, 初期の迎え角とは, 電線にねじれ角は与えず, 無風時の静的釣合状態において, 図-7の着氷雪先端方向にのみ角度を与えることに相当する.

なお, 1-1.00Dでは迎え角 -180 ~ -20 度, 1-0.50D および 1-0.25Dでは迎え角 -180 ~ -32 度の C_D , C_L が得られていないことから, 図-12の迎え角が負の領域については,

$$C_D(-\theta) = C_D(\theta), \quad C_L(-\theta) = -C_L(\theta) \quad \dots\dots\dots(12)$$

と仮定して計算した値を示した. 図-12では, 上記の設定値以外にも式(11)が満足される迎え角の領域がみられ, 特に 1-1.00D, 1-0.50D については, ± 180 度近傍にその領域が存在することから, 風下側に着氷雪した場合にもギャロッピングが発生する可能性があるということが出来る.

4.2 シミュレーションの結果

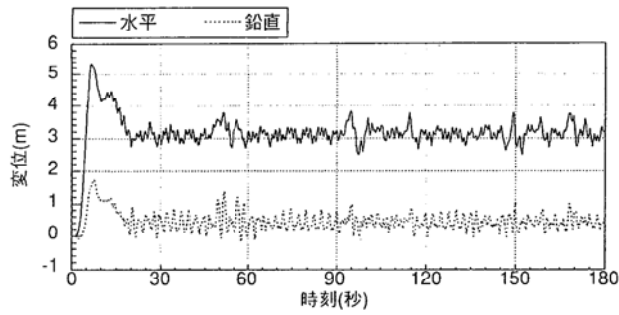
シミュレーションの結果として, 径間 1/2 の変位時刻歴を図-13に, 電線軸回りの回転 (以下, 回転と称する) 角の時刻歴を図-14に, 径間 1/4 および径間 1/2 の変位リサージュを図-15にそれぞれ示す. ここに, 変位時刻歴はシミュレーション開始後の 180 秒間を示し, リサージュからは過渡応答の含まれる初期の 60 秒間を省いた.

図-13, 14より, いずれの空気力係数を考慮した場合も, 一定風速の下で変位および回転角に継続した変動がみられ, 自励振動, すなわちギャロッピングが発生したことを確認できる. 図-13, 15では平均的な横振れ量, 図-14では回転角の振幅が, それぞれ(a)から(c)の順に小さくなっているが, これについては, 図-8(b)~(d)に示されたとおり, 着氷雪高さの減少に伴って抗力および空力モーメント係数の変動量が小さくなるため, 電線に作用する空気力が, 1-1.00D, 1-0.50D, 1-0.25Dの順に小さくなったことが原因と考えられる. また, 図-15では, 径間 1/4 と径間 1/2 の鉛直変位振幅の大小関係が, (a)~(c)の間で異なっており, 着氷雪高さの違いにより, 異なる振動モードのギャロッピングが励起されたということが出来る.

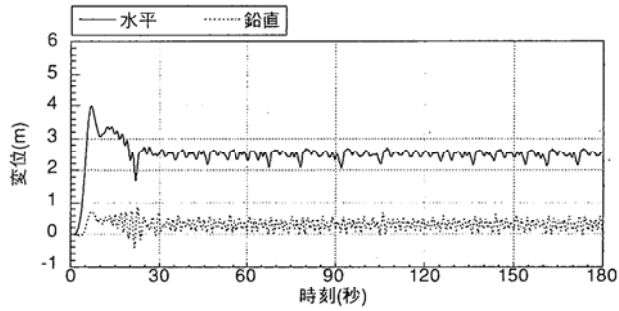
実際, 径間を 8 等分した位置にある各節点の水平変位, 鉛直変位および回転角の時刻歴に対し, 固有直交関数分解 (Proper Orthogonal Decomposition, 以下, POD と称する) ¹¹⁾を適用して支配的な振動モードを求めれば図-16が得られる. PODによれば, 複数の時刻歴データから, これらが最も良く相関する組織的構造を見つけることができるため, 対象構造物の複数の箇所でも得られる時刻歴応答に適用すれば, 構造物全体の応答のモードが求められる. 図-16より, (a)では水平と回転, (b)では水平と鉛直, (c)では水平, 鉛直および回転方向のモードが連成して励起されたことがわかる. この原因については, 表-4に示した, 迎え角と対応する極値の関係が, 着氷雪高さによって異なることが考えられる.

5. まとめ

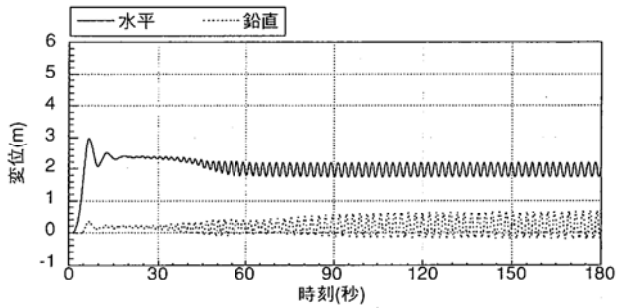
本検討では, 着氷雪を考慮した 4 導体および 3 種類の



(a)1-1.00D の空気力係数を考慮

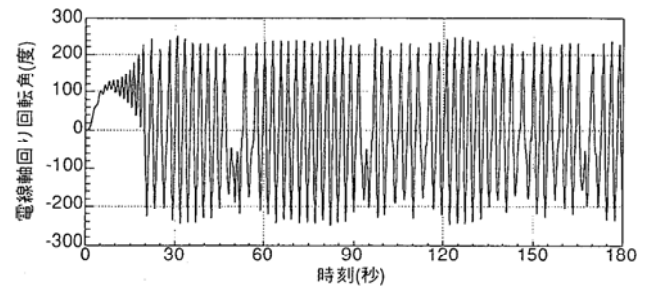


(b)1-0.50D の空気力係数を考慮

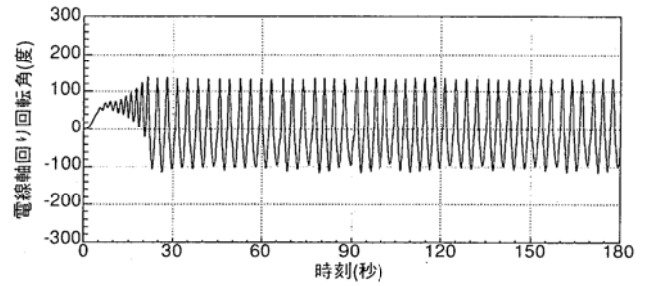


(c)1-0.25D の空気力係数を考慮

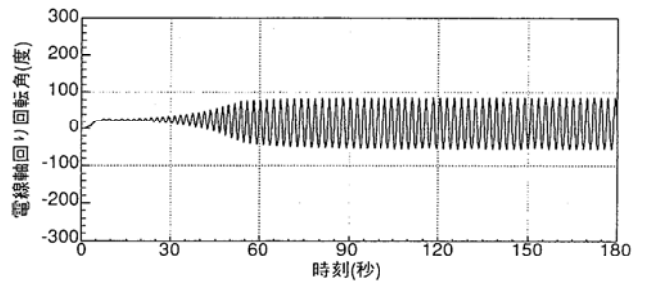
図-13 シミュレーション結果:径間 1/2 変位時刻歴



(a)1-1.00D の空気力係数を考慮

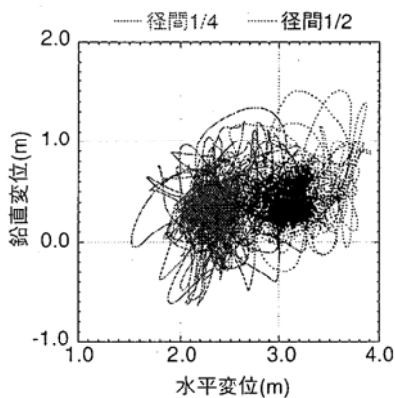


(b)1-0.50D の空気力係数を考慮

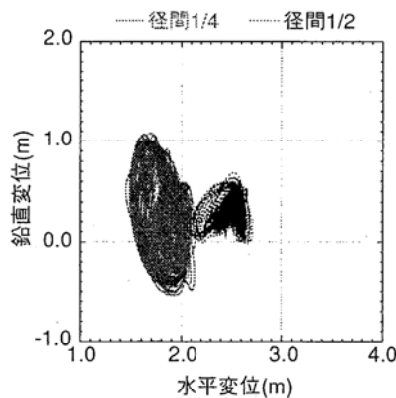


(c)1-0.25D の空気力係数を考慮

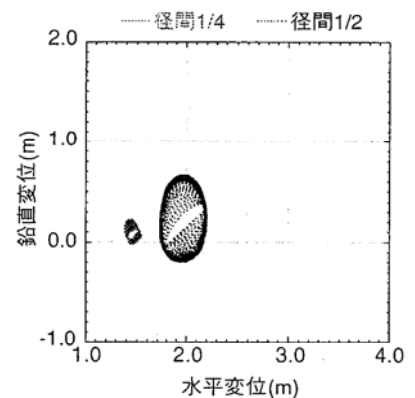
図-14 シミュレーション結果:径間 1/2 電線軸回り回転角時刻歴



(a)1-1.00D の空気力係数を考慮

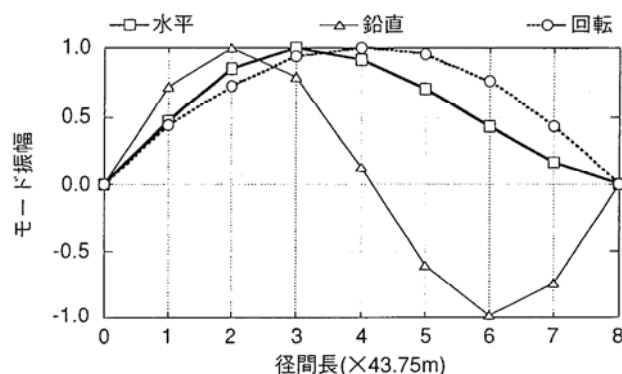


(b)1-0.50D の空気力係数を考慮

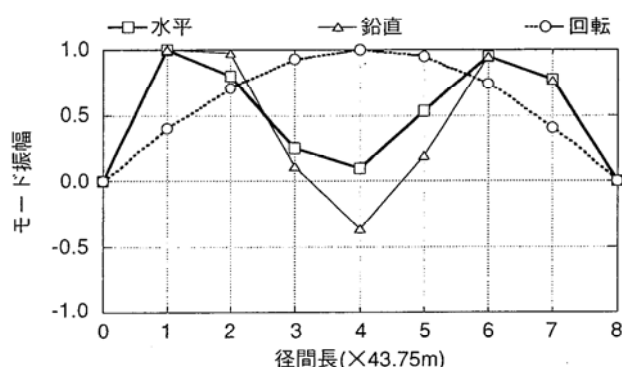


(c)1-0.25D の空気力係数を考慮

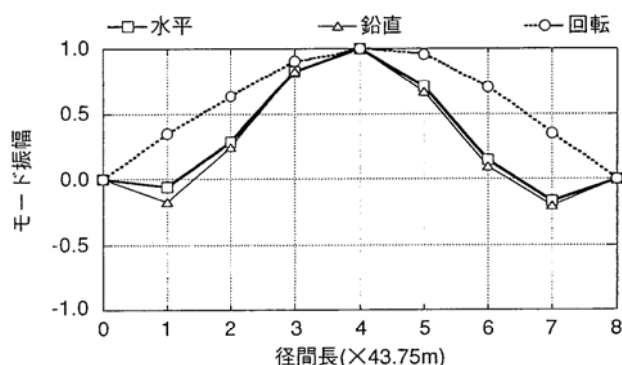
図-15 シミュレーション結果:径間 1/4 および 1/2 変位リサージュ



(a) 1-1.00D の空気力係数を考慮



(b) 1-0.50D の空気力係数を考慮



(c) 1-0.25D の空気力係数を考慮

図-16 シミュレーション結果: 支配的な振動モード

単導体の部分模型を用いた風洞実験を行い、導体数および着氷雪形状と空気力係数との関係について考察した。実験に際しては、着氷雪形状を明確に定義し、迎え角の範囲を -32 から 180 度に設定することにより、すべての風向に対する空気力係数を取得した。また、着氷雪形状の違いとギャロッピング振幅との関係を数値シミュレーションによって示した。本検討で得られた知見は以下のとおりである。

① 代表径および導体本数の違いを補正する換算をした場合、単導体の抗力係数および揚力係数は、4導体の値と概ね一致する。ただし、迎え角 90 度付近では、4導体

の回転による受風面積の変化により、4導体の抗力係数は単導体のそれを下回る。

② 単導体の空力モーメント係数については、上記と同様の換算をすれば、一部の迎え角における極値が4導体との間で概ね一致する。ただし、この換算では、4導体における風上側の導体の後流の影響を考慮できないため、上記以外の多くの極値および極値に対応する迎え角の値は一致しない。

③ 着氷雪高さの減少に伴い、迎え角の変化に対する空気力係数の変動量は小さくなり、極値に対応する迎え角の値は、迎え角 0 寄りの極値については増加し、 180 度寄りの極値については減少する。

④ 本検討で測定した単導体の空気力係数は、いずれもDen Hartogのギャロッピングの発生条件式を満足し、数値シミュレーションにおいて典型的な単導体送電線モデルにギャロッピングを励起し得るものである。

⑤ 同一の電線においても、着氷雪の形状が異なれば、励起されるギャロッピングの振動モードが異なる可能性がある。

上記①より、迎え角の範囲を限定すれば、単導体の抗力および揚力係数を4導体に適用可能であるが、上記②より、空力モーメントについては、単導体のデータのみから4導体の値をすべて予測することは、現状では困難といえることができる。

したがって、空力モーメント係数が小さく、空力モーメントの作用による電線軸回りの振動の寄与が小さいギャロッピングについては、水平あるいは鉛直振動が支配的となるため、抗力および揚力係数のみを用いた応答予測が可能と考えられる。

以上のことから、今後、より多くの空気力係数の測定、数値シミュレーションの実施の他、風洞内における着氷雪多導体部分模型の自由振動実験¹²⁾等を踏まえ、空力特性とギャロッピング振動との関係の解明をさらに進めていきたい。

謝辞

本検討における風洞実験の実施については、九州工業大学工学部建設社会工学科の木村吉郎先生にご指導、多大なご助力を頂きました。ここに心から感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 清水幹夫, 他: 送電線のギャロッピングの幾何学的非線形解析, 構造工学論文集, Vol. 44A, pp. 951-960, 1998.
- 2) 清水幹夫, 佐藤順一: 4導体送電線のギャロッピング観測およびシミュレーション, 構造工学論文集, Vol.

- 47A, pp. 479-488, 2001.
- 3) 清水幹夫：時間-周波数分析によるギャロッピング時における送電線の応答特性評価，電力中央研究所研究報告，U98058，1999.
 - 4) 架空送電線のギャロッピング現象・解析技術調査専門委員会：電気学会技術報告，第844号，2001.
 - 5) 例えば，大熊武司，他：乱流中での架空送電線のギャロッピング解析 その1. 4導体の風力係数，日本建築学会大会学術講演概要集，pp. 207-208，1998.
 - 6) 木村吉郎，他：大振幅加振時に4導体送電線に作用する非定常空気力の特性，構造工学論文集，Vol. 46A，pp. 1055-1062，2000.
 - 7) 井上学：着氷4導体電線に作用する非定常空気力の定式化と応答振幅予測，東京大学修士論文，2000.
 - 8) Den Hartog, J. P., "Mechanical Vibrations," McGraw-Hill, 1956.
 - 9) 山口宏樹，他：多導体送電線のギャロッピング特性に関する考察，第15回風工学シンポジウム論文集，pp. 563-568，1998.
 - 10) 清水幹夫：難着雪配電線の自励振動に関する解析的検討，電力中央研究所依頼報告，U00511，2001.
 - 11) 田村幸雄：固有直交関数展開のランダム変動場への応用のすすめ，日本風工学会誌，第65号，pp. 33-41，1995.
 - 12) 木村吉郎，他：着氷4導体送電線の2次元モデルの風洞実験と解析，第14回風工学シンポジウム論文集，pp. 395-400，1996.

(2003年9月12日受付)