

大振幅加振時に着氷 4 導体送電線に作用する非定常空気力の特性

Unsteady aerodynamic force characteristics of ice-accreted four-conductor bundle transmission lines under large amplitude motion

木村吉郎*, 井上学**, 藤野陽三***, 雪野昭寛****, 井上浩男*****, 森島弘吉*****

Kichiro Kimura, Manabu Inoue, Yozo Fujino, Teruhiro Yukino, Hiroo Inoue, Hiroyosi Morishima

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

**石川島播磨重工業 (株) (研究当時 東京大学大学院工学系研究科社会基盤工学専攻修士課程)

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

****関西電力 (株), 総合技術研究所流通設備研究室 (〒661-0974 兵庫県尼崎市若王子 3-11-20)

*****工修, 三井造船 (株), 鉄構建設事業本部技術部 (〒196-0012 東京都昭島市つつじヶ丘 1-1-50)

*****三井造船 (株), 鉄構建設事業本部技術部 (〒196-0012 東京都昭島市つつじヶ丘 1-1-50)

The unsteady aerodynamic force characteristics of an ice-accreted bundled conductor under large amplitude motion were studied using newly designed measurement apparatus. Under vertical motion, the unsteady lift generally agreed with the quasi-steady lift, whereas the unsteady moment showed considerable difference from the quasi-steady moment. Under rotational motion, delay of unsteady aerodynamic forces from quasi-steady forces were more apparent which may partly be explained by the effects of relative location of leeward conductors with respect to the wake of the windward conductors due to the movement. Possible formulation of the unsteady aerodynamic forces considered as a function of the reduced rotational velocity as well as the rotational displacement under the rotational motion and its applicability were discussed.

Key Words: unsteady aerodynamic forces, galloping, wind tunnel experiment

キーワード: 非定常空気力, ギャロッピング, 風洞実験

1. はじめに

送電線においては, 風により大振幅の空力振動が生じることがある。この空力振動は, 鉛直方向のみの運動が卓越する場合, 鉛直と回転運動が連成する場合, さらにまれには水平運動が卓越する場合があり¹⁾, また, 着氷を伴うケースが多いがまれに着氷がなくても振動が発生する場合もあるなど, 現象は多岐にわたり, それぞれについて発生メカニズムは異なるものと考えられるが, これらの現象を総称して「ギャロッピング」と送電線の分野では慣例的に呼ばれている。条件によっては振幅は極めて大きくなり, 鉛直振幅が 10 m を超えてサグよりも大きくなったり²⁾, 回転振幅も 1 回転してしまうほどのものとなる。

大容量の送電に用いられる多導体送電線では, それぞれの導体の回転変位がスパーサーにより妨げられるため, 着氷が一方方向に成長しやすいこと, また, 鉛直と回転の固有振動数が近いことから, 着氷した場合に強風が作用すると, 鉛直と回転方向の運動が連成した「ギャロッピング」が生じることが多い。振幅が大きくなり, 相の異なる送電線の

間隔が狭くなると短絡事故を生じ, 送電できなくなるため, 特に幹線として用いられることの多い多導体送電線のギャロッピングによる短絡事故を防止することは重要である。そこで試験線を用いた現地観測や, 風洞実験による検討, 応答振幅予測のためのシミュレーション手法の開発, さらにこうした手法を援用したギャロッピングを防止するための装置の開発が精力的に続けられてきた^{1)~13)}。

送電線は非常にフレキシブルな構造であるため, 何らかの耐風対策によってギャロッピングを発現させないようにするということは, 非現実的である。したがって短絡事故防止を目的とした耐風設計においては, ギャロッピングにより発生する最大振幅を予測して, その場合でも短絡が発生しないよう十分な間隔をとって相の異なる送電線を配置する, という手順が取られることが多い。現地観測や実験・シミュレーションはそうした最大振幅の予測のために用いられることになるが, 現地観測データは, 着氷形状や風速などの条件が複雑であるため, それに基づいて現象の発現メカニズムを明らかにして, 応答振幅予測につなげるのは困難である。また, 風洞実験においては条件をコン

トロールできるが、大振幅の応答といった現象を再現することは容易でなく、実施例は多くない。

一方シミュレーションによる応答予測手法の開発は近年特に盛んに行われ、発現振幅の予測が行われるようになっている。しかしながら、シミュレーションで用いられている空気力は準定常の仮定に基づくものであり、その精度については検討されていない。導体の直径が40 mm程度、導体中心間隔を考慮しても500 mm程度と構造の大きさが小さいために、無次元風速が大きくなることから、鉛直運動に対しては準定常空気力の適用は一般的には妥当とも考えられるが、前述のように多導体のギャロッピングにおいては回転運動が連成するため、物理的に整合する形で相対迎角を定義することはできず、したがって準定常空気力の適用性については疑問がある。また、大振幅となる送電線のギャロッピングの応答振幅の正確な予測のためには、大振幅の振動時に作用する非定常空気力の特性を把握しておくことが重要であると考えられる。

そこで本研究では、大振幅振動時に着氷多導体に作用する非定常空気力の特性を明らかにすることを目的とした。新たに開発した大振幅の加振が可能な非定常空気力測定装置^{14)~15)}を用い、多導体送電線として典型的な4導体送電線を対象として、部分模型に作用する非定常空気力を測定し、測定結果を準定常空気力と比較することなどにより、その特性を明らかにする。さらに、準定常空気力では表現できない回転振動時に作用する非定常空気力の特性を表現するために、回転速度もパラメータとして含めた定式化について検討する。

2. 非定常空気力の測定

大振幅の空力振動が発現している状態において作用する非定常空気力の特性を明らかにするために、新たに開発した大振幅非定常空気力測定装置は、強制振動法により、鉛直・水平・回転大振幅加振時に作用する、揚力・抗力・モーメントの3つの非定常空気力成分を測定し得るものである^{14)~15)}。加振可能振幅は加振振動数(0.1~10 Hz)によって異なるが、低振動数時には、鉛直±500 mm、水平±500 mm、回転±55°までの大振幅加振が可能である。加振は部分模型の両側の加振装置それぞれに設置された計2つのサーボモータを同期させることによって行い、また、片側につきクランクを2つ用いるダブルクランク方式により、鉛直または水平加振時の強制変位が理論的には正確に正弦波となるようにしている。非定常空気力は、カウンターウェイトを用いた慣性力バランス除去方式により、無風時に模型を加振した際の出力(ほぼ慣性力に対応)がゼロとなるように調整することによって測定した。

非定常空気力の測定対象は、4導体送電線に、図-1に示すような形状の着氷が風上側に付着した場合とし、図-2に示すような縮尺1/2の部分模型を用いて測定した。模型の導体直径 D は19 mm、導体中心間隔 B は247 mmであ

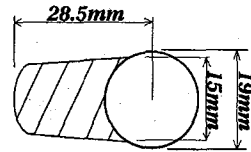


図-1 着氷形状

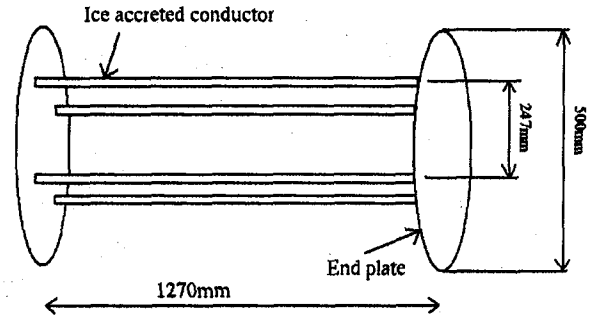


図-2 実験模型諸元

る。

本論文では、現在までにある程度の測定結果が得られており、また、4導体送電線の空力振動において支配的な影響をおよぼすと考えられる、鉛直ならびに回転加振時の非定常揚力と非定常モーメントの特性について検討することにする。また、迎角 $\alpha = 0 \sim 10^\circ$ 、加振振動数0.3~0.4 Hz、鉛直加振振幅±5~350 mm、回転加振振幅±5~55°における非定常空気力の測定データを用いている。

実際の4導体送電線の動的特性の例として、スパン350 mのもので鉛直1次の固有振動数が0.466 Hzでねじれ1次が0.355 Hzなどとなることから、実験風速は実風速の2倍程度であると考えられる。

3. 準定常空気力による表現

準定常空気力は、定常空気力係数を用いた空気力の表現において、風速を相対風速に、迎角を相対迎角に置き換えることによって表される。すなわち、

$$\begin{aligned} L(t) &= 0.5\rho AU_r^2 C_L(\alpha_r) \\ D(t) &= 0.5\rho AU_r^2 C_D(\alpha_r) \\ M(t) &= 0.5\rho AB U_r^2 C_M(\alpha_r) \end{aligned} \quad (1)$$

ここで、 $L(t)$, $D(t)$, $M(t)$: それぞれ準定常揚力、抗力、モーメント(風軸基準)、 α_r : 相対迎角($=\theta - \tan^{-1}(\dot{z}/U)$; θ : 模型の回転変位、 z : 模型の鉛直変位、 U : 風速)、 ρ : 空気密度、 A : 投影面積($=2DI$; D : 導体直径($=19$ mm)、 I : 模型長さ($=1270$ mm))、 B : 導体中心間隔($=247$ mm)、 U_r : 相対風速($=(U^2 + \dot{z}^2)^{0.5}$)、 C_L , C_D , C_M : それぞれ揚力、抗力、モーメント係数、である。

回転運動する際には、相対迎角はうまく表現することはできないため、上記のように、回転速度の影響は無視することとし、回転変位のみを考慮する形としている。

非定常空気力は、模型軸基準で測定されているため、以下では揚力は下記により求められる模型軸基準（図-3に示す F_z^* ）で表すこととする。

$$F_z^* = L \cos \alpha + D \sin \alpha \tag{2}$$

4. 鉛直加振時に作用する非定常空気力の特性

鉛直加振時に測定された非定常揚力の時刻歴の例を図-4に示す（迎角 $\alpha = 8^\circ$ ；既往の研究⁶⁾より、この迎角付近で空力振動が発現すると考えられる）。図中には、模型の鉛直変位ならびにそれに基づき計算される準定常空気力も比較のために示してある。図からもわかるように、鉛直加振時の非定常揚力の時刻歴は、準定常空気力とほぼ一致している。このように、非定常揚力が準定常空気力とほぼ一致するのは、無次元風速が大きいため（この例では、導体中心間隔を代表長とした無次元風速 $U/lB = 108$ ）と考えられる。

図-5は、同じ鉛直加振時の非定常揚力を動圧と投影面積で無次元化して係数の形で表し、準定常空気力に対応する揚力係数（ただしここでは模型軸基準）と比較したものである。加振の方向に応じて非定常揚力は若干のループを描いている点を除けば、非定常揚力は準定常揚力とほぼ一致していることが、この図からもわかる。こうしたループを描く原因の一つとして、相対迎角の変化によって生じる、後の6章で述べる「後流に対する下流側導体の相対位置のずれ」にあたる影響が考えられるが、定量的にはループのうちのごく一部分しか説明できない。導体の運動に伴う上流側導体の後流の変化が、空気力に微妙な影響を与えていることがループの主な原因と推察されるが、詳細については明らかではない。また、同じ図-5には模型の迎角 $\alpha = 0^\circ$ のケースについても示してある。

図-6には、鉛直加振時の非定常モーメントの時刻歴の例を示す（迎角 $\alpha = 8^\circ$ ）。非定常揚力の場合とは異なり、非定常モーメントは準定常空気力とはかなり異なった時刻歴となっている。この違いは、図-7の係数の形で見た場合、相対迎角が約 9° を超える部分で非定常モーメントの係数が準定常モーメントに対応するモーメント係数とくらべてかなり小さい値となっていることに対応する。

このように、揚力とモーメントで非定常空気力と準定常空気力の一致の程度が異なる原因の一つの可能性が、図-8に示す空気力係数を見ることで推察できる。すなわち図-8には、4導体全体としての揚力ならびにモーメント係数が（「4D」と示す）、1導体に作用する空気力から得られた係数を4倍して4導体分の空気力係数を求めたもの

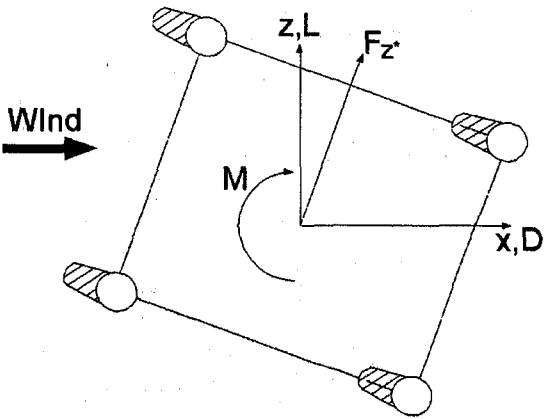


図-3 空気力の定義

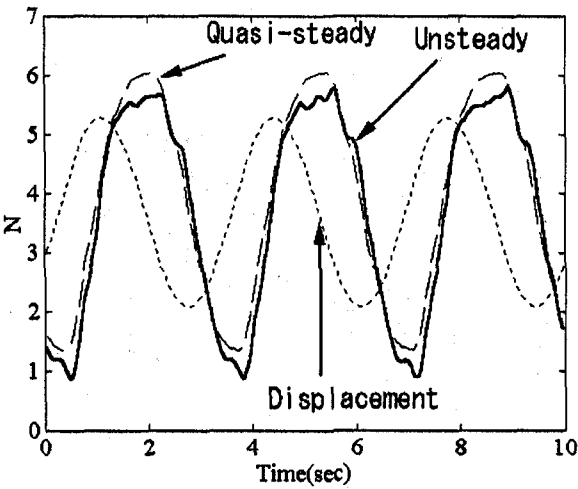


図-4 鉛直加振時非定常揚力の時刻歴
 ($\alpha = 8^\circ$, $U = 8 \text{ m/s}$, 加振振動数: 0.3 Hz, 加振振幅: $\pm 350 \text{ mm}$)

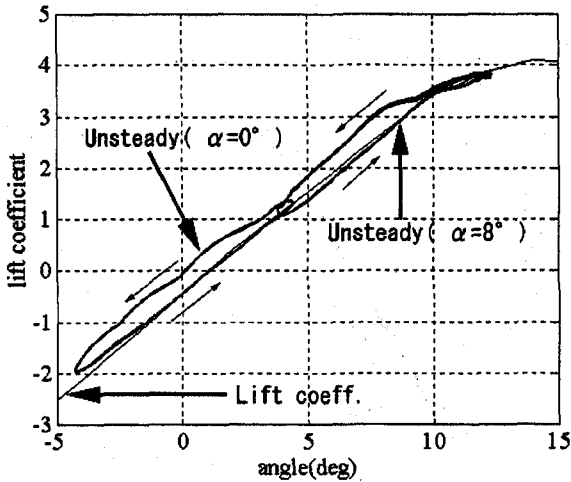


図-5 鉛直加振時非定常揚力と準定常揚力の係数による比較
 ($U = 8 \text{ m/s}$, 加振振動数: 0.3 Hz, 加振振幅: $\pm 350 \text{ mm}$)

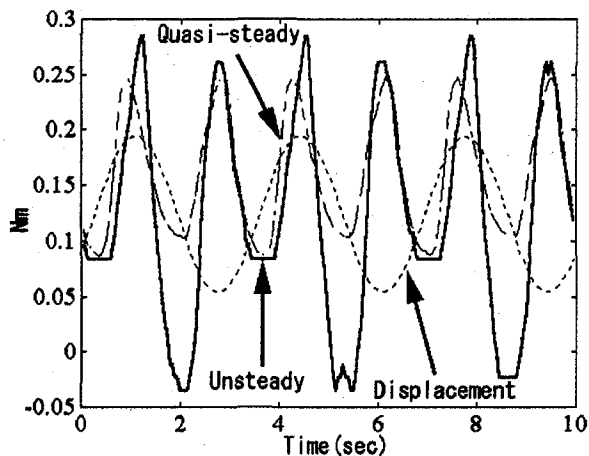


図-6 鉛直加振時非定常モーメントの時刻歴
($\alpha = 8^\circ$, $U = 8$ m/s, 加振振動数: 0.3 Hz, 加振振幅: ± 350 mm)

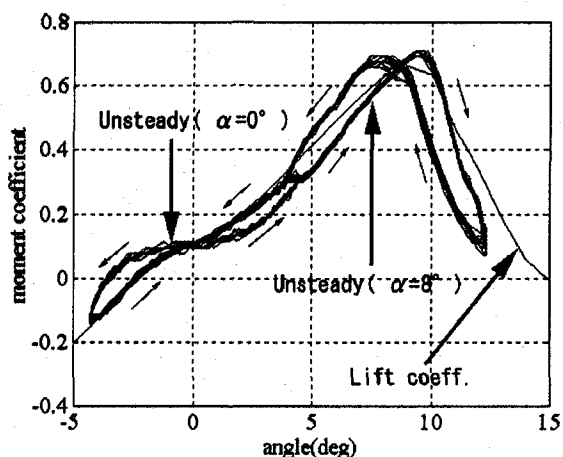


図-7 鉛直加振時非定常モーメントと準定常揚力の係数による比較
($U = 8$ m/s, 加振振動数: 0.3 Hz, 加振振幅: ± 350 mm)

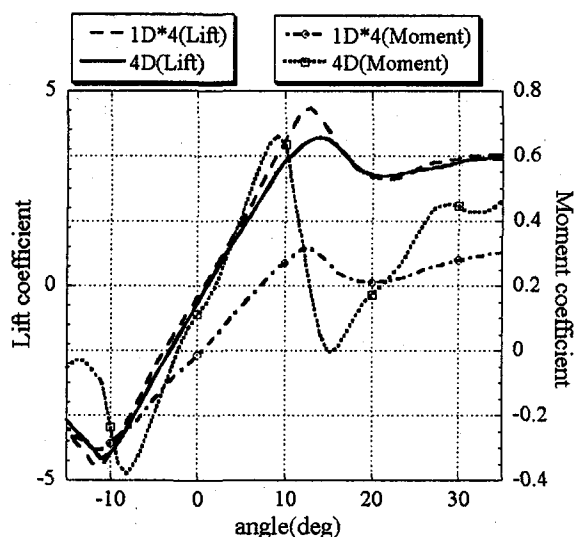


図-8 揚力係数とモーメント係数

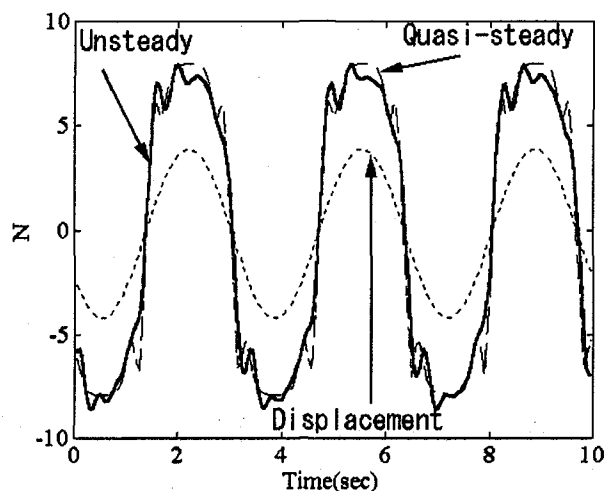


図-9 回転加振時非定常揚力の時刻歴
($\alpha = 0^\circ$, $U = 8$ m/s, 加振振動数: 0.3 Hz, 加振振幅: $\pm 40^\circ$)

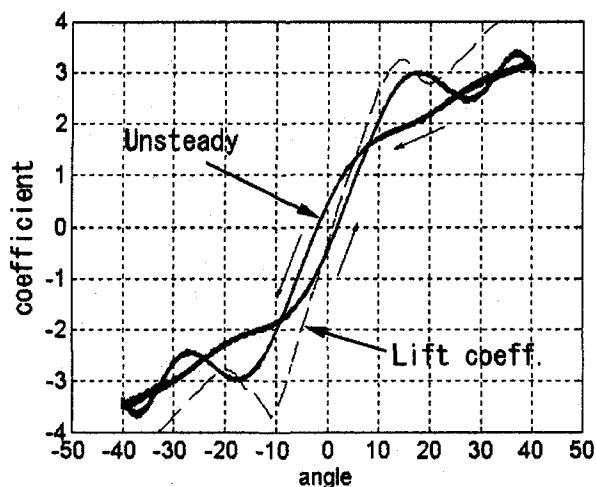


図-10 回転加振時非定常揚力と準定常揚力の係数による比較
($\alpha = 0^\circ$, $U = 8$ m/s, 加振振動数: 0.3 Hz, 加振振幅: $\pm 40^\circ$)

(「1D*4」と示す)と比較して示されているが、揚力については、4Dのケースと1D*4のケースの差はあまりないが、モーメントでは4Dの方が絶対値が大きくなり、また極値をとる迎角の値も異なるなど、4Dと1D*4の傾向は大きく異なっている。4Dと1D*4のケースの違いは、1D*4では上流側導体の後流が下流側導体におよぼす影響が含まれていない点にあることを考えると、この後流が空気力におよぼす影響が、揚力に対してはあまり大きくないが、モーメントに対しては大きいことが推察される。上述のように無次元風速がかなり大きいことから、導体の運動にもなって生じる上流側導体後流の運動はほぼ準定常的である(すなわち導体に対して定常状態と同じ相対位置にある)と考えられるが、それでも定常状態とは微妙な相対位置の違いは生じる可能性があり、その影響が揚力ではあまり大きくないため非定常揚力は準定常揚力とほぼ一致す

るが、同じ影響がモーメントでは大きいために非定常モーメントは準定常モーメントと良く一致しないと考え、両者の一致の程度の異なる原因が説明できる。

5. 回転加振時に作用する非定常空気力の特性

回転加振時に測定された非定常揚力の時刻歴を準定常揚力と比較したのが図-9である（迎角 $\alpha = 0^\circ$ ；ただし $\alpha = 8^\circ$ などの場合でも傾向は同様である）。時刻歴で見ると、非定常揚力は準定常揚力とほぼ一致しているように見えるが、図-10 に示すように係数の形で比較すると、非定常揚力は複雑なループを描いており、両者は必ずしも良く一致していないことがわかる。

回転加振時の非定常モーメントの時刻歴を準定常モーメントと比較したのが図-11 である（迎角 $\alpha = 0^\circ$ ）。揚力と同様、時刻歴で見ると、非定常モーメントは準定常モーメントと大まかには一致しているように見えるが、図-12 に示す係数の形で比較すると、非定常モーメントは大きなループを描いており、準定常モーメントに対応するモーメント係数とは一致していない。図-11 の時刻歴を良く見ると、非定常モーメントの位相は準定常モーメントの位相と比べて遅れる傾向にあり、この不一致が図-12 のように係数の形で比較するとより明瞭に示されるのである。準定常空気力を用いた場合の定式化において、モーメントの位相差にこうした誤差を生じることが、送電線の応答にどの程度の影響を及ぼすかについてはまだ検討できていないが、応答に及ぼす空力モーメントの影響が大きいことを考えると、この位相に関する誤差は無視できない可能性がある。

このように、回転加振時においても、非定常モーメントの方が非定常揚力よりも準定常空気力との一致が悪い原因は、4 章の上下加振時における考察、すなわち、上流側導体の後流の影響の大小により、説明される可能性がある。なお図-11 においては、非定常モーメントと準定常モーメントの最小値の差は、図-6 に示した鉛直加振時と比べて小さいが、これは図-11 のケースにおいては回転加振振幅が最小値を取る時刻において空気力の変化があまり大きくない（図-12 において空気力係数の変化が小さい迎角領域に対応）ために、非定常モーメントと準定常モーメントの差が小さくなっているようである。例えば迎角 8° で回転加振振幅が $\pm 5^\circ$ のケース（図-6 における相対迎角の変化にはほぼ対応）においては、迎角が 9° を超える部分で非定常モーメントの係数が準定常モーメントに対応するモーメント係数と比べて、鉛直加振時と同様にかなり小さくなっている。

ところで、1 章および 3 章で既に述べたように、回転加振時の準定常空気力の定式化においては、回転変位のみが考慮され、回転速度は考慮されていない。回転加振時における非定常空気力と準定常空気力の不一致の原因として、定式化において回転速度が考慮されていないことが考え

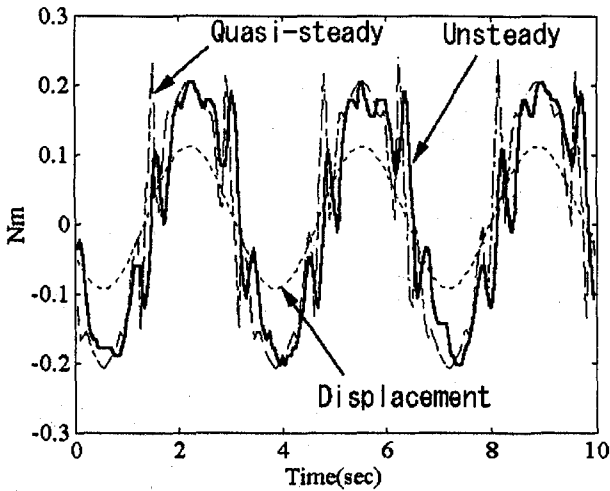


図-11 回転加振時非定常モーメントの時刻歴
($\alpha = 0^\circ$, $U = 8 \text{ m/s}$, 加振振動数: 0.3 Hz , 加振振幅: $\pm 40^\circ$)

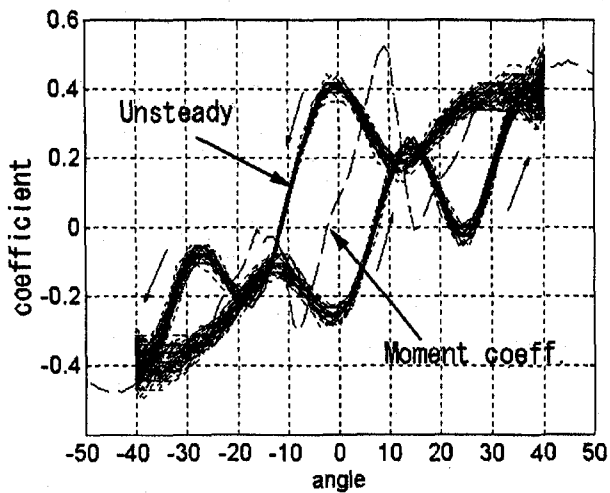


図-12 回転加振時非定常モーメントと準定常モーメントの係数による比較
($\alpha = 0^\circ$, $U = 8 \text{ m/s}$, 加振振動数: 0.3 Hz , 加振振幅: $\pm 40^\circ$)

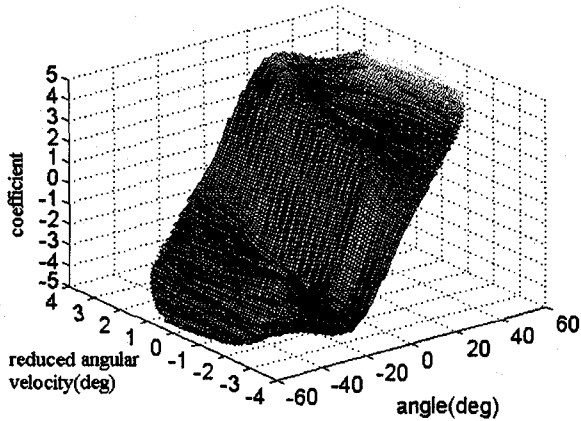


図-13 回転加振時非定常揚力（係数）の 3 次元プロット

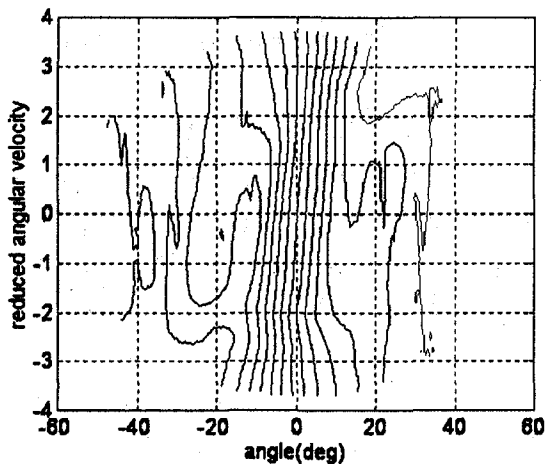


図-14 回転加振時非定常揚力 (係数) のコンター図

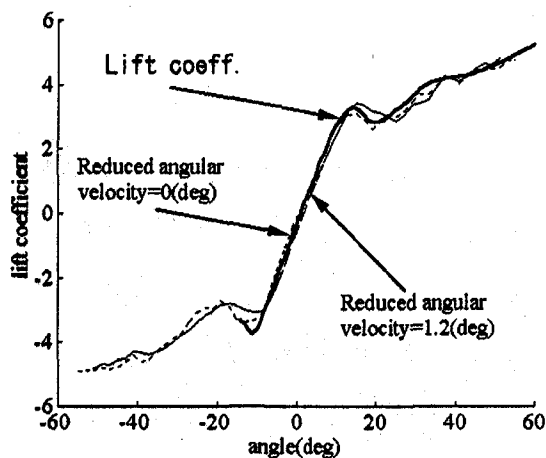


図-15 非定常揚力の3次元プロットの断面図

られるため、次章では、回転加振時における非定常空気を、回転変位だけではなく、回転速度の関数としても表現し、その特性を考察することとする。

6. 非定常空気力におよぼす回転速度の影響

非定常揚力におよぼす回転速度の影響を検討するために、非定常揚力 (係数の形で表したものを)、回転変位 θ と無次元回転速度 ($= \dot{\theta} B/U$) の関数として、3次元プロットしたものが図-13である。このプロットは、迎角 $\alpha = 0^\circ$ 、 $U = 8 \text{ m/s}$ 、加振振動数: 0.35 Hz 、加振振幅: $\pm 5, 10, 20, 30, 40, 50, 55^\circ$ のデータに基づいて内挿して得られたものである。また、同じものをコンター図の形で示したのが図-14である。

図-15には、図-13の3次元プロットを、無次元回転速度 $\dot{\theta} B/U = 0 \text{ (deg)}$ の断面で見たものを示す。回転速度が0の状態であるから、準定常空気力と一致することが期待されるが、その通りに、準定常空気力に対応する図中に太線で示した揚力係数とはほぼ一致している。

ところで図-14では、迎角の小さい範囲ではコンター

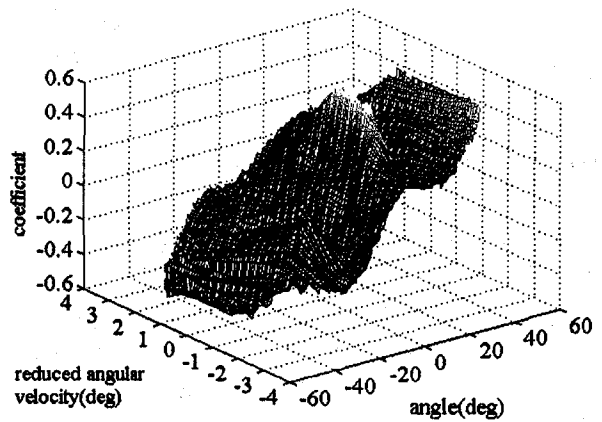


図-16 回転加振時非定常モーメント (係数) の3次元プロット

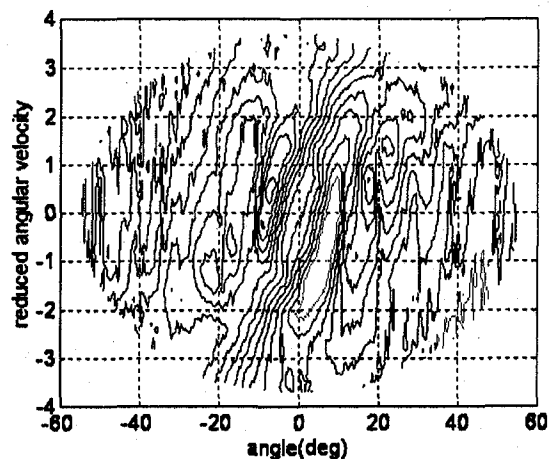


図-17 回転加振時非定常モーメント (係数) のコンター図

がほぼ平行になっているが、コンターの線が鉛直ではなく、やや右上から左下方向に傾いている、すなわち回転速度が大きいかほど非定常揚力 (の係数) が小さくなる傾向がある。このコンターの線の傾きに対しては、以下のような考察が可能である。すなわち、導体が運動している場合、上流側導体を通過した流れが下流側導体に達するまでの間に、下流側導体の位置は変化する。上流側導体を流れが通過する時刻を基準にとると、その流れが下流側導体を通過する時刻までの間に、回転運動時には下流側導体は、ほぼ $\dot{\theta} B/U$ だけ回転していることになる。図-14のコンターの傾きは、概ねこの値と一致しており (すなわち、縦軸の $\dot{\theta} B/U$ の値とコンターの傾きによるずれの量がほぼ一致している)、コンターの線の傾きは、こうした「後流に対する下流側導体の相対位置のずれ」によって、大まかには説明できる可能性がある。しかし、後流が下流側導体に作用するまでの間に下流側導体の位置が変化するような上記の状況は、厳密には準定常の考え方では扱えないものであり、あくまで近似的な解釈であることに注意すべきである。なお、図-15の断面図には、無次元回転速度 $\dot{\theta} B/U = 1.2$

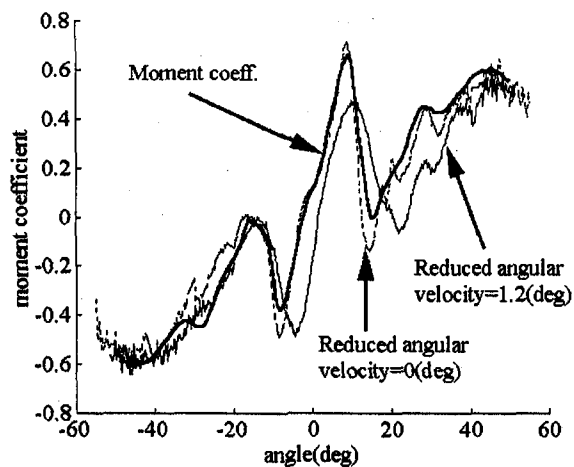
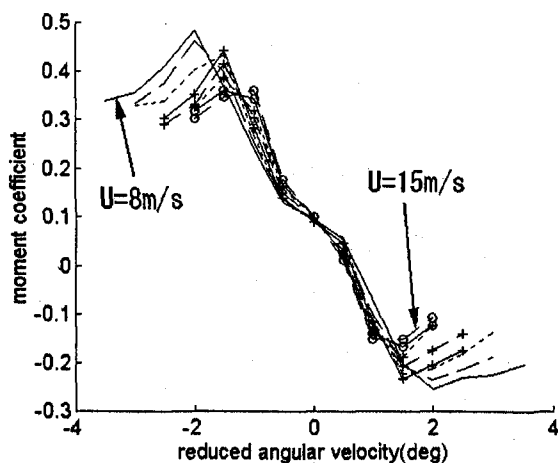
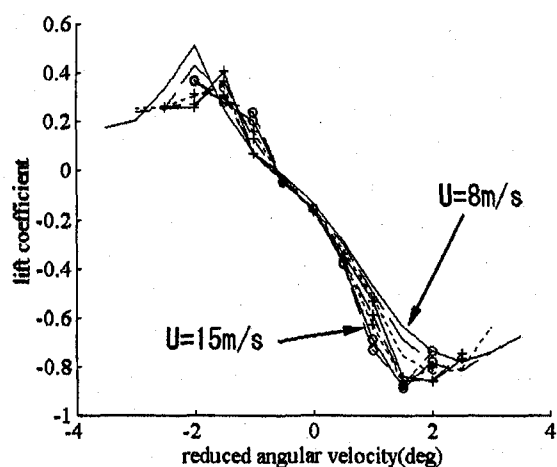


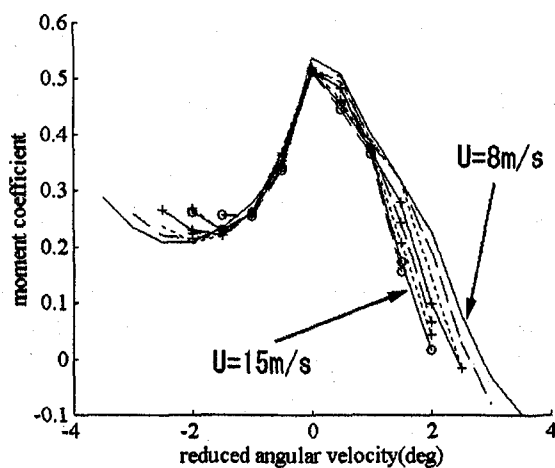
図-18 非定常モーメントの3次元プロットの断面図



(a) $\theta = 0^\circ$

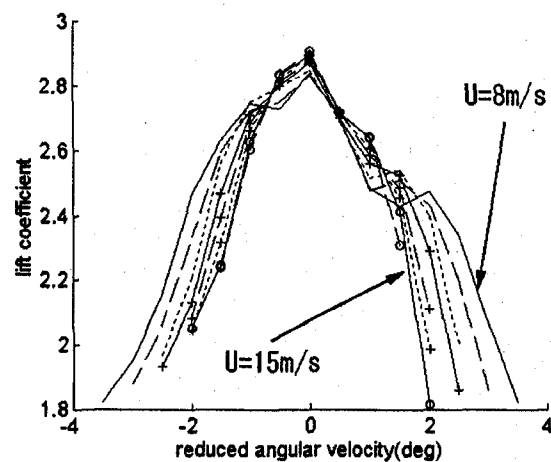


(a) $\theta = 0^\circ$



(b) $\theta = 10^\circ$

図-20 非定常モーメントの風速依存性



(b) $\theta = 10^\circ$

図-19 非定常揚力の風速依存性

(deg)の断面での値も示してあるが、 $\dot{\theta} B/U = 0$ (deg)の断面での値との差が上述のコンターの傾きと対応する。実際の

導体の空力振動で生じる無次元回転速度は 1.2 (deg)程度までであり、この範囲では非定常揚力は準定常揚力とほぼ一致しているとも言える。

回転運動時の非定常モーメントについても、揚力と同様に回転変位 θ と無次元回転速度 $(= \dot{\theta} B/U)$ の関数として、3次元プロットしたのが図-16である。用いたデータの取得条件は図-13と同じである。回転速度の影響が揚力と比べて大きく、曲面が無次元回転速度の違いによりやや複雑に変化している。コンター図を図-17に示す。図-18に示す断面図を見ると、 $\dot{\theta} B/U = 0$ (deg)の断面における値はほぼモーメント係数と一致している。しかし、 $\dot{\theta} B/U = 1.2$ (deg)の断面における値はモーメント係数とはかなり異なっており、またそれに対応して、図-17のコンターの傾きも、上述の「後流に対する下流側導体の相対位置のずれ」に比べると大きなものとなっている。回転運動に伴う後流の微妙な変化が、非定常モーメントには複雑な影響をおよぼしているものと考えられるが、詳細についてはさらに検討が必要である。

上記では、回転運動時の非定常空気を回転変位と無次

元回転速度の関数として表したが、回転速度をこのように無次元回転速度として表現しておくことは、定式化の風速依存性を減少させる意味で重要であった。図-19 および図-20 には、図-13 および図-16 の3次元プロットに対応するものを、回転変位 $\theta = 0^\circ$ および 10° の断面で見たものを示す。無次元回転速度の絶対値が1~1.5程度以上になると風速により非定常空気力の値がかなり異なっているが、それ以下では風速によらずほぼ同じ値となっていることがわかる。

無次元風速は、風速8 m/sにおいても93とかなり大きいことから、無次元回転速度が大きい場合の非定常空気力の係数の風速依存性の原因については、運動に伴う後流の変化などの影響があるものと考えられ、さらに検討が必要である。しかし、導体の空力振動を解析する上で必要となるような範囲においてはほぼ風速依存性もみられないこと、他の迎角において測定されたデータも同じような値をとることから、回転変位と無次元回転速度の関数として非定常空気力を定式化することは、ある程度有効であると考えている。

7. まとめ

大振幅振動時に着氷4導体送電線に作用する非定常空気力の特性について検討した。鉛直加振時、回転加振時ともに、非定常揚力は準定常揚力とほぼ一致したが、非定常モーメントは特に大振幅加振時には準定常モーメントと特性がかなり異なっていた。非定常揚力と非定常モーメントのこうした特性の違いは、上流側導体の後流が揚力とモーメントにおよぼす影響の程度が異なっていることによって説明できる可能性がある。

回転加振時には、準定常空気力においては回転速度の影響は考慮されていないが、非定常空気力を回転変位と無次元回転速度の関数として表現することが、定式化としてある程度有効であることを示した。また、回転加振時の非定常揚力については、後流に対する下流側導体の相対位置のずれによって特性が定量的に説明される可能性があることを示した。

今後は、着氷単導体に作用する非定常空気力の特性を検討することによって、着氷多導体において上流側後流がおよぼす影響について明らかにすることを試みるとともに、非定常空気力をこのようにより正確に表現することによって、着氷多導体送電線の空力振動の応答予測がどの程度異なってくるのかについて検討していく予定である。

参考文献

1) Yukino, T., Fujii, K., et al. : Galloping phenomena of large bundle conductors observed on the full scale test line, Proc. Int. Symp. on Cable Dynamics, Liege, pp. 557-564, 1995.

2) Tunstall, M.J. : Wind-induced vibrations of overhead transmission lines: An overview, Proc. Int. Seminar on Cable Dynamics, Tokyo, pp. 13-26, 1997.
 3) Lilien, J.L. : Galloping of overhead electrical lines --- Mechanisms, wind tunnel experiments and field measurement, Proc. Int. Seminar on Cable Dynamics, Tokyo, pp. 37-48, 1997.
 4) Ko., R.G. and Watts, J.A. : A wind tunnel investigation into the aerodynamics stability of bundled conductors for Hydro-Quebec, Part V: Three-dimensional aeroelastic multi-span model tests, LTR-LA-120, National Aeronautical Establishment, National Research Council Canada, 1973.
 5) Nakamura, Y. : Galloping of bundled power line conductors, J. Sound and Vibration, Vol. 73 (3), pp. 363-377, 1980.
 6) 木村吉郎, 田中伸英, 他 : 着氷4導体送電線の2次元模型の風洞実験と解析, 第14回風工学シンポジウム論文集, pp. 395-400, 1996.
 7) Lilien, J.L. and Chabart, O. : High voltage overhead lines --- Three mechanisms to avoid bundle galloping, Proc. Int. Symp. on Cable Dynamics, Liege, pp. 381-390, 1995.
 8) Desai, Y.M. et al. : Perturbation-based finite element analyses of transmission line galloping, J. Sound and Vibration, Vol. 191 (4), pp. 469-489, 1996.
 9) Yamaoka, M. and Asho, T. : Oscillation mode obtained from galloping simulation of transmission line, Proc. Int. Seminar on Cable Dynamics, Tokyo, pp. 109-114, 1997.
 10) Yamaguchi, H., Xie, X., et al. : Galloping of overhead transmission lines with bundled multiple-conductors, Proc. 10th Int. Conf. on Wind Eng., Copenhagen, *Wind Engineering into the 21st Century*, A. Larsen et al. (Eds), Vol. 1, pp. 615-622.
 11) 清水幹夫, 守護雅富, 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, 土木学会, pp. 951-960, 1998.
 12) 大熊武司, 他 : 風の乱れを考慮した架空送電線のギャロッピング解析, 電気学会論文誌 B, Vol. 118-B, No. 12, pp. 1386-1397, 1998.
 13) Fujii, K. : Countermeasures against galloping involving overhead transmission lines, Proc. Int. Seminar on Cable Dynamics, Tokyo, pp. 139-149, 1997.
 14) 森島弘吉, 井上浩男 : 大振幅非定常空気力測定装置の開発(第一報), 日本風工学会誌, No. 78, pp. 95-97, 1999.
 15) 森島弘吉, 雪野昭寛, 他 : 大振幅非定常空気力測定装置の開発(第二報), 日本風工学会誌, No. 79, pp. 67-68, 1999.

(1999年9月17日受付)