九州大学学術情報リポジトリ
Kyushu University Institutional Repository

送電用鉄塔の電線張力荷重に及ぼす吹上風の影響に関する研究

劉，暢達

https://doi.org/10.15017/1456106

出版情報：九州大学，2013，博士（工学），課程博士
バージョン：
権利関係：全文ファイル公表済

送電用鉄塔の電線張力荷重に及ぼす
吹上風の影響に関する研究

劉　暢達

平成 25 年 9 月

目 次

第 1 章 序　論

1.1 本研究の背景・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 3

1.2 世界の送電鉄塔耐風設計法の経緯とその概要・・・・・・・・・・・・・・・・ 7

1.2.1 送電線設計基準類・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 7

1.2.2 電線の張力変動特性に関する既往の研究・・・・・・・・・・・・・・・・ 9

1.2.3 鉄塔-電線連成系の風応答予測手法・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 11

1.3 本論文の目的及び概要・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 12

1.4 本論文の構成・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 13

1.5 用語の定義・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 14

第 1 章の参考文献・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 16

第 2 章 鉄塔−電線連成系の応答性状に及ぼす吹上風モデルの構築とその影響

−鉄塔変位の挙動−

2.1 序・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 23

2.2 計算手順・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 24

2.3 鉄塔-電線連成系モデルの概要・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 26

2.4 連成系の固有振動特性・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 28

2.5 風荷重の概要・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 30

2.5.1 変動風速場の生成方法・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 30

2.5.2 吹上風の設定・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 31

2.5.3 風荷重の作用点と作用方向　・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 31

2.6 時刻歴応答解析・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 32

2.6.1 計算手順・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 32

2.6.2 鉄塔頂部の応答変位・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 32
2.6.3 鉄塔頂部の応答加速度・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 35
2.6.4 懸垂碍子と腕金部の接合部に対する電線接合部の相対変位の特徴・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 38
2.7 むすび ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 41
第 2 章の参考文献・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 42

第 3 章 送電線不平均張力荷重に及ぼす吹上風の影響
－径間長差を有する場合－

3.1 序 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 47
3.2 鉄塔-電線連成系モデルの概要 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 48
3.2.1 解析モデル概要・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 48
3.2.2 送電線の初期設定・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 50
3.3 風荷重の概要・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 51
3.3.1 平均風速場の設定・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 51
3.3.2 吹上風の設定・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 53
3.3.3 変動風速場の設定・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 53
3.3.4 風荷重の作用点と作用方向・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 55
3.3.5 吹上風の分布条件・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 55
3.4 静的風荷重に対する検証 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 56
3.4.1 各風速での送電線老番側中央点の角度変化・・・・・・・・・・・・・・ 56
3.4.2 吹上角 0° の場合の不平均張力・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 58
3.4.3 設定風速に対する吹上角ごとの不平均張力・・・・・・・・・・・・・・ 59
3.4.4 吹上角に対する風速ごとの不平均張力・・・・・・・・・・・・・・・・ 59
3.4.5 吹上風の径間分布状況の不平均張力への影響・・・・・・・・・・・・・ 62
3.5 風速変動を考慮した風荷重に対する検証 ・・・・・・・・・・・・・・・・ 66
3.5.1 計算手順・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 66

3.5.2 不平均張力に及ぼす変動吹上風の影響・・・・・・・・・・・・・・・・・ 66
3.6 むすび・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 68
第 3 章の参考文献 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・69

第 4 章 送電線不平均張力荷重に及ぼす吹上風の影響
－支持点高低差を有する場合－

4.1 序 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 73
4.2 解析モデルの概要 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 73
4.3 静的風荷重に対する挙動・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 75
4.3.1 解析条件・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 75
4.3.2 静的解析結果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 75
4.4 動的風荷重に対する挙動・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 78
4.4.1 解析条件・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 78
4.4.2 動的解析結果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 78
4.5 むすび ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 82
第 4 章の参考文献・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 83

第 5 章 吹上風を想定した実機鉄塔−電線連成系モデルの動的風応答解析

5.1 序 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 87
5.2 鉄塔-電線連成系モデルの概要 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 89
5.3 解析鉄塔周辺の風速場設定 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・91
5.3.1 台風 9918 号接近時の NeWMeK 風観測記録・・・・・・・・・・・・・ 91
5.3.2 気流解析条件・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 91
5.3.3 気流解析結果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 95
5.4 動的時刻歴解析結果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 104
5.4.1 計算手順・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 104
5.4.2 不平均張力に及ぼす吹上風の影響（吹上あり）・・・・・・・・・・・ 105
5.4.3 不平均張力に及ぼす吹上風の影響（吹上なし）・・・・・・・・・・・ 110

5.4.4 鉄塔の塔頂変位・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・114
5.5 むすび・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・114
第 5 章の参考文献・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・117

第 6 章 結論

6.1 研究成果のまとめ ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 121
6.2 本論文の結論 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 124
6.3 今後の課題 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 124

付 録

I 強風時の平均流方向変動風速のスペクトル構造・・・・・・・・・・・・・・・ 127
II 自己回帰法による変動風速シミュレーション・・・・・・・・・・・・・・・・ 130
III 風応答計算・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 142

謝 辞・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・145

第 1 章 序 論

章目次

1.1 本研究の背景

1.2 世界の送電鉄塔耐風設計法の経緯とその概要

1.2.1 送電線設計基準類

1.2.2 電線の張力変動特性に関する既往の研究

1.2.3 鉄塔-電線連成系の風応答予測手法

1.3 本論文の目的及び概要

1.4 本論文の構成

1.5 用語の定義

第 **1** 章の参考文献

1.1 本研究の背景

インフラ投資などが牽引役となり,近年,高い経済成長を続けている中国では,長距離・大容量の送電インフラの増強が求められている．富士通総研の調査報告[1)]によると，中国では，石炭や水力などの電力資源の大部分は中西部に偏在しているが，中国内の電力需要の 70%以上が東部の沿岸部や中部地域に集中している．そのため，電力輸送の基幹インフラとなる高圧送電線路の建設が極めて重要である．中国では，2004 年末から大容量，つまり高効率の超高圧(UHV)(中国語では「特高圧」という)の長距離輸送に関する，技術開発や実用整備に着手している．5 年間の集中活動を経て建設された，世界初の交流 100 万ボルト・UHV1 回線試験的送電線（山西省・湖北省間を走る亘長(全長)650km，運営会社：国家電網公司）が 2009 年 1 月に，また世界初の±800kv の UHV 直流送電網(雲南省・広東省間の亘長 1,373km，運営会社：南方電網公司）が 2009 年 12 月に， 2010 年 7 月には世界最長(四川省・上海市間をの亘長 1,907km)の±800kv の UHV 直流送電網がそれぞれ運転開始された．さらに，中国政府は 2010 年 5 月に「12 次 5 ヵ年計画」[2)] (案)を策定し，電力輸送設備の建設強化を進めている．

発電所から都市部まで大容量の電力を送る高圧架空送電線路は電力エネルギーの大動脈であるが,このような基幹送電線路は台風常襲地帯や険しい山岳地帯あるいは長径間の海峡横断部など自然条件の厳しい場所に建設しなければならないことが多い．このため，台風や地震などの自然現象に起因する電力供給事故の発生は珍しいことではない．

例えば，2005 年の一年間で，台風や竜巻などの強風によって 57 件の送電鉄塔の倒壊事故が中国内で発生している[3)]．特に同年 6 月 14 日には，中国の南北と東西の送電網の連系線を担う江蘇省の泗陽 500kV 幹線で 10 基の送電鉄塔が強風によって倒壊し，大規模な停電を誘発している[4)]（写真 1.1）．一方で，鉄塔倒壊には至っていないが， 1999~2003 年の 5 年間で，中国国内を管理している二つの電力会社の一つである国家電網管内の 500kV 送電線路で 31 件の風による短絡事故（電線間の接触事故）が発生している[5)]．このような短絡事故の発生割合はそれ

ほど高くはないが，他の事故原因（落雷や操作ミス）と違って，風による短絡事故は短期間での修復・復旧が難しいので，一旦発生すると電力供給に広域かつ長期間にわたる多大な影響をもたらす.近年は,このような事故発生率が上昇しつつあり，事故原因の解明や対策研究が喫緊の課題として重要視されている.

写真 1.1　江蘇省の泗陽県中国にある鉄塔倒壊（2005 年 6 月 14 日）文献 4)

日本国内では，九州や四国管内の電力設備に大きな被害をもたらした 1991 年の台風 19 号による強風被害の発生以降，送電鉄塔の強風対策に関する研究が大きく注目されることになった．電気事業連合会では「流通設備風害対策特別委員会」[6]を設置し，電力輸送設備の台風被害の原因究明と今後の対応策について検討を開始した．その後，1993～2004 年まで度重なる“風”台風の襲来は，日本全国の電力設備に続けて大きな被害を与えている.

架空送電線路の設計では,台風時などの強風による風荷重が支配的になることが多いが，送電鉄塔の設計思想はこの 20 年で大きく変わりつつある．すなわち局所的な風の増速や鉄塔の振動を増大させる風の乱れを考慮することなど動的風応答設計の視点を鉄塔の設計荷重に加えるだけでなく,鉄塔部材の長寿命化やより一層の設計合理化など，総合的な長期対策の具体化が求められている.

架空送電線を有する送電設備は送電鉄塔と送電線で構成される長大な連成系構造物であるだけでなく,鉄塔部と送電線部の剛性が大きな差を持つ特殊なケーブル構造物でもある．また，高さ方向に縦長い特性を有する送電鉄塔は，鉄塔の直角な，すなわち水平方向の風力が支配的であり，高さ方向の風力成分を無視で

きるが，送電線は風力の水平成分だけでなく，鉛直方向成分にも影響を受けて変形するなど，異種な可撓性を持つ部材構成を有する．

このような鉄塔部と送電線部の振動が相互干渉する送電線路での電線部の振動は,外力の種類によらず,一般に以下の三つの振動形態に分けることができる．

(1)横振動：電線部軸線に直角な水平方向あるいは鉛直方向の部分的な振動．

(2)釣り鐘振動：電線を支持する鉄塔腕金先端部を中心に「送電線全体」が釣り鐘（ブランコ）のように揺れる．鉄塔骨組み自体の釣り鐘振動とは異なる．

(3)電線の軸を中心に捻じ曲がる振動．主に多導体電線に見られる．

送電鉄塔-電線連成系の風応答時見られる振動では，以下の５つが知られている．

(i)カルマン振動:主に乱れの少ない低風速時に見られるカルマン渦によって生ずる架渉線の風方向直角振動．

(ii)ギャロッピング：電線の撚線構成や着氷雪により，水平方向の風速成分によって揚力が生じてしまうことによる自励振動．

(iii)バフェティング：自然風の中の時間とともに変動する風の乱れ成分が風速変動となり，鉄塔と電線にそれぞれ風方向に強制振動を引き起こす．この振動により電線，金具及び碍子の損害が起こしやすい．

(iv)突風による非定常振動：山岳地や谷の間などに，旋風やダウンバーストのような瞬間的に激しい風による短時間の振動．

(v)山稜の風下側で，時としてみられる周期性を有する変動風に鉄塔－架渉線の連成系が共振して起きる風方向振動．低風速での誘発することがある．

鉄塔-電線連成系の動的応答特性については，これまでに多くの研究が行われて，設計指針等に反映している．しかしながら，送電鉄塔や送電線の風応答に関する研究報告や設計指針の多くは,風が水平面に平行に吹く状況をもとに検討されている．送電線が山岳地の傾斜地や尾根などに建設される場合，図 1.1 に示すように，風は水平面に対して吹上角を持つ，いわゆる「吹上風」になる．この吹上風は電線に対し上向きの風荷重を形成して電線を持ち上げる場合があり，このような場合，電線

間の短絡事故の誘発や鉄塔に作用する不平均張力荷重のバランスを壊して連成系そのものの動的特性に影響を及ぼすだけでなく，鉄塔倒壊の一因になり得ると考えられる．また，山の斜面を風が吹き降りる場合は,「吹き下げ風」となり，同様の影響が考えられる．

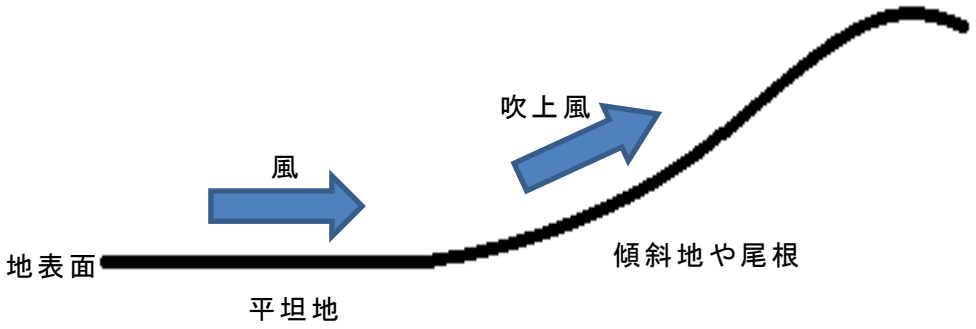


図 1.1 吹上風の形成

石川[7]の論文及び電力中央研究所の研究報告[8]は,風速の鉛直方向成分を含めて，送電線に作用する風荷重の評価手法を提案している．架渉線荷重に吹上風が影響して，吹上角に応じて電線が持ち上げられることを考慮した，架渉線による鉛直荷重の減少値の算定式(下記の式 1.1)を用いて，鉄塔が負担する架渉線風圧荷重を評価している．

$$P_C = q_{RC} C_c A_C n_C \kappa_C \tag{1.1}$$

ここに，

q_{RC} ：架渉線の設計用速度圧[N/m²]

C_c ：架渉線の風力係数

A_C ：架渉線の受風面積

n_C ：架渉線風圧荷重の応力分担率

κ_C ：架渉線に対する吹上風の効果を考慮する係数を表し，次式で与える

$\kappa_C = \dfrac{1}{\cos\varphi}$ ここに，φは風の吹上角 $(\varphi \geq 0)$

上記の式では架渉線の風圧荷重を算定する時に吹上風を考慮しているものの，吹上角の変化に伴う電線の張力荷重や鉄塔腕金部への不平均張力荷重の影響は検討さ

れていない.

本研究は,中国あるは日本国内での強風による電線の短絡事故や鉄塔の倒壊事故の状況の中で，これまで十分には検討されていない強風下での「吹上風」あるいは「吹下風」に着目して，鉄塔-電線連成系の風応答特性に及ぼす影響に論点を置いてその基本特性の解明を目的にしている.

1.2 内外の送電鉄塔耐風設計法の経緯とその概要

本節では，送電鉄塔の耐風設計法の経緯と風荷重評価法，風応答観測例，風応答特性，動的応答解析法などに関するこれまでの研究報告の概要を紹介し，本研究の課題と位置づけを示す.

1.2.1 送電線設計基準類

日本の送電線路の構造設計は法的規制である電気設備に関する技術基準(2001年)およびその解釈(2003年)[9]に基づいており，必要に応じて送電用支持物設計標準(JEC127-1979) [10]及び電力各社の基準によって実施されている．以下にこれら設計手法の概要とそれぞれの不平均張力に関する考え方を述べる.

（1）日本国内

a. 電気設備に関する技術基準(2001年)及びその解釈(2003年) [9]

(以下「電技設計」)

「電技設計」は電気事業法に基づき，電気工作物の保安確保のために必要な最小限度の規制を目的とする維持基準である．これは，日本全国一律に設定した最大想定荷重(10 分間平均風速 40m/s)と安全率（鋼材であれば，降伏点に対し1.5以上)を有する許容応力度に対応させる設計手法であり，不平均張力は設計荷重として考慮せず，その増分は部材の安全率にて補っている.

b. 送電用支持物設計標準(JEC127-1979) [10]

(以下「JEC 設計」)

「JEC 設計」は電気学会内に設置された電気規格調査会が定める標準規格である．JEC127-1979は，地域性を考慮して定められた基準速度圧(最大瞬

間風速に対応)による部材応力度を，降伏点応力度の規格値に対応させるもので，一部電線と地線については径間長により，風圧荷重の低減を考慮している．また， 左右径間長の相違や振動モードおよび風速変動の位相差などによって左右径間の電線と地線に張力差が生じるため，これを「不平均張力荷重」として，経験的な数値として耐張鉄塔で設計風速時での電線と地線張力の 10%，懸垂鉄塔で 3%が線路方向荷重 に加算する．しかしながらこれらは静的な風荷重評価に留まっているため，動的な応答特性を充分な精度で実態に応じて評価することは難しい．すなわち，乱れの強さや乱れのスケールなど変動風速の空間構造特性や，鉄塔の振動特性に応じた風荷重の見積もりには至っていない．本標準では不平均張力の計算手法には両側径間の径間差，鉄塔の水平角度及び風荷重によって算出する計算手法であり，支持点高低差は考慮されていない．

（２）中国内

中国の送電線路の構造設計は以下の設計基準に基づいて設計している．

a. 1000kV 架空送電線路設計基準 [11] (GB 50665-2011).

b. 110kV~750kV 架空送電線路設計基準 [12] (GB 50545-2010).

c. 66kV 及びその以下の架空送電線路設計基準 [13] (GB 50061-2010).

上記の基準名の通り，中国の設計基準は電圧レベルにより，基準を決めている．また，2008 年初めの中国南方地区における大雪災害による電力網の氷結被害を分析，総括した上で，防災基準の引き上げや，送電線の氷結防止措置の完備並びに補完，脆弱なプロセスの補強等につき，旧設計基準から現在の基準に改訂された．

新基準では送電線路が山岳地を走る場合，両側径間の径間差，鉄塔の水平角度の他に，支持点高低差も考慮されている．

（３）国際規格

国際的な送電線設計基準類としては，IEC 60826[14]や ANSI/IEEE C2-2002[15]などがある．国際規格の IEC60826 Third Edition 2003-10 (Design criteria of overhead

transmission lines)は IEC(国際電気標準会議)が 2003 年 10 月に国際規格(International Standard) として新たに制定したものである．日本を含む IEC メンバー国は国内規格を可能な限り IEC 規格に整合することが求められている．また，米国では IEEE(米国電気電子技術者協会)が任意規格として定めている．ANSI/IEEE C2-2002 National Electrical Safety Code (NESC) があるが，ANSI (米国規格協会)がこれを国家規格として承認している．

以上の各国の設計基準にはいずれも吹上風の影響や電線と地線の張力変動,懸架方式(懸垂型，耐張型)の影響について，詳細な評価は示されていない．

1.2.2 電線の張力変動特性に関する既往の研究

電線の張力変動特性に関しては,数多くの研究論文が報告されているが本節では，その主な研究報告を概説する．

Manuzio and Paris(1964)[16)]は，電線の風荷重評価に A.G.Davenport の最大値予測手法 [17)-20)]を応用している．そこでは，変動風速のパワースペクトル密度およびコヒーレンスに A.G.Davenprot の提案式を使用して，弦と見なした電線直交方向の変位や支持点反力の評価方法を示した．

Castanheta(1971)[21)]は，電線の径間長と乱れの強さが電線の動的挙動に大きく影響することに注目して，電線風圧荷重を評価した．

山岸ら(1982)[22),23)]は風洞実験や風応答解析法を実施して，UHV 送電鉄塔の風による動的応答時の安全性を検討した．「JEC 設計」で見積もった荷重による静的解析と風応答解析結果を比較し,「JEC 設計」による算定値が,「JEC 設計」で想定している風に対しては安全側の評価を与えることを示した．

小坪ら(1983-1986)[24)-27)]は送電線架設前後での懸垂型送電鉄塔の塔体の常時微動観測および起振機を用いた振動試験の分析を行った.また送電線を鉄塔に対して質量を有するバネと仮定して,支持鉄塔及びこのようなバネを連成系として解析を行っている．

小園ら(1985-1988)[28),29)]は鉄塔と送電線を両者一体の連成系と考え，その基本的な動的応答特性を解明した.解析手法にケーブル構造の解析に有効な混合法を

用いて電線部の幾何学的非線形を考慮した,鉄塔－電線連成系の等価剛性モデルを形成し，固有値解析及び周波数応答解析を行って，連成系の面内振動について電線主体の振動モードと鉄塔主体の振動モードの関係を明らかにした.

藤本ら(1989)[30)-32)]は，耐張型鉄塔で構成された連成系での電線と地線の幾何学的非線形性を考慮した時刻歴応答解折を行った．電線張力は，隣接鉄塔が耐張型の方が懸垂型の場合に比べ大きくなることなどを明らかにした.

大熊ら(1990)[33)]は，鉄搭-電線の連成挙動を明らかにするために，数値実験を行い，実線路での応答観測結果と比較し，応答のスペクトル形状などの定性的傾向は概ね一致するものの，定量的には必ずしも十分ではないことを報告している．なお，ここで用いた時刻歴応答解析法は，安井ら [34)]によってさらに検討が深められた.

岡田ら(1999)[35)]は，同様のガスト応答解析により電線張力間の相関について検討し，腕金左右，上下方向の張力の相関は，風の空間相関でほぼ近似できると報告している．また，鈴木ら [36),37)]は鉄塔部材の発生応力と電線の張力変動の関係を実規模の観測結果から検討している.

石田ら(2000)[38)]，本田ら(2000)[39)]は 1 基 2 径間の鉄塔-送電線達成モデルが平均風速を対象とした静的荷重を受ける場合,特に不平均張力に及ぼす電線の懸架方式と径間比の影響に着目した風洞実験を行い,不平均張力を懸垂がいしが緩和するなどの結果を示した．さらに鉄塔-電線達成系モデルにおいて風洞実験と混合法による解析結果との比較を行い径間長の影響，水平角の影響，懸垂がいしの影響を混合法により調べている.

首藤ら(2012)[40)]は支持点高低差が変化することによる送電用鉄塔に生じる不平均張力の発生様相を検討した.

以上，これまでの報告や研究には，吹上風に着目した論点は見られない.

1.2.3 鉄塔-電線連成系の風応答予測手法

鉄塔-電線連成系の風応答予測手法には，周波数応答解析法，時刻歴解析法，空力弾性模型法，数値風洞法などがある．

(1) 周波数応答解析法

周波数応答解析は単純な正弦波の入力に対する定常的な応答を求める解析手法であるが，一つの周波数だけでなく，ある周波数範囲に対し，ある周波数刻みで解析し，全体的な応答の特性を把握するのに用いられる．周波数応答解析は通常線形モデルを前提としているため，鉄塔-電線連成系のような非線形モデルに適用する場合には，等価線形化モデルなどの再構築が必要である．

(2) 時刻歴解析法　運動方程式の数値積分による非線形解析法で，線形加速度法，ニューマークβ法，ウイルソンθ 法，ルンゲクッタ法など，各種数値計算する手法が広く知られている．変動風速による応答を非線形解析で解くことができ，送電線部の大変形を考慮できる．統計的性質を明らかにするためには多くの解析ケースが必要となる．鉄塔-送電線連成系の応答解析に多く扱われている．

(3) 空力弾性模型法　仮条件による空力弾性模型を簡略化し，構造物の振動及び振動に伴う付加的な空気力を用いて応答と空気力の相互作用を評価するものである．鉄塔-送電線連成系の風応答解析を行うためには，空力減衰と付加質量の設定が必要であるが，未だ適用例はほとんど見られない．

(4) 数値流体計算　実測や風洞実験に替わって，流体（空気に限定しない）の流動現象を計算機上でシミュレートし，検証する．山岳地を走る送電線路周辺の流れ場の再現によく利用され，風速の増速域の予測や吹上風・吹下流の予測も可能．

1.3 本論文の目的及び概要

本論文では，山岳地など傾斜地での吹上風に着目して，鉄塔-電線連成系の吹上風に対する風応答特性に与える影響を明らかにすることを目的に，以下の 3 点を実施する．

(1) いくつかの基本仕様で構成された，懸垂鉄塔および耐張鉄塔で支持された送電線連成系の吹上風に対する動的応答解析を実施して，碍子と電線との接合部の変位や鉄塔-送電線連成系の動特性に与える影響を明らかにする．

(2) 1 基 2 径間の送電線連成系モデルを基本モデルとして，両径間長が等しくない場合，また，電線支持点の高低差がある場合などの応用モデルに吹上風が作用する場合を設定して，このような状況下での鉄塔に作用する送電線不平均張力や鉄塔の変形挙動に及ぼす影響を明らかにする．

(3) 台風通過時の強風観測記録をもとに，実機鉄塔－送電線系の周辺地形での吹上風分布作成の数値流体計算を実施して，4 基 5 径間の鉄塔－送電線系モデルの応答計算を実施して，鉄塔の変形挙動に及ぼす吹上風の影響を総括的に比較検証することによって，吹上風の耐風設計上の論点を整理する．

1.4 本論文の構成

本論文は総括を含めて全 6 章にまとめた．以下，本論文の構成と各章の内容を列記する．

第 1 章「序論」では，研究の背景と目的を述べるとともに，本研究の課題，位置づけを明らかにするため，送電鉄塔に関する国内外の現行の耐風設計及び既往の研究例を紹介し，併せて研究の概要と本論文の構成を示す．

第 2 章「鉄塔-電線連成系の応答性状に及ぼす吹上風モデルの構築とその影響－鉄塔変位の挙動－」では，懸垂鉄塔および耐張鉄塔で支持された送電線連成系連成系（立体モデル）の吹上風に対する動的応答に着目して，0º～30 º までの吹上角を持つ吹上風が碍子と電線との接合部変位や鉄塔-電線連成系の動特性に与える影響を明らかにする．

第 3 章「送電線不平均張力荷重に及ぼす吹上風の影響－径間長差を有する場合－」では，鉄塔−電線連成系の単純モデルを想定して，両径間長が異なる場合の送電線に作用する吹上風に着目し，このような状況下での鉄塔に作用する電線不平均張力が鉄塔の変形挙動に及ぼす影響を明らかにする．

第 4 章「送電線不平均張力荷重に及ぼす吹上風の影響－支持点高低差を有する場合－」では，鉄塔−電線連成系の単純モデルを想定して，支持点高低差を有する場合の送電線に作用する吹上風に着目し，このような状況下での鉄塔に作用する電線不平均張力が鉄塔の変形挙動に及ぼす影響を明らかにする．

第 5 章「吹上風を想定した実機鉄塔−電線連成系モデルの動的風応答解析」では，台風 9918 号の気流解析による実地形における鉄塔-電線連成系の動的解析を実施し，風速分布条件，特に吹上風に着目し，鉄塔に作用する送電線不平均張力が鉄塔の動的応答に及ぼす影響を検証する．

最後に，第 6 章では，本論文と今後の展望を述べる．

1.5 用語の定義

鉄塔　　:鉄塔とは,鉄製の骨組み構造から構成される細長い建造物である.送電線の支持に用いられる.鉄塔には,アングル材で構成されるものと鋼管で構成されるものがあり,主に山形鋼鉄塔と鋼管鉄塔がある.

電線と地線　:電線や架空地線などの総称，本論では送電線とも呼称する.

支持物　　:架空送電線路において架渉線を支持することを主目的とする工作物で，鉄塔，鉄柱，鉄筋コンクリート柱および木柱の総称.

耐張型鉄塔　:耐張がいし装置を用いた鉄塔（写真 1.2 ）で，送電線路の水平角が 3 ° の場合や引き上げ荷重が加わる場合および両側の鉄塔の高低差が大きい場合などに用いられる．力学的には，電線に作用する風圧力およびその風圧力によって生じる張力が耐張がいし装置を通じて直接鉄塔への荷重として作用する.

懸垂型鉄塔　:懸垂がいし装置を用いた鉄塔（写真 1.3）で，主として送電線路の水平角が 3 ° 以内の場合に使用される．力学的には，電線に作用する風圧力およびそれによって生じる張力が，懸垂がいし装置を通じて鉄塔に作用するが，懸垂がいし装置自身が線路方向に自由に移動できるため，張力による鉄塔への荷重が緩和される．鉄塔風圧荷重：風が鉄塔（塔体，腕金）に作用したときに線路直交方向，線路方向に生じる風荷重架渉線風圧荷重：風が架渉線に作用したときに架渉線に直交する方向に生じる風荷重.

架渉線風圧荷重:風が架渉線に作用したときに架渉線に直交する方向に生じる風荷重.

架渉線張力荷重:風が架渉線に作用したときに架渉線に平行な方向に生じる風荷重

その他の用語：鉄塔設計で一般的に用いられる「線路直交方向」,「線路方向」,「水平角度」,「垂直角度」などの用語は，図 1.2 に示す通りである.

写真 1. 2 耐張型鉄塔

写真 1. 3 懸垂型鉄塔

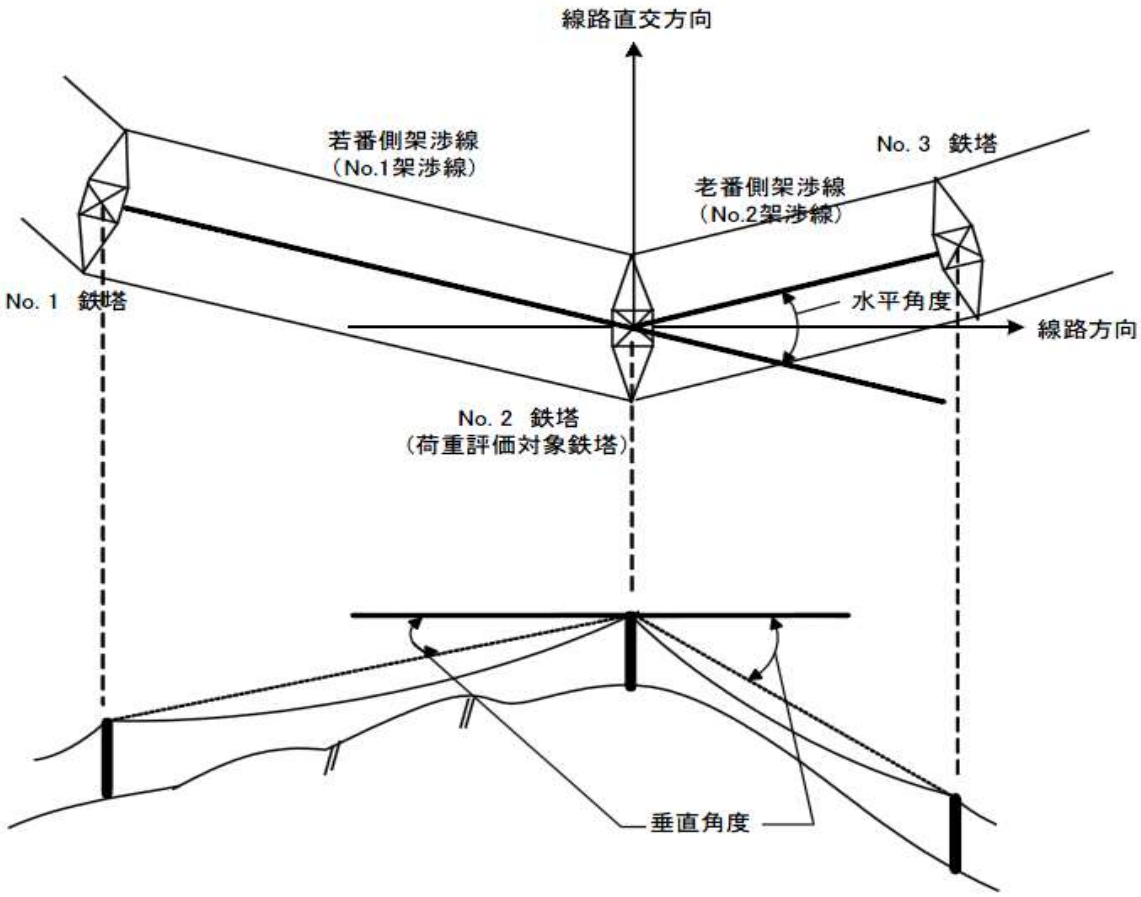


図 1. 2 その他の用語の定義

第 1 章の参考文献

1) 金 堅 敏 : 超 高 圧 (UHV) 送 電 で 世 界 を リ ー ド す る 中 国 [EB/OL] . http://jp.fujitsu.com/group/fri/report/china-research/topics/2011/no-145.html , 2011年1月14日.

2) 中華人民共和国：国民経済・社会発展第12 次5カ年計画要綱，2010年3月.

3) ZHANG Yong：Status Quo of Wind Hazard Prevention for Transmission Lines and Countermeasures，East China Electric Power，34，pp.28-31，2006.

4) XIE Qiang，LI Jie：Current situation of natural disaster in electric power system and counter measures，Journal of Natural Disasters，15，pp.126-131，2006.

5) Zhang Yufang： The Wind Yaw Flashover Analysis of Chinese 500kv Transmission Line，Power System Technology，29，pp.65-67，2005.

6) 電気事業連合会：流通設備風害対策特別委員会報告書，1992.

7) 石川智巳：送電鉄塔の動的効果を考慮した風荷重評価手法に関する研究，土木学会論文集No.738，pp.139-158，2003年7月.

8) 電力中央研究所：送電用鉄塔の耐風設計実用化に関する研究（付録：送電用鉄塔の風荷重指針・同解説．2005.

9) 経済産業省原子力安全・保安院：解説電気設備の技術基準，第13版，2008年3月.

10) 電気学会 :電気規格調査会標準規格「送電用支持物設計標準(JEC-127-1979), 1979年11月.

11) 中国電気学会：1000kV架空送電線路設計基準(GB 50665-2011)，2011年4月.

12) 中国電気学会：110kV~750kV架空送電線路設計基準(GB 50545-2010) ，2010年3月.

13) 中国電気学会：66kV及びその以下の架空送電線路設計基準(GB 50061-2010) ，2010年6月.

14) IEC 60826 Third Edition 2003-10，Design criteria of overhead transmission lines

15) ANSI/IEEE C2-2002，National Electrical Safety Code (NEST).

16) MUNUZIO，C.，andParis，L.：Statistical Determination of Wind Loading Effects on Over Head Line Conductors，CIGRE Report 231，Paris，France，1961.

17) Daverport，A．G.：The Application of Statistical Concepts to the Wind Loading of Structure，Proc．Of Inst．Of Inst．Of Civil Engineers，London Vol．19，1961.

18) Daverport，A．G.：Buffeting of a Suspension Bridge by Storm Winds，Journal of Structural Division，ASCE，Vol．88，No.3，pp.233-268，1962.

19) Daverport，A．G.：Note on the distribution of the largeast value of random function with application to gust loading，Proc．of Inst．Civil Engineers，London Vol．28，pp.187-196，1964.

20) Daverport，A．G.：Gust Loading Factors，Journal of Structural Division，ASCE，Vol．93，No.3，pp.11-24，1967.

21) Castanheta，M.：Dynamic Behaviour of Overhead Power Lines Subject to the Action of Wind，CIGRE Report 22-08，Paris，France，1971.

22) 山岸啓利，前川一夫，松本竹二，渡部洋八郎：UHV送電用鉄塔の動的耐風性に関する一考察（風洞実験による動的空力特性調査），風工学シンポジウム論文集 Vol．7，pp.155-162，1982.

23) 山岸啓利，前川一夫，山下正弘，高橋勝明：UHV送電用鉄塔の動的耐風性に関する一考察（その2. 応答解析），風工学シンポジウム論文集，Vol. 7，pp.311-318，1982.

24) 小坪清真，高西照彦，鳥野清，園田敏夫：超高送電鉄塔の動的試験とその耐震性に関する検討，土木学会論文集，第333号，pp.59-69，1983.

25) 小坪清真，高西照彦，井嶋克志，園田敏夫：送電線のばね定数の振動数特性，土木学会論文集，第344号，1984.

26) 小坪清真，高西照彦，井嶋克志，鳥野清：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，1984.

27) 小坪清真，高西照彦，井嶋克志，鳥野清：鉄塔－送電線系の地震応答解析法，土木学会論文集，第368号，1986.

28) 小園茂平，前田潤滋，牧野稔：多スパン鉄塔-送電線連成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集，第 353 号，pp.48-61，1985.

29) 小園茂平，前田潤滋，牧野稔：多スパン鉄塔-送電線連成系の動的応答特性に関する検討-特に低周波数域における面内挙動，日本建築学会構造系論文集，第 386 号， 1988.

30) 藤本盛久，大熊武司，丸川比佐夫，山岸啓利，玉松健一郎，安井八紀，百村幸男：送電用鉄塔の時系列応答解析（その 1．解析方法ならびに固有値解析），日本風工学誌，第 41 号，pp.69-70，1989.

31) 藤本盛久，大熊武司，丸川比佐夫，山岸啓利，廣木光雄，安井八紀，百村幸男：送電用鉄塔の時系列応答解析（その 2．鉄塔に風力が作用する場合と架渉線単体の解析），日本風工学会誌，第 41 号，pp.71-72，1989.

32) 藤本盛久，大熊武司，丸川比佐夫，山岸啓利，佐藤亘宏，安井八紀，百村幸男：送電用鉄塔の時系列応答解析（その 3．鉄塔・架渉線連成系の解析），日本風工学会誌，第 41 号， pp.73-74，1989.

33) 大熊武司，丸川比佐夫，百村幸男，安井八紀，佐藤亘宏：鉄塔-架渉線連成系の風応答に関する研究，風工学シンポジウム論文集 Vol. 11，pp.347-352，1990.

34) 安井八紀，丸川比佐夫，大熊武司：送電用鉄塔の風応答解析，日本風工学会誌，第 76 号，pp.3-14，1998.

35) 岡田創，大熊武司，本郷榮次郎，丸川比佐夫，岡村俊良：送電用鉄塔の風応答に関する研究 その 2 電線張力間の相関の検討，日本建築学会大会学術講演梗概集(中国)，pp.237-238，1999.

36) 鈴木慎一，池谷義人，佐野清志，泉義弘：送電用鉄塔に加わる架渉線の張力変動と部材応力の動的挙動に関する考察，風工学シンポジウム論文集 Vol. 15，pp.569-574，1998.

37) 鈴木慎一，池谷義人：現地観測結果により作用荷重を与えた送電用鉄塔単独モデルの動的挙動に関する研究，日本建築学会大会学術講演梗概集（中国），pp.235-236，1999.

38) 石田伸幸，森本康幸，鶴則生，本田誠，岡延夫，前田潤滋：静的風荷重における送電線不平均張力の基本特性に関する研究　その1　不平均張力測定実験-，日本建築学会大会学術講演梗概集（関東），pp.221-222，2001.

39) 本田誠，森本康幸，鶴則生，石田伸幸，岡延夫，前田潤滋：静的風荷重における送電線不平均張力の基本特性に関する研究　その 2　混合法による不平均張力解析-，日本建築学会大会学術講演梗概集（関東），pp.223-224，2001.

40) 首藤康之，前田潤滋，劉暢達：支持点高低差を有する送電用鉄塔に作用する電線不平均張力に関する考察，九州大学大学院人間環境学研究院紀要，第 20 号，pp.33-40，2011.

第２章 鉄塔-電線連成系の応答性状に及ぼす吹上風の影響 －鉄塔頂部変位の挙動－

章目次

2.1 序

2.2 計算手順

2.3 鉄塔-電線連成系モデルの概要

2.4 連成系の固有振動特性

2.5 風荷重の概要

2.4.1 変動風速場の生成方法

2.4.2 吹上風の設定

2.4.3 風荷重の作用点と作用方向

2.6 時刻歴応答解析

2.6.1 計算手順

2.6.2 鉄塔頂部の応答変位

2.6.3 鉄塔頂部の応答加速度

2.6.4 懸垂碍子と腕金部の接合部に対する電線接合部の相対変位の特徴

2.7 むすび

第 **2** 章の参考文献

2.1 序

送電用鉄塔には，電線，碍子など，剛性特性が大きく異なる構成要素が付設する．鉄塔が負担する風荷重は，鉄塔自身への風圧荷重と送電線に作用する風圧荷重に分けられる．懸垂型と耐張型の二つのタイプの支持碍子によってその特性は異なるが，送電線は風荷重の変動に対する影響を強く受け，容易に大変形する．送電線連成系に風圧荷重が作用すると，風速分布や鉄塔両側の径間長差などによって，耐張鉄塔には両径間の送電線張力の差，すなわち不平均張力荷重(図 2.1 に示す)が発生する．一方，懸垂鉄塔には両側径間の張力差はほとんど発生しないが，懸垂碍子と電力線の接合部は風速増加とともに大きく変位し，鉄塔腕金部材に接近して短絡事故を誘発する場合がある [1)].

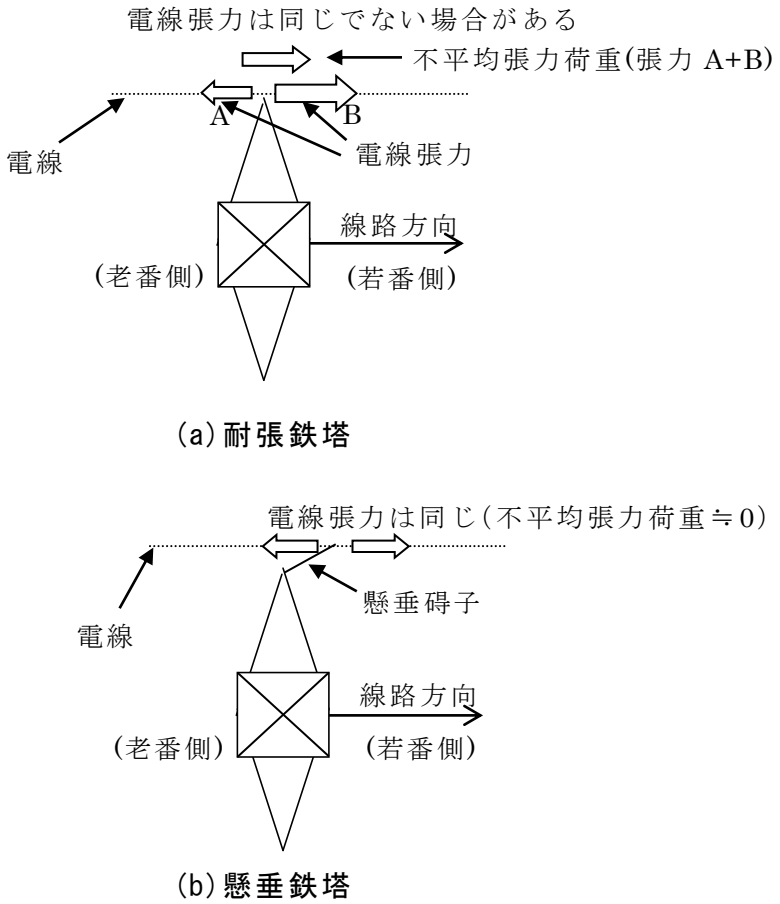


図 2.1 不平均張力荷重の定義

強風時における送電鉄塔と送電線及び送電線連成系の風応答や空力減衰等について検証したこれまでの報告 [2)-10)]あるいは設計指針 [11)]の多くは，風は水平面に平行に吹く，すなわち吹き上げ角ゼロの仮定に基づいている．送電線が傾斜地や尾根などの地形上に建設される場合,風は水平面に対して吹き上げ角を持つため，吹上風は送電線に対し上向きにも作用する風荷重を形成し，送電線の変形に伴う碍子との接合部の変位性状や鉄塔と電線の連成系そのものの動特性に影響を及ぼすと考えられる．

本章では,懸垂鉄塔および耐張鉄塔で支持された送電線連成系の吹上風に対する動的応答に着目して，0º～30º までの吹上角を持つ吹上風が鉄塔頂部変位や電線張力及び電線接合部の相対変位に与える影響を検討する．

2.2 計算手順

検討の前提となる鉄塔-送電線連成系の強風応答解析手順を概説する．鉄塔-送電線連成系の運動方程式の定式化を以下の手順で行った．鉄塔-送電線連成系は立体トラス構造の鉄塔部とケーブル構造の送電線部で構成され,これらの連成系の定式化にはいくつかの方法が考えられるが，本研究では，連成系全体を集中質量モデルに集約し,鉄塔部および送電線部の剛性マトリックスを単位荷重法で構成する方法を採用した．次に，強風に対する応答計算法として，多自由度系運動方程式の時刻歴応答計算法を使用し，応答変位の諸量を統計的に集計した．送電線連成系の吹上風に対する応答特性に検証するために,鉄塔―電線連成系の解析モデルを作成した．

電線は幾何学的非線形性が強いため，図 2.2 の計算フローチャートで示したように，自重と平均風速による静的荷重に対する強風時における静的釣合状態を，幾何的非線形問題として計算する．

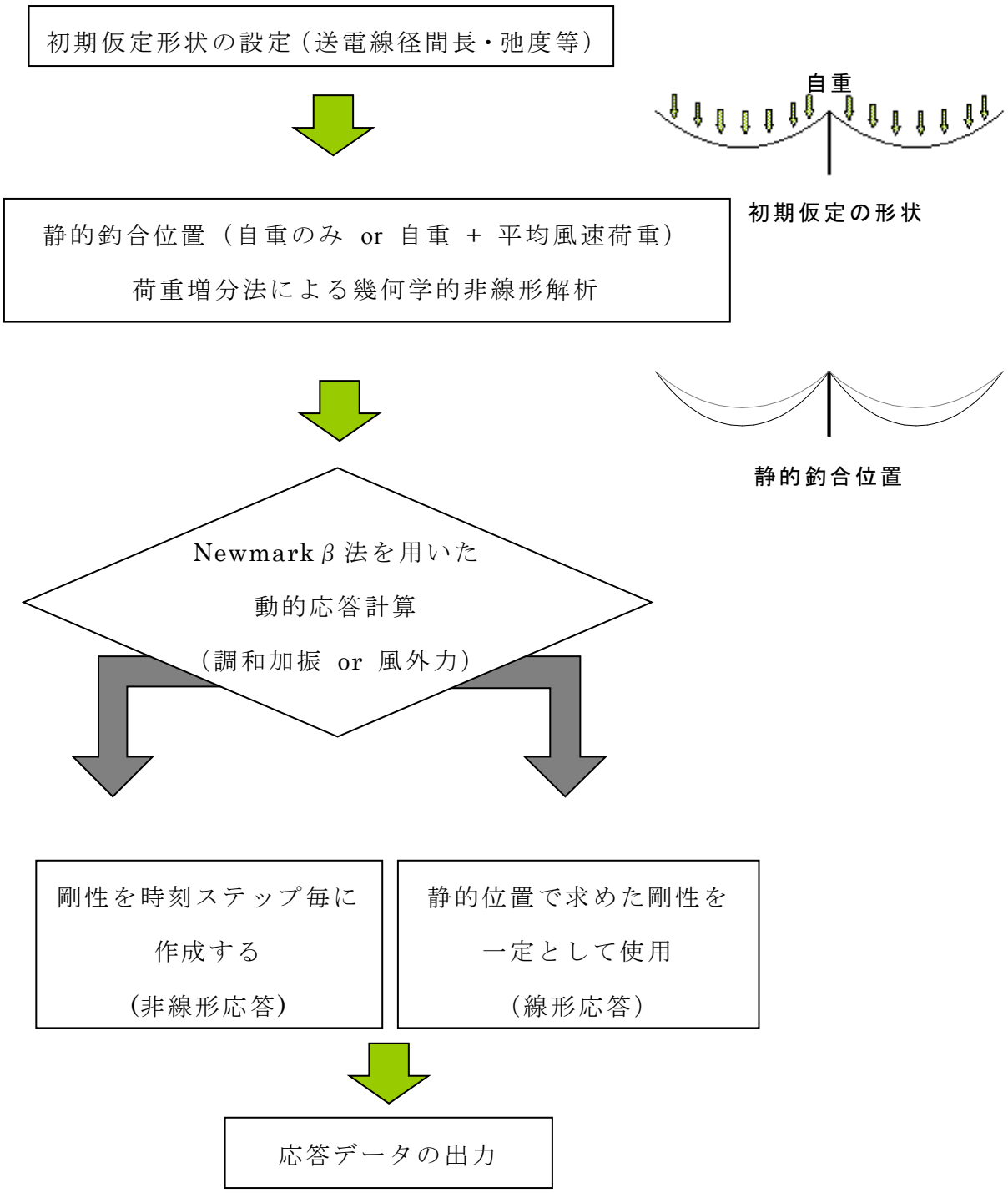


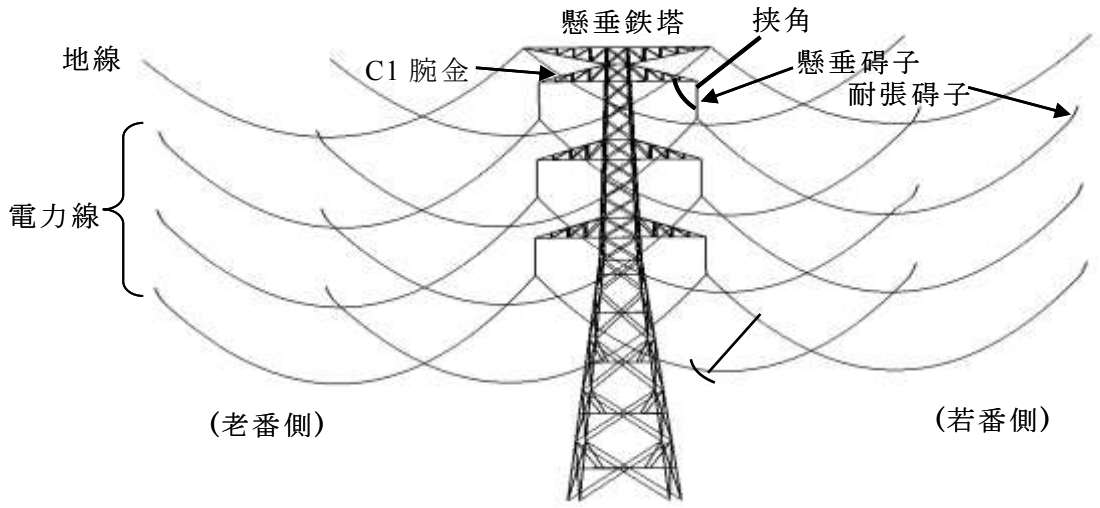
図 2.2：強風応答解析手法のフローチャート

2.3 鉄塔-電線連成系モデルの概要

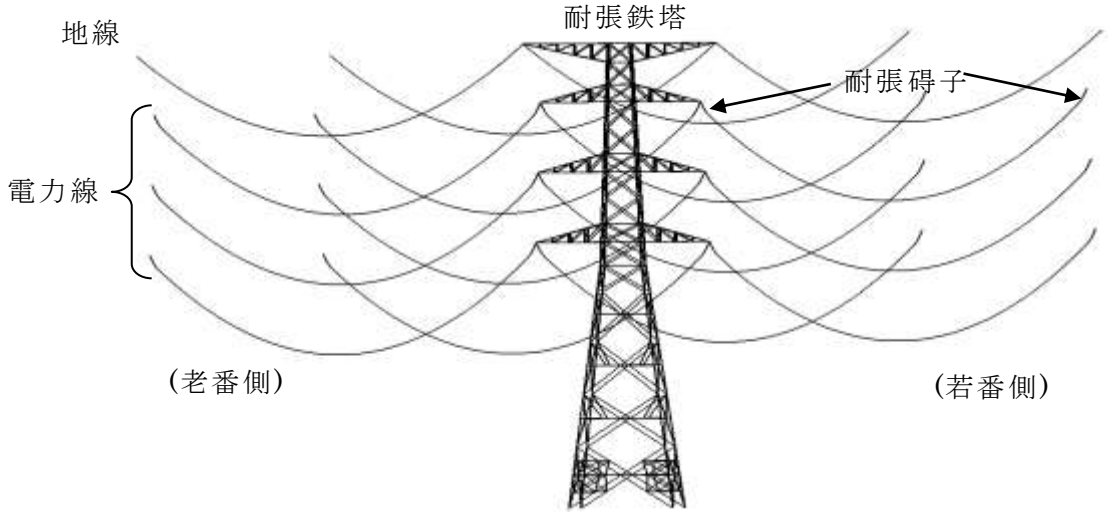
検討する鉄塔-電線連成系モデルを図 2.3 に示すように，1 基 2 径間の鉄塔-電線連成系モデルとし，鉄塔部を懸垂型鉄塔(電圧 500kV，塔高 80.6m)または耐張型鉄塔(電圧 500kV，塔高 80m)とした２つの連成系モデルを用意した．ただし，特に吹き上げ角の影響に着目するものとして，両径間のスパンをともに 400m とし，両側の送電線の水平角度と高低差はないものとした．電線部モデルの両端部は耐張鉄塔に接続しているとしてピン支持とした．鉄塔部を梁要素フレームで，また電力線と地線および碍子をリンク要素でモデル化した．また，固有値解析による固有振動数の収束状況を確認して，地線を 40 分割，懸垂碍子と耐張碍子を 4 分割，懸垂鉄塔モデルの電力線を 34 分割，耐張鉄塔モデルの電力線を 30 分割している．送電線の各諸元を表 2.1 に示す．

表 2.1 送電線の諸元

	ヤング係数 [N/m^2]	断面積 [m^2]	質量密度 [kg/m^3]	風力係数	外径 [m]	長さ [m]	弛度 [m]	張力 [N]
地線	1.09×10^{11}	2.48×10^{-4}	5004	1.05	0.021		14.6	1.7×10^{4}
電力線(4導体)	0.71×10^{11}	3.48×10^{-3}	3101	0.95	0.153		18.2	1.1×10^{4}
懸垂碍子	2.1×10^{11}	0.01	15094	1.4	0.54	6.625		
耐張碍子	2.1×10^{11}	0.01	34283	1.4	0.92	9.13		



(a) 懸垂型鉄塔モデル



(b) 耐張型鉄塔モデル

図 2.3 解析モデル

2.4 連成系の固有振動特性

図 2.1 の連成系モデルと鉄塔単独モデルの鉄塔部曲げ 1 次モードの固有周波数を表 2.2 に示す．ただし，連成系の場合は平均風力を考慮せず送電線自重に対する静的釣り合い位置での値を示している．表 2.2 の固有周波数に対応する連成系の振動モードを図 2.4~図 2.7 に示す．

鉄塔部が曲げ 1 次モードを示す連成系振動モードは複数個存在するが，表 2.2 ではそれらの振動モードのうち,以下の基準で選定した振動モードの固有周波数を示している．まず，固有周波数が鉄塔単独モデルの曲げ 1 次モードの固有周波数に近い複数の振動モードに着目し,選定した振動モードの固有周波数と同じ周波数の調和外力を同じ外力振幅で鉄塔頂部の線路方向または線路直角方向に作用させて時刻歴応答解析を行い,定常状態における鉄塔頂部の変位振幅が最も大きいモードを鉄塔卓越曲げ 1 次モードとした．表 2.2 より，連成系モデルの線路直角方向の固有周波数は鉄塔単独モデルとほぼ同じであるが,線路方向は連成系モデルの方が固有周波数が大きくなることが分かる．

表 2.2 鉄塔卓越曲げ 1 次モードの固有周波数(Hz)

振動方向		懸垂型鉄塔	耐張型鉄塔
線路直角方向	連成系モデル	0.96	1.08
	鉄塔単独モデル	0.95	1.02
線路方向	連成系モデル	1.14	1.60
	鉄塔単独モデル	0.96	1.03

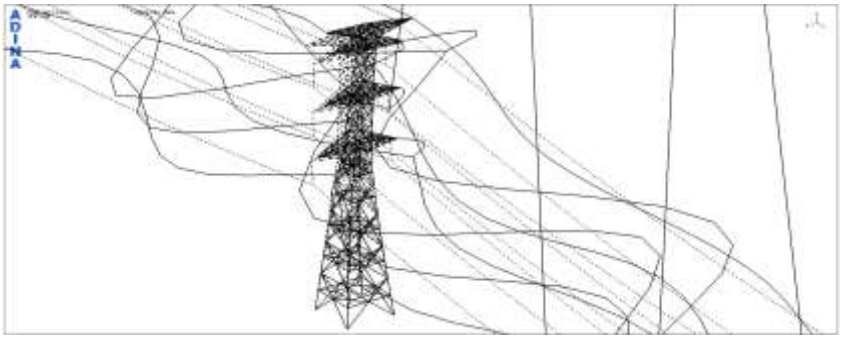


図 2.4 線路直角方向鉄塔卓越１次モード
（連成系モデル－懸垂型鉄塔）

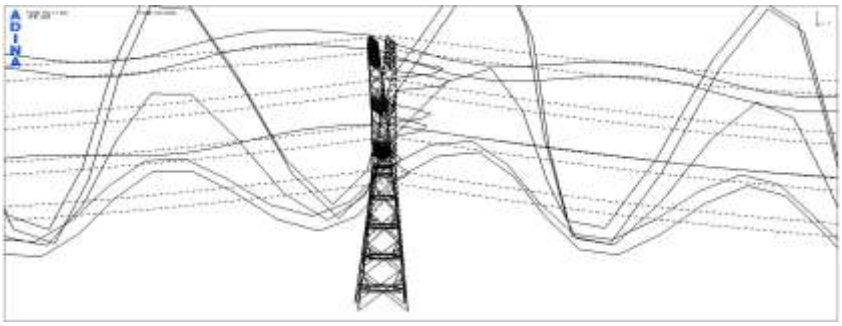


図 2.5 線路方向鉄塔卓越１次モード
（連成系モデル－懸垂型鉄塔）

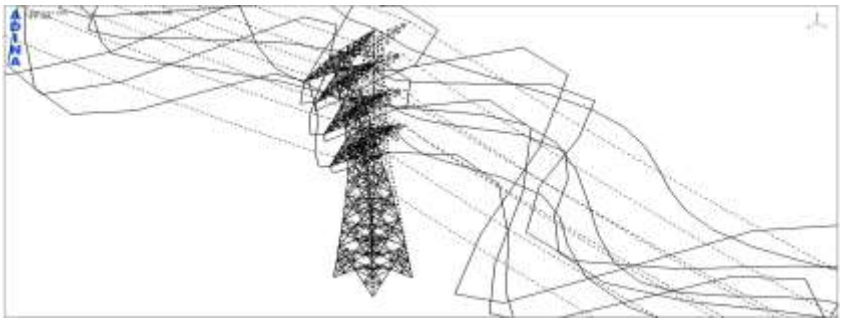


図 2.6 線路直角方向鉄塔卓越１次モード
（連成系モデル－耐張型鉄塔）

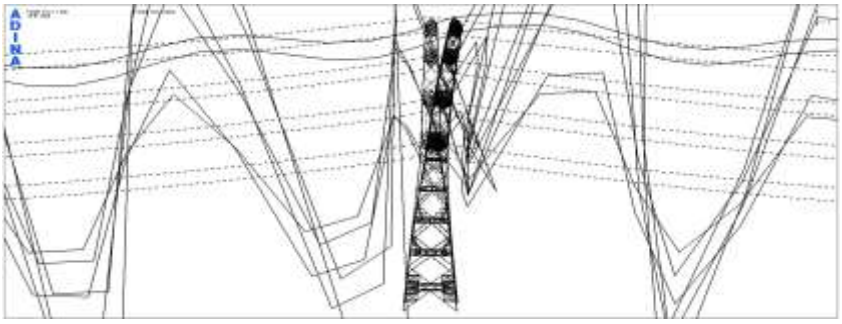


図 2.7 線路方向鉄塔卓越１次モード
（連成系モデル－耐張型鉄塔）

2.5 風荷重の概要

2.5.1 変動風速場の生成方法

本節では，変動風速の自己相関と相互相関関数をカルマン型[付録Ⅰ]とした．多次元自己回帰法によって変動風速を生成し[付録Ⅱ]，それに平均風速を加算して，連成系に作用する風速場の時刻歴波形を作成した．高度 10m における水平方向の平均風速を 40m/s とし，平均風速の鉛直分布べき指数と風速変動の乱れの強さおよび乱れのスケールを建築物荷重指針・同解説(2004)[12)]に基づいて地表面粗度区分Ⅱに準じた．また，図 2.8 と図 2.9 に，連成系モデルの応答計算に使用した鉄塔頂部での水平方向風速の時刻歴波形例を示す．

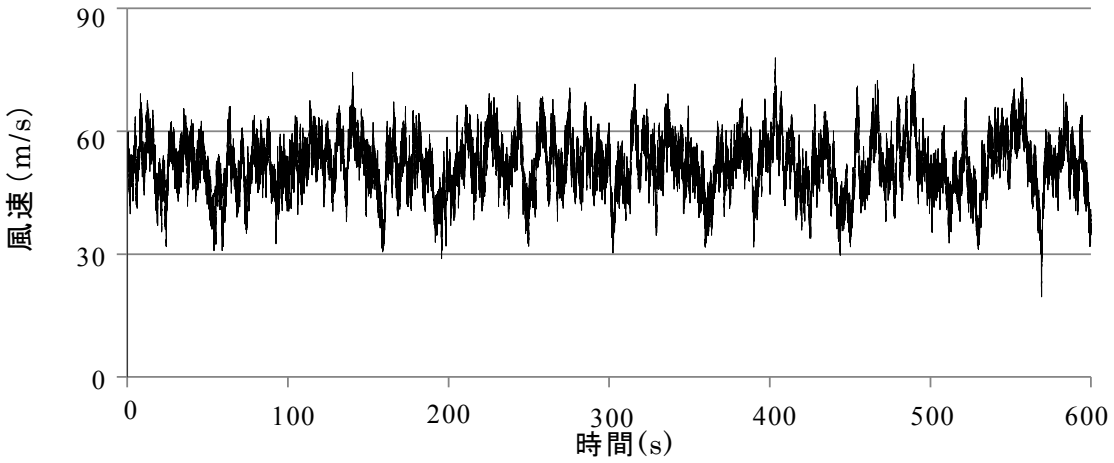


図 2.8 鉄塔頂部水平方向風速の時刻歴波形例（懸垂型）

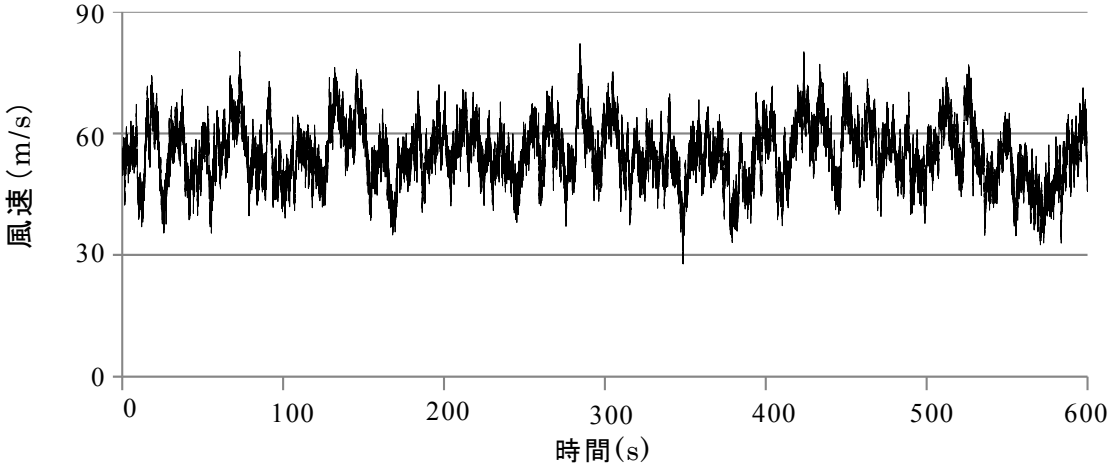


図 2.9 鉄塔頂部水平方向風速の時刻歴波形例（耐張型）

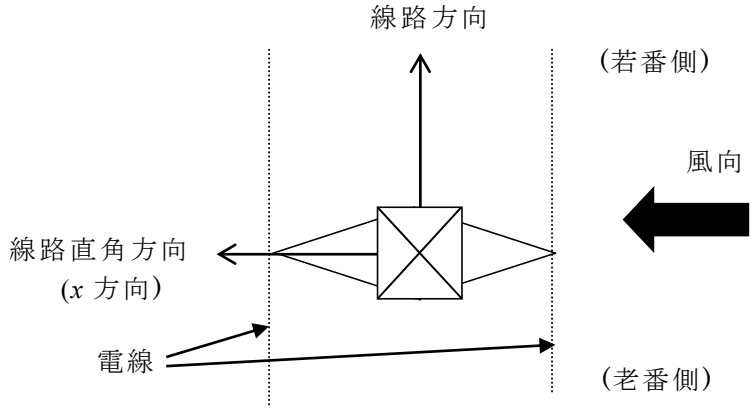
2.5.2 吹上風の設定

吹上風の設定には,水平風速を一定とする方法と風速ベクトルの絶対値を一定とする考え方があるが，現行の設計風速が水平風を定めている点を考慮して，以下では，図 2.10(a)(b)に示すとおり，水平方向の平均風速 Ux に対して，吹上風 Uz を式(2.1)で定め，各吹上角での鉛直方向の風荷重を付加することで風荷重を設定した．風向は線路直角方向とした．

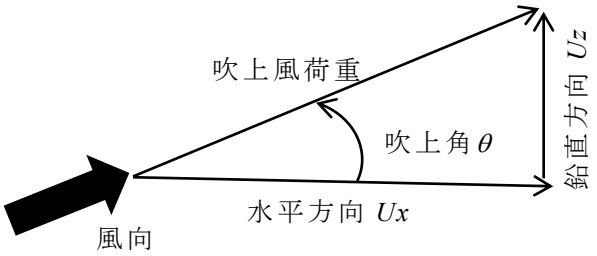
$$U_z = U_x \cdot \tan\theta \tag{2.1}$$

2.5.3 風荷重の作用点と作用方向

鉄塔部では,各パネルの主柱材の隅点と腹材の交点および腕金先端部に水平方向の風荷重のみを作用させた．また，送電線部では，電線の各分割点に水平成分と鉛直方向成分より成る吹上風荷重を作用させた．



(a) 水平風向角



(b) 吹上角の定義

図 2.10 水平風向角と吹上角の定義

2.6 時刻歴応答解析

2.6.1 計算手順

時刻歴強風応答計算[付録Ⅲ]は Newmarkβ法(β=1/4)により行い，時間刻み 0.01 秒とした．構造減衰は剛性比例型として，鉄塔部の減衰定数は，鉄塔単独モデルの線路直角方向曲げ 1 次モード（懸垂型では 0.95Hz，耐張型では 1.02Hz）に対して 1%を，また送電線部の減衰定数は，電力線と碍子で構成されるモデルの面外方向 1 次モード（懸垂型は 0.18Hz，耐張型は 0.19Hz）に対して 0.4%とし，さらに作用風速に対応する空力減衰を付加して，2.5 節で生成した風速場から算定される風荷重を作用させた．なお，以下の検討では応答値の評価時間を 600 秒とした．

2.6.2 両側径間に同じ吹上風を与えた場合の鉄塔頂部の応答変位

各吹上角に対する鉄塔頂部の線路直角方向および線路方向変位の最大値と標準偏差を図 2.11~図 2.14 に示す．ただし，懸垂型鉄塔の線路方向変位の平均値はほぼ 0 であったため，図 2.11 には平均値を載せていない．図 2.11 と図 2.12 の吹上角 0°の場合に着目すると，線路直角方向では懸垂型鉄塔の方が耐張型鉄塔に比べて平均変位がわずかに大きく，逆に標準偏差では耐張型の方がわずかに大きい．耐張型鉄塔の平均変位がわずかに小さいのは，設計上の静的強度を上げて連鎖倒壊時の引き留めの役割を持たせているためであるが，一方で電線振動が伝わりやすい耐張碍子の影響で標準偏差が大きくなると考えられる．

線路方向で，懸垂型鉄塔の平均変位はほぼ 0 で変動も小さいが(図 2.13)，耐張型鉄塔では平均変位は 0 ではなく，最大値が 0.82m(図 2.14)と大きいのは，送電線張力が直接鉄塔部に伝わる耐張型鉄塔では，送電線部の軸力変動によって鉄塔部が線路方向の付加荷重を受けるためである．

吹上角の増加に対する変位挙動に着目すると，懸垂型および耐張型どちらにおいても，鉄塔頂部線路直角方向変位の平均値，最大値及び標準偏差は，吹上角の増加に対してほとんど変化しないことが分かる．これは，今回の検討ではすべて

の吹上角において水平方向の風速を一定（高度 10m で平均風速 40m/s）に設定しているため,鉄塔部に作用する水平方向の風力が吹上角によって変化しないためである．また，鉄塔頂部線路方向でも同様に吹上角の増加に対して変位の最大値および標準偏差はほとんど変化しない．これは，今回の吹上風の設定条件には，両側径間で同じ吹上角を設定しているため,両側の電線張力差は吹上角によっての変化は小さいためである．

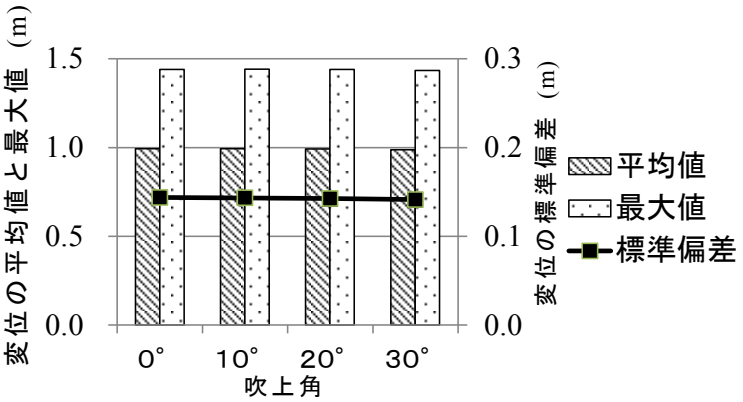


図 2.11 鉄塔頂部線路直角方向変位（懸垂型）

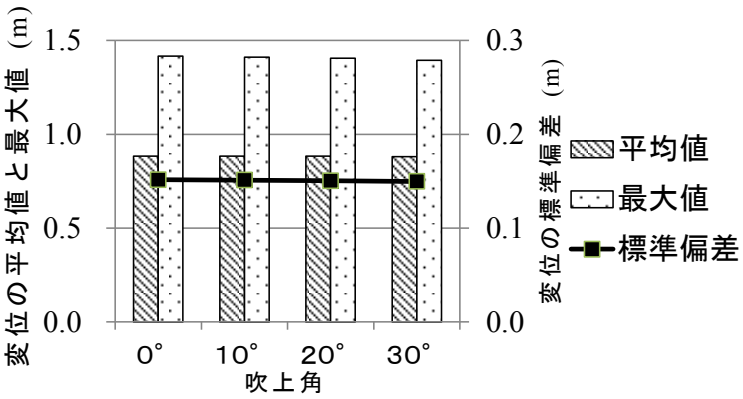


図 2.12 鉄塔頂部線路直角方向変位（耐張型）

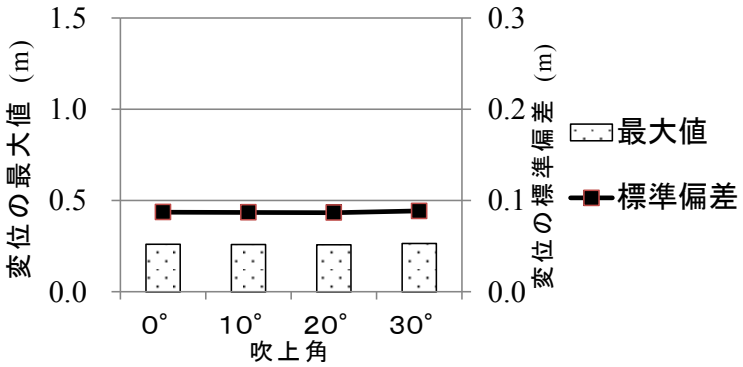


図 2.13 鉄塔頂部線路方向変位(懸垂型)

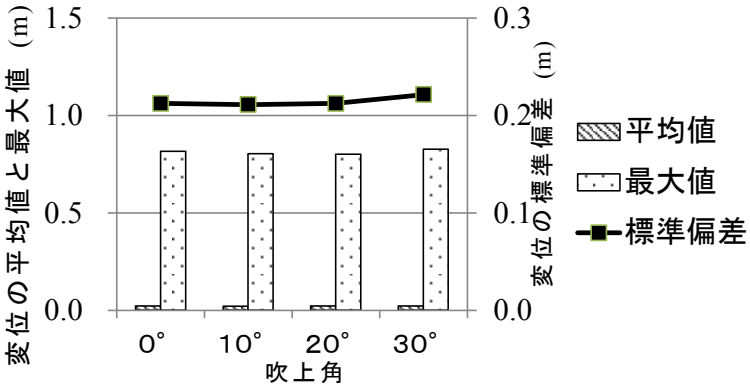


図 2.14 鉄塔頂部線路方向変位（耐張型）

2.6.3 鉄塔頂部の応答加速度

各吹上角に対する鉄塔頂部の線路直角方向および線路方向加速度の最大値と標準偏差を図 2.15~図 2.18 に示す.

線路直角方向の加速度は線路方向に比べて大きい.線路直角方向の標準偏差では，送電線支持方式による差はほとんど見られないが，線路方向では，耐張型鉄塔の方が最大値と標準偏差ともに懸垂型鉄塔より大きい． これは，懸垂型鉄塔より耐張型鉄塔の方が送電線振動が鉄塔に伝わりやすいことに起因する.

また，線路直角方向の加速度の最大値と標準偏差(図 2.15~2.16)は吹上角の増加に伴い減少し,特に懸垂型鉄塔の線路直角方向加速度の減少が極めて大きいことが分かる(図 2.16). 一方，線路方向では，吹上角が大きい場合，加速度の最大値と標準偏差が吹上角の増大に対してほとんど変化しないことが分かる.

各吹上角に対する鉄塔頂部の線路直角方向および線路方向加速度のパワースペクトルを図 2.19~図 2.22 に示す. いずれのパワースペクトルにおいても，送電線部の振動に起因する 0.4~0.6Hz の周波数成分と鉄塔部の曲げ 1 次モードに対応する 1~2Hz の周波数成分が卓越していることがわかる. 特に，耐張型鉄塔の線路直角方向における送電線部の周波数成分のパワーが極めて大きい.

また，鉄塔頂部加速度のパワースペクトル図からも，送電線部の振動に起因する 0.4~0.6Hz の周波数成分のピーク値が吹上角の増大に伴い減少することが分かる. 鉄塔頂部加速度の結果(図 2.15~2.18)と加速度パワースペクトルの結果を合わせって考察する結果，電線の振動が鉄塔頂部加速度に強く影響があり，吹上角の増大に伴い電線の線路直角方向の変動が減少するため,鉄塔頂部の線路直角方向加速度も減少することが考えられる.

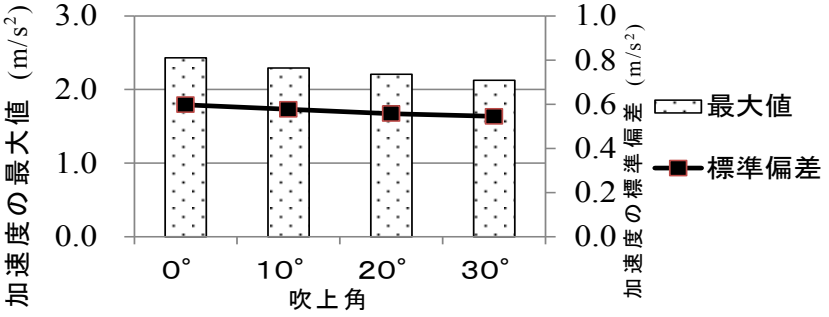


図 2.15 鉄塔頂部線路直角方向加速度（懸垂型）

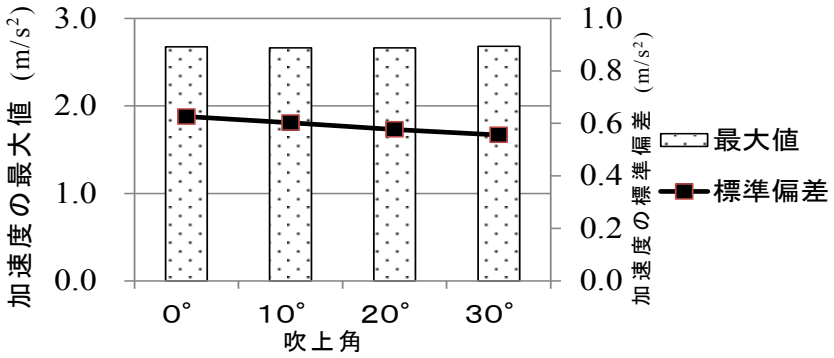


図 2.16 鉄塔頂部線路直角方向加速度（耐張型）

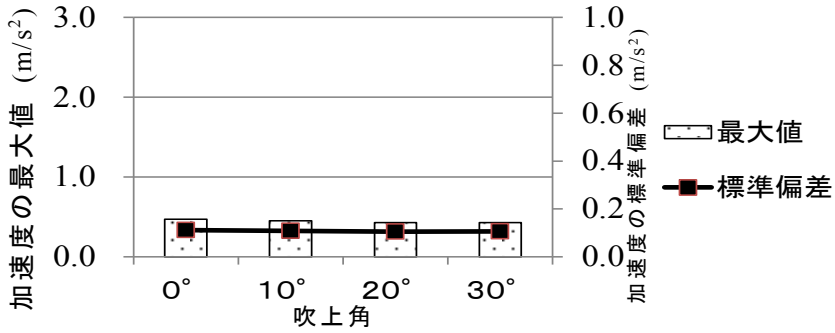


図 2.17 鉄塔頂部線路方向加速度（懸垂型）

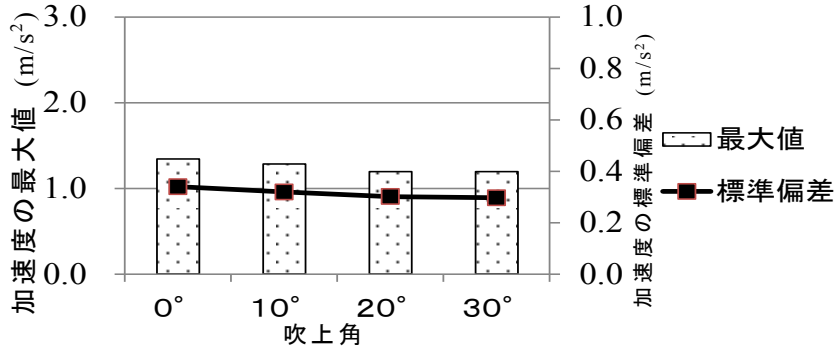


図 2.18 鉄塔頂部線路方向加速度（耐張型）

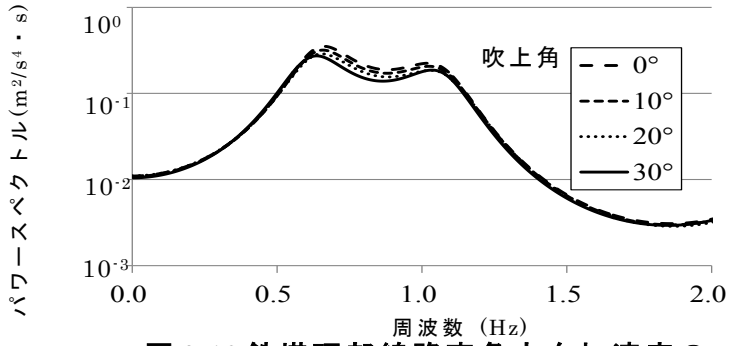


図 2.19 鉄塔頂部線路直角方向加速度のパワースペクトル（懸垂型）

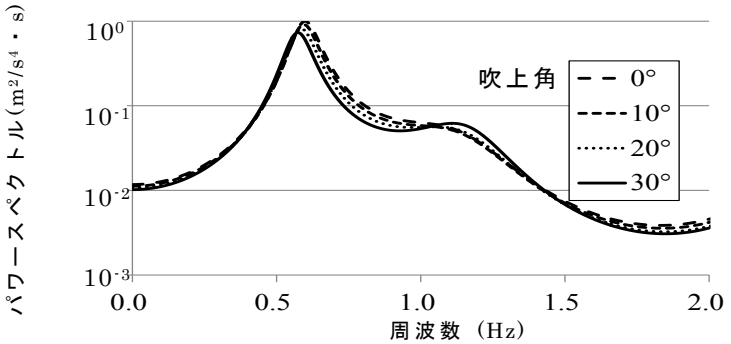


図 2.20 鉄塔頂部線路直角方向加速度のパワースペクトル（耐張型）

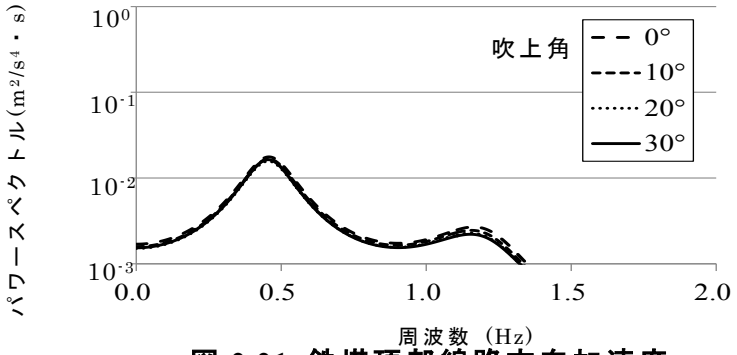


図 2.21 鉄塔頂部線路方向加速度のパワースペクトル（懸垂型）

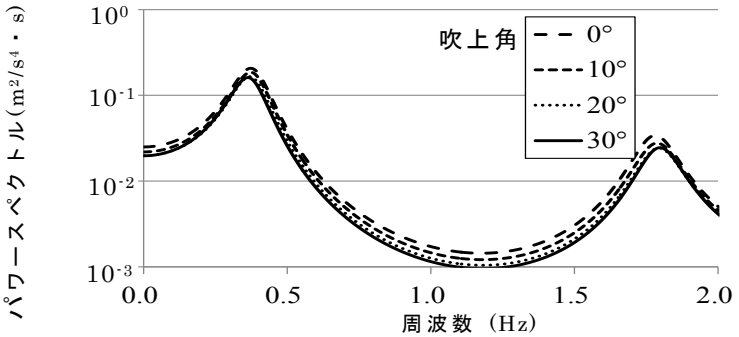


図 2.22 鉄塔頂部線路方向加速度のパワースペクトル（耐張型）

2.6.4 懸垂碍子と腕金部の接合部に対する電線接合部の相対変位の特徴

懸垂型鉄塔モデルでの，吹上角 0°の場合の C1 腕金（図 2.3(a)）と懸垂碍子の接続部に対する電線の接合部の相対変位の平均値,最大値および標準偏差を表 2.3 に示す．風上側と風下側の接合部変位の差はほとんど見られない．平均値と最大値ともに線路直角方向の変位が大きいが,振動振幅に対応する標準偏差は鉛直方向成分が大きい．これは、送電線面の傾きが非常に大きい場合、円弧運動する碍子端部が電線路鉛直方向変位成分の大きさは,電線の腕金部への接近状態を直接示すものである．

	風下側接合部		風上側接合部	
	線路直角方向	鉛直方向	線路直角方向	鉛直方向
平均値	5.67	3.24	5.66	3.22
最大値	5.82	3.48	5.81	3.45
標準偏差	0.18	0.28	0.18	0.27

表 2.3 吹上角 0°の接合部の変位(m)（懸垂型鉄塔）

このような電線接合部の相対変位に及ぼす吹き上げ角の影響を以下のように整理した．ただし吹上角 0°の時の電線接合部の相対変位を基準にして，各吹上角での相対変位の比で検討した．

相対変位の平均値，最大値および標準偏差の比を図 2.23~図 2.26 に示す．いずれの方向の変位においても，吹上角の増加に伴い，平均値と最大値および標準偏差が増大し，特に鉛直方向変位の変化が顕著であることが分かる．これは，吹上角の増加に伴う鉛直方向の風力の増大が，図 2.27 に示すように電力線の平均張力の減少による電力線の剛性低下をもたらすからである．このことは図 2.28 に示す電力線端部の張力のパワースペクトルにおいて,吹上角の増大がピーク周波数の低下，すなわち電力線の剛性の低下(周波数と剛性は比例関係にあるため)を起こしていることからも確認できる．

吹上角の増加に伴う，腕金主材と懸垂碍子連との「挟角」(図 2.3a)の平均値と最小値に着目したのが図 2.29 と図 2.30 である．挟角の平均値と最小値が減少，すなわち腕金底部水平材により近づいていることが分かる．

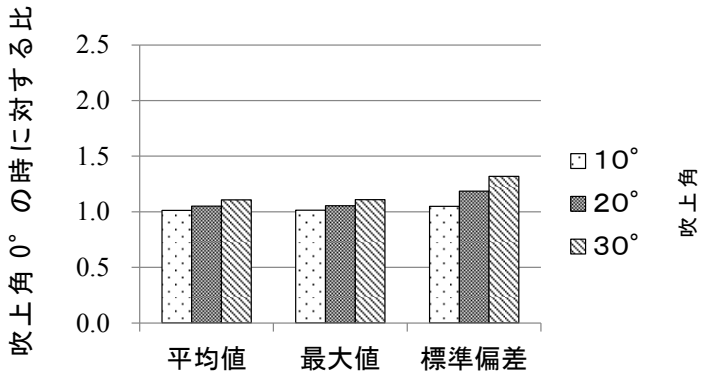


図 2.23 風下側の接合部の線路直角方向変位

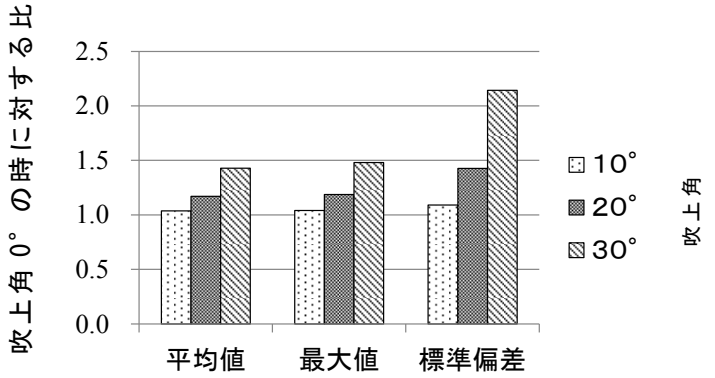


図 2.24 風下側の接合部の鉛直方向変位

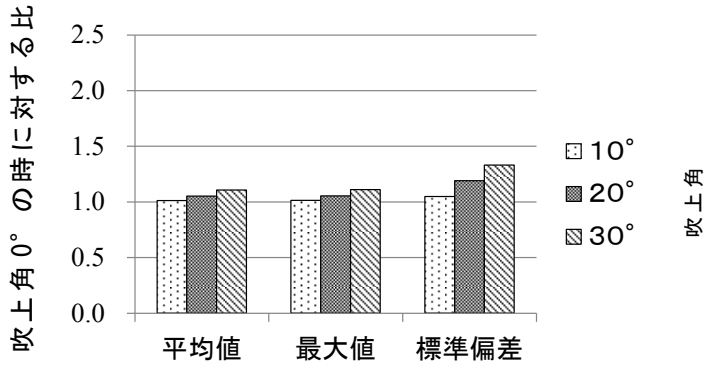


図 2.25 風上側の接合部の線路直角方向

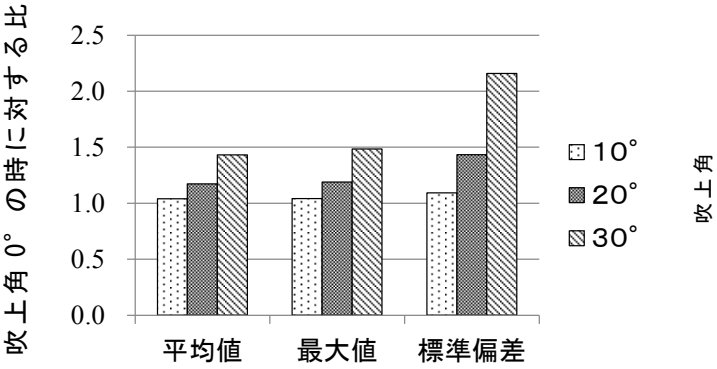


図 2.26 風上側の接合部の鉛直方向変位

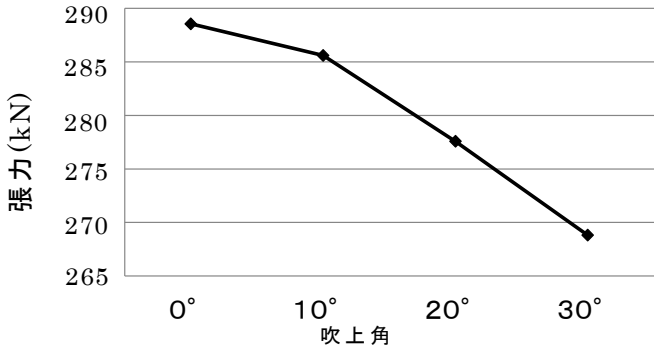


図 2.27 電力線端部の平均張力

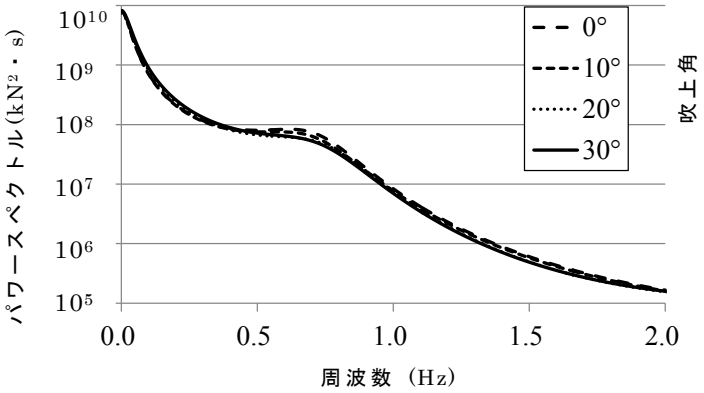


図 2.28 電力線端部の張力パワースペクトル

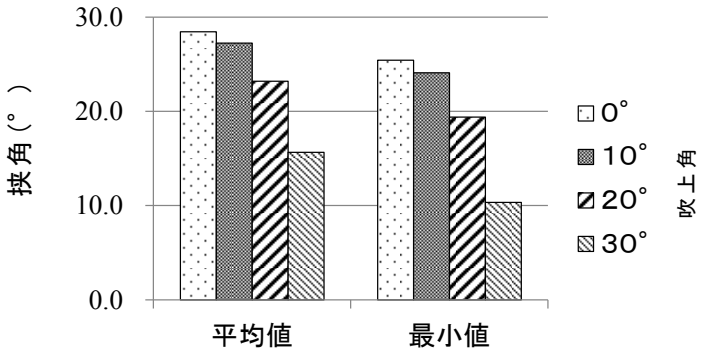


図 2.29 風下側の懸垂碍子連の挟角

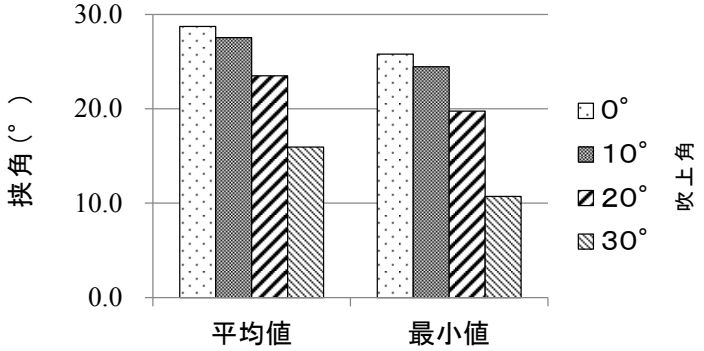


図 2.30 風上側の懸垂碍子連の挟角

2.7 むすび

懸垂鉄塔および耐張鉄塔で支持された送電線連成系の吹上風に対する変形挙動に着目して，両側径間に同じ吹上風を与え，0°～30°までの吹上角を持つ吹上風が電線張力と碍子の接合部変位に与える影響を検討した結果,以下の所見が得られた.

(1) 懸垂型および耐張型どちらにおいても，鉄塔頂部線路直角方向変位の平均値，最大値及び標準偏差は，吹上角の増加に対してほとんど変化しない．これは，今回の検討ではすべての吹上角において水平方向の風速を一定（高度 10m で平均風速 40m/s）に設定しているため，鉄塔部に作用する水平方向の風力が吹上角によって変化しないためである．また，鉄塔頂部線路方向でも同様に吹上角の増加に対して変位の最大値および標準偏差はほとんど変化しない．これは，今回の吹上風の設定条件には，両側径間で同じ吹上角を設定しているため，両側の電線張力差は吹上角によっての変化は小さいためである.

(2) 鉄塔頂部の線路直角方向の加速度の最大値と標準偏差は吹上角の増加に伴い減少し，特に耐張型鉄塔の線路直角方向加速度の減少が顕著である．一方，線路方向では，吹上角が大きい場合，加速度の最大値と標準偏差が吹上角の増大に対してほとんど変化しない.

(3) 吹上角の増大に伴い，懸垂型および耐張型の電力線端部の張力が減少し，電線部の剛性が低下する.

(4) 線路方向と線路直角方向のどちらの方向においても，吹上角の増加に伴い，懸垂碍子と電力線の接合部変位の平均値と最大値および標準偏差は増大し，特に鉛直方向変位の変化が顕著である． また， 吹上角の増加に対して腕金主材と懸垂碍子連との「挟角」が減少し，碍子が腕金底部部材により接近する.

第 2 章の参考文献

1) Zhang Yufang： The Wind Yaw Flashover Analysis of Chinese 500kv Transmission Line，Power System Technology，29，pp.65-67，2005.

2) 小園茂平，前田潤滋，牧野稔：多スパン鉄塔-送電線連成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集，第 353 号，pp. 48-61，1985 年 7 月.

3) 小園茂平，前田潤滋，牧野稔：多スパン鉄塔-送電線連成系の動的応答特性に関する検討-特に低周波数域における面内挙動，日本建築学会構造系論文集，第 386 号，pp. 78-85， 1988 年 4 月.

4) Momomura, Y. , Marukawa， H. , Okamura, T. ， Hongo E. and Ohkuma T. : Full-scale measurements of wind-induced vibration of a transmission line system in a mountainous area. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics， 72， pp. 241-252，1997，11.

5) 石田伸幸，森本康幸，鶴則生，本田誠，岡延夫，前田潤滋：静的風荷重における送電線不平均張力の基本特性に関する研究　その 2　混合法による不平均張力解析，日本建築学会大会学術講演梗概集（関東），pp. 223-224， 2001，7.

6) 本村禎浩，鶴則生，石田伸幸，森本康幸，前田潤滋：送電線不平均張力の変動特性に関する研究,都市･建築学研究　九州大学大学院人間環境学研究院紀要　第 7 号，pp. 55-62，2005，1.

7) 本村禎浩，石田伸幸，海老原修二，荊尾治邦，鶴則生，前田潤滋：強風時における送電線・鉄塔連成系の振動特性について - その(2)，2005 年度大会（近畿）学術講演梗概集，pp. 237-238，2005 年 9 月.

8) 石田伸幸，森智治，藤村真弓，本村禎浩，森本康幸，前田潤滋：強風時における送電線・鉄塔連成系の振動特性について-その(4)，2005 年度大会（近畿）学術講演梗概集，pp. 241-242，2005 年 9 月.

9) Maeda， H.， Ebihara， S.， Fujimura， M. , Maeda, J.， Imamura, Y. and Honda, M. : Vibration Tests of a Transmission Tower Focusing on the Tensile Forces of its Transmission Line Cables，Proceedings of 16th Conference on Electric Power Supply

Industry, pp. 1579-1588, 2006, 11.

10) Takeuchi, M., Maeda, J., Ishida, N. : Aerodynamic Damping Properties of Two Transmission Towers Estimated by Combining Several Identification Methods, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 98, 12, pp. 872-880, 2007, 7.

11) 電気学会：送電用支持物設計標準 JEC-127-1979, 1979.

12) 日本建築学会：建築物荷重指針・同解説(2004), 2004.

第３章 送電線不平均張力荷重に及ぼす吹上風の影響
－径間長差を有する場合－

章目次

3.1 序

3.2 鉄塔-電線連成系モデルの概要

3.2.1 解析モデル概要

3.2.2 送電線の初期設定

3.3 風荷重の概要

3.3.1 平均風速場の設定

3.3.2 吹上風の設定

3.3.3 変動風速場の設定

3.3.4 風荷重の作用点と作用方向

3.3.5 吹上風の分布条件

3.4 静的風荷重に対する検証

3.4.1 各風速での送電線老番側中央点の角度変化

3.4.2 吹上角 0° の場合の不平均張力

3.4.3 設定風速に対する吹上角ごとの不平均張力

3.4.4 吹上角に対する風速ごとの不平均張力

3.4.5 吹上風の径間分布状況の不平均張力への影響

3.5 風速変動を考慮した風荷重に対する検証

3.5.1 計算手順

3.5.2 不平均張力に及ぼす変動吹上風の影響

3.6 むすび

第 3 章の参考文献

3.1 序

送電線に発生する風圧荷重は不均一な風速分布や鉄塔両側の径間長差などのほかに，吹き上げ風によっても生じることが考えられるが，多くの報告が水平風のみを想定している．2 章では，送電線風圧に及ぼす吹き上げ風に着目し，吹き上げ角 30°までの吹き上げ風が電線張力と碍子の接合部変位に与える影響を検討した．その結果，耐張型および懸垂型鉄塔のいずれに対しても，吹き上げ風が両径間に同じ様に作用する場合には鉄塔頂部変位にそれほど影響しないが，電線張力の減少による電線部剛性の低下を招くために，懸垂碍子と送電線の接合部変位を増大させることがわかった．ただし，これは等径間長の送電線を支持する鉄塔を対象にしている．山間地を走る送電線路ではむしろ両径間長が等しくない場合が多い．

本章では，両径間長が等しくない場合の鉄塔に作用する吹上風に着目し，このような状況下での鉄塔に作用する送電線不平均張力が鉄塔の変形挙動に及ぼす影響を検証する．

3.2 鉄塔-電線連成系モデルの概要

3.2.1 解析モデル概要

解析した鉄塔-電線連成系を図 3.1 に示す．連成系は 3 基 2 径間とし，2 章での連成モデルと異なり，3 基の鉄塔とも塔高 60m の 220kV 耐張鉄塔の規模を想定した．また，送電線の水平角度と高低差はともに無いものとする．風向は，電線風圧力が最大となる,電線直角方向とした.両端の鉄塔と電線とはピン結合とし，中央の鉄塔は，等価剛性を有する柱モデルを構築した．また，電線は本来複数本架線するが，ここでは，特に吹上風の影響を選出しやすいように，送電線を 1 条として，図 3.2 に示す 1 基 2 径間の単純モデルを作成した．耐張鉄塔は懸垂鉄塔に比べて線路方向の剛性が高く，2 径間以上の場合のモデルにしても，中央鉄塔の変位挙動にはほとんど差が見られないことを確認している.径間長は若番側(鉄塔 No.1～鉄塔 No.2 間)を 400m とし,老番側(鉄塔 No.2～鉄塔 No.3 間)を 300m から 600m の範囲で 100m 毎に変化させた．なお，電線はリンク要素によって近似し [1)]，若番側の送電線(400m)を 30 分割として，老番側の径間 300m と 400m の場合の送電線を 30 分割，径間 500m の場合の送電線を 50 分割，径間 600m の場合の送電線を 60 分割した．分割数による計算結果への影響がほとんど表れないことを確認している.

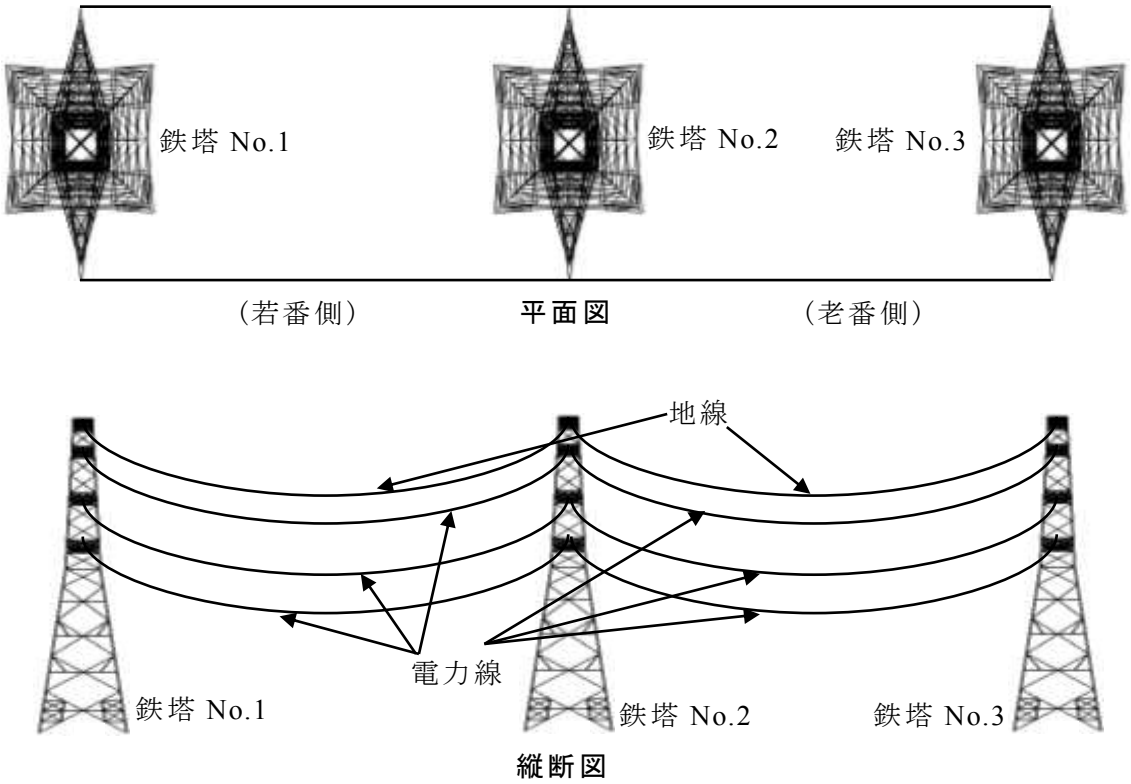


図 3.1　送電線連成系簡略図

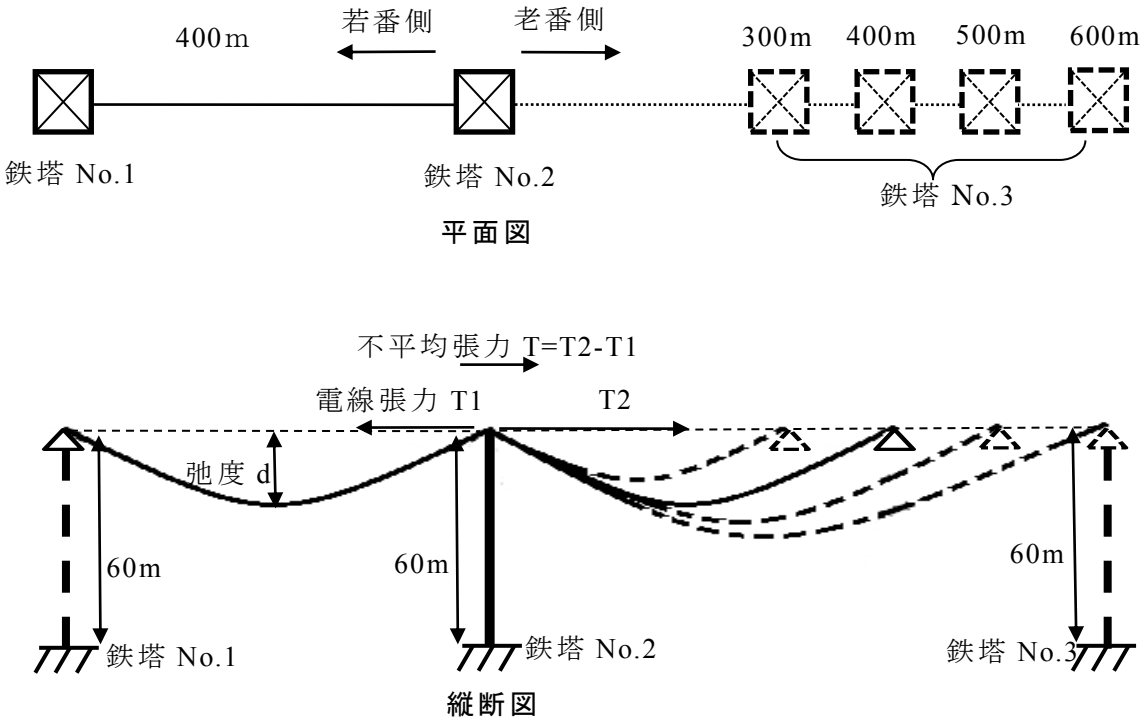


図 3.2　解析モデルの概要

3.2.2 送電線の初期設定

送電線諸元を表 3.1 に示す. 電線は 220kV 送電線に多用されている鋼心アルミより線 410mm^2 とした．送電線のサグ比を表 3.2 に示す．送電鉄塔設計基準に従って，気温 15℃において送電線に風速 40m/s の風荷重が作用した際に，前後径間の水平張力差がゼロになるよう弛度 d を設定した．検討モデルの初期形状は，風速 0m/s の時の形状とするため，径間長が異なった場合，初期条件すなわち風速 0m/s の時に既に電線不平均張力が発生している.

表 3.1　送電線諸元

項目	条件
電力線	鋼心アルミより線410mm^2(ACSR410)
ヤング係数	8.2×10^{10}(N/m^2)
断面積	480.8×10^{-6}(m^2)
単位重量	16.40653(N/m)

表 3.2　弛度とサグ比

径間長(m)	300	400	500	600
弛度d(m)	6.8	12.8	20.5	29.9
サグ比（弛度/径間長）	0.023	0.033	0.040	0.050

表 3.3 に示すように，上述のように設定した解析モデルの初期張力値は，若番側と老番側の初期水平張力が異なり，径間差により約-1,000N～1,200N の不平均張力が発生している．本論では，風速と吹上角の増加に伴う，これら不平均張力の変化を追跡検証する.

表 3.3　初期張力

老番側径間長	No.2支持点水平張力(N)		不平均張力(N) T_2-T_1
	若番側T_1	老番側T_2	
300m	25801	27046	1244
400m	25746	25746	0
500m	25719	25096	-623
600m	25704	24750	-954

3.3 風荷重の概要

3.3.1 平均風速場の設定

日本の現行の送電線路の構造設計は電気設備に関する技術基準およびその解釈[2)]に基づいており，必要に応じて送電用支持物設計標準(JEC127-1979)[3)]及び電力各社の基準によって実施されており，1 章で紹介したように以下の２つの考え方に要約される．

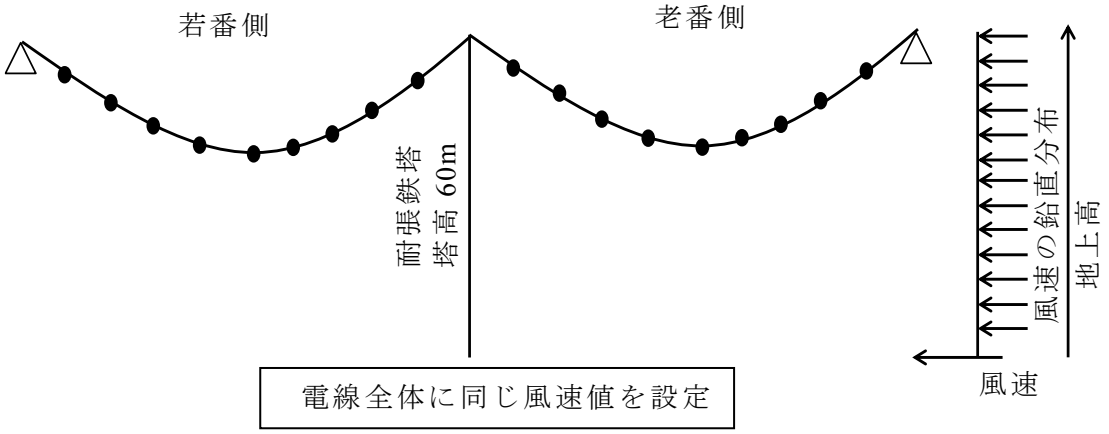
(1)　電気設備に関する技術基準及びその解釈「電技設計」

本基準は日本全国一律に設定した最大想定荷重として，10 分間最大平均風速 40m/s に設定し，送電線全体に一律にその風速により計算された風圧力を与える．

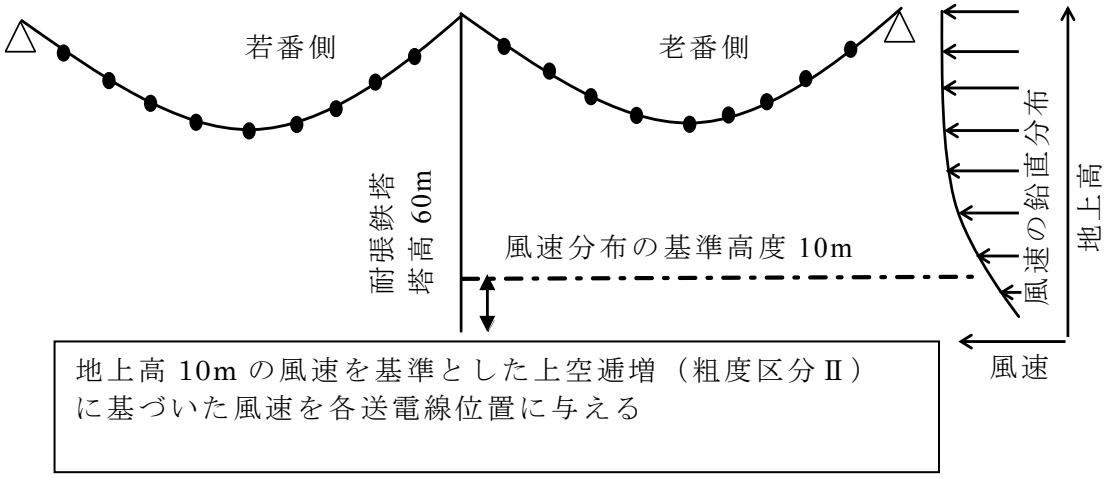
(2)　送電用支持物設計標準(JEC127-1979) 「JEC 設計」

上記(1)が全国一律の風速を定めているのに対し，本標準は確率論的手法を一部導入して地域別に風速を変える．したがって，台風襲来頻度の高い九州では北日本や東日本と比べて設定風速が大きい地域が多い．さらに，風速は基準高度を 10m に設定し，べき指数 1/8 にて上空逓増させ，送電鉄塔毎にその送電線支持点の高さに応じた風速を設定して，この風速で送電線全体に一律の風圧力を作用させる．

上記の風速設定の考え方を参考にして，本論では以下の 2 つの風速設定を用意した．まず，水平風速の高さ方向分布を一様分布として，図 3.3(a)に示すように送電線全体に同じ風圧力を作用させ，風速を 10m/s 毎に 60m/s まで設定する．次いで，図 3.3(b)に示すように風速の上空逓増を考慮するが，上記(2)とは異なり，径間内の送電線のたわみに応じた各節点位置の地上高に応じた風速による風圧力を設定し，一様分布との比較を行う．上空逓増風速分布を定めるために，べき指数を建築物荷重指針・同解説(2004)の地表面粗度区分Ⅱに準じて定め，基準高度 10m における水平方向の平均風速を 60m/s まで 10m/s 毎に設定する．表 3.4 に解析の組み合わせを示す．



(a)一様分布風速の場合（電技設計）



(b)上空逓増分布風速の場合（JEC 設計）

図 3.3　風速の与え方

表 3.4　解析ケース

風速の鉛直分布	径間条件	支持点高低差	水平角度	風速範囲
一様分布	若番側400m 老番側 300m~600m	0m	0°	10m/s~60m/s
上空逓増分布 (高度10mを基準)				

3.3.2 吹上風の設定

吹上風には，第 2 章 2.4.2 節と同様の手順で設定した．

3.3.3 変動風速場の設定

送電線不平均張力に及ぼす風速変動の影響を検討するために，変動風速場を以下のように設定した．水平方向と鉛直方向の風速の乱れの強さの傾斜地での観測例がほとんど見当たらないことから，ここではともに乱れの強さを 0.2 あるいは 0.3 に設定する．水平方向風速の乱れのスケールは建築物荷重指針・同解説 2004[4)]に準じて高度 60m で 110m に設定するが，これまでの市街地での観測例 [5)]を参照して，鉛直方向風速の乱れのスケールを水平方向風速の乱れのスケールの 1/3 に設定した．なお送電線の建設地を地表面粗度区分Ⅱに想定しているが，3.3.1 節に示すように，「電技設計」では風速の鉛直分布を一定としている．

変動風速の時刻歴波形をカルマン型乱流構造の自己相関関数と相互相関関数を直接用いた多次元自己回帰法（文献 4 及び付録Ⅳ参照）で生成した．生成した水平方向と鉛直方向の風速の時刻歴波形のうち鉄塔 No.2 の頂点に作用する波形例(Ux=40m/s，吹上角 30°)を図 3.5 に示す．生成した風速波形を検証するために，鉄塔 No.2 頂点と，そこから水平に 10m 離れた送電線節点及び 200m 離れた送電線中央の節点とのコ・コヒーレンスの例を風速の水平方向成分と鉛直方向成分のそれぞれの組み合わせについて図 3.6 と図 3.7 に示す．同図から，鉄塔 No.2 から 10m の位置で低い周波数域では強い相関を示すが，200m 離れた若番側中央点とのコヒーレンスでは相関がほとんど表れていない．風速変動の地上高 60m での水平方向成分の乱れのスケールを約 110m に，鉛直方向成分（すなわち吹上成分）の乱れのスケールを水平方向の 1/3 に設定としているが，生成波形はそれぞれの乱れのスケールの大きさの違いを水平方向と鉛直方向の 2 点間距離が異なるこれらのコヒーレンスによく反映していることがわかる．

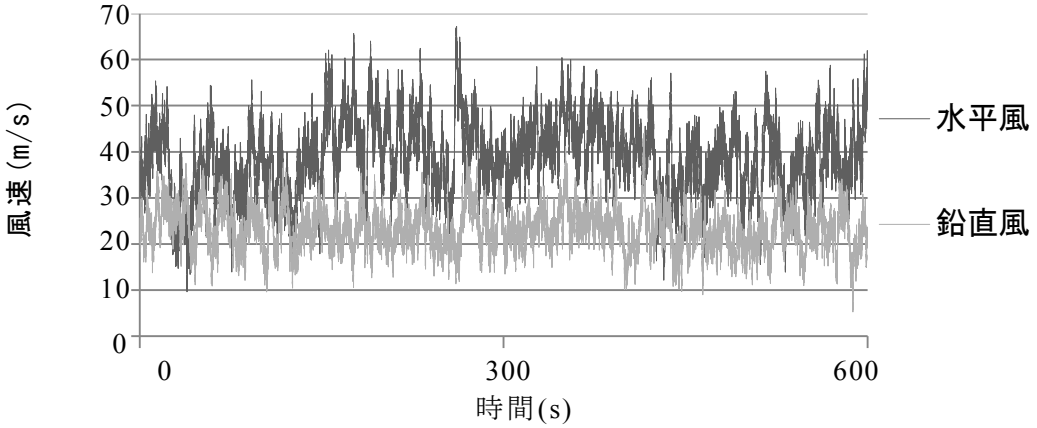


図 3.5　鉄塔頂点の変動風速例

（Ux=40m/s，吹上角 30°）

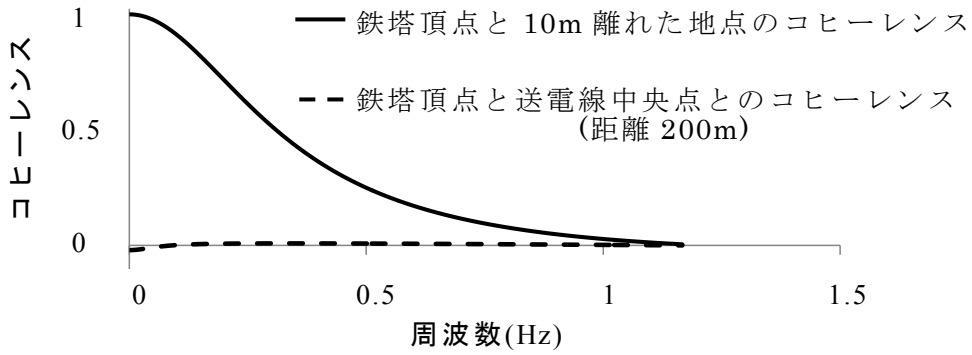


図 3.6　変動風速水平方向成分のコ・コヒーレンス

乱れの強さ：0.2

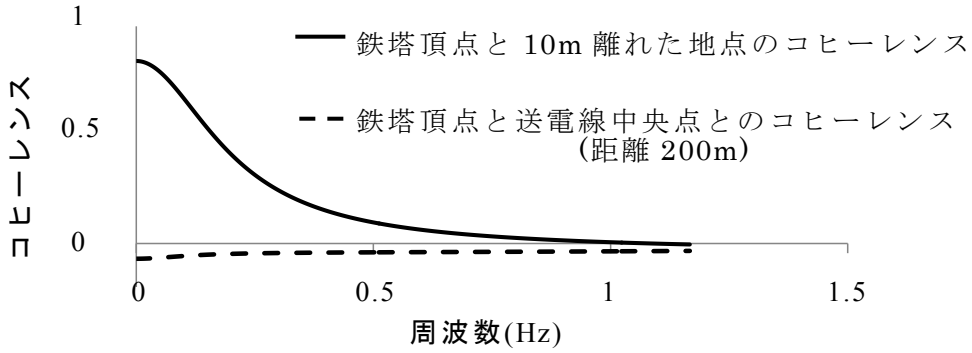


図 3.7　変動風速鉛直成分のコ・コヒーレンス

乱れの強さ：0.2

3.3.4 風荷重の作用点と作用方向

図 3.8 に風荷重の作用点と作用方向を示す．電線部では，電線の各分割点に水平方向成分と鉛直方向成分で構成した吹上風荷重を作用させた．なお本論では，電線部の吹上風の影響をより抽出しやすいように鉄塔部には風荷重を作用させていない．

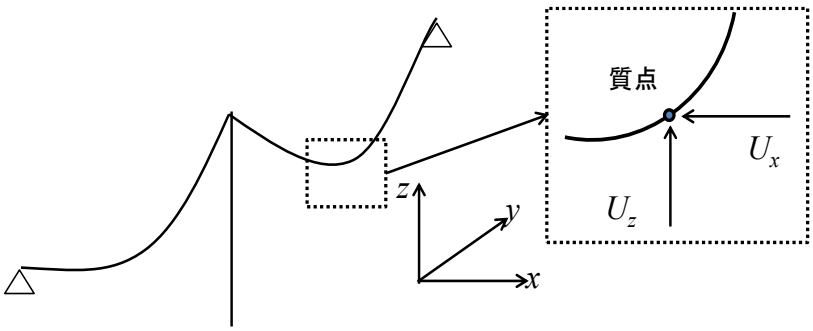


図 3.8　風荷重の作用点と作用方向

3.3.5 吹上風の分布条件

以下のすべてのケースにおいて，電線に作用する風荷重の水平方向成分を両径間に作用させている．吹上風で生じた風荷重の鉛直方向成分を，両径間に同時に，あるいは老番側に作用させずに若番側径間にのみ，さらに若番側に作用させずに老番側径間にのみ作用させる以下の 3 ケースを用意し，それぞれのケースの解析結果を比較検証する．

1) 吹上風による風荷重の鉛直成分を両側径間に同時に作用．

2) 若番側径間にのみ鉛直風荷重を作用．

3) 老番側径間にのみ鉛直風荷重を作用．

3.4 静的風荷重に対する検証

本章では，変動風を含まない，静的風荷重に注目する．

3.4.1 各風速での送電線老番側中央点の角度変化

図 3.6 に老番側送電線中央点の角度の概要図を，図 3.7 と図 3.8 に風速別及び吹上角毎の老番側送電線中央点の角度変化のグラフを示す．一様風速分布（電技設計）と上空逓増風速分布（JEC 設計）とも，吹上角の増加に伴って，中央点の角度が増大することが分かる．なお，一様風速分布では風速 60m/s で，上空逓増風速分布では風速 50m/s ~60m/s で，吹上角 30° の時に鉛直方向の風力が自重より大きくなるため，老番側中央点は鉄塔頂部より上に移動している．

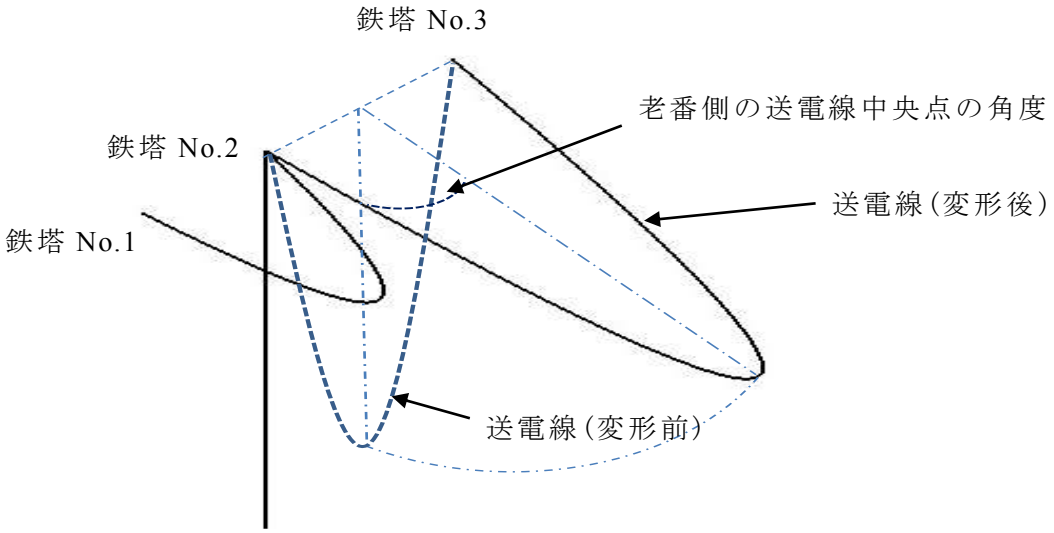


図 3.6 老番側の送電線中央点の角度の概要図

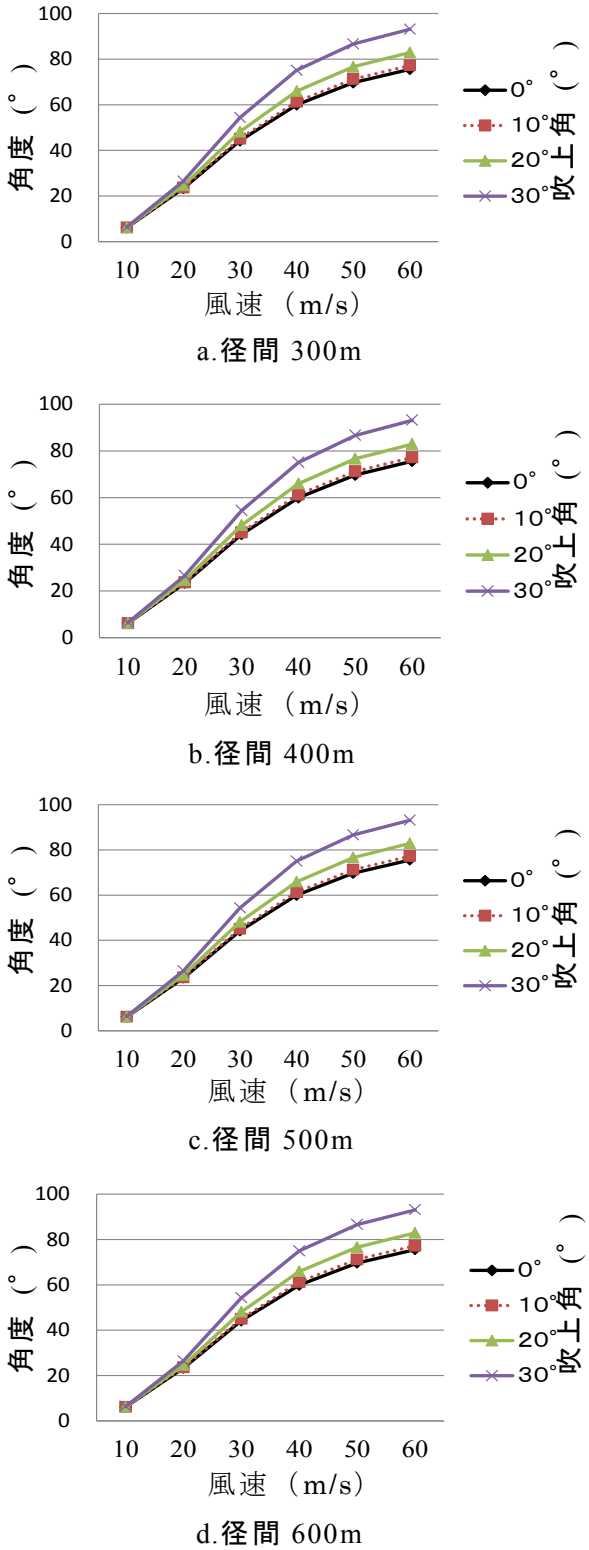


図 3.7 各風速における老番側中央点の角度変化（一様風速分布）

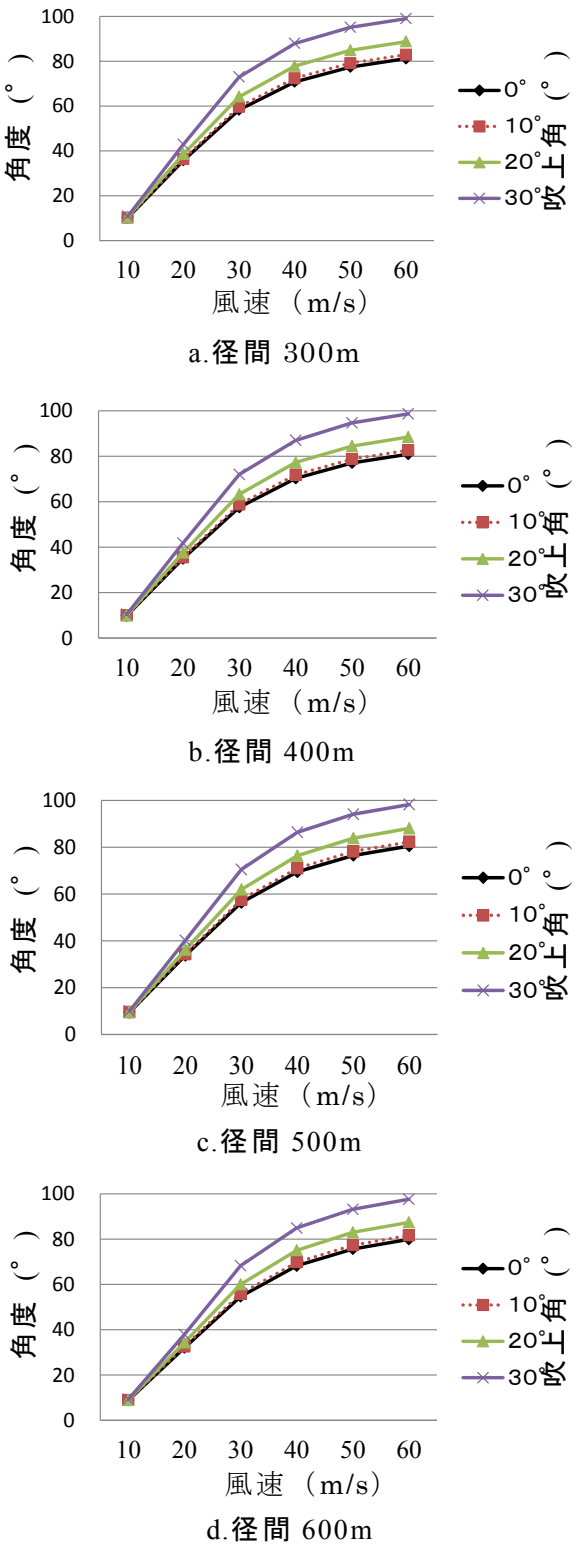
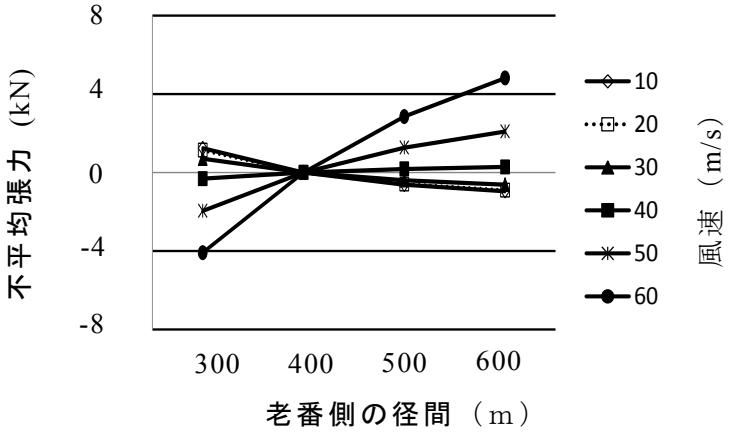


図 3.8 各風速における老番側中央点の角度変化（上空逓増風速分布）

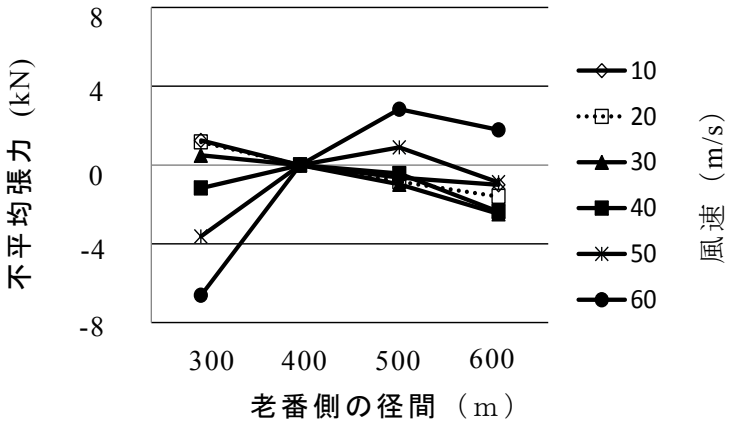
3.4.2 吹上角 0°の場合の不平均張力

吹上角 0°の場合の不平均張力を一様風速分布と上空逓増風速分布に分けて，それぞれ図 3.9(a)と図 3.9(b)に示す．一様風速分布の図 3.9(a)では，老番側の径間長が 500m と 600m のときの不平均張力は 300m に比べて正負が逆転している．また，上空逓増風速分布の図 3.9(b)では，風速 40m/s~60m/s 付近から正の不平均張力が減少し，負の不平均張力が増大することが分かる．

なお，図 3.9 (a)に示すように，風速 40m/s の時には，不平均張力は概ね 0 となり，設計値と解析値の整合が図れている．一方，上空逓増風速分布の場合（図 3.9 (b)）では， 高度 10m で設定した風速 30m/s の時に，送電線位置での風速が 37m/s と 40m/s に近いので，初期設定通り，不平均張力は概ねに 0 になっている．



(a) 一様風速分布



(b) 上空逓増風速分布

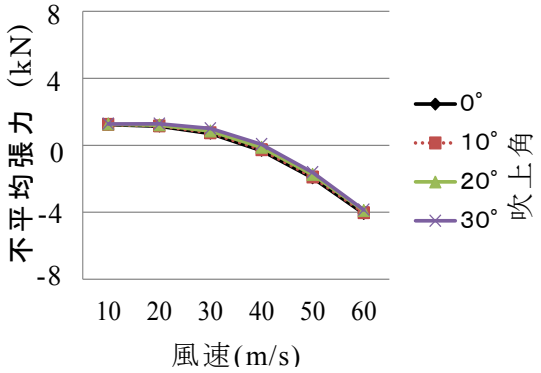
図 3.9 吹上角０°の時の不平均張力

3.4.3 設定風速に対する吹上角ごとの不平均張力

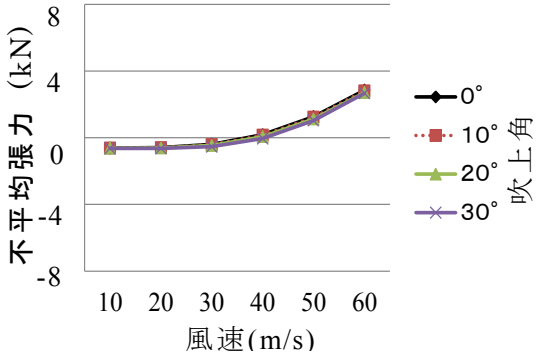
図 3.10 と図 3.11 に風速に対する吹上角別の不平均張力を示す．吹上角の増大にかかわらず，図 3.10 の一様風速分布では風速 40m/s~60m/s 付近から不平均張力は正負に逆転している．図 3.11 の上空逓増風速分布では，老番側の径間 300m のときに，風速 30m/s~40m/s で不平均張力は正負に逆転する．老番側の径間 500m では，風速 40m/s~50m/s で不平均張力が正負に逆転する．老番側径間 600m では，風速 50m/s~60m/s で不平均張力は正負に逆転する．これは，中央鉄塔の線路方向変位の向きが変わることを意味する．また,吹上角は不平均張力に若干影響が見られますが，不平均張力変化値が小さいため，その影響が無視できる．

3.4.4 吹上角に対する風速ごとの不平均張力

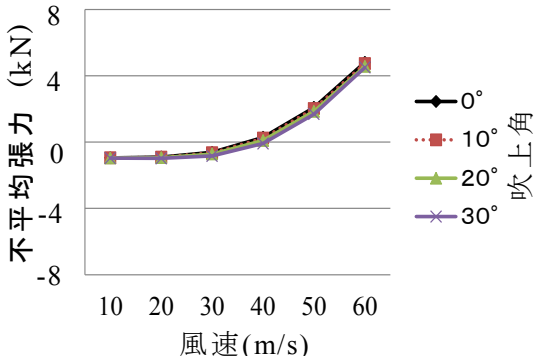
風速別に吹上角を変化された場合の不平均張力を一様風速分布と上空逓増風速分布に分けて図 3.12 と図 3.13 に示す．老番側径間 300m と 500m では，吹上角の影響は小さい．両側の径間差が大きい老番側の径間 600m の場合(図 3.12(c), 図 3.13(c))では，吹上角の増加に伴う不平均張力の変化がわずかながら見られる．



(a)老番側の径間 300m

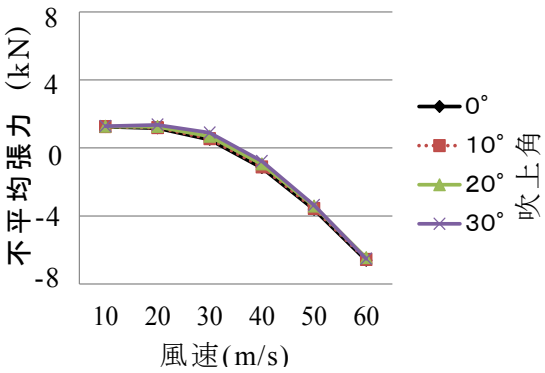


(b)老番側の径間 500m

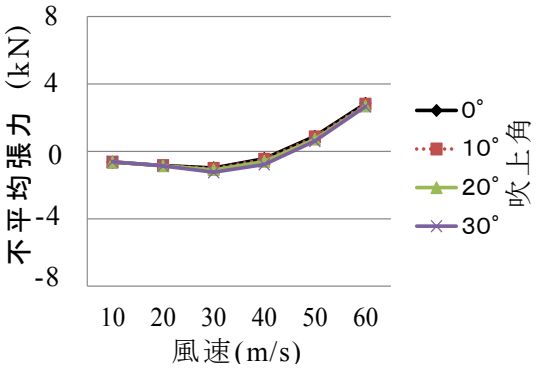


(c)老番側の径間 600m

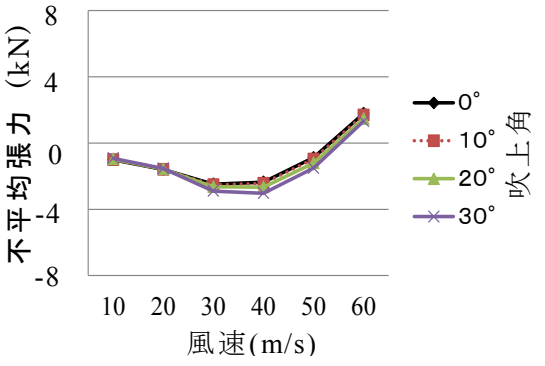
図 3.10 各風速における各吹上角の不平均張力（一様風速分布）



(a)老番側の径間 300m

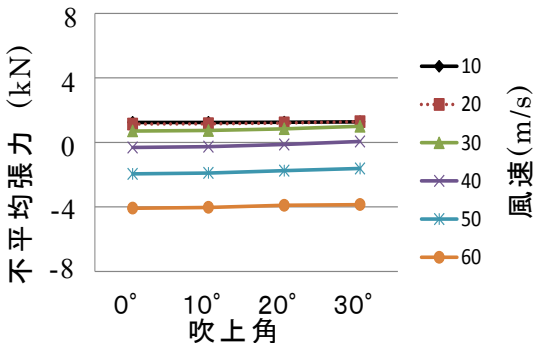


(b)老番側の径間 500m

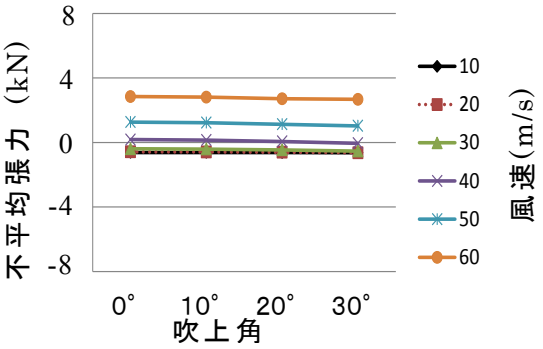


(c)老番側の径間 600m

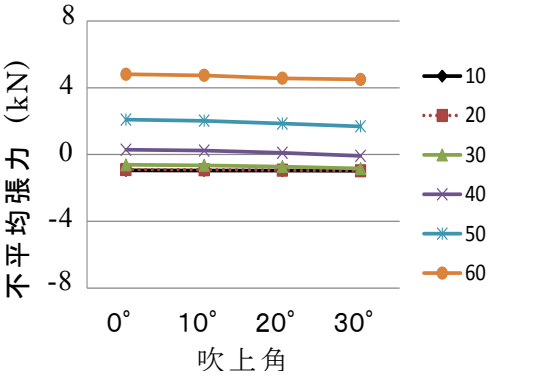
図 3.11 各風速における各吹上角の不平均張力（上空逓増風速分布）



(a)老番側の径間 300m

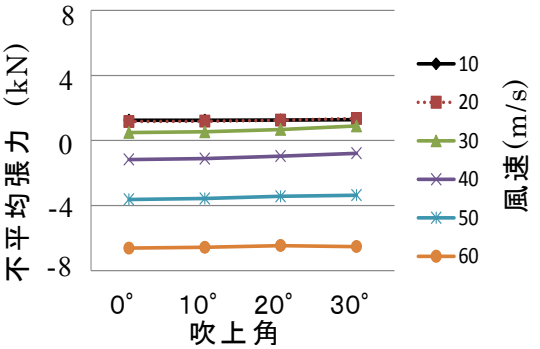


(b)老番側の径間 500m

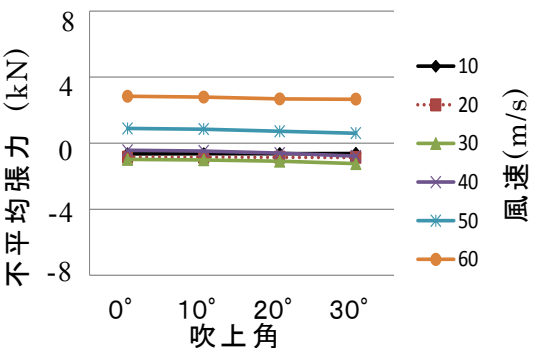


(c)老番側の径間 600m

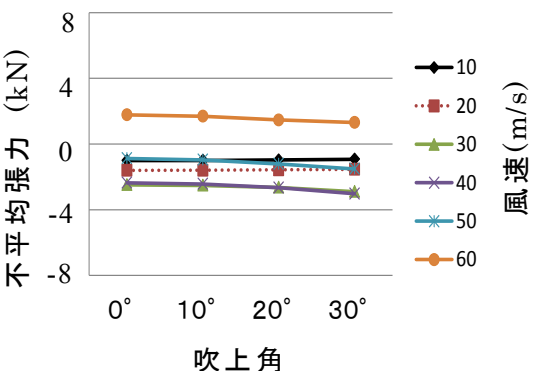
図 3.12 各吹上角における各風速の不平均張力（一様風速分布）



(a)老番側の径間 300m



(b)老番側の径間 500m

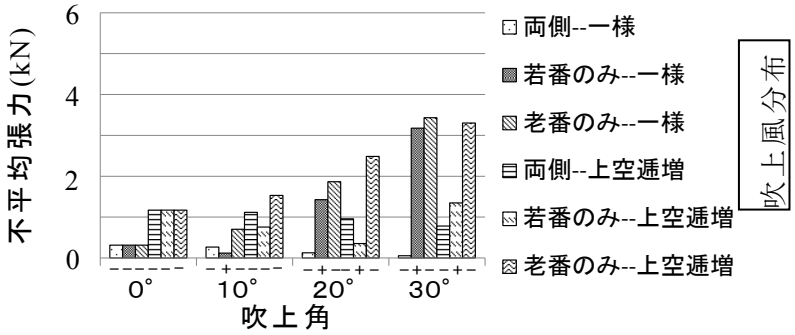


(c)老番側の径間 600m

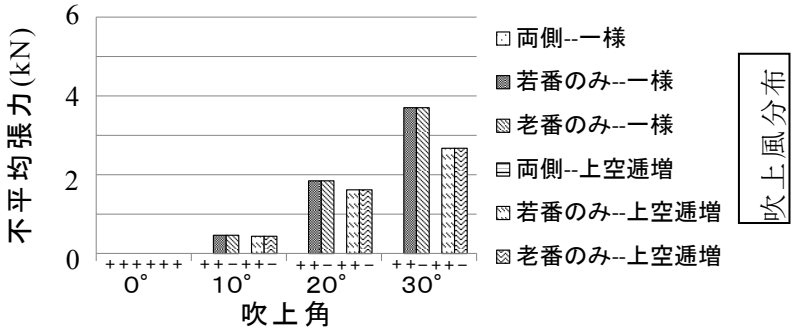
図 3.13 各吹上角における各風速の不平均張力（上空逓増風速分布）

3.4.5 吹上風の径間分布状況の不平均張力への影響

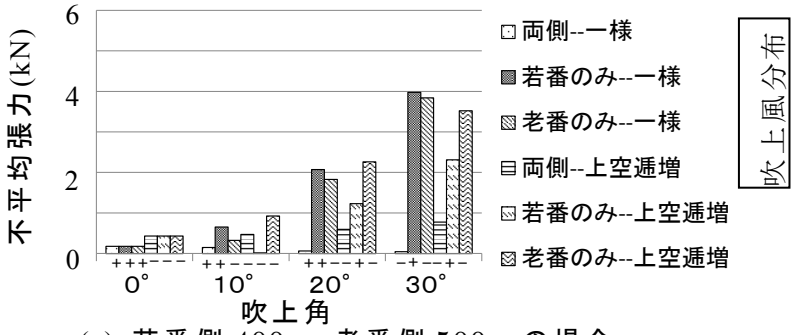
40m/s の水平風を両径間に作用させたままで，鉛直方向成分の吹上風荷重を両径間に，あるいは若番側径間のみに，さらに老番側径間のみに作用させた場合の不平均張力を吹き上げ角別に整理して図 3.14 に示す．なお，図中の「一様」は一様風速分布を，「上空逓増」は上空逓増風速分布を意味する．いずれの場合でも，片側径間にのみ吹き上げ風が作用する場合は，吹上角の増加に伴って，不平均張力の値が急激に増大することが分かる．図 3.15 と図 3.16 に，吹上角 0° の時の水平張力そのものに対する各ケースでの水平張力との比を示す．若番側か老番側かいずれか片方の径間のみに吹上風を作用させると，吹上角の増加に伴って，吹き上げ風荷重を受けた径間の送電線張力が減少している．この影響により上記のような不平均張力の急激な増大が発生するものと考えられる．



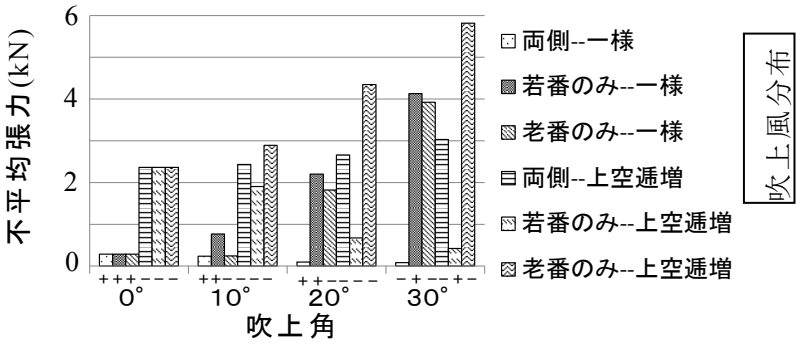
(a) 若番側 400m，老番側 300m の場合



(b) 若番側 400m，等径間の場合



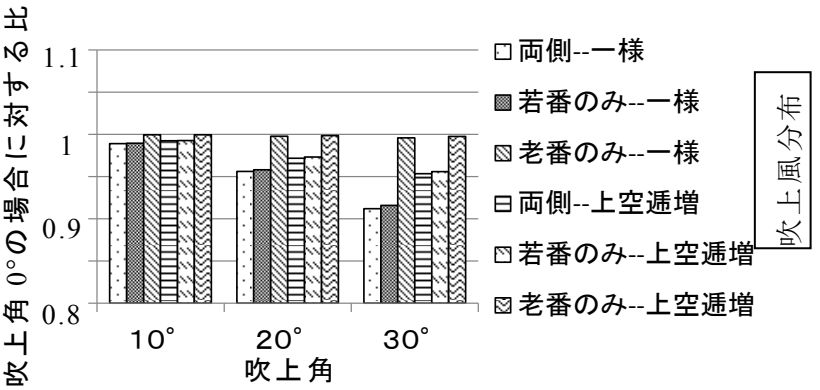
(c) 若番側 400m，老番側 500m の場合



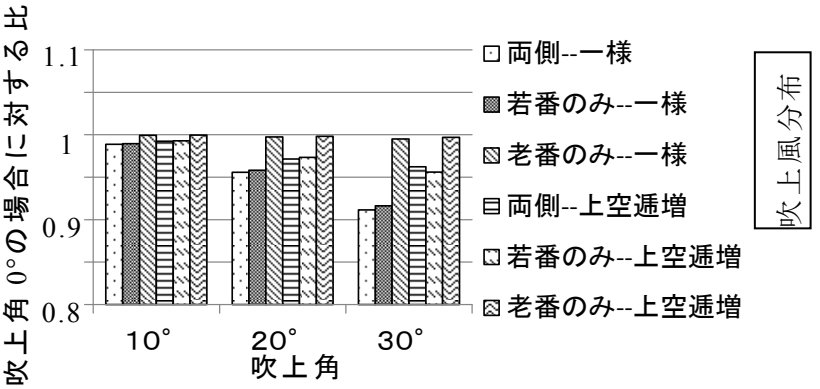
(d) 若番側 400m，老番側 600m の場合

＋－の符号は不平均荷重の向き（＋が老番側向き，－が若番側向き）を示す

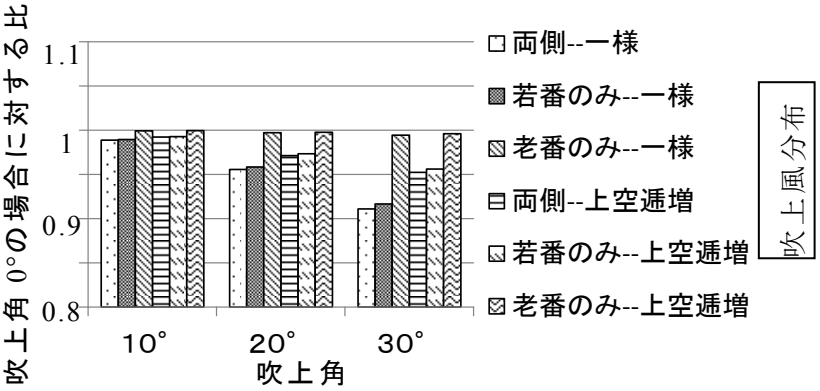
図 3.14 吹上風分布による不平均張力（風速 40m/s）



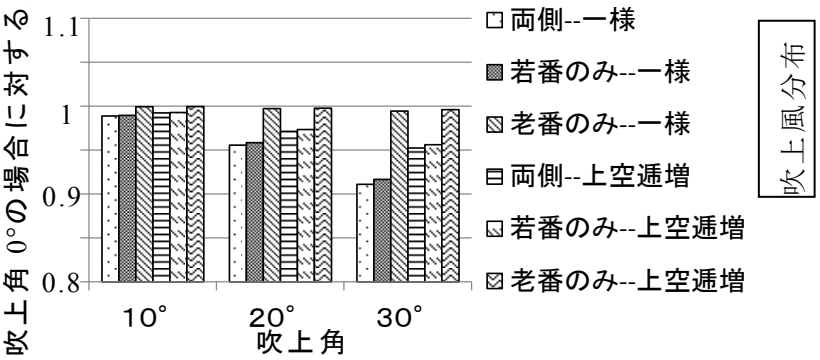
(a) 若番側 400m, 老番側 300m の場合



(b) 若番側 400m, 等径間の場合

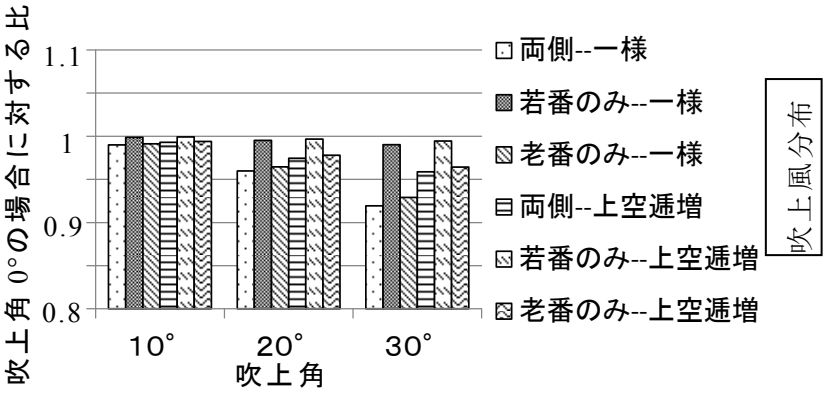


(c) 若番側 400m, 老番側 500m の場合

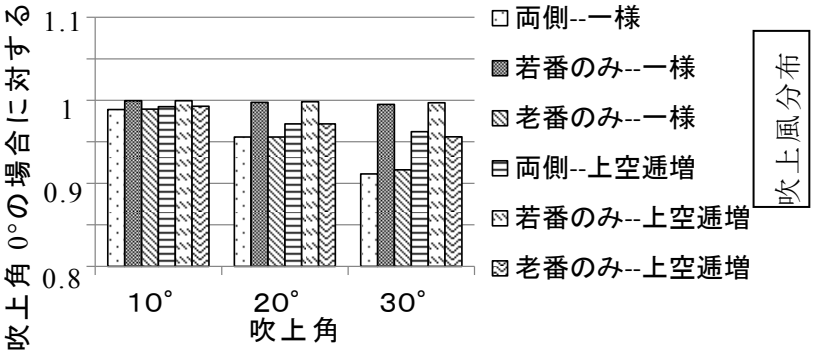


(d) 若番側 400m, 老番側 600m の場合

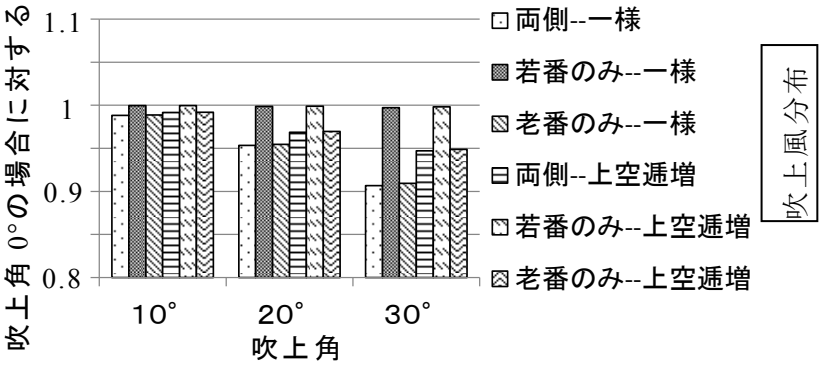
図 3.15 吹上角 0° の場合の水平張力に対する比（若番側）



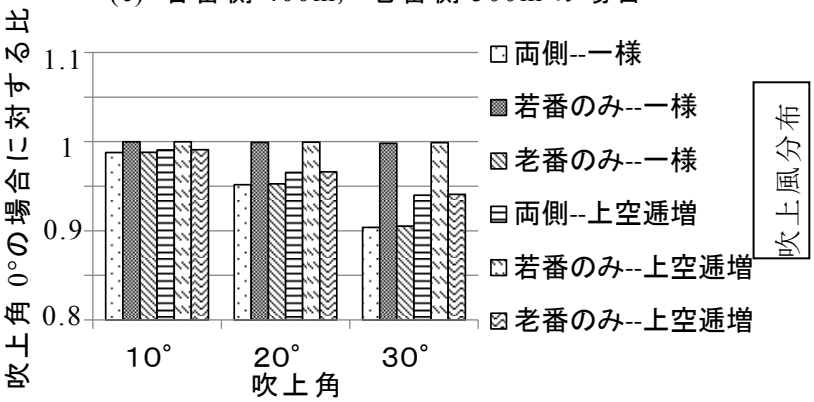
(a) 若番側 400m, 老番側 300m の場合



(b) 若番側 400m, 等径間の場合



(c) 若番側 400m, 老番側 500m の場合



(d) 若番側 400m, 老番側 600m の場合

図 3.16 吹上角 0° の場合の水平張力に対する比（老番側）

3.5 風速変動を考慮した風荷重に対する検証

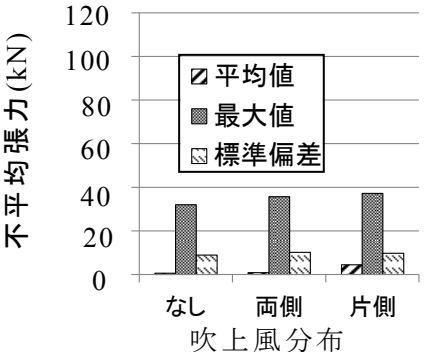
本節では，3.3.3 節で示した風速変動を含む吹上風を電線部に作用させた場合を検証する．

3.5.1 計算手順

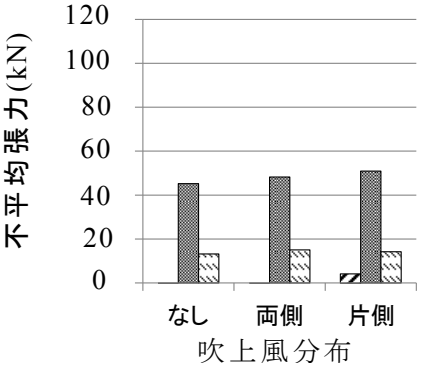
変動風荷重を含む動的応答挙動を時刻歴応答法を使用して検討する．時刻歴風応答計算は Newmarkβ法(β=1/4)を用い，時間刻み 0.02 秒とした．構造減衰を剛性比例型で構成して，鉄塔部の減衰を鉄塔単独モデルの線路直角方向曲げ 1 次モードに対して 1%を，また電線部の減衰を面外方向 1 次モードに対して 0.4%とし，さらに作用風速に対応する空力減衰を付加した．以下の検討では応答値の評価時間を 600 秒とした．

3.5.2 不平均張力に及ぼす変動吹上風の影響

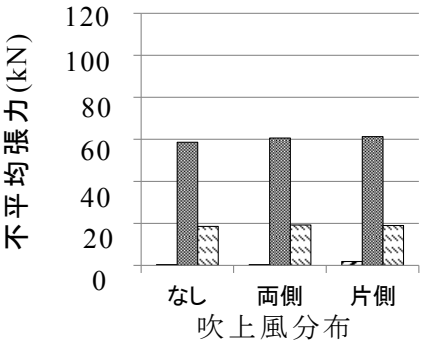
風速 40m/s と 60m/s，乱れの強さ 0.2 と 0.3 の風速場で，等径間の場合と径間長差がある場合（若番側 400m， 老番側 600m）のそれぞれについて，吹上角 30°で変動風を受けた場合の不平均張力を，不平均張力の平均値，最大値，変動の標準偏差に整理して図 3.17 と図 3.18 に示す．等径間の場合の図 3.17 横軸の「なし」，「両側」「片側」，さらに径間長差がある場合の図 17 の「若番側」「老番側」はそれぞれ，吹上風の分布形態を示すものである．両図から，いずれも静的解析の図 3.13 に比べて，風速変動に応答する時の不平均張力の最大値は著しく増大していることがわかる．また風速 40m/s と 60m/s では，吹上風の作用分布間の違いによる分布割合の差が見られるが，60m/s ではその差がほとんど見られない．これは，3.4.1 節の送電線中央点の角度変化の結果に示すように，風速が 60/s になった場合，電線中央点の角度が大きいため（ほぼ 90°前後になっている），この時の電線に作用する風力の鉛直分力が不平均張力に影響が小さくなるためである．



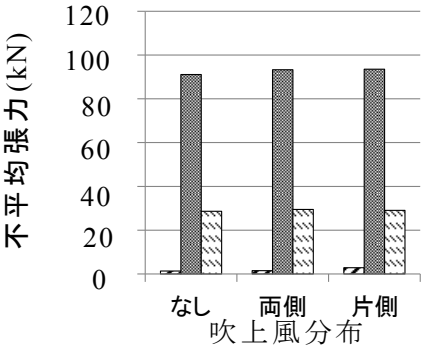
(a) 風速 40m/s，乱れの強さ 0.2



(b) 風速 40m/s，乱れの強さ 0.3

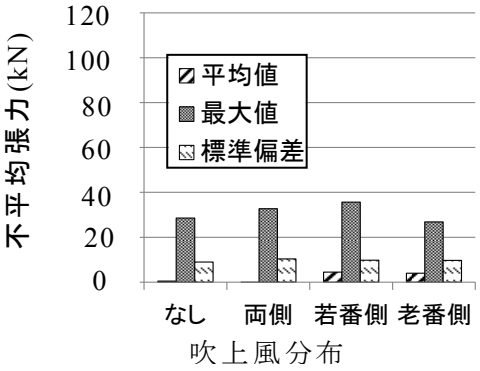


(c) 風速 60m/s，乱れの強さ 0.2

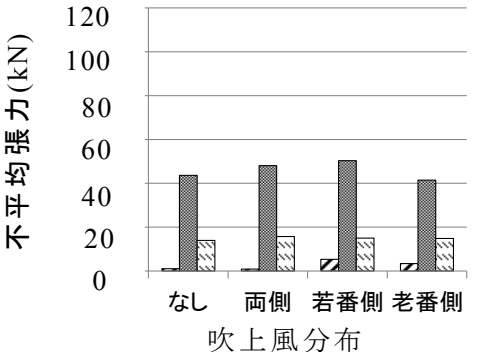


(d) 風速 60m/s，乱れの強さ 0.3

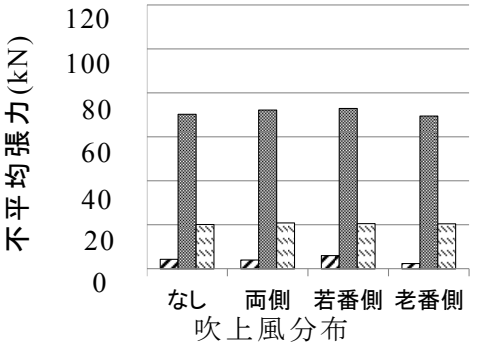
図 3.17 等径間の場合の不平均張力（吹上角 30°）



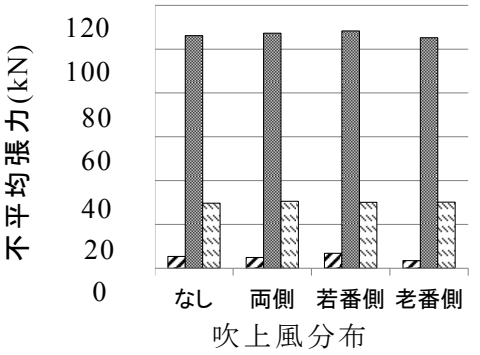
(a) 風速 40m/s，乱れの強さ 0.2



(b) 風速 40m/s，乱れの強さ 0.3



(c) 風速 60m/s，乱れの強さ 0.2



(d) 風速 60m/s，乱れの強さ 0.3

図 3.18 若番側径間長 400m，老番側径間長 600m の時の不平均張力（吹上角 30°）

3.6 むすび

本章では送電鉄塔間の水平角度と高低差が無く，径間差がある場合の電線不平均張力に及ぼす吹上風の影響を 3 基 2 径間の単純モデルで検討した結果，以下の所見を得た．

(1) 吹上角の増加に伴って，送電線中央点の横振れ角が増大する．

(2) 吹上風が両側径間に作用する場合，吹上角の大小にかかわらず，不平均張力への影響は小さい．

(3) 両側径間に同じ静的水平風を作用させた状態で，吹上風を片側径間に作用させると，径間長差にかかわらず，吹上角の増加に伴う不平均張力荷重は顕著に増大する．

(4) 風速変動を考慮すると，不平均張力の最大値は静的解析値より極めて大きくなり，風速増加とともに吹上風の影響は小さくなる．

第 3 章の参考文献

1) 石田伸幸，森本康幸，鶴則生，本田誠，岡延夫，前田潤滋：静的風荷重における送電線不平均張力の基本特性に関する研究　その 2　混合法による不平均張力解析，日本建築学会大会学術講演梗概集（関東），pp.223-224，2001 年 7 月.

2) 経済産業省原子力安全・保安院：解説電気設備の技術基準，第13版，2008年3月.

3) 電気学会：送電用支持物設計標準 JEC-127-1979，1979.

4) 日本建築学会：建築物荷重指針・同解説(2004)，2004.

5) Maeda，J.， and Makino，M.，Power Spectra of Longitudinal and Lateral Wind Speed near the Ground in Strong Winds，Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics，Vol.28，pp.31-40，1988，8.

第４章　送電線不平均張力荷重に及ぼす吹上風の影響
－支持点高低差を有する場合－

章目次

4.1 序

4.2 解析モデルの概要

4.3 静的解析

4.3.1 解析条件

4.3.2 静的解析結果

4.4 動的解析

4.4.1 解析条件

4.4.1 動的解析結果

4.5 むすび

第 **4** 章の参考文献

4.1 序

送電用鉄塔は山間地に建設されることが多く,立地条件によっては送電線の支持点高低差が大きくなることが十分に考えられる。このような状況では,鉄塔間が等径間でも,支持点高低差によって腕金部支持点での両側電線に鉛直角度差が生じ,これに起因する不平均張力荷重の発生が考えられる。2 章で述べたように,送電線の不平均張力を計算する一般的な方法として，送電用支持物設計標準（JEC127-1979）[1)]で示されている手法が標準的な計算法として用いられている．ただしこの算定方法では,送電線の径間長と電線の水平角度のみ考慮されており,送電線支持点の高低差は考慮されていない．首藤ら [2)]は支持点高低差による送電用鉄塔に生じる不平均張力の発生状況を詳細に検討しているが，吹上風の影響は考慮されていない．すなわち，これまで，本章で着目する「支持点高低差を有する送電用鉄塔に作用する不平均張力への吹上風の影響」は検討されていない．前章までに検討した課題では，送電線風圧に及ぼす吹上風に着目し，鉄塔変位や電線と碍子の接合部変位,また両径間長が等しくない場合の鉄塔の変形挙動に及ぼす影響 [3)-5)]を検討した．本章では，新たに支持点高低差の要因を加えて，送電鉄塔の電線不平均張力荷重に及ぼす吹上風の影響を,静的挙動と動的挙動に分けて検証する．

4.2 解析モデルの概要

本章では，3 章で用いた単純モデルの老番側の電線支持点の高さを変えることで支持点高低差のあるモデルを作成した．すなわち図 4.1 に示すような送電線 1 条，3 支持点，2 径間の単純モデルを用いた．鉄塔 No.1 と鉄塔 No.3 は固定端とし，鉄塔 No.2 では塔高 60m の鉄塔を模擬（固有振動数 1.4Hz）したフレームモデル（柱要素）の先端に送電線を接続した．また，両径間長差と送電線の水平角度は共に無いものとし，支持点高低差のみの影響を検証する．支持点高低差は，鉄塔 No.2～鉄塔 No.3 の高低差 h を-200m と 200m の 2 ケースを用意した．高低差 h が負の-200m は，鉄塔 No.3 の電線支持点が鉄塔 No.2 の電線支持点より低いことを，正の(+)200m はその逆を意味するものとする．

送電線は 3 章と同じく鋼心アルミより線 410mm^2(ACSR410)とし，送電線をカテナリー曲線状に配置し，台風時の気温 20℃を想定した無風時のサグ比に設定した．支持点高低差を変化させた場合でもこのサグ比は一定とする．支持点間の分割数は 30 分割/径間（リンク要素）とした．

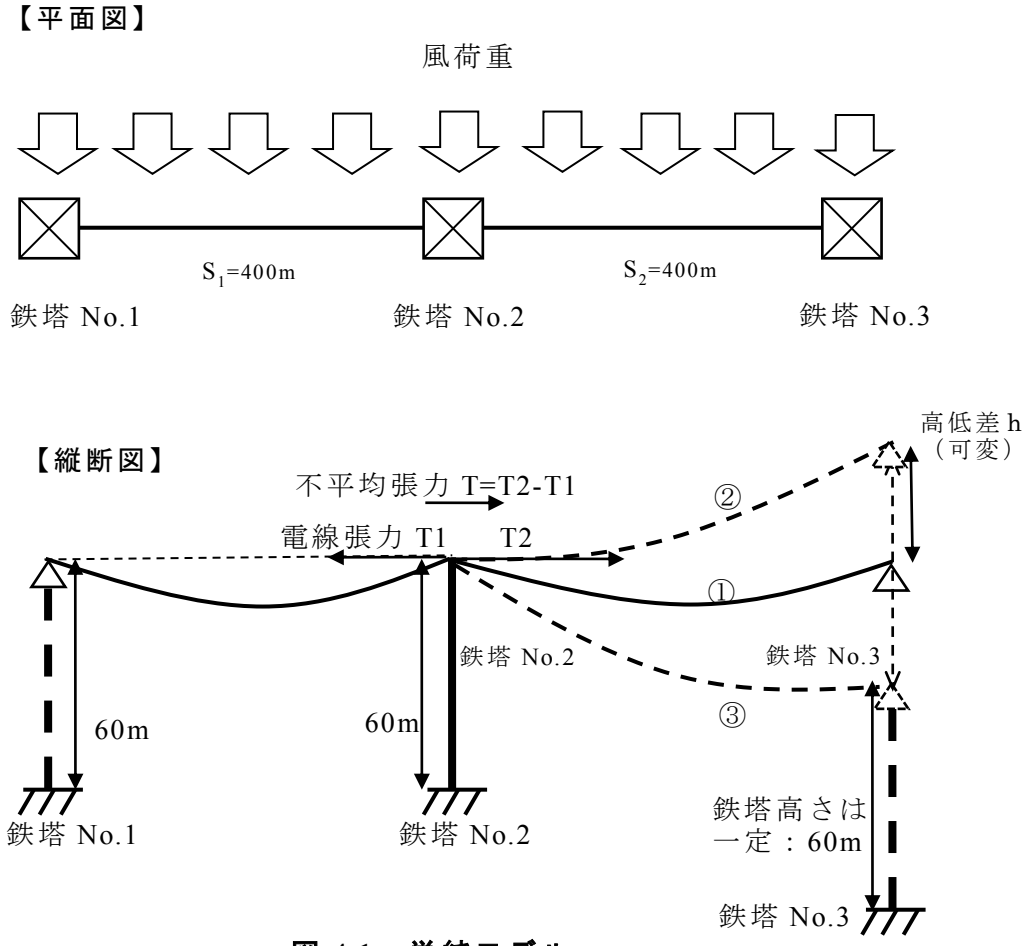


図 4.1　単純モデル

4.3 静的風荷重に対する挙動

4.3.1 解析条件

鉄塔間の支持点高低差が変化した時の静的風荷重に対する送電線支持点荷重の定量評価するため，3 種類の解析条件を表 4.1 のように用意した．

上述のように支持点高低差の影響を抽出しやすくするために，径間差はなしと設定した．吹上風の設定方法は 3 章と同じとする．また，静的風速場の設定方法については，水平風速の高さ方向分布を一様分布(第 3 章の図 3.3a)とした．これは，支持点高低差のあるモデルでの上空逓増分布の煩雑さを考慮したためである．

表 4.1　解析ケース

ｹｰｽ	支持点高低差	径間差	水平風速	吹上角
①	0m	なし	40m/s, 60m/s	0°, 30°
②	200m			
③	-200m			

4.3.2 静的解析結果

40m/s と 60m/s の風速で，高低差が無いの場合と高低差がある場合(-200m,200m)のそれぞれについて，吹上角 30°で平均風を受けた場合の不平均張力を，各風速場における不平均張力に整理して図 4.2 と図 4.3 に示す．図中，「なし」は吹上風が無いことを，「両側」は吹上角 30°の吹上風を両径間に作用させた場合を，「若番側のみ」は吹上角 30°の吹上風を若番側の電線にのみ作用させた場合を，さらに「老番のみ」は吹上角 30°の吹上風を老番側の電線にのみ作用させた場合を，それぞれの吹上風分布形態を示すものである．

風速 40m/s の場合(図 4.2)，片側径間にのみ吹上風が作用すると，吹上角の増加に伴って，不平均張力の値が急激に増大することが分かる．特に若番側径間にのみ吹上風が作用する場合の不平均張力が最も大きくなっている．これは前章

と同じように,若番側か老番側かいずれか片方の径間のみに吹上風を作用させると，吹上角の増加に伴って，吹上風荷重を受けた径間の送電線張力が減少している．この影響により上記のような不平均張力の急激な増大が発生するものと考えられる．しかし，風速 60m/s 場合(図 4.3)は 3 章の 3.4.1 節と同様で鉛直方向の風力が自重より大きいため，風速 40m/s 場合の不平均張力と異なり，若番側径間にのみ吹上風が作用する場合の不平均張力が小さくなる．

風速 40m/s の時に吹上風が若番側のみに作用する場合(図 4.2), また風速 60m/s の時に吹上風が老番側のみに作用する場合,不平均張力が支持点高低差無しにより大きくなることがわかる．

図 4.4 と図 4.5 に電線張力を示す．図の中,「両側」,「若番側のみ」,「老番のみ」はそれぞれの吹上風分布形態を示す．横軸の「若」と「老」は若番側電線と老番側電線を示すものである．風速は 40m/s から 60m/s に増大するにつれ，電線張力は必ず増大するが，図 4.2 と図 4.3 に示すように不平均張力も必ず増大するではない．

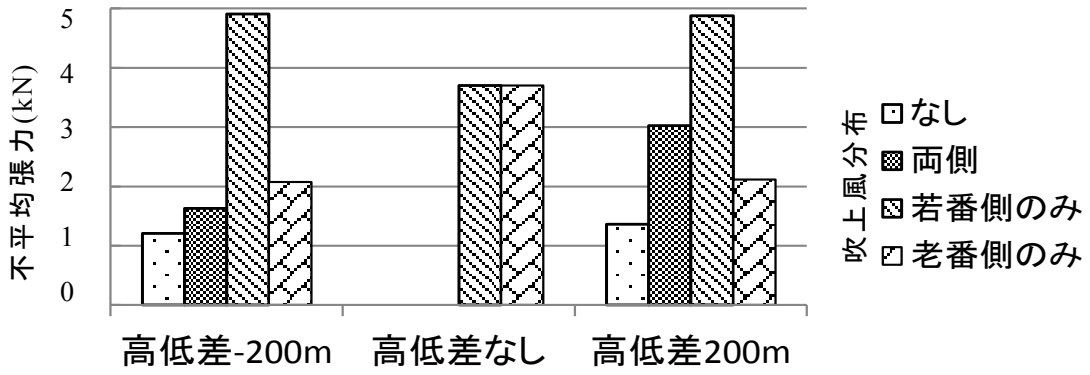


図 4.2 風速 40m/s 時の不平均張力

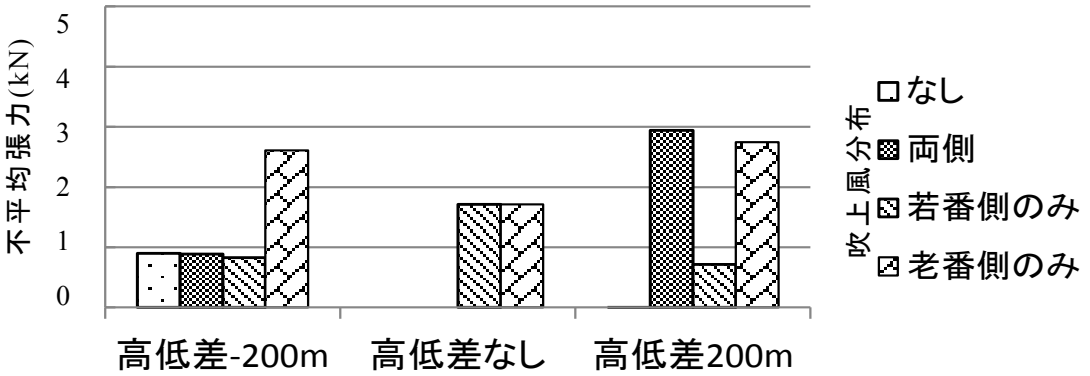


図 4.3 風速 60m/s 時の不平均張力

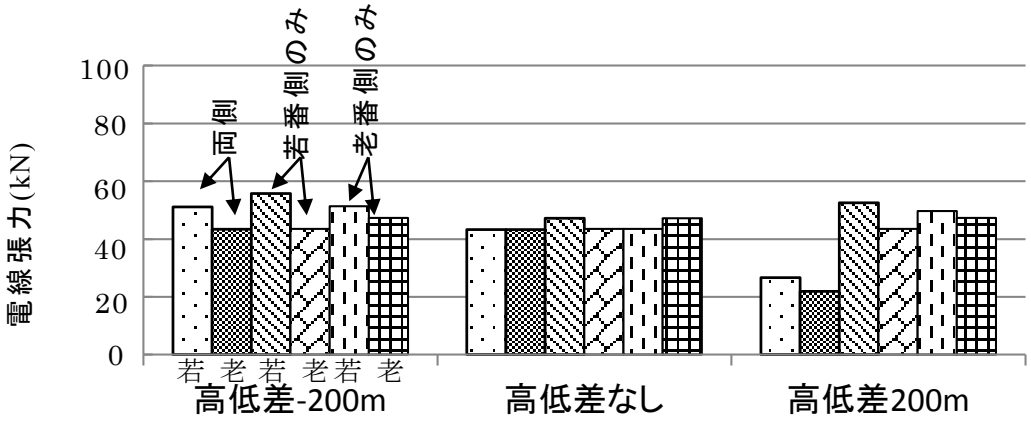


図 4.4 風速 40m/s の場合の電線張力

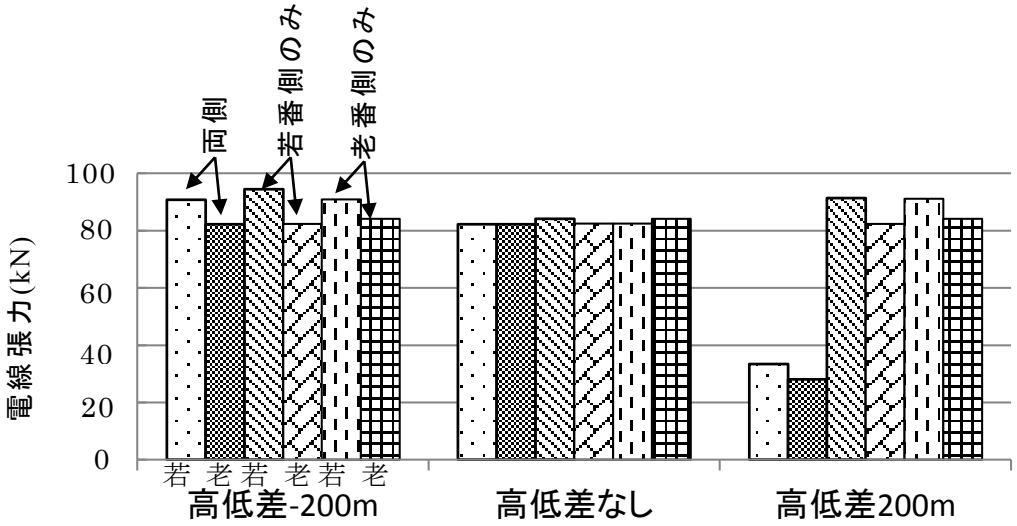


図 4.5 風速 60m/s の場合の電線張力

4.4 動的風荷重に対する挙動

4.4.1 解析条件

動的解析の風速場設定を第 3 章と同様に,水平方向と鉛直方向の風速の乱れの強さはともに 0.2 あるいは 0.3 に設定する．送電線の建設地を地表面粗度区分Ⅱに想定しているが，第 3 章の 3.3.1 節に示すように，風速の鉛直分布を「電技設計」に準じて一定としている．水平方向風速の乱れのスケールは建築物荷重指針・同解説 2004 に準じて 110m に設定して，鉛直方向風速の乱れのスケールを水平方向風速の乱れのスケールの 1/3 に設定した．変動風速の時刻歴波形をカルマン型乱流構造の自己相関関数と相互相関関数を直接用いた多次元自己回帰法で生成した．吹上風の設定の設定方法も第 3 章と同様にした．

時刻歴風応答計算は Newmarkβ法(β=1/4)を用い，時間刻み 0.01 秒とした．構造減衰を剛性比例型で構成して，鉄塔部の減衰を鉄塔単独モデルの線路直角方向曲げ 1 次モードに対して 1%を，また電線部の減衰を面外方向 1 次モードに対して 0.4%とし，さらに作用風速に対応する空力減衰を付加した．以下の検討では応答値の評価時間を 600 秒とした．

4.4.2 解析結果

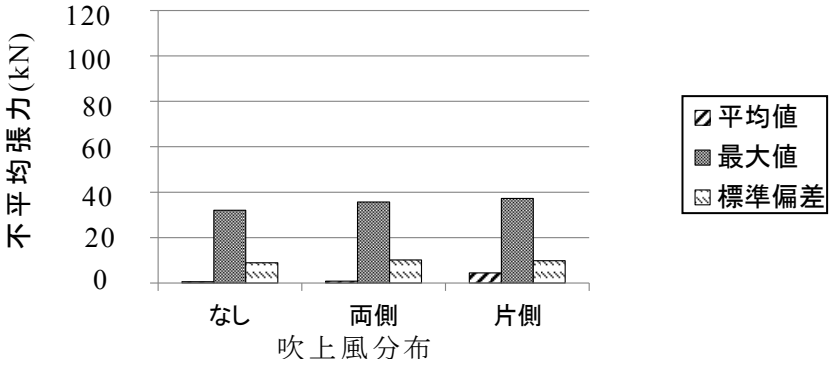
風速 40m/s と 60m/s，乱れの強さ 0.2 と 0.3 の風速場で，高低差なしの場合と高低差ある場合(-200m,200m)のそれぞれについて，吹上角 30°で変動風を受けた場合の不平均張力を，不平均張力の平均値，最大値，変動の標準偏差に整理して図 4.6~4.8 に示す．高低差なしの場合の図 4.6 横軸の「片側」は吹上風が若番側か老番側かの片側のみに作用する場合を示す．この時，両側の送電線が左右対称であるため,吹上風が若番側か老番側かのどちらの片側のみに作用されるには同じ大小の不平均張力の結果が得られる．図 4.7，図 4.8 横軸の「若番側」は吹上風 30°を若番側の電線にのみさせた場合を，「老番側」は吹上風 30°を老番側の電線にのみさせた場合の吹上風分布形態を示すものである．図 4.6~4.8 の動的解析結果は，いずれも静的解析結果の図 4.2 と図 4.3 に比べて，風速変動に応答する時の不平均張力の最大値は著しく増大していることがわかる．また，風速の

乱れの強さが大きくなるにつれて，不平均張力も著しく増大することが分かる．

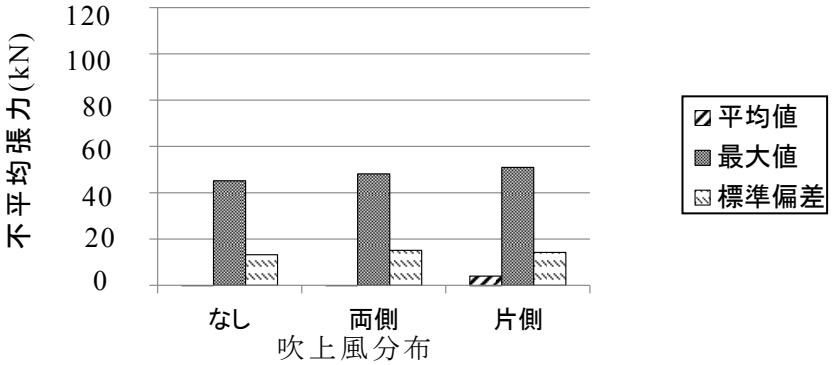
なお，風速 40m/s と 60m/s では，吹上風の作用分布間の違いによる分布割合の差が見られるが，60m/s ではその差が小さくなる．これは 3 章の 3.5.2 節と同様で，風速が 60/s になった場合，電線中央点の角度が大きいため（ほぼ 90°前後になっている），この時の電線に作用する風力の鉛直分力が不平均張力に影響が小さくなることが考えられる．

静的風力を作用するの結果によると，片側径間にのみ吹上風が作用する場合は，吹上角の増加に伴って，不平均張力の値が急激に増大することが分かるが，変動風力を作用する場合は,吹上風の分布間により不平均張力が静的風力を作用する場合のような急激な変化は見られなかった．また，高低差あり（200m，-200m）の場合(図 4.7，図 4.8)の不平均張力の最大値は，高低差なしの場合(図 4.6)より若干小さくなるのは,高低差による電線張力の増大による剛性増加が影響しているものと考えられる．

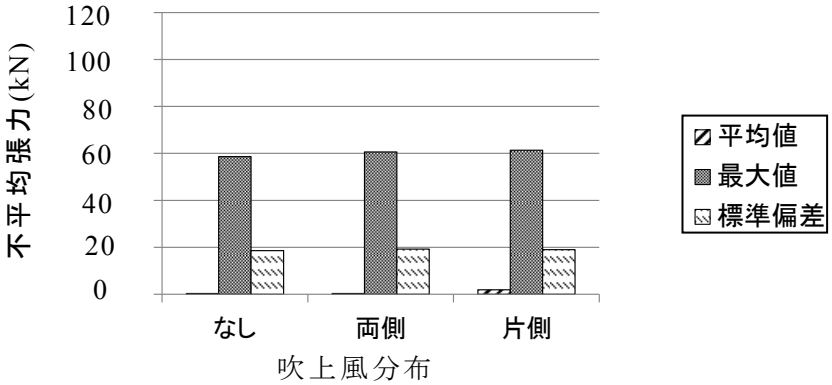
高低差あり（200m，-200m）の場合（図 4.7，図 4.8）は吹上風が高低差なしの径間のみに作用する時に不平均張力の最大値が著しく増大となり,吹上風が高低差ありの径間のみに作用する時に不平均張力の最大値が小さくなることがわかる．これは，高低差ありの径間の電線張力が大きいため，吹上風荷重を受けた径間の送電線張力が減少するためである．更に，支持点高低差による不平均張力の最大値の変化がほとんど見られなかった(図 4.7，図 4.8)が，風速が 60m/s，乱れの強さが 0.3 の場合，支持点高低差-200m の場合の不平均張力の最大値(図 4.8d)が支持点高低差 200m の場合の不平均張力の最大値(図 4.7d)より若干大きくなることが分かる．これは，支持点高低差-200m の場合，電線が引き下げ方向になっているため，支持点高低差-200m の場合より鉄塔 No.2 側(図 4.1)の電線張力が大きくなるためである．



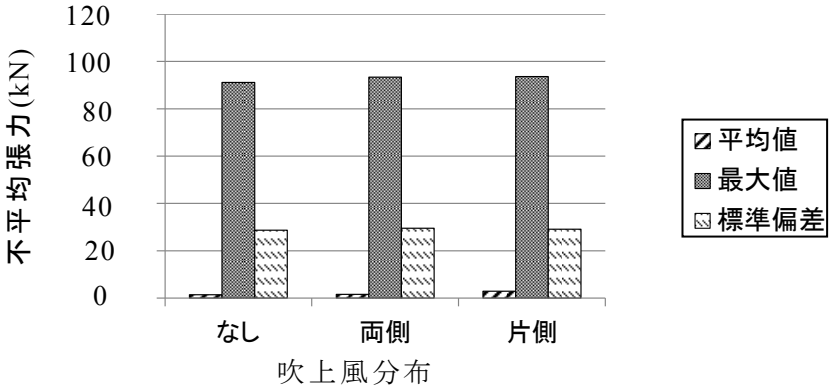
(a) 風速 40m/s, 乱れの強さ 0.2



(b) 風速 40m/s, 乱れの強さ 0.3

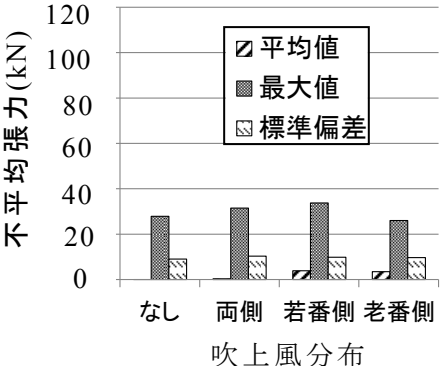


(c) 風速 60m/s, 乱れの強さ 0.2

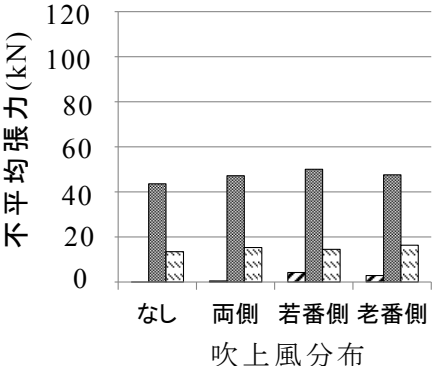


(d) 風速 60m/s, 乱れの強さ 0.3

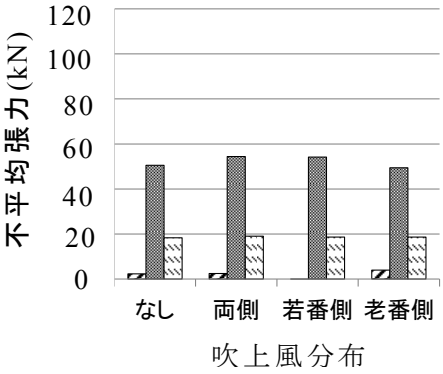
図 4.6 高低差なしの場合の不平均張力（吹上角 30°）



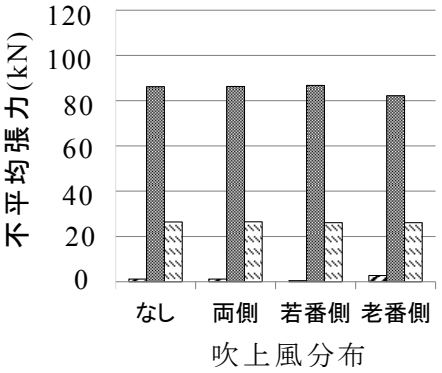
(a) 風速 40m/s, 乱れの強さ 0.2



(b) 風速 40m/s, 乱れの強さ 0.3

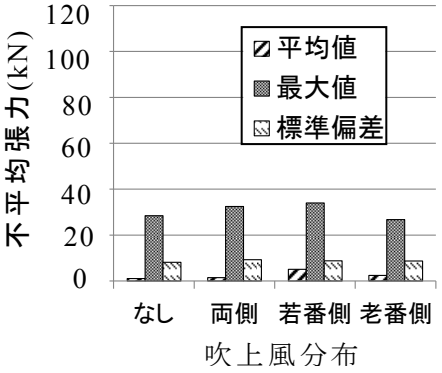


(c) 風速 60m/s, 乱れの強さ 0.2

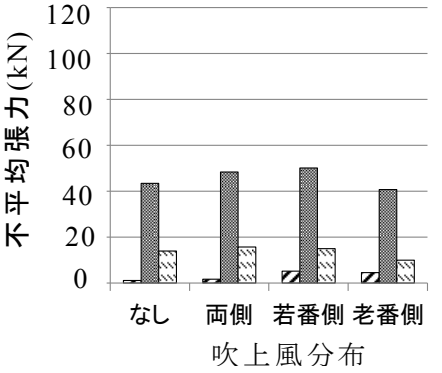


(d) 風速 60m/s, 乱れの強さ 0.3

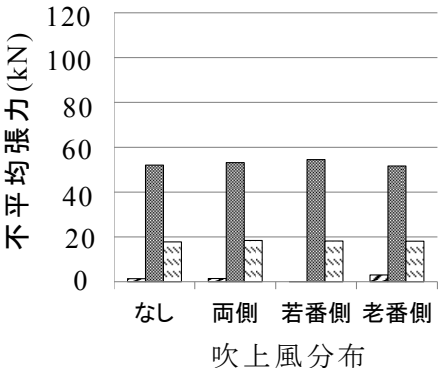
図 4.7 高低差ありの場合(200m)の不平均張力（吹上角 30°）



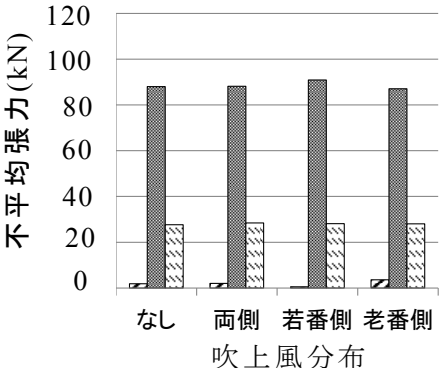
(a) 風速 40m/s, 乱れの強さ 0.2



(b) 風速 40m/s, 乱れの強さ 0.3



(c) 風速 60m/s, 乱れの強さ 0.2



(d) 風速 60m/s, 乱れの強さ 0.3

図 4.8 高低差ありの場合(−200m)の不平均張力（吹上角 30°）

4.5 むすび

本章では送電鉄塔間の水平角度と径間差が無く，支持点高低差がある場合の電線不平均張力に及ぼす吹上風の影響を1基2径間の単純モデルで検討した結果，以下の所見を得た．

(1) 静的風力を作用させた状態で，片側径間にのみ吹き上げ風が作用する場合は，吹上角の増加に伴って，不平均張力の値が急激に増大することが分かる．また，片側径間にのみ吹き上げ風が作用する場合は高低差ありの時に高低差無しの時より大きくなる場合がある．

(2) 風速変動を考慮すると，不平均張力の最大値は静的解析値より極めて大きくなり，風速増加とともに吹上風の影響は小さくなる．

(3) 変動風力を作用すると，高低差あるの場合，吹上風が高低差なしの径間のみに作用する時に不平均張力が著しく増大となり，吹上風が高低差ありの径間のみに作用する時に不平均張力が小さくなることがわかる．

第 4 章の参考文献

1) 電気学会：送電用支持物設計標準 JEC-127-1979，1979.

2) 首藤康之，前田潤滋，劉暢達：支持点高低差を有する送電用鉄塔に作用する電線不平均張力に関する考察，九州大学大学院人間環境学研究院紀要，第 20 号，pp.33-40，2011.

3) 劉暢達，首藤康之，竹内真弓，前田潤滋：鉄塔－電線連成系の応答性状に及ぼす吹上風の影響，都市・建築学研究，九州大学大学院人間環境学研究院紀要，第 20 号，pp.27-32，2011.

4) 劉暢達，首藤康之，前田潤滋：送電線不平均張力荷重に及ぼす吹上風の影響－径間長差を有する場合，都市・建築学研究，九州大学大学院人間環境学研究院紀要，第 22 号，pp.65-70，2012.

5) 劉暢達，首藤康之，前田潤滋：送電鉄塔の電線不平均張力荷重に及ぼす吹上風の影響，第 22 回風工学シンポジウム論文集，pp.323-328，2012.

第 5 章 吹上風を想定した実機鉄塔−電線連成系モデルの動的風応答解析

章目次

5.1 序

5.2 鉄塔-電線連成系モデルの概要

5.3 解析鉄塔周辺の風速場設定

5.3.1 台風 9918 号接近時の NeWMeK 風観測記録

5.3.2 気流解析条件

5.3.3 気流解析結果

5.4 動的時刻歴解析結果

5.4.1 計算手順

5.4.2 不平均張力に及ぼす吹上風の影響（吹上あり）

5.4.3 不平均張力に及ぼす吹上風の影響（吹上なし）

5.4.4 鉄塔の塔頂変位

5.5 むすび

第 5 章の参考文献

5.1 序

前章まで，吹上風の影響を理想化された鉄塔-送電線連成系モデルを用いて検証した．そこでは個々の要因（径間長差，支持点高低差，風速分布など）を個別に考慮して，とくに電線不平均張力荷重への吹上風の影響を論じてきたが，いずれも定性的な比較検証を個々に整理した．　実際の強風下ではそれらが相互に複雑に影響し合っているものと思われるので，本章では，実際の鉄塔-送電線連成系モデルをその周辺の実地形を考慮して，強風応答計算を実施し，吹上風の影響を検証する．そこでは，市販の流体解析ソフトを利用して，対象とする地形上での吹上風を取得し，この吹上風を考慮することによる鉄塔変位成分と不平均張力荷重を比較検証するもとのする．

1990年代に入り九州では相次ぐ大型台風の襲来があった．そのいくつかの風速は送電鉄塔を利用した風観測システムNeWMeKに記録されている．本章では，図5.1に示す経路を吹走した1999年の台風9918号に着目し，その強風を捉えた観測点近くの熊本県宇土半島に立地する500kV鋼管鉄塔を実地形での吹上風の影響を検証するモデルとした．図5.2(a)，(b)にそれらの鉄塔位置(A～F)及び地形図を示す．

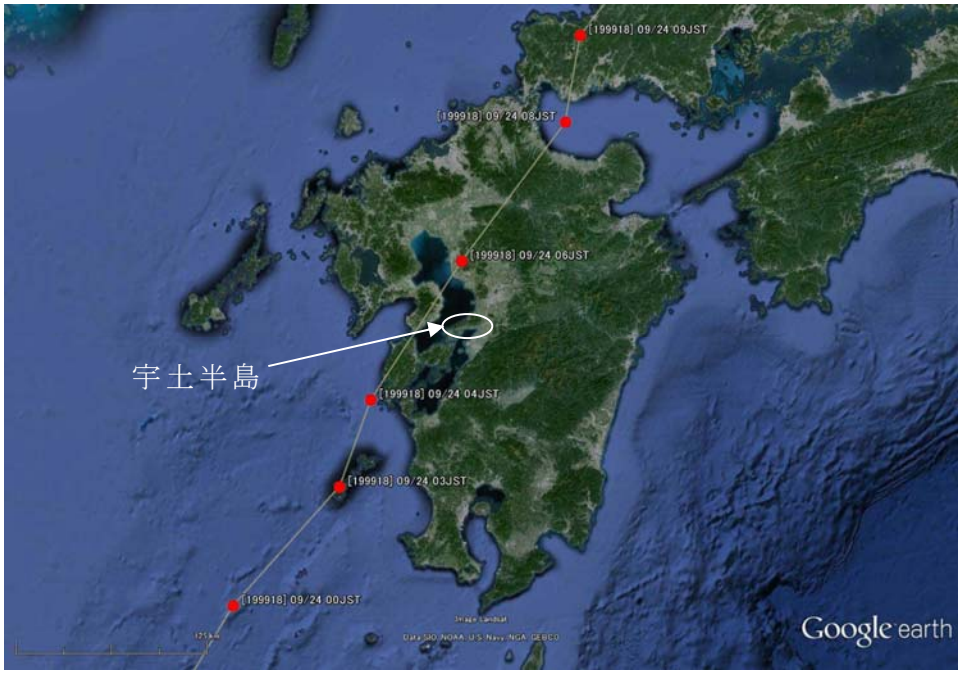


図 5.1 台風 9918 号の進路

(a) 地形図

(b) 鳥瞰図

図 5.2 解析鉄塔の位置と地形図

5.2 鉄塔-電線連成系モデルの概要

検討する鉄塔-電線連成系モデルを図5.2(a)の鉄塔B～Eの4基5径間モデルとする．その平面図を図5.3に，立面図を地形状況と共に図5.4に示す．鉄塔Bは懸垂鉄塔であり，それ以外は耐張鉄塔である．耐張型鉄塔Aと同型の鉄塔Fの電線支持位置では架渉線をピン固定とした．

耐張鉄塔では，図5.4に示すように碍子装置が腕金先端に直接接続しているが，懸垂鉄塔は図5.5に示すように腕金先端から懸架した碍子装置下端部に送電線を接続するので，碍子装置は電線と共に揺動する．したがって，碍子装置の力学モデルが必要であるが，個々では腕金先端部にピン接合する棒要素モデルとし，電線に比べた高い曲げ剛性を有するので剛棒と仮定した．また鉄塔に接続されている架渉線は送電線6本と地線3本の計9本である．それぞれの送電線はスペーサーで束ねられた4導体であるが，一本の電線としてモデル化した．

図5.3に示すように，連成系モデルの立地条件として，C鉄塔と隣接するD鉄塔との電線支持点高低差125mを考慮した．　表5.1は連成系モデルの送電線の諸元を示す．

表 5.1 送電線の諸元

	ヤング係数[N/m^2]	断面積 [m^2]	単位長質量 [kg/m]	風力係数	受風面積 [m^2]	外径 [m]	長さ [m]	弛度 [m]
地線	1.09×10^{11}	2.5×10^{-4}	1.23	1.05		0.021		
電力線(A~B)	8.20×10^{11}	4.8×10^{-4}	1.69	1.05		0.0285		8.38
電力線(B~C)	8.20×10^{11}	4.8×10^{-4}	1.69	1.05		0.0285		21.24
電力線(C~D)	8.20×10^{11}	4.8×10^{-4}	1.69	1.05		0.0285		7.13
電力線(D~E)	8.20×10^{11}	4.8×10^{-4}	1.67	1.0		0.0285		7.10
電力線(E~F)	8.20×10^{11}	4.8×10^{-4}	1.67	1.0		0.0285		28.51
懸垂碍子	2.1×10^{11}	0.01	1240	1.4	4.02		8.0	
耐張碍子	2.1×10^{11}	0.01	1660	1.4	3.12		11.495	

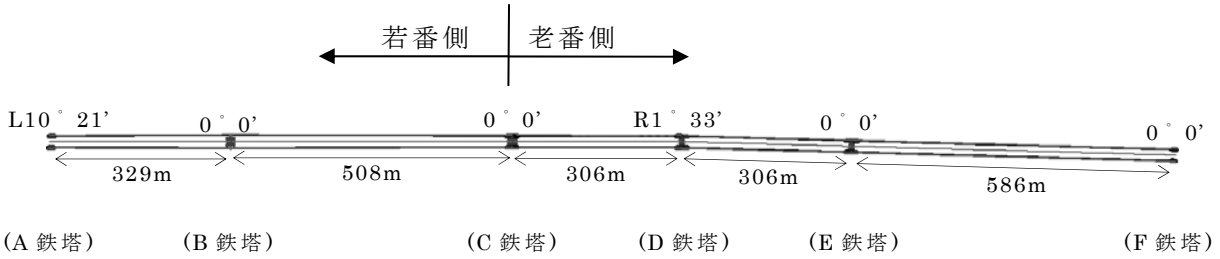


図 5.3 鉄塔−送電線連成系モデルの平面図

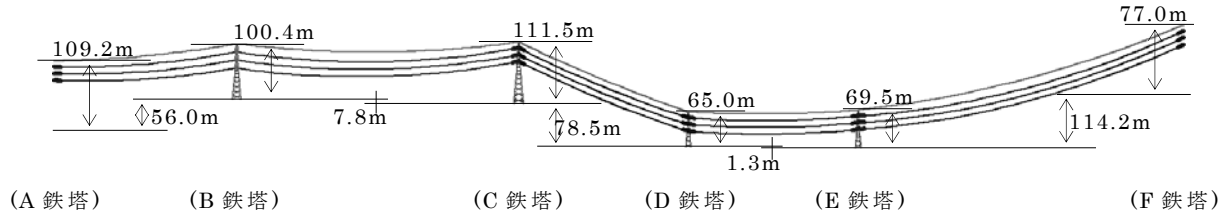


図 5.4 鉄塔−送電線連成系モデルの正面図

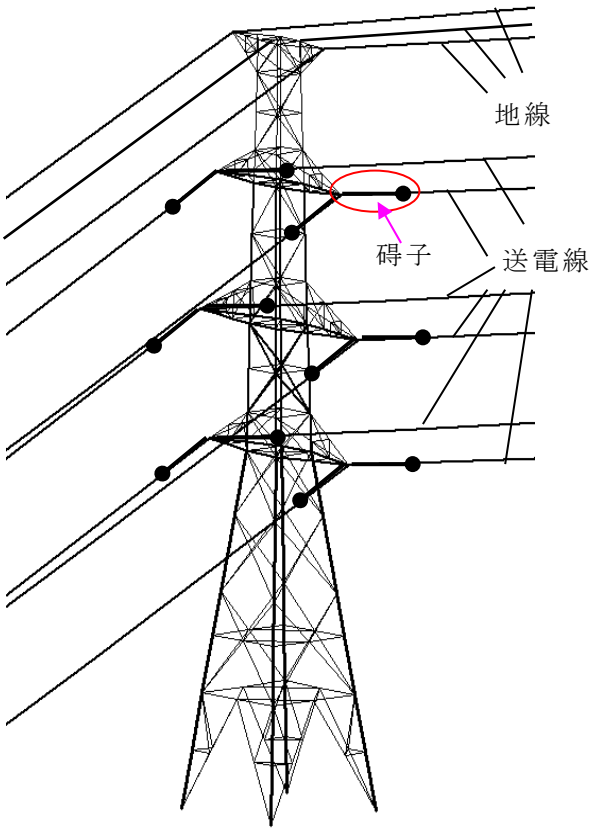


図 5.5 耐張型鉄塔モデル

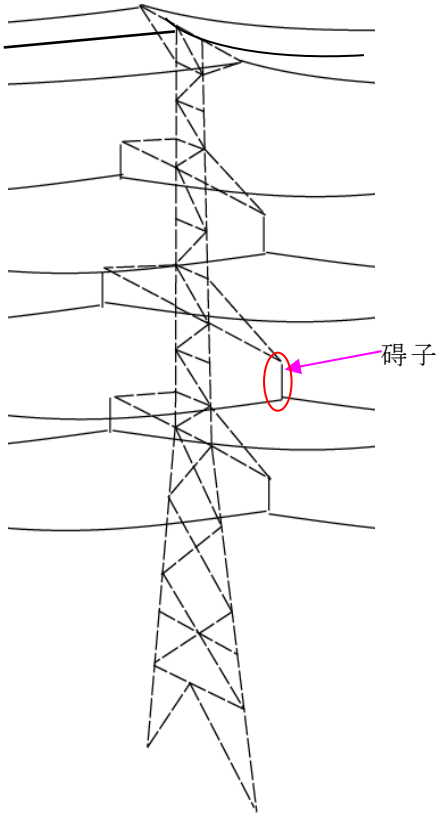


図 5.6 懸垂型鉄塔モデル

5.3 解析鉄塔周辺の風速場設定

5.3.1 台風 9918 号接近時の NeWMeK 風観測記録

図5.1に示す進路を通った1999年の台風9918号は，解析鉄塔から約5km離れたNeWMeK（九州電力(株)広域高密度風観測システム）[9]観測点No.72 (風速計設置高さ29.9m)の位置でその風速記録が捉えられている．観測点No.72の位置を図5.7に示す．図5.8はNo.72観測点で最大瞬間風速を記録した1999年9月24日午前4時50分から5時までの風向と風速の時刻歴波形である．

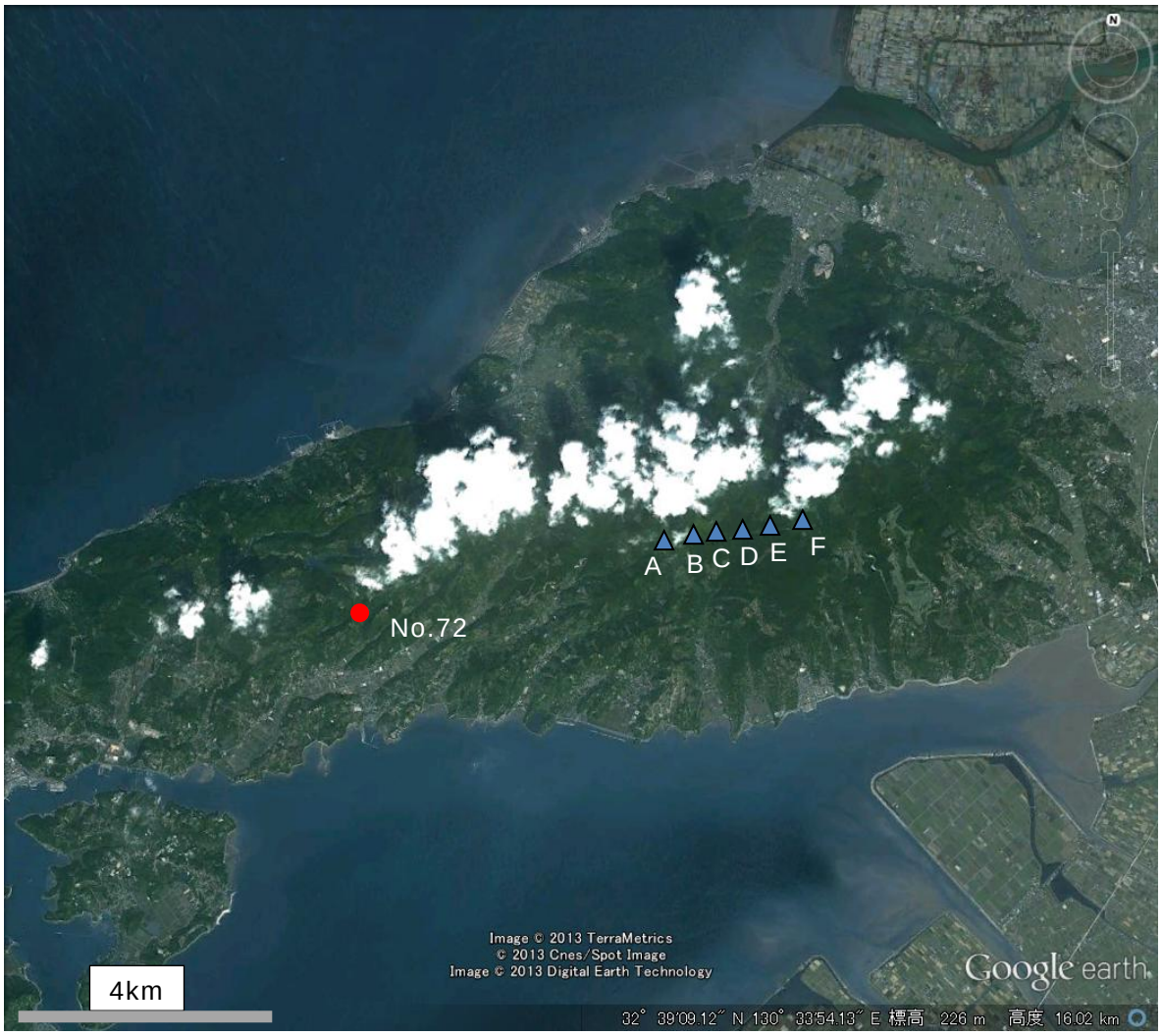


図 5.7 解析鉄塔の位置と NeWMeK 観測点 No.72

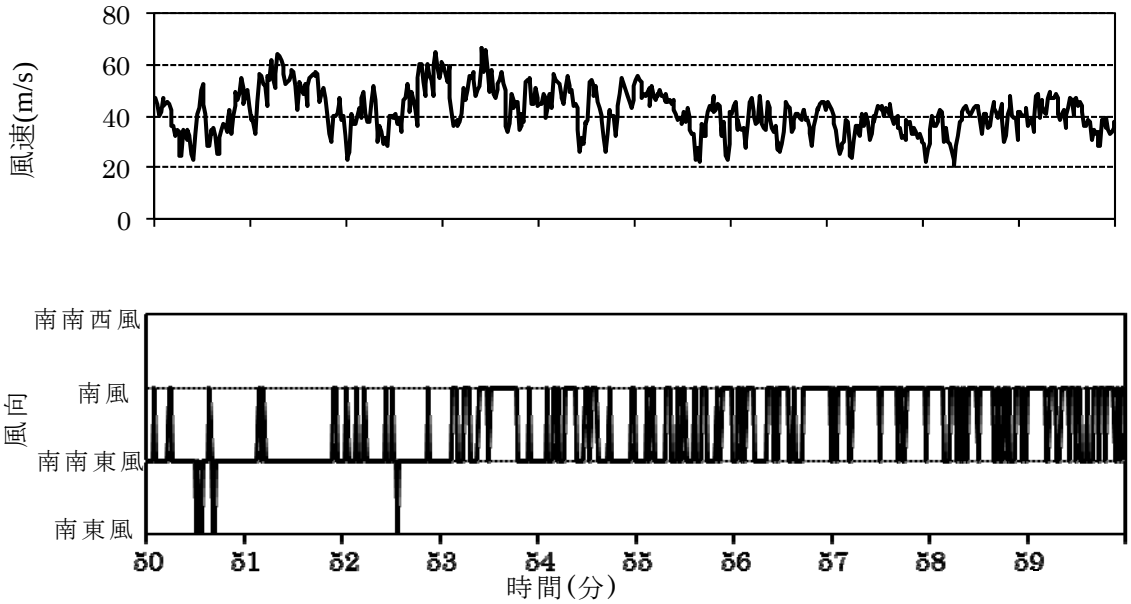


図 5.8 1999 年 9 月 24 日午前 4 時 50 分から 5 時までの風向風速変化

観測記録から以下の風速値が得られている.

・最大風速　　：41.8m/s，南東，5:00,

・最大瞬間風速：71.5m/s(4Hz サンプリング)，南東，5:00

・最大瞬間風速：66.2m/s(1Hz サンプリング)，南南東，4:53:25

・乱れの強さ　：0.21(4:50-5:00)

5.3.2 気流解析条件

吹上風を含む鉄塔周辺の風速場の情報を得るために電力中央研究所の3次元気流解析コードNuWiCC[10)]を用いて気流シミュレーションを行った．

解析は以下の手順で行った．

① 風観測データの取り込み（流体シミュレーションの入力情報）

② 風向と解析領域の設定

③ 気流計算(力学的支配方程式（非静水圧近似）に温度方程式で浮力を考慮)

④ ポスト処理（風向別計算結果の抽出）

解析範囲は被害鉄塔の位置を中心に流れ方向12km×流れ直交方向12kmとし，メッシュ解像度は縦横50m四方とした．流入風速は図5.9に示すように東，南南東，南，南南西の4風向に設定した．風速場は地表面粗度区分I（海風）に準じ，基準高度10mで基準風速30m/sに設定した．図5.10に流入風速の鉛直分布を示す．また,流入温位分布は地上26℃で一様の温位である大気中立状態と観測に基づいた温位である安定状態の二つの条件を設定した．

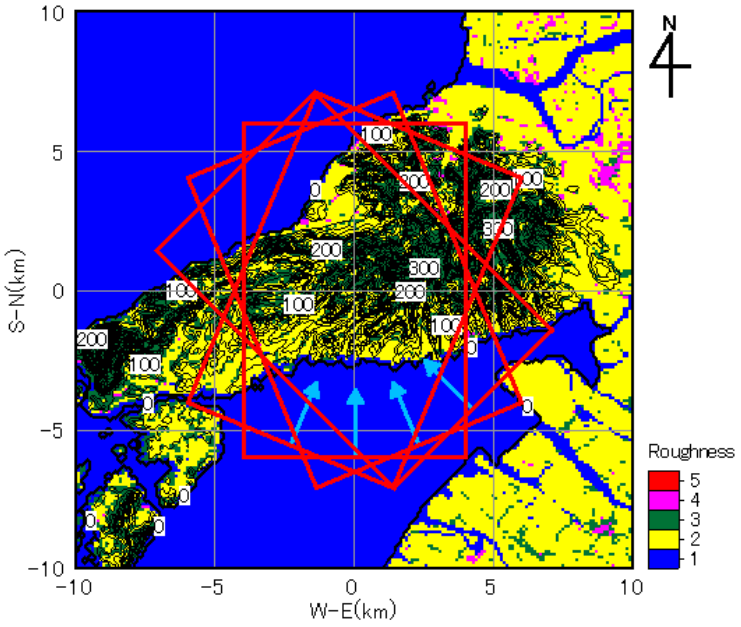


図 5.9 気流解析範囲

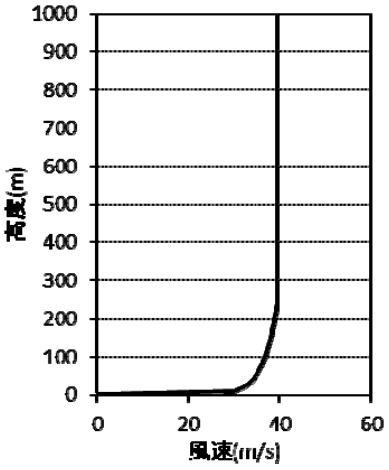


図 5.10 流入風速の鉛直分布

1999 年 9 月 24 日午前 3 時の福岡および鹿児島での高層気象観測記録[11)]を図 5.11 に示す．地上付近で約 26℃，高度 10,000m で約 77℃であり，線形補完した温位を安定状態として設定した．

中立状態と安定状態の流入温度を図 5.12 に示す．

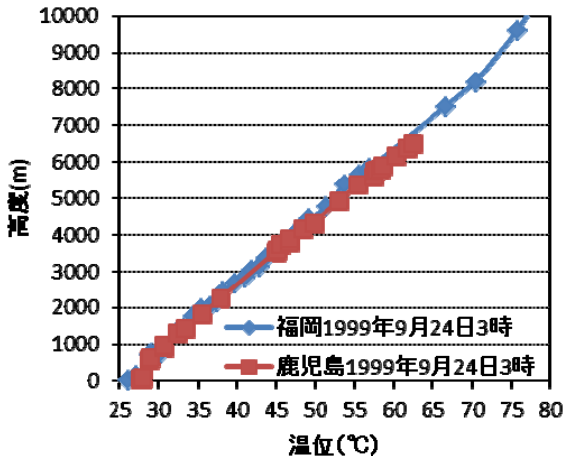


図 5.11 高層気象観測による温位分布

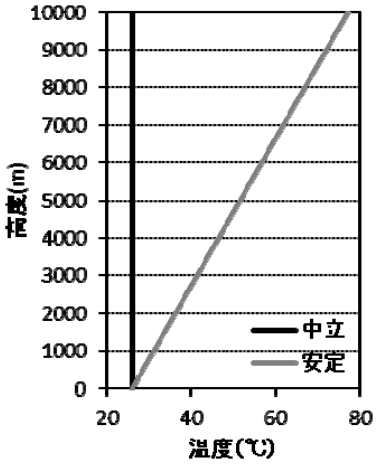


図 5.12 流入温度

5.3.3 気流解析結果

(1)水平平均風速分布

図 5.13 と図 14(a)～(d)に中立と安定状態での各鉄塔での水平風速鉛直分布を示す．最初に倒壊したと考えられている C 鉄塔周辺での水平風速が大きく，南風または南南西風の場合にその傾向が顕著になる．

(2)水平最大瞬間風速分布

NuWiCC による数値流体計算では水平風速および乱れの強さは出力されるが，最大瞬間風速は出力されない．以下では，NeWMeK 観測点 No.72 位置での NuWiCC の数値計算結果と観測記録による平均水平風速と乱れの強さが一致するように，平均風速と乱れの強さの倍率を定めた．

図 5.15(a)と(b)に NeWMeK No.72 位置での数値計算結果と観測記録を示す．図 5.15(a)より，水平風速は観測値がやや大きい．乱れの強さは計算結果が 0.1 前後

であるのに対し，観測値は約 0.2 となった．表 5.2 に計算ケースごとの水平風速と乱れの強さの倍率を示す．平均水平風速の観測値は計算値の 1.01~1.20 倍，乱れの強さは 1.62~2.15 倍になった．

NeWMeK 観測点 No.72 での観測結果と数値計算結果とが対応するように，観測記録水平風速と乱れの強さに表 2 の倍率を乗じて,最大瞬間風速値を見積もった．ピークファクターは 3 とし，以下の式で最大瞬間風速値を求めた．

$$U_G = a_U \cdot U(1+p_I \cdot a_I)$$

ここで，U_G は最大瞬間風速，a_U は水平風速の倍率，U は平均水平風速，p_I はピークファクター3，a_I は乱れの強さの倍率である．

上記の倍率を考慮して各風向での最大瞬間風速値（修正値）を図 5.16 と図 5.17 に示す．最大瞬間風速値に着目すると，C 鉄塔付近での風速値が平均風速と同様に大きい．しかし，風向は平均風速の場合と異なり，南東風や南南東風の場合に瞬間風速値が大きくなった．

また,各風向での平均風速と風速最大瞬間風速値は大気の中立や安定状態による違いが見られないことが分かった．

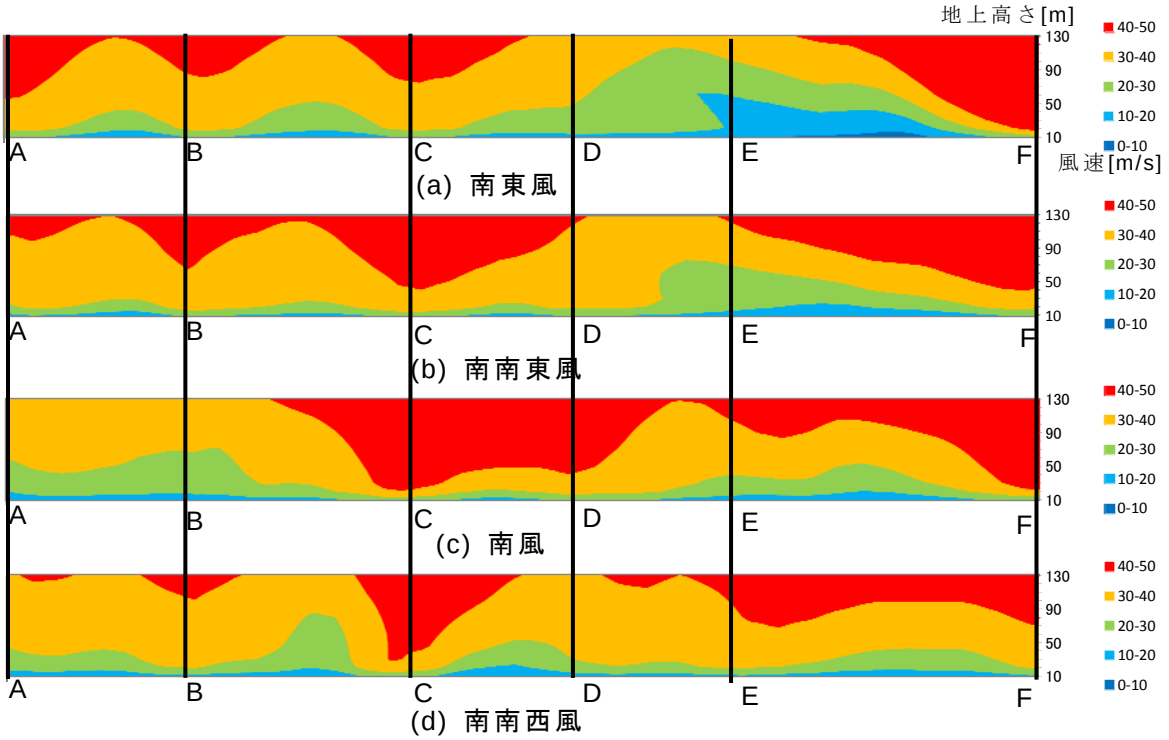


図 5.13 平均水平風速の鉛直分布(中立状態)

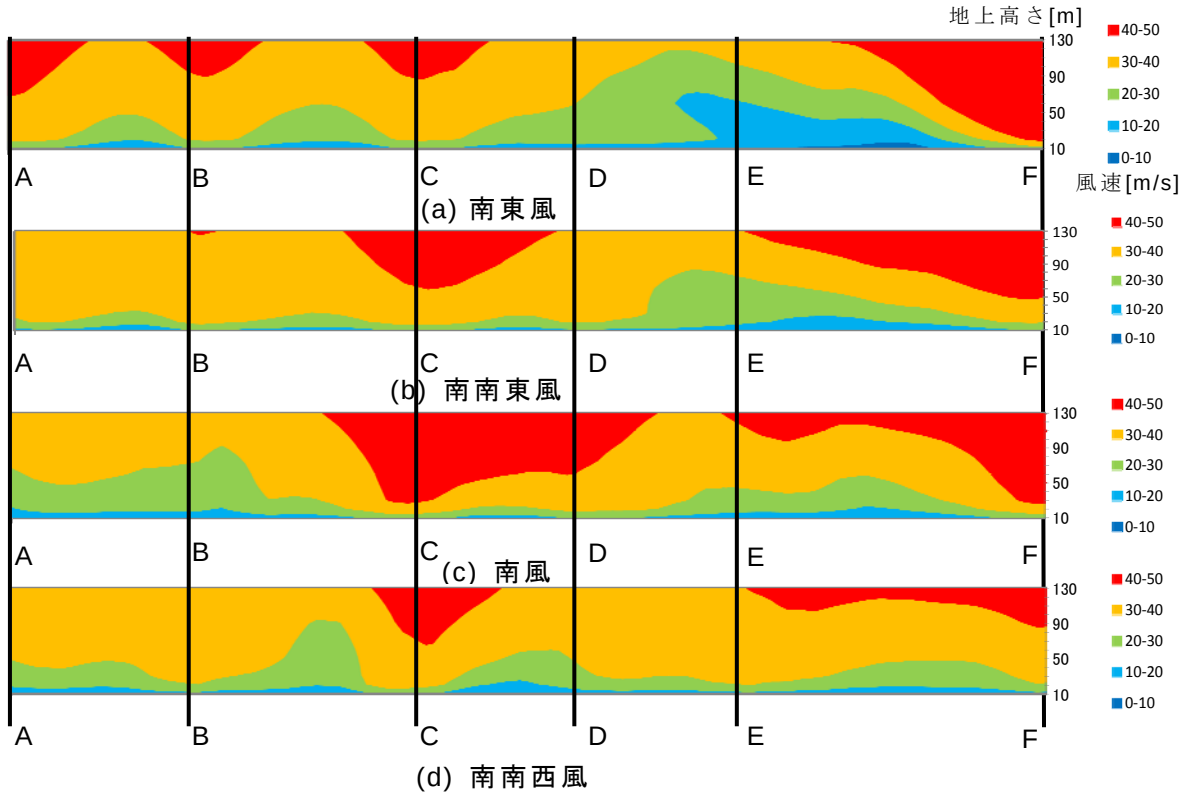
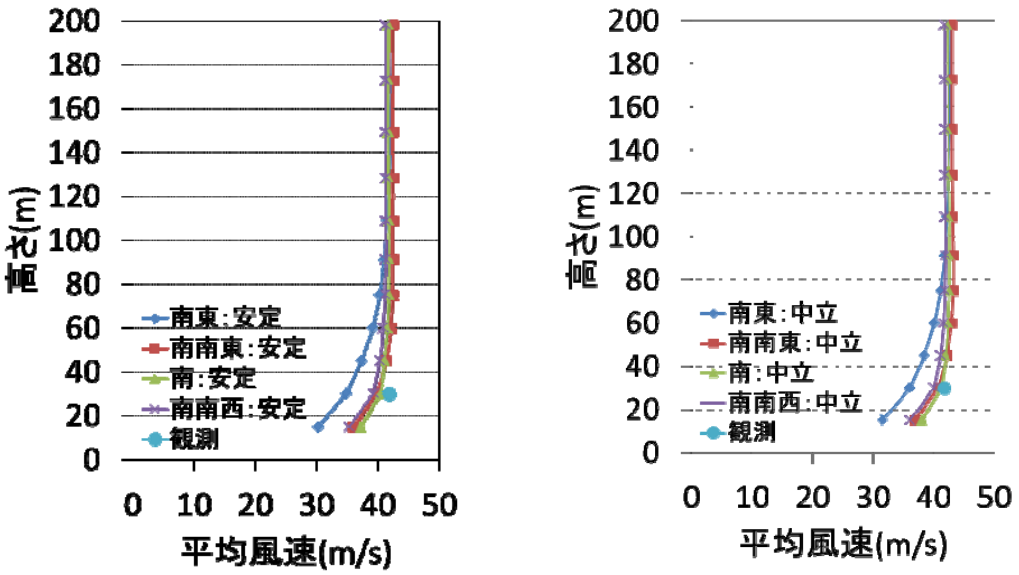
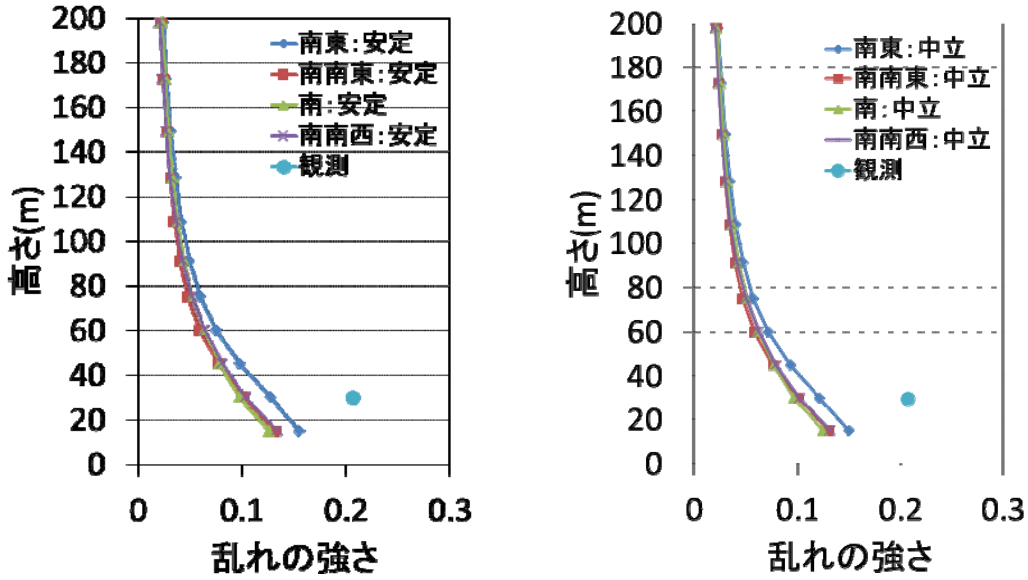


図 5.14 平均水平風速の鉛直分布(安定状態)



(a) 平均風速の鉛直分布



(b) 乱れの強さの鉛直分布

図 5.15 NeWMeK No.72 位置での計算値と観測

温度分布	風向	風速倍率	乱れの強さ倍率
中立	SE	1.158	1.695
	SSE	1.025	2.059
	S	1.012	2.150
	SSW	1.042	2.031
安定	SE	1.200	1.621
	SSE	1.048	2.031
	S	1.035	2.119
	SSW	1.064	1.999

表 2 風速と乱れの強さの倍率

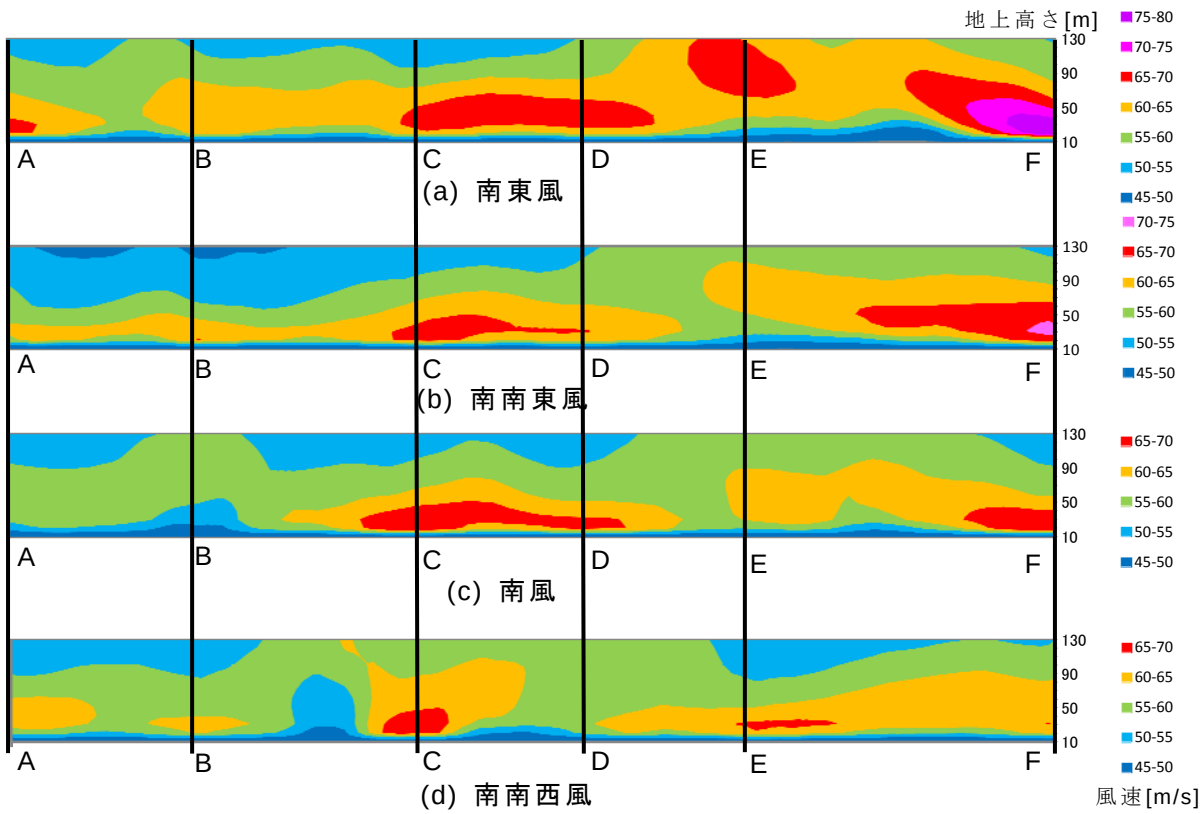


図 5.16 最大瞬間風速（修正値）の鉛直分布（大気中立状態）

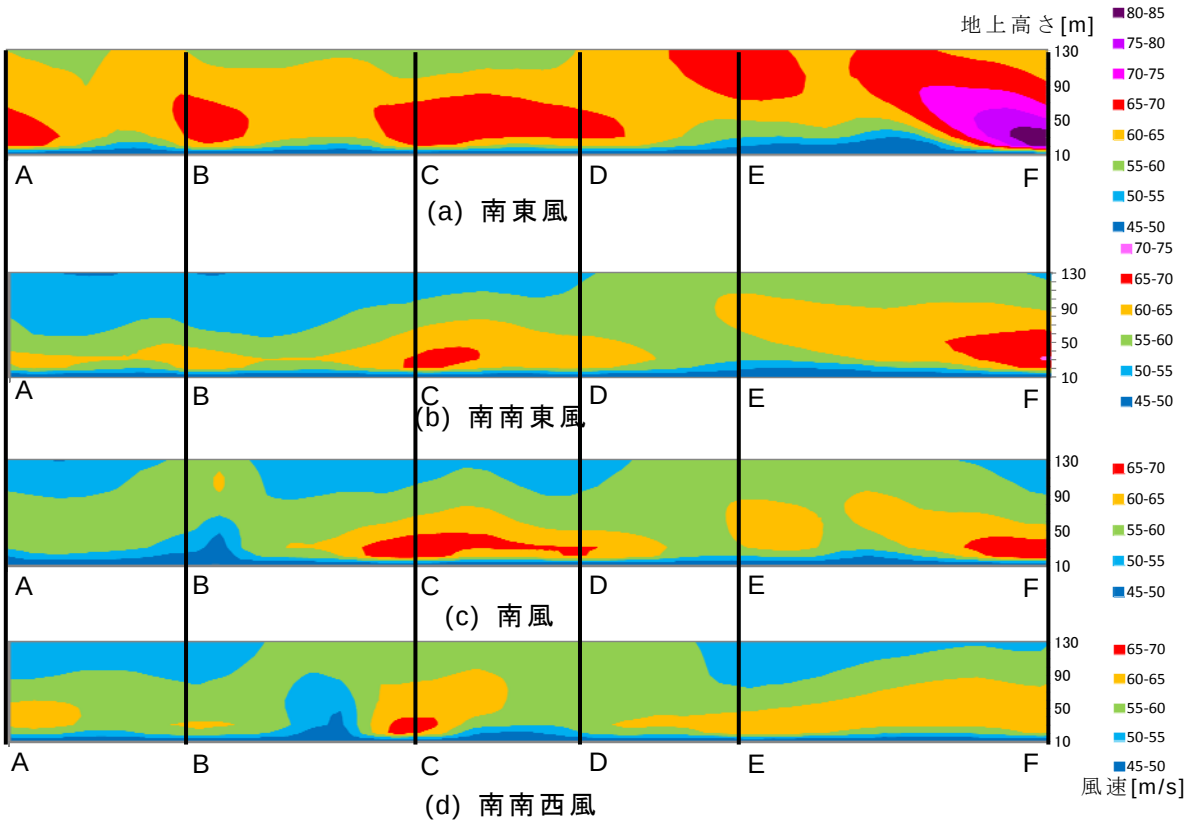


図 5.17 最大瞬間風速（修正値）の鉛直分布（大気安定状態）

(3) 風況解析値の比較

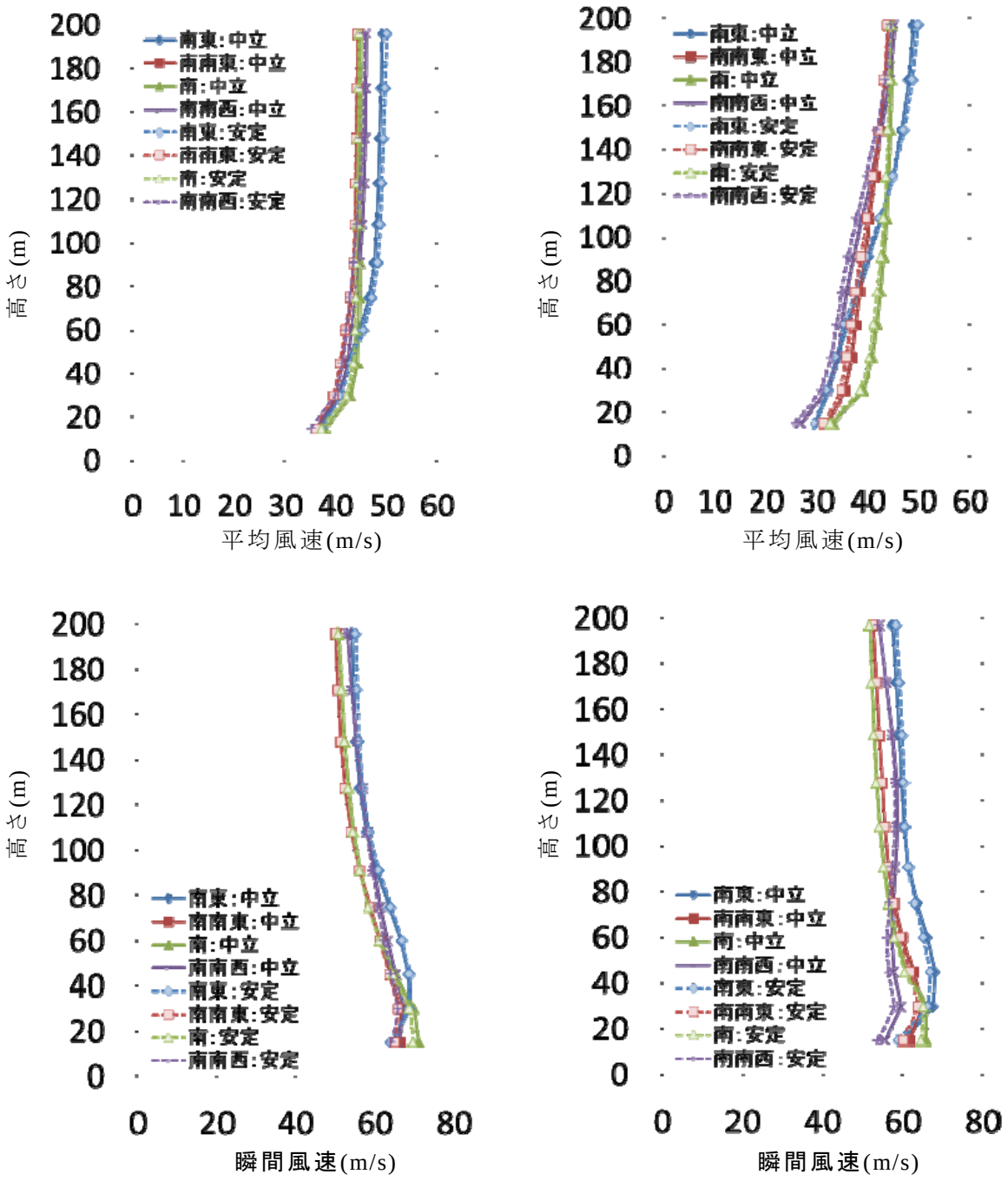
図 5.18(a), (b)に鉄塔 C,D 位置での風況解析値の比較を示す．風向によって，鉄塔 D での風速の乱れの強さが大きく変動していることが分かる．

(4) 吹上角

図 5.19 と図 5.20 に鉄塔の送電線高さに近い地上高 15m~148m 位置で中立状態と安定状態の場合に分けて、吹上風の角度分布を示す．中立状態と安定状態では，吹上角の状況に顕著な違いは見られなかった．また，風向によってやや異なるが，B から C 鉄塔間の吹上角度は 10°～15°，C 鉄塔から D 鉄塔間の吹上角度は 0°～5°である．このように C 鉄塔を中心にそれぞれの径間で吹上角度が異なるような状況が存在することが確認される．

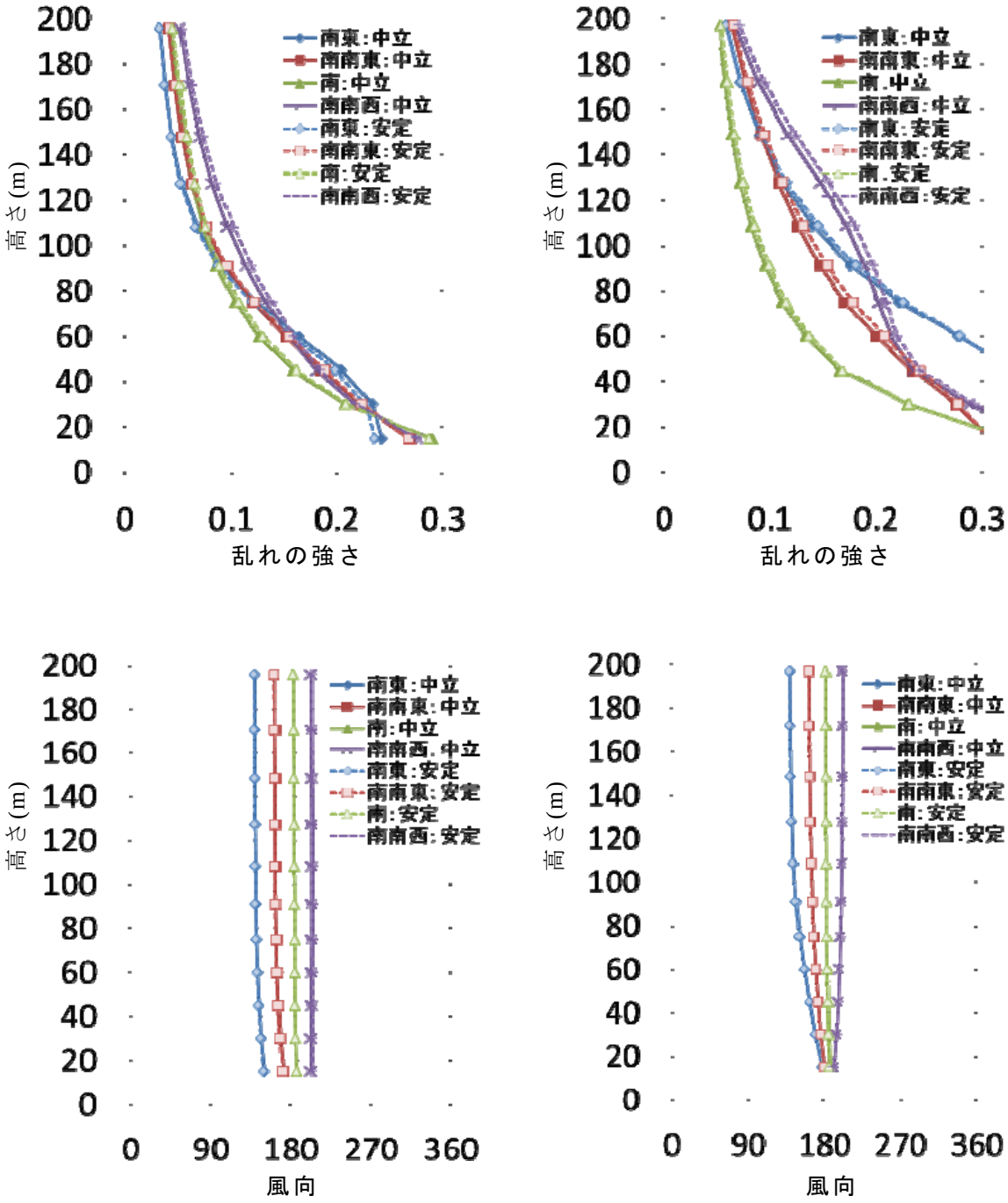
以上，実測記録をもとに鉄塔周辺の風況解析をした結果，以下の所見が得られた．

- 南風または南南西風の場合，C 鉄塔付近で平均風速が大きくなる．
- 平均風速と乱れの強さをもとにもとめた最大瞬間風速に着目しても，C 鉄塔付近で風が強くなり，南南東風の場合に特に大きな風速が見積もられる．
- 吹き上げ風の角度に着目すると，流入風向によって大きな差は生じないが，C 鉄塔の両側径間で吹き上げ角度が大きく変化する．
- 大気層が中立か安定かの状態は，計算結果に大きく影響しない．



C 鉄塔　　D 鉄塔

図 5.18-a C 鉄塔と D 鉄塔位置での風況解析値の比較



C 鉄塔　　D 鉄塔

図 5.18-b C 鉄塔と D 鉄塔位置での風況解析値の比較

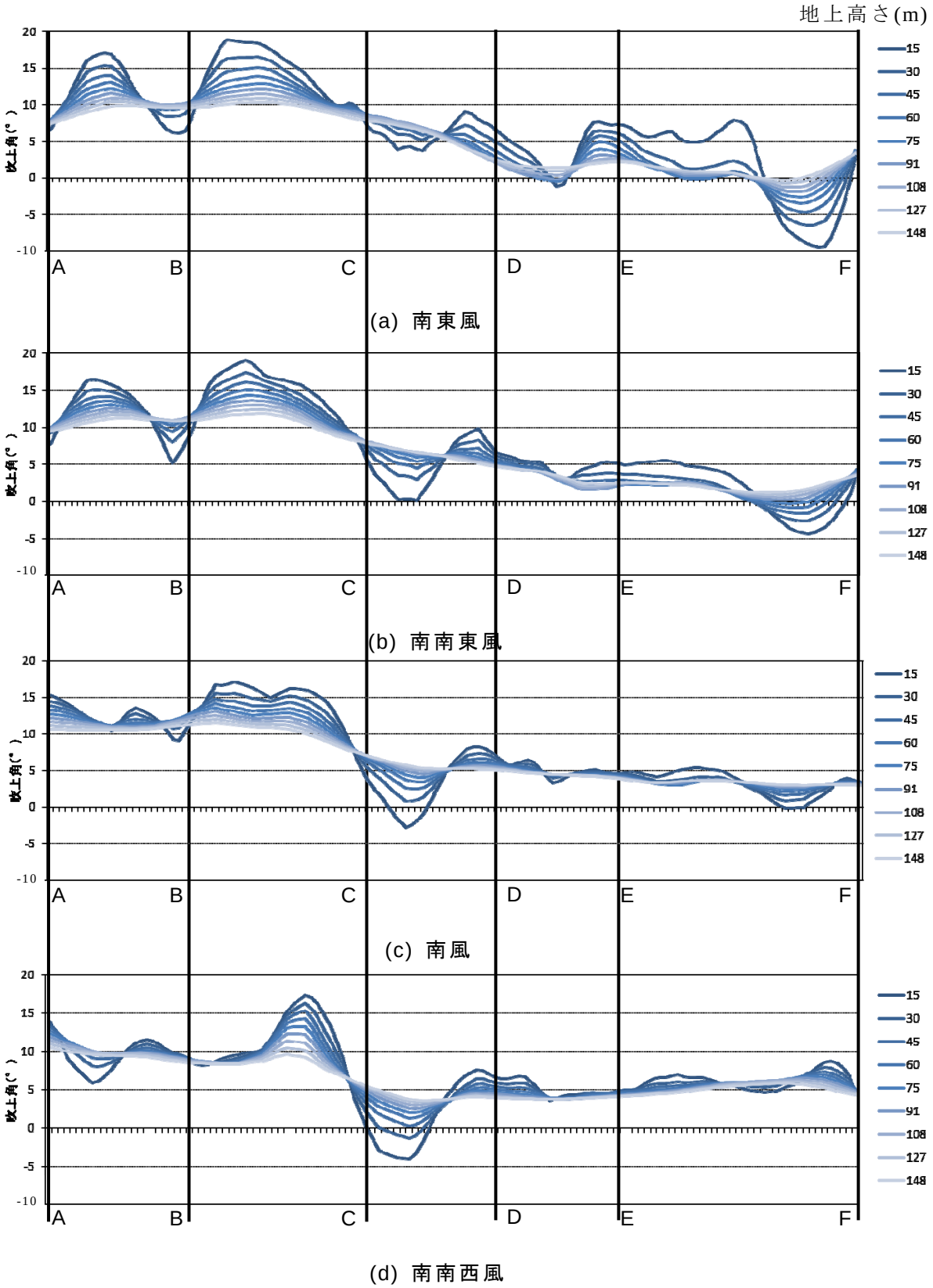


図 5.19 線路方向での風の吹上角の変化（地上高 15m～148m）中立状態の場合

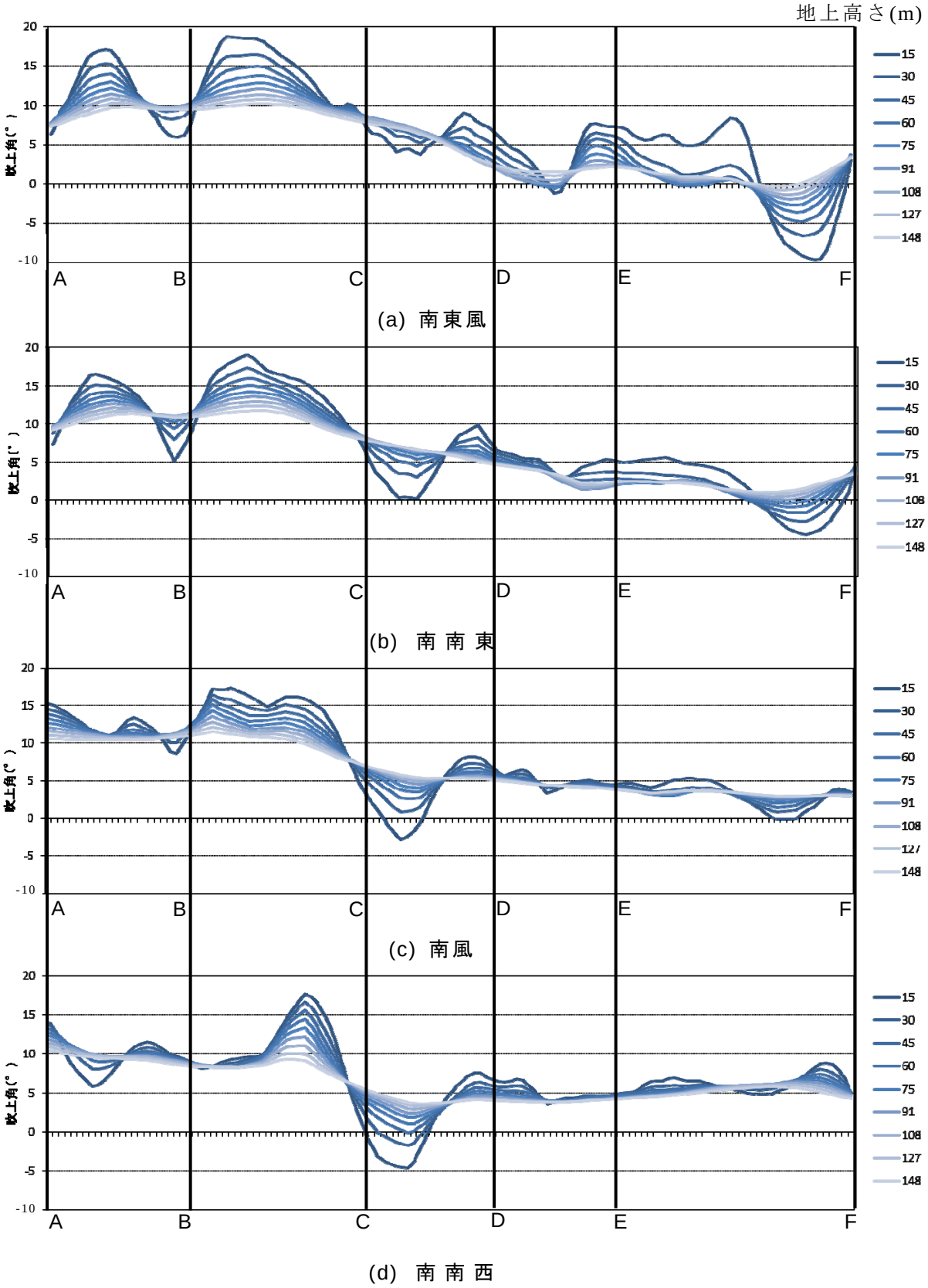


図 5.20 線路方向での風の吹上角の変化（地上高 15m～148m）安定状態の場合

5.4 動的時刻歴解析結果

5.4.1 計算手順

5.3 章の気流解析で得られた鉄塔周辺の風況情報をもとに，連成系モデルに作用する風速場の時刻歴波形を作成した．鉄塔の時刻歴風応答計算は 2~4 章と同じ Newmarkβ法（β=1/4)を用い，ここでは計算時間間隔を 0.02 秒とした．また，風速場の生成時間間隔も(0.02 秒)とした．　連成系モデルの構造減衰を剛性比例型で設定し，鉄塔部の減衰を鉄塔単独モデルの 1 次モードに対して減衰定数を 1%，また電線部の減衰定数を面外方向 1 次モードに対して 0.4%とし，さらに作用風速に対応する空力減衰を付加した．以下の検討では各種応答値の評価時間を 600 秒とした．

吹き上げ風の影響を比較するために，気流解析から得られた風速に対し，吹き上げ風まで考慮した動的解析と，風速の鉛直成分を無視し吹き上げ風を無効にした動的解析を行った。

5.4.2 不平均張力に及ぼす吹上風の影響（吹上あり）

注目する C 鉄塔と送電線の腕金先端の番号を図 5.21 に示す.

南東風向で大気が中立状態について吹上風ありの場合の解析の例として,風速,不平均張力及び塔頂変位の時刻歴波形を図 5.22 に示す．不平均張力の符号は,正はD鉄塔への向き，負は B 鉄塔への向きを表す．C 鉄塔と D 鉄塔の各腕金先端での不平均張力の統計値をそれぞれ図 5.23 と 図 5.24 に示す．また，図に“負”の表示がある場合，不平均張力の向きが負の方向であることを示す.

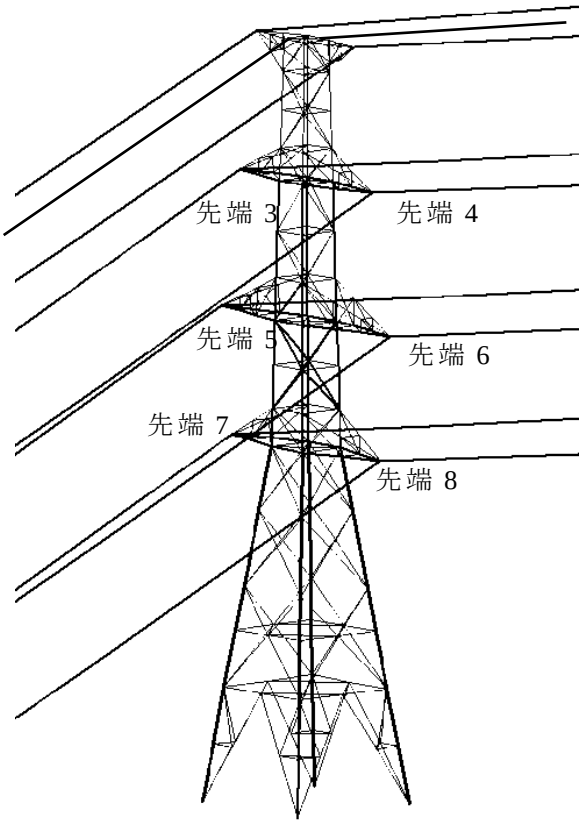
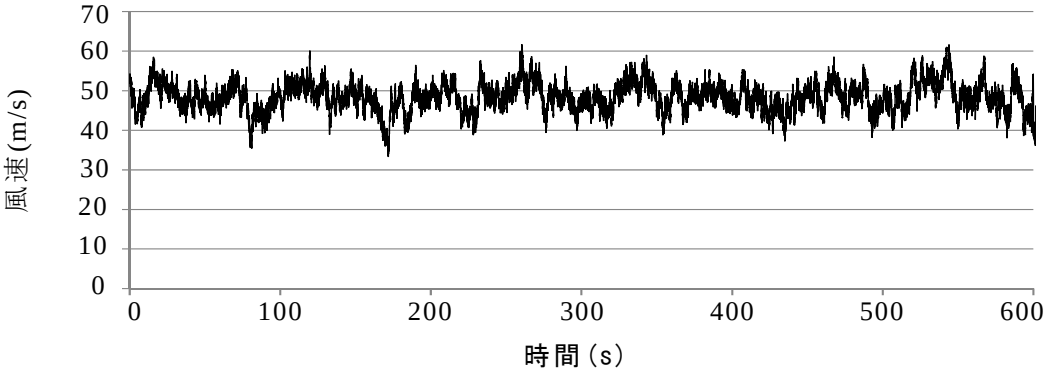
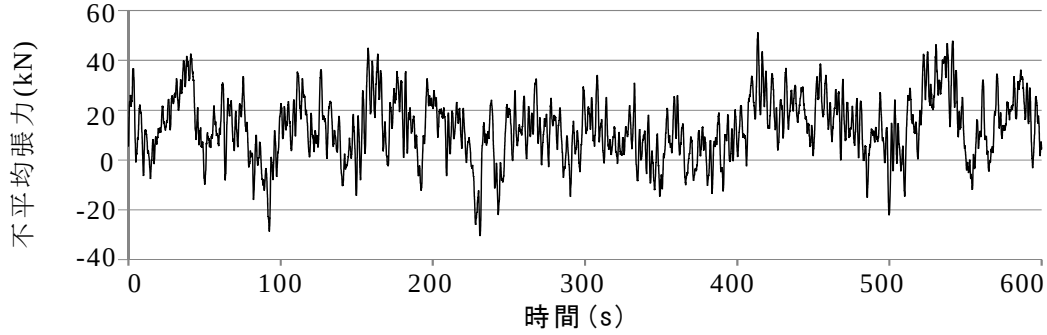


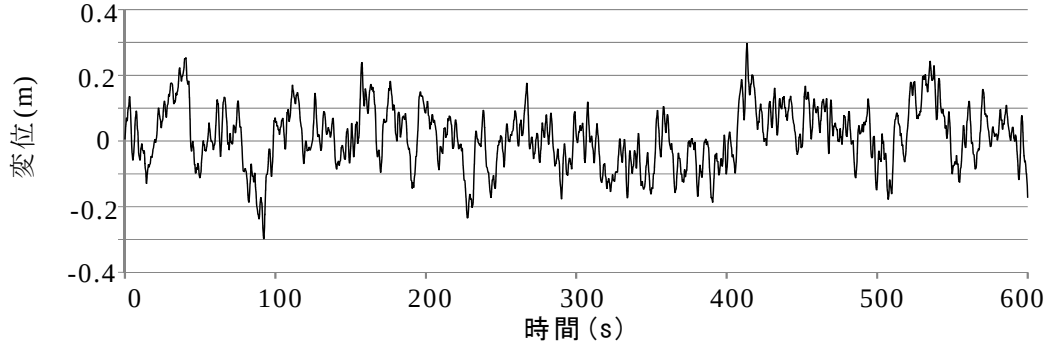
図 5.21 鉄塔の先端番号



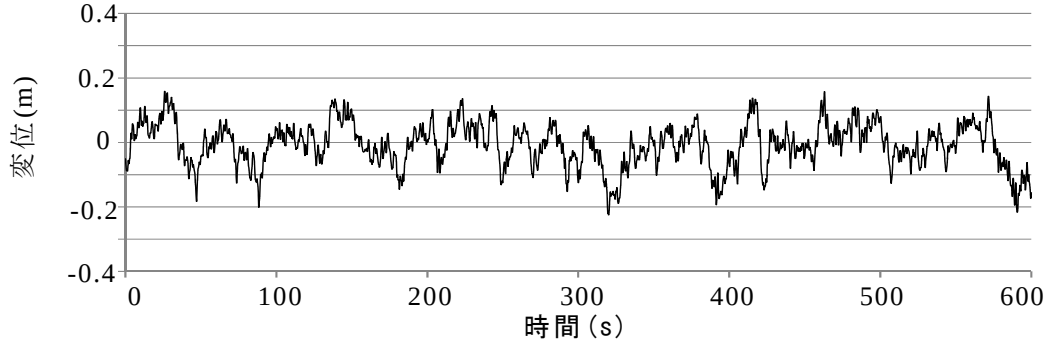
a.　塔頂水平風速



b.　先端 3 における不平均張力



c.　線路方向塔頂変位



d.　線路直角方向塔頂変位

図 5.22 解析の波形例（南東風、吹上あり、中立状態）

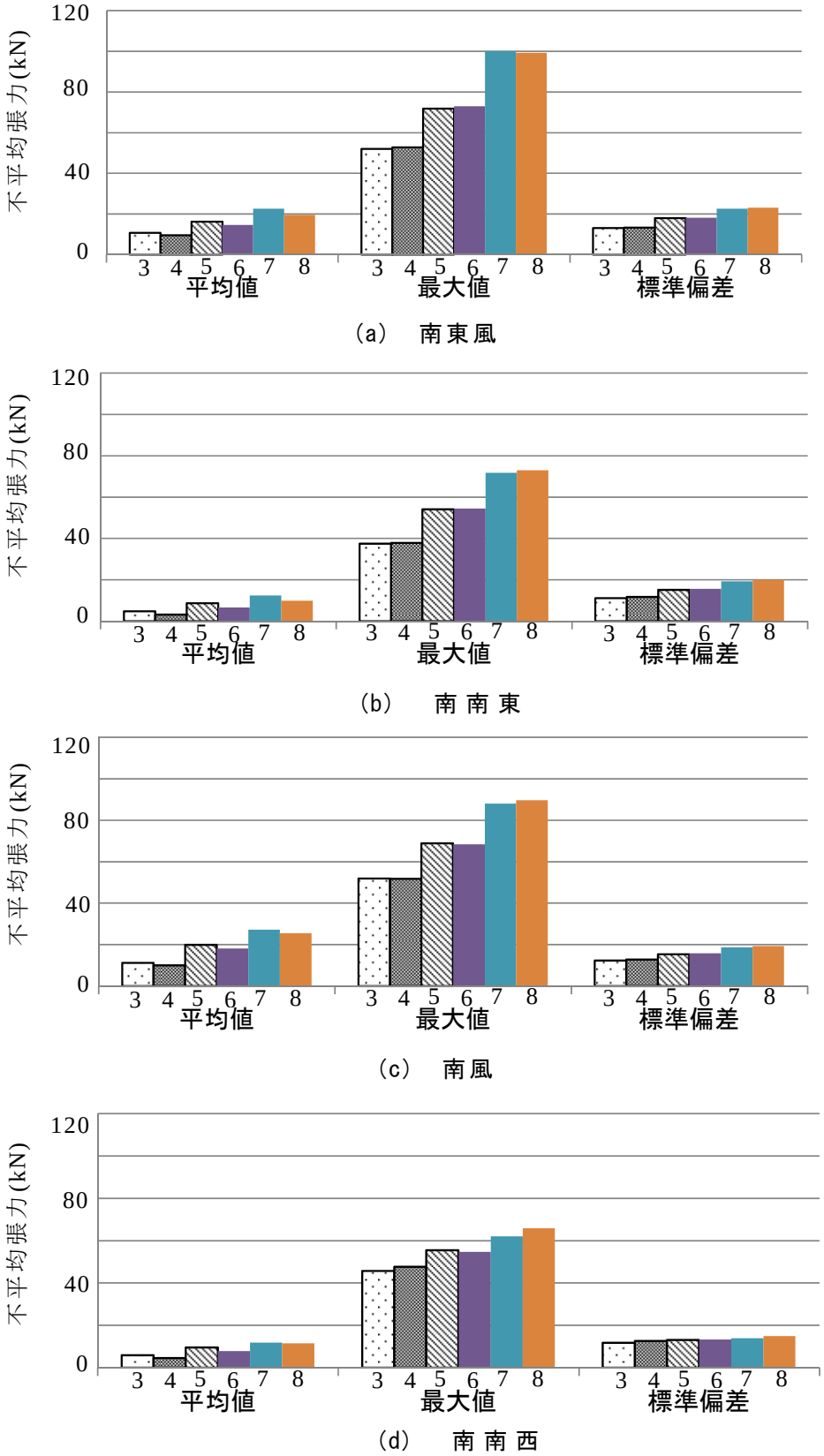
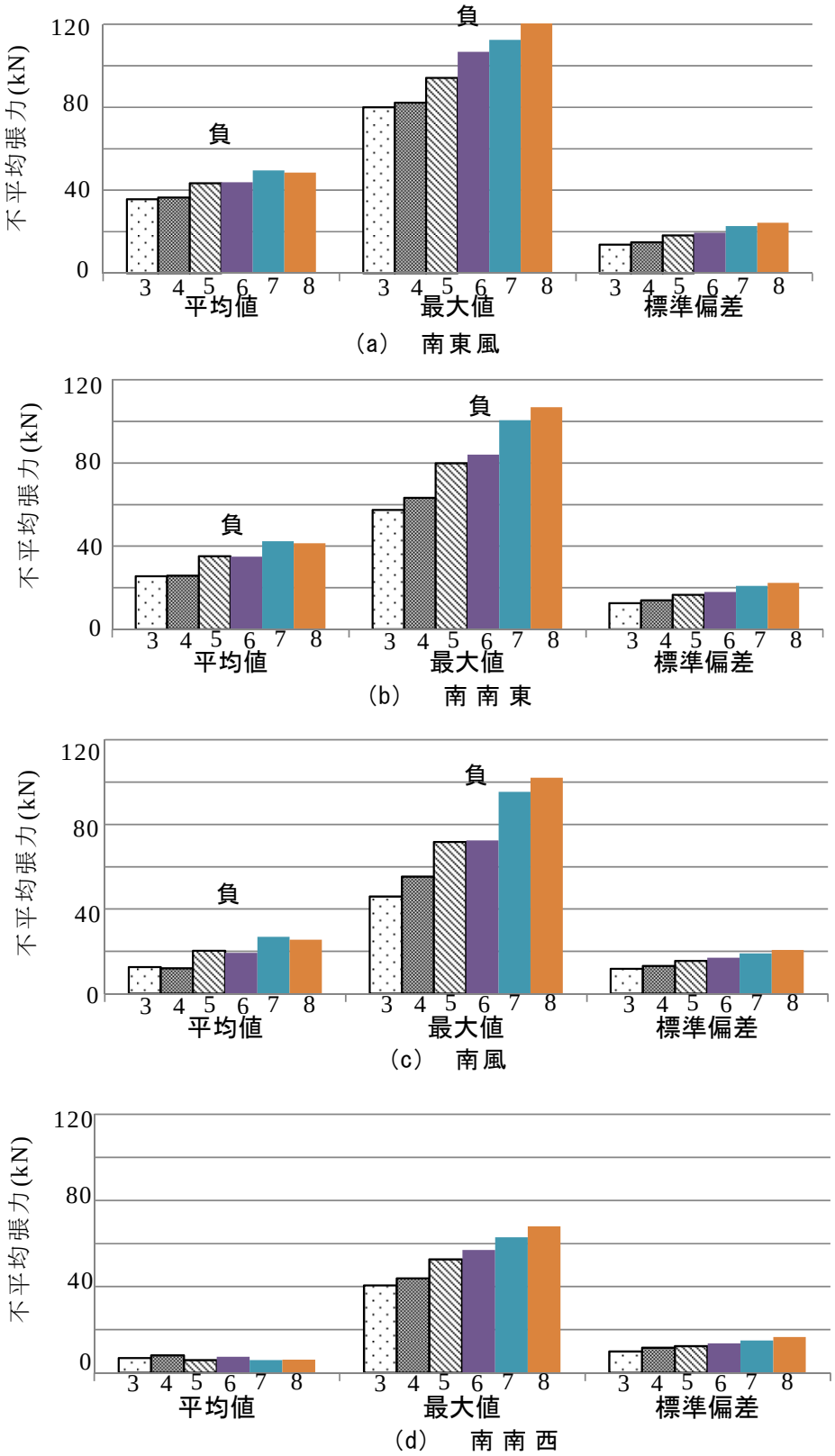


図 5.23 C 鉄塔での各風向における不平均張力（中立状態）



負の符号は不平均荷重が B 鉄塔側への向きであることを示す

図 5.24 D 鉄塔での各風向における不平均張力（中立状態）

以上の計算結果から，不平均張力の平均値と最大値及び標準偏差のいずれも，鉄塔最下位腕金先端の方が最上部腕金先端や中層部腕金先端よりも大きいことが分かった．また，南南西を除く風向で，C 鉄塔よりも D 鉄塔の不平均張力が大きくなった．これは図 5.18-b に見られるように，D 鉄塔周辺の乱れの強さのほうが C 鉄塔周辺の乱れの強さより大きいからである．ただし，D 鉄塔周辺の乱れの強さが C 鉄塔と同じ程度になる南南西風向の場合は，両者はほぼ等しい．

図 5.25 に示すように，中立状態と安定状態では，風況分布にほとんど違いが見られないため応答量に殆ど差は無い．鉄塔 D にのみ注目した図 5.26 に示すように，D 鉄塔 8 番先端の不平均張力の平均値と最大値は南東風の時が最大になった．これは D 鉄塔周辺の乱れの強さが南東風の場合に最大になることに対応している（図 5.18-b）．

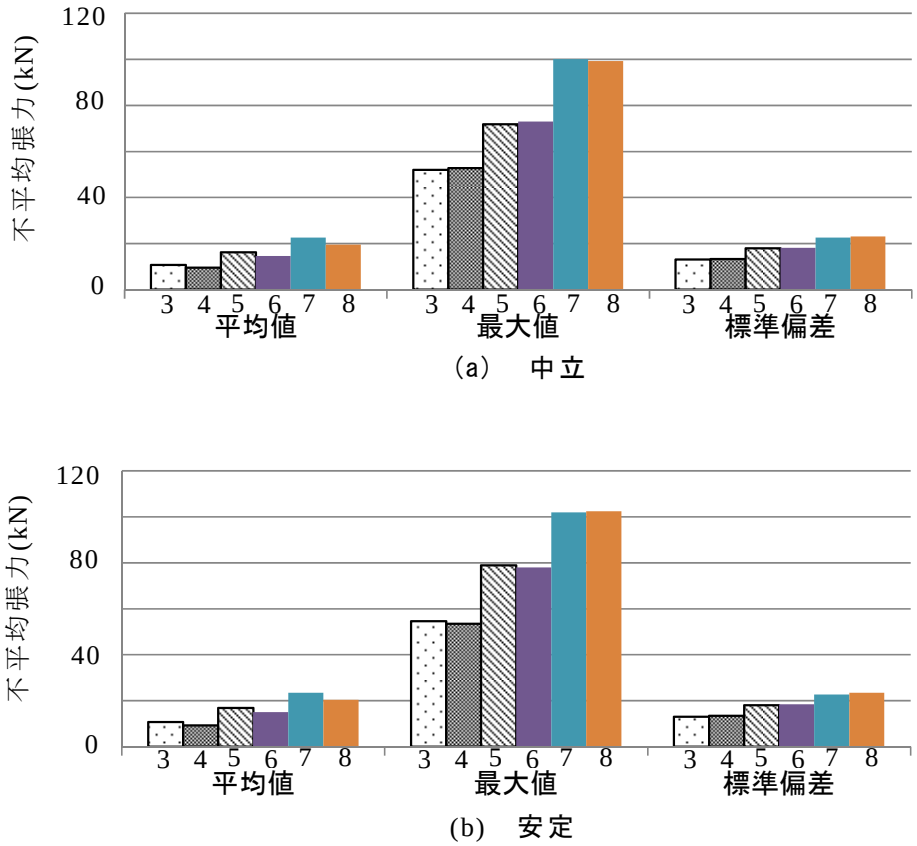
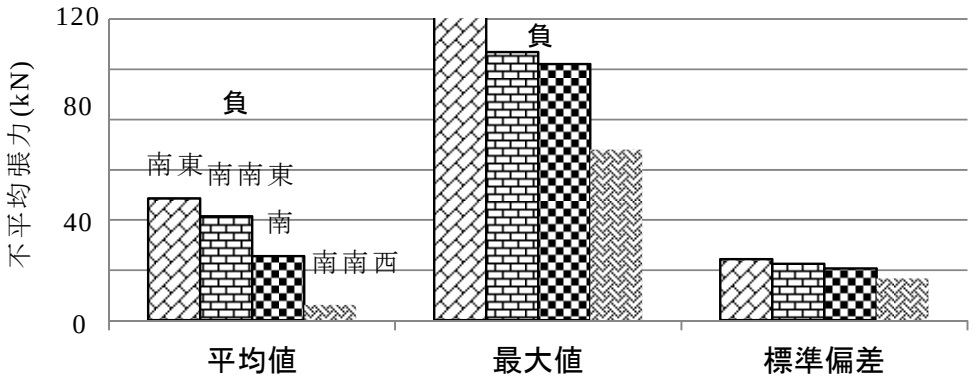


図 5.25 風況分布による不平均張力の比較例（C 鉄塔，南東風）



負の符号は不平均荷重が B 鉄塔側への向きであることを示す

図 5.26 鉄塔 8 番先端における不平均張力(D 鉄塔)

5.4.3 不平均張力に及ぼす吹上風の影響（吹上なし）

前節では吹上風ありの場合の不平均張力の結果から,不平均張力の平均値と最大値は南東風の時が最大であることが分かった.

本節では吹上風の影響を評価するために,南東風と南風の場合の風速の鉛直成分（吹上風）を無視して検証する．ただし，風況分布は中立状態の場合のみ扱った．各風向での各先端での不平均張力を図 5.27 と図 5.28 に示す.

同図から分かるように，C 鉄塔の不平均張力の平均値と最大値は，「吹上風あり」の方がより僅かながら大きくなった．それに対して，D 鉄塔の不平均張力の平均値と最大値は，「吹上風あり」の方が小さくなった．図 5.29 に C 鉄塔 8 番先端の不平均張力の比較を示す．南東風の場合，「吹上風あり」は「吹上風無し」に比べ，不平均張力の平均値が 5.8%を増加し，最大値が 5%増加した．南風の場合，「吹上風あり」は「吹上風無し」に比べ，不平均張力の平均値が 31%を増加し，最大値が 6%を増加した．一方，D 鉄塔 8 番先端の不平均張力の比較を示す図 5.30 では．南東風の場合，「吹上風あり」は「吹上風無し」に比べ，不平均張力の平均値が 13.8%を減少し，最大値が 9.5%を減少するなど，C 鉄塔と逆の傾向となった．しかし，南風の場合，「吹上風あり」は不平均張力の最大値が

5%を増加し，ほぼ C 鉄塔と同じ傾向になった．これは吹上角の増大に伴って（図 5.17），吹上風荷重をより大きく受けた径間（C 鉄塔の場合は B~ C 径間）の送電線張力が減少し，上記のような C 鉄塔不平均張力の増大が発生するものと思われる．また，D 鉄塔の場合，吹上風荷重をより大きく受けた径間（C~ D 径間）の送電線張力が減少し，上記のような D 鉄塔の負的の不平均張力が減少するとなったと解釈される．

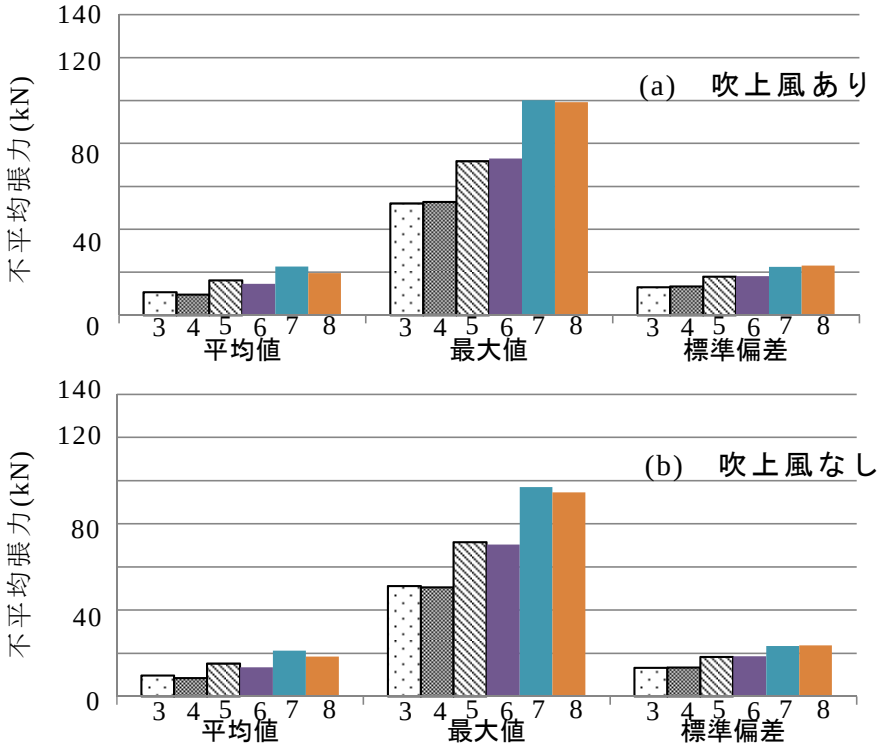


図 5.27 C 鉄塔各先端における不平均張力（南東風）

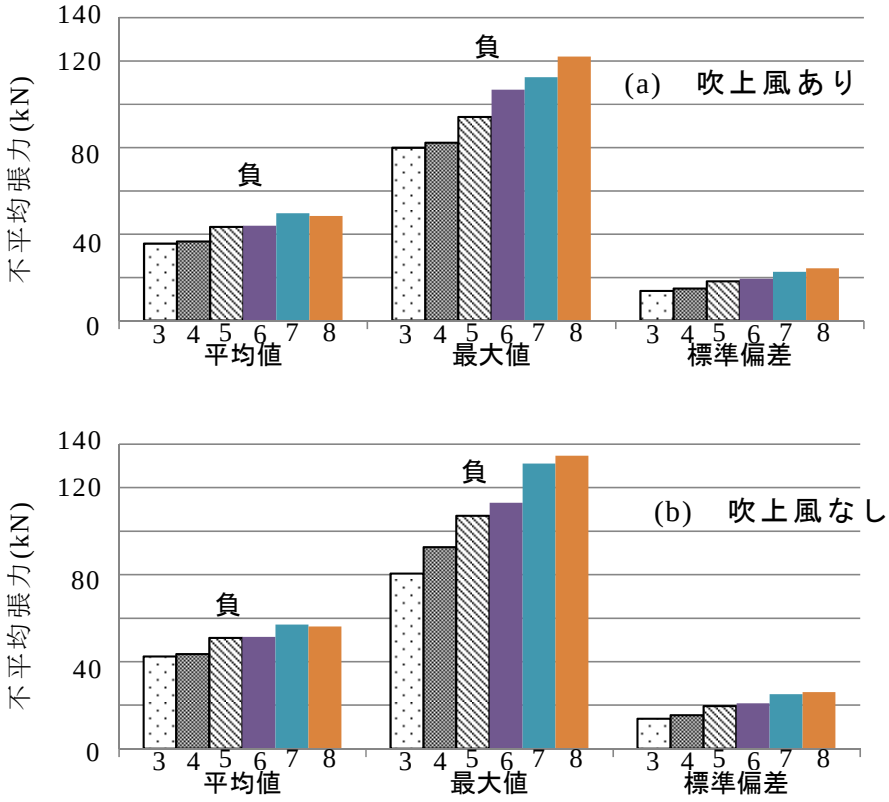


図 5.28 D 鉄塔各先端における不平均張力（南東風）

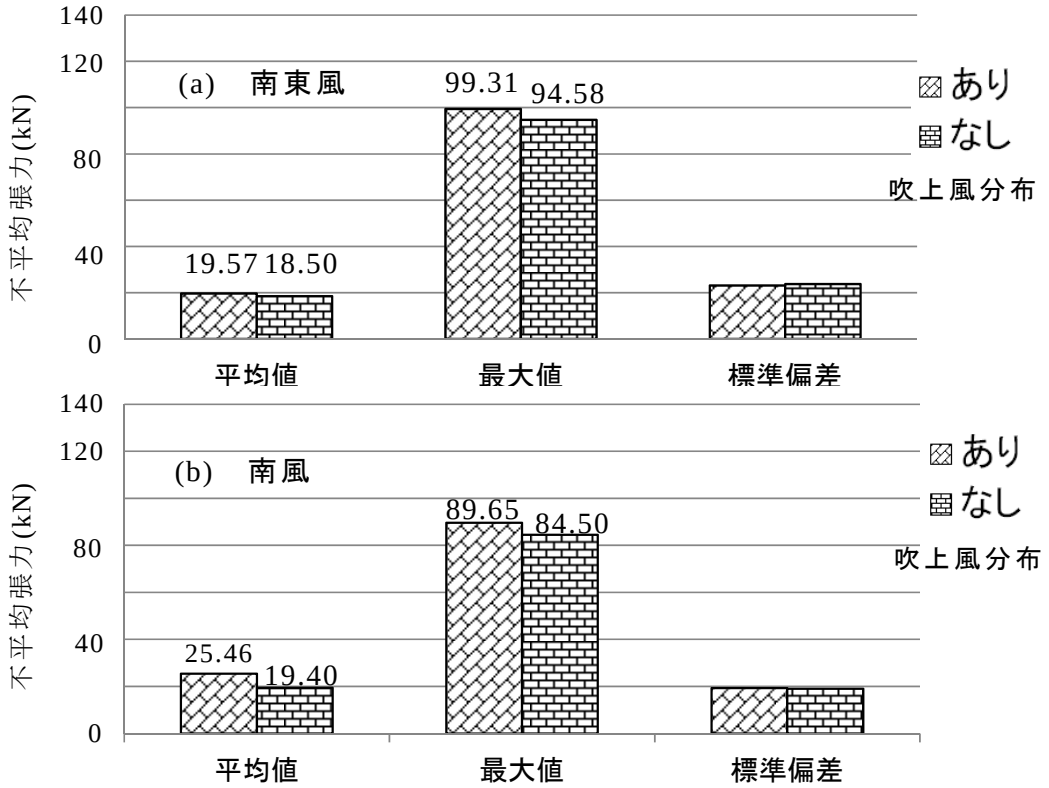


図 5.29 吹上風分布による不平均張力の比較(C 鉄塔 8 番先端)

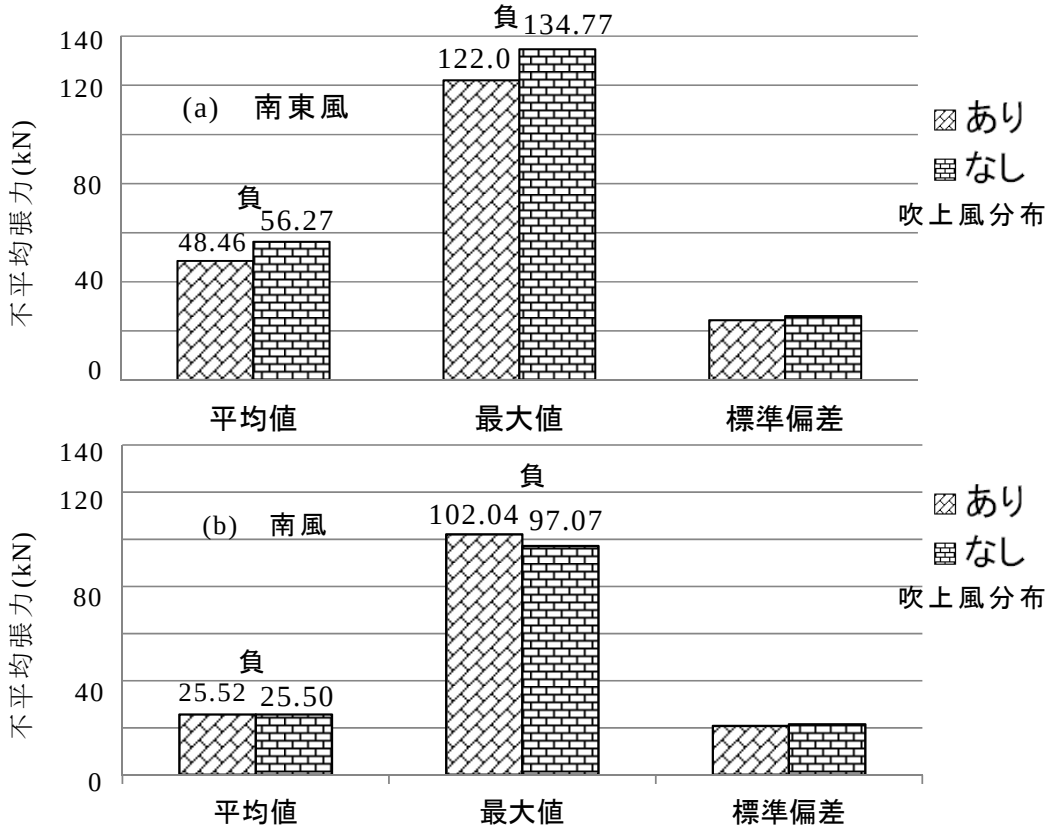


図 5.30 吹上風分布による不平均張力の比較(D 鉄塔の 8 番先端)

5.4.4 鉄塔の塔頂変位

図 5.31～図 5.34 に大気層中立状態での C と D 鉄塔の塔頂変位のリサージュ図を示す．同図から分かるように，線路方向の方は線路直角方向よりも変位が大きくなっていることがわかる．これは両鉄塔が耐張鉄塔であり，不平均張力の影響を強く受けやすいことを示している．また，D 鉄塔より，C 鉄塔の方が線路方向の頂点変位が大きくなることが分かる．これは，C 鉄塔の高さ(111.5m)は D 鉄塔(65m)よりかなり高いことに起因している．

C 鉄塔では，塔頂変位は吹上風の有無によって大きな差は見られないが，吹上風の分布に関わらず，南東風の時に変位が最も大きい．これは，今回検討された連成系モデル周辺の風速場に於いて，地上高の増加に伴って，吹上角が小さくなるため,鉄塔上端先端での不平均張力に吹上角の影響も小さくなると考えられる．

5.5 むすび

本章では台風 9918 号接近時の観測データをもとに気流解析による実地形での吹上風分布を大気の安定状態を含めて吹上風の発生状況を検証し，実機鉄塔-電線連成系の動的風応答解析から送電線不平均張力や鉄塔の応答変位に及ぼす影響を検討した結果，以下の所見を得た．

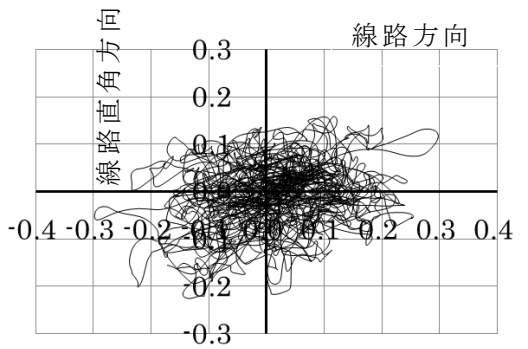
(1) 鉄塔周辺の地形状況によって鉄塔両側径間の吹上角度が大きく異なることがある．

(2) 鉄塔周辺の平均風速と最大風速及び乱れの強さが大きくなるに連れて，不平均張力の平均値と最大値も相応に大きくなる．

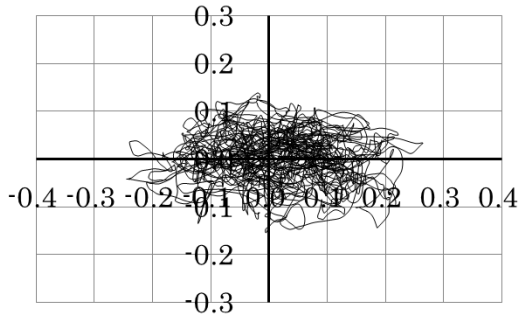
(3) 乱れの強さが大きい風を受ける径間を有する方が不平均張力が大きくなる．

(4) 吹上風の有無で不平均張力を比較すると，吹上風がある方が，必ずしも不平均張力が大きくなるわけではないが，鉄塔前後径間の状況によって不平均張力の平均値と最大値がともに大きくなる場合がある．すなわち，吹上風の存在が鉄塔の耐風安全性を脅かす場合がある．

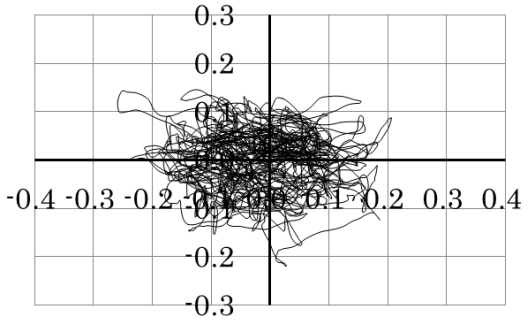
(5) 本章で取り扱った実機鉄塔-送電線連成系モデルでは，鉄塔頂部変形には吹上風の影響は顕著には見られなかった．



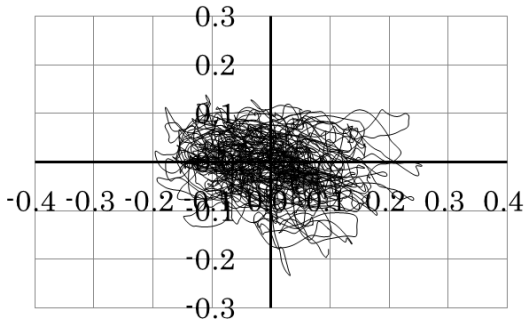
a.南東風



b.南南東風

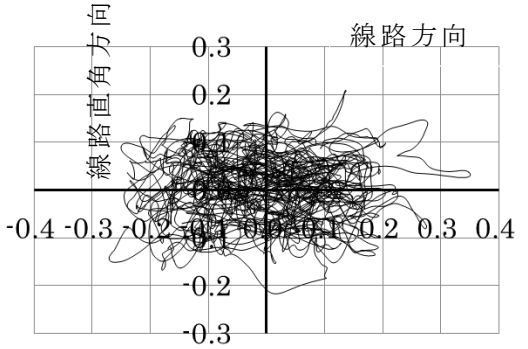


c.南風

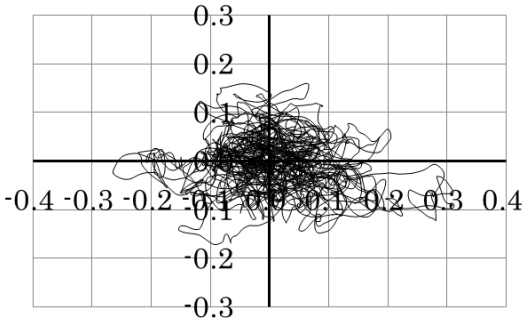


d.南南西風

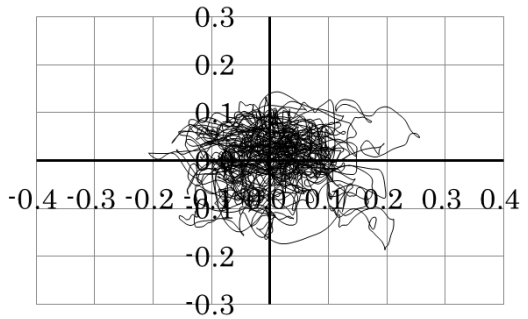
図 5.31 C 鉄塔塔頂変位(mm)
吹上風あり



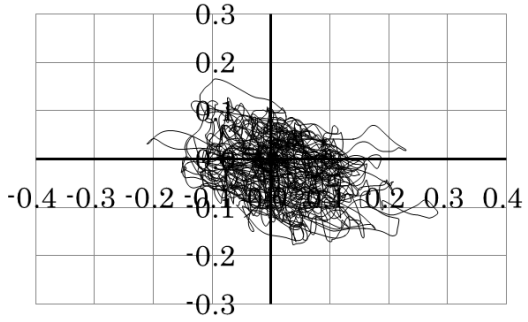
a.南東風



b.南南東風

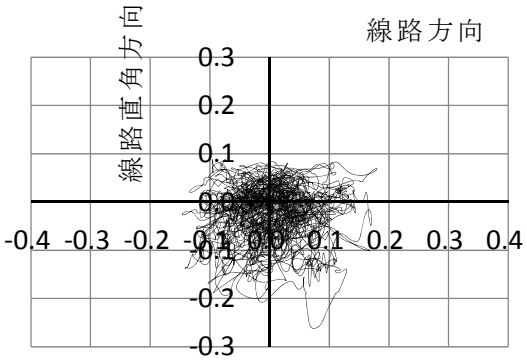


c.南風

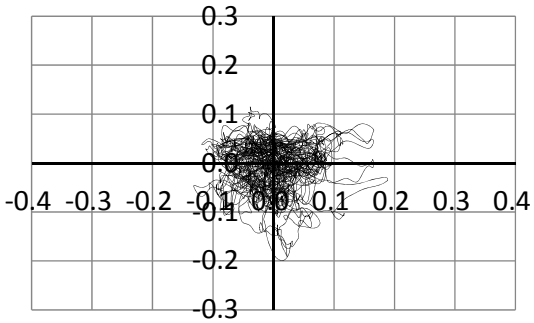


d.南南西風

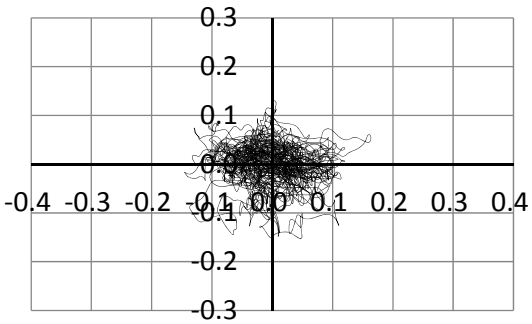
図 5.32 C 鉄塔塔頂変位(mm)
吹上風なし



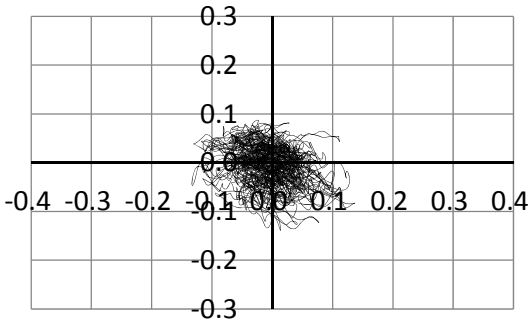
a.南東風



b.南南東風

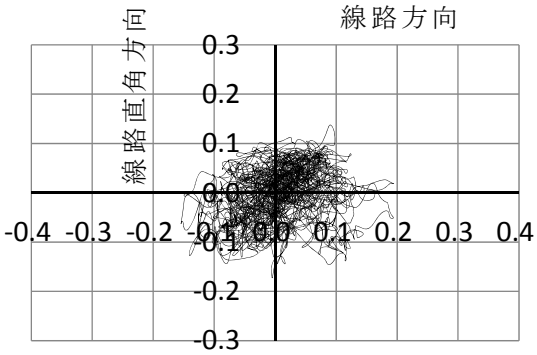


c.南風

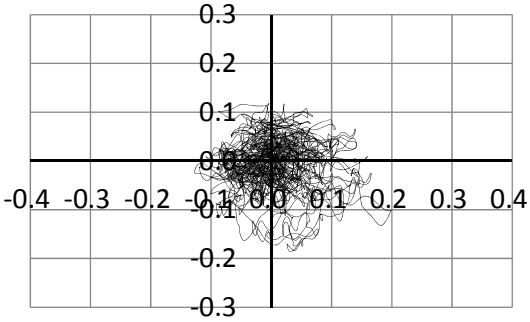


d.南南西風

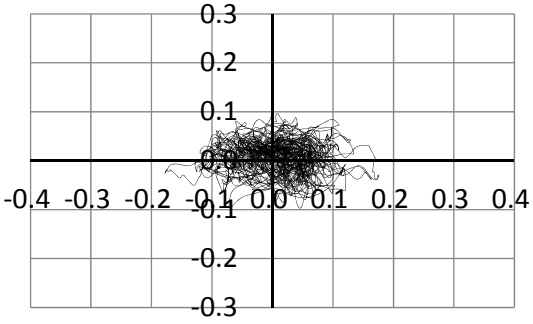
図 5.33 D 鉄塔塔頂変位(mm)
吹上風あり



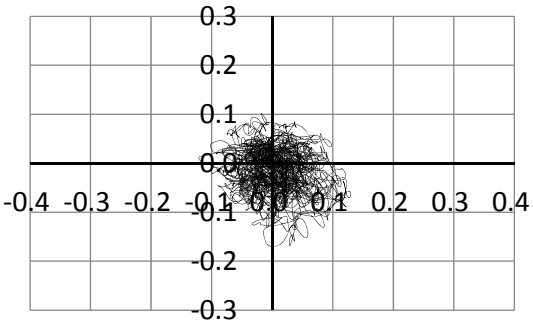
a.南東風



b.南南東風



c.南風



d.南南西風

図 5.34 D 鉄塔塔頂変位(mm)
吹上風なし

第 5 章の参考文献

1) 光田寧（代表）：1991 年台風 19 号による強風被害の研究，平成 3 年度文部省科学研究費（総合(A)03306022），1992.

2) 九州電力株式会社：台風 18 号による鉄塔損壊の原因と対策について，http://www.kyuden.co.jp/press_r_20000131_20000401_045419_1001.html，2000 年 1 月 31 日

3) 友清衣利子，前田潤滋，野口博志，石田伸幸：九州地区における台風 9918 号の強風特性について二，三の考察―NeWMeK による強風分布情報と風倒木分布に見るマクロ地形の影響，第 16 回風工学シンポジウム論文集，pp.95-100，2000 年 11 月.

4) Tsuyoshi Kajitani，Yoshito Imamura，Nobuyuki Ishida，Eriko Tomokiyo，Junji Maeda： Application of NeWMeK to Wind Distribution Analysis on Locations near Transmission Towers Collapsed by Strong Winds，The 14th conference of the Electric Power Supply Industry Vol.2， pp.241-246，2002．11.

5) Tomokiyo，E.，et al：Typhoon Damage Analysis of Transmission Towers in mountainous regions of Kyushu，Japan，Wind and Structures An International Journal，Vol.7，No.5，pp.345-357，2004．6.

6) 近藤純正：身近な気象の科学，東京大学出版会，1987.

7) 佐々木華織ら：“清川ダシ”吹走時に観測された強風域および風の鉛直構造の特徴，日本気象学会機関誌「天気」，Vol.51，No.12，pp.881-894，2004 年 12 月.

8) 飯田典子，野口博志，石田伸幸，前田潤滋：台風 9918 号の強風被害分布について(速報)－九州地区での住宅被害分布－，第 39 回日本建築学会九州支部研究報告会，pp.233-236，2000.

9) 前田潤滋，石田伸幸：広域高密度風観測システムによる強風分布特性のモニタリング，第 14 回風工学シンポジウム論文集，pp.1-6，1996.

10) 服部康男，和田浩治，橋本篤，日下博幸，平口博丸，田中伸和：領域気象モデ

ル WRF と局所風況数値解析コード NuWiCC による複雑地形上の風況予測，日本機械学会流体工学部門講演会講演論文集，”507-1”-“507-4”，2006.

11) 気象庁：過去の気象データ検索，http://www.data.jma.go.jp/obd/stats/etrn/index.php，2013 年 2 月 4 日.

第 6 章　結論

6.1 研究結果のまとめ

本研究は，鉄塔-電線連成系の吹上風に対する動的応答に着目して，吹上角を持つ吹上風が鉄塔-電線連成系の風応答特性に与える影響について検討したものである．研究の目的は次の通りである．

I. 懸垂鉄塔および耐張鉄塔で支持された送電線連成系の吹上風に対する動的応答に着目して，碍子と電線との接合部変位や鉄塔-電線連成系の動特性に与える影響を明らかにする．

II. 両径間長が等しくない場合，また，高低差がある場合の鉄塔に作用する吹上風の分布特性に応じて鉄塔に作用する送電線不平均張力が鉄塔の変形挙動に及ぼす影響を明らかにする．

III. 実地形の数値流体計算による吹上風を分析し，その吹上風を実機連成系モデルに作用して,送電鉄塔の電線不平均張力荷重の影響を総体的に明らかにする．

これらの所見は前章までにおいて詳しく紹介したが,本章では改めてこれらを整理して，本論文の結論として以下に述べる．

第 2 章では,懸垂鉄塔および耐張鉄塔で支持された送電線連成系の吹上風に対する変形挙動に着目して，0º～30º までの吹上角を持つ吹上風が電線張力と碍子の接合部変位に与える影響を検討した結果，以下の所見が得られた．

(1) 懸垂型および耐張型どちらにおいても，鉄塔頂部線路直角方向変位の平均値，最大値及び標準偏差は，吹上角の増加に対してほとんど変化しない．これは，今回の検討ではすべての吹上角において水平方向の風速を一定（高度 10m で平均風速 40m/s）に設定しているため，鉄塔部に作用する水平方向の風力が吹上角によって変化しないためである．また，鉄塔頂部線路方向でも同様に吹上角の増加に対して変位の最大値および標準偏差はほとんど変化しない．これは，今回の吹上風の設定条件には，両側径間で同じ吹上角を設定しているため，両側の電線張力差は吹上角によっての変化は小さいためである．

(2)　鉄塔頂部の線路直角方向の加速度の最大値と標準偏差は吹上角の増加に伴い減少し，特に耐張型鉄塔の線路直角方向加速度の減少が顕著である．一方，線路方向では，吹上角が大きい場合，加速度の最大値と標準偏差が吹上角の増大に対してほとんど変化しない．

(3)　吹上角の増大に伴い，懸垂型および耐張型の電力線端部の張力が減少し，電線部の剛性が低下する．

(4)　線路方向と線路直角方向のどちらの方向においても，吹上角の増加に伴い，懸垂碍子と電力線の接合部変位の平均値と最大値および標準偏差は増大し，特に鉛直方向変位の変化が顕著である．また，吹上角の増加に対して腕金主材と懸垂碍子連との「挟角」が減少し，碍子が腕金底部部材により接近する．

第 3 章では，送電鉄塔間の水平角度と高低差が無く，径間差がある場合の電線不平均張力に及ぼす吹上風の影響を 3 基 2 径間の単純モデルで検討した結果，以下の所見を得た．

(1)　吹上角の増加に伴って，送電線中央点の横振れ角が増大する．

(2)　吹上風が両側径間に作用する場合，吹上角の大小にかかわらず，不平均張力への影響は小さい．

(3)　両側径間に同じ静的水平風を作用させた状態で，吹上風を片側径間に作用させると，径間長差にかかわらず，吹上角の増加に伴う不平均張力荷重は顕著に増大する．

(4)　風速変動を考慮すると，不平均張力の最大値は静的解析値より極めて大きくなり，風速増加とともに吹上風の影響は小さくなる．

第 4 章では，送電鉄塔間の水平角度と径間差が無く，支持点高低差がある場合の電線不平均張力に及ぼす吹上風の影響を 3 基 2 径間の単純モデルで検討した結果，以下の所見を得た．

(1)　静的風力を作用させた状態で，片側径間にのみ吹き上げ風が作用する場

合は，吹上角の増加に伴って，不平均張力の値が急激に増大することが分かる．

(2)　風速変動を考慮すると，不平均張力の最大値は静的解析値より極めて大きくなり，風速増加とともに吹上風の影響は小さくなる．

(3)　変動風力を作用すると，高低差あるの場合，吹上風が高低差なしの径間のみに作用する時に不平均張力が著しく増大となり,吹上風が高低差ありの径間のみに作用する時に不平均張力が小さくなることがわかる．

第 5 章では，台風 9918 号接近時の観測データをもとに気流解析による実地形での吹上風分布を大気の安定状態を含めて吹上風の発生状況を検証し,実機鉄塔-電線連成系の動的風応答解析から送電線不平均張力や鉄塔の応答変位に及ぼす影響を検討した結果，以下の所見を得た．

(1)　鉄塔周辺の地形状況によって鉄塔両側径間の吹上角度が大きく異なることがある．

(2)　鉄塔周辺の平均風速と最大風速及び乱れの強さが大きくなるに連れて，不平均張力の平均値と最大値も相応に大きくなる．

(3)　乱れの強さが大きい風を受ける径間を有する方が不平均張力が大きくなる．

(4)　吹上風の有無で不平均張力を比較すると，吹上風がある方が，必ずしも不平均張力が大きくなるわけではないが，鉄塔前後径間の状況によって不平均張力の平均値と最大値がともに大きくなる場合がある．すなわち，吹上風の存在が鉄塔の耐風安全性を脅かす場合がある．

(5)　本章で取り扱った実機鉄塔-送電線連成系モデルでは，鉄塔頂部変形には吹上風の影響は顕著には見られなかった．

6.2 本論文の結論

本論文によって，鉄塔-電線連成系の吹上風に対する動的応答特性が解明された．吹上風による腕金柱材と懸垂碍子連との「挟角」が減少し，碍子が腕金底部部材により接近することによって，短絡事故を起こる可能性が大きくなった．また，吹上角の増加に伴って，吹上風荷重を受けた径間の送電線張力が減少し，吹上風の分布状況による不平均張力が大きくなる傾向にあることが分かった．さらに，送電線の支持方式，径間長差及び支持点の高低差により，鉄塔―電線連成系の応答性状に及ぼす吹上風の影響もそれぞれ変化している．通常行っている鉄塔設計を山岳地にて実施した場合，実際に発生する応力は設計応力を超過する可能性があることがわかった．

6.3 今後の課題

今後は本研究成果を踏まえて，以下の検討が望まれる．

(1) 鉄塔の実設計をする上での吹上風を考慮した荷重設定の考え方や，適切な部材裕度に及ぼす影響など，送電鉄塔の耐風設計に有用な情報を提供する．

(2) 吹上風の平均風速及び変動風速については観測例がほとんど見当たらないことから，本研究では簡便的に設定していた．今後は実際の観測データの集積とともに実地形の数値流体計算による吹上風の模擬精度を向上させる必要がある．

付録

付録 I　強風時の平均流方向変動風速のスペクトル構造

付録 II　自己回帰法による変動風速シミュレーション

付録 III　風応答計算

付録Ｉ　強風時の平均流方向変動風速のスペクトル構造

式(5-31)に必要な変動風速のクロススペクトルマトリックスを構成する乱流スペクトル式は多くの提案式があるが，本研究ではカルマン型の乱流構造を用いた．

パワースペクトル：

$$S_u(n) = \frac{2\,\overline{u^2}\,L_x}{\overline{U}}\left[1+\left(\frac{2\pi n L_x}{\overline{U}}\right)^2\right]^{-1} \tag{A-1}$$

無次元クロススペクトル：

$$\widetilde{S}_u^C(\eta,n) = \theta_V\left\{K_1(\theta_V) - K_0(\theta_V)\theta_V/2\right\} \tag{A-2}$$

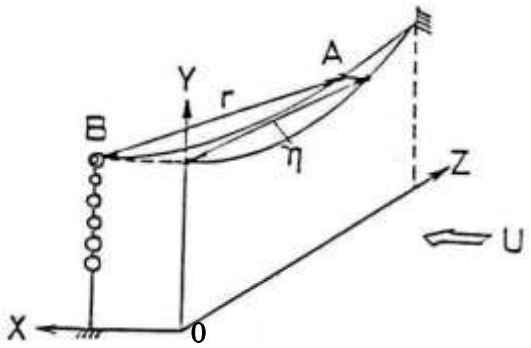
ここに，

η ；点Ａ，Ｂ間の面内射影距離

K_v ；υ次の第２種変形ベッセル関数

$$\theta_V = \sqrt{(\eta/L_x)^2 + (2\pi n\eta/\overline{U})^2} \tag{A-3}$$

実際のＡ，Ｂ2点間距離は3次元連成系では図Ｉ.1のｒである．ところが，連成系が面外に線路角がつく場合や風入力が線路に直角でない場合があり，点Ａ，Ｂ間のｘ方向の風入力位相差を考慮する必要がある．しかし，ここでは風力入力位相差は小さく，2点に同時入力するものと考え，2点の正射影間距離ηを距離ｒの代わりに用いることとする．



図Ｉ.1 連成系モデルの座標系

変動風速 u 成分のパワースペクトルは次の正規化条件を満足する.

$$\int_{-\infty}^{+\infty} S_u(n)dn \Big/ \overline{u^2} = 1 \tag{A-4}$$

周波数 n を縦方向乱れのスケール L_x と平均風速 $\overline{U}$ を用いて次式で無次元化できる.

$$\tilde{n} = nL_x \big/ \overline{U} \tag{A-5}$$

縦方向乱れのスケール L_x は縦方向空間相関 $f(r)$ より次のように定義する.

$$L_x = \int_0^{+\infty} f(r)dr \tag{A-6}$$

横方向に距離 η だけ隔てられた 2 点 A，B のクロススペクトル $S_u^C(\eta,n)$ は虚数部 $Q(\eta,n)$ が実数部 $C_0(\eta,n)$ に比較して無視できると考え，

$$S_u^C(\eta,n) = C_0(\eta,n) \tag{A-7}$$

とした.

このクロススペクトル $S_u^C(\eta,n)$ は 2 点 A，B のパワースペクトル $Su_A(n), Su_B(n)$ を用いて次のように無次元化できる.

$$\tilde{S}_u^C(\eta,n) = S_u^C(\eta,n) \Big/ \sqrt{Su_A(n)Su_B(n)} \tag{A-8}$$

$\tilde{S}_u^C(\eta,n)$ は無次元化クロススペクトルと呼ばれる.

その他，変動風速場を規定するパラメータを以下のように仮定した.

1) 変動風速の分散値 $\overline{u^2}$，平均風速 $\overline{U}$，縦方向乱れのスケール L_x は鉛直方向に分布する実測値をそのまま適用した.

2) 2 点 A，B 間での平均風速 $\overline{U}_{AB}$ および縦方向乱れのスケール Lx_{AB} はそれぞれ次のようにおいた.

$$\overline{U}_{AB} = (\overline{U}_A + \overline{U}_B)/2 \tag{A-9a}$$

$$Lx_{AB} = (Lx_A + Lx_B)/2 \tag{A-9b}$$

・最大風速を算定するときの評価時間は観測データ解析処理時間とした.

・パワースペクトルを積分する際の上限は無次元周波数 $\tilde{n}_{\max}$ で 10 までとした.

$\overline{U}_A, \overline{U}_B, Lx_A, Lx_B$ を式(A-1)に代入して 2 点 A，B のパワースペクトルを求める．つ

ぎに，式(A-9a)と式(A-9b)から $\overline{U}_{AB}, Lx_{AB}$ を計算し，$\eta, \overline{U}_{AB}, Lx_{AB}$ を式(A-3) に代入して θ_V を計算し，θ_V を式(A-2) に代入して無次元化クロススペクトル $\widetilde{S}u_{AB}^{C}(\eta,n)$ が求まる．2 点ＡＢ間のクロススペクトル $Su_{AB}^{C}(\eta,n)$ は式(A-8) より，式(A-10)のようになる．

$$Su_{AB}^{C}(\eta,n) = \widetilde{S}u_{AB}^{C}(\eta,n) \cdot \sqrt{Su_{A}(n) \cdot Su_{B}(n)} \tag{A-10}$$

付録Ⅱ　自己回帰法による変動風速シミュレーション

1.1 アルゴリズム

(1) 自己回帰係数マトリックスの漸化式の計算

ここでは s 次元解析を議論する.

定常時系列の標本関数を $x(t)$ とし，これより得られる s 次元の離散型時系列の標本関数 $x_s(i)$ を式(B-1)とする.

$$x_s(i) = x(i \cdot \Delta t) \quad (i = \cdots, -2, -1, 0, 1, 2, \cdots) \tag{B-1}$$

ここに，Δt はサンプリング周期である.

$\mathbf{x}(i)$ は s 次元の定常時系列の離散型ベクトルの標本関数で式(B-2)とする.

$$\mathbf{x}(i) = \begin{Bmatrix} x_1(i) \\ \vdots \\ x_s(i) \end{Bmatrix} \quad (i = \cdots, -2, -1, 0, 1, 2, \cdots) \tag{B-2}$$

1) AR 次数を m とすると前向き自己回帰モデルは式(B-3)で表せる.

$$\mathbf{x}(i) + \sum_{\ell=1}^{m} \mathbf{A}_m(\ell)\mathbf{x}(i-\ell) = \boldsymbol{\varepsilon}_f(i) \quad (i = \cdots, -2, -1, 0, 1, 2, \cdots) \tag{B-3}$$

ここに，$\boldsymbol{\varepsilon}_f(i)$ は s 次元の白色雑音ベクトル，$\mathbf{A}_m(\ell)$ は次数 m の自己回帰係数マトリックスであり，

それぞれ次式で表わせる.

$$\boldsymbol{\varepsilon}_f(i) = \begin{Bmatrix} \varepsilon_1(i) \\ \vdots \\ \varepsilon_s(i) \end{Bmatrix} \quad (i = \cdots, -2, -1, 0, 1, 2, \cdots) \qquad \mathbf{A}_m(\ell) = \begin{bmatrix} a_{11}(\ell) & a_{12}(\ell) & \cdots & a_{1S}(\ell) \\ a_{21}(\ell) & a_{22}(\ell) & \cdots & a_{2S}(\ell) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ a_{S1}(\ell) & a_{S2}(\ell) & \cdots & a_{SS}(\ell) \end{bmatrix}$$

式(B-3)の両辺に $\mathbf{x}^T(i-k)$ を掛けた後に期待値をとる.

$$E[\mathbf{x}(i)\mathbf{x}^T(i-k)] + \sum_{\ell=1}^{m} \mathbf{A}_m(\ell) E[\mathbf{x}(i-\ell)\mathbf{x}^T(i-k)] = E[\boldsymbol{\varepsilon}_f(i)\mathbf{x}^T(i-k)] \tag{B-4}$$

i) $k>0$ のとき

$\boldsymbol{\varepsilon}_f(i)$ は $\mathbf{x}^T(i-k)$ と独立であるから，$E[\boldsymbol{\varepsilon}_f(i)\mathbf{x}^T(i-k)] = \mathbf{0}$

∵［ **独立**：AR 次数 m が十分大きいとき，］

$E[\boldsymbol{\varepsilon}_f^2(i)]$ は $\mathbf{x}(i-k)$ と無関係に最小となるような $\mathbf{A}_m(1),\mathbf{A}_m(2),\cdots,\mathbf{A}_m(m)$ で決定される

よって，式(B-4)は式(B-5)となる．

$$E[\mathbf{x}(i)\mathbf{x}^T(i-k)]+\sum_{\ell=1}^{m}\mathbf{A}_m(\ell)E[\mathbf{x}(i-\ell)\mathbf{x}^T(i-k)]=\mathbf{0} \tag{B-5}$$

ここで，共分散マトリックス $\mathbf{R}(k)$ は $\mathbf{R}(k)=E[\mathbf{x}(i)\mathbf{x}^T(i-k)]$ であるから，式(B-5)は式(B-6)となる．

$$\begin{aligned}&\mathbf{R}(k)+\sum_{\ell=1}^{m}\mathbf{A}_m(\ell)\mathbf{R}(k-\ell)=\mathbf{0}\\&\mathbf{R}(k)+\mathbf{A}_m(1)\mathbf{R}(k-1)+\mathbf{A}_m(2)\mathbf{R}(k-2)+\cdots+\mathbf{A}_m(m)\mathbf{R}(k-m)=\mathbf{0}\end{aligned} \tag{B-6}$$

式(B-6)の両辺を転置すると式(B-7)となる．

$$\mathbf{R}^T(k)+\mathbf{R}^T(k-1)\mathbf{A}_m^T(1)+\mathbf{R}^T(k-2)\mathbf{A}_m^T(2)+\cdots+\mathbf{R}^T(k-m)\mathbf{A}_m^T(\ell)=\mathbf{0} \tag{B-7}$$

ⅱ）k=0 のとき

式(B-4)は式(B-8)となる．

$$\begin{aligned}&E[\mathbf{x}(i)\mathbf{x}^T(i)]+E[\sum_{\ell=1}^{m}\mathbf{A}_m(\ell)\mathbf{x}(i-\ell)\mathbf{x}^T(i)]=E[\boldsymbol{\varepsilon}_f(i)\mathbf{x}^T(i)]\\&E[\mathbf{x}(i)\mathbf{x}^T(i)]+\sum_{\ell=1}^{m}\mathbf{A}_m(\ell)E[\mathbf{x}(i-\ell)\mathbf{x}^T(i)]=E[\boldsymbol{\varepsilon}_f(i)\mathbf{x}^T(i)]\end{aligned} \tag{B-8}$$

式(B-8)の右辺 $E[\boldsymbol{\varepsilon}_i(i)\mathbf{x}_i^T(i)]$ は $\mathbf{x}_i^T(i)$ に式(B-3)を代入して式(B-9)になる．

$$E[\boldsymbol{\varepsilon}_f(i)\mathbf{x}^T(i)]=E[\boldsymbol{\varepsilon}_f(i)[\boldsymbol{\varepsilon}_f(i)-\sum_{\ell=1}^{m}\mathbf{A}_m(\ell)\mathbf{x}(i-\ell)]^T]=E[\boldsymbol{\varepsilon}_f(i)\boldsymbol{\varepsilon}_f^T(i)]-\sum_{\ell=1}^{m}E[\boldsymbol{\varepsilon}_f(i)\mathbf{x}^T(i-\ell)]\mathbf{A}_m^T(\ell) \tag{B-9}$$

$\boldsymbol{\varepsilon}_f(i)$ は $\mathbf{x}^T(i-k)$ と独立であるから， $E[\boldsymbol{\varepsilon}_f(i)\mathbf{x}^T(i-k)]=\mathbf{0}$

よって，式(B-9)は式(B-10)となる．

$$E[\boldsymbol{\varepsilon}_f(i)\mathbf{x}^T(i)]=E[\boldsymbol{\varepsilon}_f(i)\boldsymbol{\varepsilon}_f^T(i)]=\boldsymbol{\sigma}_{f,m}^2 \tag{B-10}$$

これより，式(B-8)は式(B-11)で表せる．

$$\begin{aligned}&\mathbf{R}(0)+\sum_{\ell=1}^{m}\mathbf{A}_m(\ell)\mathbf{R}(-\ell)=\boldsymbol{\sigma}_{f,m}^2\\&\mathbf{R}(0)+\mathbf{A}_m(1)\mathbf{R}(-1)+\mathbf{A}_m(2)\mathbf{R}(-2)+\cdots+\mathbf{A}_m(m)\mathbf{R}(-m)=\boldsymbol{\sigma}_{f,m}^2\end{aligned} \tag{B-11}$$

式(B-11)の両辺の転置をとると式(B-11)は式(B-12)となる.

$$\mathbf{R}^T(0)+\mathbf{R}^T(-1)\mathbf{A}_m^T(1)+\mathbf{R}^T(-2)\mathbf{a}_m^T(2)+\cdots+\mathbf{R}^T(-m)\mathbf{A}_m^T(m)=[\boldsymbol{\sigma}_{f,m}^2]^T \tag{B-12}$$

式(B-12) と k=0,1,2,⋯,m に対する式(B-7)より式(B-13)が得られる.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{R}^T(0) & \mathbf{R}^T(-1) & \cdots & \mathbf{R}^T(-m) \\ \mathbf{R}^T(1) & \mathbf{R}^T(0) & \cdots & \mathbf{R}^T(1-m) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{R}^T(m) & \mathbf{R}^T(m-1) & \cdots & \mathbf{R}^T(0) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{I} \\ \mathbf{A}_m^T(1) \\ \vdots \\ \mathbf{A}_m^T(m) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [\boldsymbol{\sigma}_{f,m}^2]^T \\ \mathbf{0} \\ \vdots \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} \tag{B-13}$$

ここで, $\mathbf{R}^T(\ell)=\mathbf{R}(-\ell)$ であるから式(B-13)は式(B-14)となる.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{R}(0) & \mathbf{R}(1) & \cdots & \mathbf{R}(m) \\ \mathbf{R}(-1) & \mathbf{R}(0) & \cdots & \mathbf{R}(m-1) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{R}(-m) & \mathbf{R}(1-m) & \cdots & \mathbf{R}(0) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{I} \\ \mathbf{A}_m^T(1) \\ \vdots \\ \mathbf{A}_m^T(m) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [\boldsymbol{\sigma}_{f,m}^2]^T \\ \mathbf{0} \\ \vdots \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} \tag{B-14}$$

2) 次に, 後向き自己回帰モデルは式(B-15)で表せる.

$$\mathbf{x}(i-m-1)+\sum_{\ell=1}^{m}\mathbf{B}_m(\ell)\mathbf{x}(i-\ell)=\boldsymbol{\varepsilon}_b(i) \qquad (i=\cdots,-2,-1,0,1,2,\cdots) \tag{B-15}$$

このとき, 式(B-15)に対応する式は式(B-16)で表せる.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{R}(0) & \mathbf{R}(1) & \cdots & \mathbf{R}(m) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{R}(1-m) & \mathbf{R}(2-m) & \ddots & \mathbf{R}(1) \\ \mathbf{R}(-m) & \mathbf{R}(1-m) & \cdots & \mathbf{R}(0) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{B}_m^T(m) \\ \vdots \\ \mathbf{B}_m^T(1) \\ \mathbf{I} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \vdots \\ \mathbf{0} \\ [\boldsymbol{\sigma}_{b,m}^2]^T \end{bmatrix} \tag{B-16}$$

式(B-14)の最上行を除く式は式(B-17)で表せる.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{R}(-1) & \mathbf{R}(0) & \cdots & \mathbf{R}(m-1) \\ \mathbf{R}(-2) & \mathbf{R}(-1) & \cdots & \mathbf{R}(m-2) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{R}(-m) & \mathbf{R}(1-m) & \cdots & \mathbf{R}(0) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{I} \\ \mathbf{A}_m^T(1) \\ \vdots \\ \mathbf{A}_m^T(m) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \mathbf{0} \\ \vdots \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} \tag{B-17}$$

式(B-16)の最下行を除く式は式(B-18)で表せる.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{R}(0) & \mathbf{R}(1) & \cdots & \mathbf{R}(m) \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ \mathbf{R}(2-m) & \mathbf{R}(3-m) & \ddots & \mathbf{R}(2) \\ \mathbf{R}(1-m) & \mathbf{R}(2-m) & \cdots & \mathbf{R}(1) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{B}_m^T(m) \\ \vdots \\ \mathbf{B}_m^T(1) \\ \mathbf{I} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \vdots \\ \mathbf{0} \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} \tag{B-18}$$

式(B-17)の $\mathbf{A}_m^T(m)$ を切り離すように変形すると，式(B-17)は式(B-19)となる．

$$\begin{bmatrix} \mathbf{R}(-1) & \mathbf{R}(0) & \cdots & \mathbf{R}(m-2) \\ \mathbf{R}(-2) & \mathbf{R}(-1) & \cdots & \mathbf{R}(m-3) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{R}(1-m) & \mathbf{R}(2-m) & \cdots & \mathbf{R}(0) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{I} \\ \mathbf{A}_m^T(1) \\ \vdots \\ \mathbf{A}_m^T(m-1) \end{bmatrix} = -\begin{bmatrix} \mathbf{R}(m-1) \\ \mathbf{R}(m-2) \\ \vdots \\ \mathbf{R}(1) \end{bmatrix} \mathbf{A}_m^T(m) \tag{B-19}$$

式(B-18)の $\mathbf{B}_m^T(m)$ を切り離すように変形すると，式(B-18)は式(B-20)となる．

$$\begin{bmatrix} \mathbf{R}(0) & \mathbf{R}(1) & \cdots & \mathbf{R}(m-1) \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ \mathbf{R}(3-m) & \mathbf{R}(4-m) & \ddots & \mathbf{R}(2) \\ \mathbf{R}(2-m) & \mathbf{R}(3-m) & \cdots & \mathbf{R}(1) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{B}_m^T(m-1) \\ \vdots \\ \mathbf{B}_m^T(1) \\ \mathbf{I} \end{bmatrix} = -\begin{bmatrix} \mathbf{R}(-1) \\ \vdots \\ \mathbf{R}(2-m) \\ \mathbf{R}(1-m) \end{bmatrix} \mathbf{B}_m^T(m) \tag{B-20}$$

さらに，式(B-19)の最左列と式(B-20)の最右列を右辺に移項すると，式(B-21)と式(B-22)が得られる．

$$\begin{bmatrix} \mathbf{R}(0) & \mathbf{R}(1) & \cdots & \mathbf{R}(m-2) \\ \mathbf{R}(-1) & \mathbf{R}(0) & \cdots & \mathbf{R}(m-3) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{R}(2-m) & \mathbf{R}(3-m) & \cdots & \mathbf{R}(0) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{A}_m^T(1) \\ \mathbf{A}_m^T(2) \\ \vdots \\ \mathbf{A}_m^T(m-1) \end{bmatrix} = -\begin{bmatrix} \mathbf{R}(m-1) \\ \mathbf{R}(m-2) \\ \vdots \\ \mathbf{R}(1) \end{bmatrix} \mathbf{A}_m^T(m) - \begin{bmatrix} \mathbf{R}(-1) \\ \mathbf{R}(-2) \\ \vdots \\ \mathbf{R}(1-m) \end{bmatrix} \tag{B-21}$$

$$\begin{bmatrix} \mathbf{R}(0) & \mathbf{R}(1) & \cdots & \mathbf{R}(m-2) \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ \mathbf{R}(3-m) & \mathbf{R}(4-m) & \ddots & \mathbf{R}(1) \\ \mathbf{R}(2-m) & \mathbf{R}(3-m) & \cdots & \mathbf{R}(0) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{B}_m^T(m-1) \\ \vdots \\ \mathbf{B}_m^T(2) \\ \mathbf{B}_m^T(1) \end{bmatrix} = -\begin{bmatrix} \mathbf{R}(-1) \\ \vdots \\ \mathbf{R}(2-m) \\ \mathbf{R}(1-m) \end{bmatrix} \mathbf{B}_m^T(m) - \begin{bmatrix} \mathbf{R}(m-1) \\ \vdots \\ \mathbf{R}(2) \\ \mathbf{R}(1) \end{bmatrix} \tag{B-22}$$

AR 次数が 1 個少ない ***m-1*** のときの式(B-14)の方程式は式(B-23)となる．

$$\begin{bmatrix} \mathbf{R}(0) & \mathbf{R}(1) & \cdots & \mathbf{R}(m-1) \\ \mathbf{R}(-1) & \mathbf{R}(0) & \cdots & \mathbf{R}(m-2) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{R}(1-m) & \mathbf{R}(2-m) & \cdots & \mathbf{R}(0) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{I} \\ \mathbf{A}_{m-1}^{T}(1) \\ \vdots \\ \mathbf{A}_{m-1}^{T}(m-1) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \left[\boldsymbol{\sigma}_{f,m-1}^{2}\right]^{T} \\ \mathbf{0} \\ \vdots \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} \tag{B-23}$$

式(B-23)の最上行を取り除くと式(B-24)となる.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{R}(-1) & \mathbf{R}(0) & \cdots & \mathbf{R}(m-2) \\ \mathbf{R}(-2) & \mathbf{R}(-1) & \cdots & \mathbf{R}(m-3) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{R}(1-m) & \mathbf{R}(2-m) & \cdots & \mathbf{R}(0) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{I} \\ \mathbf{A}_{m-1}^{T}(1) \\ \vdots \\ \mathbf{A}_{m-1}^{T}(m-1) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \mathbf{0} \\ \vdots \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} \tag{B-24}$$

式(B-24)の左辺の最左列を分離し右辺に移項すると式(B-25)となる.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{R}(0) & \mathbf{R}(1) & \cdots & \mathbf{R}(m-2) \\ \mathbf{R}(-1) & \mathbf{R}(0) & \cdots & \mathbf{R}(m-3) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{R}(2-m) & \mathbf{R}(3-m) & \cdots & \mathbf{R}(0) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{A}_{m-1}^{T}(1) \\ \mathbf{A}_{m-1}^{T}(2) \\ \vdots \\ \mathbf{A}_{m-1}^{T}(m-1) \end{bmatrix} = -\begin{bmatrix} \mathbf{R}(-1) \\ \mathbf{R}(-2) \\ \vdots \\ \mathbf{R}(1-m) \end{bmatrix} \tag{B-25}$$

次に AR 次数が 1 個少ない ***m-1*** のときの式(B-16)の方程式は式(B-26)となる.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{R}(0) & \mathbf{R}(1) & \cdots & \mathbf{R}(m-1) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{R}(2-m) & \mathbf{R}(3-m) & \ddots & \mathbf{R}(1) \\ \mathbf{R}(1-m) & \mathbf{R}(2-m) & \cdots & \mathbf{R}(0) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{B}_{m-1}^{T}(m-1) \\ \vdots \\ \mathbf{B}_{m-1}^{T}(1) \\ \mathbf{I} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \vdots \\ \mathbf{0} \\ \left[\boldsymbol{\sigma}_{b,m-1}^{2}\right]^{T} \end{bmatrix} \tag{B-26}$$

式(B-26)の最下行を取り除くと式(B-27)となる.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{R}(0) & \mathbf{R}(1) & \cdots & \mathbf{R}(m-1) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{R}(3-m) & \mathbf{R}(4-m) & \ddots & \mathbf{R}(2) \\ \mathbf{R}(2-m) & \mathbf{R}(3-m) & \cdots & \mathbf{R}(1) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{B}_{m-1}^{T}(m-1) \\ \vdots \\ \mathbf{B}_{m-1}^{T}(1) \\ \mathbf{I} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \vdots \\ \mathbf{0} \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} \tag{B-27}$$

式(B-27)の左辺の最右列を分離し右辺に移項すると式(B-28)となる.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{R}(0) & \mathbf{R}(1) & \cdots & \mathbf{R}(m-2) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{R}(3-m) & \mathbf{R}(4-m) & \ddots & \mathbf{R}(1) \\ \mathbf{R}(2-m) & \mathbf{R}(3-m) & \cdots & \mathbf{R}(0) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{B}_{m-1}^T(m-1) \\ \vdots \\ \mathbf{B}_{m-1}^T(2) \\ \mathbf{B}_{m-1}^T(1) \end{bmatrix} = -\begin{bmatrix} \mathbf{R}(m-1) \\ \vdots \\ \mathbf{R}(2) \\ \mathbf{R}(1) \end{bmatrix} \tag{B-28}$$

式(B-25)と式(B-28)を式(B-21)に代入すると式(B-29)が得られる.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{A}_m^T(1) \\ \mathbf{A}_m^T(2) \\ \vdots \\ \mathbf{A}_m^T(m-1) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{B}_{m-1}^T(m-1) \\ \mathbf{B}_{m-1}^T(m-2) \\ \vdots \\ \mathbf{B}_{m-1}^T(1) \end{bmatrix} \mathbf{A}_m^T(m) + \begin{bmatrix} \mathbf{A}_{m-1}^T(1) \\ \mathbf{A}_{m-1}^T(2) \\ \vdots \\ \mathbf{A}_{m-1}^T(m-1) \end{bmatrix} \tag{B-29}$$

同様に式(B-25)と式(B-28)を式(B-22)に代入すると式(B-30)が得られる.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{B}_m^T(m-1) \\ \vdots \\ \mathbf{B}_m^T(2) \\ \mathbf{B}_m^T(1) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{A}_{m-1}^T(1) \\ \vdots \\ \mathbf{A}_{m-1}^T(m-2) \\ \mathbf{A}_{m-1}^T(m-1) \end{bmatrix} \mathbf{B}_m^T(m) + \begin{bmatrix} \mathbf{B}_{m-1}^T(m-1) \\ \vdots \\ \mathbf{B}_{m-1}^T(2) \\ \mathbf{B}_{m-1}^T(1) \end{bmatrix} \tag{B-30}$$

式(B-29)と式(B-30)の転置をとると，式(B-31)と式(B-33)が得られる.

$$\begin{aligned} &[\mathbf{A}_m(1) \quad \mathbf{A}_m(2) \quad \cdots \quad \mathbf{A}_m(m-1)] \\ &= \mathbf{A}_m(m)[\mathbf{B}_{m-1}(m-1) \quad \mathbf{B}_{m-1}(m-2) \quad \cdots \quad \mathbf{B}_{m-1}(1)] + [\mathbf{A}_{m-1}(1) \quad \mathbf{A}_{m-1}(2) \quad \cdots \quad \mathbf{A}_{m-1}(m-1)] \end{aligned} \tag{B-31}$$

あるいは，簡単に

$$\mathbf{A}_m(k) = \mathbf{A}_m(m)\mathbf{B}_{m-1}(m-k) + \mathbf{A}_{m-1}(k), \quad (k = 1, 2, \cdots, m-1) \tag{B-32}$$

$$\begin{aligned} &[\mathbf{B}_m(m-1) \quad \cdots \quad \mathbf{B}_m(2) \quad \mathbf{B}_m(1)] \\ &= \mathbf{B}_m(m)[\mathbf{A}_{m-1}(1) \quad \cdots \quad \mathbf{A}_{m-1}(m-2) \quad \mathbf{A}_{m-1}(m-1)] + [\mathbf{B}_{m-1}(m-1) \quad \cdots \quad \mathbf{B}_{m-1}(2) \quad \mathbf{B}_{m-1}(1)] \end{aligned} \tag{B-33}$$

あるいは，簡単に

$$\mathbf{B}_m(m-k) = \mathbf{B}_m(m)\mathbf{A}_{m-1}(k) + \mathbf{B}_{m-1}(m-k), \quad (k = 1, 2, \cdots, m-1) \tag{B-33}$$

式(B-31)と式(B-33)は ***m-1*** **次**の自己回帰係数マトリックスから ***m*** **次**の自己回帰係数マトリックスを求める**漸化式**となっている.

(2) 次数 m の自己回帰係数マトリックス $\mathbf{A}_m(m)$， $\mathbf{B}_m(m)$ と白色雑音の共分散マトリックス $\boldsymbol{\sigma}_{f,m}^2$， $\boldsymbol{\sigma}_{b,m}^2$ を求める

式(B-29)より次式が成り立つ.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{I} \\ \mathbf{A}_m^T(1) \\ \mathbf{A}_m^T(2) \\ \vdots \\ \mathbf{A}_m^T(m-1) \\ \mathbf{A}_m^T(m) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \mathbf{B}_{m-1}^T(m-1) \\ \mathbf{B}_{m-1}^T(m-2) \\ \vdots \\ \mathbf{B}_{m-1}^T(1) \\ \mathbf{I} \end{bmatrix} \mathbf{A}_m^T(m) + \begin{bmatrix} \mathbf{I} \\ \mathbf{A}_{m-1}^T(1) \\ \mathbf{A}_{m-1}^T(2) \\ \vdots \\ \mathbf{A}_{m-1}^T(m-1) \\ \mathbf{0} \end{bmatrix}$$

これを式(B-14)に代入すると式(B-35)が成り立つ.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{R}(0) & \mathbf{R}(1) & \cdots & \mathbf{R}(m) \\ \mathbf{R}(-1) & \mathbf{R}(0) & \cdots & \mathbf{R}(m-1) \\ \mathbf{R}(-2) & \mathbf{R}(-1) & \cdots & \mathbf{R}(m-2) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{R}(1-m) & \mathbf{R}(2-m) & \cdots & \mathbf{R}(1) \\ \mathbf{R}(-m) & \mathbf{R}(1-m) & \cdots & \mathbf{R}(0) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{I} \\ \mathbf{A}_m^T(1) \\ \mathbf{A}_m^T(2) \\ \vdots \\ \mathbf{A}_m^T(m-1) \\ \mathbf{A}_m^T(m) \end{bmatrix} = \tag{B-35}$$

$$\begin{bmatrix} \mathbf{R}(0) & \mathbf{R}(1) & \cdots & \mathbf{R}(m) \\ \mathbf{R}(-1) & \mathbf{R}(0) & \cdots & \mathbf{R}(m-1) \\ \mathbf{R}(-2) & \mathbf{R}(-1) & \cdots & \mathbf{R}(m-2) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{R}(1-m) & \mathbf{R}(2-m) & \cdots & \mathbf{R}(1) \\ \mathbf{R}(-m) & \mathbf{R}(1-m) & \cdots & \mathbf{R}(0) \end{bmatrix} \left[\begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \mathbf{B}_{m-1}^T(m-1) \\ \mathbf{B}_{m-1}^T(m-2) \\ \vdots \\ \mathbf{B}_{m-1}^T(1) \\ \mathbf{I} \end{bmatrix} \mathbf{A}_m^T(m) + \begin{bmatrix} \mathbf{I} \\ \mathbf{A}_{m-1}^T(1) \\ \mathbf{A}_{m-1}^T(2) \\ \vdots \\ \mathbf{A}_{m-1}^T(m-1) \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} \right] = \begin{bmatrix} \boldsymbol{\Delta}_{b,m-1}^T \\ \mathbf{0} \\ \mathbf{0} \\ \vdots \\ \mathbf{0} \\ \left[\boldsymbol{\sigma}_{b,m-1}^2\right]^T \end{bmatrix} \mathbf{A}_m^T(m) + \begin{bmatrix} \left[\boldsymbol{\sigma}_{f,m-1}^2\right]^T \\ \mathbf{0} \\ \mathbf{0} \\ \vdots \\ \mathbf{0} \\ \boldsymbol{\Delta}_{f,m-1}^T \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \left[\boldsymbol{\sigma}_{f,m}^2\right]^T \\ \mathbf{0} \\ \mathbf{0} \\ \vdots \\ \mathbf{0} \\ \mathbf{0} \end{bmatrix}$$

ここに， $\boldsymbol{\Delta}_{f,m-1}$ は式(B-36)となる.

$$\mathbf{R}(-m) + \sum_{\ell=1}^{m-1} \mathbf{R}(\ell - m)\, \mathbf{A}_{m-1}^T(\ell) = \boldsymbol{\Delta}_{f,m-1}^T$$

両辺の転置をとると

$$\begin{aligned} \mathbf{R}^T(-m) + \sum_{\ell=1}^{m-1} \mathbf{A}_{m-1}(\ell)\, \mathbf{R}^T(\ell - m) &= \boldsymbol{\Delta}_{f,m-1} \\ \boldsymbol{\Delta}_{f,m-1} &= \mathbf{R}(m) + \sum_{\ell=1}^{m-1} \mathbf{A}_{m-1}(\ell)\, \mathbf{R}(m-\ell) \end{aligned} \tag{B-36}$$

また， $\boldsymbol{\Delta}_{b,m-1}$ は式(B-37)となる.

$$\sum_{\ell=1}^{m-1} \mathbf{R}(\ell)\, \mathbf{B}_{m-1}^T(m-\ell) + \mathbf{R}(m) = \boldsymbol{\Delta}_{b,m-1}^T$$

両辺の転置をとると

$$\sum_{\ell=1}^{m-1}\mathbf{B}_{m-1}(m-\ell)\mathbf{R}^T(\ell)+\mathbf{R}^T(m)=\mathbf{\Delta}_{b,m-1}$$
$$\mathbf{\Delta}_{b,m-1}=\mathbf{R}(-m)+\sum_{\ell=1}^{m-1}\mathbf{B}_{m-1}(m-\ell)\mathbf{R}(-\ell)=\mathbf{R}(-m)+\sum_{\ell=1}^{m-1}\mathbf{B}_{m-1}(\ell)\mathbf{R}(\ell-m) \tag{B-37}$$

式(B-35)の最下行より，$\left[\boldsymbol{\sigma}_{b,m-1}^2\right]^T\mathbf{A}_m^T(m)+\mathbf{\Delta}_{f,m-1}^T=\mathbf{0}$

両辺の転置をとると，$\mathbf{A}_m(m)\boldsymbol{\sigma}_{b,m-1}^2+\mathbf{\Delta}_{f,m-1}=\mathbf{0}$

故に，$\mathbf{A}_m(m)=-\mathbf{\Delta}_{f,m-1}[\boldsymbol{\sigma}_{b,m-1}^2]^{-1}$ (B-38)

また，式(B-35)の最上行より，$\mathbf{\Delta}_{b,m-1}^T\mathbf{A}_m^T(m)+\left[\boldsymbol{\sigma}_{f,m-1}^2\right]^T=\left[\boldsymbol{\sigma}_{f,m}^2\right]^T$

両辺の転置をとると，$\mathbf{A}_m(m)\mathbf{\Delta}_{b,m-1}+\boldsymbol{\sigma}_{f,m-1}^2=\boldsymbol{\sigma}_{f,m}^2$

故に，$\boldsymbol{\sigma}_{f,m}^2=\mathbf{A}_m(m)\mathbf{\Delta}_{b,m-1}+\boldsymbol{\sigma}_{f,m-1}^2$ (B-39)

一方，式(B-30)より次式が成り立つので

$$\begin{bmatrix}\mathbf{B}_m^T(m)\\ \mathbf{B}_m^T(m-1)\\ \vdots\\ \mathbf{B}_m^T(2)\\ \mathbf{B}_m^T(1)\\ \mathbf{I}\end{bmatrix}=\begin{bmatrix}\mathbf{I}\\ \mathbf{A}_{m-1}^T(1)\\ \vdots\\ \mathbf{A}_{m-1}^T(m-2)\\ \mathbf{A}_{m-1}^T(m-1)\\ 0\end{bmatrix}\mathbf{B}_m^T(m)+\begin{bmatrix}0\\ \mathbf{B}_{m-1}^T(m-1)\\ \vdots\\ \mathbf{B}_{m-1}^T(2)\\ \mathbf{B}_{m-1}^T(1)\\ \mathbf{I}\end{bmatrix}$$

これを式(B-16)に代入すると式(B-40)が成り立つ

$$\begin{bmatrix}\mathbf{R}(0) & \mathbf{R}(1) & \cdots & \mathbf{R}(m)\\ \mathbf{R}(-1) & \mathbf{R}(0) & \cdots & \mathbf{R}(m-1)\\ \mathbf{R}(-2) & \mathbf{R}(-1) & \cdots & \mathbf{R}(m-2)\\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots\\ \mathbf{R}(1-m) & \mathbf{R}(2-m) & \cdots & \mathbf{R}(1)\\ \mathbf{R}(-m) & \mathbf{R}(1-m) & \cdots & \mathbf{R}(0)\end{bmatrix}\begin{bmatrix}\mathbf{B}_m^T(m)\\ \mathbf{B}_m^T(m-1)\\ \vdots\\ \mathbf{B}_m^T(2)\\ \mathbf{B}_m^T(1)\\ \mathbf{I}\end{bmatrix} \tag{B-40}$$
$$=\begin{bmatrix}\mathbf{R}(0) & \mathbf{R}(1) & \cdots & \mathbf{R}(m)\\ \mathbf{R}(-1) & \mathbf{R}(0) & \cdots & \mathbf{R}(m-1)\\ \mathbf{R}(-2) & \mathbf{R}(-1) & \cdots & \mathbf{R}(m-2)\\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots\\ \mathbf{R}(1-m) & \mathbf{R}(2-m) & \cdots & \mathbf{R}(1)\\ \mathbf{R}(-m) & \mathbf{R}(1-m) & \cdots & \mathbf{R}(0)\end{bmatrix}\left[\begin{bmatrix}\mathbf{I}\\ \mathbf{A}_{m-1}^T(1)\\ \vdots\\ \mathbf{A}_{m-1}^T(m-2)\\ \mathbf{A}_{m-1}^T(m-1)\\ 0\end{bmatrix}\mathbf{B}_m^T(m)+\begin{bmatrix}0\\ \mathbf{B}_{m-1}^T(m-1)\\ \vdots\\ \mathbf{B}_{m-1}^T(2)\\ \mathbf{B}_{m-1}^T(1)\\ \mathbf{I}\end{bmatrix}\right]=\begin{bmatrix}\boldsymbol{\sigma}_{f,m-1}^2\\ \mathbf{0}\\ \mathbf{0}\\ \vdots\\ \mathbf{0}\\ \mathbf{\Delta}_{f,m-1}^T\end{bmatrix}\mathbf{B}_m^T(m)+\begin{bmatrix}\mathbf{\Delta}_{b,m-1}^T\\ \mathbf{0}\\ \mathbf{0}\\ \vdots\\ \mathbf{0}\\ \boldsymbol{\sigma}_{b,m-1}^2\end{bmatrix}=\begin{bmatrix}\mathbf{0}\\ \mathbf{0}\\ \mathbf{0}\\ \vdots\\ \mathbf{0}\\ \boldsymbol{\sigma}_{b,m}^2\end{bmatrix}$$

式(B-40)の最上行より，$\left[\boldsymbol{\sigma}_{f,m-1}^2\right]^T\mathbf{B}_m^T(m)+\mathbf{\Delta}_{b,m-1}^T=\mathbf{0}$

両辺の転置をとると，$\mathbf{B}_m(m)\boldsymbol{\sigma}_{f,m-1}^2+\mathbf{\Delta}_{b,m-1}=\mathbf{0}$

故に，$\mathbf{B}_m(m) = -\mathbf{\Delta}_{b,m-1}[\boldsymbol{\sigma}^2_{f,m-1}]^{-1}$ (B-41)

また，式(B-40)の最下行より，$\mathbf{\Delta}^T_{f,m-1}\mathbf{B}^T_m(m) + \left[\boldsymbol{\sigma}^2_{b,m-1}\right]^T = \left[\boldsymbol{\sigma}^2_{b,m}\right]^T$

両辺の転置をとると，$\mathbf{B}_m(m)\mathbf{\Delta}_{f,m-1} + \boldsymbol{\sigma}^2_{b,m-1} = \boldsymbol{\sigma}^2_{b,m}$

故に，$\boldsymbol{\sigma}^2_{b,m} = \mathbf{B}_m(m)\mathbf{\Delta}_{f,m-1} + \boldsymbol{\sigma}^2_{b,m-1}$ (B-42)

(3) 初期値の計算

この計算の初期値 $\mathbf{A}^T_1(1), \left[\boldsymbol{\sigma}^2_{f,1}\right]^T$ は式(B-14)において m=1 を代入すると，式(B-43)が成り立つ．

$$\begin{bmatrix} \mathbf{R}(0) & \mathbf{R}(1) \\ \mathbf{R}(-1) & \mathbf{R}(0) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{I} \\ \mathbf{A}^T_1(1) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \left[\boldsymbol{\sigma}^2_{f,1}\right]^T \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} \tag{B-43}$$

式(B-43)の最下行の釣合式は $\mathbf{R}(-1) + \mathbf{R}(0)\mathbf{A}^T_1(1) = \mathbf{0}$

両辺の転置をとると

$\mathbf{R}^T(-1) + \mathbf{A}_1(1)\mathbf{R}^T(0) = \mathbf{0} \quad \rightarrow \quad \mathbf{R}(1) + \mathbf{A}_1(1)\mathbf{R}(0) = \mathbf{0}$

よって，$\mathbf{A}_1(1) = -\mathbf{R}(1)\mathbf{R}^{-1}(0)$ (B-44)

式(B-43)の最上行の釣合式は $\mathbf{R}(0) + \mathbf{R}(1)\mathbf{A}^T_1(1) = \left[\boldsymbol{\sigma}^2_{f,1}\right]^T$

両辺の転置をとると

$\mathbf{R}^T(0) + \mathbf{A}_1(1)\mathbf{R}^T(1) = \boldsymbol{\sigma}^2_{f,1} \quad \rightarrow \quad \mathbf{R}(0) + \mathbf{A}_1(1)\mathbf{R}(-1) = \boldsymbol{\sigma}^2_{f,1}$

よって，$\boldsymbol{\sigma}^2_{f,1} = \mathbf{R}(0) + \mathbf{A}_1(1)\mathbf{R}(-1)$ (B-45)

同様に，この計算の初期値 $\mathbf{B}^T_1(1), \left[\boldsymbol{\sigma}^2_{b,1}\right]^T$ は式(16)において m=1 を代入すると，式(B-46)が成り立つ．

$$\begin{bmatrix} \mathbf{R}(0) & \mathbf{R}(1) \\ \mathbf{R}(-1) & \mathbf{R}(0) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{B}^T_1(1) \\ \mathbf{I} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \left[\boldsymbol{\sigma}^2_{b,1}\right]^T \end{bmatrix} \tag{B-46}$$

式(B-46)の最上行の釣合式は $\mathbf{R}(0)\mathbf{B}^T_1(1) + \mathbf{R}(1) = \mathbf{0}$

両辺の転置をとると

$\mathbf{B}_1(1)\mathbf{R}^T(0) + \mathbf{R}^T(1) = \mathbf{0} \quad \rightarrow \quad \mathbf{B}_1(1)\mathbf{R}(0) + \mathbf{R}(-1) = \mathbf{0}$

よって，$\mathbf{B}_1(1) = -\mathbf{R}(-1)\mathbf{R}^{-1}(0)$ (B-47)

式(B-46)の最下行の釣合式は $\mathbf{R}(-1)\mathbf{B}_1^T(1)+\mathbf{R}(0)=\left[\boldsymbol{\sigma}_{b,1}^2\right]^T$

両辺の転置をとると

$\mathbf{B}_1(1)\mathbf{R}^T(-1)+\mathbf{R}^T(0)=\boldsymbol{\sigma}_{b,1}^2 \quad \rightarrow \quad \mathbf{B}_1(1)\mathbf{R}(1)+\mathbf{R}(0)=\boldsymbol{\sigma}_{b,1}^2$

よって，$\boldsymbol{\sigma}_{b,1}^2=\mathbf{R}(0)+\mathbf{B}_1(1)\mathbf{R}(1)$ (B-48)

(4) 定常時系列の白色雑音の計算

次元数 s の白色雑音の共分散マトリックス $\boldsymbol{\sigma}_{f,1}^2$ を満足する s 組の定常時系列ベクトル $\boldsymbol{\varepsilon}_f(i)$ を計算する方法について以下に示す.

$\boldsymbol{\sigma}_{f,1}^2$ を式(B-49)で示す 2 つのマトリックスに分解する.

$$\boldsymbol{\sigma}_{f,1}^2=\mathbf{L}\cdot\mathbf{L}^T \tag{B-49}$$

ここに，$\mathbf{L}$ は下三角マトリックスである.

このとき，$\boldsymbol{\varepsilon}_f(i)$ は式(B-50)で示される.

$$\boldsymbol{\varepsilon}_f(i)=\mathbf{L}\cdot\mathbf{O}(i) \tag{B-50}$$

ここに，$\mathbf{O}(i)=\left\{o_1(i),o_2(i),\cdots,o_s(i)\right\}^T$ である.

$o_1(i),o_2(i),\cdots,o_s(i)$ は平均値が 0，分散が 1 の白色雑音である.

1.2 変動風速生成の計算手順（①～⑧）

①$\boxed{\text{次数 } m}$を設定する.

②初期値($m=1$ のとき)の自己回帰係数マトリックス$\boxed{\mathbf{A}_1(1),\ \mathbf{B}_1(1)}$および白色雑音の共分散マトリックス$\boxed{\boldsymbol{\sigma}_{f,1}^2,\ \boldsymbol{\sigma}_{b,1}^2}$を計算する.

式(B-44)：$\mathbf{A}_1(1)=-\mathbf{R}(1)\mathbf{R}^{-1}(0)$ より，自己回帰係数の初期値 $\mathbf{A}_1(1)$ を計算する.

式(B-45)：$\boldsymbol{\sigma}_{f,1}^2=\mathbf{R}(0)+\mathbf{A}_1(1)\mathbf{R}(-1)$ より，白色雑音 $\varepsilon_f(i)$ の共分散マトリックスの初期値 $\boldsymbol{\sigma}_{f,1}^2$ を計算する.

式(B-47)：$\mathbf{B}_1(1)=-\mathbf{R}^T(1)\mathbf{R}^{-1}(0)$ より，自己回帰係数マトリックスの初期値 $\mathbf{B}_1(1)$ を計算する.

式(B-48)：$\boldsymbol{\sigma}_{b,1}^2=\mathbf{R}(0)+\mathbf{B}_1(1)\mathbf{R}(1)$ より，白色雑音 $\varepsilon_b(t)$ の共分散マトリックスの初期値 $\boldsymbol{\sigma}_{b,1}^2$ を計算する.

③ m 次の自己回帰係数マトリックス $\boxed{\mathbf{A}_m(m),\ \mathbf{B}_m(m)}$ を計算する.

ⅰ）式(36)： $\mathbf{\Delta}_{f,m-1} = \mathbf{R}(-m) + \sum_{\ell=1}^{m-1} \mathbf{A}_{m-1}(\ell)\mathbf{R}(\ell - m)$ を計算する.

$\mathbf{\Delta}_{f,m-1}$ と **(5)** で計算した $\boldsymbol{\sigma}_{b,m}^2$ を次式に代入する.

式(B-38)： $\mathbf{A}_m(m) = -\mathbf{\Delta}_{f,m-1}[\boldsymbol{\sigma}_{b,m-1}^2]^{-1}$ より $\mathbf{A}_m(m)$ を求める.

ⅱ）式(B-37)： $\mathbf{\Delta}_{b,m-1} = \mathbf{R}(m) + \sum_{\ell=1}^{m-1} \mathbf{B}_{m-1}(m-\ell)\mathbf{R}(\ell)$ を計算する.

$\mathbf{\Delta}_{b,m-1}$ と **(5)** で計算した $\boldsymbol{\sigma}_{f,m}^2$ を次式に代入する.

式(B-41)： $\mathbf{B}_m(m) = -\mathbf{\Delta}_{b,m-1}[\boldsymbol{\sigma}_{f,m-1}^2]^{-1}$ より $\mathbf{B}_m(m)$ を求める.

④その他の自己回帰係数マトリックス $\boxed{\mathbf{A}_m(k),\ (k=1,\cdots,m-1)}$ および $\boxed{\mathbf{B}_m(k),\ (k=1,\cdots,m-1)}$ を計算する.

ⅰ）自己回帰係数マトリックス $\mathbf{A}_m(1), \mathbf{A}_m(2), \cdots, \mathbf{A}_m(m-1)$ は次式より順次決定する.

式(B-32)： $\mathbf{A}_m(k) = \mathbf{A}_m(m)\mathbf{B}_{m-1}(m-k) + \mathbf{A}_{m-1}(k), \quad (k=1,2,\cdots,m-1)$

ⅱ）自己回帰係数マトリックス $\mathbf{B}_m(1), \mathbf{B}_m(2), \cdots, \mathbf{B}_m(m-1)$ は次式より順次決定する.

式(B-34)： $\mathbf{B}_m(m-k) = \mathbf{B}_m(m)\mathbf{A}_{m-1}(k) + \mathbf{B}_{m-1}(m-k), \quad (k=1,2,\cdots,m-1)$

⑤白色雑音 $\varepsilon_f(i)$ と $\varepsilon_b(t)$ の共分散マトリックス $\boxed{\boldsymbol{\sigma}_{f,m}^2}$ と $\boxed{\boldsymbol{\sigma}_{b,m}^2}$ を計算する.

式(B-39)： $\boldsymbol{\sigma}_{f,m}^2 = \mathbf{A}_m(m)\mathbf{\Delta}_{b,m-1} + \boldsymbol{\sigma}_{f,m-1}^2$ より $\boldsymbol{\sigma}_{f,m}^2$ を求める.

式(B-42)： $\boldsymbol{\sigma}_{b,m}^2 = \mathbf{B}_m(m)\mathbf{\Delta}_{f,m-1} + \boldsymbol{\sigma}_{b,m-1}^2$ より $\boldsymbol{\sigma}_{b,m}^2$ を求める.

⑥ ③に戻って, 次の段階の自己回帰係数マトリックスと白色雑音の共分散マトリックスを計算する.

m=1 からはじめて m → $m+1$ として順次上の計算[③～⑤]を繰り返す.

⑦白色雑音の定常時系列ベクトル $\boxed{\boldsymbol{\varepsilon}_f(i)}$ を計算する.

式(B-49)： $\boldsymbol{\varepsilon}_f(i) = \mathbf{L}\cdot\mathbf{O}(i)$ より $\boldsymbol{\varepsilon}_f(i)$ を求める.

ここに, $\mathbf{L}$ は $\boldsymbol{\sigma}_{f,1}^2 = \mathbf{L}\cdot\mathbf{L}^T$ を満足する下三角マトリックスである.

また, $\mathbf{O}(i)$ は $\mathbf{O}(i) = \{o_1(i), o_2(i), \cdots, o_s(i)\}^T$ で $o_1(i), o_2(i), \cdots, o_s(i)$ は平均値が 0, 分散が 1 の白色雑音である.

⑧自己回帰係数マトリックス $\mathbf{A}_m(1), \mathbf{A}_m(2), \cdots, \mathbf{A}_m(m)$ を使用して，離散型時系列ベクトルの標本関数 $\boxed{\mathbf{x}(i)}$ を

次式で計算する．

式(B-3)： $\mathbf{x}(i) = \boldsymbol{\varepsilon}_f(i) - \sum_{\ell=1}^{m} \mathbf{A}_m(\ell)\,\mathbf{x}(i-\ell) \quad (i = \cdots, -2, -1, 0, 1, 2, \cdots)$

$\mathbf{x}(i)$ の次元数が k 番目の定常時系列の標本関数 $\boxed{x_k(i)}$ は次式で表せる．

$$x_k(i) = \boldsymbol{\varepsilon}_{f,k}(i) - \sum_{\ell=1}^{m}\sum_{j=1}^{s} a_{kj}(\ell)\,x_j(i-\ell) \quad (i = \cdots, -2, -1, 0, 1, 2, \cdots)$$

ここに， $a_{kj}(\ell)$ は $\mathbf{A}_m(\ell)$ の kj 要素である．

付録Ⅲ 風応答計算

風の乱れにより構造物には変動空気力が作用し，強制振動が引き起こされる．このような風の乱れにより生じる不規則な振動をバフェッティングと呼び，この時に構造物が振動することによって，空力減衰が生じる．風外力を受ける構造物の運動方程式は次式であらわされる．

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{X}}(t)+\mathbf{C}_{\circ}\dot{\mathbf{X}}(t)+\mathbf{K}\mathbf{X}(t)=\mathbf{P}(t) \tag{C-1}$$

ここで $\mathbf{M}$ は質量マトリックス，$\mathbf{C_o}$ は減衰マトリックス，$\mathbf{K}$ は剛性マトリックス，$\mathbf{X}$(t)は応答変位ベクトル，$\mathbf{P}$(t)は風圧力ベクトルである．質点に作用する風圧力は，風速ベクトル $\mathbf{U}(t)$，受風面積 A，風力係数 D，および空気密度 ρ によって決まるとすると，構造物に対する風の相対速度を用いて次式のようになる．

$$\mathbf{P}(t)=\frac{1}{2}\rho DA(\mathbf{U}(t)-\dot{\mathbf{X}}(t))^2 \tag{C-2}$$

ここで応答変位ベクトル $\mathbf{X}(t)$ は平均成分 $\overline{\mathbf{X}}$ と変動成分 $\mathbf{x}(t)$ に分解される．

$$\mathbf{X}(t)=\overline{\mathbf{X}}+\mathbf{x}(t) \tag{C-3}$$

また風速 $\mathbf{U}(t)$ は平均成分 $\overline{\mathbf{U}}$ と変動成分 $\mathbf{u}(t)$ に分解される．

$$\mathbf{U}(t)=\overline{\mathbf{U}}+\mathbf{u}(t) \tag{C-4}$$

以上より(E-2)式は以下のようになる．

$$\mathbf{P}(t)=\frac{1}{2}\rho DA\left\{\left(\overline{\mathbf{U}}+\mathbf{u}(t)\right)-\dot{\mathbf{x}}(t)\right\}^2 \tag{C-5}$$

(E-5)式を展開して 1 次と 2 次の項について整理すると下の(C-6)式のようになる．

$$\begin{aligned}\mathbf{P}(t)&=\frac{1}{2}\rho DA\overline{\mathbf{U}}^2+\rho DA\overline{\mathbf{U}}\mathbf{u}(t)-\rho DA\overline{\mathbf{U}}\dot{\mathbf{x}}(t)\\&\quad+\frac{1}{2}\rho DA\overline{\mathbf{U}}^2\left\{\left(\frac{\mathbf{u}(t)}{\overline{\mathbf{U}}}\right)^2-2\frac{\dot{\mathbf{x}}(t)\mathbf{u}(t)}{\overline{\mathbf{U}}^2}+\left(\frac{\dot{\mathbf{x}}(t)}{\overline{\mathbf{U}}}\right)^2\right\}\end{aligned} \tag{C-6}$$

一般的には　$\overline{\mathbf{U}}\gg\left|\mathbf{u}(t)\right|\gg\left|\mathbf{x}(t)\right|$ であることから以下のように表される．

$$\begin{aligned}\mathbf{P}(t)&=\frac{1}{2}\rho DA\overline{\mathbf{U}}^2+\rho DA\overline{\mathbf{U}}\mathbf{u}(t)\\&=\overline{\mathbf{P}}+\mathbf{p}(t)\end{aligned} \tag{C-7}$$

ただし $\overline{\mathbf{P}} = \frac{1}{2}\rho DA\overline{\mathbf{U}}^2$ (C-8)

$$\mathbf{p}(t) = \rho DA\overline{\mathbf{U}}\mathbf{u}(t) \tag{C-9}$$

ここで風圧力ベクトル $\mathbf{P}(t)$ は平均風圧力 $\overline{\mathbf{P}}$ と変動風圧力 $\mathbf{p}(t)$ の和で表された.

空力減衰を考慮する場合，(C-6)式に $-\rho DA\overline{\mathbf{U}}\dot{\mathbf{x}}(t)$ を加え以下のように表される.

$$\mathbf{P}(t) = \frac{1}{2}\rho DA\overline{\mathbf{U}}^2 + \rho DA\overline{\mathbf{U}}\mathbf{u}(t) - \rho DA\overline{\mathbf{U}}\dot{\mathbf{x}}(t) \tag{C-10}$$

(C-10)式を(C-1)式に代入すると

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{X}}(t) + \mathbf{C}_{\circ}\dot{\mathbf{X}}(t) + \mathbf{K}\mathbf{X}(t) = \overline{\mathbf{P}} + \mathbf{p}(t) - \rho DA\overline{\mathbf{U}}\dot{\mathbf{x}}(t) \tag{C-11}$$

$\dot{\mathbf{X}}(t) = \dot{\mathbf{x}}(t)$ であるから

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{x}}(t) + \mathbf{C}\dot{\mathbf{x}}(t) + \mathbf{K}\mathbf{x}(t) = \mathbf{P}(t) \tag{C-12}$$

ここで $\mathbf{C} = \mathbf{C}_{\circ} + \rho DA\begin{bmatrix} \overline{U}_1 & & 0 \\ & \ddots & \\ 0 & & \overline{U}_n \end{bmatrix}$ (C-13)

謝　辞

本論文は，九州大学大学院人間環境学研究院に於いて前田潤滋教授のご指導のもとで取り組んできた一連の研究をまとめたものです．前田潤滋教授は，博士後期課程からの 3 年間にわたり，公私問わず筆者を支えてくださり，留学生活を安心して過ごすことができました．本論文の計画，実施，結果の検討に関して，終始熱心なご指導と激励を賜りました．ここに心から厚くお礼申し上げます．

また本論文の審査にあたりご指導を賜った九州大学大学院人間環境学研究院神野達夫教授と河野昭彦教授には適切なご助言を頂きました.深く感謝の意を表します.

本研究を実施するにあたって，日本鉄塔工業㈱ 石田伸幸様，九州電力㈱　首藤康之様，竹村明人様には，本論に関わるデータの提供し，日本の送電鉄塔設計法を教えていただきました．また，九州大学人間環境学府 友清衣利子助教授には強風観測によるデータの提供やその解析に関する知識など多くのご指導や助言を頂きました.

博士 1 年から 2 年の間に前田研究室におられた竹内崇研究員と竹内真弓研究員には，研究知識をはじめ，投稿論文のチェックなど様々な協力をして頂きました．ここに深く謝意を表します.

この他，九州大学前田研究室の皆様よりも，明るい雰囲気で常に勇気づけて頂きました．さらに，留学生としての私に研究生活に多大な協力をして頂きました．誠に有難うございました.

最後に，これまで、留学生活を陰で支えてくれた両親，私を明るく励まし続けてくれた妻 劉青に心から感謝します.

2013 年 9 月

劉 暢 達