

実測に基づいた自然風中における
配電線機材の疲労損傷評価に関する研究

令和2年9月

高 橋 徹

目 次

第 1 章 序論	1
1.1 背景	1
1.2 疲労評価に関する既往の研究	4
1.2.1 大型建築物，構造物による疲労評価	4
1.2.2 架渉線または架渉線機材の動的挙動に関する評価	7
1.2.3 架渉線または架渉線機材による疲労評価	9
1.3 本研究の目的	11
1.4 本論文の構成	13
第 1 章の参考文献	14
第 2 章 不平衡張力の定義および不平衡張力の分析に用いる基礎手法	18
2.1 緒言	18
2.2 架渉線における不平衡張力の定義	18
2.3 時間領域アプローチによる疲労評価方法	19
2.4 電線張力式	21
2.5 レインフロー法	23
2.6 2 章まとめ	25
第 2 章の参考文献	26
第 3 章 フィールド実験	28
3.1 緒言	28
3.2 フィールド実験サイト	28
3.3 架線条件	32
3.4 測定方法	34
3.4.1 風速，風向の測定	34

3.4.2	不平衡張力の測定	36
3.4.3	測定システム	40
3.5	フィールドデータ解析方法	42
3.5.1	風況データ	42
3.5.2	不平衡張力データ	44
3.6	フィールド実験結果	44
3.6.1	フィールド実験場の風況	44
3.6.2	不平衡張力の動的特性	48
3.6.3	不平衡張力と風速の関係	54
3.7	3章まとめ.....	56
第3章の参考文献		58
第4章 不平衡張力の基準化		59
4.1	緒言	59
4.2	不平衡張力の基準化方法	59
4.2.1	架線条件に対する不平衡張力の基準化方法	59
4.2.2	風向と線路のなす角に対する不平衡張力の基準化方法.....	61
4.2.3	架線条件及び風向と線路のなす角による不平衡張力基準化式.....	62
4.3	基準不平衡張力の時系列データ	63
4.4	基準不平衡張力の統計解析	68
4.5	4章まとめ.....	70
第4章の参考文献		71
第5章 レインフロー法による基準不平衡張力振幅の評価		72
5.1	緒言	72
5.2	基準不平衡張力振幅の算出手順	72
5.3	基準不平衡張力振幅の頻度分布と風速の関係	73
5.4	基準不平衡張力振幅の周波数評価	77

5.4.1	代表周波数の検討方法	77
5.4.2	基準不平衡張力振幅の代表周波数と風速の関係	77
5.4.3	架線条件による基準不平衡張力振幅の代表周波数の基準化	78
5.5	不平衡張力用風力係数の評価	80
5.5.1	不平衡張力用風力係数の算定式	80
5.5.2	不平衡張力用風力係数の頻度分布と風速の関係	80
5.5.3	不平衡張力用風力係数の頻度分布の特定	83
5.6	5章まとめ	85
	第5章の参考文献	87
	第6章 任意の地点の不平衡張力振幅の度数分布推定手法	89
6.1	緒言	89
6.2	不平衡張力振幅の度数分布推定手法の概念	89
6.3	不平衡張力振幅の確率密度関数の導出	90
6.4	不平衡張力振幅の度数分布推定式の決定	91
6.5	不平衡張力振幅の推定手法の妥当性評価	91
6.5.1	不平衡張力振幅の実測度数分布の算出	91
6.5.2	フィールド実験場の不平衡張力振幅の度数分布の推定	93
6.5.3	不平衡張力振幅の推定手法の妥当性評価結果	96
6.6	6章まとめ	98
	第6章の参考文献	99
	第7章 不平衡張力振幅推定手法の適用例	100
7.1	緒言	100
7.2	疲労損傷評価手法	100
7.2.1	マイナー則による寿命推定	100
7.2.2	等価疲労荷重	101
7.3	配電線機材の疲労評価フロー	102

7.4 配電線機材の疲労評価	103
7.4.1 検討モデルおよび架線条件	103
7.4.2 風速の頻度分布	105
7.4.3 不平衡張力振幅の度数分布	108
7.4.4 年平均風速と疲労寿命の関係	108
7.4.5 年平均風速と等価疲労荷重の関係	110
7.4.6 寿命推定マップ, 等価疲労荷重マップ	110
7.5 7章まとめ.....	112
第7章の参考文献	113
第8章 結論	115
謝辞	118

第1章 序論

1.1 背景

近年、日本の人口が減少してきている傾向があるなか、電化製品の多品種、高機能化により、人口減に反して電力消費量は増加を続けており、人々の電力への依存度、重要度は高くなってきている。このように非常に重要なライフラインとなっている電力を需要家まで届ける電気設備のはじまりは古くは明治中頃に遡る。1887年に、日本橋茅場町に出力25kWの火力発電設備が建設され、この電力が電灯照明に用いられたのが始まりである。それから4年後の1891年には琵琶湖の水を利用した160kWの水力発電設備が建設されている。ここから電力供給が広がっていき、1899年には出力300kWの発電所から22kmの長距離の電力輸送が実施され、その後、1914年には福島県の発電所から東京都の変電所までの225kmもの電力輸送に成功している。戦後の1951年には電力事業再編成にて電気事業会社は9電力（北海道電力・東北電力・東京電力・中部電力・北陸電力・関西電力・中国電力・四国電力・九州電力）に再編され、経済成長とともに電力量は増加している¹⁻¹⁾。経済産業省資源エネルギー庁の平成30年度のエネルギーに関する年次報告（エネルギー白書2019）¹⁻²⁾によれば、日本全国における1950年代の発電電力量は1000億kWh以下であったのが、20年後の1970年には約3000億kWhとなり、2000年には約9000億kWhで、その後、2010年頃からほぼ横ばいではあるが、現在では約11000億kWhと戦後70年で発電電力量は10倍以上となっている。この膨大な発電電力は、発電所から変電所へ、変電所から需要家へ輸送される。近年、発電電力量の増加に伴い、電力輸送設備は急激に拡大してきている。

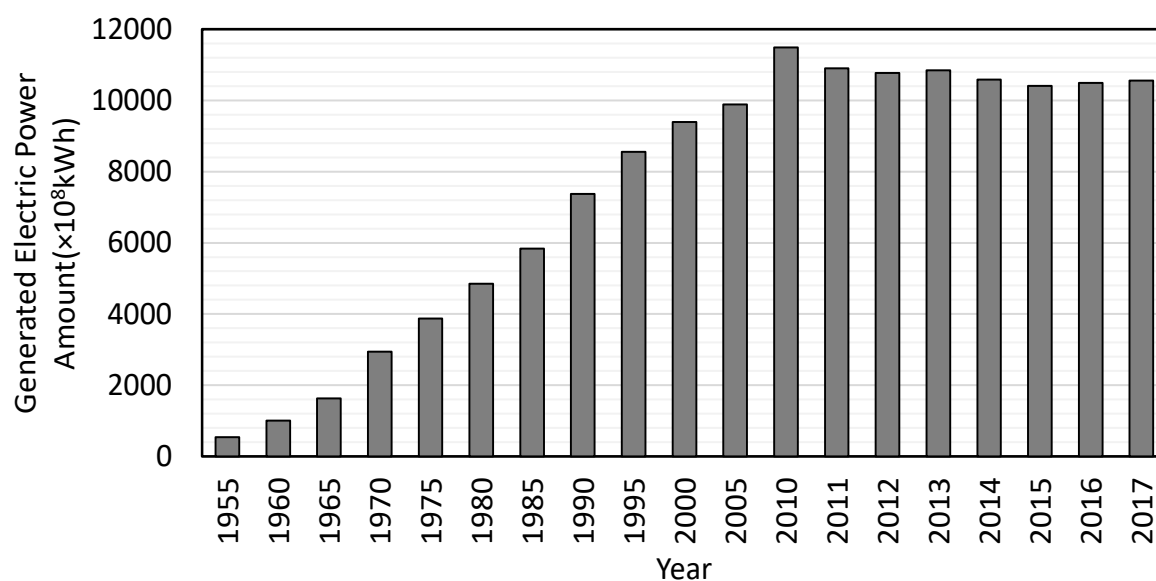


Fig. 1.1 Annual generated electric power amount in Japan

(Source Data: Japan's Energy White Paper 2019¹⁻²⁾)

電力輸送設備の形態は、発電所で作られた大容量の電力を変電所までの長い距離にわたり輸送する送電と、変電所から需要家へ電力を輸送する配電に分けられる。さらに、送配電線は布設方法によって、地中埋設方式と架渉線方式に分けられる。地中埋設方式とは、鋼管、樹脂管等で防護したケーブルを地中に埋設し、変圧器等の機器を地上に設置する方式であり、屋外(大気環境下)に設置されないことから景観の良さや台風等の自然災害に強いといった利点がある。架渉線方式とは、鉄塔や柱等の支持物に電線を架線する方式であり、視認性に優れコスト面での利点がある。これらの方式のうち、景観上や安全性等の利点から、欧米、アジア諸国の都市部では地中埋設方式が多く採用されている。一方、日本の地中化率は 10%以下であり、架渉線方式の割合が高い特徴がある¹⁻³⁾。

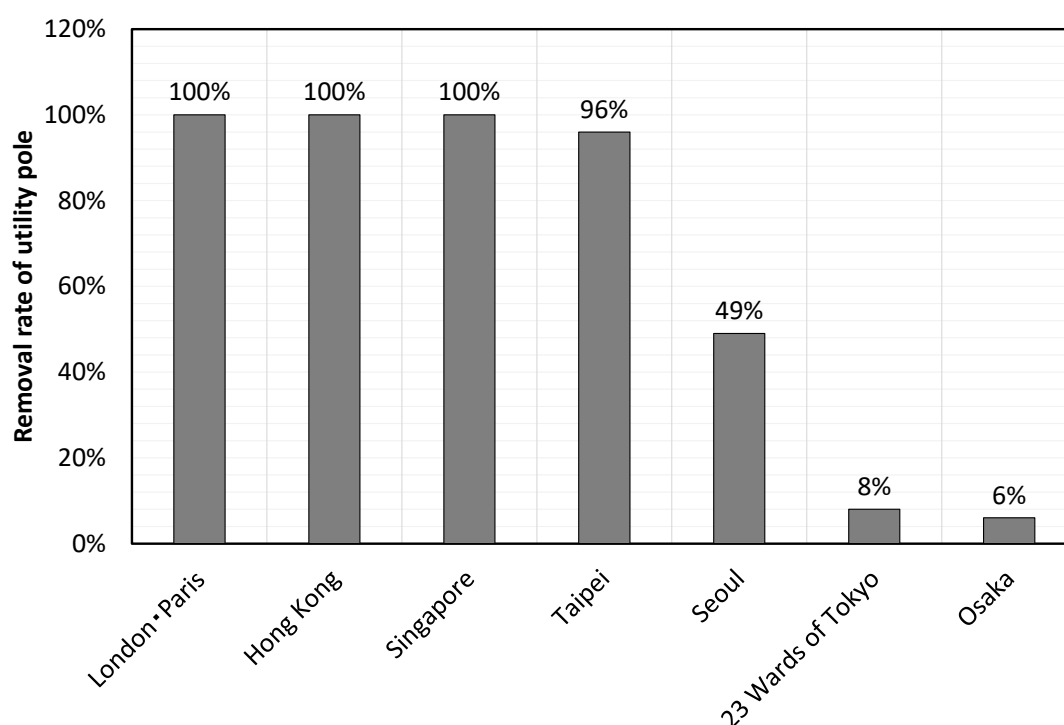


Fig. 1.2 Removal rate of utility pole
 (Source Data: White paper on land, infrastructure,
 transport and tourism in Japan 2019¹⁻³⁾)

架渉線方式の送電については、1950年から1970年代にかけて、超高压送電線 220~275kV の建設が増加した。その後、発電電力の増加に伴い、大容量送電の必要性が高まり、500kV の送電線の布設が拡大し、現在では、1000kV 級の Ultra High Voltage (UHV) 送電も導入されている。送電線は、径間(電線支持点間の直線距離)が数百メートルで支持物には鉄塔が多く用いられ、現在、約 24 万基が布設されている。一方、架渉線方式の配電については、戦後に高压 3kV と 6kV が併用されていたものが、1950年から1970年代にかけて、供給電力量の増加を目的とした昇圧工事が

進み，現在では 6kV が主流となっている。配電線は，径間が数十メートルで支持物にはコンクリート柱や鉄柱が多く用いられ，現在，約 2186 万本もの数が布設されている^{1-1), 1-4)}。配電線は需要家まで電力を輸送することから，市街地から山岳部，沿岸部に至るまで網の目のように設置される。また，装柱の簡素化，環境調和，安全性，信頼性の具備が求められる。



Photo 1.1 Overhead transmission line



Photo 1.2 Overhead distribution line

架渉線方式は屋外(大気環境下)に布設されることから強風や雪等の自然現象への対策が必要となる。代表的な強風は，欧米ではストームやハリケーンがあげられるが，日本では，夏場に多く発生する台風や，夏場，冬場に吹く季節風がある。日本列島は，南北に細長く，その列島の中央を縦断するように山々が連なっており，夏場には南西方向，冬場には北西方向からの季節風が吹く。この季節風は一定方向の強い風で毎年吹くといった特徴がある。

架渉線機材の強度設計は主に風，地震，雪等の想定した最大(極値)外力によって生ずる応力が材料耐力を超えないという考えのもと行われている。現在設計されている鉄塔や，送電線と鉄塔を固定する機材(以下，送電線機材)の多くは，JEC-127-1979 送電用支持物設計標準¹⁻⁵⁾に基づき，主に風荷重に対する設計が行われている。鉄塔や送電線機材に作用する風荷重は，台風襲来時を想定した高温季，冬期の季節風を想定した低温季に分けられ，地上高 10m の再現期間 50 年の瞬間最大風速をもとに算出された基準速度圧が全国 6 地域に区分して設定されている。最も厳しい場所での速度圧の限界風速は 63.2m/s に相当する。設計用速度圧は，基準速度圧，べき指数によ

る高さ補正分となる上空逡増係数，長径間に作用する風の非同時性による低減を考慮した低減係数，構造物の規模および第3者に対する影響を考慮した係数，さらには建物，樹木等の遮蔽による低減を考慮したしゃへい係数の積によって表されている。一方，配電柱や，配電線と柱を固定する機材(以下，配電線機材)の多くは，配電規程¹⁻⁶⁾に基づき，主に風荷重に対する設計が行われている。風荷重は，甲種，乙種，丙種の3種によって区分けされている。甲種については，高温季での平均風速40m/sの場合における速度圧が考慮される。乙種については，低温季での電線への着氷雪があった場合を想定しており，甲種の0.5倍の荷重，風速に換算すれば風速28.3m/s相当の速度圧が考慮される。丙種については，着氷雪がない場所で，甲種の0.5倍の荷重が考慮される。現状では，このような最悪条件下での風荷重が機材に作用した場合に電気設備の技術基準¹⁻⁷⁾で規定される材料の許容応力度(材料の降伏点に対し1.5倍の安全率を考慮)を超えないという考えのもと耐力設計が行われる^{1-5)~7)}。

一方で，これら設備の中で配電線機材が，風が強い地域に設置された際，電線張力方向に疲労損傷する事例が確認されている。この疲労損傷は，電線を支持している配電線機材に生じる左右の電線張力の差分である不平衡張力によるものと推察されている。また，この配電線機材の疲労損傷の事例は，毎年強い風が一定方向から吹く季節風を経験する郊外で多く確認されている¹⁻⁸⁾。一般的に変動張力は極値外力に対して極めて小さいため，耐力設計された機材であれば，実装環境下で作用する変動張力に対する応力が材料の疲労限度内に納まっていると考えられる。しかし，この配電線機材の疲労損傷事例は，実装環境下で配電線機材に作用する応力が材料の疲労限度以上となっていることを意味しており，配電線機材の疲労評価による合理的な設計が必要になるものとする。

このように自然風中に布設される架渉線方式の配電線機材について疲労設計の必要性が求められるところではあるが，疲労設計手法は確立されていないのが現状である。疲労設計を行うには，疲労に影響する荷重の特定および，その荷重振幅の頻度分布が必要となるが，配電線機材について，それらは十分に解明されていない。

1.2 疲労評価に関する既往の研究

1.2.1 大型建築物，構造物による疲労評価

既往の研究では，大型建築物や構造物を対象に，風外乱に対する疲労評価が多く行われている。風外乱に対する疲労評価では，対象構造物に作用する疲労荷重の特定および，その疲労荷重振幅または応力振幅の分布の特定が重要な問題となる。河井ら¹⁻⁹⁾は，耐力設計されている構造物の風外乱に対する疲労評価手順をFig. 1.3のフローでまとめている。

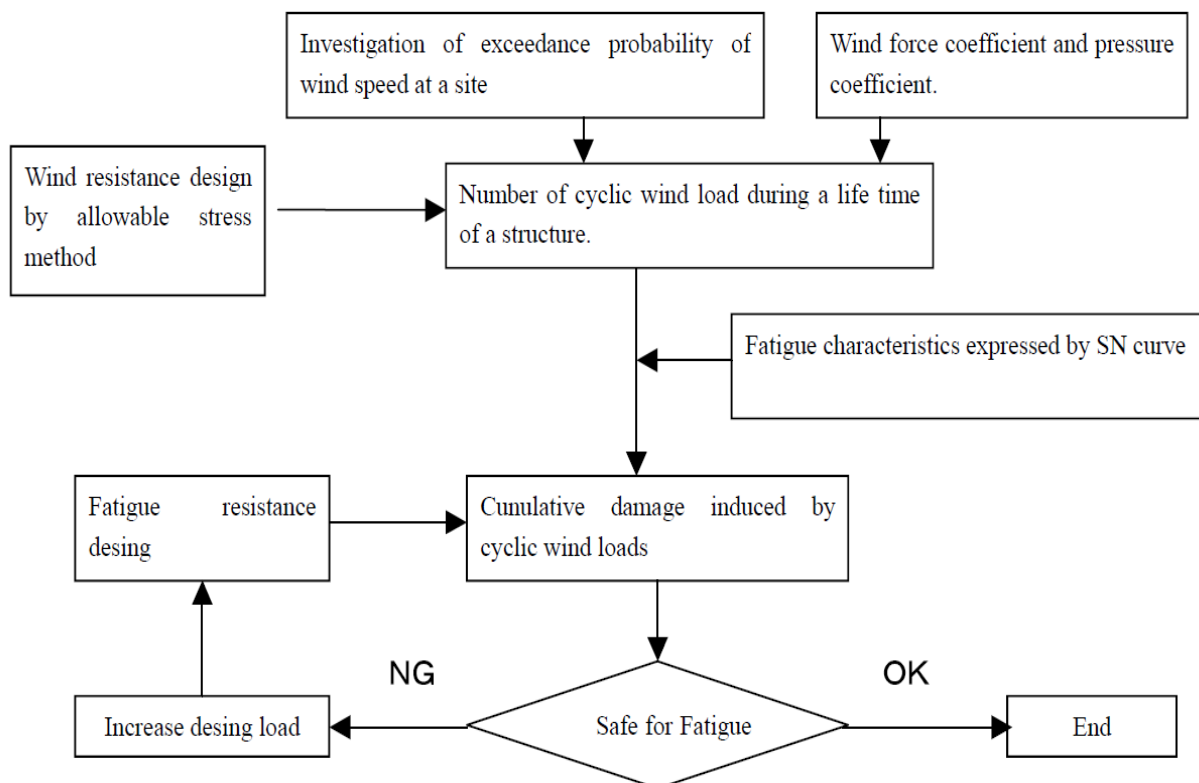


Fig. 1.3 Procedure for a check on wind induced fatigue

(Source Data: Wind induced fatigue resistance design for structures and claddings¹⁻⁹⁾)

本フローでは、評価対象地点の風速の超過確率と風力係数(または風圧係数)をもとに構造物に作用する繰り返し荷重振幅の頻度分布を推定し、この繰り返し荷重振幅の頻度分布と S-N 曲線で表される疲労特性から、対象構造物の累積疲労損傷を評価する流れが示されている。本フローの中で疲労評価を行う際の最も重要な部分は、構造物に作用する供用期間中の繰り返し荷重振幅の頻度分布の推定であり、この繰り返し荷重振幅の頻度分布を推定するために、大型建築物や構造物を対象に多くの研究が行われている。疲労評価を行っている研究を大別すると、2つのアプローチにて繰り返し荷重振幅の頻度分布を推定している。1つは、対象物に作用する荷重(または対象物に発生する応力)の周波数特性をもとに荷重振幅(または応力振幅)の頻度分布を推定する周波数領域アプローチであり、もう一つは、シミュレーション、風洞実験、フィールド実験等で計測された荷重(または応力)の時系列データをもとに、振幅カウント手法を用いて、荷重振幅(または応力振幅)の頻度分布を算出する時間領域アプローチである。

周波数領域アプローチにより疲労評価を実施している研究では、大熊ら^{1-10)~11)}は、高層建築物の柱はり溶接接合部を対象に、歪み振幅の確率分布を、狭帯域不規則過程としてレイリー分布で表している。また、歪み振幅の標準偏差については部材の降伏歪とガスト影響係数、ピークファクタによって導出している。風速分布には年最大風速の頻度を二重指数分布で表したモデルを提案し、これらの分布を確率論的にまとめ、対象物の疲労亀裂発生の可能性について示している。

多賀ら¹⁻¹²⁾は、アルミサッシュ窓枠の接合部を対象に、接合部に発生する応力を、安全率で除した材料の破壊強度と最大風速に対する風速比の2乗との積により表している。風速分布として、年最大風速発生データから極大値を構成する風速郡のモデル化を実施し、このモデルをもとに再現期間に対応した年間極大値風速の頻度分布を導いている。また、対象物の振動は風のスペクトルに依存すると仮定し、対象物の応力の頻度を算出している。松井ら¹⁻¹³⁾は、構造物のパフェッティングに対する疲労評価を行っており、構造物の応答の極大値分布を狭帯域不規則過程の性質に基づきレイリー分布で表している。構造物の変位の標準偏差は風速のべき指数に比例するという考えと、変位と応力は線形関係となる考えから、構造物の応力振幅の標準偏差を表している。風速分布は台風モデルを用いたモンテカルロシミュレーション結果をもとに近似したワイブル分布で表している。最終的には風速頻度分布から疲労評価まで、複雑な数値計算を必要としない閉形式を導出している。Holmes¹⁻¹⁴⁾はこの考えを発展させ、狭帯域応答として算出した損傷度にシミュレーションによって経験的に導かれた係数をかけることで、建物の広帯域の応答の影響を加味した評価を行っている。松井ら¹⁻¹⁵⁾は時刻歴応答解析結果と上記閉形式による計算結果を比較し、精度向上の必要性について言及している。Wyatt¹⁻¹⁶⁾は Holmes¹⁻¹⁴⁾と同様に構造物の応力振幅の頻度分布について狭帯域をレイリー分布で表し、レインフロー法アルゴリズムと構造物の応答スペクトルに基づいたシミュレーション結果を合わせることで、広帯域による影響を加味した疲労評価を行っている。Repettoら^{1-17)~19)}は煙突や照明柱等の柱状構造物を対象に、風方向と風直交方向を考慮した柱状構造物に作用する応力の頻度分布をガウス過程に基づき導出している。風速分布にはワイブル分布を用いており、さらには、大気安定度まで考慮した検討がなされている。これらの研究で示されているような周波数領域アプローチによる評価は構造物の周波数特性から展開されるため簡便性があるものの、様々な影響を加味した式展開および精度向上の検討が必要となる。

時間領域アプローチにより疲労評価を実施している研究では、Kumarら¹⁻²⁰⁾は、建物屋根を対象に、ガウス性、非ガウス性を示す屋根面に作用する風圧力の時系列データをシミュレーションにより算出している。この時系列データをもとにレインフロー法を用いて風圧振幅の頻度分布を算出している。本手法により50年間の風圧振幅の頻度分布から疲労損傷度を算出し、ガウス性を示す頻度分布による評価は不安全側となる可能性を示している。Koら¹⁻²¹⁾は、スクエアビルディングのカーテンウォール用ファスナーを対象に、風洞実験によって計測したビル壁面に作用する風荷重をファスナーに作用する応力へと変換し、レインフロー法を用いて応力振幅の頻度分布を算出している。また、周波数領域アプローチにより広帯域非ガウス応力過程となる閉形式を導出し、レインフロー法による疲労損傷度と比較することで閉形式の精度について検討を行っている。Xuら¹⁻²²⁾は、長大橋におけるパフェッティングによる疲労評価を行っている。5年間における実測した風速データをもとに、シミュレーションによりホットスポット応力の時系列データを算出し、レインフロー法を用いて応力振幅の頻度分布の算出および疲労損傷度について検討している。寺

崎ら¹⁻²³⁾は、スクエアビルディングのカーテンウォール用ファスナーを対象に風速 62.5m/s 相当の風洞実験を実施し、計測したファスナーに作用する応力の時刻歴データをもとに、レインフロー法を用いて応力振幅の頻度分布を算出している。また、風向毎の建物壁面におけるファスナーの損傷率の分布について評価している。高森ら¹⁻²⁴⁾は、高層建物の外装材を対象に、台風通過に伴う疲労について評価を行っている。風洞実験にて計測した台風通過時の壁面に作用する風圧の時刻歴データをもとに、レインフロー法を用いて変動風圧振幅の頻度分布を算出している。この変動風圧振幅を材料の終局応力をもとに応力振幅へと変換し、外装材の疲労損傷度について検討している。Hong ら¹⁻²⁵⁾は、信号や照明の支持物を対象に、変動風速のスペクトルに Kaimal スペクトルと Davenport スペクトルを用いたシミュレーションにより、対象物に作用する応力の時系列データを算出し、レインフロー法を用いて応力振幅の頻度分布を求めている。この応力振幅の頻度分布をもとに、支持物の損傷度について検討している。片桐ら¹⁻²⁶⁾は、免震建築物を対象に、風速 60m/s 相当の風洞実験を実施し、計測した免震層せん断力の時刻歴データをもとに、レインフロー法を用いてせん断力振幅の頻度分布を求め、周期 1.5 秒以上のせん断力振幅の確率密度はレイリー分布に一致することを示している。このような時間領域アプローチは、荷重、応力の時系列データを体系的にまとめる必要があるため、時間と労力がかかるが、全ての影響が含まれることから、本アプローチによりモデル化された荷重振幅、応力振幅の分布は精度が高いものとなる。

1.2.2 架渉線または架渉線機材の動的挙動に関する評価

対象構造物を架渉線とした場合の既往の研究では、架渉線または架渉線機材の動的挙動に関する研究が進められている。送電線の動的挙動に関する研究として、Yu ら^{1-27)~28)}は電線混触の要因となるギャロッピングについて評価を行っており、送電線の着氷雪をモデル化し、電線の回転、垂直、水平方向の振動を考慮した 3 自由度モデルを検討している。清水ら^{1-29)~30)}は、有限要素法を用いた時間領域のギャロッピング解析コードを開発し、送電線の実規模試験線によるフィールド実験結果と計算結果を比較することで解析コードの妥当性を検討している。また、精度向上を目的に、着氷雪 4 導体および単導体の部分模型を用いた風洞実験を実施している。他方、Chabart ら¹⁻³¹⁾はギャロッピングの振動モデルの妥当性を評価するために、水平および鉛直方向にバネを用いた風洞実験結果との比較を行い、Gurung ら¹⁻³²⁾は送電線の実規模試験線によるフィールド実験結果との比較を行っている。Van Dyke ら¹⁻³³⁾は送電線のフィールド実験を実施し、電線加速度、風速、風向の測定結果をもとに、電線に対する風速の流入角のギャロッピングへの影響について検討している。その他、送電線の動的挙動に関する研究では、送電鉄塔に作用する終局荷重についての研究として、Davenport¹⁻³⁴⁾による送電鉄塔および送電線の動的応答をガスト応答理論として提案された研究が挙げられる。Mehta ら¹⁻³⁵⁾は送電線の実規模試験線にてフィールド実験を実

施し、実測結果と計算結果の比較から、Davenport¹⁻³⁴⁾のガスト応答理論は実測値よりも安全側ではあるが、40%の空力減衰を考慮した場合が最も合致することを示している。Loredo-Souza¹⁻³⁶⁾は、Davenport¹⁻³⁴⁾のガスト応答理論に基づく送電鉄塔の設計手法についてまとめ、その手法の妥当性について風洞実験との比較を行っている。Momomura ら¹⁻³⁷⁾は、山岳エリアでの送電線実規模試験線によるフィールド実験を実施し、実測値をもとに送電線の減衰について体系的評価を実施し、送電線の空力減衰の影響度について評価している。また、Okamura ら¹⁻³⁸⁾は上記実験場を模擬した風洞実験を実施し、おろし風の影響を加味した風応答解析を実施している。また、実験結果と計算結果の比較を行い、山岳での送電鉄塔評価における、おろし角の重要性について評価している。石川¹⁻³⁹⁾は鉄塔風荷重、架渉線風荷重について、架渉線の空力減衰が大きいことを前提に共振成分を無視した形で、風の乱れ、吹上風の影響、空間相関を考慮した式を導出している。この考えについては、送電鉄塔の設計標準である送電用支持物設計標準 JEC-127-1979¹⁻⁵⁾の改正案として制定されている JEC-TR-00007-2015¹⁻⁴⁰⁾にも取り入れられている。Hung ら¹⁻⁴¹⁾は、3つの異なる形態となる実規模の送電鉄塔を用いたフィールド実験データと、ガスト応答理論による計算結果との比較を実施しガスト応答理論による計算の妥当性について検討している。Yang ら¹⁻⁴²⁾は、パイプ鉄塔を対象に風洞実験を実施し、その風洞実験結果と各国の設計基準から算出される風荷重の比較評価を実施している。これらの送電線の動的挙動に関する研究では様々な計算手法の検討がなされているが、手法の中の計算パラメータについては数百メートルの径間を有する送電線を対象に、多くの風洞実験やフィールド実験にて妥当性が確認されており、配電線レベルへの適用までは検討されていない。

一方、配電線の動的挙動に関する既往の研究は送電線に比べて数が少ないが、電線の動的応答や配電柱の終局荷重について研究がなされている。藤井¹⁻⁴³⁾、清水ら¹⁻⁴⁴⁾は、配電線の電線混触の要因となるギャロッピングに着目し、風外力に対する電線挙動について有限要素法を用いたプログラム開発を行っている。また、1径間での配電線実規模試験線によるフィールド実験を実施し、変位の実測結果と計算結果を比較し、電線挙動プログラムの妥当性について検討している。Uchida ら¹⁻⁴⁵⁾は低揚力の離着雪電線を対象に、実際の離着雪電線を用いた風洞実験を行い、本電線の低揚力の効果について検討している。生野ら¹⁻⁴⁶⁾、最所ら¹⁻⁴⁷⁾はコンクリートの配電柱を対象に、30m 間隔で5径間ほど布設されたフィールド実験について報告している。台風時の実験結果をもとに、コンクリート柱における発生応力と破壊までの裕度について検討している。Bhat ら¹⁻⁴⁸⁾は電線路全体を設計、解析可能な計算ソフト WinIGS を用いて、ハリケーン通過時の風速をもとに配電柱における発生応力について検討している。Darestani ら¹⁻⁴⁹⁾は、木製の配電柱に着目し、柱間の影響を考慮することが可能な配電柱の解析的境界条件モデルを提案している。このモデルを用いて、ハリケーン通過時の木柱の倒壊率について検討している。配電線の動的挙動についてもいくつかの計算手法が検討されているが、その手法の妥当性を評価するための実測は十分ではないことから精度面での課題がある。また、本研究で対象とする電線張力に関しての体系的なまとめ

は行われていない。

1.2.3 架渉線または架渉線機材による疲労評価

架渉線を対象とした研究のうち、送電線では疲労評価を行っている研究がある。高畠ら¹⁻⁵⁰⁾は、大型建築物、構造物を対象に周波数領域アプローチにより疲労評価を行っている研究¹⁻¹⁴⁾を参考に、送電鉄塔のバフティングに対する疲労について検討している。風速は10分間平均風速を対象とし、中弱風はワイブル分布で、強風は台風シミュレーションによる確率密度分布で表している。鉄塔に作用する荷重振幅の分布にはレイリー分布を適用し、荷重振幅の標準偏差は、石川の研究¹⁻³⁹⁾で示される等価静的風荷重より算出している。しかし、配電線レベルへの装柱形態毎の体系化までは行われていない。また、この研究の手法を配電線に適用するには、手法の精度を評価するための配電線機材の基礎試験データが乏しい現状があることから、本手法を配電線に展開するのは難しいと考える。その他、疲労評価までは行われていないが、本村ら¹⁻⁵¹⁾の送電線張力変動の基本性状に関する研究が挙げられる。この研究では、1基2径間送電線-鉄塔連成モデルの風洞実験結果から、送電線の支持機材には、線路方向に左右の不平均張力が変動成分として作用していることを示している。本研究は、実験データを用いて線路方向の変動荷重について示しているものの、現象の記述に留まり、架線状態の変化等についての体系的な評価はなされていない。

配電線については、線路方向の変動張力が配電線の疲労損傷の要因の1つであると言及している文献¹⁻⁵²⁾も存在するが、風速と変動荷重の関係について体系的な評価を行っている研究はなく、また、疲労設計への展開はなされていない。

ここで、風外乱に対する疲労評価を行っている先進的研究から配電線機材における疲労評価の現状までの相関図をFig. 1.4に示した。

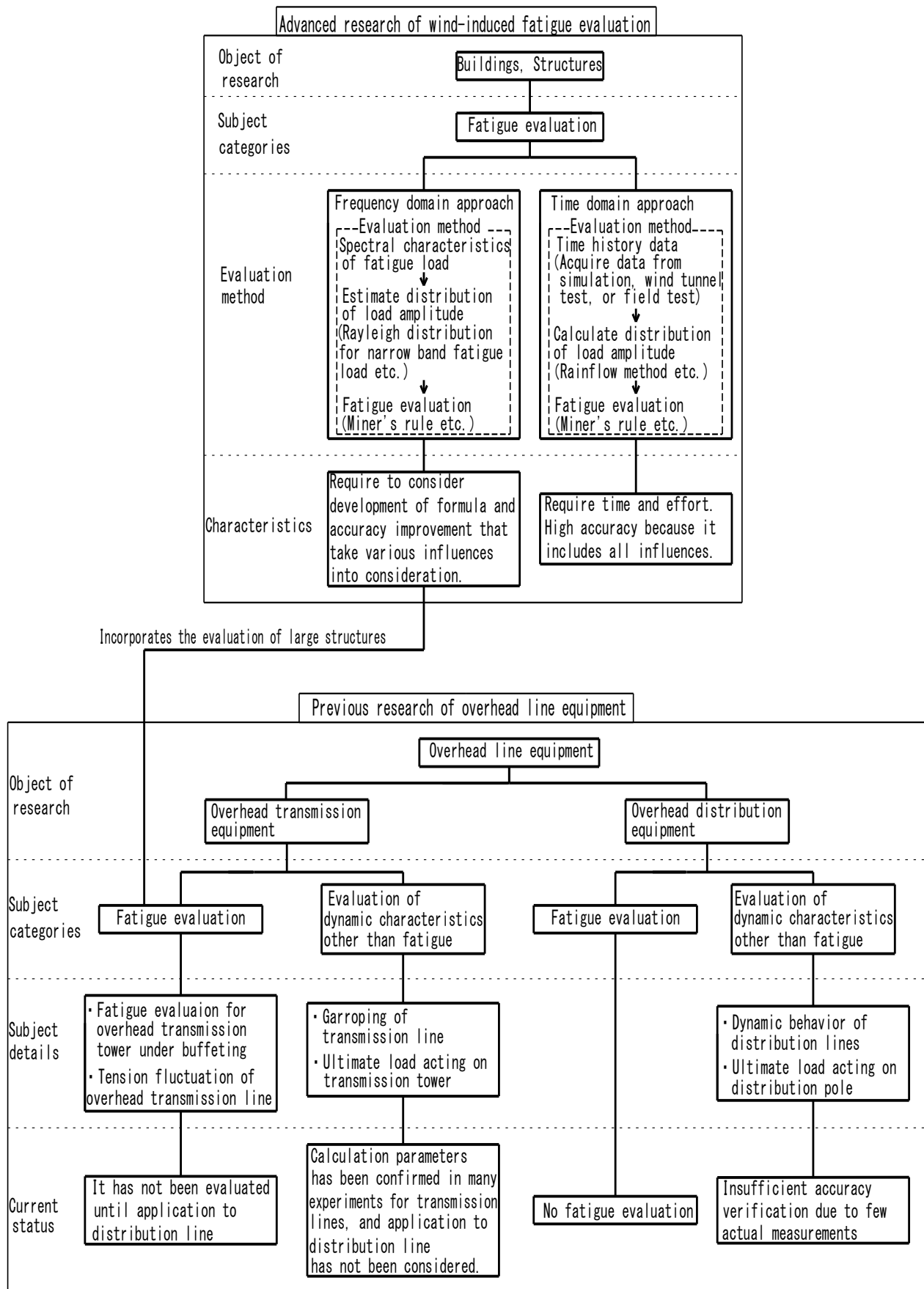


Fig. 1.4 Correlation chart of previous research of wind-induced fatigue evaluation

1.3 本研究の目的

風外乱に対する疲労評価では、対象物に作用する疲労荷重の特定および、その疲労荷重振幅の頻度分布の特定が必要である。疲労損傷が散見されている配電線機材について、支持点に作用する不平衡張力が疲労損傷の要因として推察されているが、疲労荷重としての特定には至っていない。また、配電線機材を対象機材とした疲労評価も実施されていない現状がある。そこで、本研究では、疲労損傷が散見され、送電線機材に比べて動的挙動についての知見が薄い配電線機材に着目し、任意の地点における配電線機材の疲労荷重振幅の推定手法を確立することを目的とする。なお、配電線機材は沿岸部から山岳部に至るまで全国に網の目のように布設されるため、広域な評価を考える必要がある。そこで、配電線機材の疲労荷重振幅の推定手法を確立するため、以下の2項目について特定を行う。

- ・配電線機材における疲労荷重の特定
- ・配電線機材における疲労荷重振幅の頻度分布の特定

さらに、特定した配電線機材の疲労荷重振幅分布と、任意の地点の風の頻度分布をもとに、任意の地点の配電線機材の疲労荷重振幅分布を推定する手法について提案し、配電線機材の単純モデルをもとに任意の地点の配電線機材の疲労荷重振幅分布を推定する手法の適用例について検討する。

ここで、Fig. 1.5 に研究フローを示す。

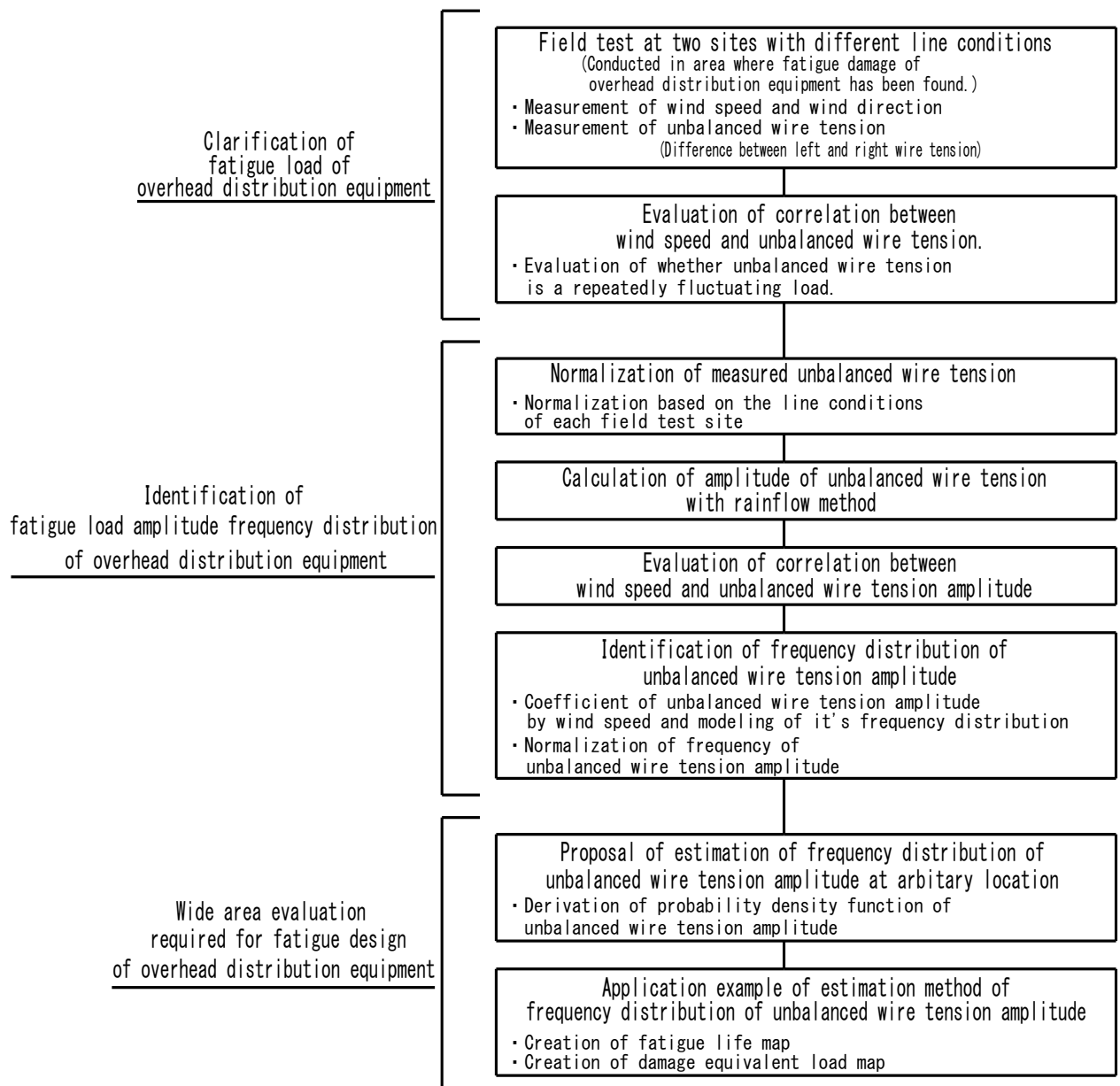


Fig. 1.5 Flow of study

配電線機材における疲労荷重を特定するために、実際に配電線機材の疲労損傷が散見されている場所で、配電線機材の線路方向の疲労損傷の要因と推察されている不平衡張力および風速を測定し、実測値から不平衡張力が繰り返し性のある変動荷重かどうか明らかにする。

配電線機材における疲労荷重振幅の頻度分布を特定するには、実測した疲労荷重を振幅に変換し、疲労荷重の振幅頻度分布が風速毎でどのような分布となるか明らかにする必要がある。また、実測した疲労荷重を広域に適用するには実験条件による実測値の一般化が必要である。そこで、実測した不平衡張力をフィールド実験場の架線状態で基準化する方法について提案し、基準化した不平衡張力の時系列データをもとにレインフロー法を用いて振幅を算出する。さらに、不平衡張力の振幅を風速により係数化し、その係数化した不平衡張力の振幅の頻度分布について一般的

な確率関数によりモデル化を行う。

配電線機材の疲労設計に必要な広域評価を行うため、任意の地点の不平衡張力振幅の度数分布の推定手法について提案する。さらに、配電線機材の単純モデルをもとに、任意の地点の不平衡張力振幅の度数分布の推定手法の適用例として、配電線機材の単純モデルの寿命推定マップ、等価疲労荷重マップを検討する。

1.4 本論文の構成

本論文は、序論から結論を含め、8章から構成されている。

第1章は序論である。背景、疲労評価に関する既往の研究、本研究の目的、本論文の構成について述べている。

第2章は、不平衡張力の分析に用いる基礎手法として、不平衡張力の定義、時間領域アプローチ、電線張力式、レインフロー法について述べている。

第3章は、フィールド実験概要として、2つのフィールド実験場の場所、架線条件、測定方法を示している。また、実験結果として、年間の風況を示し配電線機材として厳しい風環境下で実験していることを述べている。さらに、不平衡張力の時系列データおよび統計解析結果を示し、風と不平衡張力の相関関係および不平衡張力の動的特性について述べ、不平衡張力が配電線機材の疲労に影響する荷重であることを特定している。

第4章は、架線条件として径間、弛度、および風向と線路のなす角による不平衡張力の基準化の方法について示し、基準化した不平衡張力の統計解析結果から本方法の妥当性を述べている。

第5章は、レインフロー法を用いた基準不平衡張力振幅の算出手順について示し、基準不平衡張力振幅の頻度分布と風速の相関関係について述べている。また、電線の固有振動数を用いて、基準不平衡張力振幅の代表周波数を基準化する方法について示し、架線条件の異なる2つのフィールド実験場における基準不平衡張力振幅の代表周波数を基準化した結果から本方法の妥当性を述べている。さらに、風速毎で変化する基準不平衡張力振幅を、不平衡張力用風力係数として無次元化し、その不平衡張力用風力係数の頻度分布を一般的な指数分布関数でモデル化している。

第6章は、任意の地点の不平衡張力振幅の度数分布推定手法として、推定手法の概念、確率論に基づいた推定式の導出を示し、不平衡張力振幅のフィールド実験データとフィールド実験場における不平衡張力振幅の推定結果を比較することで、本手法の妥当性を示している。

第7章は、本研究で確立した不平衡張力振幅の推定手法の適用例として、1つの配電線機材のモデルをもとに寿命推定および等価疲労荷重を試算した結果について述べている。

第8章は結論であり、本研究で得られた結果を総括して述べている。

第 1 章の参考文献

- 1-1) 相木一男, 他共著, 1980, 送配電工学, 電気学会, 1-33
- 1-2) 経済産業省 資源エネルギー庁, 2019, 平成 30 年度エネルギーに関する年次報告(エネルギー白書 2019), 155-156
- 1-3) 国土交通省, 2019, 令和元年版 国土交通白書, 150-151
- 1-4) 経済産業省 資源エネルギー庁, 2019, 2018 年版 電気事業便覧, 経済産業調査会
- 1-5) 電気学会, 1979, 送電用支持物設計標準 JEC-127-1979
- 1-6) 日本電気協会, 2013, 配電規程 JEAC 7001-2012
- 1-7) 経済産業省原子力安全・保安院, 2011, 解説電気設備の技術基準, 第 15 版, 文一総合出版
- 1-8) 山田学, 徳山榮基, 岡崎大輔, 2008, 強風地域における電線把持部の高機能化に向けた装柱部材の動的な挙動特性について, 電気学会, EWC-08-10
- 1-9) 河井宏允, 藤田正則, 2005, 外装材等の耐風疲労設計について, 京都大学防災研究所年報, 48(B), 2005.4
- 1-10) 大熊武司, 中込忠男, 丸川比佐夫, 1988, 強風による鋼構造骨組の累積疲労損傷, その 1 強風の発生頻度の推定, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B, 75-76
- 1-11) 大熊武司, 中込忠男, 丸川比佐夫, 1988, 強風による鋼構造骨組の累積疲労損傷, その 2 疲労損傷の推定, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B, 77-78
- 1-12) 多賀直恒, 岡田恒, 河瑛徹, 1992, 風力によるアルミサッシ窓枠接合部の累積疲労損傷, 日本風工学会誌, 50, 3-18
- 1-13) 松井正宏, 中込忠男, 堀江竜巳, 2000, 風応答による構造物の累積疲労損傷の評価手法, バフエツティング応答について, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-1, 159-160
- 1-14) Holmes, J. D., 2002. Fatigue life under along-wind loading closed-form solutions, *Engineering Structures*, 24, 109-114
- 1-15) 松井正宏, 田村幸雄, 2008, 風応答による構造部材の累積疲労損傷特性, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-1, 277-278
- 1-16) Wyatt, T. A., 2004. Determination of gust action stress cycle counts for fatigue checking of line-like steel structures, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 92(5), 359-374
- 1-17) Repetto, M. P., Solari, G., 2004. Directional wind-induced fatigue of slender vertical structures, *Journal of Structural Engineering, ASCE*, 130(7), 1032-1040
- 1-18) Repetto, M. P., Solari, G., 2006. Bimodal alongwind fatigue of structures, *Journal of Structural Engineering, ASCE*, 132(6), 899-908

- 1-19) Repetto, M. P., Solari, G., 2007. Wind-induced fatigue of structures under neutral and non-neutral atmospheric conditions, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 95(9-11), 1364-1383
- 1-20) Kumar, K. S., Stathopoulos, T., 1998. Fatigue analysis of roof cladding under simulated wind loading, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 77-78, 171-183
- 1-21) Ko, N-H., Kim, Y-M., 2007. Investigation of closed-form solutions to estimate fatigue damage on a building, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 95, 1-19
- 1-22) Xu, Y. L., Liu, T. T., Zhang, W. S., 2009. Buffeting-induced fatigue damage assessment of a long suspension bridge, *International Journal of Fatigue*, 31(3), 575-586
- 1-23) 寺崎浩, 植松康, 2012, 風外力を受ける高層建物の外装材疲労損傷評価に関する検討, 第22回 風工学シンポジウム論文集, 311-316
- 1-24) 高森浩治, 谷口徹郎, 谷池義人, 2012, 台風通過に伴う建築物壁面に作用する変動風圧特性と壁外装材の疲労損傷評価, 第22回 風工学シンポジウム論文集, 197-202
- 1-25) Hong, H. P., Zu, G. G., King, J. P. C., 2014. Reliability consideration for fatigue design of sign, luminaire, and traffic signal support structures under wind load, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 126, 60-74
- 1-26) 片桐純治, 大熊武司, 丸川比佐夫, 2014, 鶴見俊雄, レインフロー法による基礎免震高層建築物の免震層風応答性状の検討, 第23回 風工学シンポジウム論文集, 307-312
- 1-27) Yu, P., Desai, Y. M., Shah, A. H., Popplewell, N., 1993. Three-degree-of-freedom model for galloping. Part I: Formulation, *Journal of Engineering Mechanics*, 119(12), 2404-2425
- 1-28) Yu, P., Desai, Y. M., Popplewell, N., Shah, A. H., 1993. Three-degree-of-freedom model for galloping. Part II: Solutions, *Journal of Engineering Mechanics*, 119(12), 2426-2448
- 1-29) 清水幹夫, 藤波秀雄, 1996, ギャロッピングによる電線動揺の解析手法の開発, 電力中央研究所報告, U95057
- 1-30) 清水幹夫, 石原孟, ファバンフック, 2006, 電線動揺のシミュレーションに関する最近の研究動向, 電気学会電線・ケーブル研究会資料, EWC-06-12, 25-30
- 1-31) Chabart, O., Lilien, J. L., 1998. Galloping of electrical lines in wind tunnel facilities, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 74-76, 967-976

- 1-32) Gurung, C. B., Yamaguchi, H., Yukino, T., 2003. Identification and characterization of galloping of Tsuruga test line based on multi-channel modal analysis of field data, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 91(7), 903-924
- 1-33) Van Dyke, P., Laneville, A., 2008. Galloping of a single conductor covered with a D-section on a high-voltage overhead test line, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 96(6-7), 1141-1151
- 1-34) Davenport, A. G., 1979. Gust response factors for transmission line loading, *Proceedings of the 5th international conference on wind engineering*, Fort Collins, Colorado, 2, 899-909
- 1-35) Mehta, K. C., Kadaba, R., 1990. Field data analysis of electrical conductor response to winds, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 36(1), 329-338
- 1-36) Loredo Souza, A. M., 1996. The behavior of transmission lines under high winds, Ph.D. thesis, the University of Western Ontario
- 1-37) Momomura, Y., Marukawa, H., Okamura, T., Hongo, E., Ohkuma, T., 1997. Full-scale measurements of wind-induced vibration of a transmission line system in a mountainous area, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 72, 241-252
- 1-38) Okamura, T., Ohkuma, T., Hongo, E., Okada, H., 2003. Wind response analysis of a transmission tower in a mountainous area, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 91(1-2), 53-63
- 1-39) 石川智巳, 2004, 送電用鉄塔の動的効果を考慮した風荷重評価法に関する研究, 早稲田大学博士論文
- 1-40) 電気学会 電気規格調査会テクニカルレポート, 2015, 送電用鉄塔設計標準 JEC-TR-00007-2015
- 1-41) Hung, P. V., Yamaguchi, H., Isozaki, M., Gull, J. H., 2014. Large amplitude vibrations of long-span transmission lines with bundled conductors in gusty wind, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 126, 48-59
- 1-42) Yang, F., Yang, J., Niu, H., Zhang, H., 2015. Design wind loads for tubular-angle steel cross-arms of transmission towers under skewed wind loading, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 140, 10-18
- 1-43) 藤井啓一, 1997, 強風時の配電線路の揺動に関する研究, 中国電力技研時報, 88, 15-26

- 1-44) 清水幹夫, 岸野佑次, 藤井啓一, 佐藤順一, 1997, 強風時における配電線の混蝕に関する検討, 構造工学論文集, 43(A), 919-928
- 1-45) Uchida, S., Hamada, Y., Kawachi, K., Fujino, Y., Inoue, Y., Suzuki, T., Nakada, T., Sugizaki, T., 1993. Development of new low lift snow-retardant insulated wire for overhead distribution line, 8(4), 2043-2051
- 1-46) 生野満, 久保喜延, 山口栄輝, 石田千加志, 1995, コンクリート電柱を含む配電系の強風時動的応答, 土木学会西部支部研究発表会講演概要集, 128-129
- 1-47) 最所隆樹, 久保喜延, 田中千雅, 1996, 強風時における架空配電線路の動態観測, 共和技報, 457
- 1-48) Bhat, R., Meliopoulos, A. P., 2016. Probability of distribution network pole failures under extreme weather conditions, IEEE
- 1-49) Darestani, Y. M., Shafieezadeh, A., DesRoches, R., 2016. An equivalent boundary model for effects of adjacent spans on wind reliability of wood utility poles in overhead distribution lines, Engineering Structures, 128, 441-452
- 1-50) 高島大輔, 石川智巳, 2009, 送電用鉄塔のバフエッティングに対する疲労評価ツールの開発, 電力中央研究所報告, N08070
- 1-51) 本村禎浩, 鶴則生, 石田伸幸, 森本康幸, 前田潤滋, 2004, 送電線不平均張力の変動特性に関する研究, 日本建築学会研究報告 九州支部, 43, 233-236
- 1-52) EN-TM-1002-4, 2016. Overhead Distribution Line Repair Manual, Preformed Line Products

第2章 不平衡張力の定義および不平衡張力の分析に用いる基礎手法

2.1 緒言

1.2.1の大型建築物、構造物を対象として風外乱による疲労評価を行っている既往の研究では、周波数領域アプローチと時間領域アプローチの2つのアプローチにて、建築物や構造物の供用期間中の繰り返し風荷重の頻度の推定について検討している。これらのアプローチのうち、時間領域アプローチは、対象構造物に作用する風荷重や発生応力の時系列データをもとに、振幅カウント手法を用いて風速毎の荷重振幅、応力振幅の頻度分布を算出する手法である。時間領域アプローチにて疲労評価を行う場合、荷重（または応力）と風速の関係について体系的なまとめが必要であり、時間と労力がかかるという特徴があるが、時系列データから直接、頻度分布を算出するため導かれる頻度分布の精度は高くなる。そこで、本研究では、全国に網の目のように布設される配電線機材の疲労設計を精度良く簡便に実施できるように、フィールド実験にて配電線機材に作用する左右の電線張力の差分である不平衡張力を実測し、そのフィールド実験データをもとに、時間領域アプローチにて不平衡張力振幅の度数分布の特定を行った。

2章では、本研究の評価対象である架渉線における不平衡張力の定義を示す。さらに、不平衡張力の分析に用いる基礎手法として、時間領域アプローチによる疲労評価方法、電線の張力を考える上で最も基礎的なものとなる電線張力式、および時系列データから振幅をカウントするレインフロー法の概要について述べる。

2.2 架渉線における不平衡張力の定義

不平衡張力とは、支持機材に作用する線路方向成分の荷重であり、支持機材にて架線されている左右の電線の張力が平衡状態にない場合に生じる。不平衡張力は電線に風を受けることによって生ずる。Fig. 2.1に配電線機材に作用する不平衡張力の定義を示す。

自然風中のような変動風が吹いている場合には、風の乱れに伴う振動であるバフエッティングによって電線は面外に大きく揺動する。この揺動が左右で同期している場合は、不平衡張力は発生しない。一方、同期しない場合は、左右の電線張力 T_1 、 T_2 に差が生じ、電線支持点には不平衡張力 T_u が発生する。この関係を式(2.1)に示す。

$$T_u = T_1 - T_2 \quad (2.1)$$

ここで、 T_u :不平衡張力(N)、 T_1 :左側径間の電線張力(N)、 T_2 :右側径間の電線張力(N)である。

この不平衡張力は異径間だけでなく同径間でも発生するものである。このような特性をもつ不

平衡張力は，風速の乱れの影響を受けやすいと推察される。

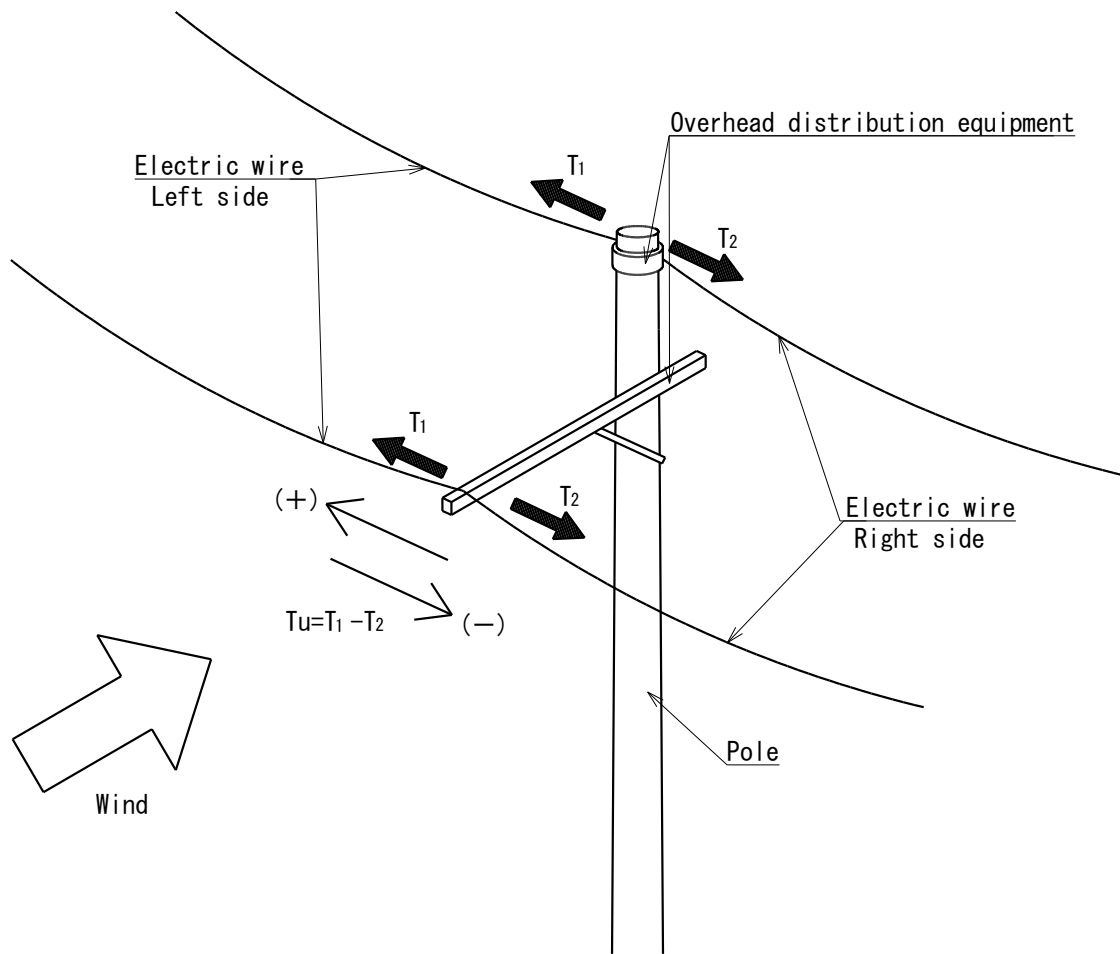


Fig. 2.1 Definition of unbalanced wire tension acting on overhead distribution equipment

この不平衡張力の性状については，いくつかの研究にて示されている。本村ら²⁻¹⁾は，送電線を対象に，想定した乱流中における風洞実験から，線路方向に変動成分として作用する不平均張力は，平均成分が0の両振幅で，径間比1:1においても発生するという特性をもつことを確認している。一方で，国内外の規程^{2-2)~3)}では，式(2.1)で示される荷重は言及されておらず，現状の設計では，この動的な荷重は考慮されていない。

2.3 時間領域アプローチによる疲労評価方法

時間領域アプローチによる疲労評価は，構造物に作用する荷重や応力の時系列データをもとに評価を行っていくアプローチである。Fig. 2.2 に時間領域アプローチによる疲労評価方法の概要を示す。

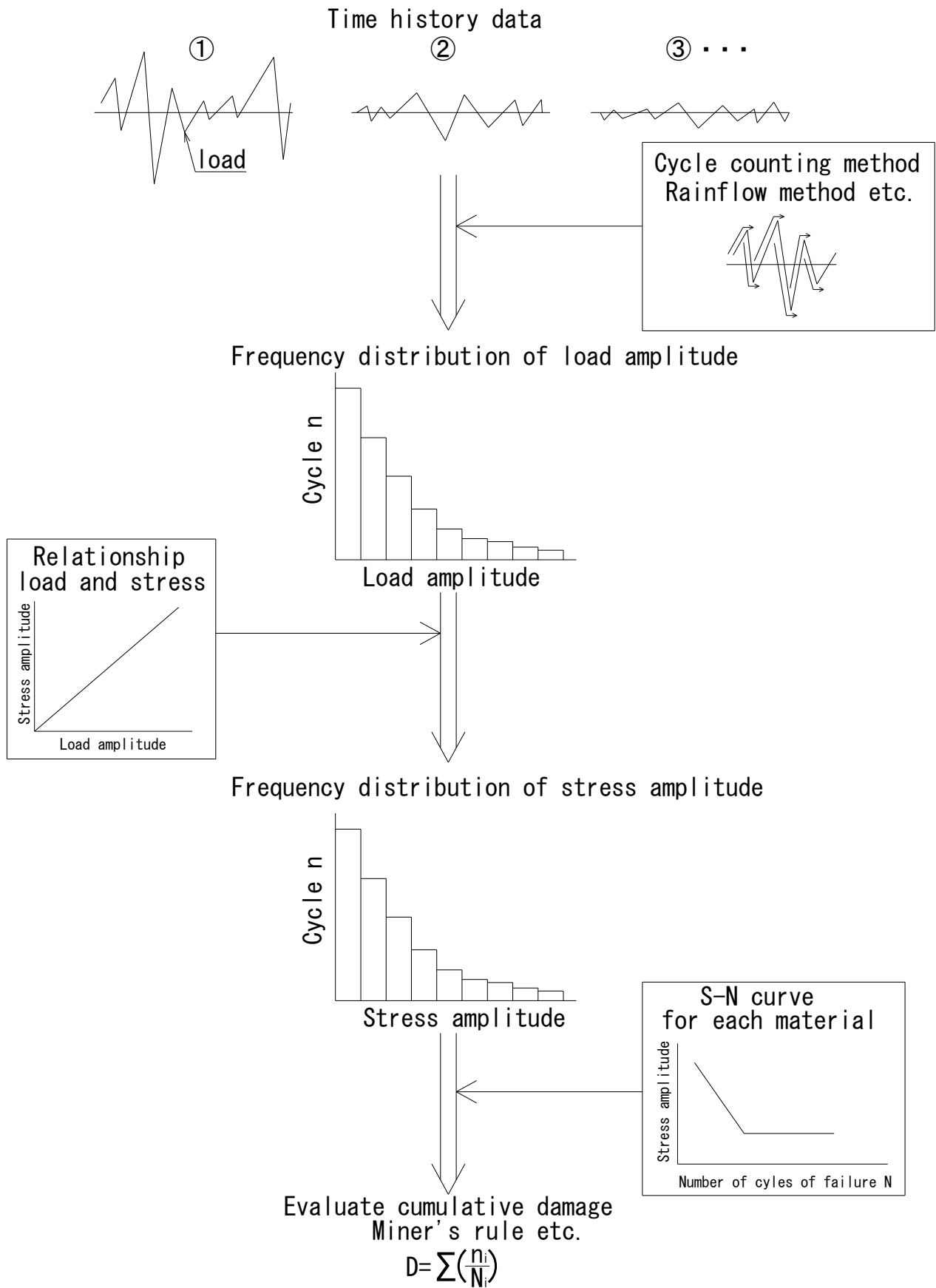


Fig. 2.2 Fatigue evaluation by time domain approach

例えば、風外乱による疲労評価を行うのであれば、シミュレーション、風洞実験、またはフィールド実験で取得した、風速毎の繰り返し荷重の時系列データから振幅カウント手法を用いて繰り返し荷重振幅の頻度分布を算出し、荷重と応力の関係にもとづき応力振幅の頻度分布へと変換する。その応力振幅の頻度分布と評価対象材料のS-N曲線をもとに疲労評価を行うといった流れとなる。なお、振幅カウント手法については、既往の研究では材料の応力-ひずみ挙動との対応性の良さ、計算アルゴリズムの簡便さからレインフロー法^{2-4)~6)}が多くの分野で用いられている^{2-7)~15)}。また、疲労評価には、式の簡便さからマイナー則が多く用いられている²⁻⁶⁾。

時間領域アプローチは、風速毎で取得される多くの時系列データに対する体系的なまとめが必要となるが、算出される頻度分布は様々な影響が加味された精度の高い頻度分布となる。よって、シミュレーション等の妥当性評価には、時間領域アプローチによる頻度分布が用いられる^{2-8), 2-10)}。

2.4 電線張力式

電線が一様な断面をもち、たるみ性があるものとみなせば、Fig. 2.3の点A, B間の原点0における電線のたるみは式(2.2)のカテナリー曲線となる²⁻¹⁶⁾。

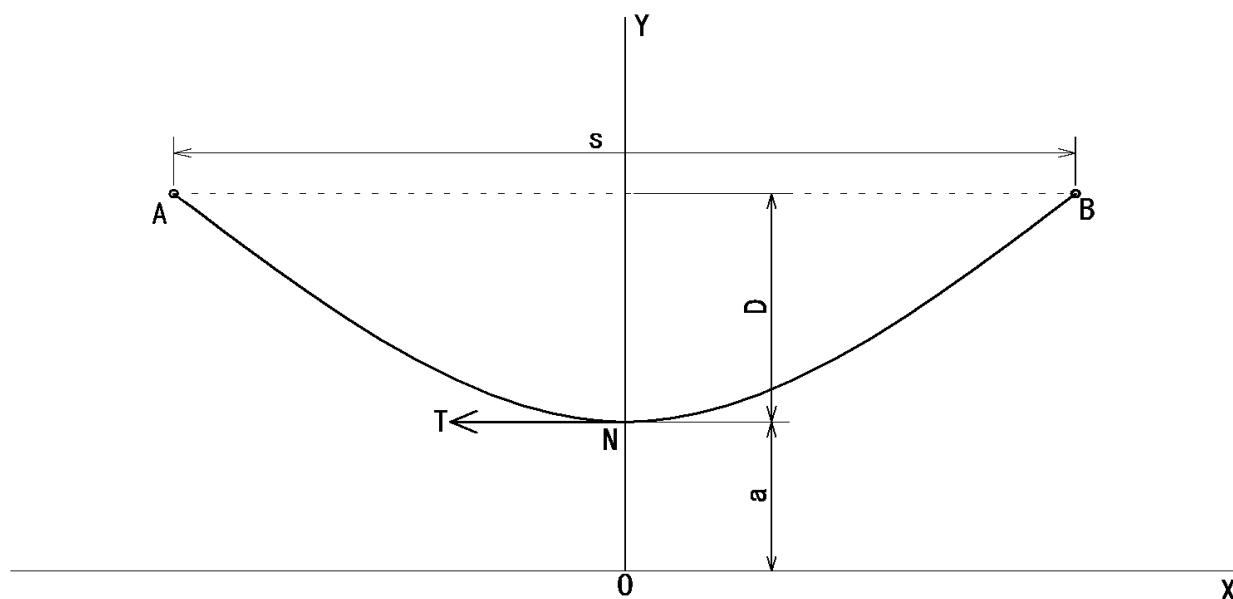


Fig. 2.3 Curve of electric wire

$$y = a \cosh \frac{x}{a} = a \left(1 + \frac{x^2}{2! a^2} + \frac{x^4}{4! a^4} + \frac{x^6}{6! a^6} + \dots \right) \quad (2.2)$$

実際の電線は、たるみ (Fig. 2.3のD) が径間 (Fig. 2.3のs) に対して小さいため、電線のたるみは式(2.2)の第3項以下を省略した放物線の式(2.3)で近似される。

$$y = a + \frac{x^2}{2a} \quad (2.3)$$

a は定数で、曲線の最低点 N の縦座標を示し、式(2.4)で表される。

$$a = \frac{T}{W_c} \quad (2.4)$$

ここで、T:電線の水平張力(N)、 W_c :電線重量(N/m)である。

Fig. 2.3 の電線のたるみを、点 N を原点としたものとして考えた場合は、式(2.4)は式(2.5)となる。

$$y = \frac{x^2}{2a} \quad (2.5)$$

ここで、x が径間 s の半分であると考えると式(2.6)となる。

$$x = \frac{s}{2} \quad (2.6)$$

式(2.5)に式(2.4)、式(2.6)を代入すると電線のたるみ D は、式(2.7)として表される²⁻¹⁶⁾。

$$D = \frac{W_c s^2}{8T} \quad (2.7)$$

一般的に水平方向電線張力の計算には式(2.7)の電線のたるみの式に基づき、電線重量である W_c に外力分を考慮した式(2.8)が用いられる^{2-2), 2-17)~18)}。本式では線路直交方向荷重 W、径間 s および弛度 D と電線張力 T の関係を表している。本研究では式(2.8)を電線張力式と称す。Fig. 2.4 に電線張力式における変数のイメージ図を示す。

$$T = W \cdot \frac{s^2}{8D} \quad (2.8)$$

ここで、T:電線張力(N)、W:単位長さあたりの線路直交方向荷重(N/m)、s:径間(m)、D:弛度(m)である。

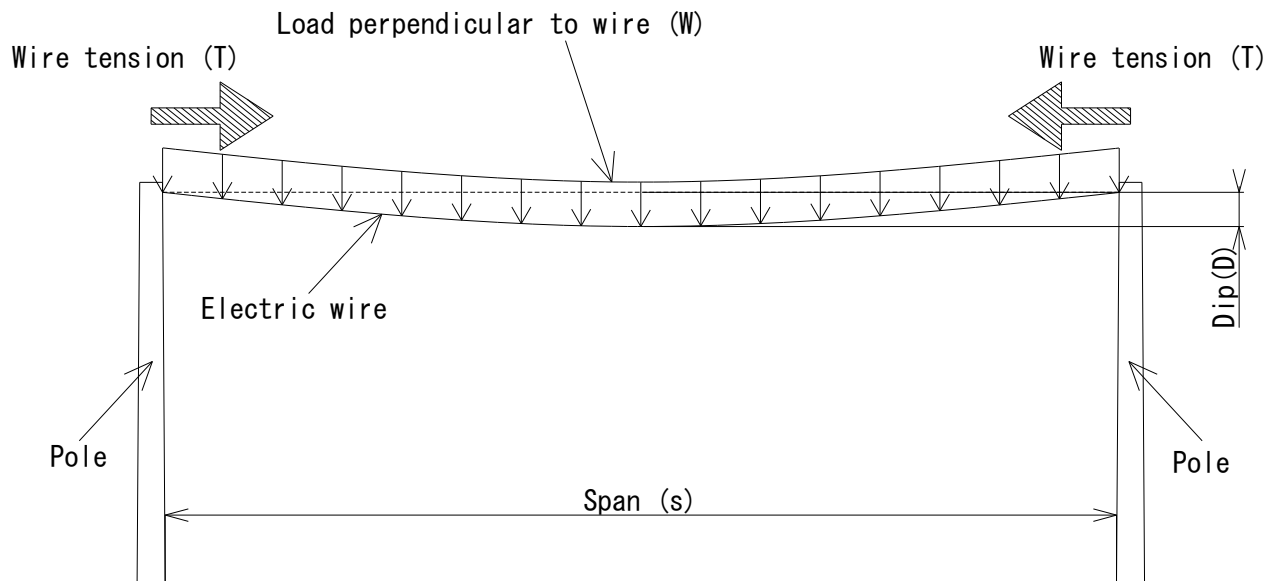


Fig. 2.4 View showing a frame format of strung wire between poles

2.5 レインフロー法

レインフロー法とは、不規則に変動する荷重または応力の波形から、振幅とその繰り返し数を定める手法である。材料の応力-ひずみ挙動との対応性の良さ、計算アルゴリズムの簡便さ、計算時間の短さがあることから、鋼構造物の疲労設計指針²⁻⁶⁾では、振幅カウント手法には原則としてレインフロー法を用いることが言及されている。また、構造物に作用する疲労荷重振幅の頻度分布の特定を時間領域アプローチにて検討している既往の研究の多くは、シミュレーション、風洞実験、フィールド実験等で得られた荷重または応力の時系列データをもとに、振幅カウント手法としてレインフロー法を用いた評価を行っている^{2-7)~9), 2-12)~15)}。

本研究でも振幅カウント手法についてはレインフロー法を採用し、そのレインフロー法の中から、ASTM E1049-85 Standard Practices for Cycle Counting in Fatigue Analysis²⁻¹⁹⁾に示されている Simplified Rainflow Counting for Repeating Histories²⁻²⁰⁾を用いた。Fig. 2.5 に Simplified Rainflow Counting for Repeating Histories の概要を示す。

Simplified Rainflow Counting for Repeating Histories は、時系列データの最初と最後の値を同値として扱い、時系列データ内の最大値または最小値を先頭に振幅をカウントする手法である。本手法では、全ての波を1サイクル(閉ループ)でカウントすることが可能となる。よって、本研究で算出される振幅の値は全振幅で1サイクルとしてカウントされる。

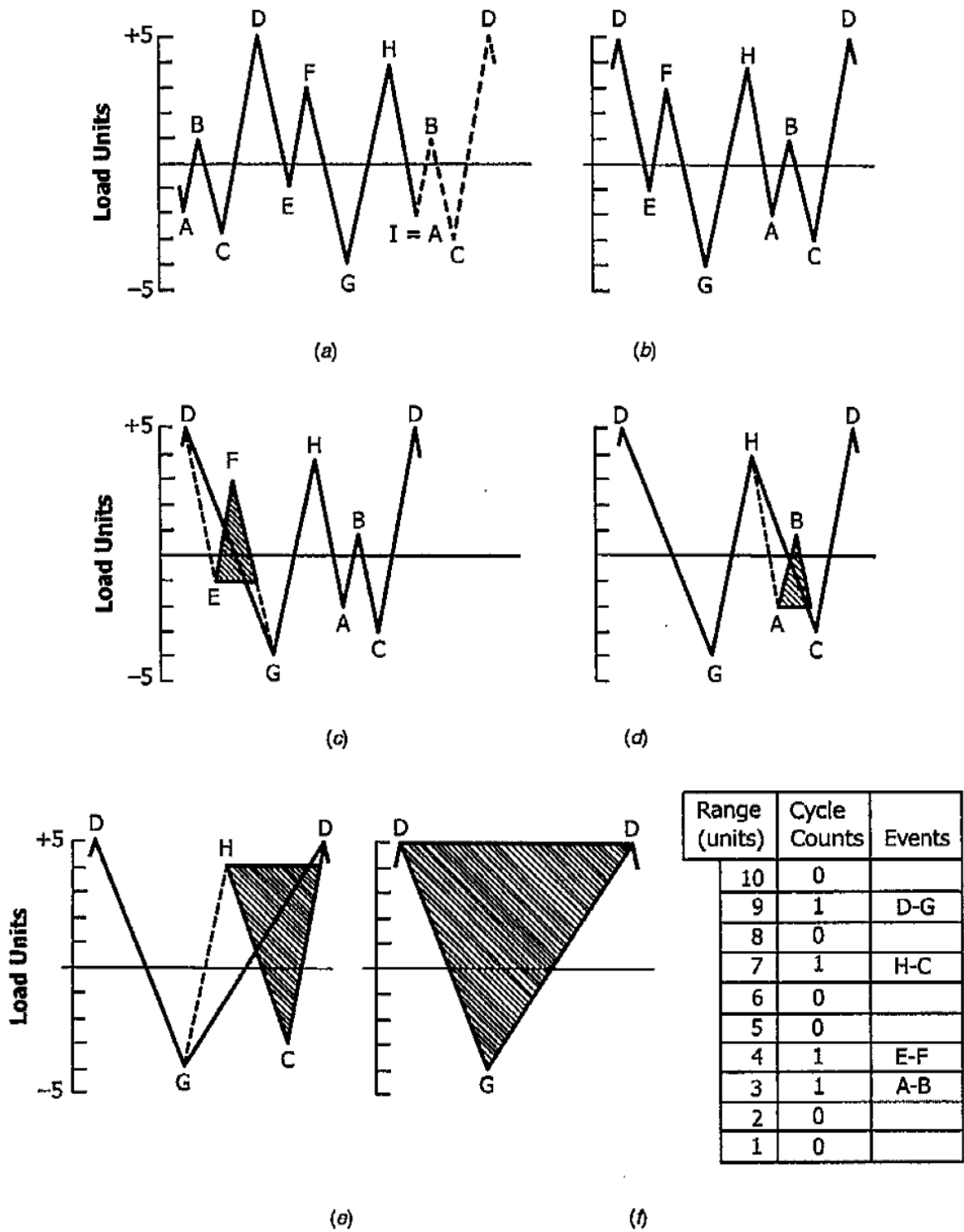


Fig. 2.5 Simplified rainflow counting for repeating histories
 (Source Data : ASTM E1049-85 Standard Practices
 for Cycle Counting in Fatigue Analysis²⁻¹⁹)

2.6 2章まとめ

本章では、本研究の評価対象として、左右の電線張力の差分である不平衡張力の定義を述べた。不平衡張力の分析に用いる基礎手法として、疲労評価で広く用いられている時間領域アプローチの疲労評価手順をまとめた。また、電線張力の問題を扱う上で最も基礎的な式である電線張力式を示し、本式の各要素について図示した。さらに、時系列データから振幅をカウントする手法としてレインフロー法を採用したことを述べ、全ての波を1サイクル（閉ループ）でカウント可能な Simplified Rainflow Counting for Repeating Histories について図示した。

第2章の参考文献

- 2-1) 本村禎浩, 鶴則生, 石田伸幸, 森本康幸, 前田潤滋, 2004, 送電線不平均張力の変動特性に関する研究, 日本建築学会研究報告 九州支部, 43, 233-236
- 2-2) 日本電気協会, 2013, 配電規程 JEAC 7001-2012
- 2-3) C2-2017, 2017. National Electrical Safety Code, IEEE
- 2-4) 遠藤達雄, 松石正典, 光永公一, 小林角市, 高橋清文, 1974, 「Rain Flow Method」の提案とその応用, 九州工業大学研究報告(工学), 28
- 2-5) 日本材料学会編, 1995, 疲労設計便覧, 養賢堂
- 2-6) 日本鋼構造協会編, 2012, 鋼構造物の疲労設計指針・同解説-付・設計例-[2012年改定版], 技報堂出版
- 2-7) Kumar, K. S., Stathopoulos, T., 1998. Fatigue analysis of roof cladding under simulated wind loading, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 77-78, 171-183
- 2-8) Ko, N-H., Kim, Y-M., 2007. Investigation of closed-form solutions to estimate fatigue damage on a building, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 95, 1-19
- 2-9) Xu, Y. L., Liu, T. T., Zhang, W. S., 2009. Buffeting-induced fatigue damage assessment of a long suspension bridge, International Journal of Fatigue, 31(3), 575-586
- 2-10) 高島大輔, 石川智巳, 2009, 送電用鉄塔のバフエッティングに対する疲労評価ツールの開発, 電力中央研究所報告, N08070
- 2-11) 菅原淳, 山下主税, 臼木理倫, 2010, トロリ線の疲労寿命推定へのレインフロー法適用可能性, 鉄道総研報告, 24(2), 41-46
- 2-12) 寺崎浩, 植松康, 2012, 風外力を受ける高層建物の外装材疲労損傷評価に関する検討, 第22回 風工学シンポジウム論文集, 311-316
- 2-13) 高森浩治, 谷口徹郎, 谷池義人, 2012, 台風通過に伴う建築物壁面に作用する変動風圧特性と壁外装材の疲労損傷評価, 第22回 風工学シンポジウム論文集, 197-202
- 2-14) Hong, H. P., Zu, G. G., King, J. P. C., 2014. Reliability consideration for fatigue design of sign, luminaire, and traffic signal support structures under wind load, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 126, 60-74
- 2-15) 片桐純治, 大熊武司, 丸川比佐夫, 2014, 鶴見俊雄, レインフロー法による基礎免震高層建築物の免震層風応答性状の検討, 第23回 風工学シンポジウム論文集, 307-312
- 2-16) 相木一男, 他共著, 1980, 送配電工学, 電気学会, 34-41

- 2-17) Irvine, H. M., 1981. Cable Structure, MIT Press
- 2-18) Yamaguchi, H., Alauddin, M., 2003. Control of cable vibrations using secondary cable with special reference to nonlinearity and interaction, Engineering Structures, 25(6), 801-816
- 2-19) ASTM E1049-85, 2011. Standard Practices for Cycle Counting in Fatigue Analysis
- 2-20) Downing, S. D., Socie, D. F., 1982. Simple rainflow counting algorithms, International Journal of Fatigue, 4(1), 31-40

第3章 フィールド実験

3.1 緒言

高層ビルなどの大型建築物や構造物では、実物によるフィールド実験を行うことが難しいことから、時間領域アプローチに必要な疲労荷重の時系列データについては、シミュレーション^{3-1)~3)}または風洞実験^{3-4)~7)}で評価されているものが多い。本研究の対象構造物である配電線機材は、柱の高さは10m~15m程度であり、大型建築物や構造物と比較すると、実機によるフィールド実験が行いやすい構造物であるといえる。また、疲労荷重の時系列データを取得する上では、実機によるフィールド実験がもっとも信頼性が高いものになると考えられることから、本研究では、時間領域アプローチに必要な配電線機材に作用する疲労荷重の時系列データについて、フィールド実験で取得した。

3章では、疲労評価を行うための基礎データを取得する上で選定した実験場所、実験条件、測定方法、およびフィールドデータ解析方法について述べる。また、フィールド実験結果として風況を示し、フィールド実験場の選定が配電線機材の疲労評価を行う上で適切な場所であったどうかを評価する。さらに、このような環境下で測定した不平衡張力の変動特性を、不平衡張力の時系列データを用いて示し、不平衡張力と風速の関係を統計解析結果から評価する。

3.2 フィールド実験サイト

毎年一定期間強風が吹き、かつ風向が卓越するような地域において、その卓越風向に対し電線路が直交するように配電線が布設される場合では不平衡張力が頻繁に発生することが予想される。一般に、季節風が吹く場所では、毎年一定期間強風が吹き、卓越した風向をもつ。このような場所は、不平衡張力の発生条件に近い環境と考えられる。そこで、フィールド実験場には、季節風を経験する場所として栃木県那須町を選定した。この場所は冬季に北西方向（山岳側）から季節風を経験する場所であり、実際に配電線機材の疲労損傷が散見されている場所である。Fig. 3.1にフィールド実験場の地図を示す。また、Photo 3.1, 3.2に実験場近傍の様子を示す。

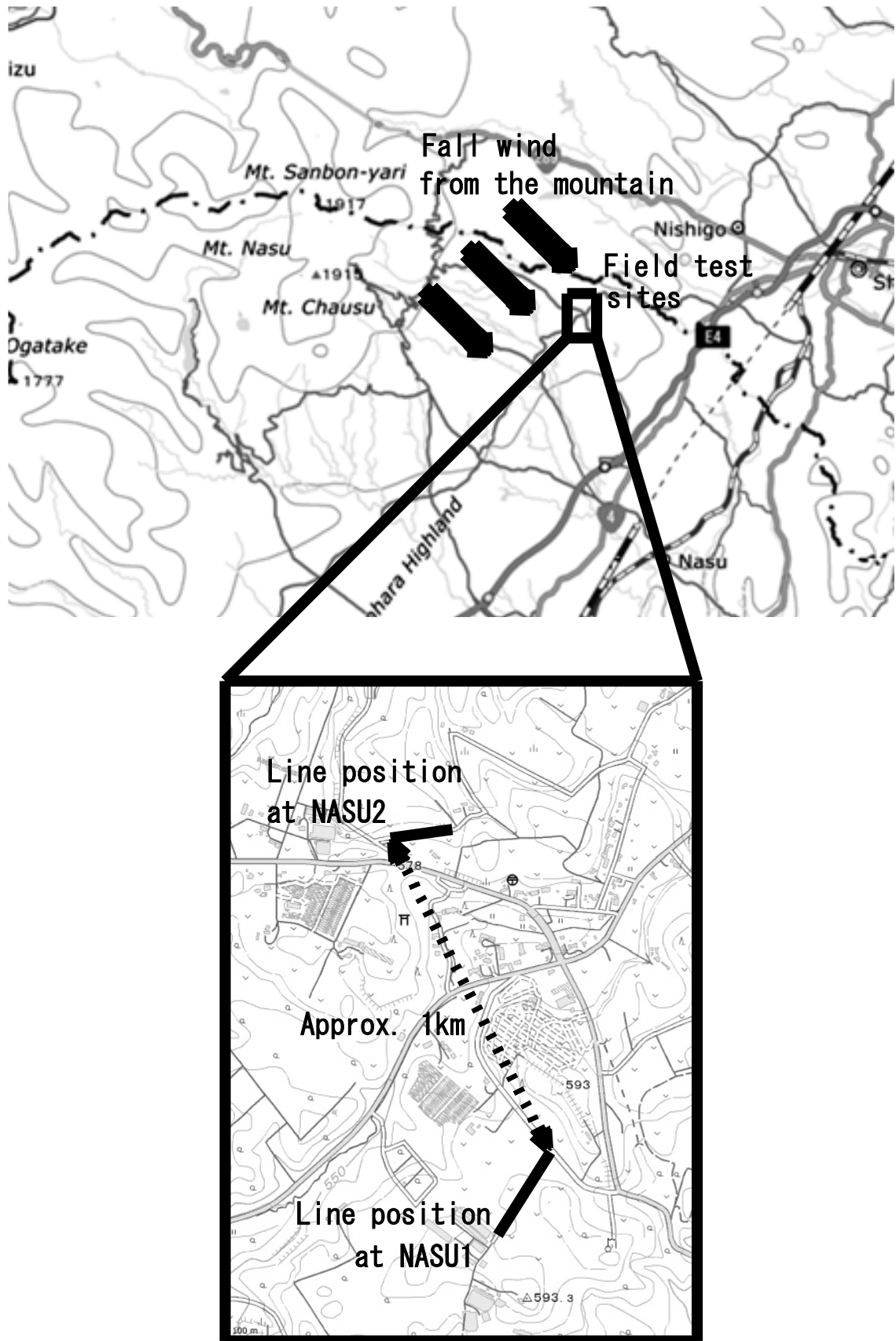


Fig. 3.1 Map of the field test sites
 (Source: Geospatial Information Authority of Japan)

Test site
NASU1



Landscape of
the windward
side in the
main wind
direction



Photo 3.1 Site condition at NASU1

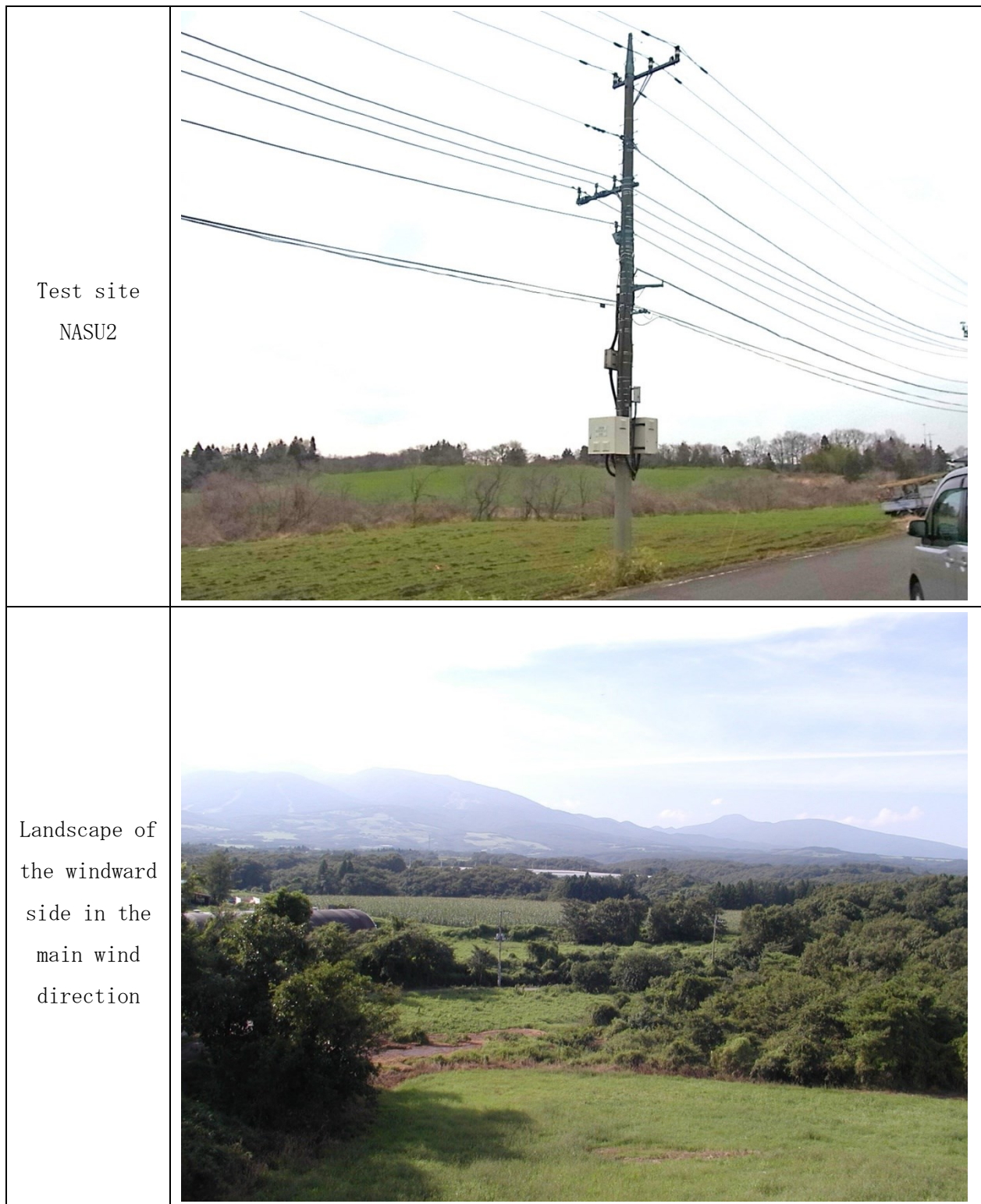


Photo 3.2 Site condition at NASU2

2つのフィールド実験場は1km程度離れており、北西方向に位置する山岳からのおろし風を経験する場所である。土地利用状況は畑が主であり、地表面粗度区分Ⅱに相当する。また、山岳が位置する風上側には風を妨げる障害物がない。よって、模擬線路に対して局所的に気流のゆがみ等が生じない場所と考える。

3.3 架線条件

本節では、フィールド実験における架線条件として、径間、弛度率、及び実験に用いた電線種類と電線の外径を示す。なお、弛度率とは電線の最大の弛み距離である弛度 D を、径間 s で除した値である。本架線条件は、不平衡張力の基準化において重要なパラメータとなる。

$$\gamma(\%) = D/s \times 100 \quad (3.1)$$

ここで、 γ : 弛度率(%), s : 径間(m), D : 弛度(m)である。

国内における一般的な配電線は弛度率 2%程度で架線されることが多い。よって、本フィールド実験でも弛度率を 2%に統一して模擬線路を布設した。

Fig. 3.2~3 および Table 3.1 に各サイトの架線状態及び架線条件を示す。

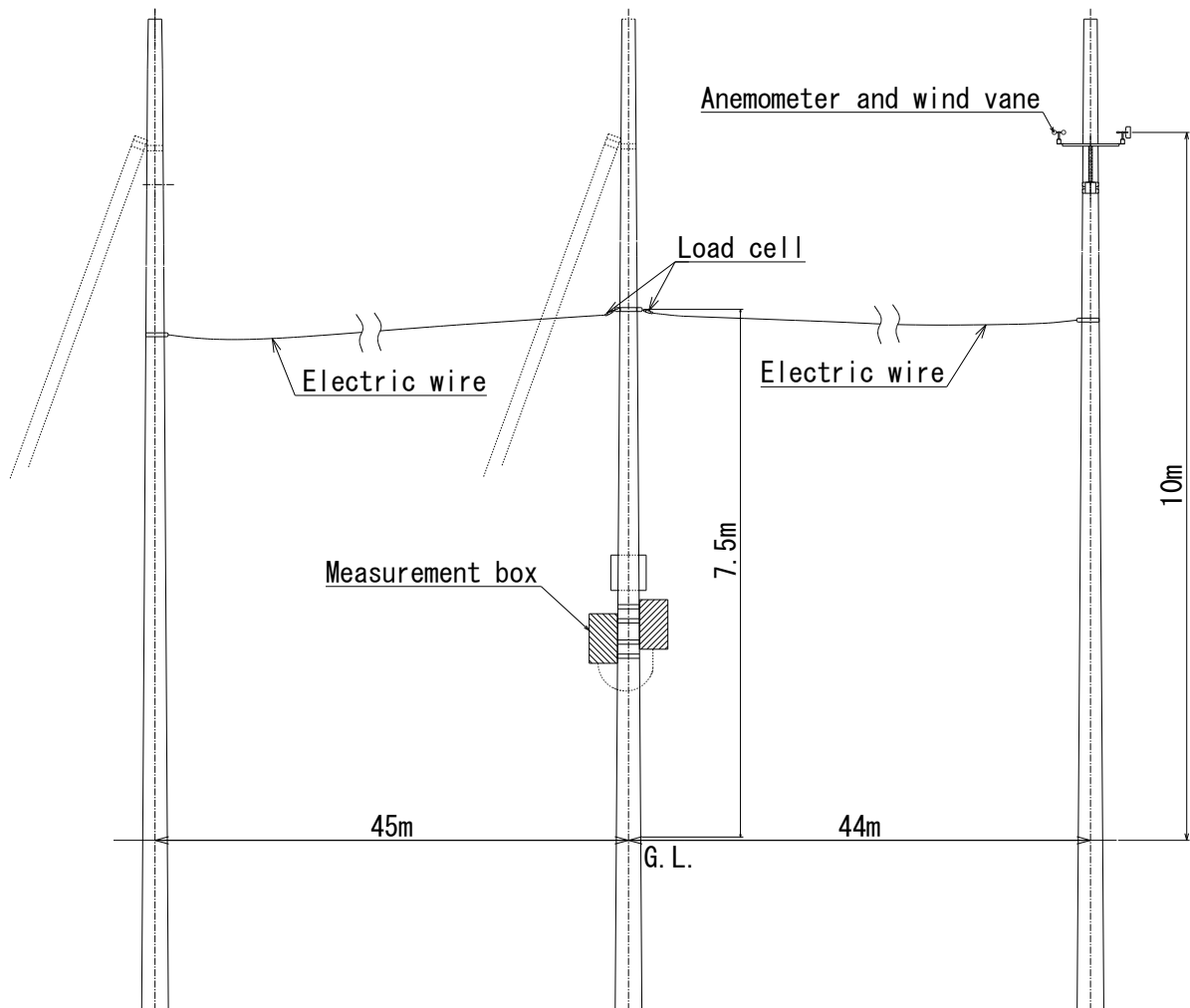


Fig. 3.2 Geometry of NASU1

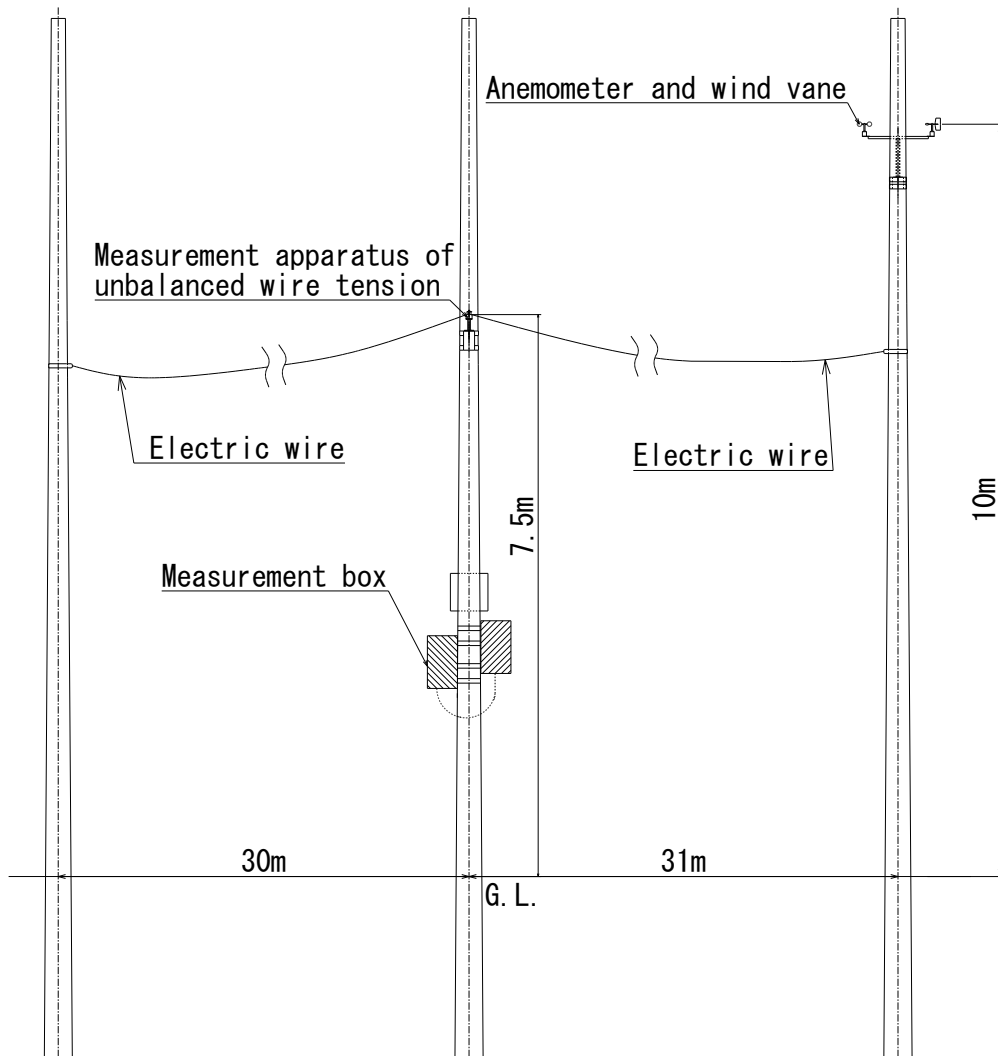


Fig. 3.3 Geometry of NASU2

Table 3.1 Field test conditions

Site	Span	Sag ratio	Diameter of electric wire
NASU1	left 45m right 44m	2%	D 20.6mm (Type: SN-ACSR OE 120mm ²)
NASU2	left 30m right 31m		

Fig. 3.2~3 および Table 3.1 より、那須1 と那須2 では、架線高さはほぼ同様である。また、両サイトともほぼ左右同径間となる。一方、那須1 と那須2 の径間は約 1.5 倍の違いがある。本研究では、毎年一定方向から強風が吹くエリアとして、おろし風を経験するエリアを選定した。また、局所的な気流のゆがみの影響を小さくするために、試験線の近傍に障害物がないサイトを選定した。さらに、実際に配電線機材の疲労が発生した線路で、模擬線を布設するスペースがと

れる箇所を選定した。那須 1 では、解析対象模擬線の上下方に約 0.5m の離隔を保ち、解析対象外の模擬線が 1 線ずつ布設してある。那須 2 では、解析対象模擬線の上方に約 1m の離隔を保ち解析対象外の模擬線 3 線、下方に約 1m の離隔を保ち測定センサ用ケーブルが 1 線布設されている。選定したサイトは、平坦地形であり、上下方向への大きな風向のゆがみもなく、また、布設した模擬線は、他の電線と十分な離隔をとっていることから、電線間の相互作用の影響は小さいと考える。

3.4 測定方法

3.4.1 風速，風向の測定

Table 3.2 に風速，風向計の仕様を示す。また，Photo 3.3, Fig. 3.4 に風速，風向計の設置状況を示す。

Table 3.2 Specification of the anemometer and wind vane

	Cup anemometer	Wind vane
Measuring range	2 to 60 m/s	0 to 350 degrees
Starting threshold	Under 2 m/s	Under 2 m/s
Output accuracy	±0.5 m/s for <10 m/s ±5% for >10 m/s	±5 degree
Distance constant	12 m	-
Model Number	NS30AHS (Made by Nippon Electric Instrument, Inc.)	ND30NHS (Made by Nippon Electric Instrument, Inc.)

(Source: Nippon Electric Instrument, Inc.)



Photo 3.3 Anemometer and wind vane

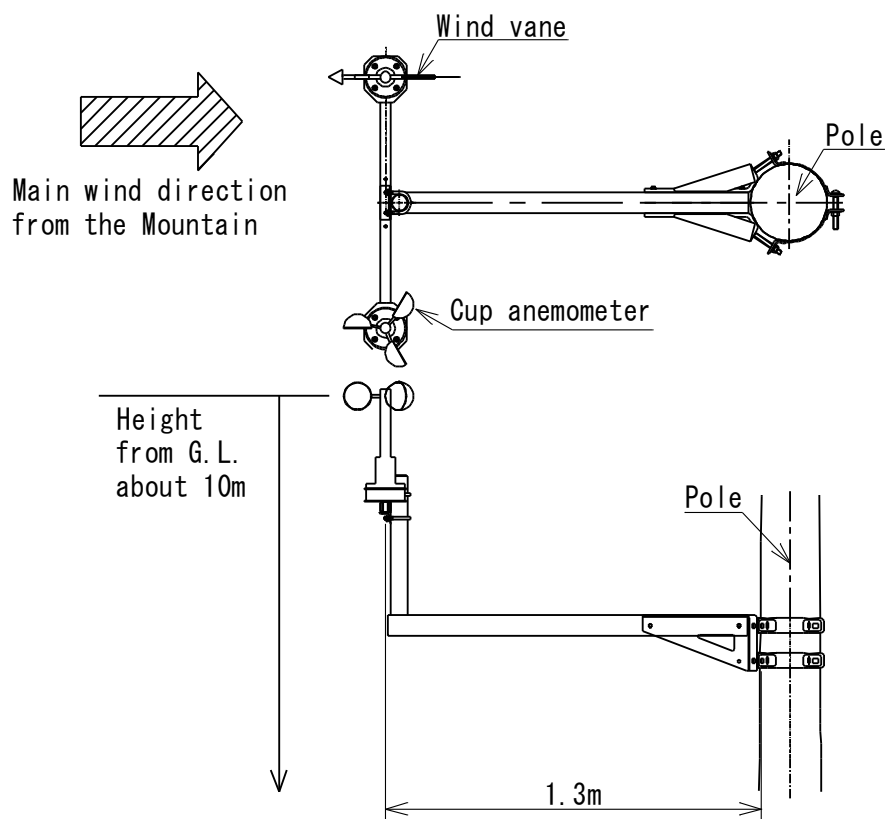


Fig. 3.4 Configuration of the anemometer and wind vane

風速，風向計は模擬線路の柱に取り付けられる。設置高さは，一般的な配電線機材の設置高さとなる地上高 10m 付近とした。当該フィールド実験場はおろしの風により主風向が明確である。よって，風速，風向計は，柱から 1.3m の離隔を取り，主風向に対して，柱が風速，風向計の後流側に位置するように設置した。

風速および風向についてはサンプリング周波数 1Hz によって測定を行っている。

3.4.2 不平衡張力の測定

不平衡張力の測定に用いたセンサの詳細を以下に示す。

a. ロードセルによる測定

不平衡張力の測定に用いたロードセルの仕様を Table 3.3 に示す。また，設置状況を Photo 3.4, Fig. 3.5 に示す。

Table 3.3 Specifications of load cells

	Left side load cell	Right side load cell
Capacity	20,000 N	20,000 N
Rated output	2,324 μ	2,348 μ
Hysteresis (rated output)	0.09% R0	0.04% R0
Calibration constant (force)	8.52 N/ μ	8.61 N/ μ
Calibration constant (temperature)	-0.8987 μ /°C	+0.0851 μ /°C
Strain gauge	Model No. UFCA-1-350-11 (Made by Tokyo Sokki Kenkyujo Co., Ltd.)	

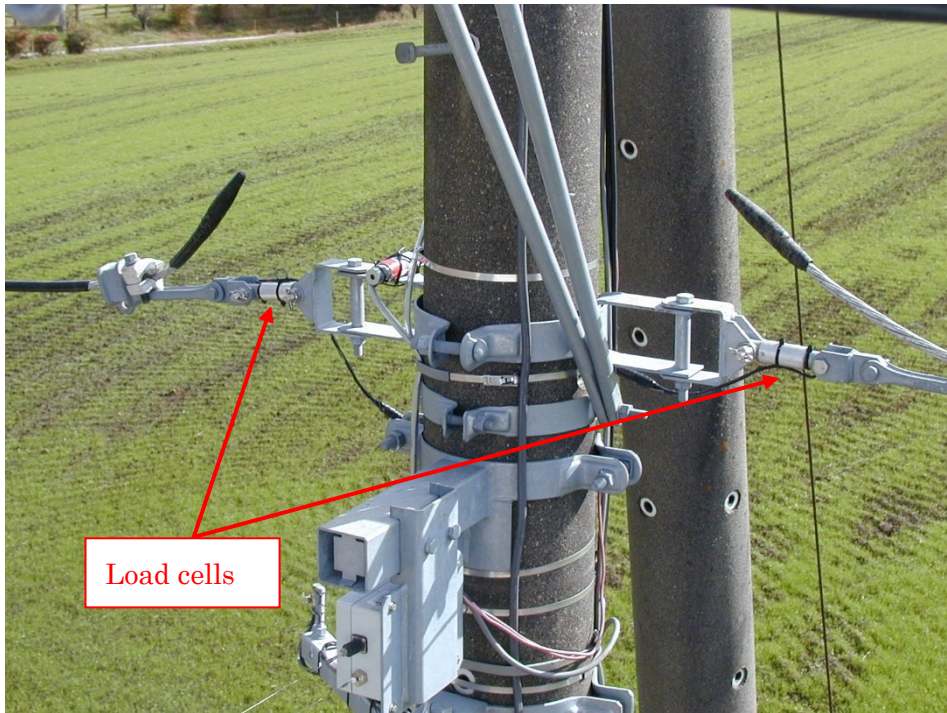


Photo 3.4 load cells

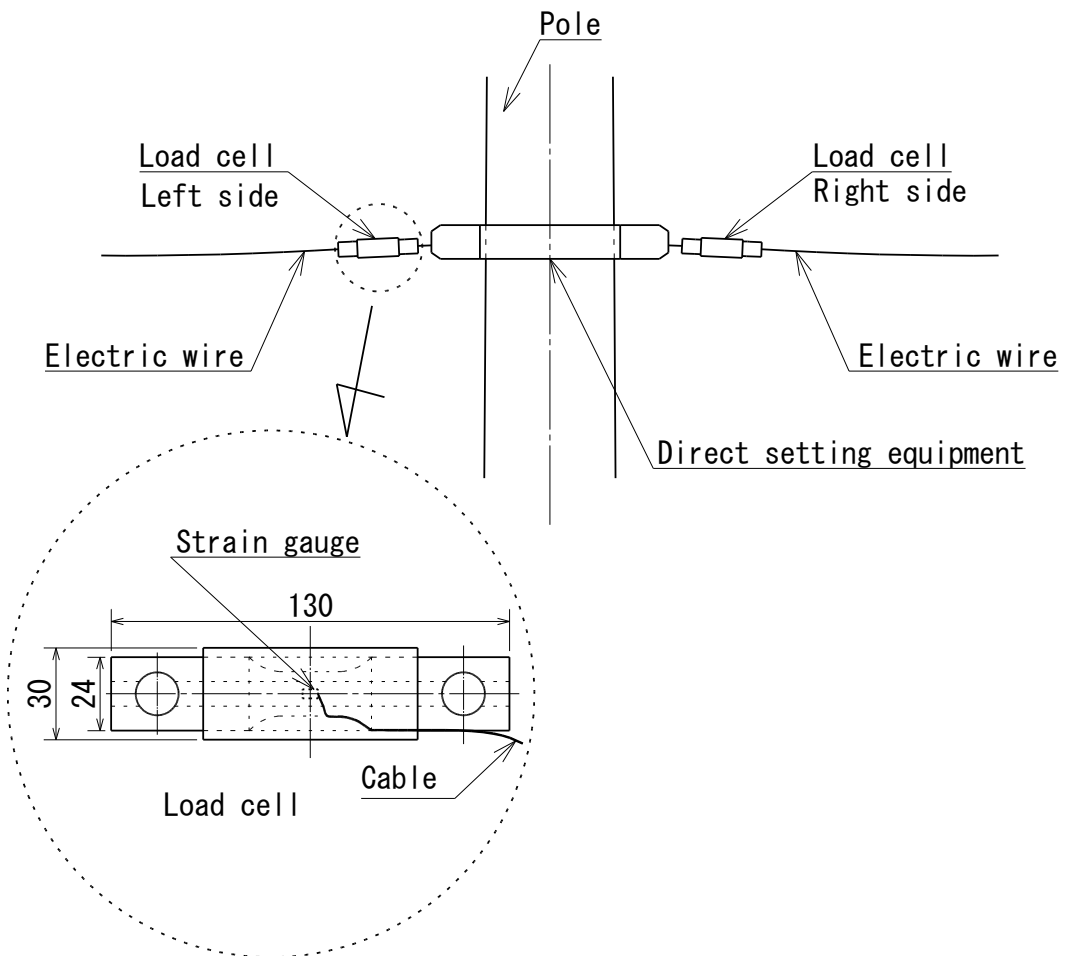


Fig. 3.5 Positions of load cells

ロードセルは電線と柱の間に電線の揺動方向に回転自由度があるように設置した。本センサにより取得した電線張力データから、以下の手順によって不平衡張力を算出した。なお、ロードセルに電線を取り付ける直前に、無負荷状態でゼロ調整を行った。

- ①電線に作用する張力を測定
- ②同時刻の電線張力の差から不平衡張力を算出

$$T_u = T_{left} - T_{right} \quad (3.2)$$

ここで、 T_{left} , T_{right} : 同時刻にロードセルにより測定した左右の電線張力(N), T_u : 不平衡張力(N)である。

ロードセルによる測定はサンプリング周波数 10Hz で実施した。

b. 荷重センサによる測定

本研究では、ロードセルとは別のセンサとして、電線支持点で線路方向に作用する荷重を直接測定できるセンサを考案した。Table 3.4 に荷重センサの仕様を示す。また、設置状況を Photo 3.5, Fig. 3.6 に示す。

Table 3.4 Specifications of load sensor

	Unbalanced wire tension
Capacity	1,500 N
Rated output	1,097 μ
Hysteresis (rated output)	0.61% RO
Calibration constant (force)	1.3681 N/ μ
Calibration constant (temperature)	+0.5686 μ /°C
Strain gauge	Model No. UFLA-5-11 (Made by Tokyo Sokki Kenkyujo Co.,Ltd.)



Photo 3.5 Load sensor

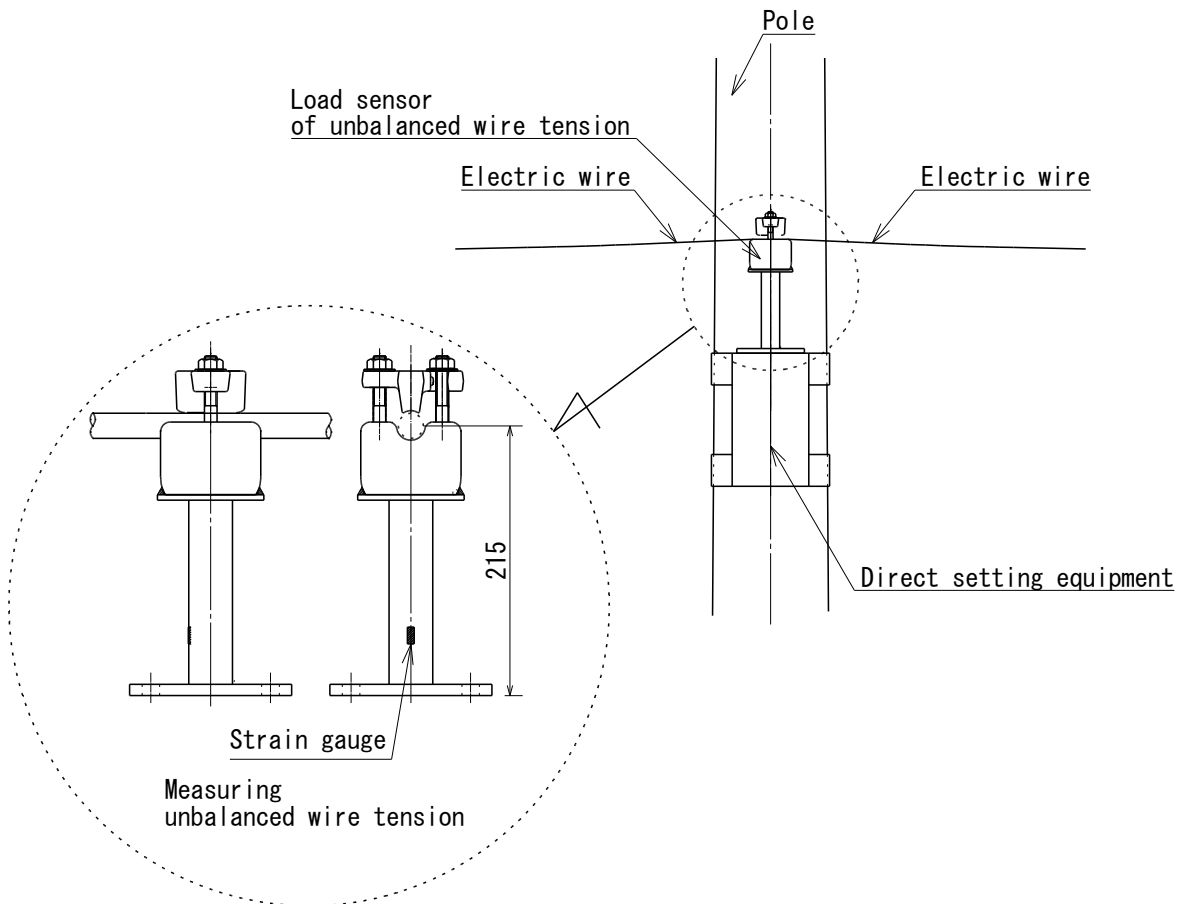


Fig. 3.6 Position of load sensor

本センサは鋼製の円柱材の根元に線路方向に合わせて、歪みゲージを貼り付けたものである。また、柱に取り付けた剛性の高い治具の上に設置している。本センサによる不平衡張力算出手順を以下に示す。

- ①歪みゲージにより線路方向に生じる曲げモーメントを測定。
- ②取得した値に、静荷重試験で得た校正係数（曲げモーメントから線路方向荷重への変換係数）をかけ不平衡張力を算出。

本荷重センサによる測定もサンプリング周波数 10Hz で実施した。ちなみに、センサ単体の固有振動数は約 200Hz である。10Hz 程度のサンプリング周波数の測定にはセンサ固有の振動に対する影響はないと考える。

ロードセルとロードセンサは電線把持の方法は異なるが、センサを支持している金物は線路方向に対して十分な剛体としたため、取得される不平衡張力は同じ意味となる。

3.4.3 測定システム

本フィールド実験における測定システムの概要を Fig. 3.7 に示す。また、データ測定に用いた機器を Table 3.5 に示す。

各センサにより測定したデータは動歪み計を介して増幅され、電圧データとしてデータロガーに収集される。データロガーに収集されたデータは、ノート PC に送られ、PC にインストールされているメーリングソフトにより、インターネット（ADSL 回線）を利用して、保存用 PC に転送される。

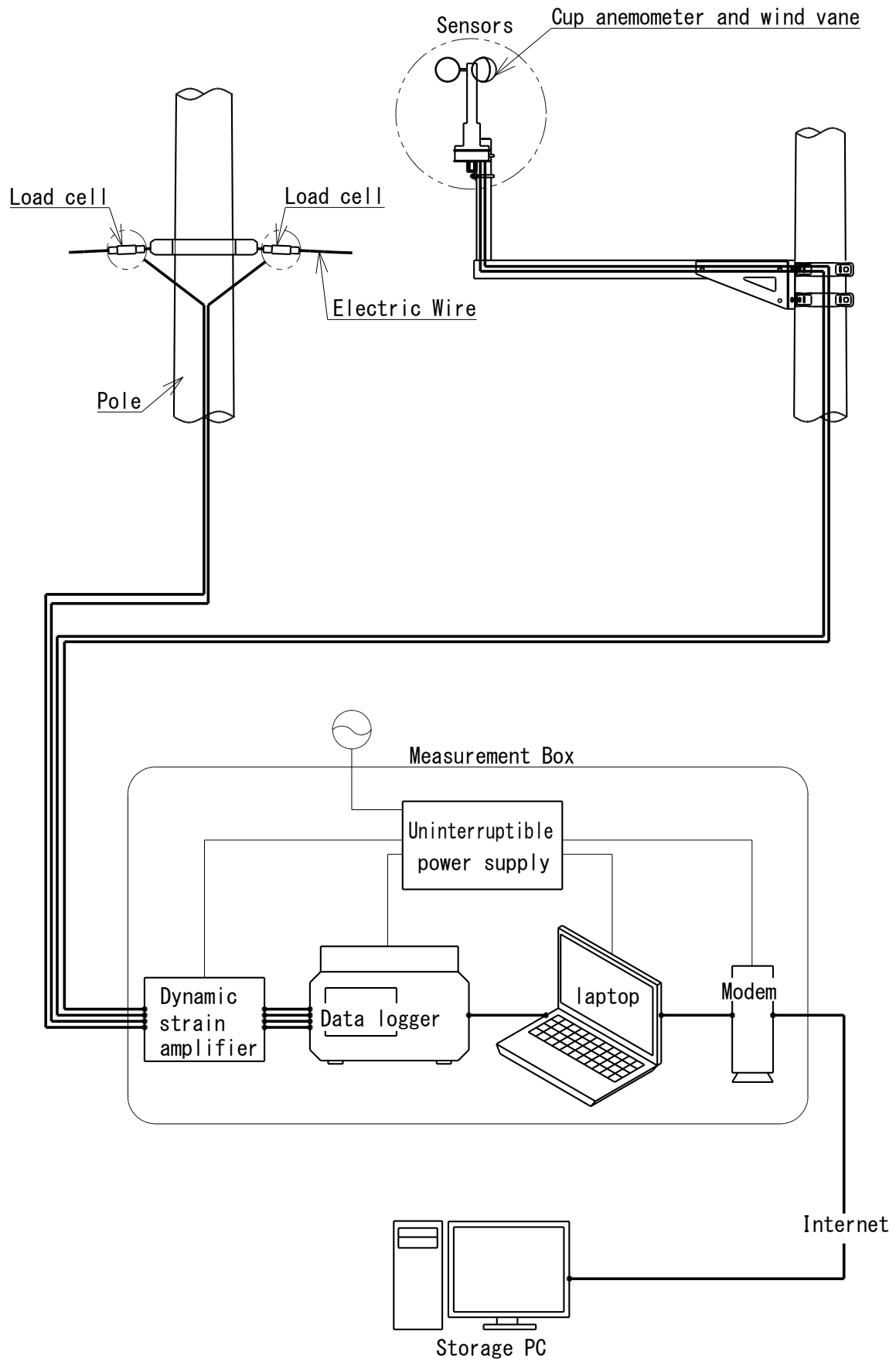
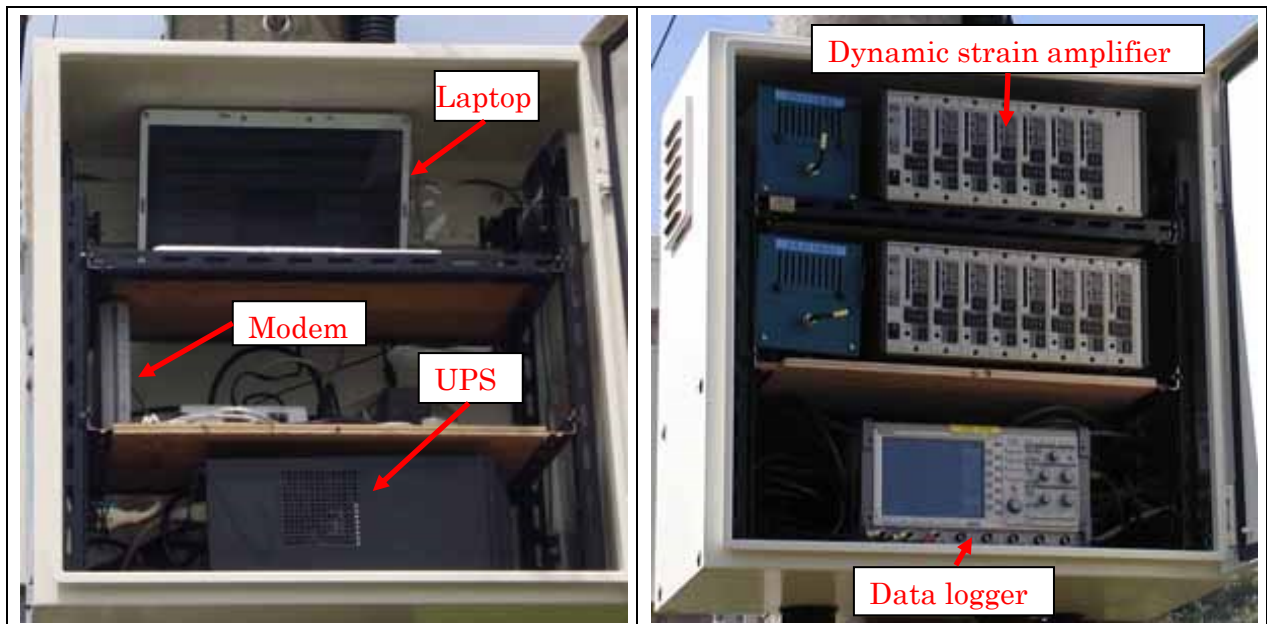


Fig. 3.7 Measurement system

Table 3.5 Measurement devices



Dynamic strain amplifier	Model No. DA-16A (Made by Tokyo Sokki Kenkyujo Co., Ltd.)
Data logger	Model No. GR-7500 (Made by Keyence Corp.)
UPS	Model No. Smart-UPS 500VA (Made by APC by Schneider Electric)
Laptop	Model No. Inspiron 6400 (Made by Dell Inc.)
Modem	Model No. NVIII (Made by Nippon Telegraph and Telephone East Corporation)

3.5 フィールドデータ解析方法

3.5.1 風況データ

a. 離散値の平均化

サンプリング周波数 1Hz で取得した風速について、各データセット（1日、1時間、10分）における平均風速、最大風速を算出し、フィールド実験場所における風速の年間傾向および風速の変動傾向について評価する。なお、最大値の値はサンプリング周波数 1Hz の瞬時値とする。

風向については、16 方位の頻度分布としてまとめ、電線路に対する主風向のなす角度について評価する。風向についてはサンプリング周波数 1Hz で測定されたデータをもとに頻度分布を算出する。

b. 統計解析

サンプリング周波数 1Hz で取得した風速について、10 分間データセットにおける平均値および乱れ強さを算出し、それらの値を階級幅毎で抽出し、その平均値を代表値とする方法で統計解析を行う。本解析によって、フィールド実験場の代表的な風速の乱れ強さを特定する。本統計解析の計算式を式(3.3)、(3.4)に示し、計算方法を Fig. 3.8 に示す。

$$\bar{V}_{ave_i} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N V_{ave_i} \quad (3.3)$$

$$\bar{TI}_i = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N TI_i \quad (3.4)$$

ここで、 V_{ave_i} :階級幅内の 1 データセット中の平均風速、 TI_i :階級幅内の 1 データセット中の乱れ強さである。

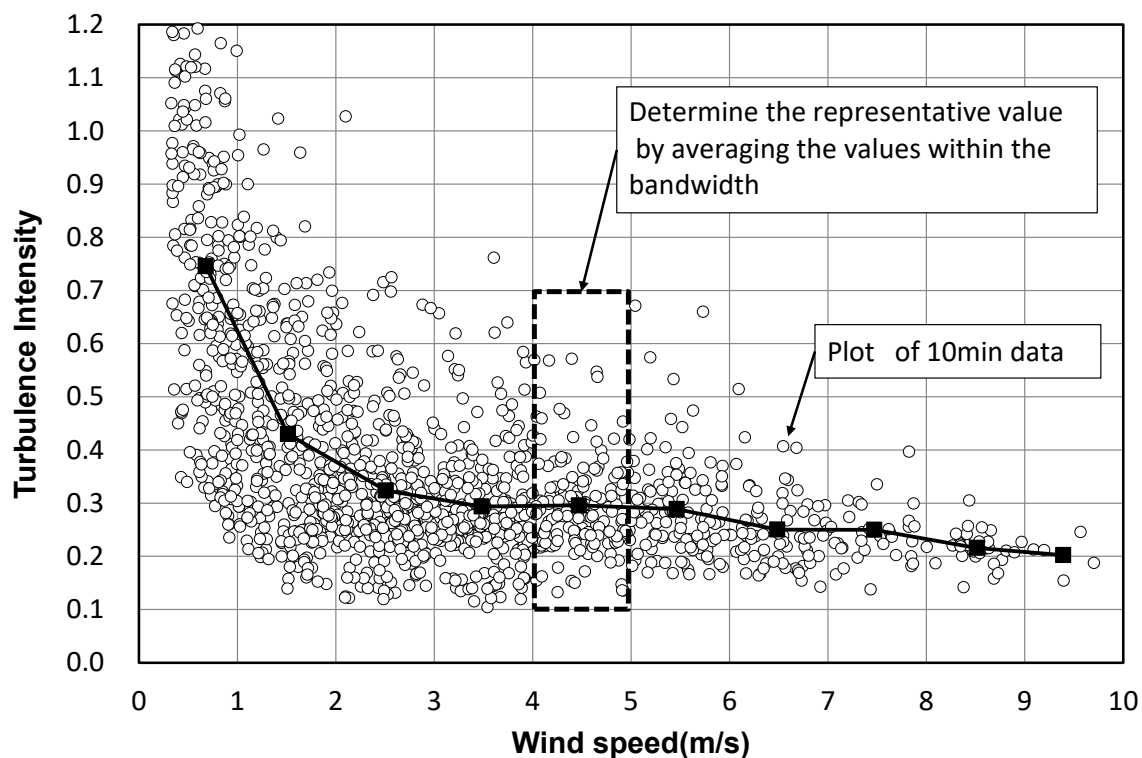


Fig. 3.8 Statistical analysis method (Turbulence intensity sample data)

3.5.2 不平衡張力データ

a. 時系列データ

サンプリング周波数 10Hz で測定された不平衡張力および風速をもとに、10 分間データセットにおける時刻歴データを作成し、不平衡張力の動的特性について評価する。さらに、不平衡張力と風速の変動の傾向を評価するために、同一データセット中の時系列データにて両者の比較を行う。

サンプリング周波数 10Hz で測定された 10 分間データセットにおける不平衡張力の時系列データをもとに、フーリエ変換によりパワースペクトルを算出し、不平衡張力の周波数領域における動的特性を評価する。

b. 統計解析

不平衡張力および風速の 10 分間データを対象に平均値または標準偏差を算出し、それらの値を階級幅毎で抽出し、その平均値を代表値とする方法で統計解析を行う。本統計解析によって、不平衡張力と風速の関係について評価する。本解析方法は式(3.3)，(3.4)，Fig. 3.8 の風速と乱れ強さの場合と同様である。

3.6 フィールド実験結果

フィールド実験場は季節風を経験する場所として選定した。フィールド実験場の選定が配電線機材の疲労評価を行う上で適切な場所であったかどうかをフィールド実験場の風況データの統計解析結果から示す。また、このような環境下で測定した不平衡張力の変動特性を不平衡張力の時系列データを用いて示し、不平衡張力と風速の関係を統計解析結果から示す。

3.6.1 フィールド実験場の風況

本項では、1 年間における風速、風向の測定データを用いて、2 つのサイトの風況を示す。Fig. 3.9 に 2012 年 3 月から 2013 年 2 月までの 1 ヶ月平均風速および月毎で瞬時に記録した最も高い風速(以下、月間最大瞬間風速)について示す。

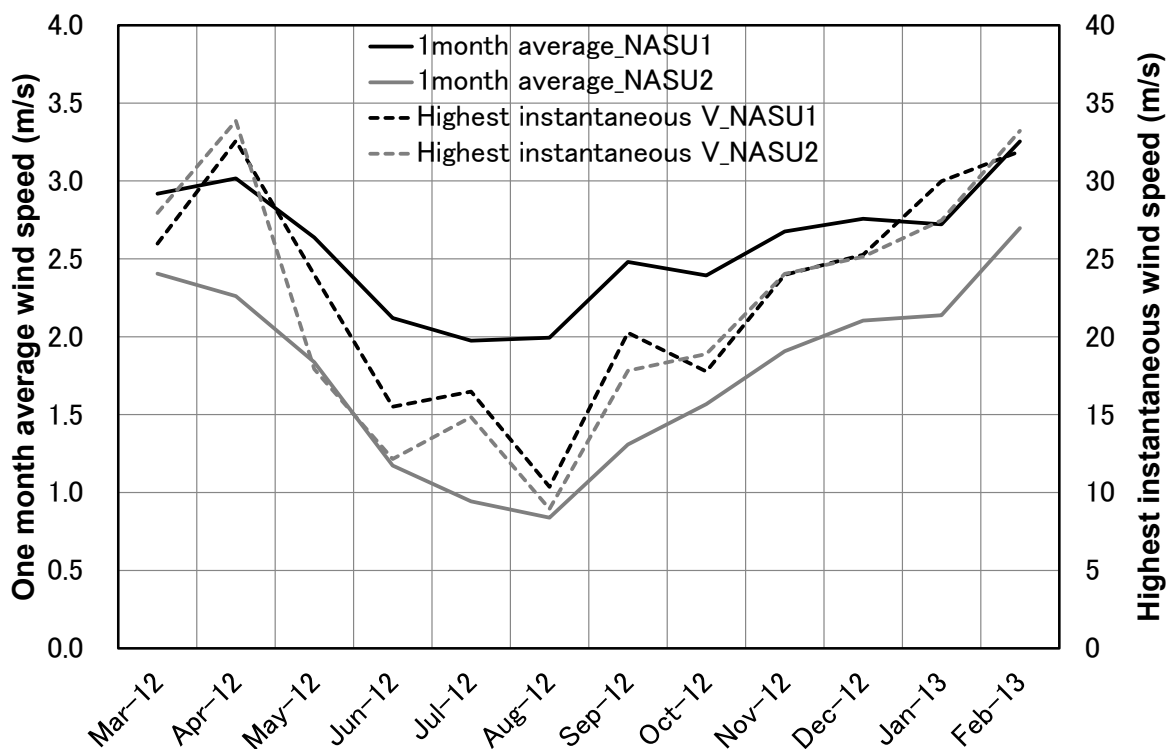


Fig. 3.9 Wind speed data for each month (2012/3-2013/2) at NASU1 and NASU2

1ヶ月平均風速および月間最大瞬間風速の傾向は大まかに2つの期間に分けられる。6月から11月は弱風の期間であり、12月から5月は強風の期間である。本傾向は那須1および那須2で同様な傾向であった。観測期間中の最も高い月間最大瞬間風速は、那須1で32m/s、那須2で34m/sであった。両サイトは冬期の約6ヶ月間にわたり、強い風が吹くサイトであることが確認できた。

Fig. 3.10~11に2つのサイトの10分間平均風速5m/s以上における風向頻度分布を示す。風向頻度については方位毎の頻度を出現率で示した。なお、母数は10分間平均風速5m/s以上のデータとした。また、点線で、各サイトの模擬線路の設置方向を示した。

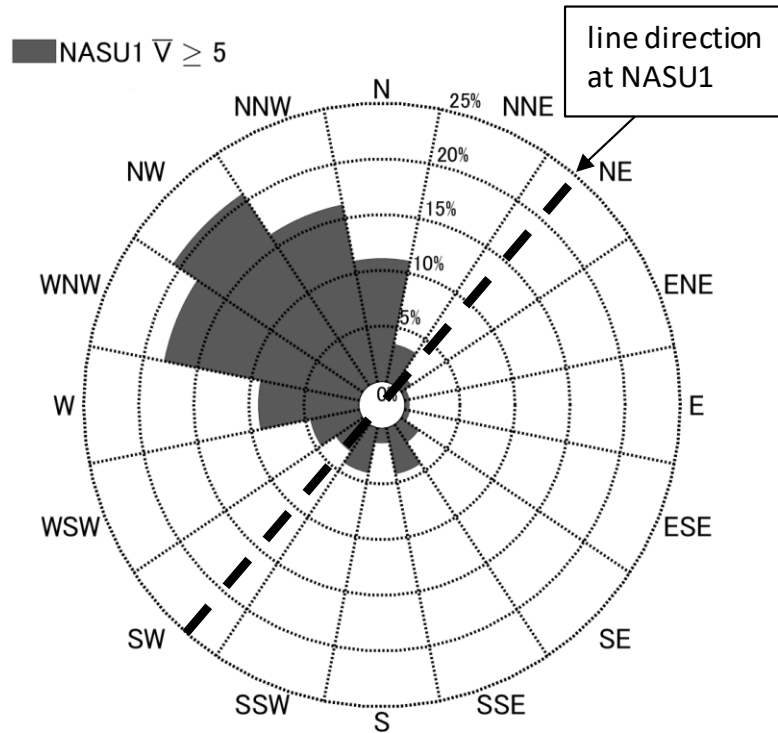


Fig. 3.10 Wind rose (2012/3-2013/2) $\bar{V} \geq 5\text{m/s}$ at NASU1

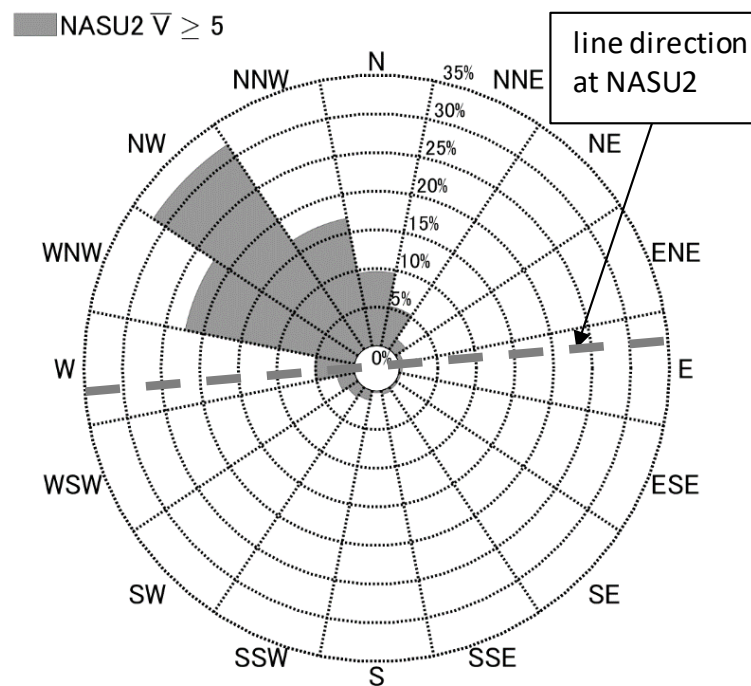


Fig. 3.11 Wind rose (2012/3-2013/2) $\bar{V} \geq 5\text{m/s}$ at NASU2

Fig. 3.10~11 より、2 サイトとも卓越する風向は山岳が位置する西北西～北西方向であった。なお、各サイトの線路方向は異なっている。主風向と線路のなす角は那須 1 では約 90° (直角)、

那須2では約50°である。この主風向と線路のなす角が変化すれば、不平衡張力は変化すると推察される。

次に、2012年3月から2013年2月の風速データから2つのサイトの風速の乱れ強さを評価した。本評価では、風速階級毎で10分間における風速の乱れ強さの値を抽出し、階級内の平均値を代表値とした。Fig. 3.12に2サイトにおける風速の乱れ強さを示す。なお、図中のエラーバーは各階級内の標準偏差を示している。

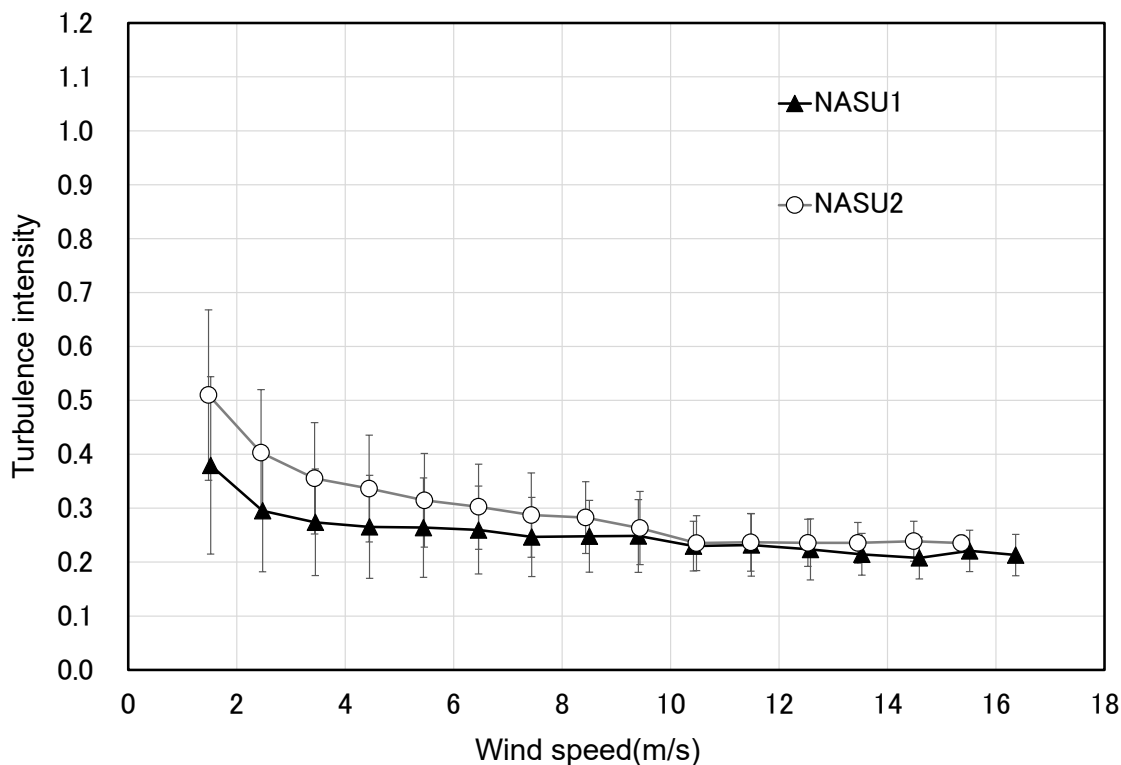


Fig. 3.12 Turbulence intensity

風速 10m/s 程度までは若干那須2のほうが高い。一方、10m/s 以上では両サイトとも 0.2 付近に収束する。建築物荷重指針³⁻⁸⁾には、地表面からの高さ Z と地表面粗度区分に対応したべき指数の関係から風速の乱れ強さを算出する以下の式(3.5)が示されている。

$$I_{rZ} = 0.1 \left(\frac{Z}{Z_G} \right)^{-\alpha-0.05} \quad (3.5)$$

ここで、 I_{rZ} : 平坦とみなせる状況での地表面からの高さ Z における乱れの強さ、 Z : 地表面からの高さ、 Z_G , α : 風速の鉛直分布を定めるパラメータ (地表面粗度区分 II のとき $Z_G=350$, $\alpha=0.15$) である。

式(3.5)を用いて、地表面粗度区分Ⅱ及び地表面からの高さ 10m 相当で風速の乱れ強さを算出すると約 0.2 となる。本計算結果と実測値がほぼ同様な値となることから、当該サイトは、地表面粗度区分Ⅱ(郊外)における風速の乱れ強さであることが確認できた。

月間最大瞬間風速が 30m/s を超えるような風が、卓越した風向で吹くといったおろし風を経験する地域は、配電線機材にとって厳しい風環境であり、本実験サイトは、その環境に相当する。また、風速の乱れ強さは 0.2 で、地表面粗度区分Ⅱに相当することから、風速の変動成分としても配電線機材の疲労損傷が散見されている強風地域の一般的なサイトであると考えられる。風速、風向、乱れ強さの結果から、本フィールド実験場は配電線機材の疲労評価を行う上で適切な場所であることが確認できた。

3.6.2 不平衡張力の動的特性

那須 1 で実測した不平衡張力の時系列データを Fig. 3.13~14 に示し、那須 2 で実測した不平衡張力の時系列データを Fig. 3.15~16 に示す。なお、図中には不平衡張力の 10 分間移動平均値についても示している。また、平均風速 9, 11, 13, 15m/s の時系列データを抜粋し、それらのデータセットにおける不平衡張力のパワースペクトルを Fig. 3.17~18 に示す。

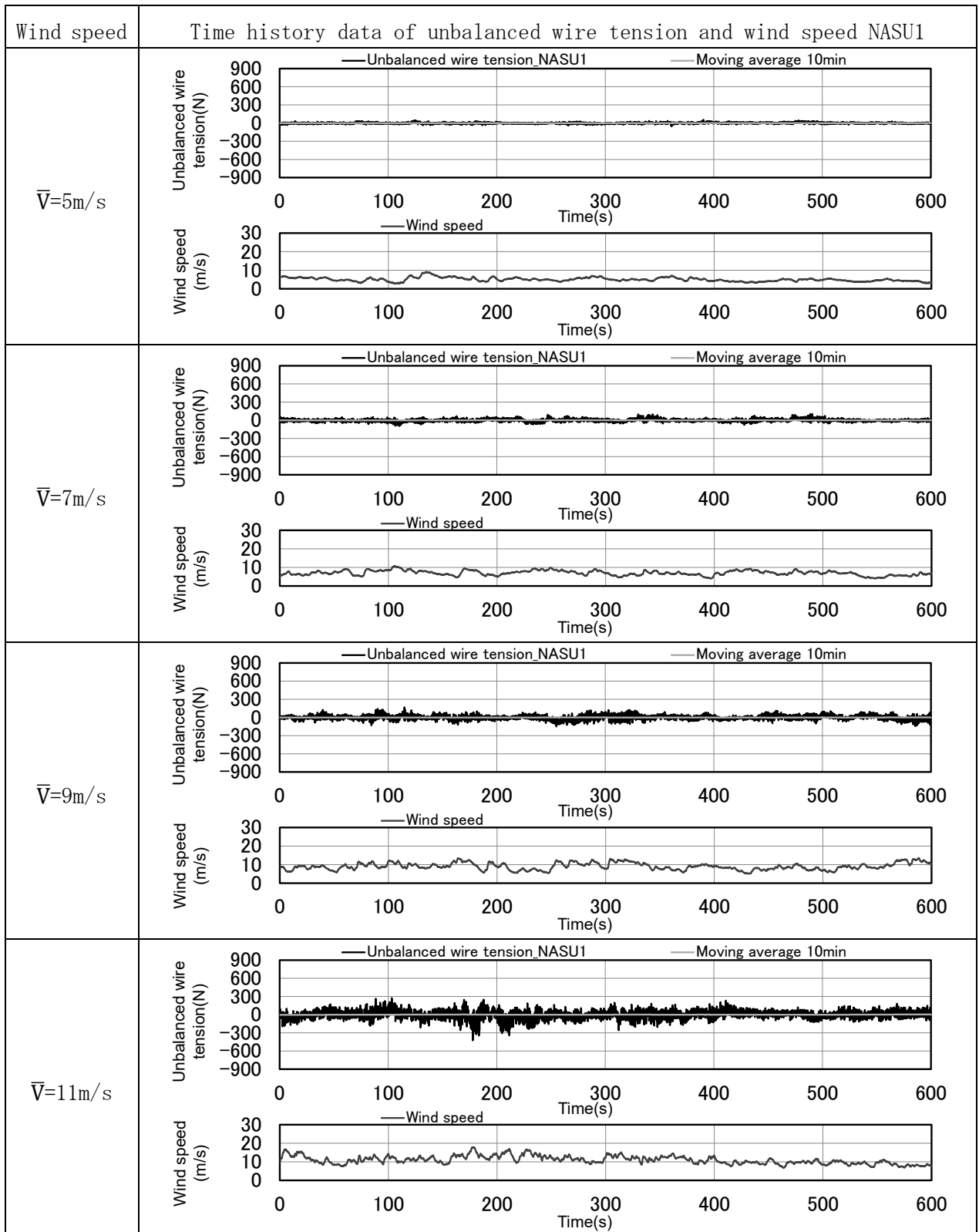


Fig. 3.13 Unbalanced wire tension acting on attachment point at NASU1 ($\bar{V}=5\sim 11\text{m/s}$)

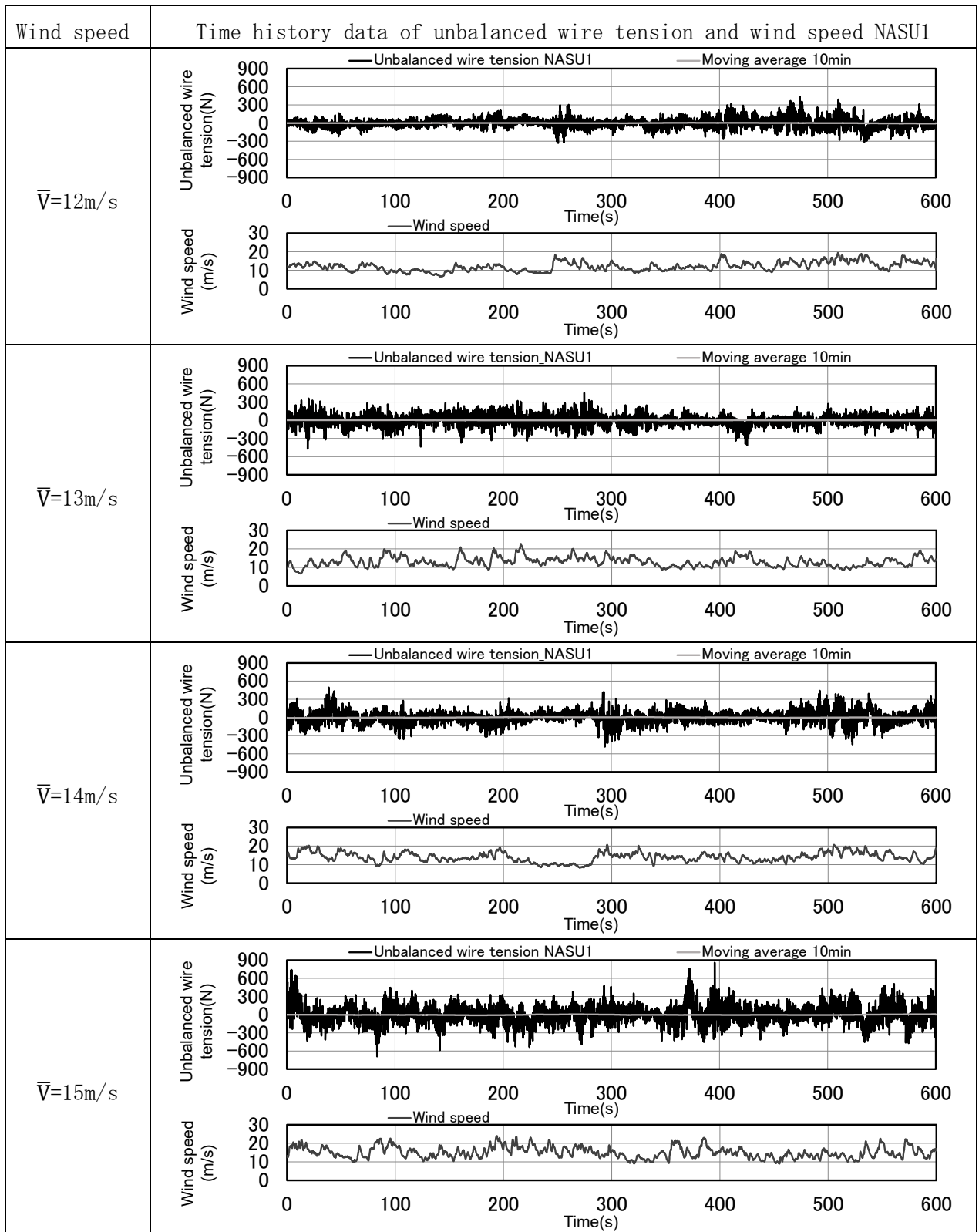


Fig. 3.14 Unbalanced wire tension acting on the attachment point at NASU1 ($\bar{V}=12\sim 15\text{m/s}$)

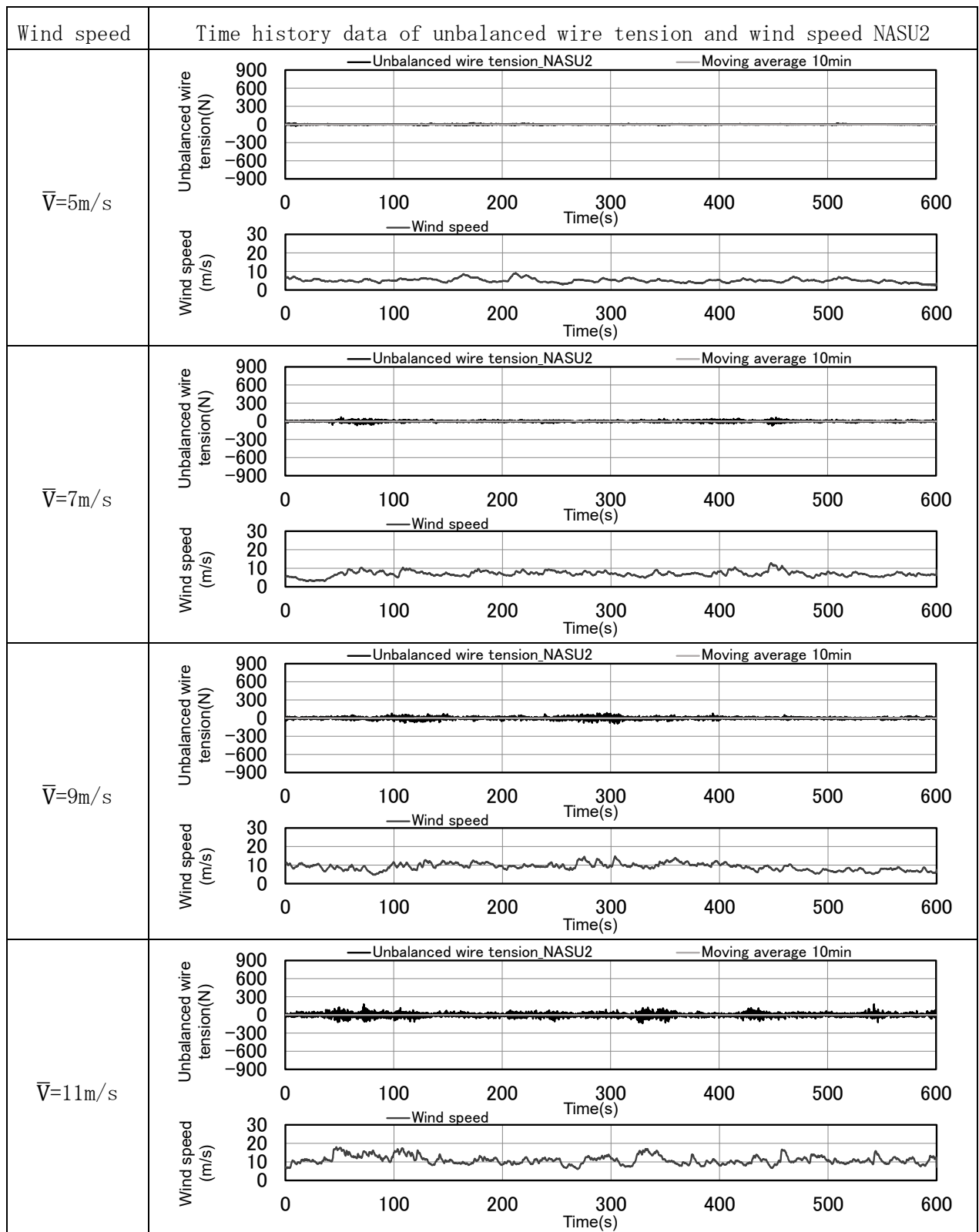


Fig. 3.15 Unbalanced wire tension acting on the attachment point at NASU2 ($\bar{V}=5\sim 11\text{m/s}$)

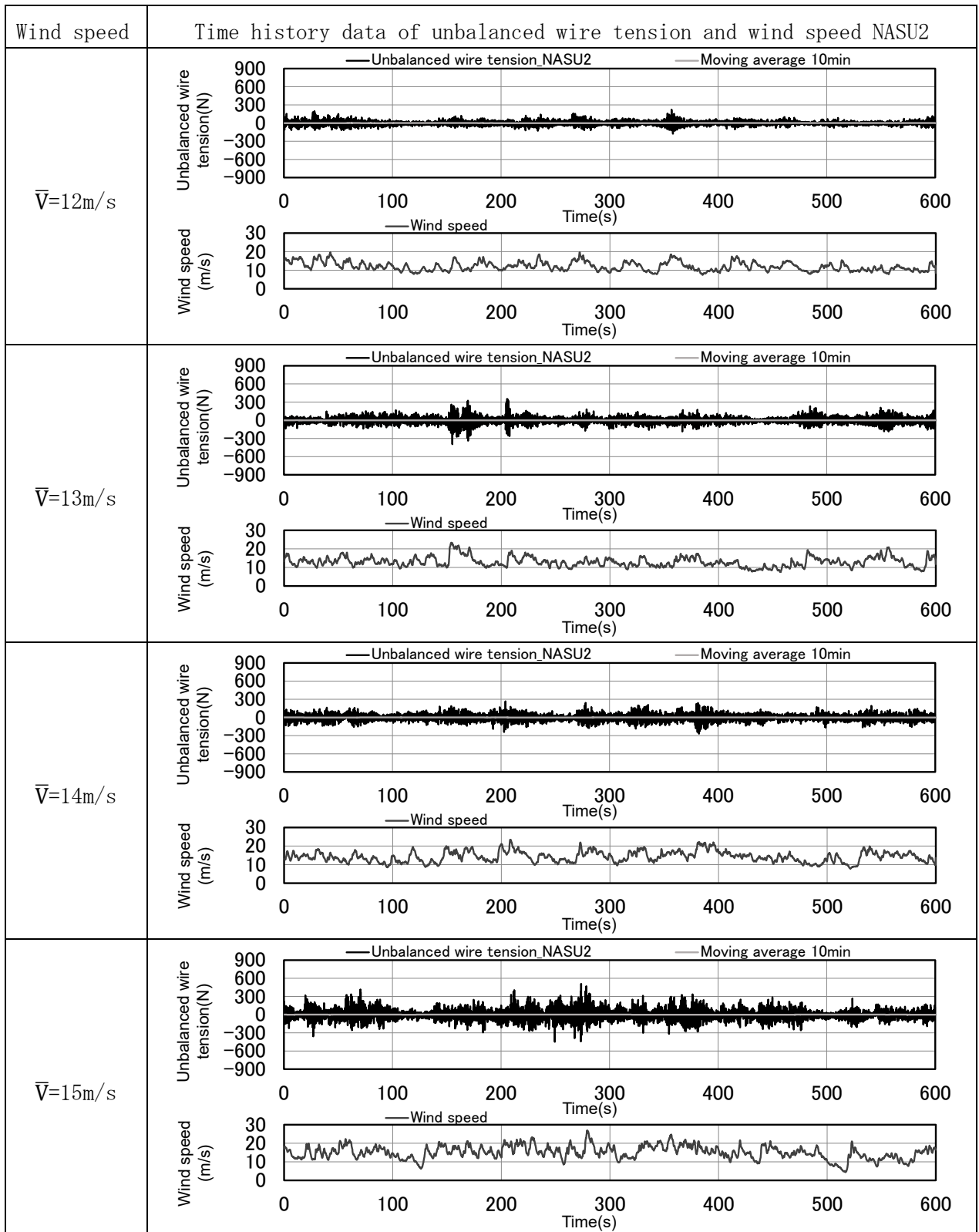


Fig. 3.16 Unbalanced wire tension acting on the attachment point at NASU2 ($\bar{V}=12\sim 15\text{m/s}$)

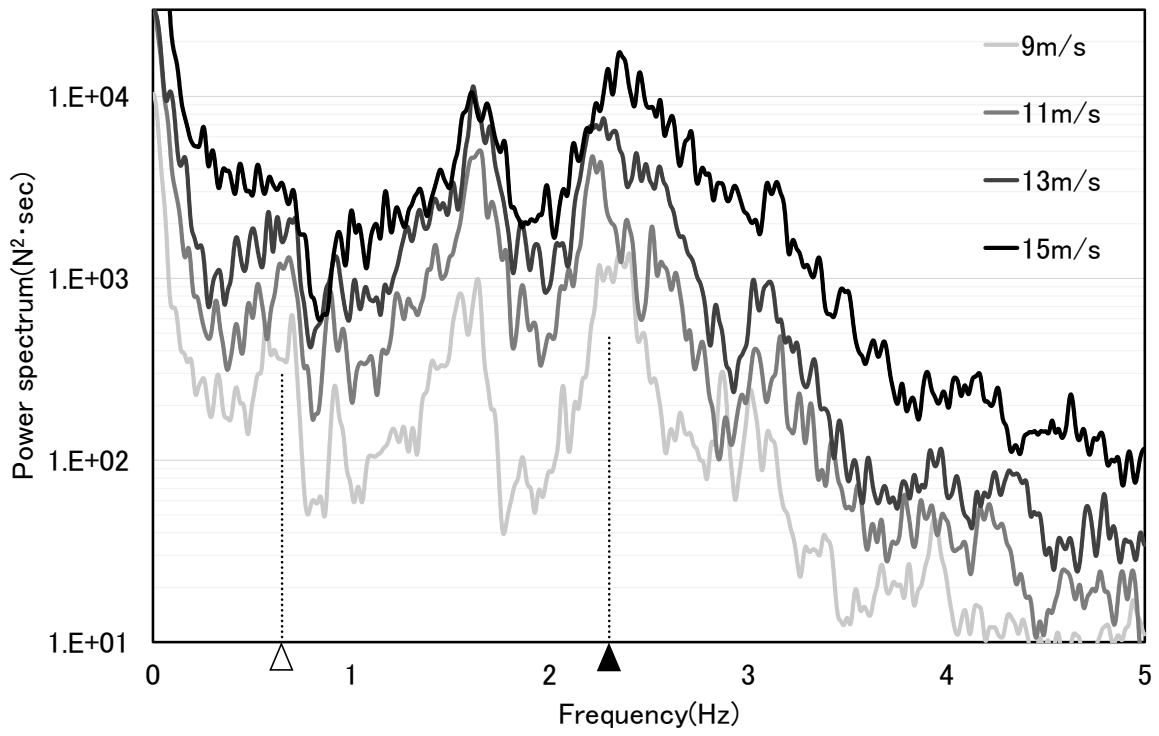


Fig. 3.17 Power spectrum of unbalanced wire tension at NASU1

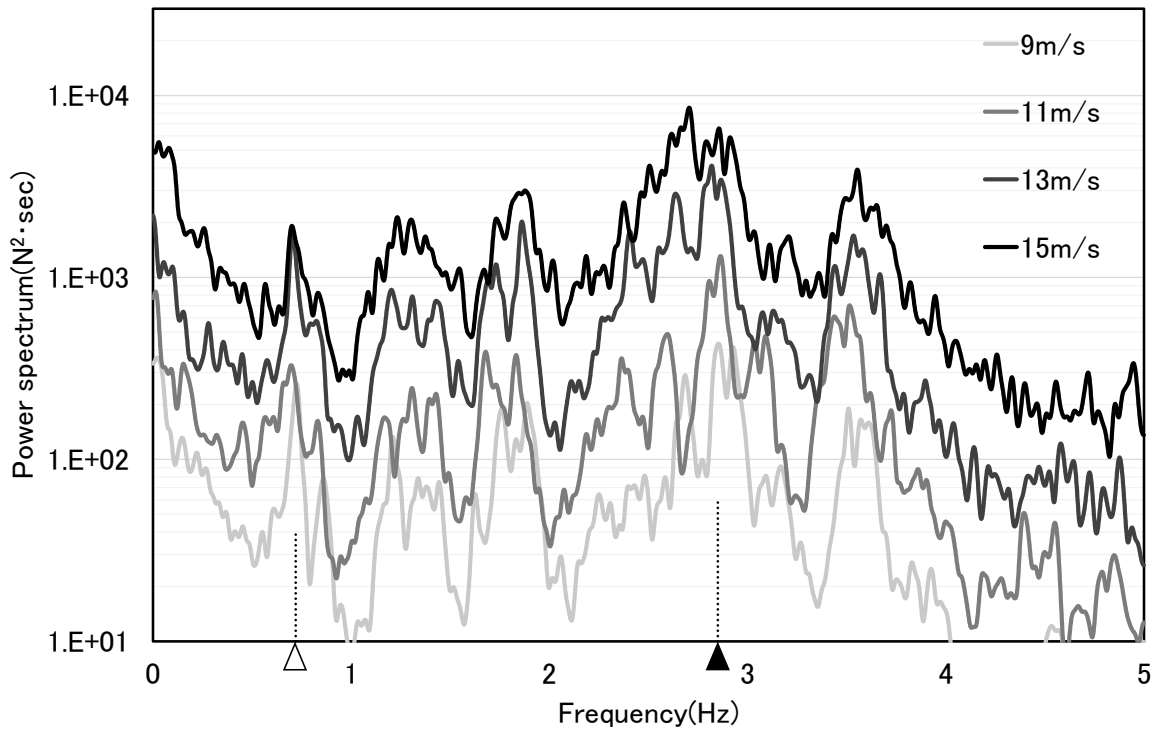


Fig. 3.18 Power spectrum of unbalanced wire tension at NASU2

那須1と那須2共に、不平衡張力は風速変動に概ね追従し、変動の傾向は両振幅の様相を示す。また、10分間移動平均が示すように、不平衡張力の平均成分はゼロとなる。Fig. 3.17～18のパワースペクトルから、両サイトとも、不平衡張力は風速が増すにつれ大きくなる。一方、那須1と那須2で同一平均風速の場合におけるパワースペクトルの値は異なっている。那須1では、約0.6Hz(白矢印)に第1ピークがあり、そのおよそ4倍となる約2.3Hz(黒矢印)に最大ピークが確認できる。那須2では、約0.7Hz(白矢印)に第1ピークがあり、そのおよそ4倍となる約2.8Hz(黒矢印)に最大ピークが確認できる。

実測データから、電線の支持点では常に線路方向への、両振幅的な変動が発生することを示すことができた。この不平衡張力は、繰り返し性の強い荷重と見受けられることから、配電線機材の疲労に影響を及ぼす大きな要因となることを特定した。

3.6.3 不平衡張力と風速の関係

不平衡張力と風速の関係について評価するため、冬場(2012年3月、10月、11月、12月、2013年1月、2月の6ヶ月)の実測データを対象に統計解析を行った。本統計解析は、10分間データセットを対象に、階級幅毎で値を抽出し、その平均値を代表値とする方法で行った。なお、風速は10分間データセットの平均値を解析対象とする。不平衡張力については、時系列データで示したように、両振幅の変動成分であることから、その変動成分の平均的な扱いとして標準偏差を解析対象とする。Fig. 3.19に那須1の不平衡張力と風速の関係を示し、Fig. 3.20に那須2の不平衡張力と風速の関係を示す。なお、図中のエラーバーは各階級幅内の標準偏差を示している。

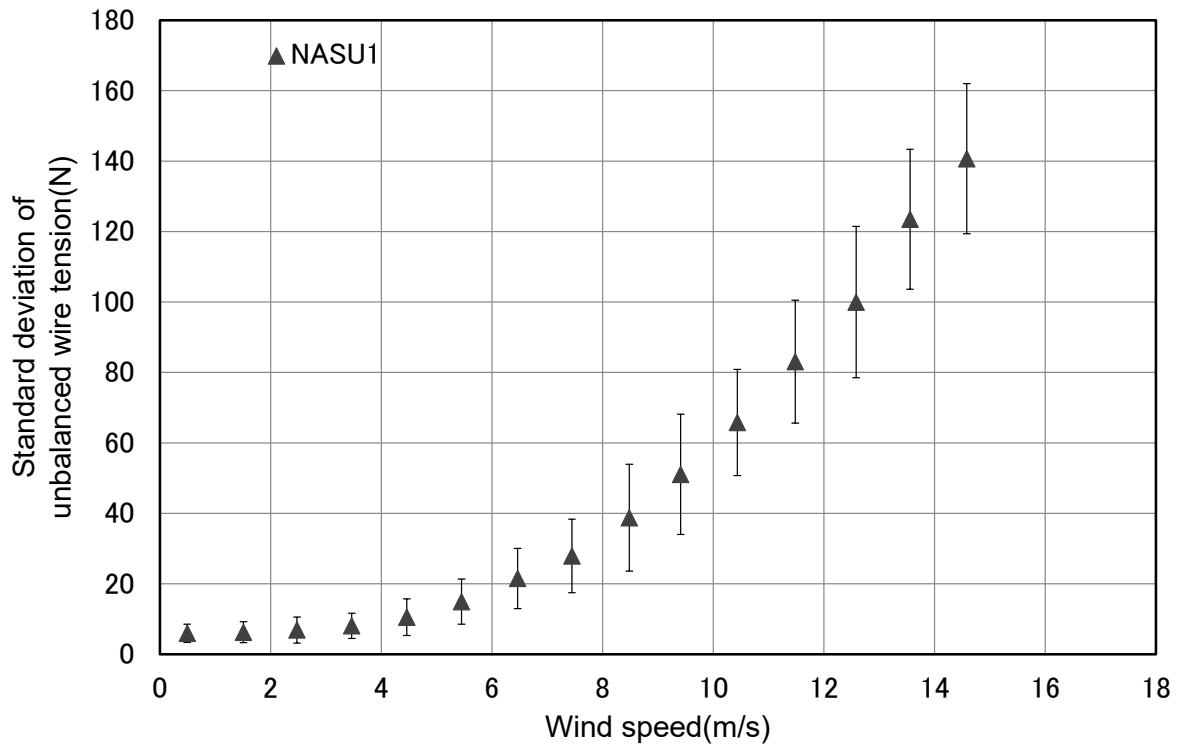


Fig. 3.19 Relationship between σ_{Tu} and \bar{V} at NASU1

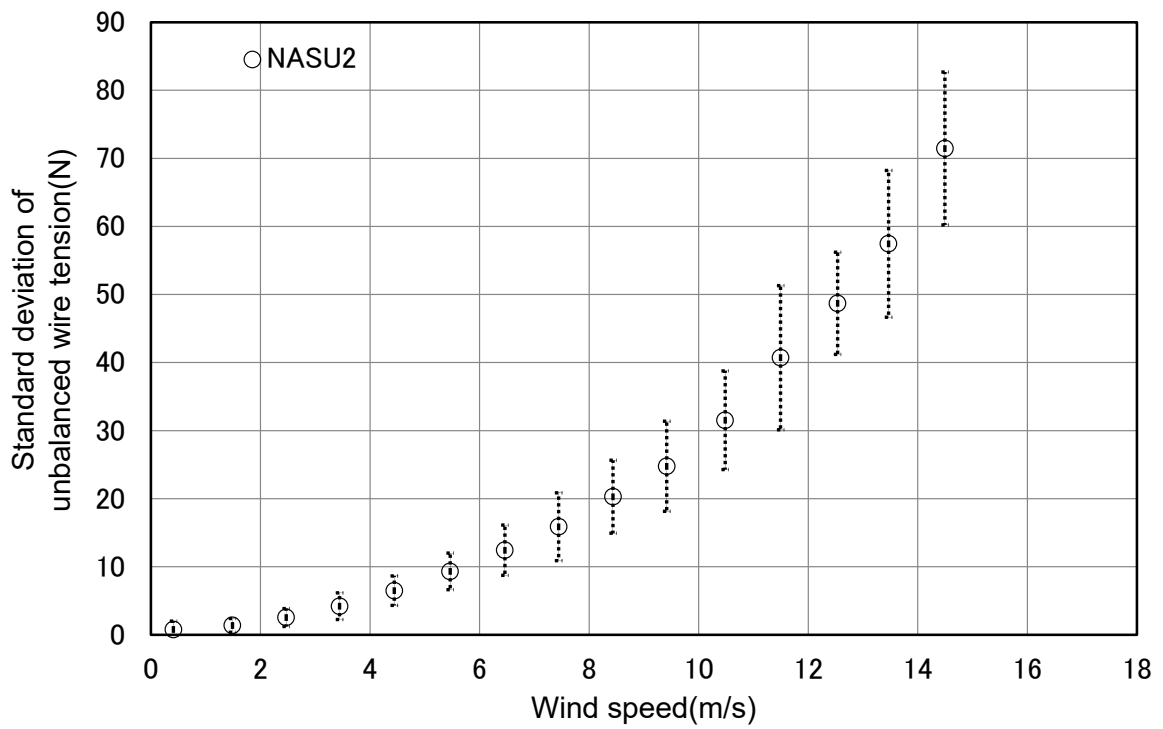


Fig. 3.20 Relationship between σ_{Tu} and \bar{V} at NASU2

統計解析結果から、那須1と那須2の各風速に対する不平衡張力の値は異なるものの、両サイトとも、不平衡張力は風速と強い相関性があるような増加傾向を示している。

ここで、Fig. 3.19~20のグラフについて、横軸を10分間平均風速の2乗の値に変換し、両サイトの不平衡張力を比較した。Fig. 3.21に両サイトの不平衡張力の標準偏差と平均風速の2乗の関係を示す。

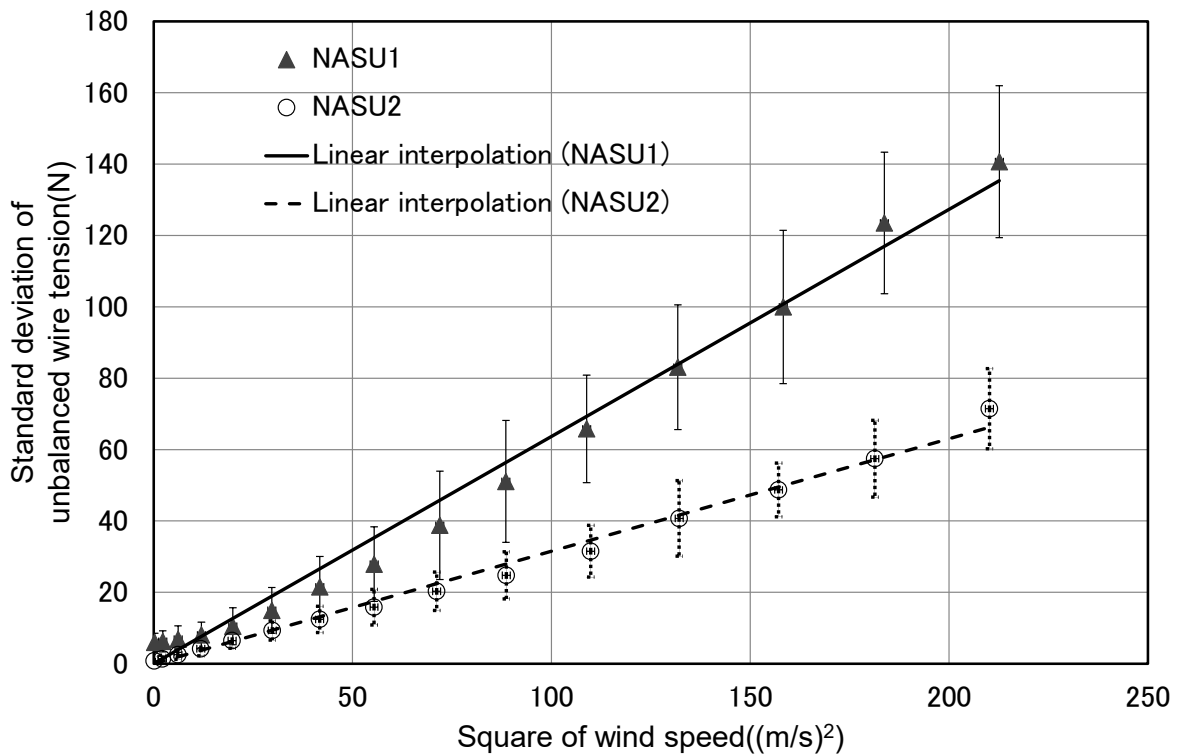


Fig. 3.21 Relationship between σ_{T_u} and \bar{V}^2 at NASU1 and NASU2

Fig. 3.21 から、不平衡張力の標準偏差は風速の2乗に比例して増加しており、両者には線形な関係があることが確認できた。なお、2つのサイトは、径間が1.5倍程度異なり、主風向と線路のなす角も異なるため、不平衡張力の値は異なっている。

3.7 3章まとめ

配電線機材の疲労荷重を特定するため、実際に疲労損傷が散見されている強風地域として栃木県那須町を選定し、架線条件(径間, 弛度)と、主風向と線路のなす角が異なる2つの場所でフィールド実験を実施した。本フィールド実験で配電線機材の疲労の要因と推察されている不平衡張力を測定し、以下の結論を得た。

①フィールド実験場の風況分析により、実験場の北西方向に位置する那須岳から、冬期において卓越した主風向を持つ強い季節風が吹くことがわかった。また、フィールド実験場の風速の乱れ強さは0.2で地表面粗度区分Ⅱ相当であり、風速の変動成分としても配電線機材の疲労損傷が散見されている強風地域の一般的なサイトであることがわかった。本結果から、本フィールド実験場は配電線機材の疲労評価を行う上で適切な場所であることが確認できた。

②フィールド実験データから、不平衡張力は平均成分ゼロの両振幅の様相を示し、不平衡張力の大きさは風速が増すにつれて大きくなることが確認できた。本結果から、不平衡張力は配電線機材の疲労に影響する繰り返し性の強い変動荷重であることを特定した。

③風速階級毎の平均値を代表値とした統計解析を行った結果、10分間データセット中における不平衡張力の標準偏差と風速の2乗は比例関係となることが確認できた。

第3章の参考文献

- 3-1) Kumar, K. S., Stathopoulos, T., 1998. Fatigue analysis of roof cladding under simulated wind loading, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 77-78, 171-183
- 3-2) Xu, Y. L., Liu, T. T., Zhang, W. S., 2009. Buffeting-induced fatigue damage assessment of a long suspension bridge, *International Journal of Fatigue*, 31(3), 575-586
- 3-3) Hong, H. P., Zu, G. G., King, J. P. C., 2014. Reliability consideration for fatigue design of sign, luminaire, and traffic signal support structures under wind load, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 126, 60-74
- 3-4) Ko, N-H., Kim, Y-M., 2007. Investigation of closed-form solutions to estimate fatigue damage on a building, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 95, 1-19
- 3-5) 寺崎浩, 植松康, 2012, 風外力を受ける高層建物の外装材疲労損傷評価に関する検討, 第22回 風工学シンポジウム論文集, 311-316
- 3-6) 高森浩治, 谷口徹郎, 谷池義人, 2012, 台風通過に伴う建築物壁面に作用する変動風圧特性と壁外装材の疲労損傷評価, 第22回 風工学シンポジウム論文集, 197-202
- 3-7) 片桐純治, 大熊武司, 丸川比佐夫, 2014, 鶴見俊雄, レインフロー法による基礎免震高層建築物の免震層風応答性状の検討, 第23回 風工学シンポジウム論文集, 307-312
- 3-8) 日本建築学会, 2015, 建築物荷重指針・同解説 (2015)

第4章 不平衡張力の基準化

4.1 緒言

実際に配電線機材の疲労損傷が散見されている強風地域である栃木県那須町で、2つのサイト、那須1:径間約45m,弛度率2%(弛度約0.9m),主風向と線路のなす角約 90° ,那須2:径間約30m,弛度率2%(弛度約0.6m),主風向と線路のなす角約 50° にてフィールド実験を実施し、電線の支持点には常に線路方向への両振幅的な変動荷重である不平衡張力が発生していることが確認できた。また、フィールドデータの統計解析結果から不平衡張力は風速の2乗と比例関係となることが確認できた。一方で、風速に対する不平衡張力の値については2つのサイトで違いがある。この要因としては径間や弛度の違いや主風向と線路のなす角の違いが考えられる。このフィールド実験データをもとに、他の地点への広域的な適用を考えるには、取得したフィールド実験データの一般化が必要となる。

4章では、架線条件(径間,弛度)および風向と線路のなす角をパラメータとし、張力の基本式である電線張力式に基づく不平衡張力の基準化方法について述べる。また、提案する基準化方法の妥当性を不平衡張力の時系列データおよび統計解析結果を用いて評価する。

4.2 不平衡張力の基準化方法

4.2.1 架線条件に対する不平衡張力の基準化方法

送電線は、スパンは数100メートルとなり、実機によるフィールド実験を行うには困難となるため、送電線および送電鉄塔の応答の評価方法としては変動風速におけるモデルをもとにした周波数領域アプローチが主体となる。既往の研究では、Davenport⁴⁻¹⁾により提案された送電線の動的応答を考慮した手法を発展させた形で、空間相関、吹上風、乱れ強さの影響を考慮した評価が行われており、周波数領域アプローチから、送電線鉄塔に作用するバフエッティングによる荷重振幅の分布をレイリー分布で表している^{4-2)~3)}。一方、本手法を配電線機材に適用した事例はない。また、極端に短いスパンとなる配電線機材に、送電線として想定された空間相関、架渉線の動的特性がそのまま適用できるかは定かではない。配電線は、設置高さがおおよそ10m程度で、スパンも短いため、実機によるフィールド実験が行える規模の構造物となる。本研究では、配電線機材の疲労荷重振幅の推定方法として、フィールド実験データに基づいた時間領域アプローチを選択し、当該手法により荷重振幅分布を特定することを試みた。配電線機材は短いスパンで架線されるということから、1スパンに作用する風速の平均成分はより一様な傾向になり、また、1スパンの電線における揺動のモードは、より単一傾向となるものとする。このような考えをもと

に、静的な電線張力式に基づいた基準化を行った。

一般的に水平方向電線張力の計算には、カタナリー曲線式を放物線近似した電線張力式(式(2.8))が用いられる^{4-4)~6)}。

$$T = W \cdot \frac{s^2}{8D} \quad (2.8)$$

本式では線路直交方向荷重 W 、径間 s および弛度 D と電線張力 T の関係を表している。ここで、電線張力式中の電線張力 T を、左右の電線張力の差分である不平衡張力 T_u と置き換えることを考える。不平衡張力と線路に作用する荷重のイメージを Fig. 4.1 に示す。

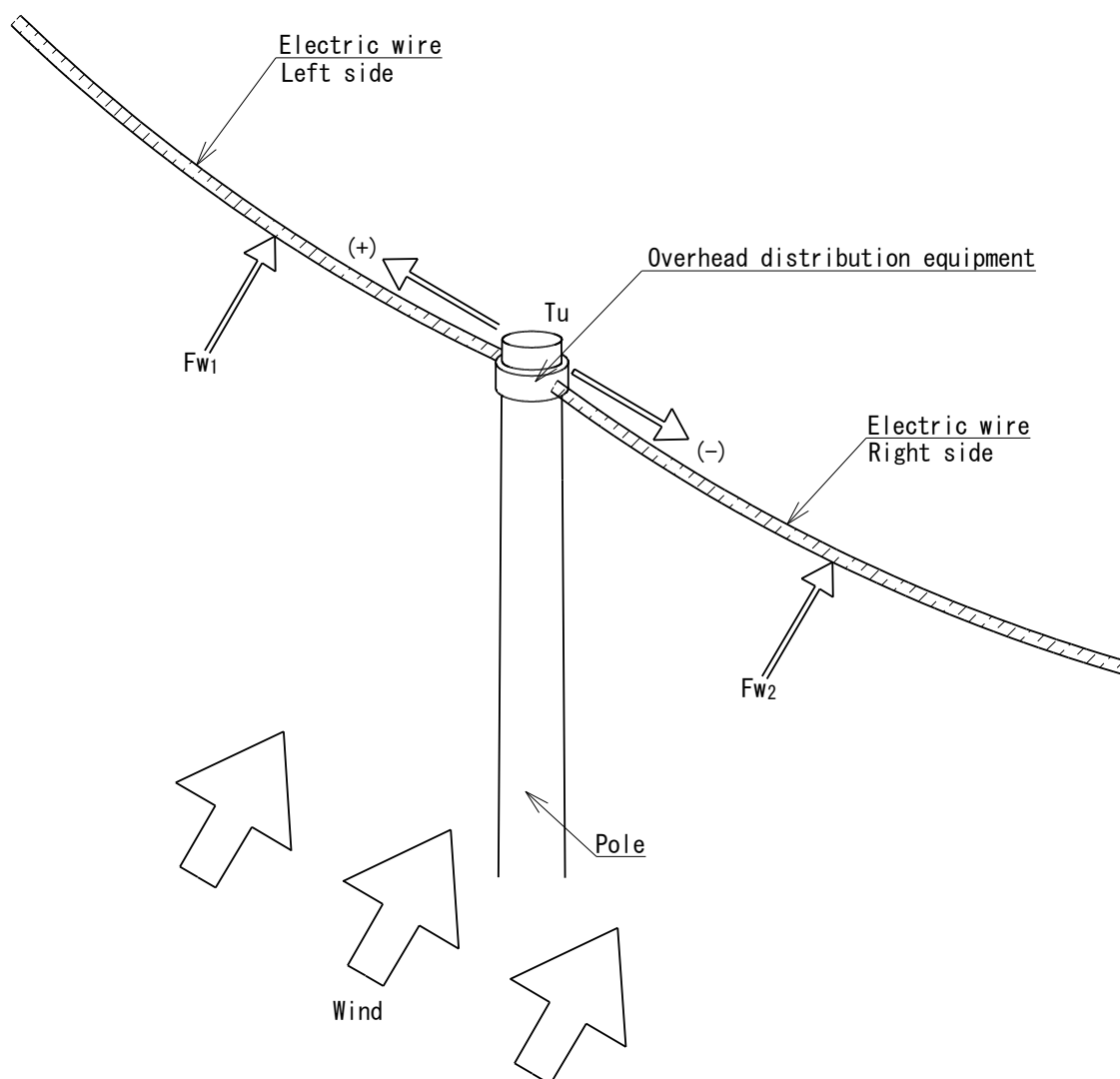


Fig. 4.1 Unbalanced wire tension in the presence of wind force (Fw_1 and Fw_2 are wind force perpendicular to the line direction on the left and right sides, respectively)

Fig. 4.1 に示すように、不平衡張力に対応する線路直交方向荷重は、左右の電線張力のつり合い関係から電線自重分を無視した左右の線路直交方向風荷重の差分に相当するものと考えられる。この考えのもと式(2.8)は不平衡張力と線路直交方向風荷重の関係として式(4.1)のように置き換えられる。なお、この式を成り立たせるには、左右の径間、弛度は同一であることが条件である。

$$Tu = \Delta Fw \cdot \frac{s^2}{8D} \quad (4.1)$$

ここで、 Tu : 不平衡張力(N)、 $\Delta Fw = Fw_1 - Fw_2$: 単位長さ当たりの線路直交方向風荷重(N/m)である。

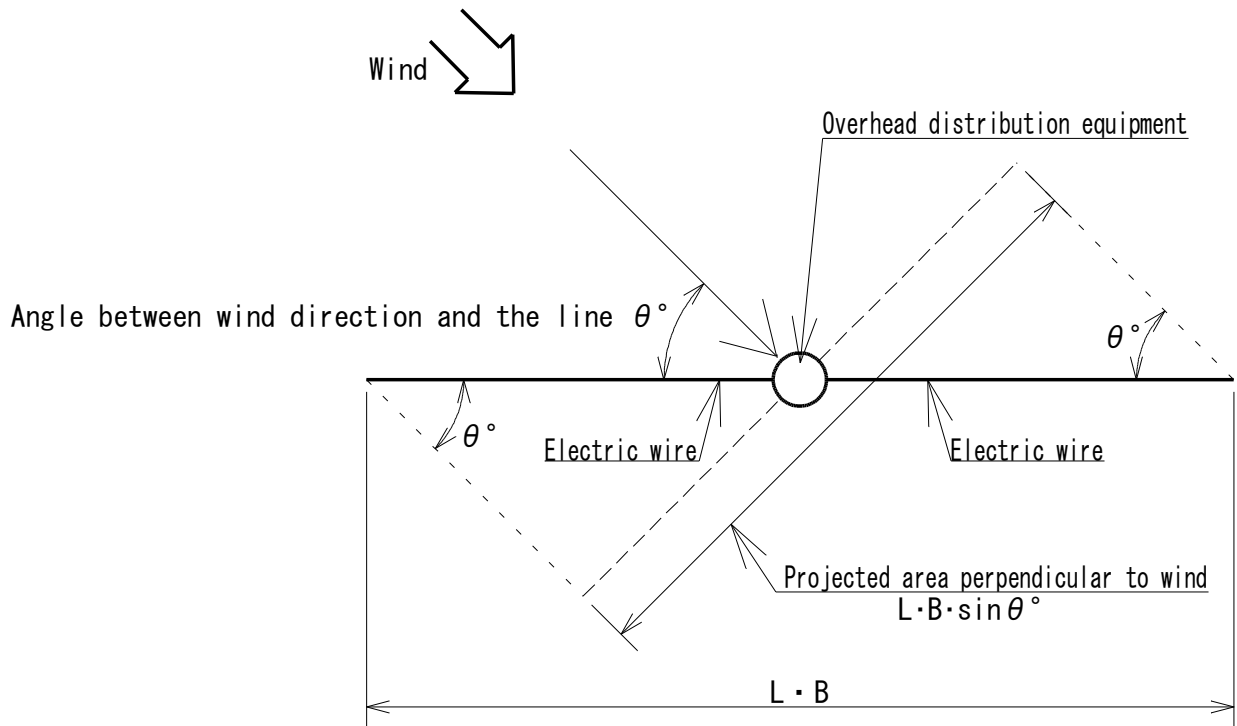
式(4.1)の $s^2/8D$ は架線条件から算出される定数となる。本研究では、この $s^2/8D$ を架線係数 α (m) とする。この架線係数 α を用いる事で、式(4.2)によって架線条件による不平衡張力の基準化を行う。

$$Tu_{b-s} = \frac{Tu}{\alpha} \quad (4.2)$$

ここで、 Tu : 不平衡張力(N)、 α : 架線係数(m)、 Tu_{b-s} : 単位架線係数当たりの不平衡張力(N/m)である。

4.2.2 風向と線路のなす角に対する不平衡張力の基準化方法

3.6.1 で示したように那須1と那須2では主風向と線路のなす角に違いがある。この角度の違いは、風速と不平衡張力の関係に影響を及ぼす。そこで、本項では、風向と線路のなす角を用いた不平衡張力の基準化方法を示す。風向の変化により、風向に対する電線の投影面積は変化する。よって、本研究では、風向変化を電線の投影面積の変化として考えることで、不平衡張力の基準化を行った。風向と線路のなす角による不平衡張力の基準化のイメージを Fig. 4.2 に示す。また、風向と線路のなす角による不平衡張力の基準化式を式(4.3)に示す。



L: Length of the electric wire

B: Diameter of the electric wire

Fig. 4.2 Projected area perpendicular to wind direction

$$Tu_{b-a} = \frac{Tu}{\sin \theta} \quad (4.3)$$

ここで、 θ :風向と線路のなす角($^\circ$)、 Tu_{b-a} :風向と線路のなす角に対して基準化した不平衡張力(N)である。

4.2.3 架線条件及び風向と線路のなす角による不平衡張力基準化式

前項までに示した式(4.2)と式(4.3)から不平衡張力の基準化式は以下の式(4.4)として表される。

$$Tu_b = \frac{Tu}{\alpha \sin \theta} \quad (4.4)$$

ここで、 Tu_b :架線条件、及び風向と線路のなす角に対して基準化した不平衡張力(N/m)である。

本研究では、式(4.4)の Tu_b を基準不平衡張力と称す。

4.3 基準不平衡張力の時系列データ

Fig. 3.13~16 の不平衡張力の時系列データをもとに式(4.4)を用いて変換した基準不平衡張力 T_{ub} の時系列データを Fig. 4.3~6 に示す。ここで, Fig. 3.13~16 と Fig. 4.3~6 に示す時系列データから, 変動の代表成分として標準偏差を算出した。この標準偏差を元に, 那須1と那須2の差異を算出した。基準化前と基準化後の差異を比較することで, 架線条件及び風向と線路のなす角による不平衡張力の基準化の効果を評価した。Table 4.1 に不平衡張力 T_u の標準偏差 σ_{tu} における那須1と那須2の差異, および基準不平衡張力 T_{ub} の標準偏差 σ_{tub} における那須1と那須2の差異を示す。

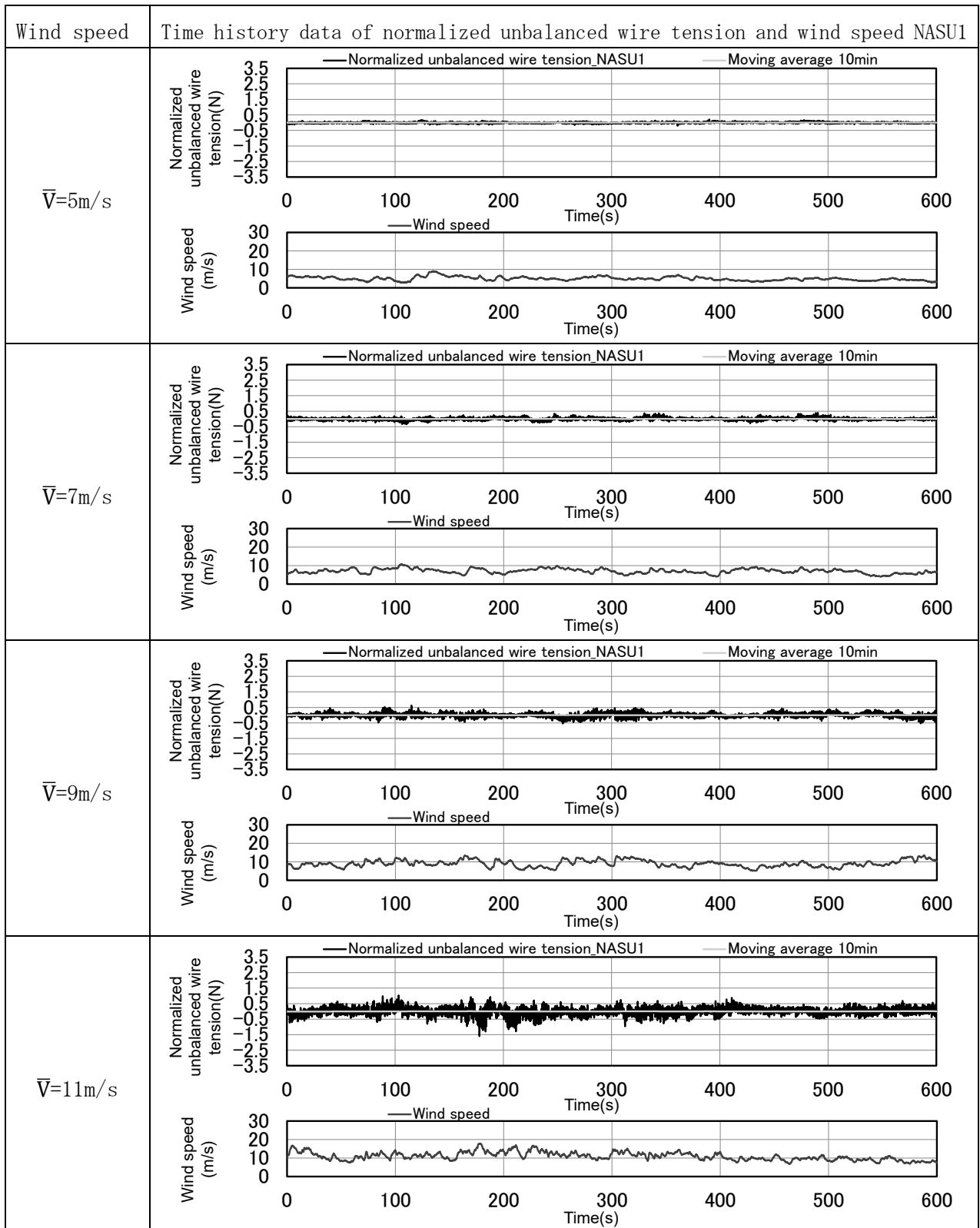


Fig. 4.3 Normalized unbalanced wire tension acting on the attachment point at NASU1 ($\bar{V}=5\sim 11\text{m/s}$)

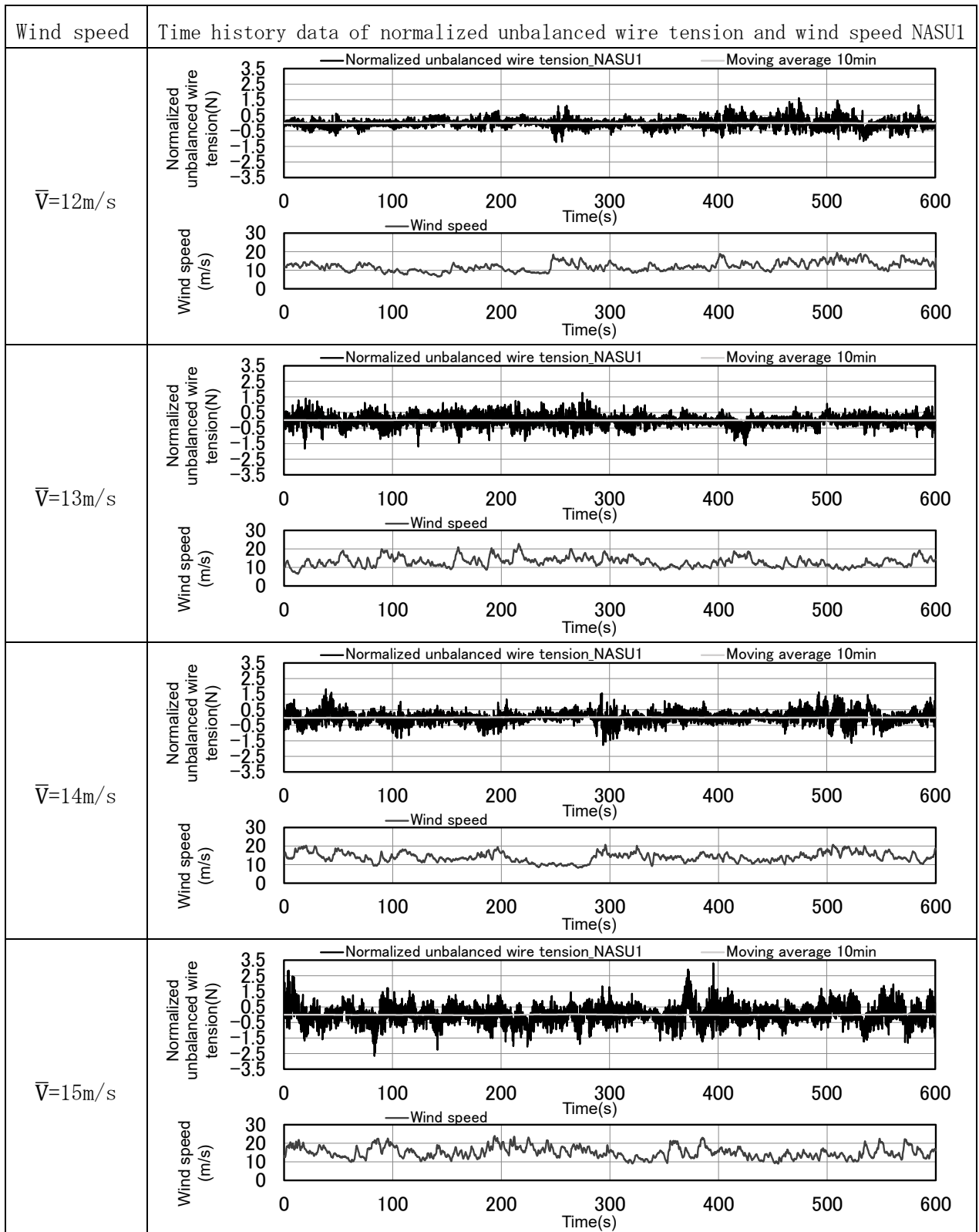


Fig. 4.4 Normalized unbalanced wire tension acting on the attachment point at NASU1 ($\bar{V}=12\sim 15\text{m/s}$)

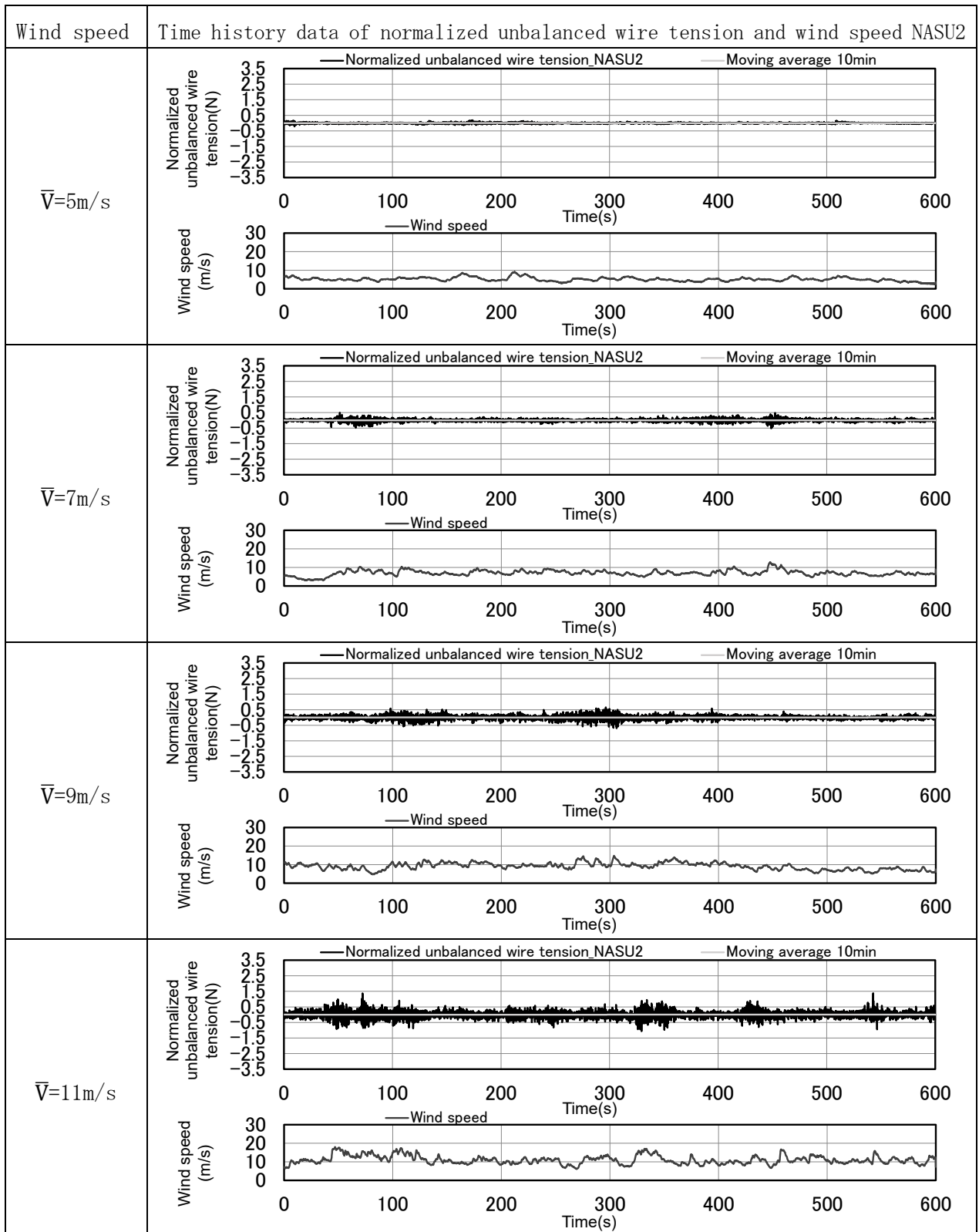


Fig. 4.5 Normalized unbalanced wire tension acting on the attachment point at NASU2 ($\bar{V}=5\sim 11\text{m/s}$)

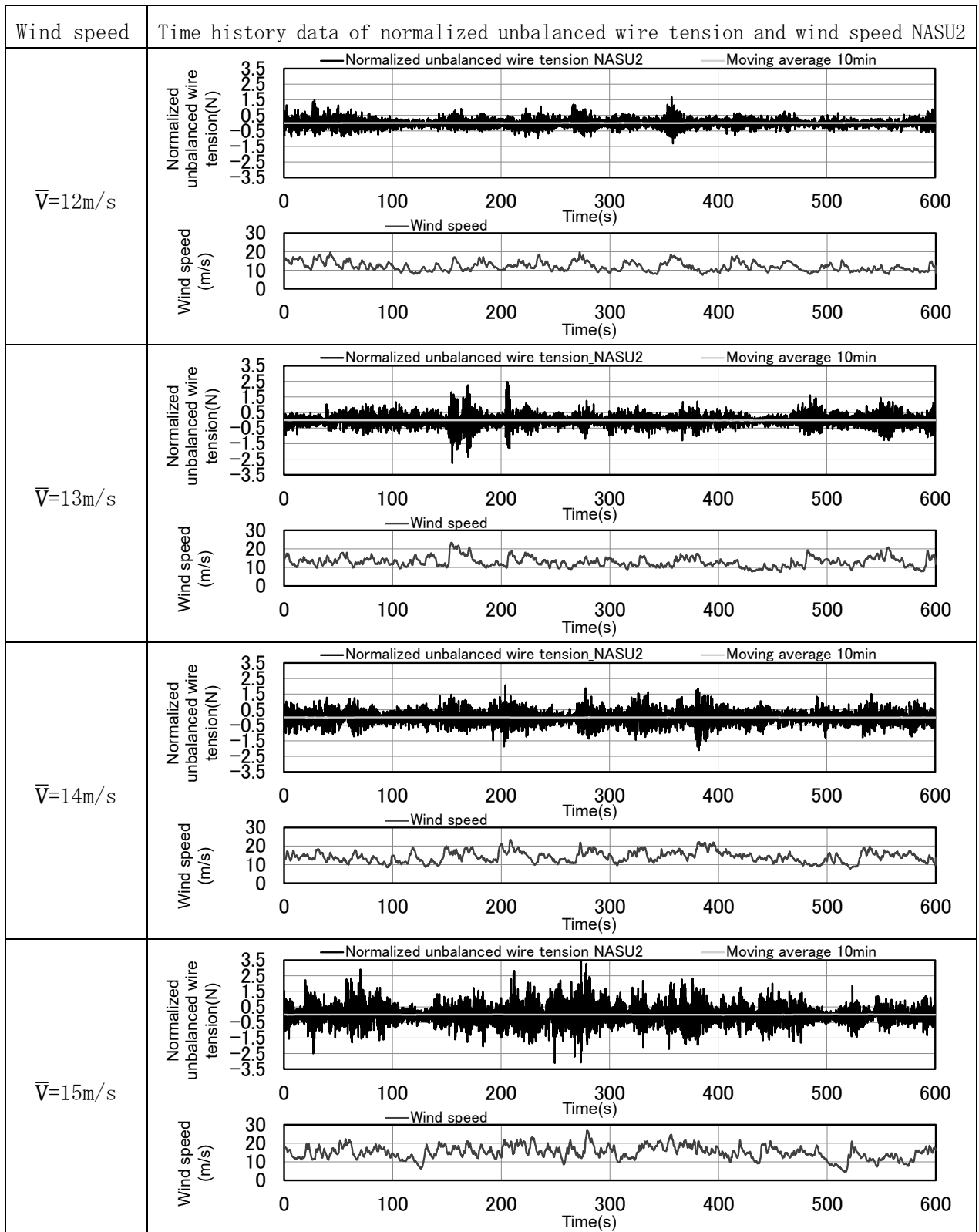


Fig. 4.6 Normalized unbalanced wire tension acting on the attachment point at NASU2 ($\bar{V}=12\sim 15\text{m/s}$)

Table 4.1 Relative error σ_{tu} and σ_{tub} at NASU1 and NASU2 from data
in Fig. 3.13~16, 4.3~6

Wind speed(m/s)	NASU1	NASU2	Relative error(%)	NASU1	NASU2	Relative error(%)
	σ_{tu} (N)	σ_{tu} (N)		σ_{tub} (N/m)	σ_{tub} (N/m)	
5	10.7	4.3	60	0.040	0.033	16
7	22.3	11.9	46	0.082	0.087	6
9	36.6	18.0	51	0.135	0.134	1
11	69.1	29.3	58	0.260	0.225	13
12	77.4	35.5	54	0.287	0.267	7
13	94.1	54.5	42	0.365	0.380	4
14	105.1	54.9	48	0.387	0.428	11
15	152.8	87.3	43	0.586	0.607	4
Average	71.0	37.0	48	0.268	0.270	1

基準化前では、2つのサイトの不平衡張力の標準偏差は差異の平均が48%と大きく異なっている。一方、架線条件（径間と弛度）及び風向と線路のなす角を用いて基準化した基準不平衡張力では、差異の平均が1%まで近づくことが確認できた。

4.4 基準不平衡張力の統計解析

本節では、データ全体に対する架線条件及び風向と線路のなす角による不平衡張力の基準化の妥当性を評価することを目的に、基準不平衡張力について統計解析を行った。統計解析は、Fig. 3.21と同様に、10分間データセットを対象に階級幅毎で値を抽出し、その平均値を代表値とする方法で行った。また、基準不平衡張力についても、両振幅の変動成分であることから、その変動成分の平均的な扱いとして標準偏差を解析対象とする。なお、Fig. 3.21と同様な統計解析を行うにあたり式(4.4)は式(4.5)となる。

$$\sigma_{Tub} = \frac{\sigma_{Tu}}{\alpha \sin \theta} \quad (4.5)$$

ここで、 θ : 10分間データセットにおける平均風向と線路のなす角、 σ_{Tu} : 10分間データセット中における不平衡張力の標準偏差(N)、 α : 架線係数(m)、 σ_{Tub} : 10分間データセット中における基準不平衡張力の標準偏差(N/m)である。

式(4.5)を用いて、Fig. 3.21に対し架線条件（径間、弛度）および風向と線路のなす角によっ

て基準化を行った結果を Fig. 4.7 に示す。

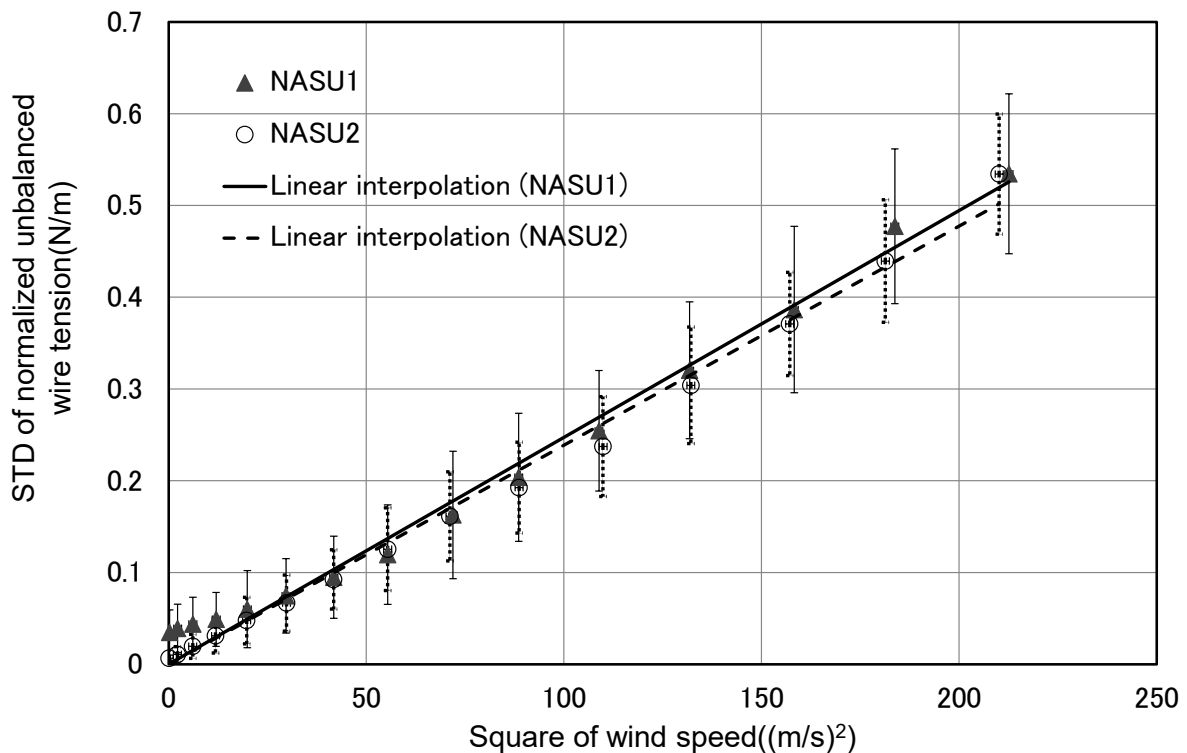


Fig. 4.7 Relationship between σ_{Tub} and \bar{V}^2 at NASU1 and NASU2

架線条件及び風向と線路のなす角によって不平衡張力の基準化を行うことで、那須1と那須2の傾きやばらつきが一致する結果が得られた。この2サイトの径間は約1.5倍の違いがあり、主風向と線路のなす角についても約90°と約50°という違いがあるにも拘わらず、両サイトの基準不平衡張力が一致したということから、架線条件及び風向と線路のなす角による不平衡張力の基準化の妥当性が確認できた。なお、不平衡張力の実測における柱の振動の影響については、架線条件が異なる2つの地点で実測した不平衡張力の値が Fig. 4.7 のような一致を示すという結果から、本実験において、その影響は小さいと考える。

基準不平衡張力と風速の2乗は比例関係となる結果を得ることができ、不平衡張力と風速の関係について特定することができた。風速の2乗とは、外力である線路直交方向風荷重($1/2\rho A\bar{V}^2 C$)として考えることができ、比例関係となる解析結果からも、不平衡張力は線路直交方向風荷重によって作用していると推察される。本解析結果から、不平衡張力の要因となる主な外力は線路直交方向風荷重であると推察する。また、本結果から、風速の2乗で表される線路直交方向風荷重の考えをもとに、不平衡張力が形式上、風力係数として係数化できる可能性が示された。

4.5 4章まとめ

架線条件（径間，弛度）と主風向と線路のなす角が異なる2つのサイトで測定した不平衡張力のフィールドデータについて，他の地点への広域的な適用が行えるような基準化方法について提案し，その妥当性を時系列データおよび統計解析により評価した結果，以下の結論を得た。

①架線条件の異なる2つの場所で測定した不平衡張力について，カテナリー曲線を放物線近似した電線張力式を用いて，架線状態（径間，弛度，風向と線路のなす角）によらず一律評価できる基準化方法を提案した。この方法によって基準不平衡張力として測定データを整理することにより，2つのフィールド実験場の基準不平衡張力の値は良好な一致を示し，基準化方法の妥当性について確認できた。

②基準不平衡張力の標準偏差もまた，風速の2乗と比例関係であることが明らかになり，不平衡張力は電線に作用する線路直交方向風荷重によって生ずることが示された。

第4章の参考文献

- 4-1) Davenport, A. G., 1979. Gust response factors for transmission line loading, Proceedings of the 5th international conference on wind engineering, Fort Collins, Colorado, 2, 899-909
- 4-2) 石川智巳, 2004, 送電用鉄塔の動的効果を考慮した風荷重評価法に関する研究, 早稲田大学博士論文
- 4-3) 高島大輔, 石川智巳, 2009, 送電用鉄塔のバフエッティングに対する疲労評価ツールの開発, 電力中央研究所報告, N08070
- 4-4) Irvine, H. M., 1981. Cable Structure, MIT Press
- 4-5) Yamaguchi, H., Alauddin, M., 2003. Control of cable vibrations using secondary cable with special reference to nonlinearity and interaction, Engineering Structures, 25(6), 801-816
- 4-6) 日本電気協会, 2013, 配電規程 JEAC 7001-2012

第5章 レインフロー法による基準不平衡張力振幅の評価

5.1 緒言

対象機材の疲労評価を行う場合、Fig. 4.3～6のような、あるサンプリング周波数で測定された時系列データについて、波形振幅の評価が必要となる。構造物に作用する疲労荷重振幅の頻度分布の特定を時間領域アプローチにて検討している既往の研究の多くは、シミュレーション、風洞実験、フィールド実験等で得られた疲労荷重の時系列データをもとに、振幅カウント手法としてレインフロー法^{5-1)～3)}を用いた評価を実施している^{5-4)～10)}。得られた疲労荷重振幅について広域な適用を考える場合には、その振幅の無次元化が必要であり、風荷重や風圧力に対する検討が行われる構造物では、風力係数や風圧係数などの無次元数が扱われる^{5-4)～8)}。また、得られた疲労荷重振幅の分布を確率密度分布から度数分布へ変換する際は、対象とする疲労荷重振幅の周波数の把握が必要となる。

本章では、レインフロー法を用いて、基準不平衡張力の時系列データから基準不平衡張力振幅を算出する手順について述べ、基準不平衡張力振幅と風速との関係について体系的な評価を行った結果を示す。また、基準不平衡張力振幅を広く設計に用いることが可能となるように、基準不平衡張力振幅の周波数の基準化を示す。さらに、風速毎で変化する基準不平衡張力振幅を風力係数によって無次元化する方法を提案し、この係数の頻度分布モデルの構築について示す。

5.2 基準不平衡張力振幅の算出手順

Fig. 5.1 に不平衡張力の実測データから、基準不平衡張力振幅 Δt_{ub} を算出するまでの手順を示す。

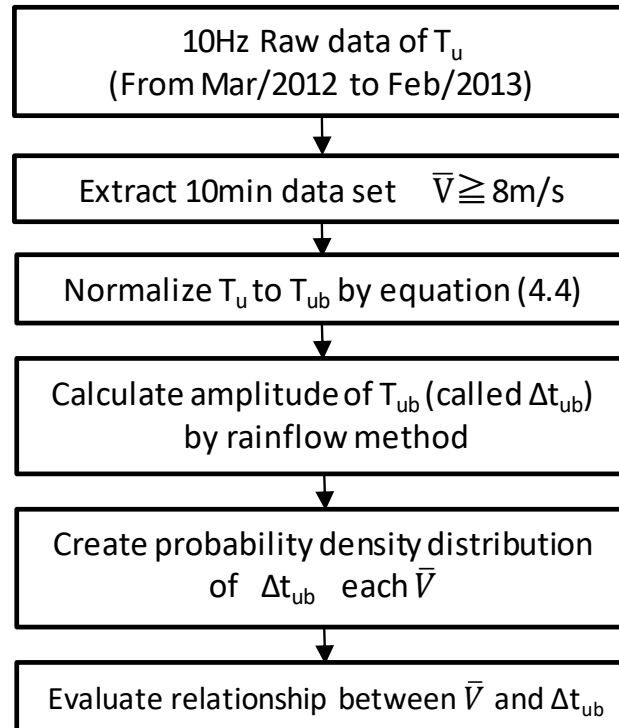


Fig. 5.1 Flowchart of rainflow analysis

まず、2つのサイト毎で、2012年3月から2013年2月のサンプリング周波数10Hzで取得した不平衡張力のデータから10分間データセットを抽出する。なお、抽出データは不平衡張力が顕著に表れる平均風速8m/s以上を対象とした。その10分間データセットの不平衡張力の時系列データをもとに、式(4.4)を用いて基準不平衡張力の時系列データへ変換した。次に、基準不平衡張力の時系列データからレインフロー法によって基準不平衡張力振幅を算出した。この基準不平衡張力振幅について風速階級別に区分けし、これらのデータをもとに風速階級毎の基準不平衡張力振幅の確率密度分布を作成した。風速階級毎の基準不平衡張力振幅の確率密度分布をもとに振幅と風速との関係性を評価した。なお、本評価における基準不平衡張力振幅の値は、全振幅で1サイクルとしてカウントした。振幅のカウントには、ASTM E1049-85 Standard Practices for Cycle Counting in Fatigue Analysis⁵⁻¹¹⁾に示されている Simplified Rainflow Counting for Repeating Histories⁵⁻¹²⁾の方法を用いている。

5.3 基準不平衡張力振幅の頻度分布と風速の関係

Table 5.1 に、各サイトの、風速階級毎で抽出した解析データセット数を示す。また、Fig. 5.2～3 に、Table 5.1 のデータをもとに算出した風速階級毎における基準不平衡張力振幅 Δt_{ub} の確率密度分布を示す。

Table 5.1 Number of analyzed datasets for each wind speed

Wind speed (wind speed limit)	Number of analyzed datasets	
	NASU1	NASU2
8m/s (8.0m/s~8.5m/s)	154	94
9m/s (8.5m/s~9.5m/s)	269	145
10m/s (9.5m/s~10.5m/s)	111	92
11m/s (10.5m/s~11.5m/s)	42	58
12m/s (11.5m/s~12.5m/s)	35	43
13m/s (12.5m/s~13.5m/s)	39	41
14m/s (13.5m/s~14.5m/s)	22	19
15m/s (14.5m/s~15.5m/s)	19	10
TOTAL	691	502

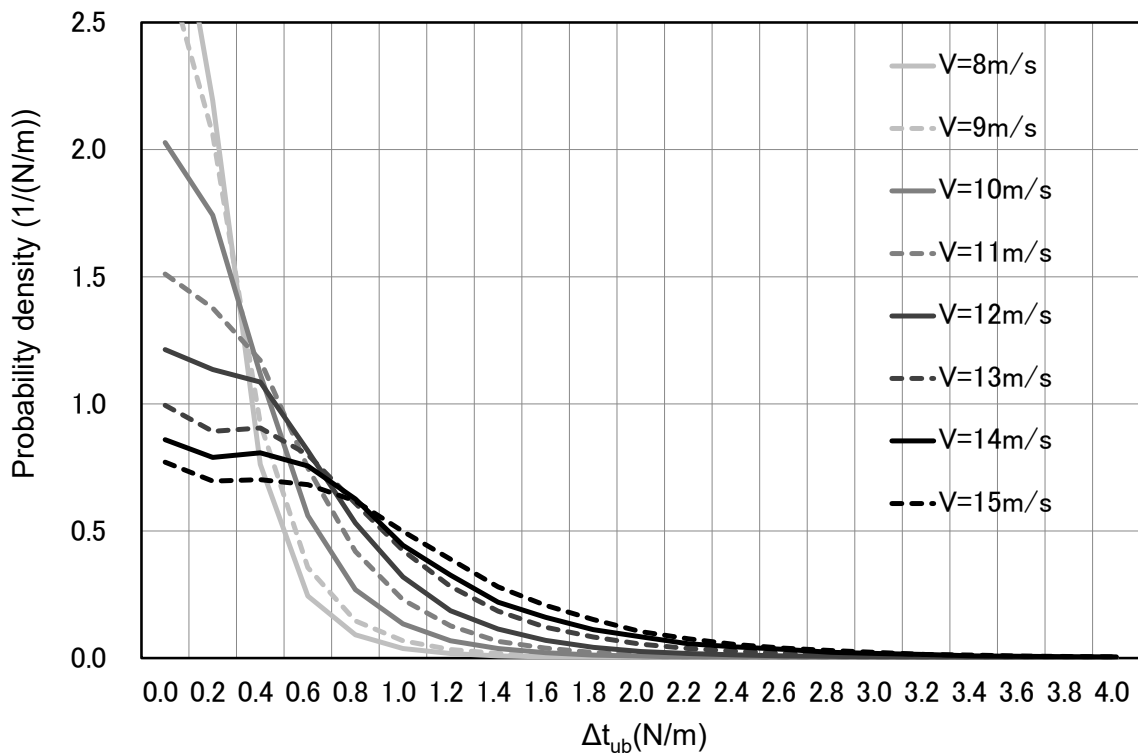


Fig. 5.2 Probability density distribution of Δt_{ub} for each wind speed at NASU1

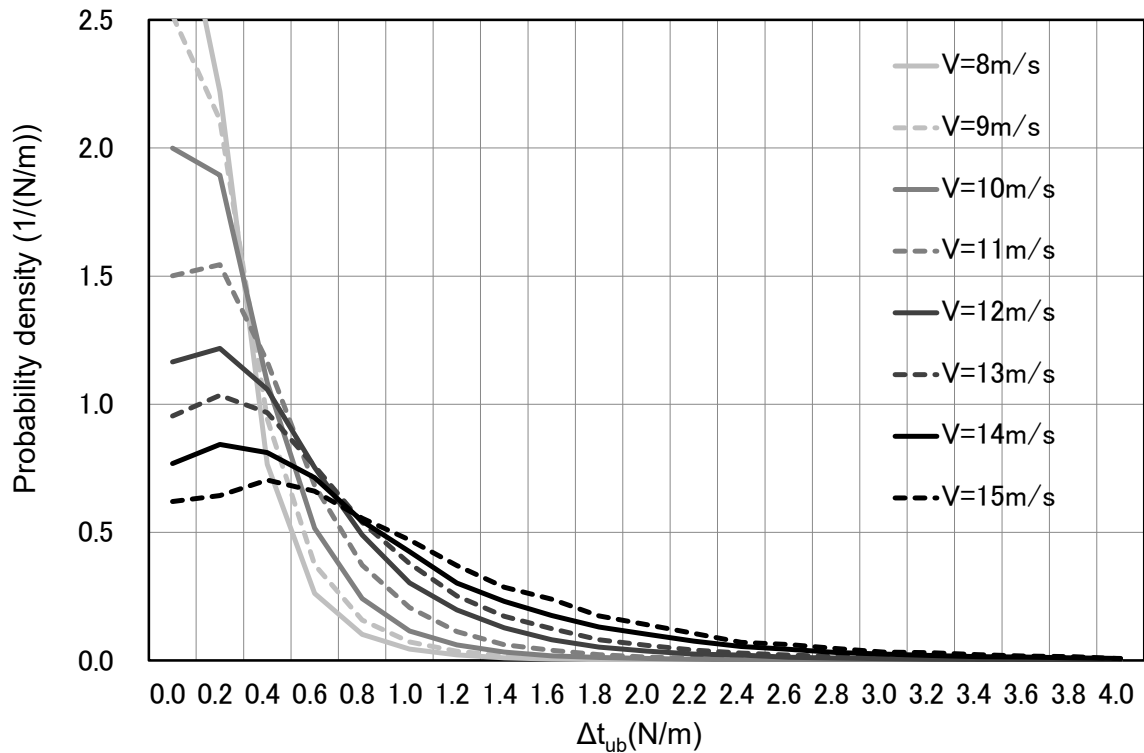


Fig. 5.3 Probability density distribution of Δt_{ub} for each wind speed at NASU2

2つのサイトの基準不平衡張力振幅の確率密度分布は、風速の上昇に伴い高い値の頻度が多くなる傾向を確認した。また、2つのサイトの基準不平衡張力振幅の確率密度分布は、ほぼ同様な形状となっている。

ここで、4章にて提案した不平衡張力の基準化について、不平衡張力振幅に対する妥当性を確認するため、基準化前と後の不平衡張力の時系列データをもとにレインフロー法によって振幅を算出し、それらと比較した。本評価には、Table 5.1の風速階級毎で抽出したデータを統計解析した結果を用いた。Fig. 5.4に風速階級毎における基準化前の不平衡張力振幅の平均値と平均風速の2乗の関係を示す。また、Fig. 5.5に基準不平衡張力振幅の平均値と平均風速の2乗の関係を示す。

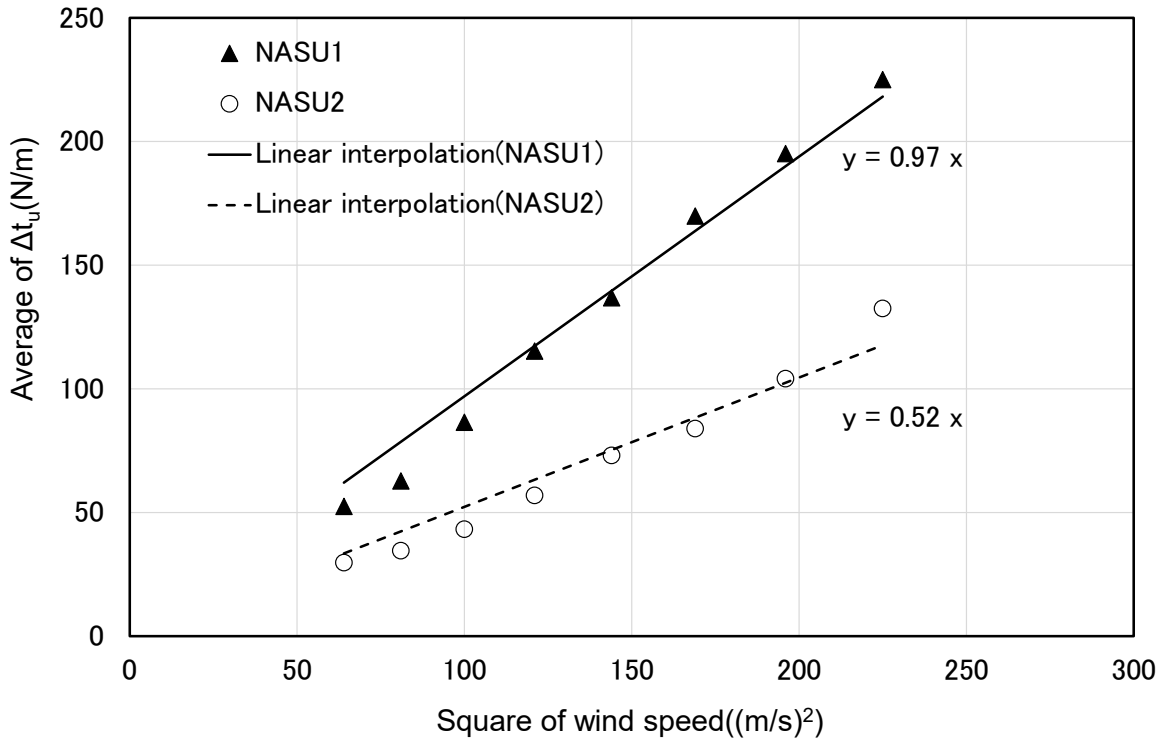


Fig. 5.4 Relationship between $\Delta t_{u_{ave}}$ and \bar{V}^2

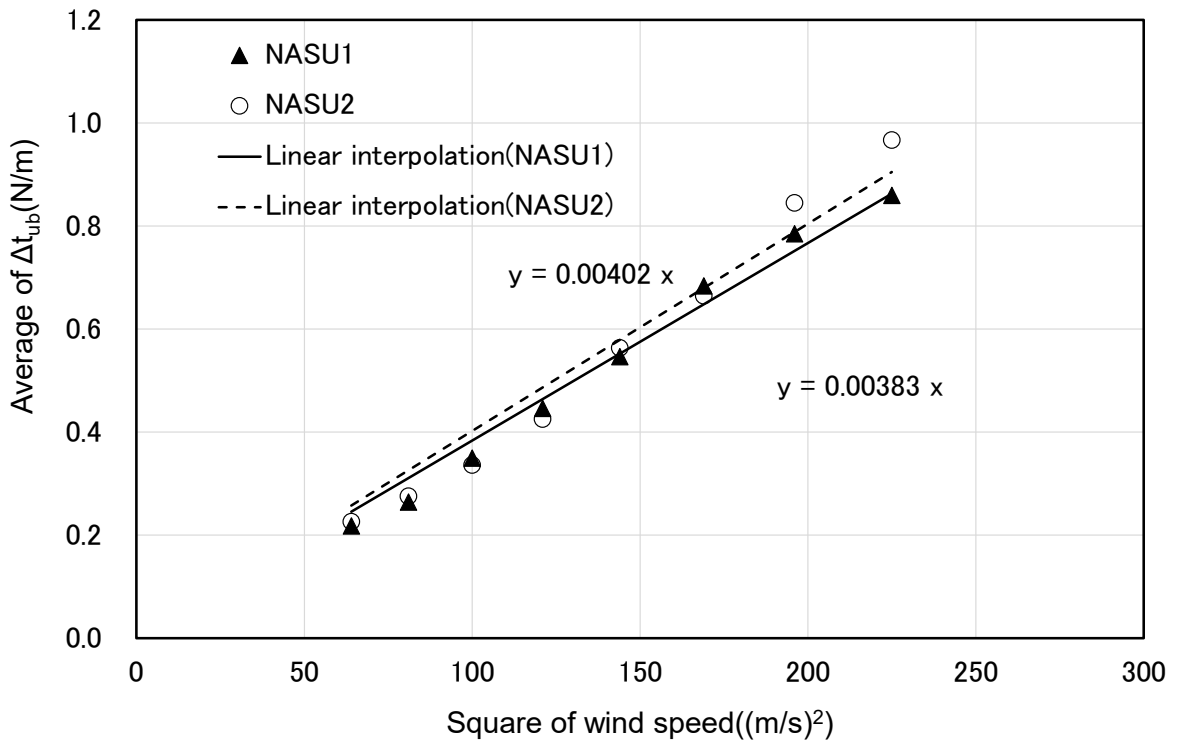


Fig. 5.5 Relationship between $\Delta t_{ub_{ave}}$ and \bar{V}^2

Fig. 5.4 では2つのサイトの近似線の傾きは90%程度の差異がある。一方, Fig. 5.5 の基準化した結果は, 5%程度の差異でほぼ一致する。この結果から, 不平衡張力の時系列データをもとにレインフロー法で算出した不平衡張力振幅の場合でも提案した基準化方法の妥当性を確認できた。Fig. 5.5 から, 風速階級毎の基準不平衡張力振幅の平均値は, 平均風速の2乗と比例関係があることが確認できた。風速階級毎の基準不平衡張力振幅の確率密度分布の変化傾向, および基準不平衡張力振幅の平均値の変化傾向から, 基準不平衡張力振幅は風速と相関関係があることを確認できた。

5.4 基準不平衡張力振幅の周波数評価

架線条件(径間, 弛度)が異なれば電線の変動周波数は異なると考えられる。また, 電線揺動によって生じる不平衡張力の変動周波数についても架線条件(径間, 弛度)によって変化すると推察される。この不平衡張力の変動周波数の特性について把握することは, 不平衡張力の確率密度分布から度数分布へ展開する上で重要となる。

本節では, 前述したレインフローカウント結果を用いて基準不平衡張力振幅の変動周波数の特性について評価した。

5.4.1 代表周波数の検討方法

本研究では, Table 5.1 の風速階級毎で抽出したデータをもとに, レインフロー法によって基準不平衡張力振幅を算出した。また, 1 データセット中の基準不平衡張力振幅の総数を, 測定時間(10 分間)で除した値を代表周波数とした。架線条件(径間, 弛度)の異なる2つのサイトの代表周波数について, 風速階級毎の平均値を算出した。

5.4.2 基準不平衡張力振幅の代表周波数と風速の関係

Fig. 5.6 に2つのサイトの基準不平衡張力振幅の代表周波数と平均風速の関係を示す。

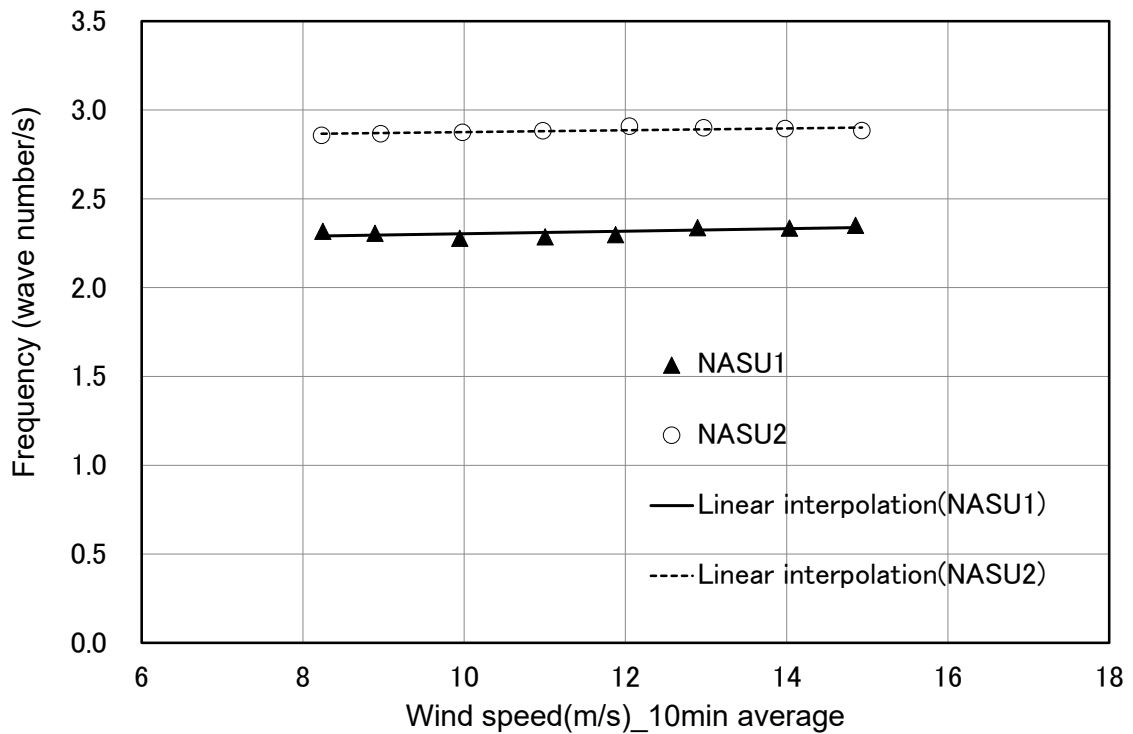


Fig. 5.6 Relationship between frequencies of Δt_{ub} and \bar{V}

各サイトとも、基準不平衡張力振幅の代表周波数は、風速によらずほぼ一定となることを確認できた。また、径間が短い那須2(径間約30m)のほうが、基準不平衡張力振幅の代表周波数が高くなる結果となった。風速が変化しても基準不平衡張力振幅の代表周波数は変化せず、架線条件(径間、弛度)に依存する可能性を示す事ができた。

5.4.3 架線条件による基準不平衡張力振幅の代表周波数の基準化

基準不平衡張力振幅の代表周波数は風速に関係無く一定値となる。さらに、代表周波数の値は架線条件(径間、弛度)によって変化する。これらの結果から、基準不平衡張力振幅の代表周波数には、電線の固有振動数の影響が高いことが考えられる。そこで、基準不平衡張力振幅の代表周波数を電線の固有振動数で除すことで、架線条件に対する基準化を試みた。式(5.1)に電線の固有振動数の式を示す^{5-13)~15)}。

$$fc = \frac{1}{2l} \sqrt{\frac{T}{w/g}} \quad (5.1)$$

ここで、 f_c :電線の固有振動数(Hz), l :振動のループ長(m), T :電線張力(N), g :重力加速度(m/s^2), w :単位長重量(N/m)である。

Fig. 5.6で示されるように基準不平衡張力振幅の代表周波数は、風速によらずほぼ一定となる。この結果に基づき、電線の固有振動数 f_c (式(5.1))内の電線張力 T は、式(2.8)で示される電線張力式^{5-14)~16)}の単位長さあたりの線路直交方向荷重 W に電線自重(実験で用いた電線の単位長重量 5.49 N/m)を代入して算出される初期架線時(無風時)の張力とした。

基準不平衡張力振幅の代表周波数を電線の固有振動数で除すことで基準不平衡張力振幅の代表周波数の基準化を行った。式(5.2)に基準不平衡張力振幅の代表周波数の基準化式を示す。また、Fig. 5.7に基準不平衡張力振幅の代表周波数の基準化結果を示す。なお、振動のループ長 l は各サイトの径間とした。

$$R_{\Delta t_{ub-f}} = N_{\Delta t_{ub}} / \sqrt{\frac{g}{32D}} \quad (5.2)$$

ここで、 $N_{\Delta t_{ub}}$:基準不平衡張力振幅の代表周波数(1/s), $R_{\Delta t_{ub-f}}$:基準不平衡張力振幅の代表周波数と電線の固有振動数の比である。

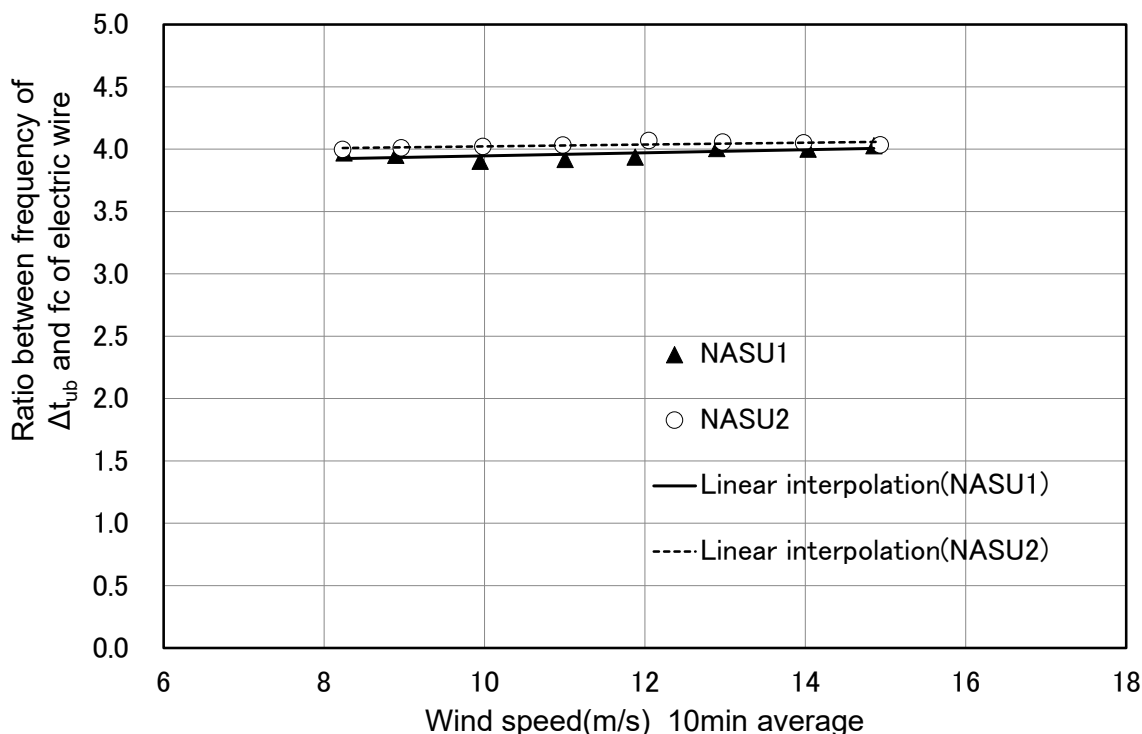


Fig. 5.7 Ratio between the representative frequency of Δt_{ub} and the natural frequency of the electric wire

Fig. 5.7 から、電線の固有振動数によって除した基準不平衡張力振幅の代表周波数は、2つのサイトではほぼ同様な値となった。また、算出された値は、1次固有振動数の約4倍であった。本結果から、基準不平衡張力振幅の代表周波数を、初期架線条件（弛度）から算出される電線の固有振動数によって推定できる可能性を示すことができた。

5.5 不平衡張力用風力係数の評価

架線条件（径間，弛度）と，風向と線路のなす角で基準化した基準不平衡張力振幅は，風速の2乗と比例関係となるように変化する。この風速毎で変化する基準不平衡張力振幅を，風速によって無次元化できれば，広く設計に用いることが可能となる。そこで，基準不平衡張力振幅を電線に作用する速度圧で除すことで，便宜上，風力係数として無次元化を行った。本研究では便宜上，風力係数として表したものを不平衡張力用風力係数と称す。

本節では，基準不平衡張力振幅をもとに算出した不平衡張力用風力係数の特性について示す。

5.5.1 不平衡張力用風力係数の算定式

式(5.3)に不平衡張力用風力係数式を示す。式(5.3)の分子は全振幅における基準不平衡張力振幅である。代表面積を線路直交方向における電線の受圧面積（径間 s × 電線直径 B ）とした。そして，その受圧面積に速度圧を乗じた値を径間 s で除している。つまり，分母は単位長さあたりの値として表している。

$$C_u = \frac{\Delta t_{ub}}{\frac{1}{2} \rho \bar{V}^2 B} \quad (5.3)$$

ここで， C_u ：不平衡張力用風力係数， ρ ：大気密度 (kg/m^3)， B ：電線の直径 (m) である。

5.5.2 不平衡張力用風力係数の頻度分布と風速の関係

Table 5.1の風速階級毎のデータを用いて，不平衡張力用風力係数の確率密度分布を算出した。Fig. 5.8～9に2サイトにおける不平衡張力用風力係数 C_u の確率密度分布を示す。

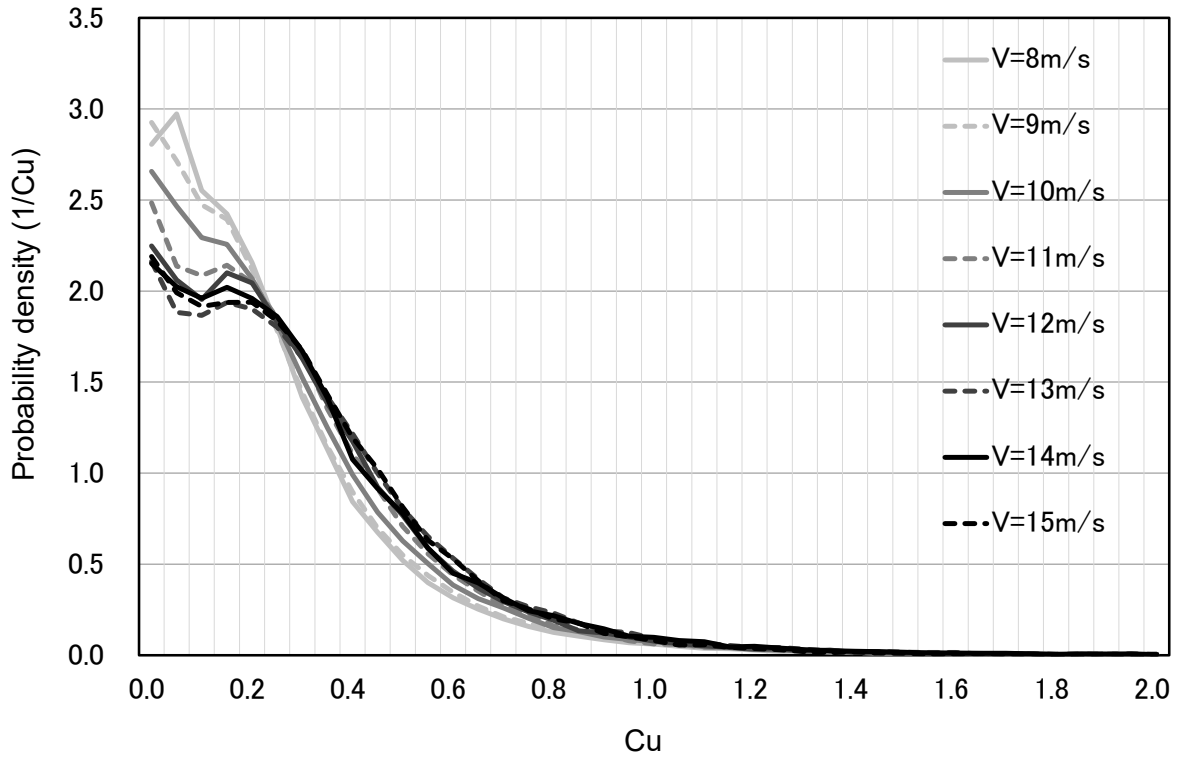


Fig. 5.8 Probability density distribution of Cu at NASU1

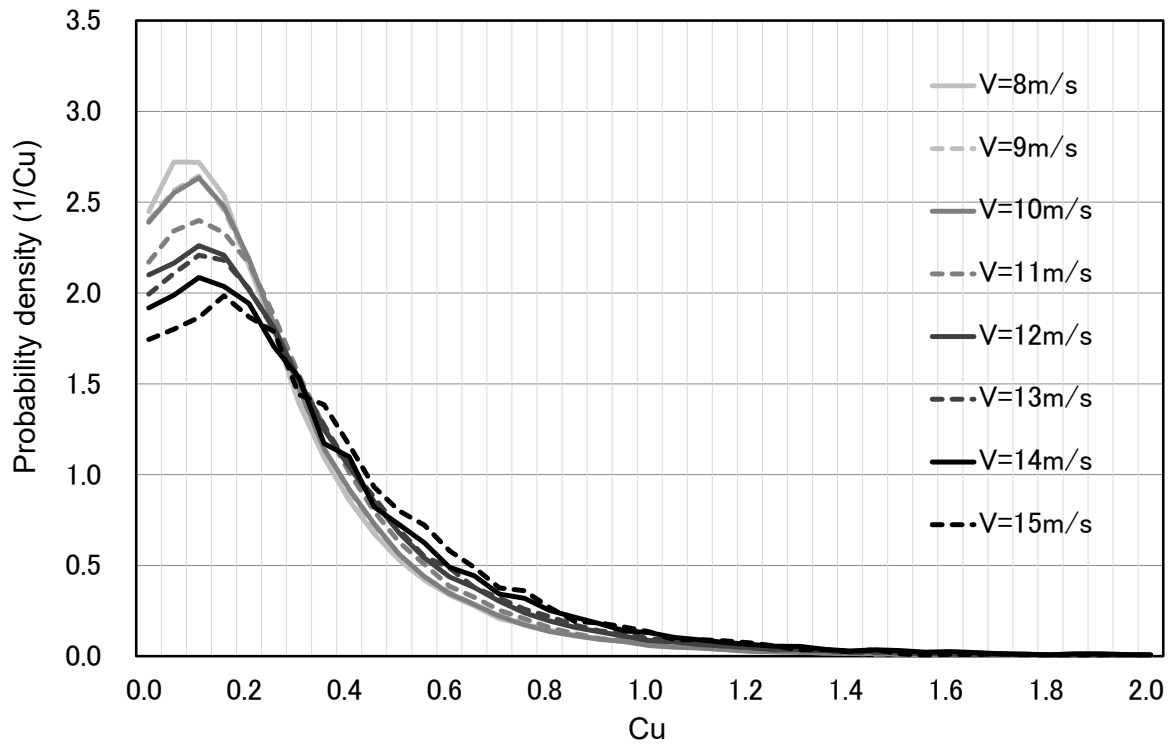


Fig. 5.9 Probability density distribution of Cu at NASU2

2 サイトとも Cu の値が 0.2 以内では若干のばらつきがある。一方、 Cu の値が 0.2 より高い値の領域では風速毎でほぼ同様な分布となった。ここで、風速階級毎の Cu の平均値と標準偏差について風速との関係性を評価した。Fig. 5.10 に 2 サイトにおける Cu の平均値と平均風速の関係性を示す。また、Fig. 5.11 に 2 サイトにおける Cu の標準偏差と平均風速の関係性を示す。

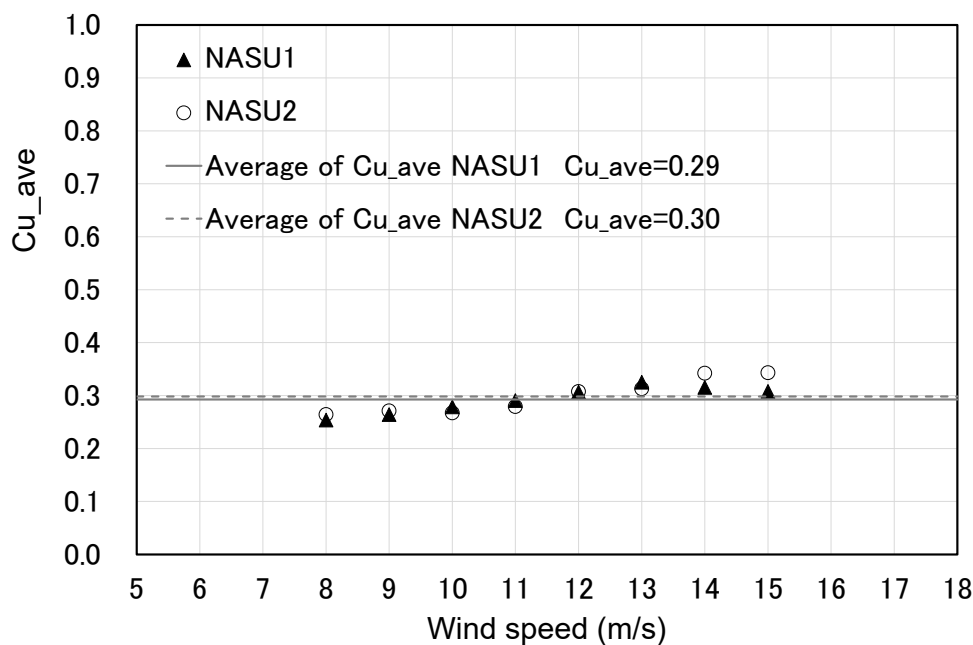


Fig. 5.10 Relationship between Cu_{ave} and \bar{V}

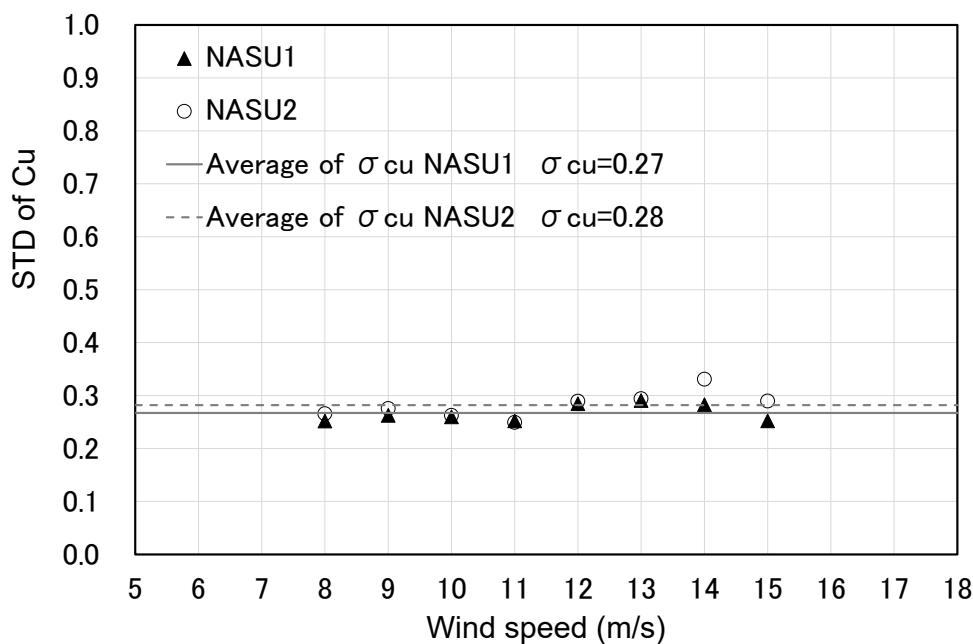


Fig. 5.11 Relationship between σ_{Cu} and \bar{V}

2つのサイトの Cu_{ave} 及び σ_{Cu} は、ほぼ一致する結果が得られた。Fig. 5.10~11 の実線と点線は両サイトの Cu_{ave} の平均値と σ_{Cu} の平均値を表しており、那須1では $Cu_{ave}=0.29$, $\sigma_{Cu}=0.27$ で、那須2では $Cu_{ave}=0.30$, $\sigma_{Cu}=0.28$ であった。両サイトとも、 Cu_{ave} と σ_{Cu} 共にほぼ 0.3 となる結果となった。

5.5.3 不平衡張力用風力係数の頻度分布の特定

不平衡張力用風力係数の確率密度分布について、一般的な確率密度分布関数により分布を特定できれば、広域に扱うことができる。架渉線機材を対象に疲労評価を行っている既往の研究では、構造物の荷重振幅について、レイリー分布により頻度分布が表されているが⁵⁻¹⁷⁾、Fig. 5.8~9 の不平衡張力用風力係数の確率密度分布は、疲労損傷に影響が小さいと考えられる低い Cu 値の領域を無視すれば、指数分布で表されるような形状である。ここで、不平衡張力用風力係数の分布について $Cu_{ave} \doteq \sigma_{Cu} \doteq 0.3$ を用いて式(5.4)で示される指数分布関数⁵⁻¹⁸⁾によるモデル化を試みた。

$$f_{Cu}(c_u) = \frac{1}{C_{u,ave}} e^{-\frac{1}{C_{u,ave}}c_u} \quad (5.4)$$

Fig. 5.12 に式(5.4)で表される不平衡張力用風力係数の頻度分布モデルを示す。また、Fig. 5.13~14に Table 5.1 の全データを用いて算出した不平衡張力用風力係数の確率密度分布と Fig. 5.12 で示される不平衡張力用風力係数の頻度分布モデルの比較を示す。なお、Fig. 5.13~14については片対数で示している。

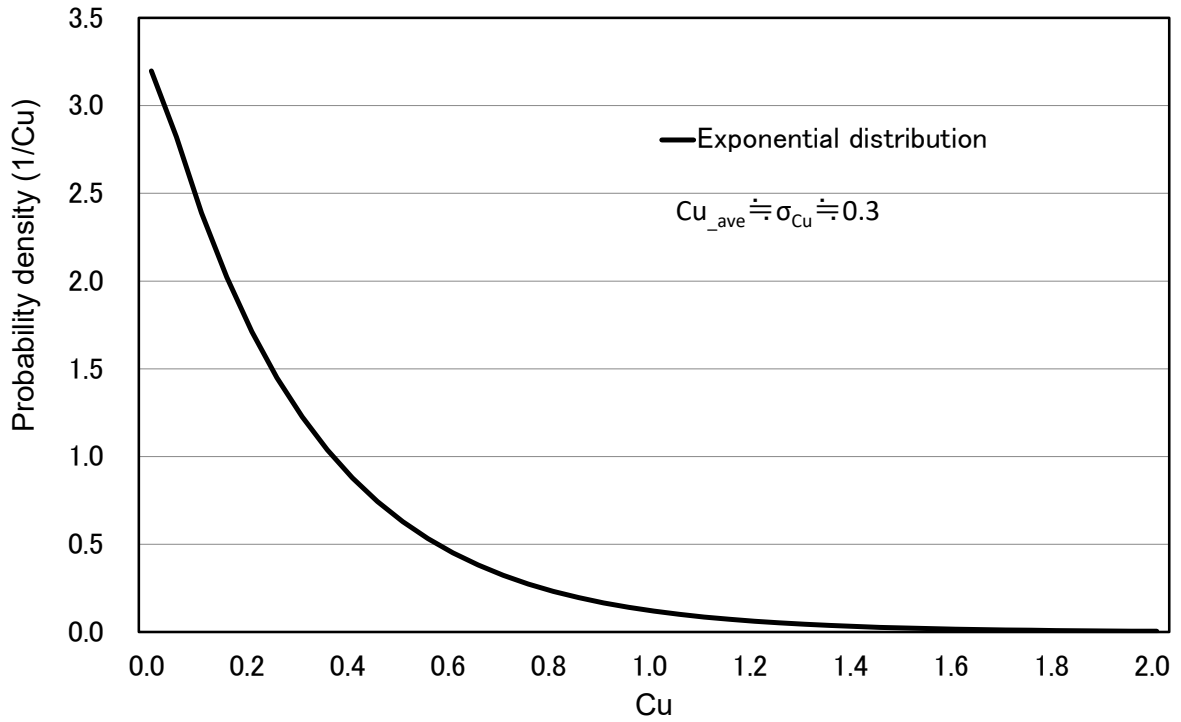


Fig. 5.12 Probability density distribution model of Cu by exponential distribution

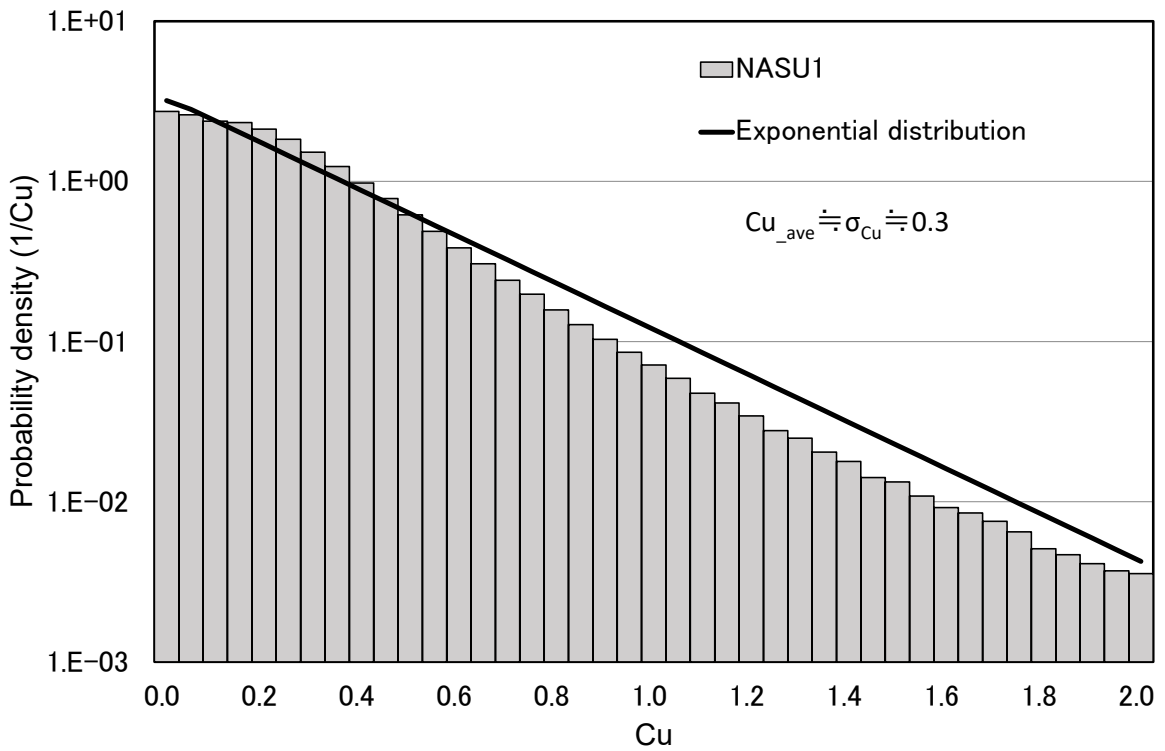


Fig. 5.13 Approximated probability density distribution of Cu at NASU1

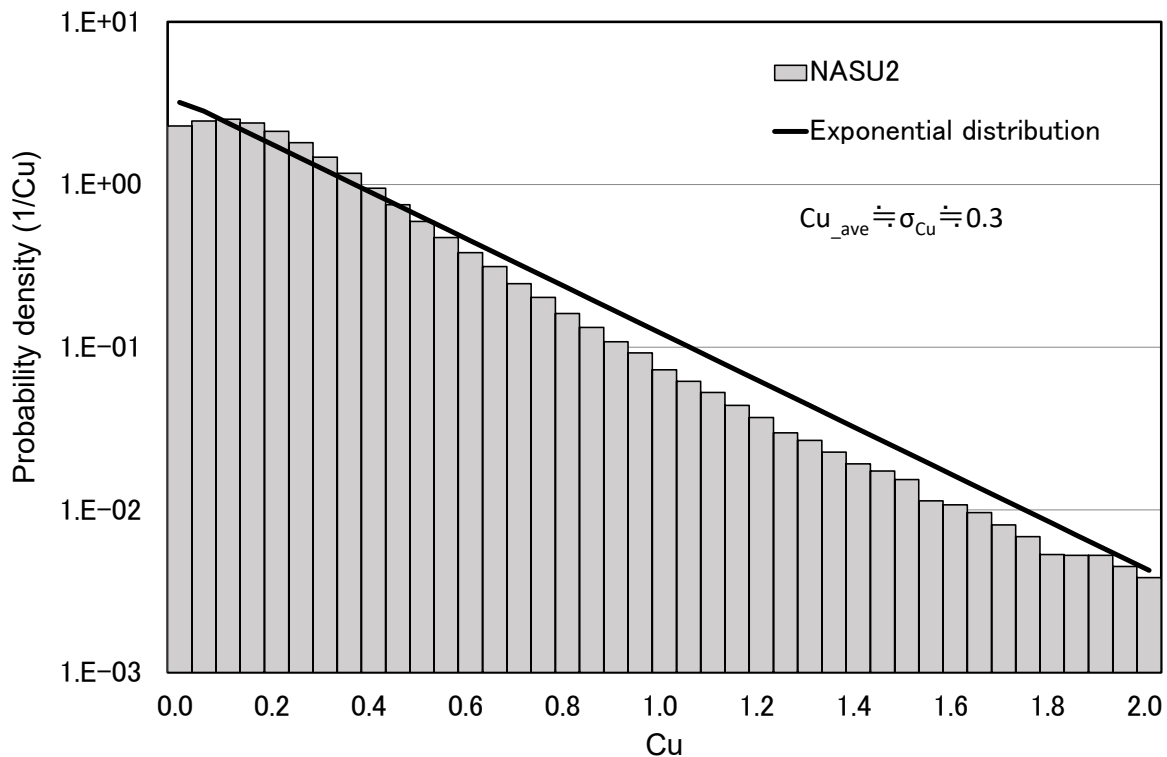


Fig. 5.14 Approximated probability density distribution of Cu at NASU2

2 サイトの不均衡張力用風力係数の確率密度分布をほぼ同一な分布として導いた。さらに、疲労評価を行う上で重要であると考えられる高い値の領域でも、指数分布関数によって近似できる可能性を確認できた。この分布は、不均衡張力用風力係数の平均値のみから求められるため、非常に簡便で精度の高いモデル化であると考えられる。これらの結果から、本フィールド実験環境下での配電線機材の不均衡張力振幅の頻度分布が特定できた。

5.6 5章まとめ

基準不均衡張力の時系列データをもとに、レインフロー法を用いて基準不均衡張力振幅を算出した。この基準不均衡張力振幅について風速階級毎で評価し、条件が異なる場所での不均衡張力振幅の頻度分布推定に必要な特性について明らかにした。以下に本章で得られた知見を示す。

①レインフロー法により求めた不均衡張力の振幅についても、不均衡張力の基準化方法が適用可能であることを確認した。また、基準不均衡張力振幅の平均値について風速階級毎で評価した結果、基準不均衡張力振幅の平均値は、風速の2乗と比例関係となることが確認できた。

②レインフロー法により求めた基準不均衡張力振幅の10分間中の総数から代表周波数を求め、

その値について風速階級毎で評価した結果、基準不平衡張力振幅の代表周波数は風速によらずに一定となることが確認できた。また、基準不平衡張力振幅の代表周波数を電線の固有振動数で除すことで架線条件(径間, 弛度)によらず一律評価できる代表周波数の基準化方法について提案し、その妥当性を確認した。この結果から、基準不平衡張力振幅の代表周波数を、電線の固有振動数によって推定できる可能性を示すことができた。

③基準不平衡張力振幅をもとに、不平衡張力用風力係数を算出し、その分布特性について評価した。その結果、解析した風速階級内(風速 8m/s～風速 15m/s)ではあるが、風速の変化に拘わらず、不平衡張力用風力係数の分布は同一となった。また、指数分布関数によるモデル化を試み、配電線機材の疲労に影響が大きいと考えられる高い値の領域でも精度良く近似できることが確認できた。これらの結果から、本フィールド実験環境下での配電線機材の不平衡張力振幅の頻度分布を簡便な指数分布関数で特定することができた。

第5章の参考文献

- 5-1) 遠藤達雄, 松石正典, 光永公一, 小林角市, 高橋清文, 1974, 「Rain Flow Method」の提案とその応用, 九州工業大学研究報告(工学), 28
- 5-2) 日本材料学会編, 1995, 疲労設計便覧, 養賢堂
- 5-3) 日本鋼構造協会編, 2012, 鋼構造物の疲労設計指針・同解説-付・設計例-[2012年改定版], 技報堂出版
- 5-4) Kumar, K. S., Stathopoulos, T., 1998. Fatigue analysis of roof cladding under simulated wind loading, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 77-78, 171-183
- 5-5) Ko, N-H., Kim, Y-M., 2007. Investigation of closed-form solutions to estimate fatigue damage on a building, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 95, 1-19
- 5-6) 寺崎浩, 植松康, 2012, 風外力を受ける高層建物の外装材疲労損傷評価に関する検討, 第22回 風工学シンポジウム論文集, 311-316
- 5-7) 高森浩治, 谷口徹郎, 谷池義人, 2012, 台風通過に伴う建築物壁面に作用する変動風圧特性と壁外装材の疲労損傷評価, 第22回 風工学シンポジウム論文集, 197-202
- 5-8) 片桐純治, 大熊武司, 丸川比佐夫, 2014, 鶴見俊雄, レインフロー法による基礎免震高層建築物の免震層風応答性状の検討, 第23回 風工学シンポジウム論文集, 307-312
- 5-9) Xu, Y. L., Liu, T. T., Zhang, W. S., 2009. Buffeting-induced fatigue damage assessment of a long suspension bridge, *International Journal of Fatigue*, 31(3), 575-586
- 5-10) Hong, H. P., Zu, G. G., King, J. P. C., 2014. Reliability consideration for fatigue design of sign, luminaire, and traffic signal support structures under wind load, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 126, 60-74
- 5-11) ASTM E1049-85, 2011. Standard Practices for Cycle Counting in Fatigue Analysis
- 5-12) Downing, S. D., Socie, D. F., 1982. Simple rainflow counting algorithms, *International Journal of Fatigue*, 4(1), 31-40
- 5-13) 万代勝昭, 田中昭, 松本正男, 高木輝雄, 1964, 配電線用アルミ電線として開発されたコンパル ACSR の諸性能, 日立評論, 46(5), 91-97
- 5-14) Irvine, H. M., 1981. *Cable Structure*, MIT Press
- 5-15) Yamaguchi, H., Alauddin, M., 2003. Control of cable vibrations using secondary cable with special reference to nonlinearity and interaction, *Engineering Structures*, 25(6), 801-816

- 5-16) 日本電気協会, 2013, 配電規程 JEAC 7001-2012
- 5-17) 高嶋大輔, 石川智巳, 2009, 送電用鉄塔のバフエッティングに対する疲労評価ツールの開発, 電力中央研究所報告, N08070
- 5-18) Ang, A. H-S., Tang, W. H., 2007. Probability Concepts in Engineering: Emphasis on Applications to Civil and Environmental Engineering, 2nd Edition, Wiley

第6章 任意の地点の不均衡張力振幅の度数分布推定手法

6.1 緒言

ある構造物について、風外力に対する疲労評価を行うには、対象構造物の疲労に影響する荷重の度数分布を推定することが必要である。この風外力に対する疲労評価については既に多くの研究が行われている。1.2.1 で示した大型の建築物や構造物を対象として風外力に対する疲労評価を行っている研究や、1.2.3 で示した送電鉄塔を対象として大型構造物の疲労評価方法を取り入れて疲労評価を行っている研究では、風速の頻度分布を2重指数分布やワイブル分布で近似し、対象構造物の応力振幅の頻度分布をレイリー分布で表している。これらの分布に基づき、評価対象期間中の応力振幅の頻度分布を推定し、対象物の疲労評価を行っている^{6-1)~4)}。

本章では、上記の研究と同様に、既存の風速の頻度分布と、指数分布関数でモデル化した不平衡張力用風力係数の分布モデルに基づき、任意の地点の不均衡張力振幅の度数分布を推定する手法について述べる。

6.2 不平衡張力振幅の度数分布推定手法の概念

不平衡張力振幅の度数分布推定手法の概念を Fig. 6.1 に示す。

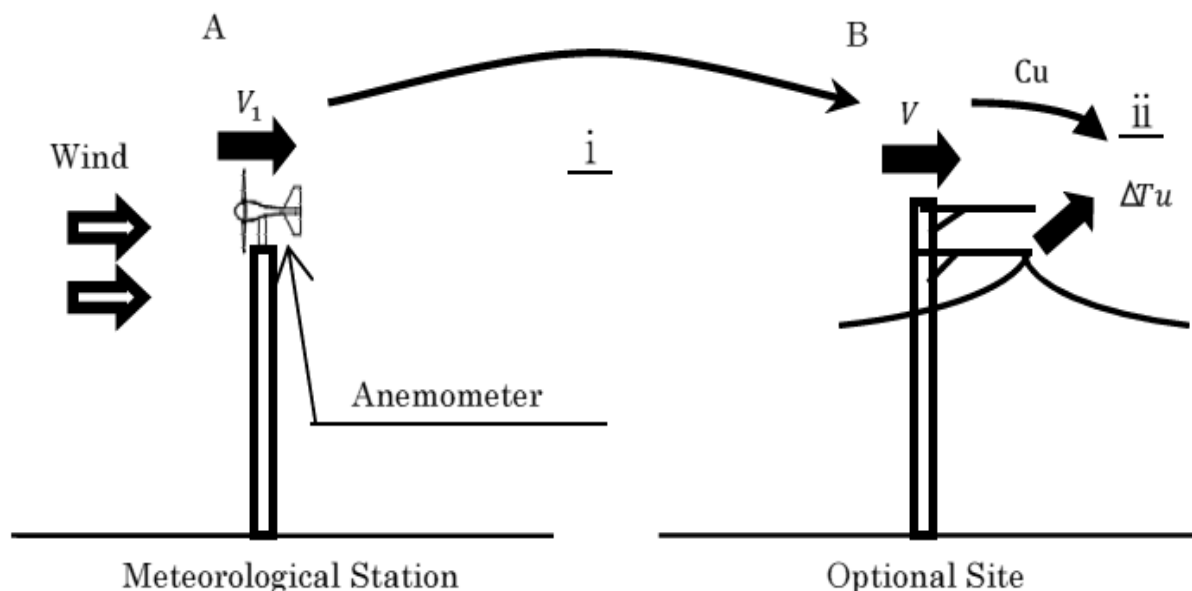


Fig. 6.1 Concept of proposed method

ポイント A は、評価対象地点近傍の既存の風速記録を表している。ポイント B は、評価対象地点を表している。本推定手法は、i で既存の風速 V_1 から評価対象地点の風速 V を推定する。ii で評価地点の風速 V と不平衡張力用風力係数 C_u から評価対象地点の不平衡張力振幅 ΔT_u を推定する。

6.3 不平衡張力振幅の確率密度関数の導出

本節では評価対象地点の不平衡張力振幅 ΔT_u の確率密度関数の導出を示す。

ある値 Y が、式(6.1)のような 1 つの確率変数 X で表されるとすると、 Y の確率密度関数は式(6.2)として表される⁶⁻⁵⁾。

$$Y = g(X) \quad (6.1)$$

$$f_Y(y) = f_X(g^{-1}) \left| \frac{dg^{-1}}{dy} \right| \quad (6.2)$$

ここで、1 つの確率変数 X が、多変数として 2 つの確率変数 X_1, X_2 で表される場合は、式(6.1)は式(6.3)のようになる。さらに、これらの確率変数の積によって Y が表されると仮定すると、 Y の確率密度関数は式(6.5)、式(6.6)として表される⁶⁻⁵⁾。

$$Y = g(X_1, X_2) \quad (6.3)$$

$$Y = X_1 \cdot X_2 \quad (6.4)$$

$$f_Y(y) = \int_{-\infty}^{\infty} \left| \frac{\partial x_1}{\partial y} \right| f_{X_1, X_2} \left(\frac{y}{x_2}, x_2 \right) dx_2 \quad (6.5)$$

$$f_Y(y) = \int_{-\infty}^{\infty} \left| \frac{\partial x_1}{\partial y} \right| f_{X_1} \left(\frac{y}{x_2} \right) f_{X_2}(x_2) dx_2 \quad (6.6)$$

Fig. 6.1 の推定手法の概念からすると、変数 Y が不平衡張力振幅 ΔT_u 、変数 X_1 が不平衡張力用風力係数 C_u 、変数 X_2 が評価地点の風速 V である。よって、本手法における不平衡張力振幅 ΔT_u の確率密度関数は式(6.7)として導出される。

$$f_{\Delta T_u}(\Delta t_u) = \int_0^v \left| \frac{\partial c_u}{\partial \Delta t_u} \right| f_{C_u}(c_u) f_V(v) dv \quad (6.7)$$

6.4 不平衡張力振幅の度数分布推定式の決定

5章で示した不平衡張力振幅の代表周波数および不平衡張力用風力係数 C_u の頻度分布モデルを式(6.7)に代入し、任意の地点における不平衡張力振幅の度数分布推定式を決定した。式(6.8)、式(6.9)に任意の地点で1年間に発生する不平衡張力振幅の度数分布推定式を示す。

$$f_{\Delta T_u}(\Delta t_u) = \int_0^{v_{max}} \left| \frac{1/(\alpha \sin \theta)}{\frac{1}{2} \rho v^2 B} \right| \left(\frac{1}{0.3} e^{-\frac{1}{0.3} C_u} \right) f_V(v) dv \quad (6.8)$$

$$n_i = f_{\Delta T_u}(\Delta t_u) \cdot \Delta_{\Delta t_u} \cdot (365 \cdot 24 \cdot 60 \cdot 60) \cdot (4fc) \quad (6.9)$$

ここで、 V_{max} : 評価期間中の最大の風速(m/s)、 $\Delta_{\Delta t_u}$: 不平衡張力振幅の階級幅である。

6.5 不平衡張力振幅の推定手法の妥当性評価

本節では式(6.8)、式(6.9)の妥当性について、フィールド実験場における実測値と推定値を比較することで評価した。

6.5.1 不平衡張力振幅の実測度数分布の算出

2012年3月～2013年2月までの1年間の実測データ（平均風速8m/s以上）から、レインフロー法を用いて算出した不平衡張力振幅の度数分布を Fig. 6.2～3 に示す。

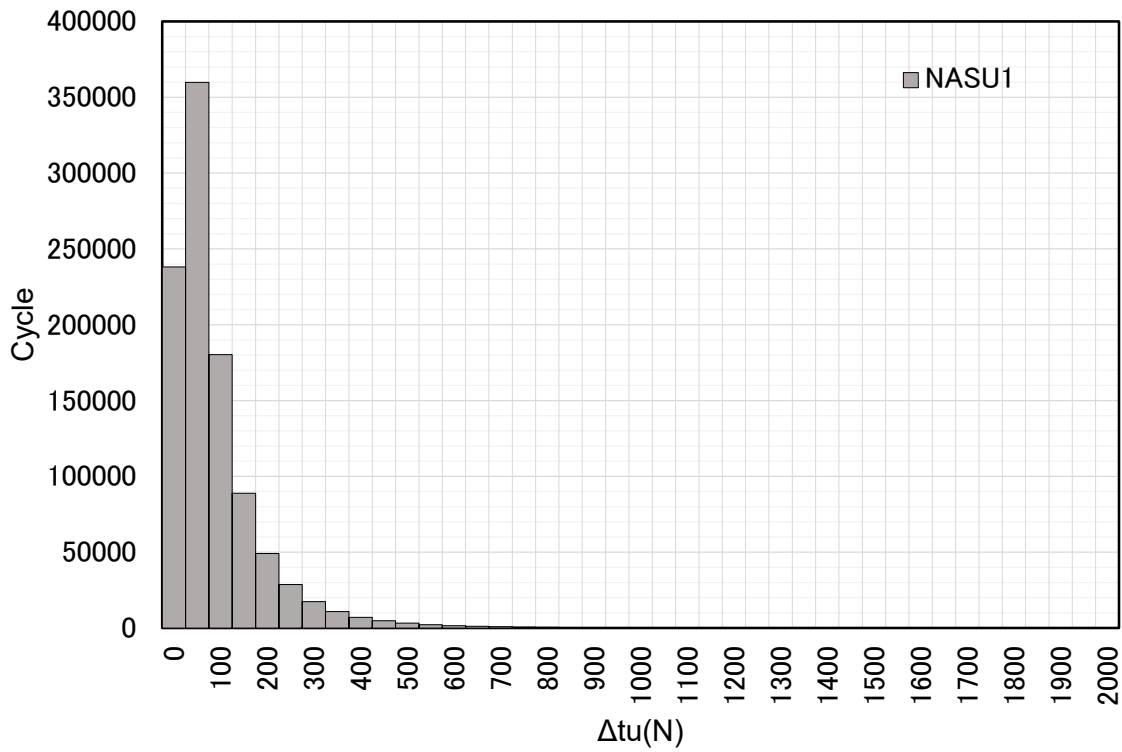


Fig. 6.2 Distribution of ΔTu field data at NASU1

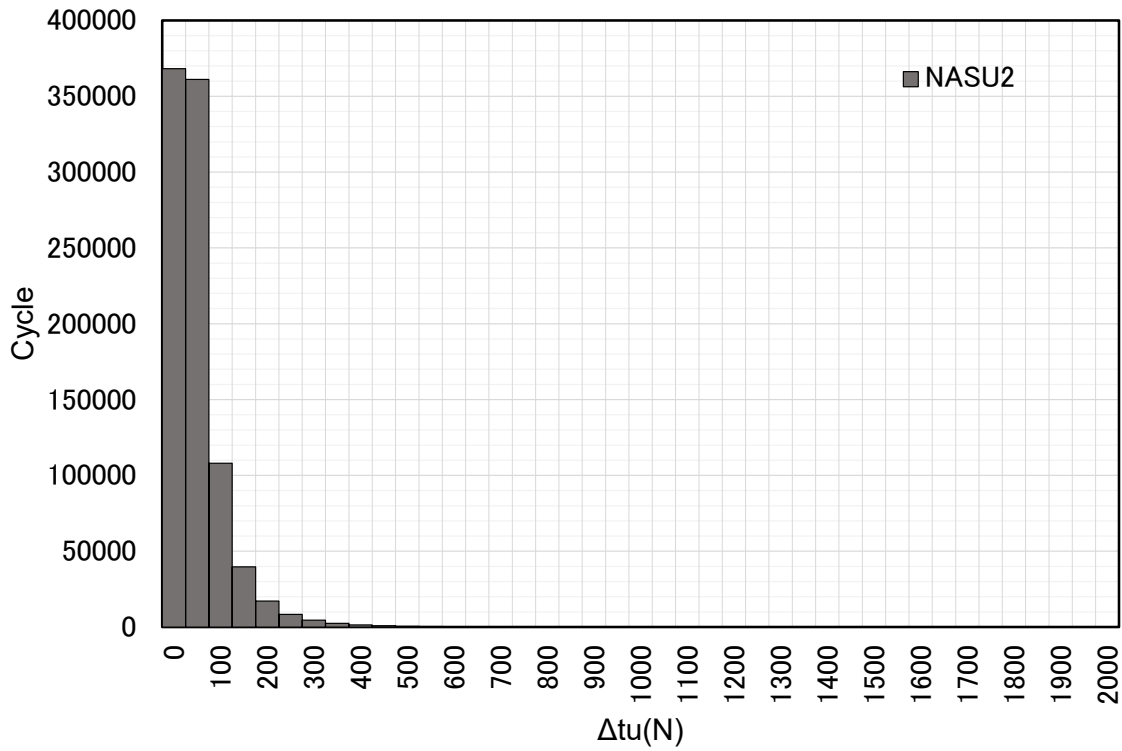


Fig. 6.3 Distribution of ΔTu field data at NASU2

6.5.2 フィールド実験場の不平衡張力振幅の度数分布の推定

本項では、式(6.8)、(6.9)を用いて、フィールド実験場における不平衡張力振幅の度数分布を推定する。

a. 入力風速分布

入力風速分布には、フィールド実験場の風速の実測データ(平均風速 5m/s 以上)から算出したワイブル分布関数を用いた。Fig. 6.4~5 に那須1で取得した風速のワイブル確率紙⁶⁻⁵⁾とワイブルフィッティング結果を示す。また、Fig. 6.6~7 に那須2で取得した風速のワイブル確率紙とワイブルフィッティング結果を示す。

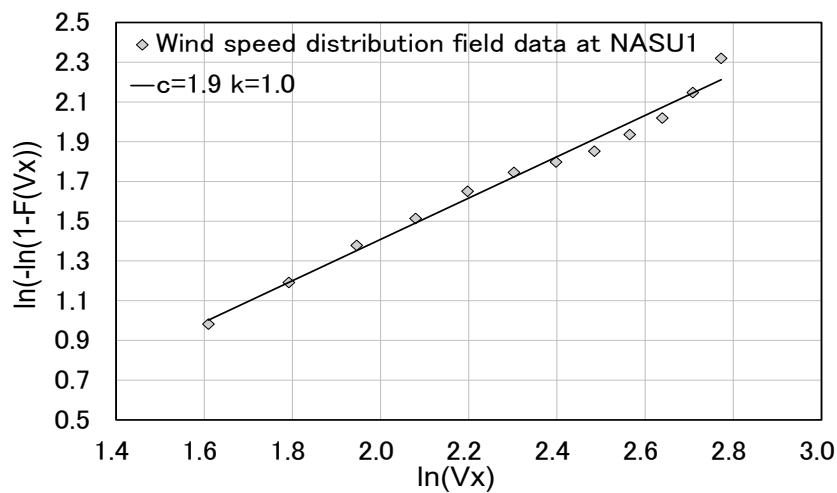


Fig. 6.4 Weibull probability paper at NASU1

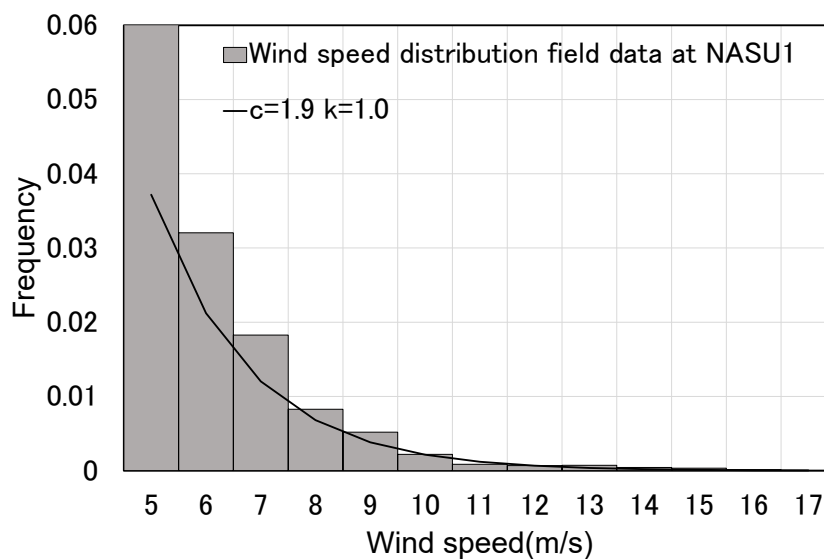


Fig. 6.5 Weibull fitting for wind speed distribution field data at NASU1

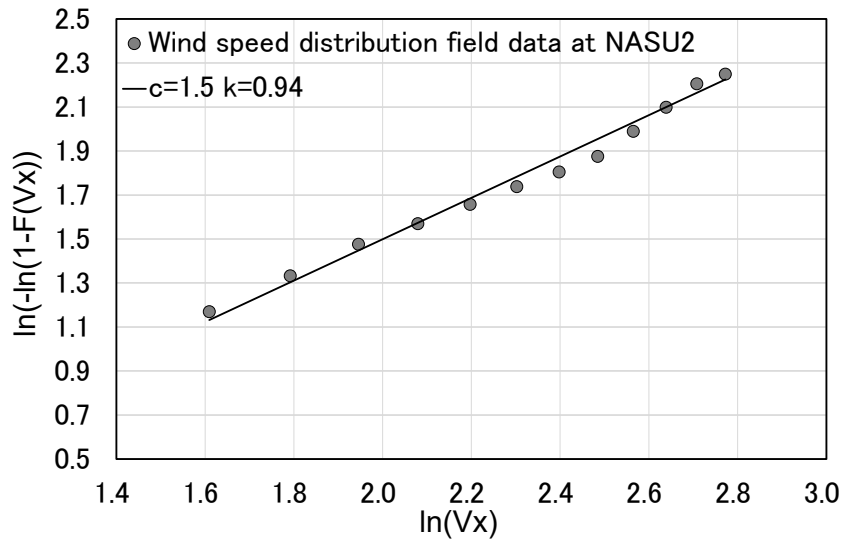


Fig. 6.6 Weibull probability paper at NASU2

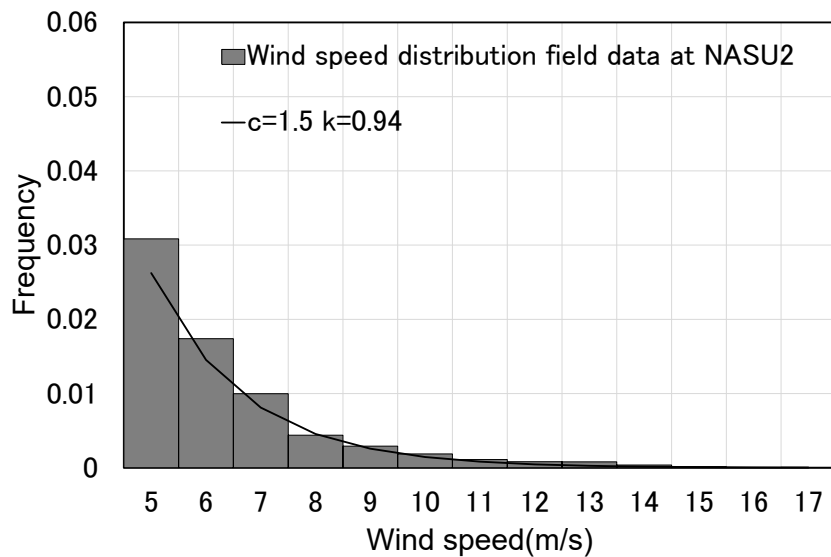


Fig. 6.7 Weibull fitting for wind speed distribution field data at NASU2

那須1は尺度係数 $c=1.9$ ，形状係数 $k=1.0$ で，那須2は尺度係数 $c=1.5$ ，形状係数 $k=0.94$ となる結果であった。このワイブル係数から算出されるワイブル分布を入力風速分布とした。

b. 入力架線条件

入力架線条件については，フィールド実験場の径間，弛度，電線種類とした。また，Table 5.1の全データについて平均風向と線路のなす角を求め，その平均値をフィールド実験場における風向と線路のなす角の代表値とした。Table 6.1に入力架線条件を示す。

Table 6.1 Input line conditions

	NASU1	NASU2
Span (m)	45	30
Sag (Sag ratio $\gamma=2\%$) (m)	0.9	0.6
Diameter of electric wire (m)	0.0206	0.0206
Angle between wire and main wind direction($^{\circ}$)	77	52
Density of air(kg/m^3)	1.225	1.225

c. フィールド実験場の不平衡張力振幅の度数分布の推定結果

各入力値を式(6.8), (6.9)に代入し, フィールド実験場における1年間の不平衡張力振幅の度数分布を推定した。Fig. 6.8~9に各サイトの推定結果を示す。

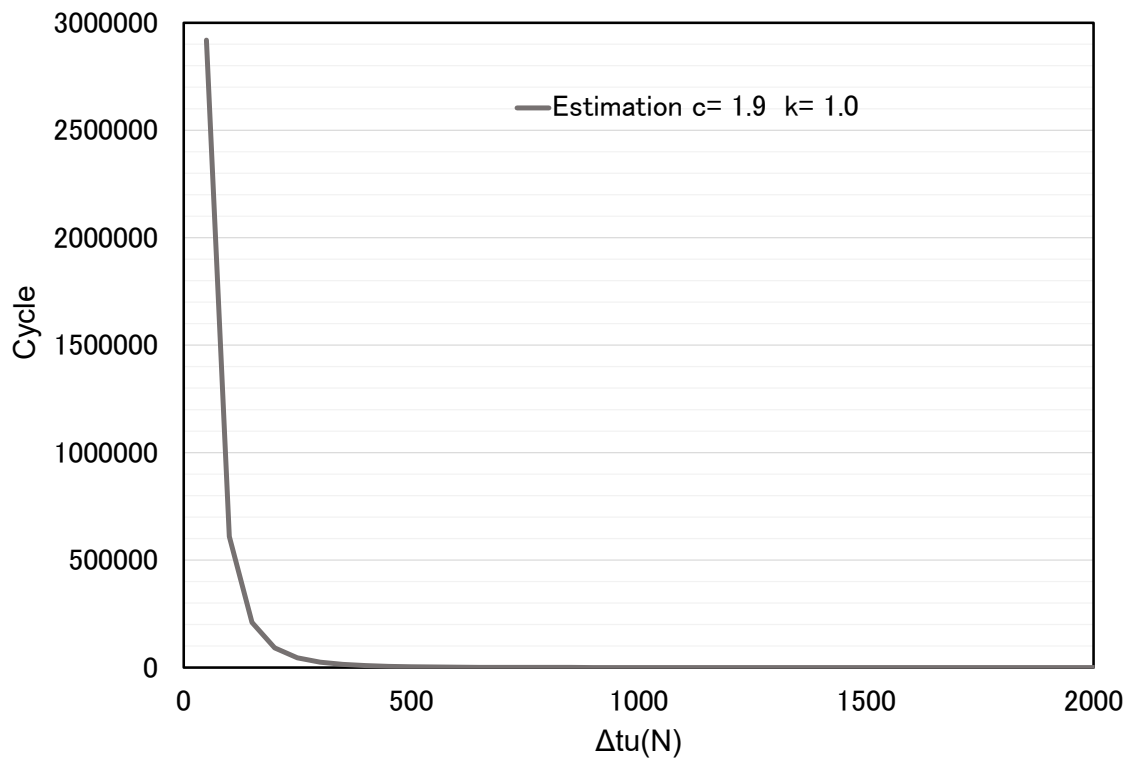


Fig. 6.8 Estimated distribution of ΔTu at NASU1

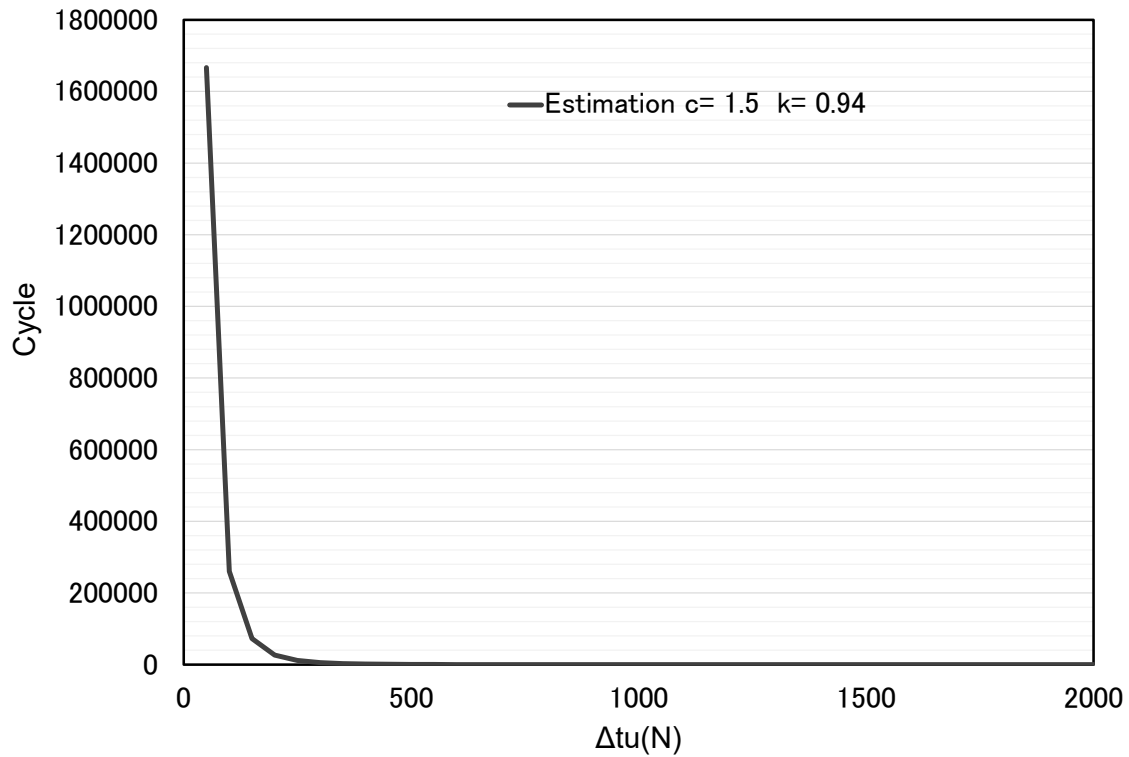


Fig. 6.9 Estimated distribution of ΔTu at NASU2

6.5.3 不平衡張力振幅の推定手法の妥当性評価結果

Fig. 6.2～3 で示した不平衡張力振幅のフィールド実験データと、Fig. 6.8～9 で示したフィールド実験場における不平衡張力振幅の推定値を比較することで式(6.8)、(6.9)の妥当性を評価した。Fig. 6.10 に那須1の妥当性評価結果を示す。また、Fig. 6.11 に那須2の妥当性評価結果を示す。なお、妥当性評価結果については、疲労損傷に大きく影響する高い値の領域における推定精度が確認できるように、片対数で表した。

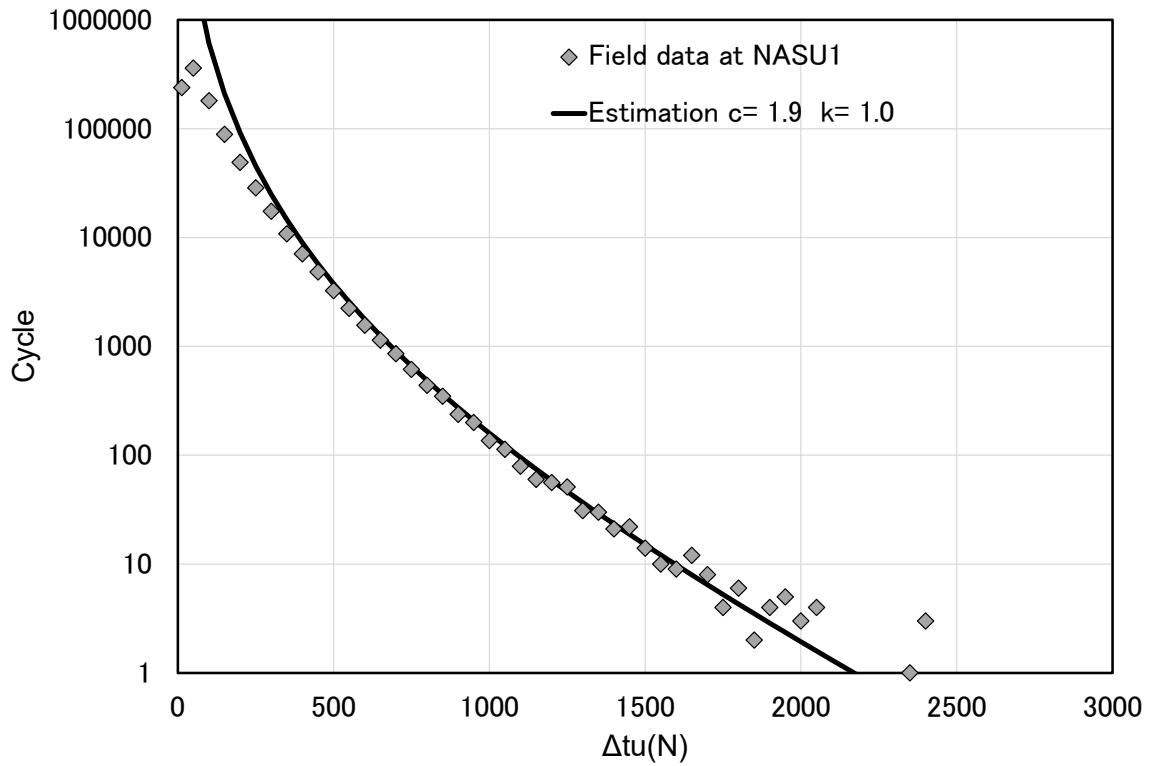


Fig. 6.10 Validation result for NASU1

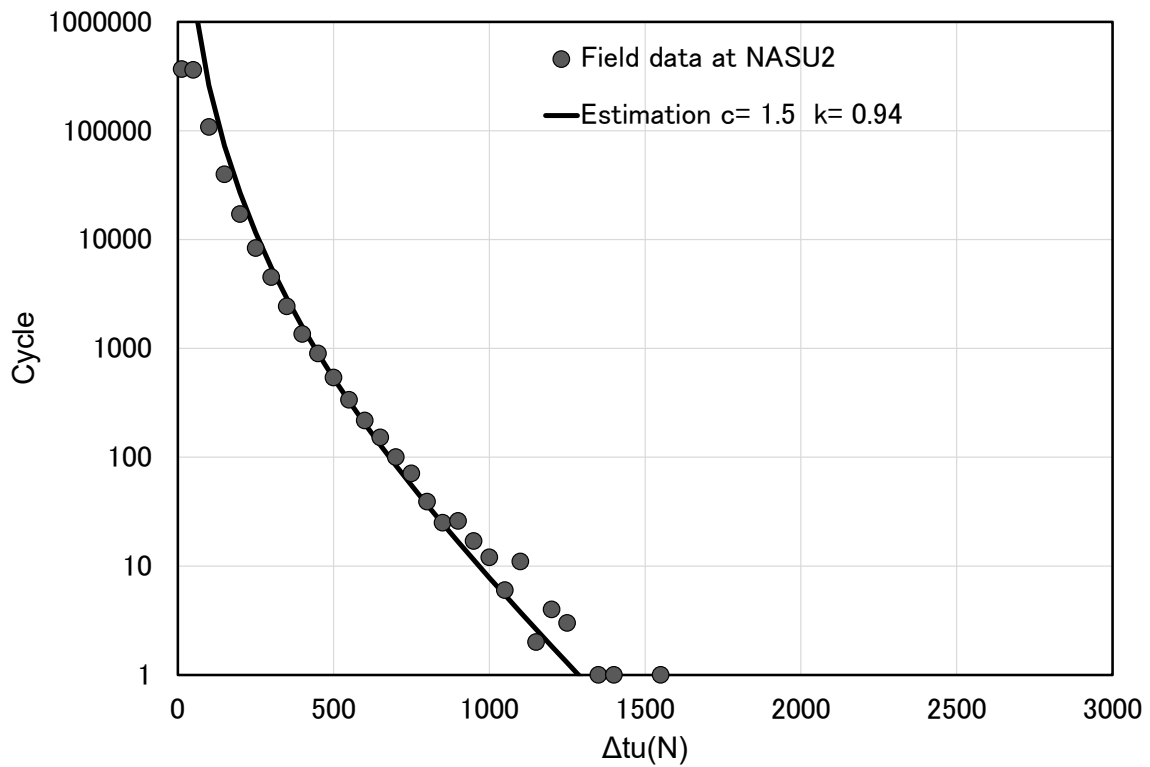


Fig. 6.11 Validation result for NASU2

フィールド実験場の風速の頻度分布と架線条件から推定した不平衡張力振幅の度数分布は、高い値の領域においてもフィールド実験データとほぼ一致した。本結果から、式(6.8)、(6.9)の妥当性について確認することができた。不平衡張力振幅の度数分布推定手法の妥当性が確認できたことから、本推定手法を用いることで配電線機材の疲労評価を行うことが可能となる。この不平衡張力振幅の度数分布推定手法の適用範囲は以下となる。

- ・ 径間 45m 以下および風速の乱れ強さが 0.2 前後のエリアにて適用可能。
- ・ 電線路に対し主風向の風上側近傍に多くの障害物（木、丘、ビル等）があり、線路に流入する風が大きく乱れることが予測される場合は適用外。

配電線機材の一般的な径間は 40m～50m である。また、配電線機材の疲労損傷が散見されている場所の多くが、田畑や低層建築物がある郊外であり、そのような場所の地上高 10m 程度における風速の乱れ強さは 0.2 程度となる。よって、この不平衡張力振幅の度数分布推定手法の適用範囲は配電線機材の疲労評価を広域に検討できる範囲であると考ええる。

6.6 6 章まとめ

任意の地点の不平衡張力振幅の推定手法における概念を示し、この推定手法に必要な不平衡張力振幅の度数分布推定式を導出した。また、フィールド実験場の実測値を用いて、任意の地点の不平衡張力振幅の推定手法の妥当性について評価し、以下の結論を得た。

①確率論に基づき、風速の頻度分布とモデル化した不平衡張力用風力係数の分布から不平衡張力振幅の頻度分布を推定する式を導出した。この導出した式に、不平衡張力用風力係数の頻度分布モデルおよび不平衡張力振幅の代表周波数の基準化結果を代入し、1 年間に発生する不平衡張力振幅の度数分布推定式を導いた。

②任意の地点の不平衡張力振幅の度数分布推定手法における妥当性をフィールド実験場の実測値と推定値を比較することで評価した。フィールド実験場の実測値と推定値が不平衡張力振幅の高い値の領域でも一致した結果から、任意の地点の不平衡張力振幅の度数分布推定手法における妥当性が確認できた。

第6章の参考文献

- 6-1) 大熊武司, 中込忠男, 丸川比佐夫, 1988, 強風による鋼構造骨組の累積疲労損傷, その
1 強風の発生頻度の推定, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B, 75-76
- 6-2) 大熊武司, 中込忠男, 丸川比佐夫, 1988, 強風による鋼構造骨組の累積疲労損傷, その
2 疲労損傷の推定, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B, 77-78
- 6-3) 松井正宏, 中込忠男, 堀江竜巳, 2000, 風応答による構造物の累積疲労損傷の評価手
法, バフエッティング応答について, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-1, 159-160
- 6-4) 高島大輔, 石川智巳, 2009, 送電用鉄塔のバフエッティングに対する疲労評価ツールの
開発, 電力中央研究所報告, N08070
- 6-5) Ang, A. H-S., Tang, W. H., 2007. Probability Concepts in Engineering: Emphasis
on Applications to Civil and Environmental Engineering, 2nd Edition, Wiley

第7章 不平衡張力振幅推定手法の適用例

7.1 緒言

配電線については、変電所から需要家までの電気の輸送に用いられることから、沿岸部、山岳部から都市部まで全国に網の目のように布設される。この配電線を支持するために用いられる配電線機材の設計や疲労評価方法には、広域に適用可能な手法が必要となる。本研究では、実際に配電線機材の疲労損傷が散見されている場所でフィールド実験を実施し、そのフィールド実験データを体系的にまとめ、任意の地点における配電線機材の推定手法について提案した。本推定手法では、架線条件による基準化が行えており、また不平衡張力振幅を不平衡張力用風力係数として無次元化できていることから、広域な評価が可能となっている。

本章では、提案した不平衡張力振幅の推定手法を用いた疲労評価手順について述べる。また、本推定手法の適用例として、1つの配電線機材のモデルを作成し、そのモデルにおける疲労評価として、既存の風況マップをもとに寿命推定マップ、等価疲労荷重マップを作成した結果について述べる。

7.2 疲労損傷評価手法

構造物の疲労評価には、構造物に作用する繰り返し荷重振幅または応力振幅の頻度分布が必要であり、この頻度分布をもとに疲労損傷評価手法を用いて、構造物の疲労損傷が検討される。1.2.1で示した大型建築物や、1.2.3で示した送電鉄塔などを対象に、風外力に対する疲労評価を行っている研究の多くが、疲労損傷評価手法として、マイナー則を用いた検討を行っており、疲労損傷度や疲労寿命が検討されている^{7-1)~15)}。この他、風力発電の分野では、風車ブレードを対象とした疲労評価として、繰り返し荷重試験が実施されており、この評価の際には、荷重振幅頻度分布をもとに算出する等価疲労荷重が疲労評価の指標として用いられている^{7-16)~17)}。そこで、不平衡張力振幅推定手法の適用例では、マイナー則を用いた累積疲労損傷評価による機材の疲労寿命および等価疲労荷重を疲労評価の指標とした。

本節では、マイナー則による寿命推定および等価疲労荷重について述べる。

7.2.1 マイナー則による寿命推定

構造物の疲労損傷評価手法として、式の簡便さからマイナー則が多く用いられ、本手法をもとに構造物の供用期間中における疲労損傷度が算出される。式(7.1)にマイナー則による疲労損傷度を示す⁷⁻¹⁸⁾。

$$D = \sum \left(\frac{n_i}{N_i} \right) = 1 \quad (7.1)$$

ここで、D: 疲労損傷度, N_i : 既往の S-N 曲線から求まる任意の応力階級 i に対する破断に至るまでの繰り返し数, n_i : 応力階級 i に対する発生回数である。

式(7.1)は応力階級毎の評価期間中の発生回数と、その応力に応じた破断に至るまでの繰り返し数 (S-N 曲線から算出) の割合の和を表している。この疲労損傷度 D が 1 となった場合に評価対象物が破断するという考えである。なお、1 年間における応力振幅の度数分布をもとに評価を行う場合は、式(7.1)に基づき式(7.2)で対象物の推定疲労寿命が算出可能となる。

$$Y_d = 1 / \left(\sum \left(\frac{n_i}{N_i} \right) \right) \quad (7.2)$$

ここで、 Y_d : マイナー則による推定疲労寿命である。

7.2.2 等価疲労荷重

等価疲労荷重 (Damage Equivalent Load, DEL) とは、荷重分布をもつ構造物において、その荷重分布が与える疲労損傷度と同等の疲労損傷度を与える単一荷重と回数を導くものであり、式(7.3)で示される^{7-16)~18)}。

$$DEL = \sqrt[m]{\frac{\sum_i F_i^m n_i}{N}} \quad (7.3)$$

ここで、DEL: 等価疲労荷重 (N), F_i : 任意の疲労荷重振幅階級 i における疲労荷重振幅 (N), n_i : 疲労荷重振幅階級 i に対する回数, N : DEL 回数 (疲労評価の基準とする任意の回数 (100 万回など)), m : 疲労設計曲線の傾きである。

式(7.3)の疲労荷重振幅 F を不平衡張力振幅 Δt_u として考えると、不平衡張力振幅の度数分布による損傷度と、指定した DEL 回数にて損傷度が同一となる単一の荷重振幅を算出することができる。この単一の荷重振幅は、例えば、正弦波を用いた繰り返し試験の条件として用いられる。

7.3 配電線機材の疲労評価フロー

本研究で提案した配電線機材に作用する不平衡張力振幅の推定手法を用いて、配電線機材の選定から疲労評価までを行うフローを Fig. 7.1 に示す。

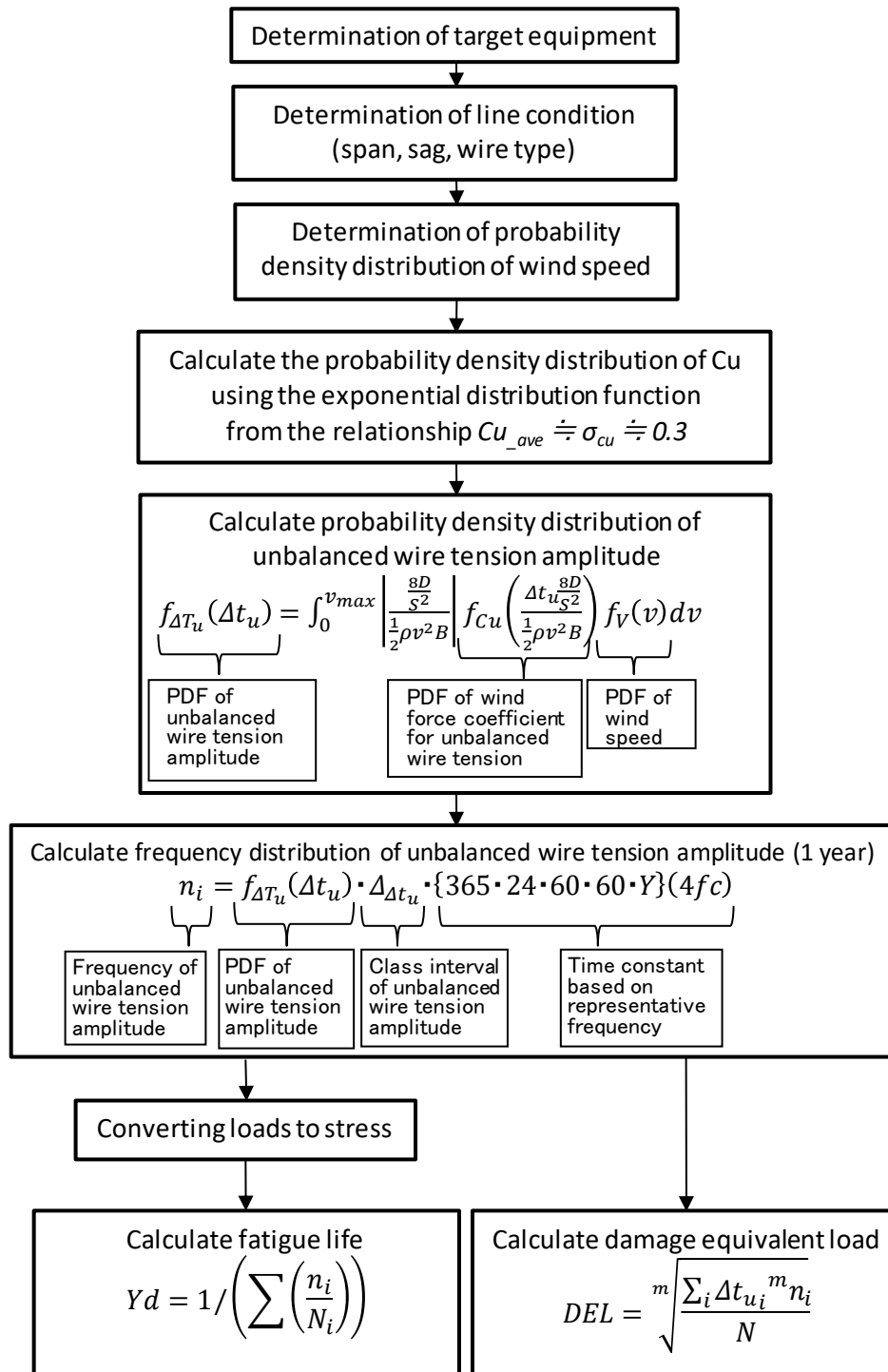


Fig. 7.1 Flow of fatigue analysis of overhead distribution equipment

7.4 配電線機材の疲労評価

本節では、配電線機材の単純モデルについて、Fig. 7.1 に示す疲労評価フローにそって、検討モデルの疲労寿命および等価疲労荷重について試算し、本モデルの寿命推定マップおよび等価疲労荷重マップについて検討した。

7.4.1 検討モデルおよび架線条件

検討モデルは、長さ 1m で 50mm×50mm t2.3 の一般構造用の角形鋼管の先端に電線を架線したものとした。角形鋼管と柱の固定方法については、なんらかの方法で剛接合となっているものと仮定する。また、角形鋼管と電線の接合部に变形、ゆるみ等がないように電線は固定されているものとする。検討モデルの概要図を Fig. 7.2 に示す。また、検討モデルにおける架線条件を Table 7.1 に示す。本モデルの設置場所の地表面粗度区分はⅡと仮定した。なお、本モデルは、本章の検証用として一般的な配電線機材よりも強度が低いモデルである。

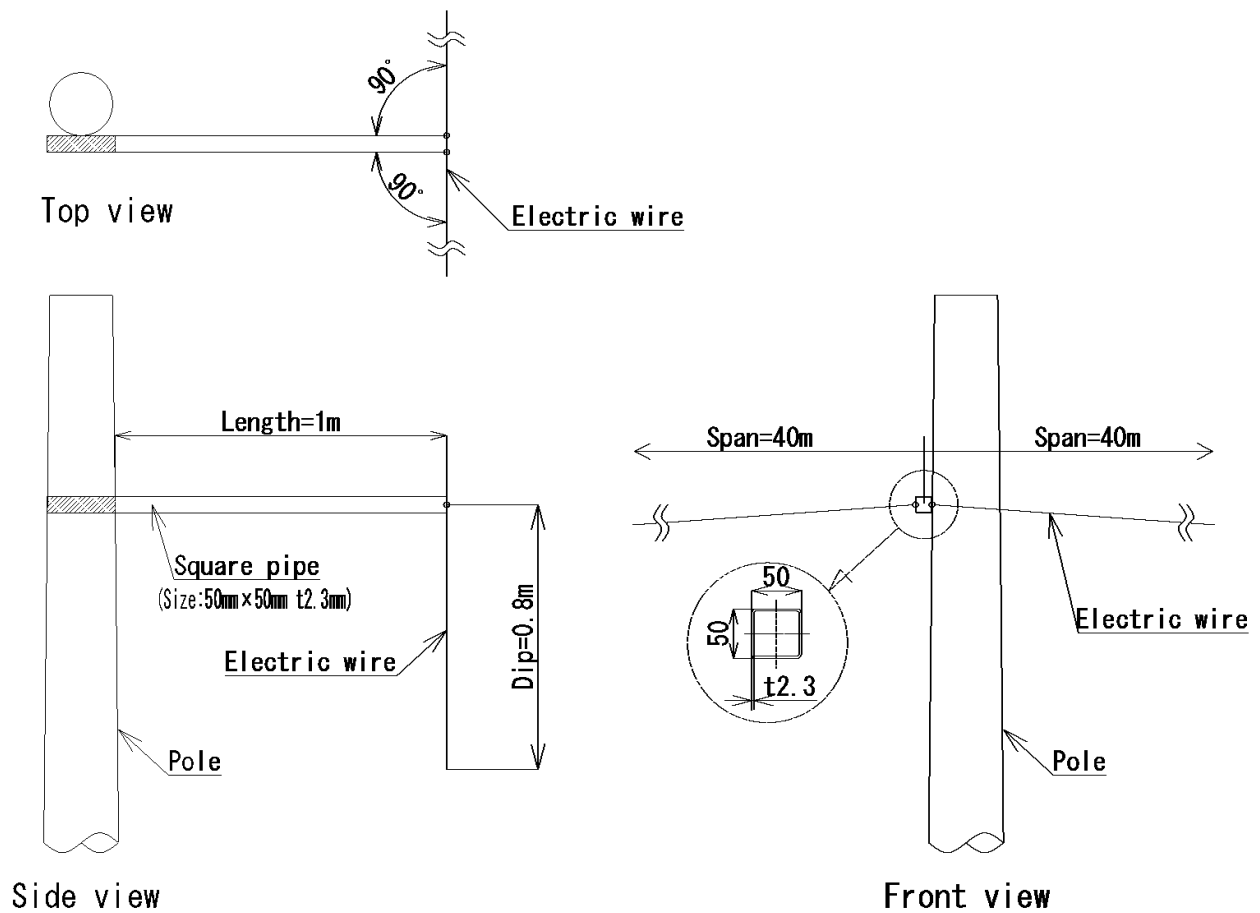


Fig. 7.2 Model of overhead distribution equipment

Table 7.1 Line conditions for evaluation

Span (m)	40
Sag (Sag ratio $\gamma=2\%$) (m)	0.8
Diameter of electric wire (m)	0.0206 (Type: SN-ACSR OE 120mm ²)
Density of air(kg/m ³)	1.225
Horizontal line angle(°)	0
Category of surface roughness	II

検討モデルでは、角形鋼管は片持ち梁とし、角形鋼管の先端から 1m の位置の断面について不平衡張力振幅と発生応力振幅の関係を式(7.4)より算出した。

$$\sigma_m = \frac{\Delta t_u L}{Z} \quad (7.4)$$

ここで、 σ_m :発生応力振幅(MPa)、L:評価長さ(m)、Z:断面係数(m³)である。

L=1m、Z=6.34×10⁻⁹m³(50mm×50mm t2.3の角形鋼管の断面係数)とした場合の本モデルの不平衡張力振幅と発生応力振幅の関係を Fig. 7.3 に示す。

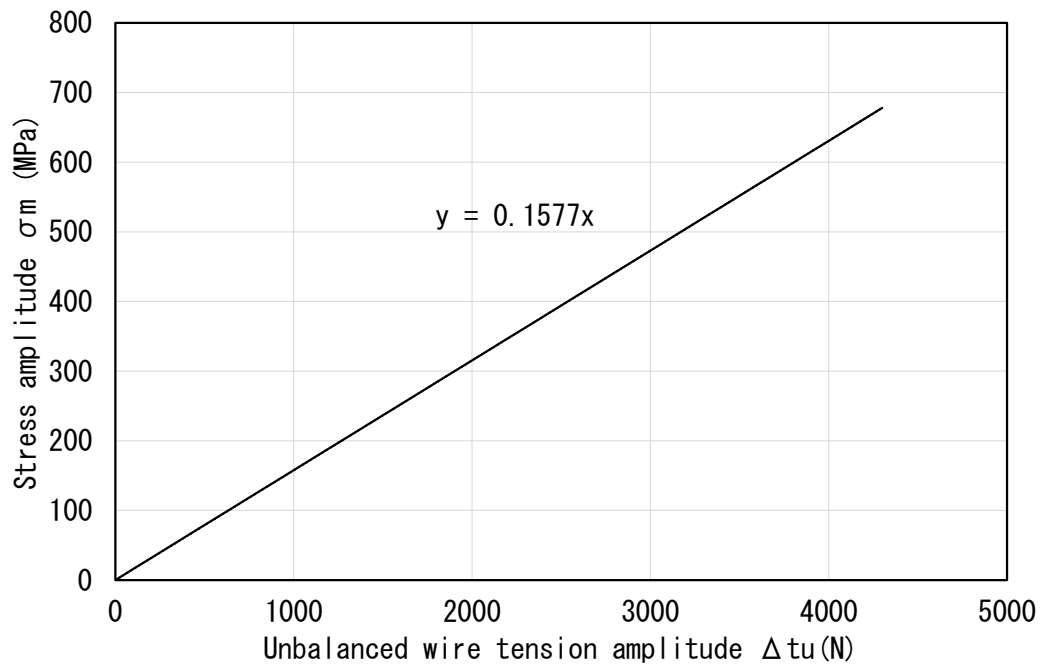


Fig. 7.3 Relationship between unbalanced wire tension amplitude and stress amplitude of the model of overhead distribution equipment

疲労寿命を算出する際に必要となる S-N 曲線については、鋼構造物の疲労設計指針で示される疲労設計曲線を用いた⁷⁻¹⁸⁾。なお、本指針では対象とする鋼材の材料は引張強さが 330~1000N/mm²程度の炭素鋼および低合金鋼としている。本指針より、配電線機材の単純モデルの強度等級を、直応力を受ける継手の強度等級 B とし、指針で示されている式(7.5)より配電線機材の単純モデルの S-N 曲線を算出した。なお、本評価では、安全側の評価として応力範囲の打ち切り限界は考慮しないこととした。Fig. 7.4 に本モデルの S-N 曲線を示す。

$$\Delta\sigma = \left(\frac{2 \cdot 10^6 \cdot \Delta\sigma_f^m}{N} \right)^{m^{-1}} \quad (7.5)$$

ここで、 $\Delta\sigma$: 応力範囲 (MPa), $\Delta\sigma_f$: 2×10^6 回基本許容応力範囲 (MPa), m : 疲労設計曲線の傾き (強度等級 B: $\Delta\sigma_f=155\text{MPa}$, $m=3$) である。

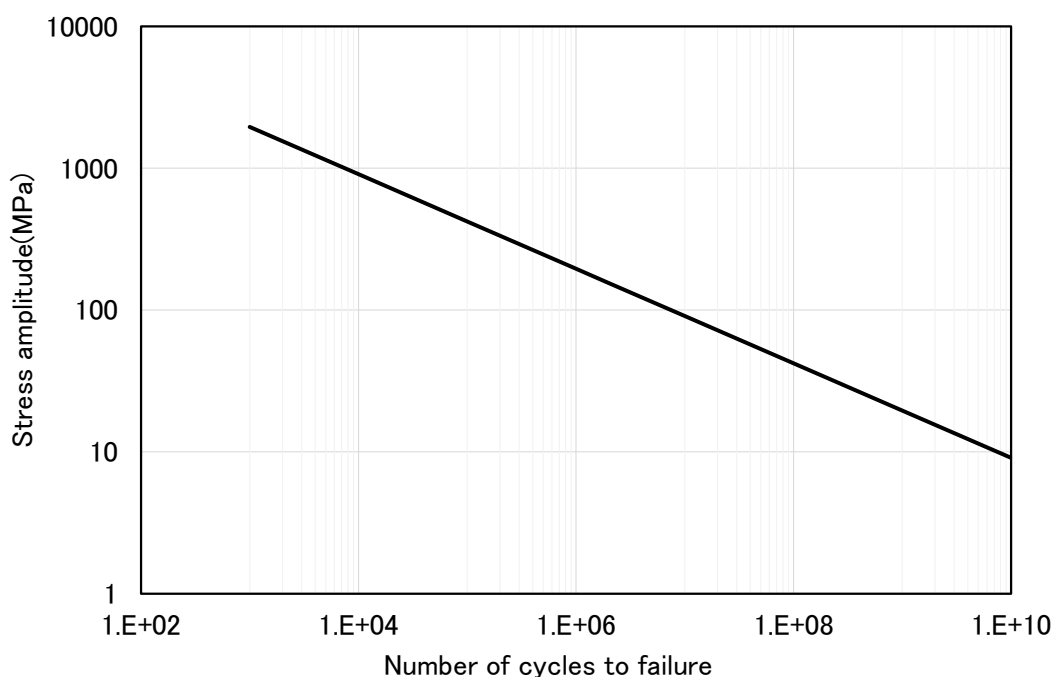


Fig. 7.4 S-N curve of the model

7.4.2 風速の頻度分布

配電線機材の疲労評価を広域に行うため、本評価の風速には、国立研究開発法人 新エネルギー・産業技術総合開発機構 (NEDO) より公開されている局所風況マップを用いることとした。本マップは、5km メッシュ、1km メッシュ、500m メッシュの、日本全国における地上高 30m, 50m, 70m における年平均風速が示されている。Fig. 7.5 に地上高 30m の局所風況マップを示す。

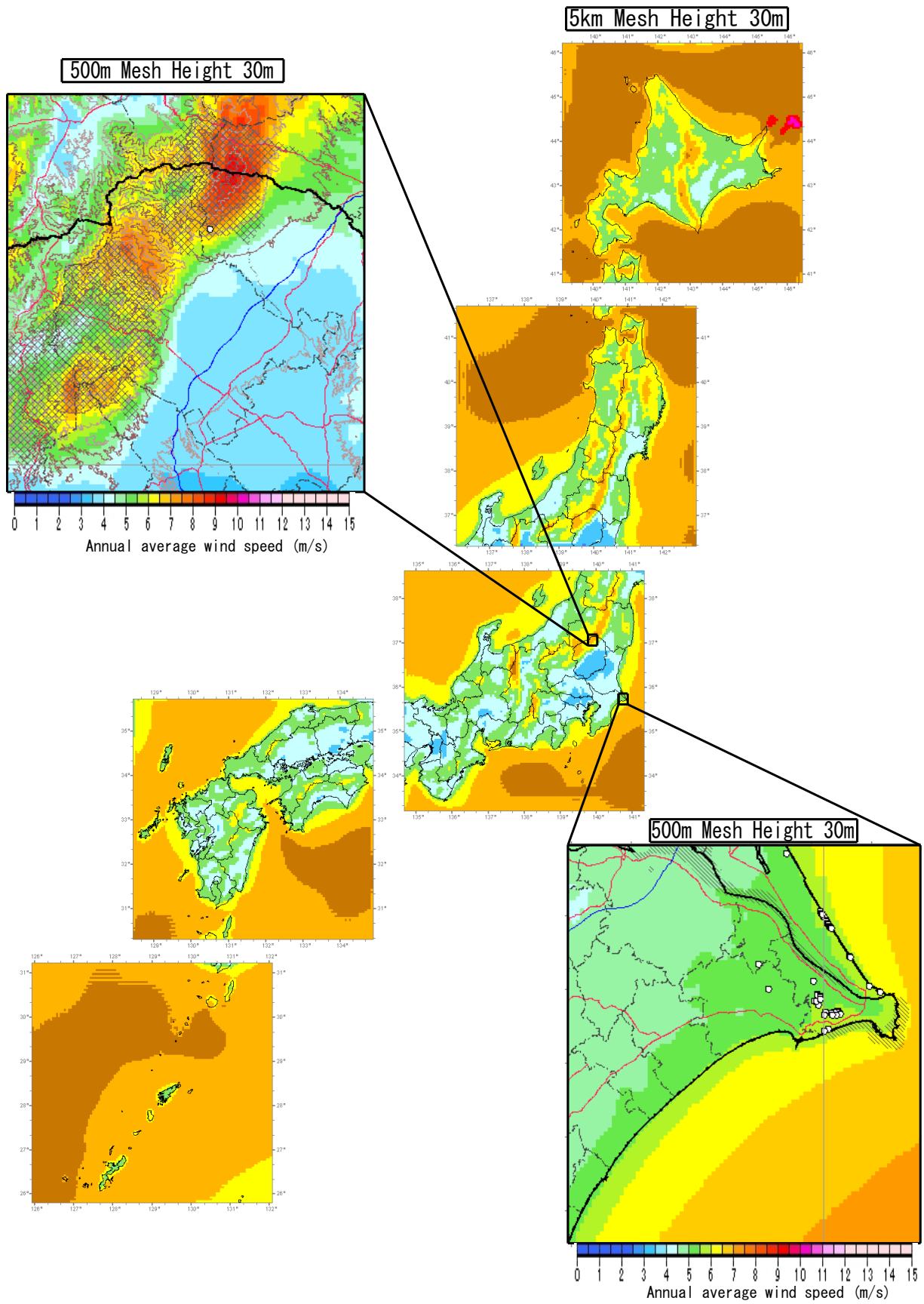


Fig. 7.5 Wind map by NEDO

(Source: Wind map by NEDO <http://app8.infoc.nedo.go.jp/nedo/index.html>)

局所風況マップでは、年平均風速におけるカラーバーが示されており、日本全国のエリア毎の年平均風速が可視化されている。本疲労評価では、この局所風況マップをもとに検討モデルにおける寿命推定マップまたは等価疲労荷重マップへと変換する。よって、年平均風速の値からレイリー分布により風速の確率密度分布を表した。式(7.6)にレイリー分布による風速の確率密度分布の推定式を示す⁷⁻¹⁹⁾。また、本式を用いた年平均風速1~10m/sにおける風速の確率密度分布をFig. 7.6に示す。

$$f(V) = \frac{\pi V}{2\bar{V}} \exp\left[-\frac{\pi}{4}\left(\frac{V}{\bar{V}}\right)^2\right] \quad (7.6)$$

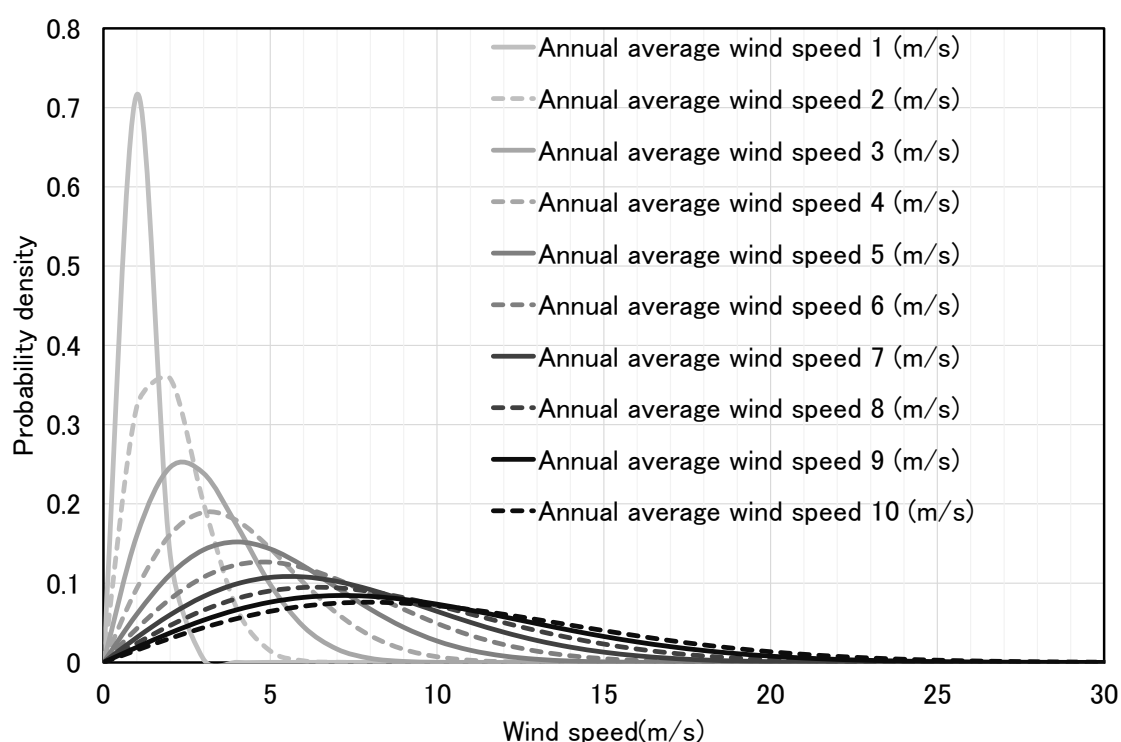


Fig. 7.6 Probability density distribution by Rayleigh distribution

Fig. 7.5 は地上高 30m の高さでの風速となることから、建築物荷重指針⁷⁻²⁰⁾で示される式(7.7)から地上高 10m 相当へ高さ補正を行った。

$$E_r = 1.7 \left(\frac{Z}{Z_G}\right)^\alpha \quad (7.7)$$

ここで、 E_r : 平坦とみなせる状況での風速の鉛直分布を表す係数、 Z : 地表面からの高さ (m)、 Z_G 、 α : 風速の鉛直分布を定めるパラメータ (地表面粗度区分 II の場合、 $Z_G=350\text{m}$ 、 $\alpha=0.15$) である。

7.4.3 不平衡張力振幅の度数分布

7.4.1 および 7.4.2 の条件をもとに、式(6.8)、(6.9)により 1 年間における検討モデルの不平衡張力振幅の度数分布を算出した。なお、度数分布を算出するにあたり、すべての風は線路直行方向に吹くと仮定した。Fig. 7.7 に年平均風速毎の不平衡張力振幅の度数分布を示す。なお、年平均風速毎の違いがわかりやすいように片対数で表した。

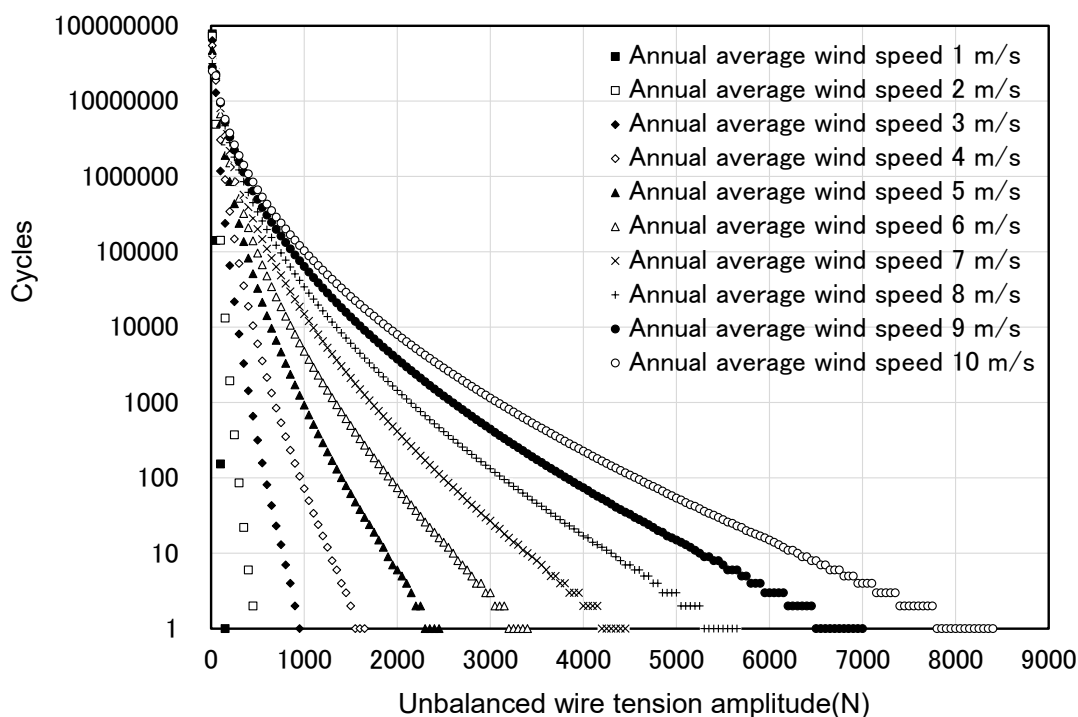


Fig. 7.7 Frequency distribution of unbalanced wire tension amplitude for each annual average wind speed

7.4.4 年平均風速と疲労寿命の関係

配電線機材モデルの疲労寿命を算出するため、Fig. 7.7 の不平衡張力振幅を、Fig. 7.3 の不平衡張力振幅と発生応力振幅の関係を用いて、発生応力振幅の度数分布に変換した。Fig. 7.8 に発生応力振幅の度数分布を示す。

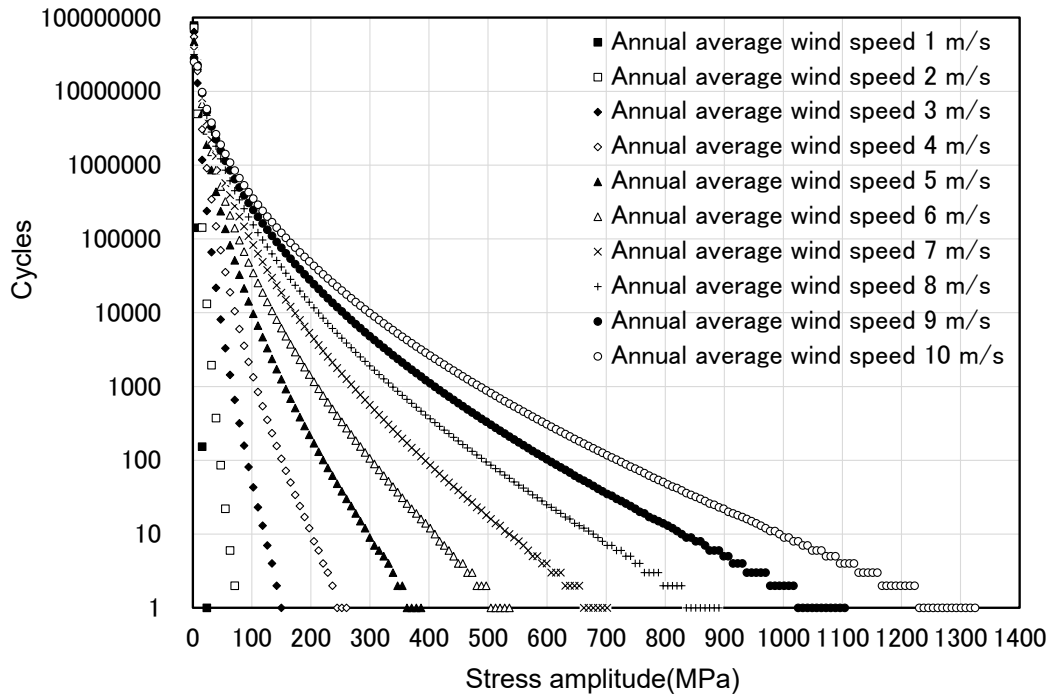


Fig. 7.8 Frequency distribution of stress amplitude
for each annual average wind speed

Fig. 7.4 の S-N 曲線と Fig. 7.8 の発生応力振幅の度数分布をもとに、式(7.2)により年平均風速毎の疲労寿命を算出した。Fig. 7.9 に検討モデルにおける年平均風速と疲労寿命の関係を示す。

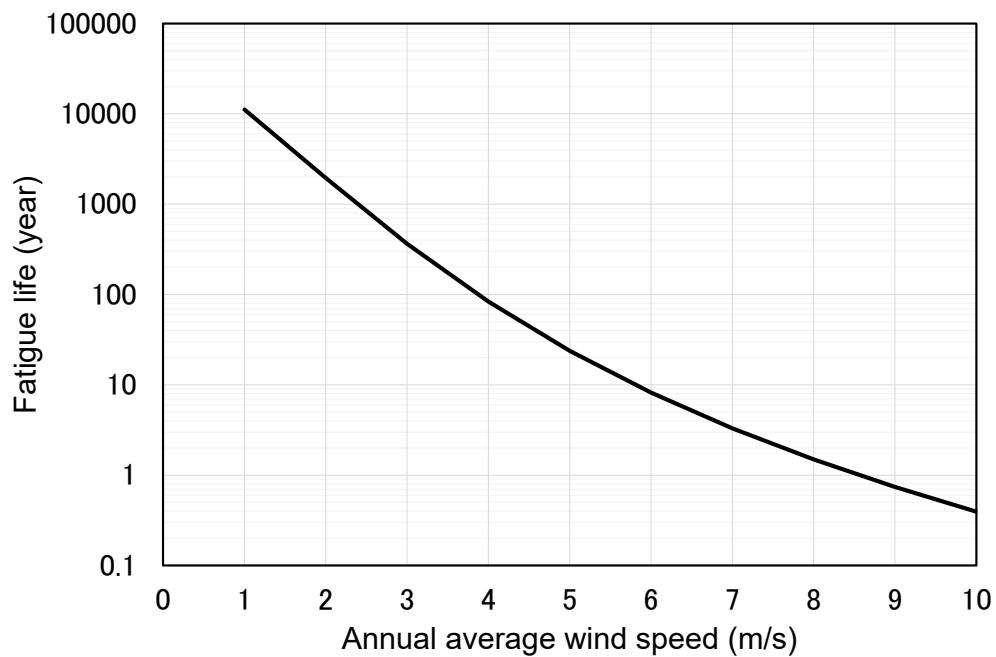


Fig. 7.9 Relationship between annual average wind speed and fatigue life

検討モデルは、年平均風速 4m/s 以下となるようなエリアでは 50 年以上の疲労寿命となり、年平均風速 6m/s 以上では 10 年未満の疲労寿命となる結果となった。

7.4.5 年平均風速と等価疲労荷重の関係

検討モデルの等価疲労荷重を, Fig. 7.7 の年平均風速毎の不均衡張力振幅の度数分布と式 (7.3) を用いて算出した。なお, 等価疲労荷重の DEL 回数 N を一般的な繰り返し試験回数として 100 万回とし, 疲労設計曲線の傾き m を 3 とした⁷⁻¹⁸⁾。また, 耐用年数は 10, 20, 50 年として算出した。Fig. 7.10 に本モデルにおける年平均風速と等価疲労荷重の関係を示す。

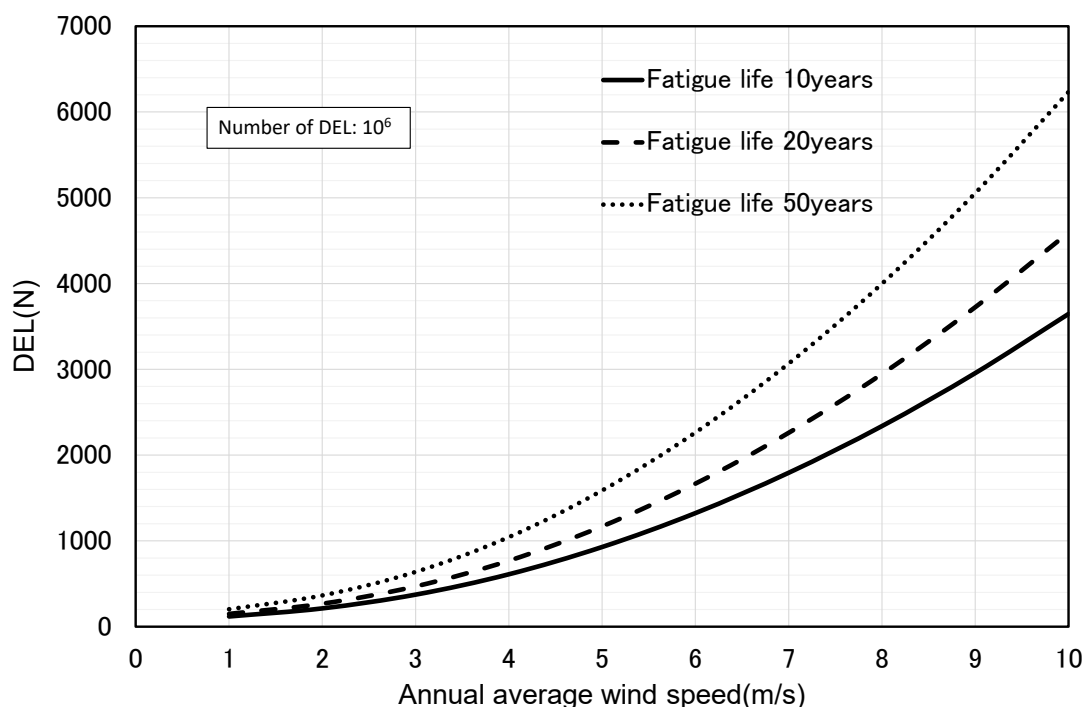


Fig. 7.10 Relationship between annual average wind speed and DEL

検討モデルについて, 100 万回の繰り返し疲労荷重試験を行うことを想定した場合, 年平均風速の上昇に伴い等価疲労荷重は上昇する。例えば, 年平均風速 5m/s 程度の場所を想定した場合は, 耐用年数 10 年では約 900N, 耐用年数 20 年では約 1200N, 耐用年数 50 年では約 1600N の繰り返し荷重となる。

7.4.6 寿命推定マップ, 等価疲労荷重マップ

Fig. 7.5 の風況マップをもとに, 検討モデルの寿命推定マップ, 等価疲労荷重マップへと変換

した。変換方法は、風況マップのカラーバーを Fig. 7.9 の年平均風速と疲労寿命および Fig. 7.10 の年平均風速と等価疲労荷重の関係をもとに書き換えるのみである。ただし、本マップは地表面粗度区分Ⅱの場所の評価に用いることが可能となる。Fig. 7.11 に配電線機材モデルの寿命推定マップ、等価疲労荷重マップ（耐用年数 20 年を抜粋）を示す。

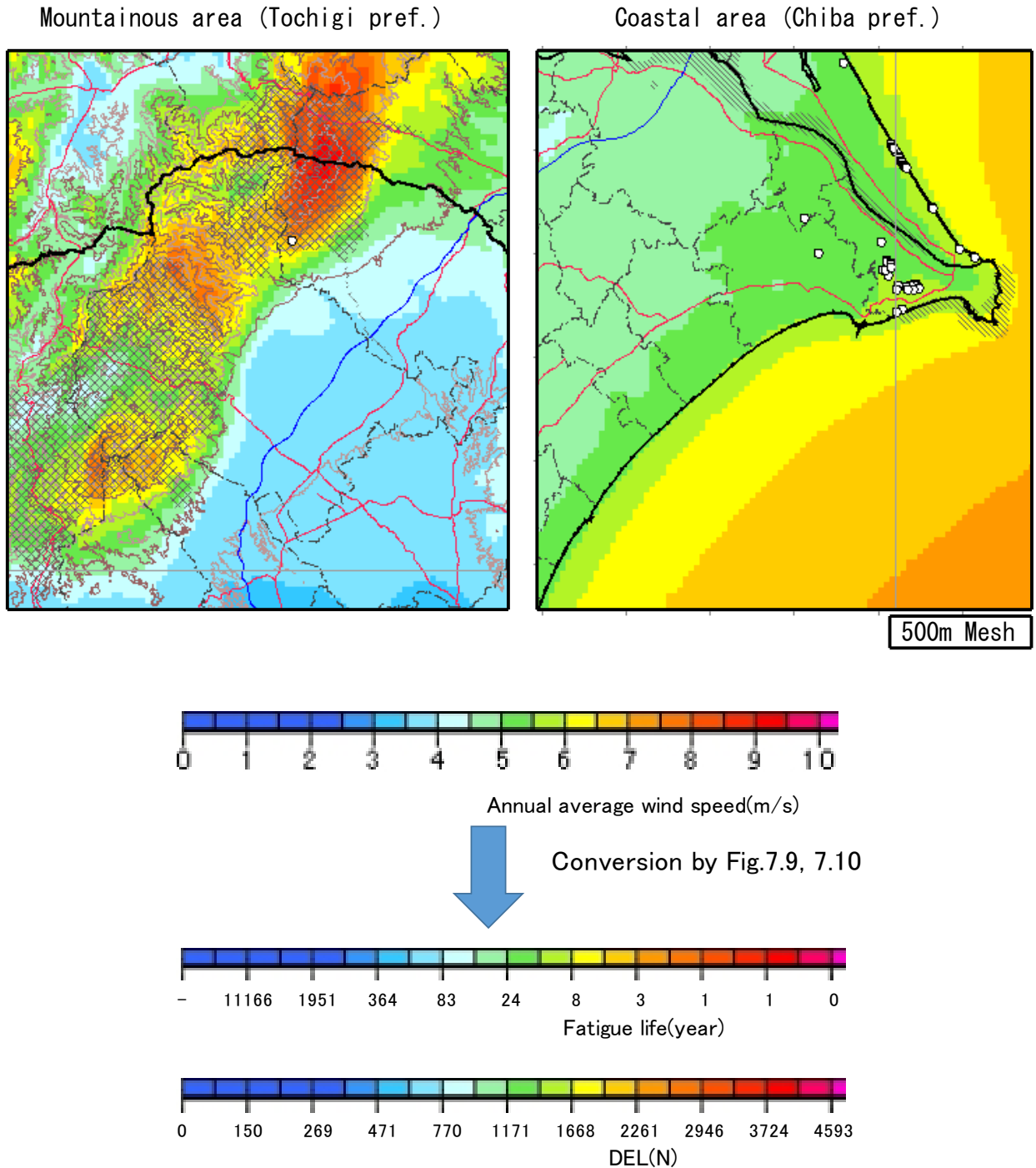


Fig. 7.11 Fatigue life map or DEL map of the model of overhead distribution model based on wind map by NEDO

検討モデル(検証用として一般的な配電線機材よりも強度が低いモデル)の設置を考えた場合、山岳部では疲労寿命が数年となるような場所もあり、沿岸部でも疲労寿命が 20 年を下回る可能性が考えられる。また、仮に沿岸部への検討モデルの設置を想定し、実機を用いた繰り返し試験による詳細検討を行うには、約 1200N 程度の繰り返し荷重が必要となる。これらの結果から、山岳部および沿岸部は検討モデルにおける疲労評価の重点エリアであると言える。

全国に網の目のように布設される配電線機材について、Fig. 7.11 のような寿命推定マップまたは等価疲労荷重マップがあれば、広域な疲労評価を実施することが可能となる。本研究で提案した不平衡張力振幅の推定手法を用いることで、このマップ化を簡便に行うことが可能である。

7.5 7 章まとめ

本研究で提案した不平衡張力振幅の度数分布推定手法を用いて、機材の選定から寿命推定マップ、等価疲労荷重マップを作成するまでの手順についてまとめた。また、不平衡張力振幅推定手法の適用例として、配電線機材の検討モデル(検証用として一般的な配電線機材よりも強度が低いモデル)を作成し、年平均風速をパラメータとして検討モデルにおける疲労寿命および等価疲労荷重を試算した。その試算結果と NEDO の風況マップから、検討モデルにおける寿命推定マップ、等価疲労荷重マップを作成した。これらのマップをもとに、検討モデルの疲労寿命および等価疲労荷重を評価した結果、山岳部や沿岸部では疲労寿命が 20 年を下回るよう結果となり、検討モデルの疲労評価を行う上で山岳部や沿岸部が評価重点エリアとなることを示すことができた。本研究で提案した不平衡張力振幅の推定手法を用いることで配電線機材の疲労評価を広域に簡便に行えることを示すことができた。

第7章の参考文献

- 7-1) 大熊武司, 中込忠男, 丸川比佐夫, 1988, 強風による鋼構造骨組の累積疲労損傷, その1 強風の発生頻度の推定, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B, 75-76
- 7-2) 大熊武司, 中込忠男, 丸川比佐夫, 1988, 強風による鋼構造骨組の累積疲労損傷, その2 疲労損傷の推定, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B, 77-78
- 7-3) 多賀直恒, 岡田恒, 河瑛徹, 1992, 風力によるアルミサッシ窓枠接合部の累積疲労損傷, 日本風工学会誌, 50, 3-18
- 7-4) Kumar, K. S., Stathopoulos, T., 1998. Fatigue analysis of roof cladding under simulated wind loading, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 77-78, 171-183
- 7-5) 松井正宏, 中込忠男, 堀江竜巳, 2000, 風応答による構造物の累積疲労損傷の評価手法, バフエッティング応答について, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-1, 159-160
- 7-6) Holmes, J. D., 2002. Fatigue life under along-wind loading - closed-form solutions, *Engineering Structures*, 24, 109-114
- 7-7) Wyatt, T. A., 2004. Determination of gust action stress cycle counts for fatigue checking of line-like steel structures, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 92(5), 359-374
- 7-8) Repetto, M. P., Solari, G., 2004. Directional wind-induced fatigue of slender vertical structures, *Journal of Structural Engineering, ASCE*, 130(7), 1032-1040
- 7-9) 河井宏允, 藤田正則, 2005, 外装材等の耐風疲労設計について, 京都大学防災研究所年報, 48(B), 2005.4
- 7-10) Repetto, M. P., Solari, G., 2006. Bimodal alongwind fatigue of structures, *Journal of Structural Engineering, ASCE*, 132(6), 899-908
- 7-11) Repetto, M. P., Solari, G., 2007. Wind-induced fatigue of structures under neutral and non-neutral atmospheric conditions, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 95(9-11), 1364-1383
- 7-12) Ko, N-H., Kim, Y-M., 2007. Investigation of closed-form solutions to estimate fatigue damage on a building, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 95, 1-19
- 7-13) 松井正宏, 田村幸雄, 2008, 風応答による構造部材の累積疲労損傷特性, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-1, 277-278
- 7-14) 寺崎浩, 植松康, 2012, 風外力を受ける高層建物の外装材疲労損傷評価に関する検討, 第22回 風工学シンポジウム論文集, 311-316

- 7-15) 高森浩治, 谷口徹郎, 谷池義人, 2012, 台風通過に伴う建築物壁面に作用する変動風圧特性と壁外装材の疲労損傷評価, 第 22 回 風工学シンポジウム論文集, 197-202
- 7-16) 鈴木潤, 武藤厚俊, 久保典男, 2011, JSW J82-2.0 における等価疲労荷重評価, 第 33 回 風力エネルギー利用シンポジウム
- 7-17) 徳山榮基, 高橋徹, 飯野光政, 飯田誠, 2014, 小形風車ブレードの等価疲労荷重評価法への一提案, 日本機械学会論文集, 80(816), 1-9
- 7-18) 日本鋼構造協会編, 2012, 鋼構造物の疲労設計指針・同解説-付・設計例-[2012 年改定版], 技報堂出版
- 7-19) 牛山泉, 2002, 風車工学入門 基礎理論から風力発電技術まで, 森北出版
- 7-20) 日本建築学会, 2015, 建築物荷重指針・同解説 (2015)

第8章 結論

任意の地点における配電線機材の疲労荷重振幅の推定手法を確立することを目的に、架線条件(径間, 弛度, 主風向と線路のなす角)が異なる2つの場所でフィールド実験を実施した。本フィールド実験では、配電線機材の損傷事例から配電線機材の疲労の要因と推察されていた不平衡張力を測定し、その不平衡張力の実測データから不平衡張力は繰り返し性の強い変動荷重で、配電線機材の疲労に影響することを明らかにした。本評価より配電線機材の疲労荷重を特定することができた。

実測した不平衡張力についてフィールド実験場の条件によらず一律評価が行えるように不平衡張力の基準化方法を提案した。また、基準化した不平衡張力の時系列データをもとにレインフロー法を用いて基準不平衡張力振幅の頻度分布を算出した。さらに、基準不平衡張力振幅を風力係数として一般化し、その不平衡張力用風力係数の頻度分布を簡便な指数分布でモデル化することができた。本評価より疲労評価に必要となる配電線機材における疲労荷重振幅の頻度分布を特定することができた。

広域に配電線機材の疲労評価を行うために、特定した不平衡張力用風力係数の分布モデルと、任意の地点の風速の頻度分布をもとに、任意の地点の不平衡張力振幅の度数分布推定手法について提案し、フィールド実験場の不平衡張力振幅の度数分布の実測値と推定値が一致した結果から、推定手法の妥当性が確認できた。さらに、任意の地点の不平衡張力振幅の度数分布推定手法の適用例として、1つの配電線機材モデルについて疲労評価を実施し、本手法の簡便性、有用性を示した。これらの結果を要約すると次の通りである。

・フィールド実験

実際に配電線機材の疲労損傷が散見されている栃木県那須町で、架線条件(径間, 弛度)と、主風向と線路のなす角が異なる2つの場所で、配電線機材に作用する不平衡張力を測定し、以下の結論を得た。

①フィールド実験場の風況分析により、実験場の北西方向に位置する那須岳から、冬期において卓越した主風向を持つ強い季節風が吹くことがわかった。また、フィールド実験場の風速の乱れ強さは0.2で地表面粗度区分Ⅱ相当であり、風速の変動成分としても配電線機材の疲労損傷が散見されている強風地域の一般的なサイトであることがわかった。本結果から、本フィールド実験場は配電線機材の疲労評価を行う上で適切な場所であることが確認できた。

②フィールド実験データから、不平衡張力は平均成分ゼロの両振幅の様相を示し、不平衡張力の大きさは風速が増すにつれて大きくなることが確認できた。本結果から、不平衡張力は配電線機材の疲労に影響する繰り返し性の強い変動荷重であることを特定した。

③風速階級毎の平均値を代表値とした統計解析を行った結果、10分間データセット中における不平衡張力の標準偏差と風速の2乗は比例関係となることが確認できた。

・不平衡張力の基準化

架線条件（径間，弛度）と主風向と線路のなす角が異なる2つのサイトで測定した不平衡張力のフィールドデータについて，他の地点への広域的な適用が行えるような基準化方法について提案し，その妥当性を時系列データおよび統計解析により評価した結果，以下の結論を得た。

①架線条件の異なる2つの場所で測定した不平衡張力について，カタナリー曲線を放物線近似した電線張力式を用いて，架線状態（径間，弛度，風向と線路のなす角）によらず一律評価できる基準化方法を提案した。この方法によって基準不平衡張力として測定データを整理することにより，2つのフィールド実験場の基準不平衡張力の値は良好な一致を示し，基準化方法の妥当性について確認できた。

②基準不平衡張力の標準偏差もまた，風速の2乗と比例関係であることが明らかになり，不平衡張力は電線に作用する線路直交方向風荷重によって生ずることが示された。

・レインフロー法による基準不平衡張力振幅の評価

基準不平衡張力の時系列データをもとに，レインフロー法を用いて振幅を算出し，この基準不平衡張力振幅について風速階級毎で評価した結果，以下の結論を得た。

①レインフロー法により求めた不平衡張力の振幅についても，不平衡張力の基準化方法が適用可能であることを確認した。また，基準不平衡張力振幅の平均値について風速階級毎で評価した結果，基準不平衡張力振幅の平均値は，風速の2乗と比例関係となることが確認できた。

②レインフロー法により求めた基準不平衡張力振幅の10分間中の総数から代表周波数を求め，その値について風速階級毎で評価した結果，基準不平衡張力振幅の代表周波数は風速によらずに一定となることが確認できた。また，基準不平衡張力振幅の代表周波数を電線の固有振動数で除すことで架線条件（径間，弛度）によらず一律評価できる代表周波数の基準化方法について提案し，その妥当性を確認した。この結果から，基準不平衡張力振幅の代表周波数を，電線の固有振動数によって推定できる可能性を示すことができた。

③基準不平衡張力振幅をもとに，不平衡張力用風力係数を算出し，その分布特性について評価した。その結果，解析した風速階級内（風速8m/s～風速15m/s）ではあるが，風速の変化に拘わらず，不平衡張力用風力係数の分布は同一となった。また，指数分布関数によるモデル化を試み，配電線機材の疲労に影響が大きいと考えられる高い値の領域でも精度良く近似できることが確認できた。これらの結果から，本フィールド実験環境下での配電線機材の不平衡張力振幅の頻度分布を簡便な指数分布関数で特定することができた。

・任意の地点の不平衡張力振幅の度数分布推定手法

既往の風速の頻度分布および不平衡張力用風力係数の分布モデルをもとに、任意の地点の不平衡張力振幅の度数分布推定手法について提案および妥当性評価を行い、以下の結論を得た。

①確率論に基づき、風速の頻度分布とモデル化した不平衡張力用風力係数の分布から不平衡張力振幅の頻度分布を推定する式を導出した。この導出した式に、不平衡張力用風力係数の頻度分布モデルおよび不平衡張力振幅の代表周波数の基準化結果を代入し、1年間に発生する不平衡張力振幅の度数分布推定式を導いた。

②任意の地点の不平衡張力振幅の度数分布推定手法における妥当性をフィールド実験場の実測値と推定値を比較することで評価した。フィールド実験場の実験値と推定値が不平衡張力振幅の高い値の領域でも一致した結果から、任意の地点の不平衡張力振幅の度数分布推定手法における妥当性が確認できた。

・不平衡張力振幅推定手法の適用例

本研究で提案した不平衡張力振幅の度数分布推定手法を用いて、機材の選定から寿命推定マップ、等価疲労荷重マップを作成するまでの手順についてまとめた。また、不平衡張力振幅推定手法の適用例として、配電線機材の検討モデル(検証用として一般的な配電線機材よりも強度が低いモデル)を作成し、年平均風速をパラメータとして検討モデルにおける疲労寿命および等価疲労荷重を試算した。その試算結果と NEDO の風況マップから、検討モデルにおける寿命推定マップ、等価疲労荷重マップを作成した。これらのマップをもとに、検討モデルの疲労寿命および等価疲労荷重を評価した結果、山岳部や沿岸部では疲労寿命が 20 年を下回るよう結果となり、配電線機材の疲労評価を行う上で山岳部や沿岸部が評価重点エリアとなることを示すことができた。本研究で提案した不平衡張力振幅の推定手法を用いることで配電線機材の疲労評価を広域に簡便に行えることを示すことができた。

本論文の独自性は、不明であった配電線機材の疲労に影響する荷重について、実機によるフィールド実験結果から、不平衡張力は配電線機材の疲労に影響する荷重と特定したことである。独創性は、電線張力式を用いて架線状態(径間、弛度、風向と線路のなす角)によらず一律評価できる不平衡張力の基準化方法を提案し、レインフロー法により算出した基準不平衡張力振幅をもとに不平衡張力用風力係数を導き、その不平衡張力用風力係数の頻度分布を指数分布関数によりモデル化したことである。有用性は、既存の風速の頻度分布と不平衡張力用風力係数の頻度分布モデルに基づき、任意の地点の不平衡張力振幅の度数分布推定手法を提案し、配電線機材モデルをもとに推定手法の適用例を示したことである。

今後、本手法により配電線機材の疲労について簡便に広域的に評価されることが期待される。

謝辞

本論文をまとめるにあたり、主査の日本大学工学部海洋建築工学科北嶋圭二教授には、お忙しい中時間を割いて頂き、本論文の構成から内容まで多くの貴重なご意見を頂きました。また、副査の日本大学工学部海洋建築工学科近藤典夫教授、日本大学工学部海洋建築工学科居駒知樹教授、日本大学工学部建築学科宮里直也教授には、研究の重要性や表現の工夫等につきましてご指導、ご助言を頂きました。心から感謝の意を表します。

本研究を実施した当初から懇切丁寧なる御指導、御助言を頂きました、日本大学生産工学部建築工学科神田亮教授に深く感謝の意を表します。

本研究を行うにあたり、多大なるご協力、またご理解をいただきました東京電力ホールディングス株式会社経営技術戦略研究所技術開発部需要家エリアの関係者の皆様、東京電力パワーグリッド株式会社配電部配電技術グループの関係者の皆様に心から感謝の意を表します。

本研究の実施に対して、研究への姿勢、データ分析方法、論文のまとめ方など全てにおいて御指導、御助言を頂きました那須電機鉄工株式会社技術開発部副主管徳山榮基氏に深く感謝の意を表します。また、本研究に対し多大なるご理解をいただきました会津碍子株式会社工場長(元那須電機鉄工株式会社技術開発部長)工藤剛生氏、那須電機鉄工株式会社八千代工場副工場長(元那須電機鉄工株式会社研究開発部長)盛永康文氏、那須電機鉄工株式会社技術開発部長廣岡潔氏、那須電機鉄工株式会社技術開発部諸氏に心から感謝の意を表します。

最後になりますが、論文執筆にあたり陰から支えてくれた妻、二人の息子に感謝致します。

2021年2月

高橋 徹