

博士論文

信頼性理論を用いた

横風に対する鉄道車両の耐風性能評価に関する研究

(Assessment of crosswind resistant performance of train cars using reliability theory)

南雲 洋介

要旨

鉄道では、横風による車両の転覆防止や転覆時の被害軽減を目的として、強風時には速度規制や運転中止といった運転規制が行われる。運転規制の風速基準値を低くすれば、列車運行の安全性を高めることができるが、運転規制の頻度が高くなり、輸送サービスの安定性が低下する。そのため、強風時の運転規制では、必要な安全性を確保しつつ運転規制時間を極力短くするために、風速基準値を合理的に定めることが重要である。

運転規制の風速基準値の設定においては、車両の転覆に対する耐力が車両にはたらく外力である空気力、超過遠心力、左右振動慣性力を上回る状態を担保する必要がある。空気力の推定にあたり、特に重要なのが空気力係数と風速の評価である。現状では、空気力係数を導出するための気流条件は統一されておらず、日本では自然風を模擬した乱流、欧州では一様流を用いている。しかし、車両まわりの気流特性は走行速度に応じて時々刻々と変化しているため、実車両にはたらく空気力を精度よく推定するためには、走行速度に応じた空気力係数の評価が必要である。また、風速については、鉄道沿線の風速計で観測された瞬間風速を用いて車両にはたらく瞬間空気力を推定する必要がある。しかし、鉄道車両における瞬間風速と瞬間空気力の関係は、これまでに実測により検証されておらず、両者の関係を明らかにする必要がある。さらに、運転規制における耐力と外力は、風下側の車輪／レール接触点まわりのローリングモーメントのつり合いにより評価されるが、既往手法では耐力と外力が確定値として取り扱われており、安全率には経験的に定めた値が採用されている。しかし、実際の車両に作用する力は不確かさを有するため、不確かさを考慮して外力が耐力を上回る破壊確率を導出し、それに基づき安全率を適切に設定する必要がある。

そこで、本研究では、まず走行中の鉄道車両の空気力係数を評価する新しい手法を提案し、一様流中の空気力係数から乱流中の空気力係数を推定することを可能にする。次に、瞬間空気力を精度よく評価可能な瞬間風速の平均化時間を提案するとともに、瞬間空気力および車両に作用する各種力の確率分布を求める。最後に、信頼性理論を用いて耐力と外力の不確かさを考慮した横風に対する鉄道車両の耐風性能評価を行うとともに、軌道条件や走行速度によらず一定の安全性指標が得られる転覆限界風速の評価式を提案する。

第1章では、本研究の背景と目的について述べるとともに、現行の運転規制手法および既往研究における問題点を整理し、本研究で解決すべき課題を設定した。

第2章では、まず一様流中および乱流中で風洞実験を実施し、風洞内の気流、車両の空気力係数および車体まわりの風圧を測定した。次に、一様流中の横力係数から乱流中のそれを予測するモデルを構築するために、気流の違いによる背面圧の変化を考慮した新しいモデルを提案し、乱流中の横力係数を精度よく予測することを可能にした。最後に、提案モデルを用いて走行車両にはたらく横力の予測を行い、車両の転覆限界風速を評価した。その結果、日本の在来線の速度域（0～120km/h）においては、一様流中の横力係数では転覆限界風速を過小評価（安全側の評価）、乱流中の横力係数では転覆限界風速を過大評価（危険側の評価）することを明らかにした。

第3章では、まず実物大車両模型を用いた空気力・風向風速の測定データを用いて、瞬間空気力と瞬間風速の関係を調べ、瞬間風速の評価に気象学や風工学の分野で一般的に用いられる3秒平均値を採用した場合に、実測空気力と推定空気力の平均値が一致し、空気力推定値の不確かさは10%程度であることを明らかにした。また、空気力以外の車両の転覆に関わる重力、超過遠心力および左右振動慣性力の不確かさについては、実測データに基づき、それぞれの不確かさを平均値と標準偏差として定量化した。重力については、実車両の検査データをもとに静止輪重のアンバランスを考慮した。超過遠心力については、実軌道の検査データをもとにカントの設定値と実測値との誤差を考慮した。左右振動慣性力については、実車両の走行試験データをもとに左右振動加速度の標準偏差を走行速度の関数として定式化した。

第4章では、まず第3章で定量化したそれぞれの力の不確かさに基づき、既往の転覆限界風速の評価式に基づく運転規制の安全性指標を評価し、既往の運転規制では軌道条件や走行速度により安全性指標が変動することを明らかにした。次に、許容安全性指標を設定してコードキャリブレーションを行い、部分係数を用いた転覆限界風速の評価式を提案した。提案評価式に基づく運転規制の安全性を評価した結果、軌道条件や走行速度によらずに一定の安全性指標が得られることを示した。最後に、提案評価式に基づく運転規制の1年あたりの安全性指標を評価し、走行速度の頻度分布、風向角の頻度分布、運転規制区間内の安全性指標の変動および運転規制への遭遇頻度を考慮することにより、1年あたりの安全性指標の値は複数路線でいずれも5以上の値となることを明らかにした。

第5章では、第2章から第4章で得られた研究成果をまとめ、本研究の有用性を示すとともに、本研究の結論を述べた。

目次

第1章 序論	1
1.1節 本章の目的	1
1.2節 本研究の背景と目的	1
1.3節 論文の構成	8
第2章 空気力係数の評価方法の提案	9
2.1節 本章の目的	9
2.2節 風洞実験	12
2.2.1項 気流特性の測定	15
(1) 流入風の気流特性	15
(2) 構造物上の車両位置における気流特性	19
2.2.2項 空気力係数の測定	25
2.2.3項 車体まわりの風圧分布の測定	30
2.3節 乱流中の横力係数の予測モデルの構築	39
2.3.1項 既往モデルの定式化	39
2.3.2項 既往モデルによる横力係数の予測精度の評価	42
2.3.3項 提案モデルの定式化	45
2.3.4項 提案モデルによる横力係数の予測精度の評価	48
2.3.5項 提案モデルの予測精度と適用範囲に関する検証	51
(1) 各補正係数を独立としないモデルとの予測精度の比較	51
(2) 中間車に対する予測モデルの適用性の検証	53
2.4節 走行中の車両にはたらく横力の予測と転覆限界風速の評価	58
2.4.1項 横力の予測	58
2.4.2項 転覆限界風速の評価	63
2.5節 本章のまとめ	67
第3章 瞬間風速の評価方法の提案と各種力の不確かさの評価	68
3.1節 本章の目的	68
3.2節 瞬間風速の評価方法の提案と空気力推定値の不確かさの評価	69

3. 2. 1 項	空気力の評価に用いたデータ	69
3. 2. 2 項	空気力の評価方法	73
3. 2. 3 項	空気力の評価結果	79
3. 2. 4 項	評価結果に対する考察	82
3. 3 節	重力の不確かさ	85
3. 4 節	超過遠心力の不確かさ	87
3. 5 節	左右振動慣性力の不確かさ	88
3. 6 節	本章のまとめ	94
第 4 章	信頼性理論を用いた横風に対する鉄道車両の耐風性能評価	95
4. 1 節	本章の目的	95
4. 2 節	性能関数と安全性指標の定式化	97
4. 3 節	性能関数と安全性指標の妥当性の検証	100
4. 3. 1 項	実測分布とモンテカルロシミュレーションによる検証	100
4. 3. 2 項	実測輪重による検証	103
4. 4 節	運転規制の風速基準値の設定	108
4. 4. 1 項	現行の風速基準値	108
4. 4. 2 項	既往評価式に基づく風速基準値	108
4. 4. 3 項	評価条件の違いが風速基準値に与える影響	109
4. 5 節	運転規制の安全性指標の評価	114
4. 5. 1 項	速度規制に対する安全性指標	114
4. 5. 2 項	運転中止に対する安全性指標	118
4. 6 節	部分係数を用いた転覆限界風速の評価式の提案	119
4. 6. 1 項	コードキャリブレーション方法	119
4. 6. 2 項	コードキャリブレーション結果	120
4. 7 節	運転規制の 1 年あたりの安全性指標の評価	123
4. 7. 1 項	考慮するパラメータ	123
4. 7. 2 項	速度規制に対する 1 年あたりの安全性指標	127
4. 7. 3 項	運転中止に対する 1 年あたりの安全性指標	128
4. 8 節	欧州解析法に基づく運転規制の安全性指標の評価	132
4. 9 節	本章のまとめ	134

第5章 結論	136
5.1節 本章の目的	136
5.2節 本研究成果のまとめ	136
5.3節 本研究成果の補足	138
5.4節 今後の展望	142
参考文献	143
謝辞	148

第1章 序論

1. 1節 本章の目的

本章では、本研究の背景と目的について述べる。1. 2節では、現行手法と既往研究における問題点を整理し、本研究で解決すべき課題を設定する。1. 3節では、設定した課題に基づき論文の章立てを行い、その構成について述べる。

1. 2節 本研究の背景と目的

日本では、1872年の鉄道開業以来、横風に起因する列車の転覆事故が数多く発生している。今井ら[1]は、横風による転覆事故の件数を調査しており、それによればその数は50件にも達する。藤井ら[2]や島村[3]は、過去の代表的な転覆事故を紹介するとともに、それに伴う強風対策を示している。特に重要なものとしては、餘部事故技術調査委員会（中村[4]が概説）が挙げられる。これらの事故対策として、鉄道事業者では鉄道沿線へ風速計を整備し、その観測値に基づく列車運転規制を実施、改良してきた。この対策に伴い、近年における事故件数は大幅に減少しているものの、未だにその数はゼロにはなっていない。航空・鉄道事故調査委員会[5]や荒木ら[6]は、近年における事故事例を紹介している。さらに、近年では車両の軽量化や高速化といった転覆に対しては不利にはたらく条件が推進されており、横風に対する列車運行の安全性確保はますます重要になっている。一方、海外においては、同種の事故はこれまでにほとんど発生していない。しかしながら、近年における高速鉄道網の拡大に伴い、横風に対する転覆防止の問題意識は高まっており、これに関連した研究も欧州を中心に活発に行われている。代表的なものとしては、DEUFRAKO プロジェクト（Gautier et al.[7]が概説）がある。そして、その知見は、欧州間の鉄道の相互乗り入れ規格である Technical Specifications for interoperability (TSI) (European Railway Agency[8]) や、欧州における横風に対する列車の走行安全性の評価規格である EN14067-6 (European committee for standardization[9])として規格化されている。

横風による車両の転覆防止や転覆時の被害軽減を目的として、強風時には速度規制や運転中止といった運転規制が行われる。図 1.1 には、運転規制区間の設定範囲と風速計の設置位置のイメージを示す。通常、運転規制区間は、列車の駅間停車防止やヒューマンエラ

一防止の観点から駅間単位で設定されることが多い。風速計は、河川橋梁上など運転規制区間の中で最も風況が強いと考えられる場所を経験的に選定し、1基ないし数基設置される。そして、運転規制区間内の風速計でリアルタイムに観測された瞬間風速があらかじめ定められた風速基準値に達した場合に、その風速値に応じて速度規制もしくは運転中止が行われる。また、観測された瞬間風速の時系列波形をリアルタイムに解析して、数分から数十分先の最大瞬間風速を予測し、運転規制に用いている鉄道事業者もある（島村・松沼[10]）。表 1.1 には、強風時の運転規制の風速基準値の一例を示す。一般的には、運転規制の風速基準値は 5m/s 単位で設定されることが多い。また、早め規制区間と一般規制区間では風速基準値に 5m/s の差があり、現在は多くの鉄道事業者が安全性確保の観点から早め規制を採用している。強風時の列車運行の安全性を高めるためには風速基準値を低くすればよいが、それに伴い運転規制の頻度は高くなるため、列車運行の安全性と輸送サービスの安定性はトレードオフの関係にある。図 1.2 には、運転規制の風速基準値が運転規制時間に与える影響の一例を示す。評価には、鉄道沿線に設置された風速計の観測データを用いており、その詳細は 5.3 節で述べることとする。このデータより、風速基準値が 1m/s 増減するだけで運転規制時間が大きく変化することがわかる。このことから、強風時の運転規制では、必要な安全性を確保しつつ運転規制時間を極力短くするために、風速基準値を精度よく合理的に定めることが重要である。

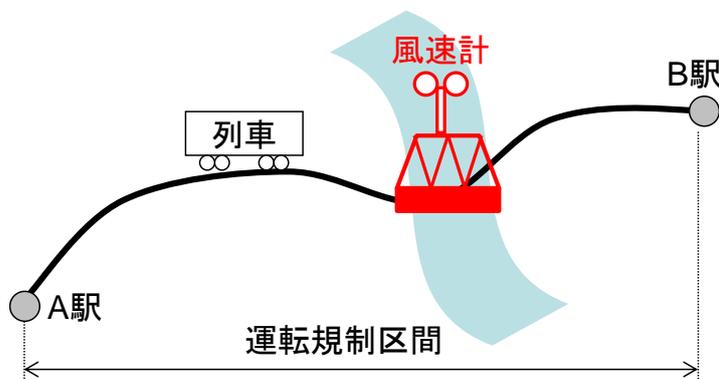


図 1.1 運転規制区間の設定範囲と風速計の設置位置のイメージ

表 1.1 強風時の運転規制の風速基準値の例

	風速 20m/s	風速 25m/s	風速 30m/s
早め規制	速度規制	運転中止	
一般規制	—	速度規制	運転中止

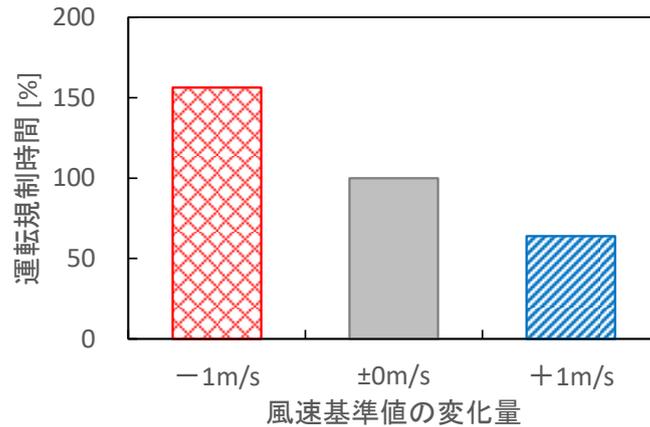


図 1.2 風速基準値の変化が運転規制時間に与える影響の例

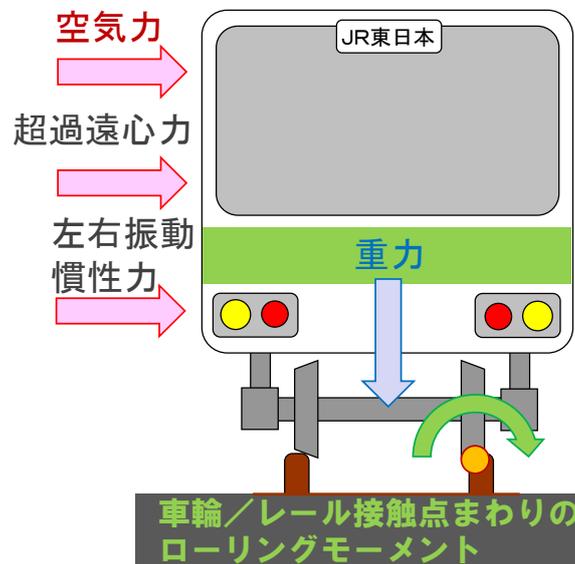


図 1.3 鉄道車両にはたらく耐力と外力のイメージ

運転規制の風速基準値の設定において重要なことは、風下側の車輪／レール接触点まわりのローリングモーメントのつり合いを考え、車両の転覆に対する耐力が車両にはたらく外力を上回る状態を担保することである。ここで、耐力としては車両の重力が、外力としては空気力、超過遠心力、左右振動慣性力が挙げられる。図 1.3 には、耐力と各種外力およびこれらの力により発生する風下側の車輪／レール接触点まわりのローリングモーメントのイメージを示す。列車運行の安全性確保においては、これらの力を精緻に評価し、そのつり合いを適切に評価することが重要である。力のつり合いを評価する方法としては、日本では国枝[11]により提案されている静的解析法（以下、国枝式とする）や日比野・石田[12]により提案されている準静的解析法（以下、総研詳細式とする）が広く使われてい

る。また、日比野ら[13]は、横風に対する車両の動的解析法として、1 車両シミュレーションモデルを構築、提案している。一方、欧州では EN14067-6[9]において、準静的解析法や動的解析法が規定されている（以下、欧州解析法とする）。これらの解析法を用いて力のつり合いを自然風の風速について解くことによって、風上側の輪重（車輪がレールを押す力）がゼロと評価されるとき風の風速が求められる。この風速は、日本では転覆限界風速、欧州では Characteristic wind speed と呼ばれるが、本研究では転覆限界風速の呼称を用いることとする。なお、転覆限界風速はあくまでも各種評価式において転覆と判定される風速を公称的に示すものであり、実際に転覆を引き起こす風速とは異なることに注意されたい。

力のつり合いに影響する外力のうち、最も大きな割合を占めるのは風により車両にはたらく空気力である。図 1.4 には、線路構造物と軌道条件ごとの外力に対する空気力、超過遠心力および左右振動慣性力の内訳を示す。それぞれの力の最大値を想定し、総研詳細式[12]において風上側輪重が0 になるときの内訳を求めた。評価条件として、自然風の風向角は75 度、車両は通勤型先頭車、風速は総研詳細式により求められる転覆限界風速とした。これらの評価条件は図 4.16 と同様であり、その詳細については4. 5 節で述べる。条件により内訳は異なるが、いずれの条件においても最も割合が高いのは空気力であり、外力の約 60~80%を占めることがわかる。そして、運転規制において制御する主な力も同様に空気力である。したがって、外力の評価では、空気力を精度よく推定することが非常に重要である。空気力の推定にあたり、特に重要なのが空気力係数と風速の評価である。

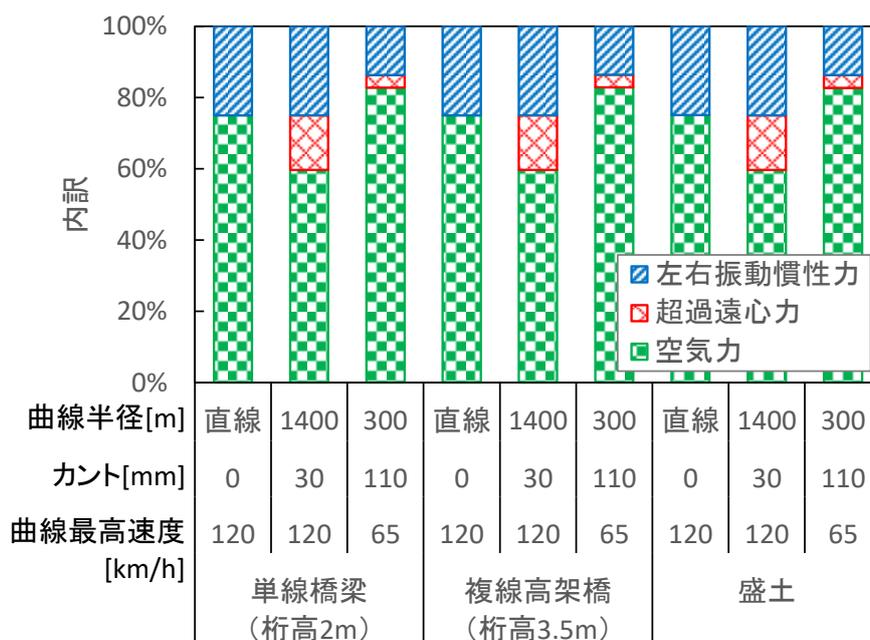


図 1.4 鉄道車両にはたらく外力の内訳

空気力係数は、縮尺模型を用いた風洞実験により導出するのが一般的であるが、その値は気流条件により大きく変化する。種本ら[14]は、一様流と乱流の両方の気流中で風洞実験を実施し、一様流中の横力係数が乱流中のそれよりも大きくなることを示した。しかし、現状では、空気力係数を導出するための気流条件は統一されていない。日本では、乱流中の空気力係数を導出するのが一般的である（例えば、鈴木ほか[15]）。一方、欧州では、EN14067-6[9]により一様流中での風洞実験の実施が規定されている。しかし、建築物や土木構造物とは異なり鉄道車両は移動体であるため、車両まわりの気流特性は走行速度に応じて時々刻々と変化している。そのため、走行中の車両にはたらく空気力を精度よく推定するためには、気流特性に応じた空気力係数の評価が必要である。三須・石原[16]は、自然風と走行風の相対風の乱流強度に応じて一様流中と乱流中の空気力係数を内挿し、走行中の車両にはたらく空気力を予測する手法を提案した。ただし、一様流中と乱流中で空気力係数が変化するメカニズムには言及されておらず、手法の予測精度についても検証されていない。そのため、一様流中と乱流中の空気力係数の違いのメカニズムを考慮した予測モデルを構築し、その予測精度を検証する必要がある。

空気力を推定するための風速については、日本、欧州ともに鉄道車両にはたらく瞬間空気力を推定することを目的としており、そのために瞬間風速を観測もしくは予測することに主眼を置いている。一方で、瞬間風速の評価方法は明確には規定されておらず、日本と欧州では相違が見られる。日本では、風速計で観測された瞬時値をそのまま用いるのが一般的である。例えば、鉄道強風対策協議会[17]が発行している風観測の手引きでは、瞬間風速を瞬時値として評価することを前提とした記載がなされている。これは、気象庁[18]が2007年まで瞬間風速の評価に瞬時値を用いており、鉄道事業者もその方法を踏襲していたためと考えられる。一方、欧州では、2～3秒程度の時間平均値で瞬間風速を評価することを想定している。例えば、DEUFRAKO[7]では、瞬間風速のピークファクターを導出するための平均化時間を2秒としている。また、Hoppmann et al.[19]は、数分から数十分先の瞬間風速の予測において、予測対象とする評価風速を3秒平均値としている。このように、日本と欧州では瞬間風速の評価方法が統一されておらず、鉄道車両に関する瞬間風速と瞬間空気力の関係もこれまでに検証されていない。気象分野（例えば、気象庁[18]や World Meteorological Organization[20]）、建築分野（例えば、大熊ほか[21]）、風力分野（例えば、新エネルギー・産業技術総合開発機構[22]）などでは、3秒程度の時間平均値で瞬間風速を評価するのが一般的である。しかし、建築物や土木構造物に比べて鉄道車両の大きさは長さ20m、高さ3m程度とスケールが小さいため、他分野の評価方法をそのまま適用できる保証はない。そのため、鉄道車両を対象として、瞬間空気力を精度よく推定することが可

能な瞬間風速の評価方法を明らかにする必要がある。

強風時における列車の運転規制に際しては、車両の種類、軌道の曲線半径およびカント、線路構造物の種類および走行速度に応じてあらかじめ転覆限界風速を計算しておき、転覆限界風速を下回るように運転規制の風速基準値が設定される。そのため、転覆限界風速を高い精度で導出することと、必要に応じて適切な安全率を設定することは、鉄道運行の安全確保にとって極めて重要である。まず、転覆限界風速の導出精度に関して、国枝式は多くの仮定や近似を用いた簡易式であり、また欧州解析法は左右振動慣性力を考慮しないのに対して、総研詳細式は全ての項を理論値や実測値に基づき詳細に計算する。そのため、各種評価式の中では相対的に高い精度で転覆限界風速を導出できると考えられる。日比野ら[23]は、実物車両を用いた横力負荷試験を実施し、停車時における実測値と総研詳細式による計算値との比較を行い、総研詳細式の妥当性を示した。一方で、総研詳細式では、走行速度に応じた左右振動慣性力の最大値が空気力と同じ方向に同時に作用する状況を想定している。しかし、実際の左右振動は、平均値が 0 で正と負の両方向にばらつきを持つ現象であり、総研詳細式が想定する状況では安全側ではあるが左右振動慣性力を過大評価していると考えられる。次に、転覆限界風速の評価式に適用する安全率について、国枝式では輪重減少率（静止輪重に対する風上側輪重の減少割合）が 80%となることを転覆と判定する。これには、見かけ上の転覆限界風速を小さくして安全側の評価を行う効果があり、構造設計における強度係数としての役割を果たしている。欧州解析法でも同様の考え方を採用しており、輪重減少率の限界基準値は 90%である。一方、総研詳細式では、各項を近似せずに詳細に計算し、さらに各外力の最大値が同時に同方向に作用するいわゆる最悪条件を想定していることから、安全率は設けられていない。このように、安全率は評価式ごとに異なっており、いずれの評価式においてもその値は経験的に定められている。安全率が不足すると列車運行の安全性が損なわれ、逆に安全率が過剰だと運転規制が必要以上に発生して輸送サービスの安定性が損なわれる。したがって、安全率を必要量だけ合理的に定めることが重要であるが、そのためには各評価式に基づく運転規制の安全性を定量的に評価する必要がある。しかし、既往の評価式では、転覆限界風速を導出するための重力、空気力、超過遠心力および左右振動慣性力が確定値として取り扱われているため、安全性を定量的に評価することができない。実際には、耐力と外力は不確かさを有するため、それらの不確かさを考慮して外力が耐力を上回る破壊確率を導出し、それに基づき安全率を適切に設定することが必要である。鉄道分野において、力の不確かさを考慮した既往研究には次のようなものがある。Carrarini[24]は、空気力推定値の不確かさを仮定し、仮定した不確かさに基づき転覆限界風速の超過確率を評価する手法を提案した。Wetzel & Proppe[25],

[26]は、風速と空気力係数の変動を考慮し、Carrarini[24]の提案手法を用いて転覆限界風速の超過確率を評価した。Cheli et al.[27]は、風速変動を考慮した動的解析を実施し、転覆限界風速の変動量を評価した。Baker[28]は、空気力評価における車両の空間スケールの有無、軌道変位による左右振動慣性力の有無および車両のばね系の有無が輪重減少率に与える影響と感度を評価した。Yu et al.[29]は、軌道変位による左右振動を考慮したうえで、瞬間風速と転覆限界風速の関係を平均風速と転覆限界風速の関係に置き換え、平均風速を用いた場合の転覆限界風速の超過確率を評価した。しかし、いずれの研究においても、空気力推定値の不確かさには仮定が用いられており、重力や超過遠心力の不確かさは考慮されていない。さらに、転覆の判定には欧州解析法で規定されている安全率（輪重減少率の限界基準値 90%）がそのまま用いられており、実態に即した安全性評価や適切な安全率の検証は行われていない。これらの問題を解決するためには、既往の評価式で取り扱うそれぞれの力の不確かさを実測に基づき評価するとともに、実態に即した安全性評価を行う必要がある。さらに、基準とする安全性を定めたいと、評価式に設ける適切な安全率を定める必要がある。この問題を解決する実用的な方法としては、建築や土木の分野で構造設計に用いられる信頼性理論（例えば、星谷・石井[30]）を鉄道の運転規制に応用することが考えられる。建築物や土木構造物は静止体であり、耐力は制御できるが外力を制御することができないため、同理論は構造設計というハードウェアに対して用いられる。一方、鉄道車両は移動体であり、外力は制御できるが耐力を制御することができないため、同理論は運転規制というソフトウェアに対して適用する必要がある。この違いを考慮して信頼性理論を鉄道分野へ応用することで、運転規制の安全性を定量評価できるようになり、さらには適切な安全率や転覆限界風速の評価式を提案できるものとする。

以上より、本研究では、三つの目的を設定する。一つめは、空気力係数の評価に関するものであり、走行中の鉄道車両に適用する適切な空気力係数の評価方法を提案する。二つめは、瞬間風速の評価に関するものであり、鉄道車両にはたらく瞬間空気力を精度よく評価可能な瞬間風速の評価方法を提案する。三つめは、鉄道車両の耐風性能評価に関するものであり、信頼性理論を用いて耐力と外力の不確かさを考慮した耐風性能評価を行い、適切な安全率を有する転覆限界風速の評価式を提案する。

本研究で取り扱う対象は準定常風とし、用いる解析法は準静的解析法とする。これは、日本において過去に発生した強風による列車の転覆事故のうち、ほとんどが準定常風によるものと考えられるためである。実際に、現在の運転規制は準定常風を前提としており、風観測方法や車両の耐力評価方法は準定常仮定に基づいている。突風などの非定常風は、風観測方法、外力評価方法および耐力評価方法の全てに別のアプローチが必要になり、ま

た突風が原因の転覆事故は少ないため、本研究では対象としないこととする。

1. 3節 論文の構成

本論文は、全5章で構成されている。

第1章では、本研究の背景と目的について述べる。現行手法と既往研究における問題点を整理し、本研究で解決すべき課題を設定する。

第2章では、空気力係数の評価方法の提案について述べる。まず、一様流中および乱流中で風洞実験を実施し、風洞内の気流特性、車両の空気力係数および車体まわりの風圧力を測定する。次に、気流特性と横力の関係のメカニズムを考慮して、一様流中の横力係数から乱流中のそれを予測するモデルを構築する。最後に、提案モデルを用いて気流特性を考慮した走行車両にはたらく横力の予測を行い、車両の転覆限界風速を評価する。

第3章では、瞬間風速の評価方法の提案と各種力の不確かさの評価について述べる。実物大車両模型を用いた空気力・風向風速測定試験の測定データを用いて、瞬間空気力と瞬間風速の関係を評価し、適切な瞬間風速の評価方法を提案する。評価結果をもとに、空気力推定値の不確かさを平均値と標準偏差として定量化する。さらに、空気力以外の車両の転覆に関わる力である重力、超過遠心力および左右振動慣性力について、実測データに基づきそれぞれの不確かさを平均値と標準偏差として定量化する。

第4章では、耐力と外力の不確かさを考慮した鉄道車両の耐風性能評価について述べる。最初に、信頼性理論を用いて、車両の転覆に対する性能関数と安全性指標を定式化する。二番目に、第3章で定量化した力の不確かさに基づき、現行基準値や既往評価式に基づく運転規制の安全性指標を評価する。三番目に、許容安全性指標を設定してコードキャリブレーションを行い、部分係数を用いた転覆限界風速の評価式を提案する。最後に、提案評価式に基づく運転規制の1年あたりの安全性指標を評価する。

第5章では、本研究の結論について述べる。第2章から第4章で得られた研究成果をまとめ、本研究の有用性を示すとともに、今後の展望について言及する。

第2章 空気力係数の評価方法の提案

2. 1節 本章の目的

鉄道車両にはたらく空気力のうち転覆に影響する主な成分は、横力、揚力、車体中心まわりのローリングモーメントの3つである。これらは、一般的には風洞実験により車両ごと、風向角ごとに導出された空気力係数を用いて推定される。空気力係数の値は、気流条件によって大きく異なる。そのため、空気力係数の導出にあたっては、適切な気流特性の設定が重要である。建築物や土木構造物の場合は評価対象が静止しているため、現地に合わせて気流条件を設定すればよい。一方、鉄道車両は移動体であるため、図2.1に示すように乱流である自然風と一様流である車両走行風の相対風が車両に当たっている。そのため、走行速度に応じて気流特性は時々刻々と変化している。したがって、本来であれば気流の乱流強度を細かく変化させながら、あらゆる乱流強度における空気力係数をそれぞれ導出することが理想的である。しかし、それは現実的ではないため、実態としては一つの乱流強度に対象を絞った空気力係数が導出されている。

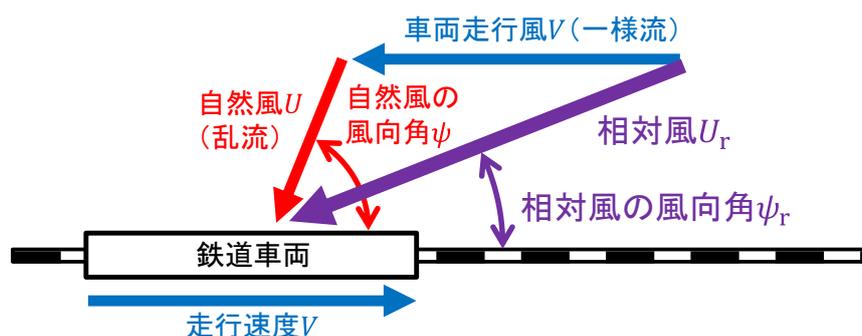


図2.1 鉄道車両にあたる相対風のイメージ

上記について、日本と欧州では、空気力係数を導出するための気流条件が異なる。日本では自然風を模擬した乱流が、欧州では一様流が用いられている。日本においては、強風による列車の転覆が問題になるのは主に在来線である。これは、新幹線や世界の鉄道で広く採用されている標準軌（軌間 1435mm）に対して、日本の在来線が狭軌（軌間 1067mm）を採用しており、車両の自重による復元力が小さいためである。実際に、日本で過去に発生した強風による列車の転覆事故（参考文献[1]～[6]を参照されたい）は、いずれも狭軌である。そして、日本の在来線は、特急電車でも最高走行速度が 130km/h と比較的低速であるため、走行時においても自然風の影響が大きいと考えられている。これらより、日本では自然風を模擬した乱流中で空気力係数を導出する方法が一般的である。この風洞実験法は、鈴木ら[15]により検討され、日比野ら[31]が実物大模型車両実験によりその空気力係数の導出精度を検証している。そして、種本ら[32]により車体形状と線路構造物形状を組み合わせた風洞実験が実施され、空気力係数のデータベースが整備されている。一方、欧州では、強風による列車の転覆を問題としているのは高速鉄道であり、欧州規格の EN14067-6[9]では最高速度 200km/h 以上の列車に対してのみ細かい評価方法が規定されている。空気力係数を導出するための基本的な考え方は日本と同様であるが、最も大きな違いは一様流中での風洞実験の実施が規定されていることである。これは、対象が高速鉄道であり、高速鉄道では列車の走行風により生じる一様流の影響が大きいと考えられる。空気力係数に関する研究としては、Baker et al.[33]が実物大車両を用いたフィールド試験と縮尺模型による風洞実験を実施して両者の結果を比較している。また、DEUFRAKO プロジェクト[7]において風洞実験法を含む横風に対する列車の安全性評価法が検討され、その知見がTSI[8]や EN14067-6[9]に反映されている。これらの規格では、一様流中での風洞実験が規定されるとともに、空気力係数のベンチマーク結果が示されている。また、これらの規格に基づいた一様流中の風洞実験も数多く行われている（例えば、Bocciolone et al.[34]）。

以上のように、空気力係数を導出するための風洞実験において、日本と欧州では異なる気流を用いている。しかし、前述のとおり、実際の列車の走行時には、乱流である自然風と一様流である走行風を合成した相対風が車両に当たっている。そのため、低速走行時には乱流の影響を、高速走行時には一様流の影響を大きく受けた空気力が車両にはたらくと考えられる。したがって、走行中の車両にはたらく空気力を精度よく評価するためには、車両の走行速度を考慮して任意の乱流強度における空気力係数を予測する必要がある。これに関して、三須・石原[16]は、一様流と乱流の 2 種類の気流で車両の空気力係数を測定し、気流特性の違いが空気力係数へ与える影響を明らかにした。さらに、気流の乱流強度に応じて一様流中と乱流中の空気力係数を内挿し、任意の乱流強度における空気力係数を

予測する手法を提案した。しかし、気流の違いにより空気力係数が変化するメカニズムには言及されておらず、提案している内挿法の予測精度についても検証されていない。任意の乱流強度における空気力係数を精度よく予測するためには、一様流中と乱流中の空気力係数の違いのメカニズムを明らかにし、そのメカニズムを反映させた予測モデルを構築することが必要である。

鉄道車両の転覆に影響する空気力のうち、横力の影響は特に大きい。図 2.2 には、線路構造物と軌道条件ごとの空気力に対する横力と揚力の内訳を示す。評価条件は、図 1.4 と同様である。横力係数と車体中心まわりのローリングモーメント係数から風圧中心高さを求め、空気力により生じる風下側の車輪／レール接触点まわりのローリングモーメントに対する横力と揚力の寄与割合を示した。評価条件によらず、空気力の約 80%が横力、約 20%が揚力となっており、横力が全体の大半を占める。これは、空気力係数、モーメントの腕の長さともに横力の方が大きいためである。このことから、鉄道車両にはたらく空気力の評価では、横力を精度よく評価することが特に重要であるといえる。

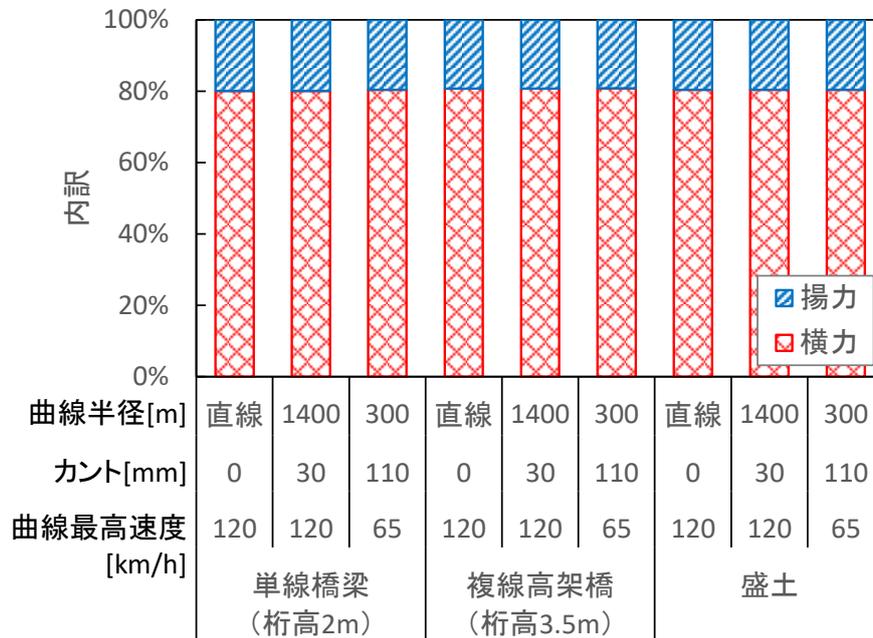


図 2.2 鉄道車両にはたらく空気力の内訳

以上より、本章では横力を対象として、一様流中と乱流中の横力の違いのメカニズムを風洞実験により明らかにするとともに、一様流中の横力係数から任意の乱流強度の気流中におけるそれを予測するモデルを構築する。2.2節では、風洞実験により気流特性と空気力係数に加えて車体まわりの風圧分布を測定し、一様流中と乱流中の横力係数の違いのメカニズムを明らかにする。2.3節では、風洞実験結果をもとに一様流中の横力係数から乱流中のそれを予測するモデルを構築し、その予測精度を検証する。2.4節では、構築した予測モデルを用いて走行中の車両にはたらく横力を予測し、その転覆限界風速を評価する。2.5節では、本章のまとめを述べる。

2.2節 風洞実験

本節では、一様流と乱流の2種類の気流による風洞実験を実施する。気流特性、車両にはたらく空気力および車体まわりの風圧分布を測定し、気流の違いが鉄道車両の横力係数へ与える影響を評価する。風洞は、東京大学大学院工学系研究科社会基盤学専攻の風工学実験室に設置されている強風シミュレーション風洞（本田・今村[35]が概説）を用いた。測定部の断面は、幅1.5m、高さ1.8mであり、測定部の長さは11mである。風洞の平均風速の偏差は±1%、乱流強度は0.5%以下である。

風洞実験の基本的な条件設定は、参考文献[16]に準じた。鉄道車両および線路構造物の模型は、縮尺1/40とした。車両模型は103系通勤型電車を想定した形状とし、先頭車両と後尾車両の2両編成とした。測定対象は先頭車両とし、車両の床下機器を再現した。後尾車両は測定対象ではないことから、床下機器を省略した形状とした。図2.3には、車両模型の概略を示す。 h_1 は風洞床面からの車体中心高さである。線路構造物は、鉄道において代表的な橋梁、盛土および素地の3種類とした。図2.4には、線路構造物模型の断面図を示す。図2.4(a)は橋梁模型で、構造は複線である。橋梁の桁高さは、実物大換算で1.0m、3.5mおよび6.0mの3通りに設定できるが、本研究では1.0mのみの設定とした。図2.4(b)は盛土模型で、構造は単線である。盛土高さは、実物大換算で5mである。素地は、線路構造物模型を設置せずに、風洞床面上に直に車両を設置する構造とした。図2.5には、車両模型を設置した状態の風洞内のイメージを平面図で示す。先頭車両の中心がターンテーブル中心になるようにした。風向角 ψ は、先頭車両の前方向を0度として、風上側方向との相対角度として設定した。座標は、ターンテーブル中心の床面高さを原点にとり、主流方向(u成分)をx、主流直角方向(v成分)をy、鉛直方向(w成分)をzとした。xとy

の方向は図 2.5 に示すとおりであり， z は鉛直上向きを正とした．その他実験条件の詳細については，三須[36]を参照されたい．

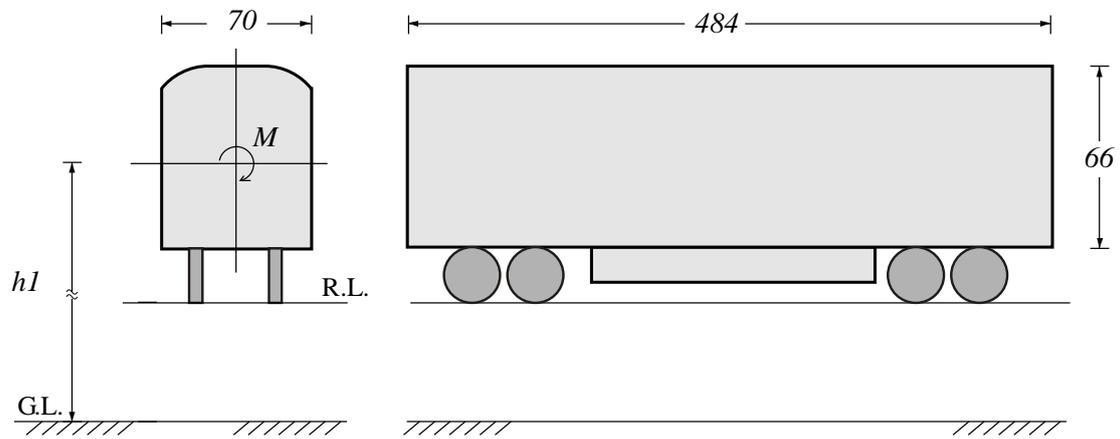
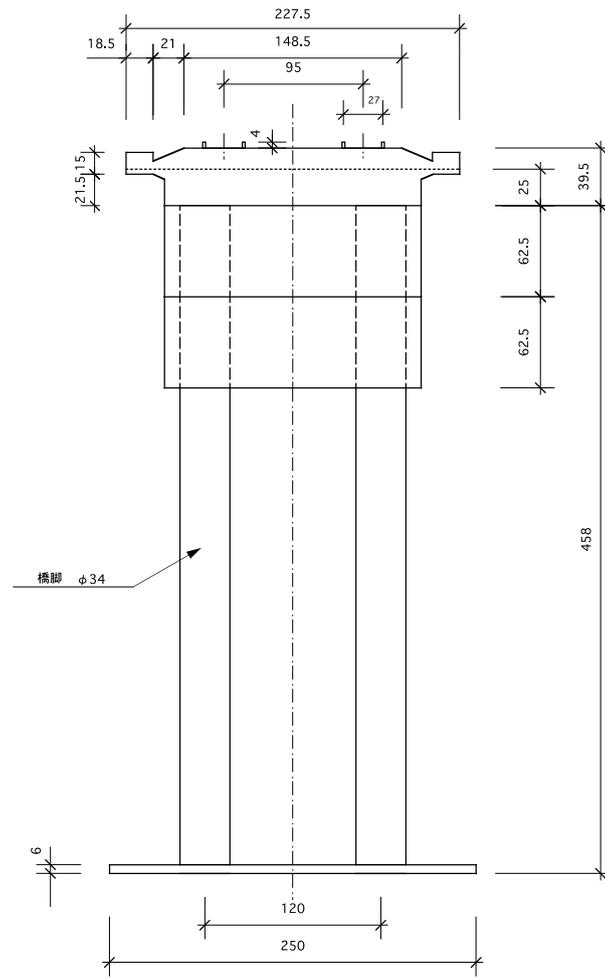
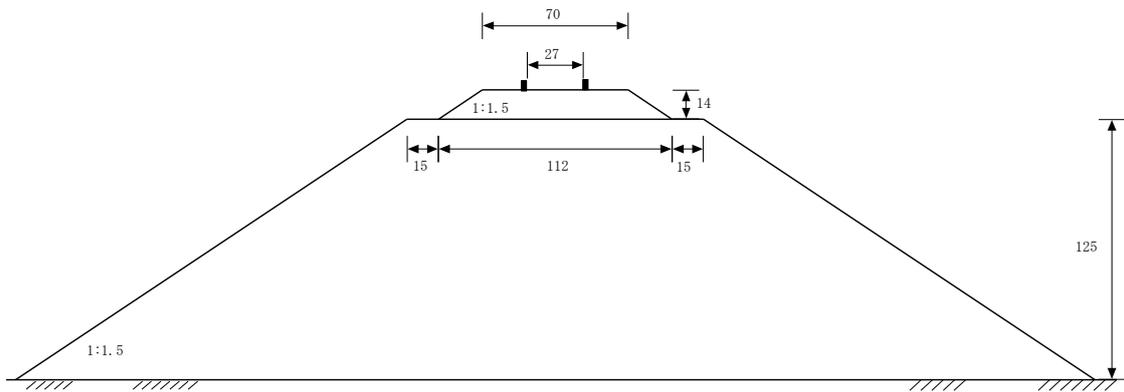


図 2.3 車両模型の概略



(a) 橋梁模型



(b) 盛土模型

図 2.4 線路構造物模型の断面図

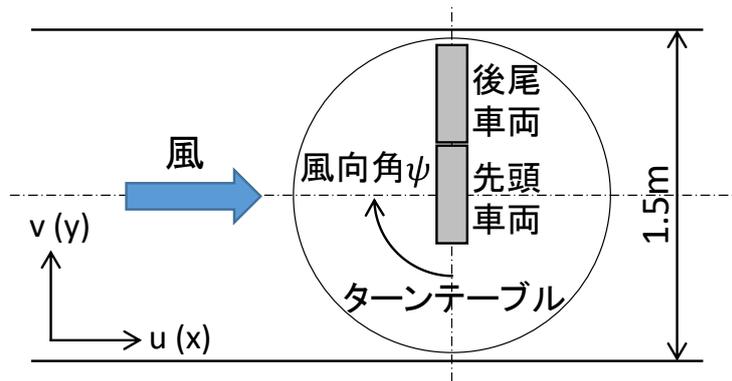


図 2.5 車両模型を設置した状態の風洞内のイメージ

2. 2. 1 項 気流特性の測定

本項では、気流の測定方法および測定結果について述べる。気流の測定には、Dantec Dynamics 社の X 型プローブ 55R54 および計測システム Multichannel CTA 54N80 を用いた。気流の測定成分は、主流方向（ u 成分）と主流直交方向（ v 成分）である。平均風速および乱流強度の評価時間は 60 秒とし、500Hz のローパスフィルタを通して 1kHz で A/D 変換を行った。気流の測定は、線路構造物を設置しない状態での流入風と、線路構造物を設置した状態での構造物上の車両位置における気流の 2 通りを実施した。

(1) 流入風の気流特性

最初に、線路構造物を設置しない状態での流入風の測定結果を示す。気流の測定はターンテーブル中心で行い、平均風速はピトー管位置（ $x=-3345\text{mm}$, $y=-250\text{mm}$, $z=770\text{mm}$ ）の平均風速 $\overline{U_{\text{pito}}}$ で無次元化した。

図 2.6 には、一様流中の平均風速および乱流強度の鉛直分布を示す。図中には、車両模型の車体中心高さ h_1 を橋梁、盛土、素地についてそれぞれ実線（ $z=560\text{mm}$ ）、破線（ $z=201\text{mm}$ ）、一点鎖線（ $z=62\text{mm}$ ）で示した。同図から、橋梁については車体中心高さ付近では平均風速の変化がなく、乱流強度もほぼ 0 であることがわかる。一方、盛土および素地における車体中心高さでは、風洞床面の境界層の影響を受ける。この影響を取り除くために、盛土および素地の一様流中の測定では、仮床を設置して気流の測定を行った。図 2.7 には、仮床設置後の気流の鉛直分布を示す。仮床の設置により風洞床面の境界層の影響が取り除かれ、平均風速が一定となり、乱流強度もほぼ 0 となっていることが確認できる。

乱流の測定では、バリアおよびラフネスブロックを風洞床面に設置することにより、自然風を模擬した乱流境界層を作成した。図 2.8 には、自然風を模擬した乱流中の平均風速

および乱流強度の鉛直分布を示す。乱流境界層の平均風速は、式(2.1)に示すべき法則（例えば、風洞実験法ガイドライン研究委員会[37]）により表す。

$$\frac{\overline{U}_z}{\overline{U}_r} = \left(\frac{z}{z_r}\right)^\alpha \quad (2.1)$$

ここで、 z_r は基準高さ、 \overline{U}_r は基準高さにおける平均風速、 \overline{U}_z は高さ z における平均風速である。図 2.8(a)には、橋梁模型上の車体中心高さ（ $z=560\text{mm}$ ）を基準として、べき指数を $\alpha = 1/7$ としたときに式(2.1)により求められる平均風速の鉛直分布をあわせて示した（実線）。実験で得られた平均風速の鉛直分布は、べき法則とほぼ一致していることが確認できる。一方、乱流強度の鉛直分布は式(2.2)（参考文献[37]を参照されたい）によって表される。

$$I_z = I_r \left(\frac{z}{z_r}\right)^{-\alpha-0.05} \quad (2.2)$$

ここで、 z_r は基準高さ、 I_r は基準高さでの乱流強度である。図 2.8(b)には、橋梁模型上の車体中心高さを基準として、 $\alpha = 1/7$ としたときに式(2.2)により求められる乱流強度の鉛直分布をあわせて示した（ I_u は実線、 I_v は破線）。実験で得られた乱流強度は、 u 成分、 v 成分ともにべき法則と概ね一致していることが確認できる。

表 2.1 には、図 2.6 および図 2.8 の数値情報を、表 2.2 には、図 2.7 の数値情報を示した。

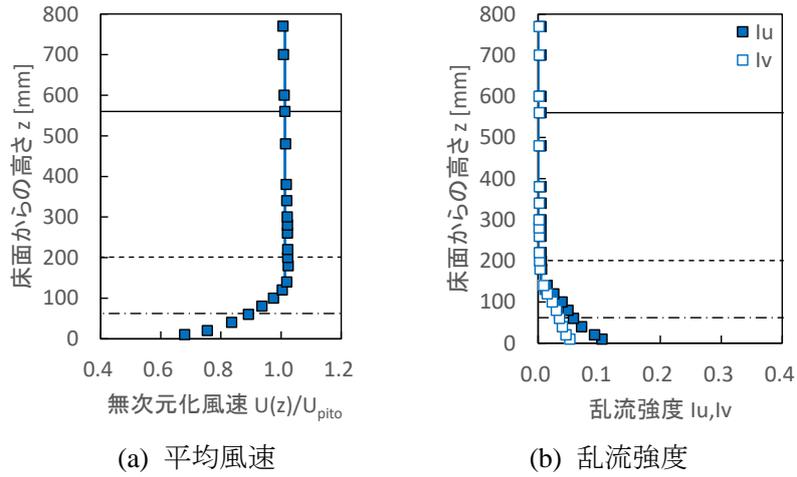


図 2.6 一様流中の平均風速および乱流強度の鉛直分布

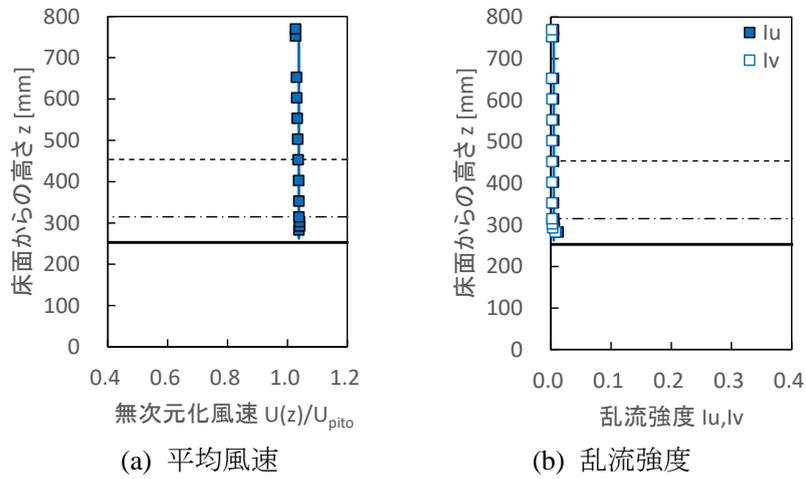


図 2.7 一様流中の仮床上の平均風速および乱流強度の鉛直分布

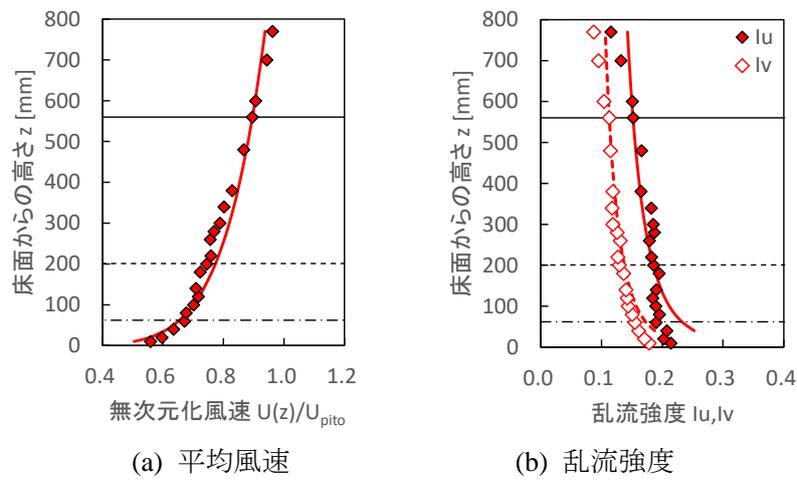


図 2.8 乱流中の平均風速と乱流強度の鉛直分布

表 2.1 一様流と乱流の気流特性の鉛直分布

高さ z [mm]	一様流			乱流		
	平均風速 $U(z)/U_{\text{pito}}$	乱流強度		平均風速 $U(z)/U_{\text{pito}}$	乱流強度	
		I_u	I_v		I_u	I_v
10	0.679	0.1047	0.0518	0.559	0.3303	0.2451
20	0.755	0.0924	0.0458	0.597	0.2889	0.2144
40	0.836	0.0713	0.0398	0.635	0.2528	0.1876
60	0.892	0.0580	0.0351	0.672	0.2338	0.1735
80	0.937	0.0489	0.0299	0.677	0.2212	0.1641
100	0.975	0.0391	0.0231	0.701	0.2118	0.1572
120	1.004	0.0255	0.0151	0.717	0.2045	0.1518
140	1.019	0.0147	0.0090	0.710	0.1985	0.1473
180	1.024	0.0057	0.0030	0.724	0.1891	0.1404
200	1.023	0.0050	0.0023	0.745	0.1853	0.1375
220	1.022	0.0047	0.0020	0.759	0.1820	0.1350
260	1.021	0.0045	0.0018	0.757	0.1762	0.1308
280	1.021	0.0044	0.0017	0.769	0.1737	0.1289
300	1.021	0.0044	0.0017	0.789	0.1714	0.1272
340	1.020	0.0046	0.0020	0.802	0.1673	0.1242
380	1.018	0.0045	0.0018	0.829	0.1638	0.1215
480	1.015	0.0042	0.0015	0.867	0.1565	0.1162
560	1.013	0.0045	0.0018	0.896	0.1520	0.1128
600	1.011	0.0045	0.0017	0.907	0.1499	0.1113
700	1.008	0.0044	0.0018	0.944	0.1456	0.1080
770	1.007	0.0043	0.0017	0.963	0.1429	0.1061

表 2.2 一様流中の仮床上の気流特性の鉛直分布

高さ z [mm]	一様流		
	平均風速 $U(z)/U_{\text{pito}}$	乱流強度	
		I_u	I_v
283	1.038	0.0119	0.0077
293	1.041	0.0058	0.0031
303	1.040	0.0049	0.0023
315	1.038	0.0047	0.0020
353	1.038	0.0045	0.0018
403	1.037	0.0043	0.0018
453	1.035	0.0045	0.0018
503	1.034	0.0046	0.0019
553	1.033	0.0046	0.0018
603	1.031	0.0043	0.0018
653	1.030	0.0042	0.0016
753	1.027	0.0042	0.0016
770	1.027	0.0042	0.0016

(2) 構造物上の車両位置における気流特性

次に、線路構造物上の車両位置における気流の測定結果を示す。風上側の車体側面位置かつ前後方向中心位置（風向角 90 度では $x=-35\text{mm}$, $y=0$ ）において、車体の下端から上端までの気流を測定した。図 2.9 には、風向角 90 度における橋梁上の車両位置での平均風速と乱流強度を示す。車体の下端と上端の高さは、破線で示した。図 2.9(a)は、橋梁上の車両の車体中心高さにおける流入風の平均風速 $U_{\text{in}}(560)$ で無次元化した風速比の分布である。参考に、橋梁を設置しないときの同じ位置における流入風の平均風速をあわせて示す。橋梁を設置した状態では、設置しない状態に比べて風速が増速されており、その増速割合は乱流に比べて一様流の方が大きい。図 2.9(b)は u 成分の乱流強度 I_u の鉛直分布である。一様流では橋梁の有無により乱流強度はほとんど変化しないが、乱流では橋梁を設置した状態の方が乱流強度は小さい。これは、橋梁の有無によらず風速の標準偏差が同程度なのに対して、橋梁を設置した状態では平均風速が大きくなるためである。図 2.10 には、風向角 90 度における盛土上の車両位置での平均風速と乱流強度を示す。図 2.10(a)は、盛土上の車両の車体中心高さにおける流入風の平均風速 $U_{\text{in}}(201)$ で無次元化した風速比の分布である。傾向は橋梁の場合と同様であるが、構造物上の風速の増速割合は盛土の方が大きい。これ

により、流入風に対する盛土上の乱流強度 I_u の減少割合は、橋梁の場合に比べて大きくなっている。図 2.11 には、構造物上の車両位置における平均風速と乱流強度の風向角特性を示す。測定点の高さは車体中心高さとした。構造物や気流によらず、風向角 90 度で風速が最も大きくなっている。

表 2.3 と表 2.4 には、図 2.9 の数値情報を、表 2.5 と表 2.6 には図 2.10 の数値情報を示した。また、表 2.7 と表 2.8 には図 2.11 の数値情報を示した。

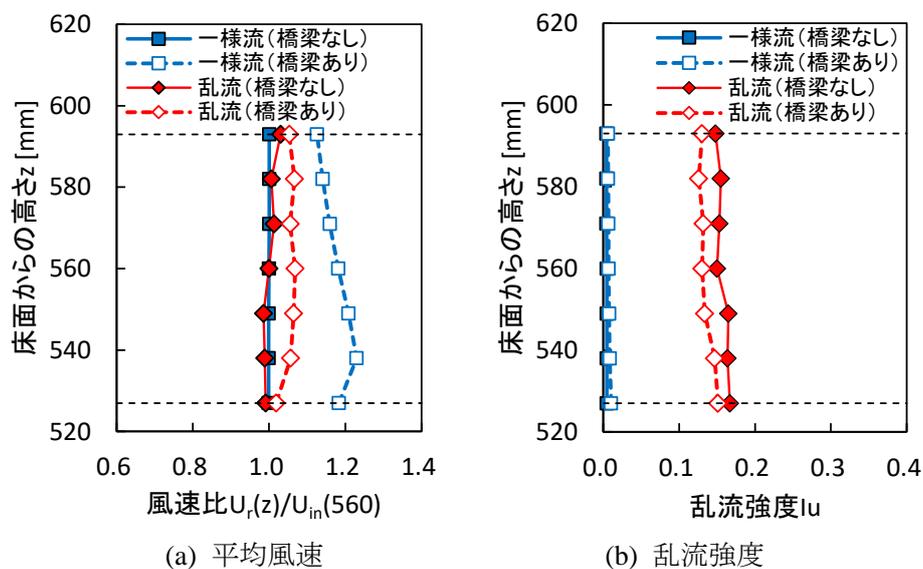


図 2.9 橋梁上の車両位置における平均風速と乱流強度

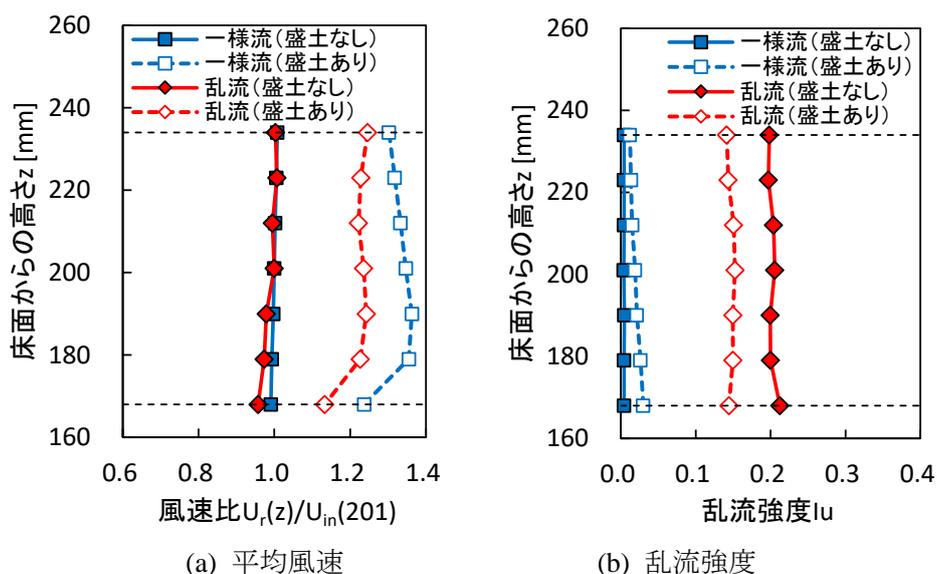
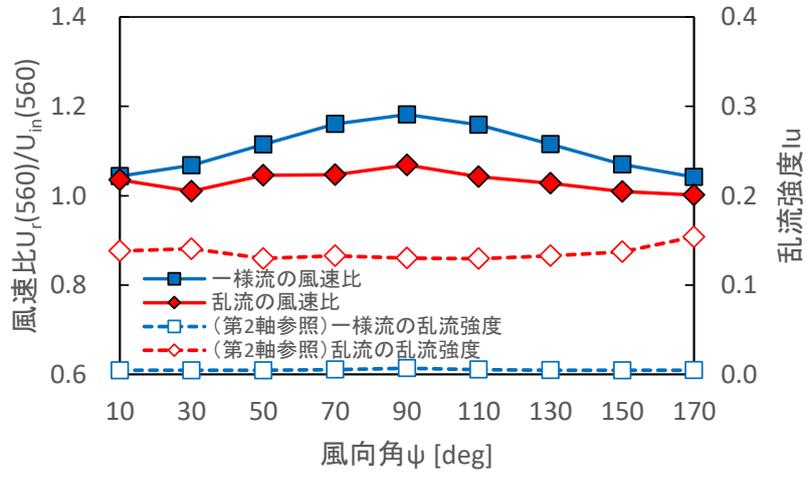
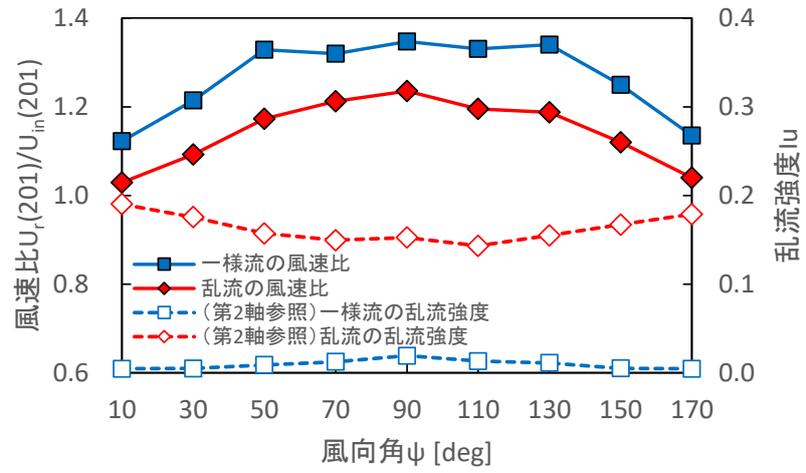


図 2.10 盛土上の車両位置における平均風速と乱流強度



(a) 橋梁



(b) 盛土

図 2.11 構造物上の車両位置における平均風速と乱流強度の風向角特性

表 2.3 一様流中における橋梁位置の気流特性の鉛直分布

高さ z [mm]	橋梁なし			橋梁あり		
	風速比 $U_r(z)/U_{in}(560)$	乱流強度		風速比 $U_r(z)/U_{in}(560)$	乱流強度	
		I_u	I_v		I_u	I_v
527	0.999	0.0046	0.0018	1.183	0.0103	0.0027
538	0.999	0.0046	0.0018	1.230	0.0085	0.0023
549	0.999	0.0045	0.0018	1.209	0.0077	0.0021
560	1.000	0.0045	0.0017	1.182	0.0070	0.0020
571	1.000	0.0044	0.0017	1.159	0.0068	0.0020
582	1.001	0.0043	0.0017	1.141	0.0064	0.0019
593	1.000	0.0044	0.0017	1.126	0.0061	0.0019

表 2.4 乱流中における橋梁位置の気流特性の鉛直分布

高さ z [mm]	橋梁なし			橋梁あり		
	風速比 $U_r(z)/U_{in}(560)$	乱流強度		風速比 $U_r(z)/U_{in}(560)$	乱流強度	
		I_u	I_v		I_u	I_v
527	0.991	0.1671	0.1107	1.019	0.1511	0.1189
538	0.989	0.1637	0.1133	1.057	0.1468	0.1099
549	0.986	0.1648	0.1151	1.065	0.1337	0.1041
560	1.000	0.1497	0.1112	1.068	0.1301	0.1027
571	1.014	0.1528	0.1131	1.056	0.1318	0.0986
582	1.006	0.1550	0.1100	1.067	0.1259	0.0977
593	1.030	0.1477	0.1040	1.053	0.1301	0.1005

表 2.5 一様流中における盛土位置の気流特性の鉛直分布

高さ z [mm]	盛土なし			盛土あり		
	風速比 $U_r(z)/U_{in}(201)$	乱流強度		風速比 $U_r(z)/U_{in}(201)$	乱流強度	
		I_u	I_v		I_u	I_v
168	0.991	0.0047	0.0019	1.237	0.0300	0.0082
179	0.993	0.0043	0.0017	1.355	0.0263	0.0078
190	0.997	0.0047	0.0019	1.363	0.0215	0.0067
201	1.000	0.0042	0.0017	1.347	0.0192	0.0073
212	1.002	0.0045	0.0017	1.333	0.0152	0.0063
223	1.005	0.0044	0.0019	1.318	0.0137	0.0070
234	1.008	0.0043	0.0016	1.303	0.0123	0.0069

表 2.6 乱流中における盛土位置の気流特性の鉛直分布

高さ z [mm]	盛土なし			盛土あり		
	風速比 $U_r(z)/U_{in}(201)$	乱流強度		風速比 $U_r(z)/U_{in}(201)$	乱流強度	
		I_u	I_v		I_u	I_v
168	0.957	0.2124	0.1556	1.133	0.1445	0.1242
179	0.973	0.1999	0.1543	1.227	0.1497	0.1331
190	0.979	0.1997	0.1529	1.243	0.1497	0.1317
201	1.000	0.2057	0.1442	1.236	0.1526	0.1315
212	0.995	0.2040	0.1458	1.222	0.1509	0.1319
223	1.007	0.1973	0.1456	1.228	0.1435	0.1321
234	1.003	0.1984	0.1424	1.246	0.1414	0.1193

表 2.7 橋梁上の車体中心高さにおける気流特性の風向角特性

風向角 ψ [deg]	一様流			乱流		
	風速比 $U_r(560)/U_{in}(560)$	乱流強度		風速比 $U_r(560)/U_{in}(560)$	乱流強度	
		I_u	I_v		I_u	I_v
10	1.044	0.0046	0.0024	1.035	0.1382	0.1039
30	1.068	0.0045	0.0023	1.010	0.1406	0.1092
50	1.114	0.0046	0.0020	1.045	0.1297	0.1066
70	1.161	0.0053	0.0021	1.047	0.1328	0.1078
90	1.182	0.0070	0.0020	1.068	0.1301	0.1027
110	1.159	0.0053	0.0022	1.042	0.1295	0.1044
130	1.115	0.0047	0.0021	1.028	0.1328	0.1056
150	1.070	0.0045	0.0023	1.009	0.1371	0.1126
170	1.042	0.0047	0.0025	1.002	0.1539	0.1156

表 2.8 盛土上の車体中心高さにおける気流特性の風向角特性

風向角 ψ [deg]	一様流			乱流		
	風速比 $U_r(201)/U_{in}(201)$	乱流強度		風速比 $U_r(201)/U_{in}(201)$	乱流強度	
		I_u	I_v		I_u	I_v
10	1.122	0.0046	0.0019	1.029	0.1902	0.1511
30	1.214	0.0048	0.0024	1.092	0.1756	0.1324
50	1.329	0.0088	0.0066	1.173	0.1571	0.1318
70	1.320	0.0124	0.0116	1.213	0.1495	0.1316
90	1.347	0.0192	0.0073	1.236	0.1526	0.1315
110	1.331	0.0132	0.0110	1.196	0.1431	0.1361
130	1.340	0.0111	0.0080	1.188	0.1550	0.1317
150	1.249	0.0050	0.0026	1.120	0.1671	0.1388
170	1.136	0.0046	0.0019	1.040	0.1789	0.1450

2. 2. 2 項 空気力係数の測定

本項では、車両の空気力係数の測定方法および測定結果について述べる。空気力の測定には、日章電機製の 6 分力天秤 LMC-6511-2 を用いた。平均空気力の評価時間は 60 秒とし、30Hz のローパスフィルタを通して 500Hz で A/D 変換を行った。鉄道車両の転覆に影響する空気力は、主に横力 F_S 、揚力 F_L および車体中心まわりのローリングモーメント M_R の 3 つである。そこで、天秤で測定された空気力から、横力係数 C_S 、揚力係数 C_L 、車体中心まわりのローリングモーメント係数 C_M をそれぞれ式(2.3)、式(2.4)、式(2.5)で求めた。

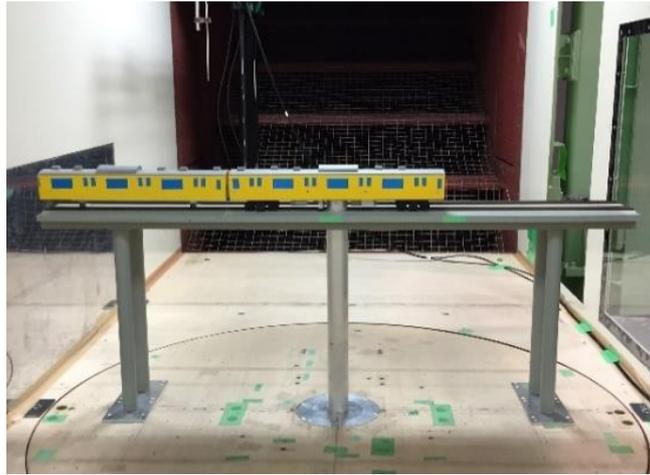
$$C_S = \frac{\overline{F_S}}{1/2 \rho \overline{U_r}^2 A} \quad (2.3)$$

$$C_L = \frac{\overline{F_L}}{1/2 \rho \overline{U_r}^2 A} \quad (2.4)$$

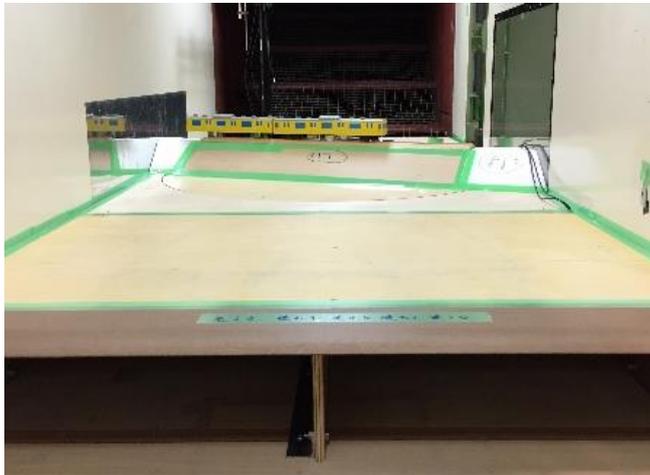
$$C_M = \frac{\overline{M_R}}{1/2 \rho \overline{U_r}^2 A h} \quad (2.5)$$

ここで、 ρ は空気密度、 A は車体側面積(0.032m²)、 h は車体の下端から上端までの高さ(0.066m)である。空気密度 ρ は、風路内で測定した気温と大気圧から計算した。基準平均風速 $\overline{U_r}$ は、車両および構造物を設置しない状態における車体中心高さの平均風速とし、表 2.1 および表 2.2 の測定値を用いた。参考文献[16],[36]より、レイノルズ数の空気力係数への影響が少ないことから、実験に用いる平均風速は天秤の定格荷重を考慮して、10m/s 前後で線路構造物ごとに 1 種類とした。

図 2.12 には、車両と構造物の模型設置状況を示す。図 2.12(a)は、風向角 90 度における車両と橋梁の組み合わせである。参考文献[16],[36]によると、橋梁端部の有無による空気力係数の変化は無視できることから、同文献の方法に合わせて橋梁端部は風洞壁面まで延長しないこととした。図 2.12(b)は、風向角 70 度における車両と盛土の組み合わせである。予備実験で盛土端部の有無による空気力係数の変化が確認されたため、盛土模型は風洞壁面まで延長した。また、同図は一様流の測定の様子であり、仮床を設置している。図 2.12(c)は、風向角 90 度における車両と素地の組み合わせである。先頭車両は、後述する風圧測定用の模型である。



(a) 橋梁



(b) 盛土（仮床設置）

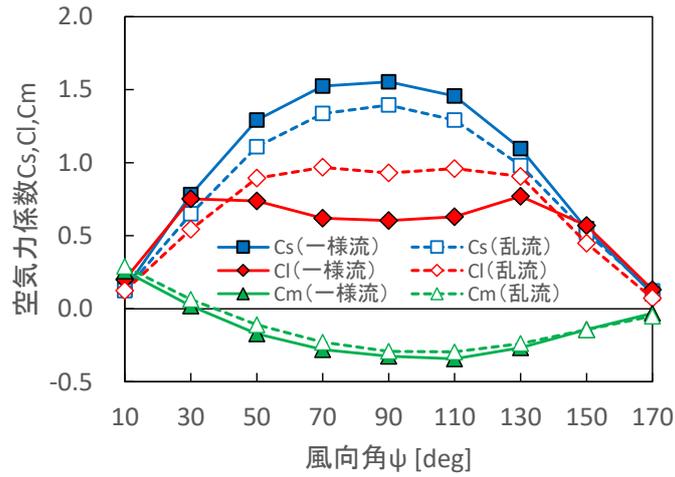


(c) 素地（風圧測定模型）

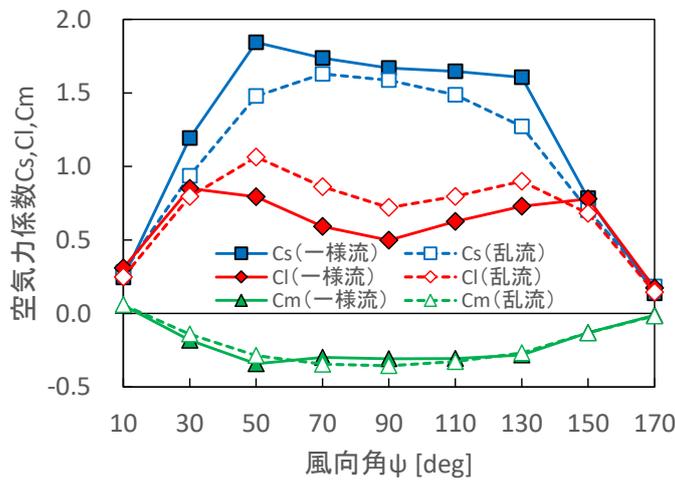
図 2.12 車両と線路構造物の模型設置状況

図 2.13 には、車両の空気力係数と風向角との関係を示す。いずれの構造物においても、横力係数 C_S は一様流中に比べ乱流中の方が小さくなる。また、盛土の条件では、一様流中の 50 度と 130 度にピークがみられる。揚力係数 C_L については、一様流と乱流で風向角特性が異なり、一様流では 90 度付近で極小となるのに対し、乱流では盛土を除き 90 度付近で極大となる。乱流中の盛土の条件については、横力係数と同様に 50 度および 130 度で極大となる。ローリングモーメント係数 C_M については、風向角 90 度付近で最も小さくなり、角度が大きくまたは小さくなるにつれて大きくなっていく。横力係数や揚力係数に比べてその値は小さく、一様流と乱流による違いも小さい。

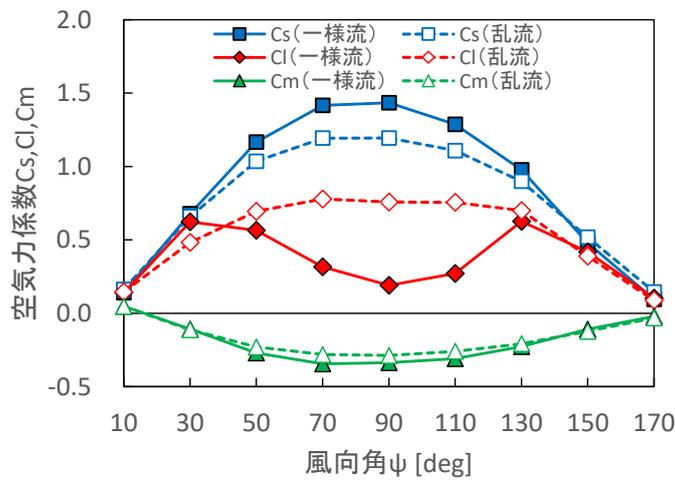
表 2.9～表 2.11 には、図 2.13 の空気力係数の数値情報を示した。なお、参考文献[16],[36]と比べて、仮床設置時の一様流中の空気力係数は小さく、乱流中の空気力係数は大きくなっている。これは、本研究ではピトー管位置 ($x=-3345\text{mm}$, $y=-250\text{mm}$, $z=770\text{mm}$) の平均風速で無次元化した鉛直分布を用いているのに対して、参考文献[16],[36]ではターンテーブル中心のピトー管高さ ($x=0$, $y=0$, $z=770\text{mm}$) の平均風速で無次元化した鉛直分布を使用しているためである。仮床設置時の一様流中では、閉塞率の増加により同じ高さでもピトー管位置の平均風速よりターンテーブル中心の平均風速の方が大きくなる。そのため、ピトー管位置の平均風速で無次元化した方が、ターンテーブル中心で無次元化するよりも鉛直分布が全体的に大きくなる。これにより、空気力係数の計算に用いる平均風速が大きくなるため、結果として空気力係数は小さくなる。一方、乱流中では、ターンテーブル中心の方がピトー管位置よりも乱流境界層が発達している。そのため、ターンテーブル中心の平均風速は、ピトー管位置の平均風速よりも小さくなる。そのため、ピトー管位置の平均風速で無次元化した方が、ターンテーブル中心で無次元化するよりも鉛直分布が全体的に小さくなる。これにより、空気力係数の計算に用いる平均風速が小さくなるため、結果として空気力係数は大きくなる。空気力測定時には、ピトー管位置で風速を測定しているため、空気力係数の計算に用いる平均風速はピトー管位置の平均風速から推定することになる。したがって、本研究の方法により修正した空気力係数は妥当であると考えられる。



(a) 橋梁



(b) 盛土



(c) 素地

図 2.13 先頭車の空気力係数と風向角の関係

表 2.9 橋梁上の車両の空気力係数

風向角 ψ [deg]	一様流			乱流		
	C_S	C_L	C_M	C_S	C_L	C_M
10	0.13	0.20	0.26	0.12	0.12	0.29
30	0.78	0.75	0.02	0.65	0.54	0.06
50	1.29	0.74	-0.17	1.11	0.89	-0.11
70	1.52	0.62	-0.28	1.34	0.97	-0.23
90	1.55	0.60	-0.33	1.39	0.93	-0.29
110	1.46	0.63	-0.34	1.29	0.96	-0.30
130	1.10	0.77	-0.27	0.98	0.91	-0.24
150	0.55	0.57	-0.14	0.52	0.45	-0.14
170	0.10	0.13	-0.03	0.12	0.07	-0.05

表 2.10 盛土上の車両の空気力係数

風向角 ψ [deg]	一様流			乱流		
	C_S	C_L	C_M	C_S	C_L	C_M
10	0.24	0.31	0.06	0.28	0.25	0.06
30	1.19	0.85	-0.18	0.94	0.79	-0.14
50	1.84	0.79	-0.34	1.48	1.06	-0.29
70	1.74	0.59	-0.30	1.63	0.86	-0.34
90	1.67	0.50	-0.31	1.59	0.72	-0.36
110	1.65	0.63	-0.31	1.49	0.80	-0.33
130	1.61	0.73	-0.28	1.27	0.90	-0.27
150	0.78	0.78	-0.13	0.70	0.68	-0.13
170	0.14	0.17	-0.01	0.18	0.14	-0.02

表 2.11 素地上の車両の空気力係数

風向角 ψ [deg]	一様流			乱流		
	C_S	C_L	C_M	C_S	C_L	C_M
10	0.14	0.14	0.05	0.16	0.15	0.05
30	0.68	0.62	-0.11	0.66	0.48	-0.11
50	1.17	0.56	-0.27	1.04	0.69	-0.23
70	1.42	0.32	-0.34	1.19	0.78	-0.28
90	1.43	0.19	-0.34	1.19	0.76	-0.29
110	1.29	0.27	-0.31	1.11	0.76	-0.26
130	0.98	0.63	-0.23	0.90	0.70	-0.21
150	0.48	0.42	-0.11	0.52	0.39	-0.12
170	0.10	0.10	-0.02	0.15	0.09	-0.03

2. 2. 3 項 車体まわりの風圧分布の測定

一様流中と乱流中の空気力係数の違いの要因を調べるために、車体まわりの風圧分布を測定した。測定には、メロンテクノス社の多点圧力センサ（48ch）および多点圧力計測システムを用いた。平均風圧の評価時間は64秒とし、ローパスフィルタは通さずに256HzでA/D変換を行った。導圧チューブの長さは、田村ら[38]の調査結果を参考に機器配置の利便性を考慮して4mとした。図2.14には、風圧測定に用いた車両模型の概略を示す。模型の形状および寸法は、空気力の測定に用いた模型（図2.3）と同じである。測定断面は、車体まわりに機器の配置されていない4断面（A～D）を選定した。1断面あたりの測定点は24点で、1辺あたり6点である。車両模型の各測定点で測定される全圧の平均値とピトー管で測定される静圧の平均値の差から平均動圧 \bar{P}_i （添字*i*は測定点番号）を求めた。各測定点の圧力係数は、式(2.6)で求めた。

$$C_{p,i} = \frac{\bar{P}_i}{\frac{1}{2}\rho\bar{U}_r^2} \quad (2.6)$$

基準平均風速 \bar{U}_r は、空気力係数の導出に用いた風速と同様で、車両および構造物を設置しない状態における車体中心高さの平均風速とし、表2.1および表2.2の測定値を用いた。

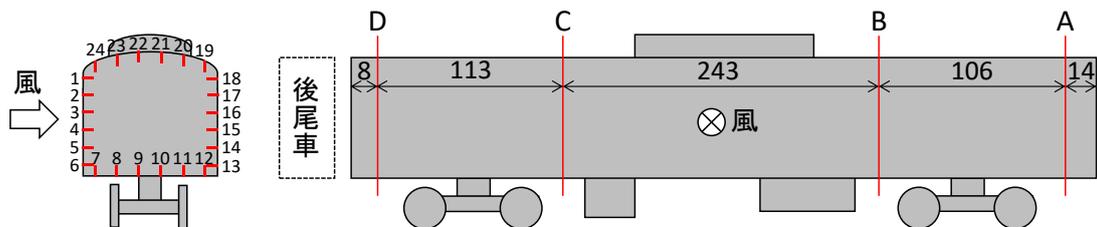
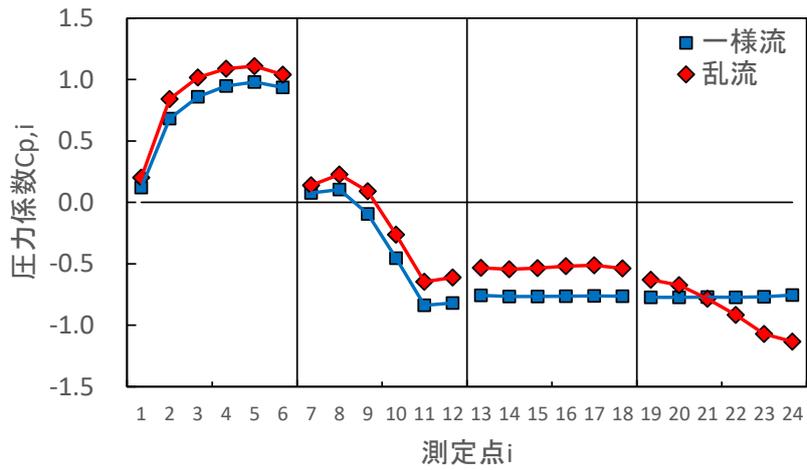


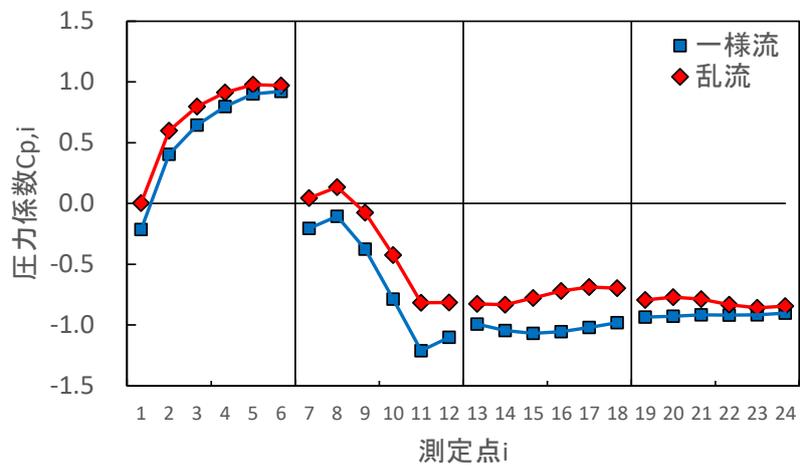
図 2.14 風圧測定用の車両模型の概略

図 2.15 には、風向角 90 度、断面 C における車体まわりの圧力係数 $C_{p,i}$ の測定結果を示す。各測定点番号 i の位置は図 2.14 に示すとおりであり、No.1~6 が正面（風上側）、No.7~12 が底面、No.13~18 が背面（風下側）、No.19~24 が上面である。いずれの構造物においても、正面圧は主に正圧で、背面圧、底面圧および上面圧は主に負圧となっている。横力係数に影響する正面圧と背面圧に着目すると、いずれの線路構造物においても正面圧は乱流の方が大きく、背面圧の絶対値は一様流の方が大きい。図 2.9~図 2.11 で構造物上の風速増速は一様流の方が乱流よりも大きくなることを示したが、圧力係数の測定結果から正面圧は構造物上の風速によらず乱流の方が大きくなることがわかった。揚力係数に影響する底面圧と上面圧に着目すると、底面圧の絶対値は一様流の方が大きく、上面圧の絶対値は盛土の条件を除いて乱流の方が大きい傾向にある。

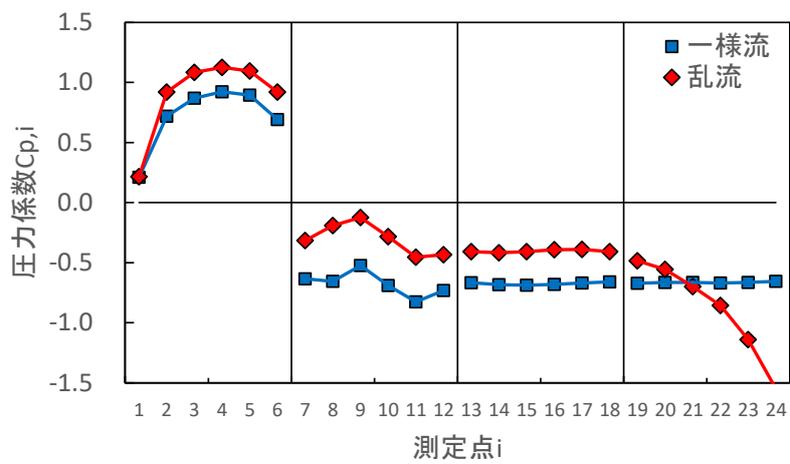
表 2.12 には、図 2.15 の圧力係数の数値情報を示した。



(a) 橋梁



(b) 盛土



(c) 素地

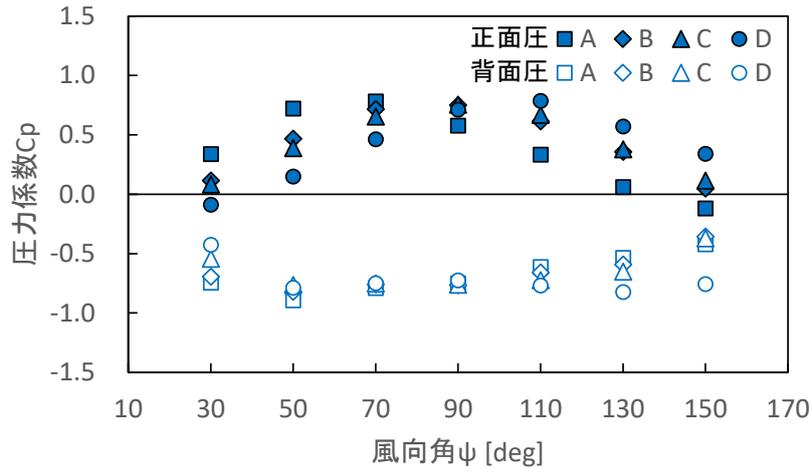
図 2.15 車体まわりの圧力係数 (風向角 90 度, 断面 C)

表 2.12 車体まわりの圧力係数（風向角 90 度，断面 C）

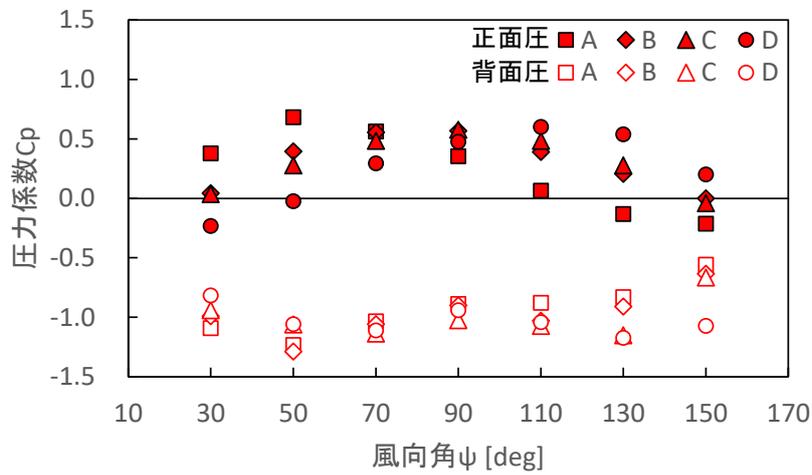
測定点 <i>i</i>	橋梁		盛土		素地	
	一様流	乱流	一様流	乱流	一様流	乱流
1	0.120	0.201	-0.214	0.003	0.211	0.216
2	0.682	0.841	0.405	0.598	0.720	0.919
3	0.859	1.016	0.644	0.798	0.868	1.083
4	0.946	1.088	0.798	0.912	0.921	1.126
5	0.981	1.108	0.900	0.976	0.895	1.096
6	0.937	1.039	0.921	0.971	0.690	0.920
7	0.077	0.139	-0.204	0.043	-0.635	-0.316
8	0.104	0.226	-0.105	0.135	-0.655	-0.193
9	-0.095	0.091	-0.377	-0.076	-0.523	-0.124
10	-0.455	-0.263	-0.787	-0.425	-0.691	-0.284
11	-0.838	-0.647	-1.212	-0.818	-0.826	-0.455
12	-0.820	-0.612	-1.102	-0.815	-0.732	-0.433
13	-0.756	-0.534	-0.993	-0.826	-0.667	-0.408
14	-0.766	-0.544	-1.046	-0.833	-0.684	-0.417
15	-0.766	-0.535	-1.069	-0.777	-0.688	-0.409
16	-0.764	-0.519	-1.055	-0.721	-0.680	-0.393
17	-0.763	-0.513	-1.021	-0.689	-0.670	-0.391
18	-0.764	-0.538	-0.980	-0.698	-0.660	-0.409
19	-0.774	-0.631	-0.935	-0.794	-0.671	-0.484
20	-0.773	-0.673	-0.927	-0.770	-0.664	-0.555
21	-0.772	-0.785	-0.917	-0.788	-0.666	-0.700
22	-0.774	-0.917	-0.920	-0.834	-0.670	-0.856
23	-0.769	-1.071	-0.916	-0.858	-0.665	-1.140
24	-0.754	-1.135	-0.902	-0.844	-0.655	-1.550

図 2.16 および図 2.17 には、各断面における車両の正面および背面の圧力係数の風向角特性を示す。正面圧は、図 2.14 における測定点 No.1～6 の圧力係数の平均値として、背面圧は、同図における測定点 No.13～18 の圧力係数の平均値として計算した。図 2.16 は一様流中の測定結果、図 2.17 は乱流中の測定結果である。

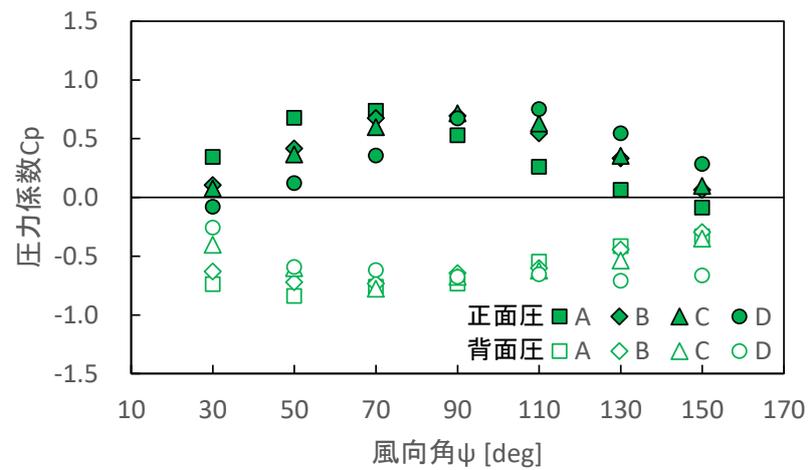
表 2.13～表 2.15 には図 2.16 の数値情報を、表 2.16～表 2.18 には図 2.17 の数値情報を示した。



(a) 橋梁

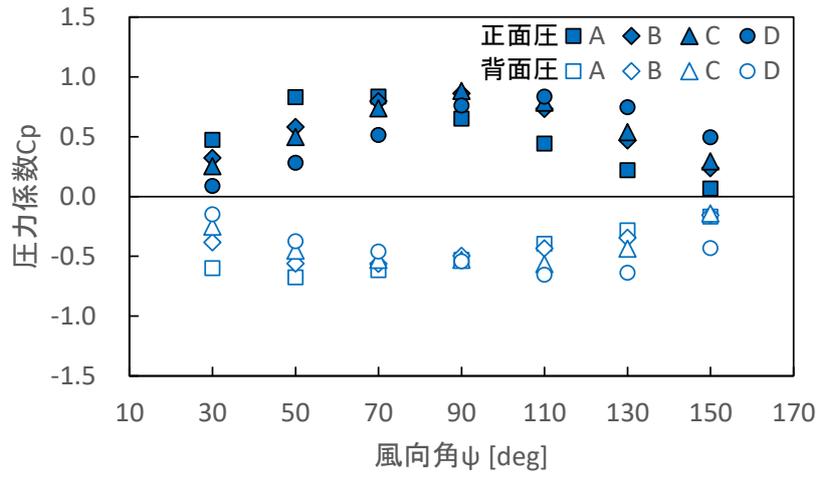


(b) 盛土

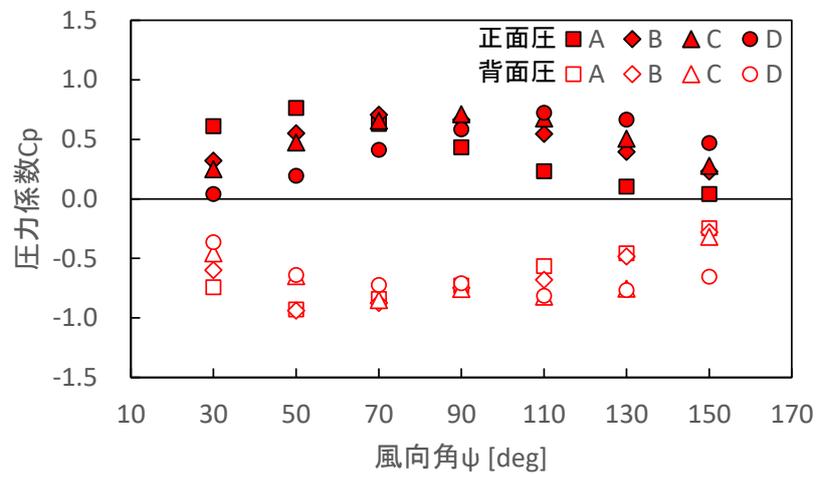


(c) 素地

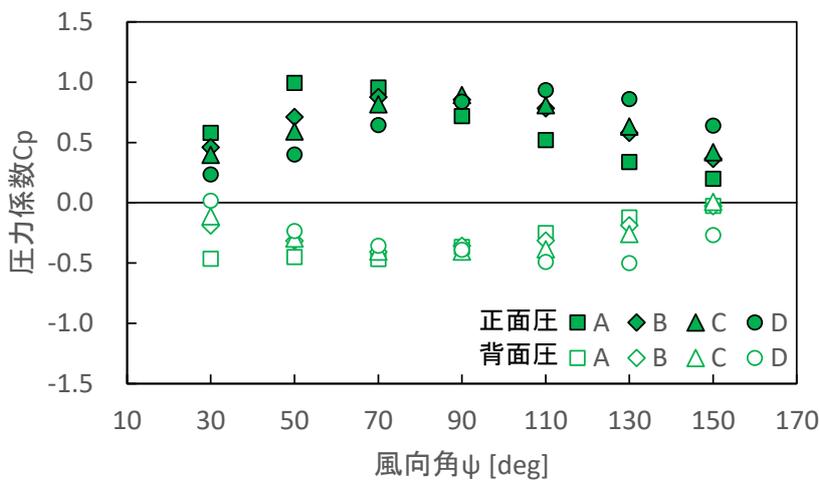
図 2.16 一様流中の各断面における車体の正面圧と背面圧の風向角特性



(a) 橋梁



(b) 盛土



(c) 素地

図 2.17 乱流中の各断面における車体の正面圧と背面圧の風向角特性

表 2.13 一様流中の各断面における車体の正面圧と背面圧の風向角特性（橋梁）

風向角 ψ [deg]	正面圧				背面圧			
	断面 A	断面 B	断面 C	断面 D	断面 A	断面 B	断面 C	断面 D
10	-0.178	-0.084	-0.051	0.040	-0.246	-0.210	-0.098	-0.139
30	-0.120	0.047	0.114	0.340	-0.423	-0.356	-0.372	-0.758
50	0.059	0.356	0.377	0.569	-0.538	-0.593	-0.652	-0.825
70	0.332	0.613	0.669	0.785	-0.613	-0.658	-0.725	-0.770
90	0.576	0.750	0.754	0.711	-0.750	-0.767	-0.763	-0.725
110	0.780	0.715	0.654	0.463	-0.790	-0.761	-0.753	-0.749
130	0.720	0.466	0.387	0.148	-0.893	-0.822	-0.764	-0.787
150	0.337	0.115	0.081	-0.089	-0.745	-0.695	-0.543	-0.426
170	-0.836	-0.053	-0.062	-0.139	-0.484	-0.335	-0.200	-0.118

表 2.14 一様流中の各断面における車体の正面圧と背面圧の風向角特性（盛土）

風向角 ψ [deg]	正面圧				背面圧			
	断面 A	断面 B	断面 C	断面 D	断面 A	断面 B	断面 C	断面 D
10	-0.228	-0.131	-0.136	-0.070	-0.314	-0.277	-0.226	-0.373
30	-0.214	0.000	-0.041	0.200	-0.560	-0.636	-0.666	-1.075
50	-0.132	0.206	0.278	0.537	-0.832	-0.911	-1.152	-1.175
70	0.065	0.390	0.482	0.600	-0.881	-1.032	-1.073	-1.044
90	0.354	0.568	0.576	0.475	-0.890	-0.901	-1.027	-0.942
110	0.561	0.554	0.482	0.293	-1.037	-1.060	-1.140	-1.111
130	0.682	0.394	0.278	-0.024	-1.234	-1.289	-1.062	-1.060
150	0.378	0.041	0.035	-0.234	-1.094	-0.993	-0.941	-0.817
170	-0.771	-0.124	-0.127	-0.201	-0.595	-0.476	-0.309	-0.255

表 2.15 一様流中の各断面における車体の正面圧と背面圧の風向角特性（素地）

風向角 ψ [deg]	正面圧				背面圧			
	断面 A	断面 B	断面 C	断面 D	断面 A	断面 B	断面 C	断面 D
10	-0.164	-0.086	-0.066	0.035	-0.212	-0.157	-0.128	-0.260
30	-0.086	0.064	0.099	0.286	-0.331	-0.294	-0.350	-0.663
50	0.065	0.332	0.355	0.545	-0.414	-0.444	-0.536	-0.708
70	0.262	0.547	0.631	0.753	-0.546	-0.602	-0.622	-0.655
90	0.529	0.696	0.718	0.674	-0.733	-0.643	-0.675	-0.675
110	0.738	0.676	0.599	0.358	-0.760	-0.731	-0.776	-0.618
130	0.677	0.416	0.367	0.122	-0.838	-0.720	-0.601	-0.591
150	0.346	0.107	0.078	-0.078	-0.737	-0.629	-0.403	-0.255
170	-0.862	-0.088	-0.055	-0.105	-0.495	-0.329	-0.170	-0.129

表 2.16 乱流中の各断面における車体の正面圧と背面圧の風向角特性（橋梁）

風向角 ψ [deg]	正面圧				背面圧			
	断面 A	断面 B	断面 C	断面 D	断面 A	断面 B	断面 C	断面 D
10	-0.004	0.092	0.125	0.190	-0.073	-0.049	0.058	-0.008
30	0.067	0.237	0.294	0.495	-0.168	-0.156	-0.142	-0.433
50	0.220	0.469	0.539	0.748	-0.283	-0.345	-0.436	-0.639
70	0.442	0.733	0.786	0.835	-0.395	-0.434	-0.567	-0.654
90	0.651	0.861	0.882	0.762	-0.531	-0.497	-0.531	-0.542
110	0.835	0.796	0.737	0.515	-0.616	-0.563	-0.531	-0.460
130	0.830	0.581	0.497	0.282	-0.675	-0.560	-0.454	-0.374
150	0.474	0.321	0.254	0.088	-0.599	-0.383	-0.252	-0.150
170	-0.601	0.113	0.110	0.046	-0.531	-0.078	-0.030	0.048

表 2.17 乱流中の各断面における車体の正面圧と背面圧の風向角特性（盛土）

風向角 ψ [deg]	正面圧				背面圧			
	断面 A	断面 B	断面 C	断面 D	断面 A	断面 B	断面 C	断面 D
10	0.056	0.158	0.182	0.272	-0.038	-0.003	0.061	-0.100
30	0.039	0.228	0.278	0.469	-0.249	-0.281	-0.319	-0.655
50	0.102	0.395	0.504	0.664	-0.458	-0.484	-0.756	-0.767
70	0.231	0.546	0.675	0.722	-0.566	-0.681	-0.823	-0.815
90	0.433	0.663	0.710	0.584	-0.729	-0.747	-0.757	-0.711
110	0.629	0.706	0.656	0.410	-0.841	-0.876	-0.851	-0.724
130	0.763	0.550	0.473	0.193	-0.931	-0.941	-0.650	-0.641
150	0.609	0.320	0.248	0.040	-0.743	-0.599	-0.460	-0.366
170	-0.295	0.180	0.160	0.088	-0.562	-0.108	-0.045	0.020

表 2.18 乱流中の各断面における車体の正面圧と背面圧の風向角特性（素地）

風向角 ψ [deg]	正面圧				背面圧			
	断面 A	断面 B	断面 C	断面 D	断面 A	断面 B	断面 C	断面 D
10	0.146	0.237	0.260	0.323	0.073	0.095	0.186	0.115
30	0.201	0.366	0.421	0.640	-0.025	-0.028	0.008	-0.268
50	0.339	0.580	0.634	0.860	-0.122	-0.186	-0.258	-0.500
70	0.521	0.783	0.811	0.935	-0.251	-0.313	-0.385	-0.489
90	0.719	0.855	0.893	0.839	-0.366	-0.356	-0.405	-0.391
110	0.958	0.878	0.817	0.645	-0.467	-0.407	-0.403	-0.356
130	0.994	0.713	0.592	0.401	-0.450	-0.314	-0.295	-0.233
150	0.581	0.461	0.399	0.236	-0.464	-0.188	-0.113	0.017
170	-0.357	0.235	0.255	0.190	-0.497	0.082	0.067	0.188

2. 3節 乱流中の横力係数の予測モデルの構築

本節では、鉄道車両の転覆に最も大きく影響する横力に関して、前節で得られた風洞実験結果に基づき、一様流中の横力係数から乱流中のそれを予測するモデルを構築する。既往モデルとの違いを述べるとともに予測精度の比較を行い、提案モデルの有効性を示す。

2. 3. 1項 既往モデルの定式化

気流の違いのメカニズムを考慮して横力を予測する既往モデルとしては、EN14067-6[9]におけるマルチボディシミュレーションによる車両の時刻歴応答解析が挙げられる。この方法では、横力係数には一様流中で測定した平均値を用いるが、風速には自然風の乱れを考慮した瞬間風速の時系列データを用いる。そのため、横力の評価には、風速の乱れの影響が自動的に反映される。本節では、この影響を解析的に解くための定式化を行う。

既往モデルによる時刻歴応答解析では、以下の3つの乱流効果が自動的に反映される。

- ①平均風速の鉛直分布の違いの影響
- ②乱れ成分による平均動圧の変化の影響
- ③乱れ成分による風向変動の影響

まず、①について、一様流に対する乱流の平均風速の比から横力の変化量を求め、その違いを横力係数に反映させる。図 2.18 には、一様流と乱流の平均風速の鉛直分布の違いのイメージを示す。一様流中の平均風速 $\overline{U_u(z)}$ は、高さによらずほぼ一定の鉛直分布を持つ。一方、乱流中の平均風速 $\overline{U_t(z)}$ は、べき法則に従った鉛直分布を持つ。そのため、車体中心高さ h_1 の平均風速を基準に考えると、乱流の平均風速は車体中心より下側では一様流よりも小さく、上側では大きくなる。この影響による横力係数の補正係数を f_z とし、この影響のみを考慮すると、乱流中の横力について式(2.7)の関係が得られる。

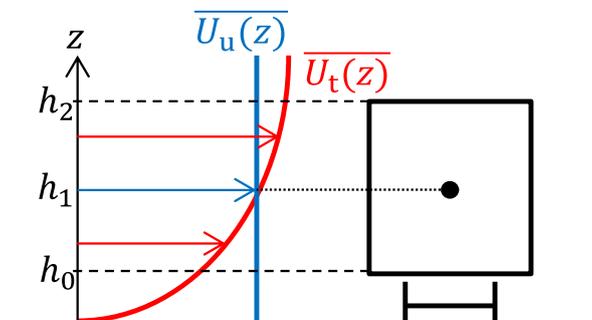


図 2.18 一様流と乱流の平均風速の鉛直分布のイメージ

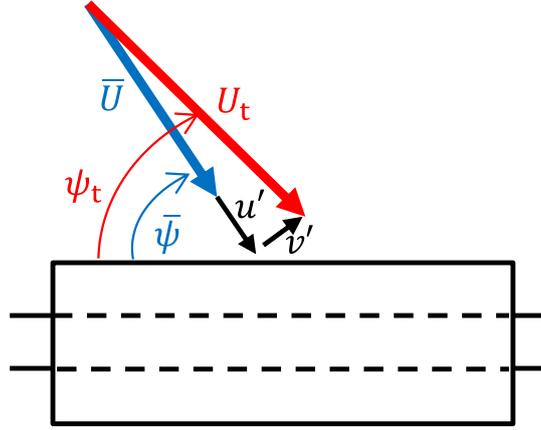


図 2.19 車体側面にあたる風の風速と風向角のイメージ

$$\frac{1}{2} f_z C_{S,u} \rho l \int_{h_0}^{h_2} \bar{U}_u^2(z) dz = \frac{1}{2} C_{S,u} \rho l \int_{h_0}^{h_2} \bar{U}_t^2(z) dz \quad (2.7)$$

ここで、 l は車両長さである．式(2.7)を f_z について解くと，式(2.8)が得られる．

$$f_z = \frac{\int_{h_0}^{h_2} \bar{U}_t^2(z) dz}{\int_{h_0}^{h_2} \bar{U}_u^2(z) dz} \quad (2.8)$$

この影響を考慮した研究として，Liu & Ishihara[39]は竜巻の風向風速の鉛直分布を考慮して，構造物にはたらく非定常空気力の予測を行っている．

次に，②について，一様流中の平均動圧に対する乱流中の平均動圧の比から横力の変化量を求め，その違いを横力係数に反映させる．図 2.19 には，車体側面にあたる風の風速と風向角のイメージを示す．図中で， \bar{U} は平均風速， $\bar{\psi}$ は平均風向角， u' は流れ方向の変動成分， v' は流れ直角方向の変動成分である．また，図には示していないが，鉛直方向の変動成分 w' が存在する．一様流中では，瞬間風速は平均風速にほぼ一致し，各変動成分は無視できる．一方，乱流中では，瞬間風速は平均風速と異なる．一様流中と乱流中の瞬間風速の2乗の平均値は，それぞれ式(2.9)，式(2.10)で表される．

$$\overline{U_u^2} \approx \bar{U}^2 \quad (2.9)$$

$$\overline{U_t^2} = \bar{U}^2 + \overline{u'^2} + \overline{v'^2} + \overline{w'^2} \quad (2.10)$$

式(2.9)と式(2.10)より，平均風速が同じでも乱流中では一様流中に比べて平均動圧が大きくなるのがわかる．この影響を空気力係数に反映させるための補正係数を f_e とすると， f_e は式(2.11)で表される．

$$f_e = \frac{\overline{U_t^2}}{\overline{U_u^2}} = 1 + \frac{\overline{u'^2}}{\bar{U}^2} + \frac{\overline{v'^2}}{\bar{U}^2} + \frac{\overline{w'^2}}{\bar{U}^2} \quad (2.11)$$

ここで、変動成分の平均値 \bar{u}' , \bar{v}' および \bar{w}' は 0 なので、それらの 2 乗も同様に 0 である。そのため、変動成分の 2 乗の平均値 $\overline{u'^2}$, $\overline{v'^2}$ および $\overline{w'^2}$ は、それぞれそれらの分散 σ_u^2 , σ_v^2 および σ_w^2 に一致する。したがって、式(2.11)は、式(2.12)のように書き直される。

$$f_e = 1 + I_u^2 + I_v^2 + I_w^2 \quad (2.12)$$

ここで、 I_u , I_v および I_w は、それぞれ主流方向、主流直角方向、鉛直方向の乱流強度である。

最後に③について、乱れ成分による瞬間風向角の変動による横力の変動量を横力係数に反映させる。図 2.19 から、瞬間風向角 ψ_t は式(2.13)で表される。

$$\psi_t = \bar{\psi} - \arctan\left(\frac{v'}{\bar{U} + u'}\right) \quad (2.13)$$

ここで、風速の変動成分の分布を考える。図 2.20 には、 u' と v' の頻度分布の例を示す。測定位置は、橋梁上の車両側面位置 ($x=-35\text{mm}$, $y=0$, $z=560\text{mm}$) である。サンプリング周波数は 1kHz、測定時間は 60 秒、データ数は $N=60000$ である。変動成分 u' と v' は、平均風速 \bar{U} で無次元化した。0.1 刻みの階級に分けた頻度分布と正規分布による近似曲線を示す。

同図より、変動成分 u' , v' はともに平均値が 0 の正規分布に概ね従っていることが確認できる。そこで、本研究におけるモデル化では、 u' および v' が平均値 0, 標準偏差 σ_u , σ_v の正規分布（以下、 $N(0, \sigma_u)$, $N(0, \sigma_v)$ とする）に従うと仮定する。この影響を考慮して乱流中の横力係数 $C_{S,t}(\bar{\psi})$ を予測すると、 $C_{S,t}(\bar{\psi})$ は瞬間風向角 ψ_t に対応する一様流中の横力係数の期待値 $E[C_{S,u}(\psi_t)]$ として計算される。 $N(0, \sigma_u)$ において $u' = i$ となる確率を $P[u' = i; N(0, \sigma_u)]$ とし、 $N(0, \sigma_v)$ において $v' = j$ となる確率を $P[v' = j; N(0, \sigma_v)]$ とすると、 $C_{S,t}(\bar{\psi}) = E[C_{S,u}(\psi_t)]$ は式(2.14)で表される。

$$\begin{aligned} C_{S,t}(\bar{\psi}) &= E[C_{S,u}(\psi_t)] \\ &= \int_{-\infty}^{\infty} P[v' = j; N(0, \sigma_v)] \int_{-\infty}^{\infty} P[u' = i; N(0, \sigma_u)] \cdot C_{S,u}\left\{\bar{\psi} - \arctan\left(\frac{j}{\bar{U} + i}\right)\right\} didj \end{aligned} \quad (2.14)$$

この影響を空気力係数へ反映させるための補正係数を f_ψ とすると、 f_ψ は式(2.15)で表される。

$$f_\psi = \frac{E[C_{S,u}(\psi_t)]}{C_{S,u}(\bar{\psi})} \quad (2.15)$$

この影響を考慮した研究として、井澤ら[40]は鉄道の中間車両の一様流中と乱流中の横力係数の違いをモンテカルロシミュレーションにより検証している。

①～③の影響を考慮した補正係数 f_z , f_e および f_ψ を用いて、一様流中の横力係数 $C_{S,u}(\bar{\psi})$ から乱流中の横力係数 $C_{S,t}(\bar{\psi})$ を予測する既往モデルは、式(2.16)で定式化される。

$$C_{S,t}(\bar{\psi}) = f_z f_e f_\psi C_{S,u}(\bar{\psi}) \quad (2.16)$$

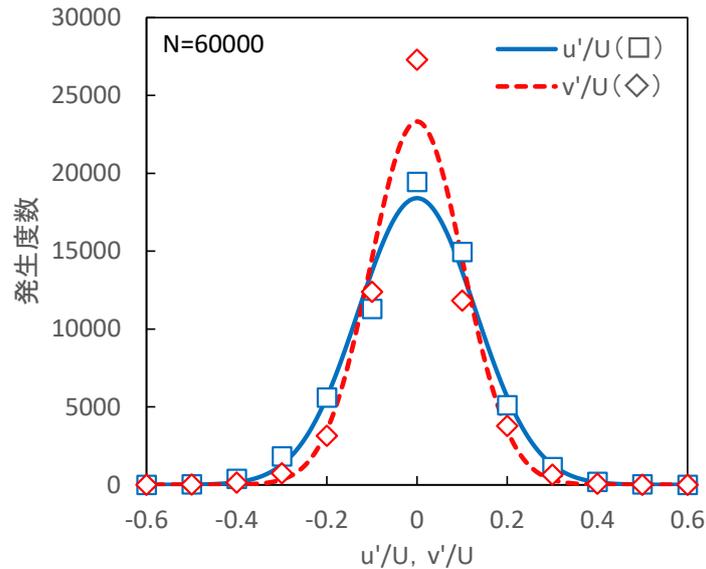


図 2.20 乱流中における風速の変動成分の頻度分布

2. 3. 2 項 既往モデルによる横力係数の予測精度の評価

前項で定式化した既往モデルを用いて、一様流中の横力係数から乱流中のそれを予測する。補正係数 f_z の計算に用いる平均風速の鉛直分布について、橋梁では表 2.1、盛土と素地では表 2.1 と表 2.2 の実験結果を線形補間して用いた。補正係数 f_e の計算に用いる流れ方向の乱流強度 I_u について、橋梁では表 2.7、盛土では表 2.8 の構造物上の車体中心高さにおける実験結果を風向角ごとに用い、素地では表 2.1 の車体中心高さにおける実験結果を全ての風向角に用いた。鉛直方向の乱流強度 I_w には、参考文献[16], [36]の予備実験の結果を参考に、橋梁で $I_w = 0.74I_u$ 、盛土で $I_w = 0.67I_u$ 、素地で $I_w = 0.52I_u$ とした。補正係数 f_ψ の計算に用いる標準偏差 σ_u と σ_v は、補正係数 f_e と同様に構造物上の車体中心高さの実験結果を用いた。その積分範囲は、計算精度を確認したうえで計算負荷を考慮して $-0.99\bar{U} \sim 0.99\bar{U}$ とした。計算上の風向角が、実際に測定を行った風向角である 10~170 度の範囲内の場合には、実験結果を線形補間した。風向角が 10~170 度の範囲外となる場合には、風向角 0 度および 180 度における横力係数をいずれも 0 と仮定し、風向角 0 度および 180 度を中心に対象の風向角特性を仮定した。

図 2.21 には、線路構造物を盛土としたときの、式(2.16)における各補正係数が横力係数に与える影響を示す。 f_z による横力係数の変化はほとんど見られない。これは、鉄道車両のスケールでは、一様流と乱流で平均風速の鉛直分布に大きな違いがないためである。 f_e は横力係数を全体的に大きくする効果がある。これは、乱流の変動成分により平均動圧が大きくなるためである。 f_ψ は一様流中の横力係数の風向角特性を乱流中のそれに補正する効

果がある。これは、乱流の変動成分により瞬間風向角が変化し、横力係数のピーク値が風向角方向に平均化されるためである。図 2.22 には、それぞれの構造物における乱流中の横力係数の予測結果を示す。風向角特性については、いずれの構造物においてもほぼ再現できている。特に盛土については、図 2.13(b)の実験結果から、一様流中における風向角 50 度と 130 度の横力係数にピークが見られるが、予測結果ではそのピークが補正されている。一方で、いずれの構造物においても乱流中の横力係数が過大評価されている。このことは安全側の評価といえるが、より合理的に横力を評価するためには予測精度の向上が必要である。そこで、次項では、乱流中の横力係数の予測精度を向上させるため、予測モデルの修正を行う。

表 2.19 には、図 2.22 の横力係数の実測値と既往モデルによる予測値の数値情報を示した。

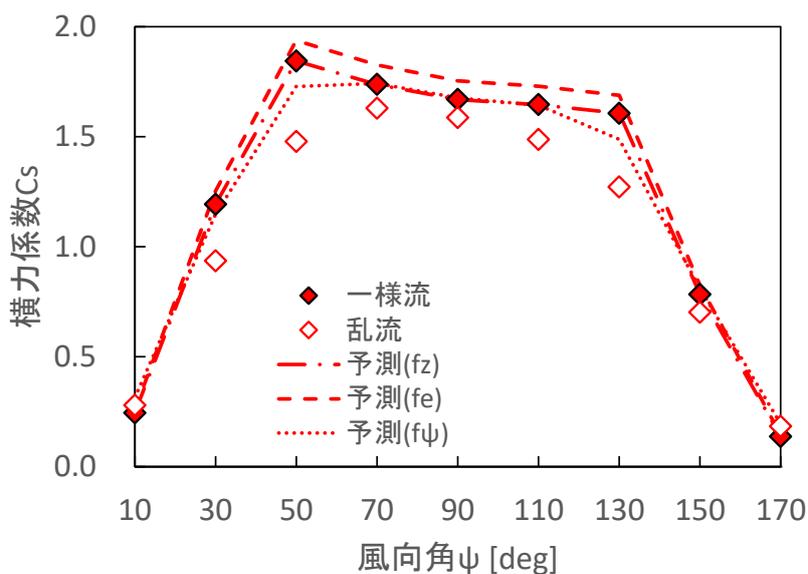


図 2.21 各補正係数が横力係数に与える影響 (盛土)

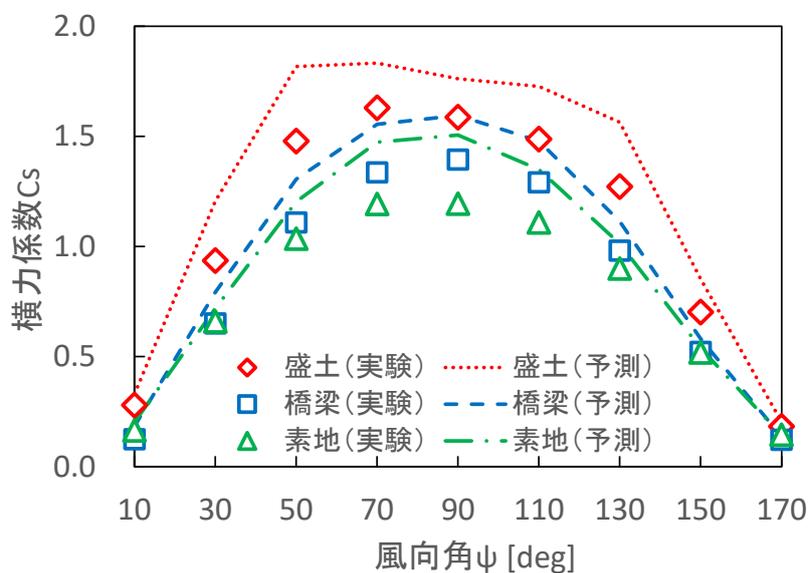


図 2.22 横力係数の風洞実験による実測値と既往モデルによる予測値の比較

表 2.19 横力係数の風洞実験による実測値と既往モデルによる予測値

風向角 ψ [deg]	橋梁		盛土		素地	
	実測値	予測値	実測値	予測値	実測値	予測値
10	0.12	0.18	0.28	0.33	0.16	0.20
30	0.65	0.79	0.94	1.21	0.66	0.72
50	1.11	1.31	1.48	1.82	1.04	1.20
70	1.34	1.56	1.63	1.83	1.19	1.47
90	1.39	1.59	1.59	1.76	1.19	1.51
110	1.29	1.48	1.49	1.73	1.11	1.35
130	0.98	1.11	1.27	1.56	0.90	1.01
150	0.52	0.58	0.70	0.85	0.52	0.54
170	0.12	0.14	0.18	0.20	0.15	0.14

2. 3. 3 項 提案モデルの定式化

既往モデルにおいて横力係数を過大評価する原因として、気流の違いによる車両の背面圧の変化をモデルに反映できていないことが考えられる。そこで、本項では、横力係数を正面圧と背面圧に分けて定式化し、気流の違いによる背面圧の変化を考慮した新たな補正係数 f_p を提案する。これを既往モデルに追加することで、予測精度の改善を図る。

既往研究として、角柱などの基本断面まわりの風圧分布や気流の違いがそれらに与える影響を調査したものは数多くある（例えば、Lee[41]）。2. 2. 3 項の実験結果から、鉄道車両についても正面圧と背面圧の特性は既往研究と同様の傾向となっている。これらの結果に基づき、補正係数 f_p の定式化を行う。なお、線路構造物によって車体まわりの風圧分布は若干異なるが、ここでは実用性を考慮して線路構造物によらない共通のモデルとして定式化することとする。

車両にはたらく横力は、正面圧と背面圧の差で表される。したがって、一様流中の横力係数 $C_{S,u}(\bar{\psi})$ は、正面圧 $C_{S,u}^W(\bar{\psi})$ と背面圧 $C_{S,u}^L(\bar{\psi})$ から式(2.17)により表される。

$$C_{S,u}(\bar{\psi}) = C_{S,u}^W(\bar{\psi}) - C_{S,u}^L(\bar{\psi}) \quad (2.17)$$

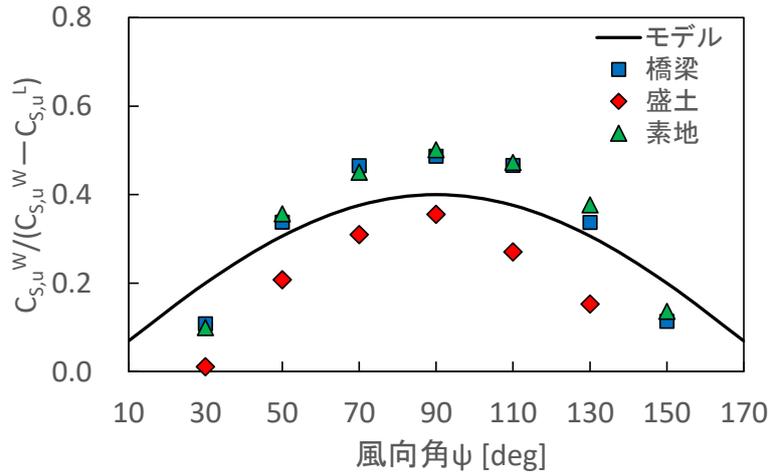
横力係数から正面圧と背面圧を推定するためには、横力係数に占めるそれぞれの割合を定式化する必要がある。図 2.23 には、一様流中の正面圧と背面圧の差に対する正面圧および背面圧の割合を線路構造物と風向角ごとに示す。正面圧と背面圧は、表 2.13～表 2.15 に示す測定値を用いた。横力係数に占める各断面圧力の影響割合を仮定して、各断面圧力の加重平均値を示した。各断面の影響割合は、図 2.14 に示す断面配置に基づいて隣接断面との中間点で影響範囲を分割することで計算し、断面 A を 14%、断面 B を 36%、断面 C を 37%、断面 D を 13%と仮定した。

線路構造物によるばらつきはあるものの、平均的には風向角 90 度をピークとした山なりの風向角特性を持つ。これらの結果より、風向角 90 度における一様流中の横力係数に占める正面圧と背面圧の割合を $C_{S,u}^W(90):C_{S,u}^L(90) = 0.4:0.6$ とした。風向角特性について、正面圧は風速の車体側面に直交する成分として定式化し、背面圧にはその差を割り当てた。これにより、一様流中の正面圧 $C_{S,u}^W(\bar{\psi})$ と背面圧 $C_{S,u}^L(\bar{\psi})$ は、それぞれ式(2.18)と式(2.19)で表される。

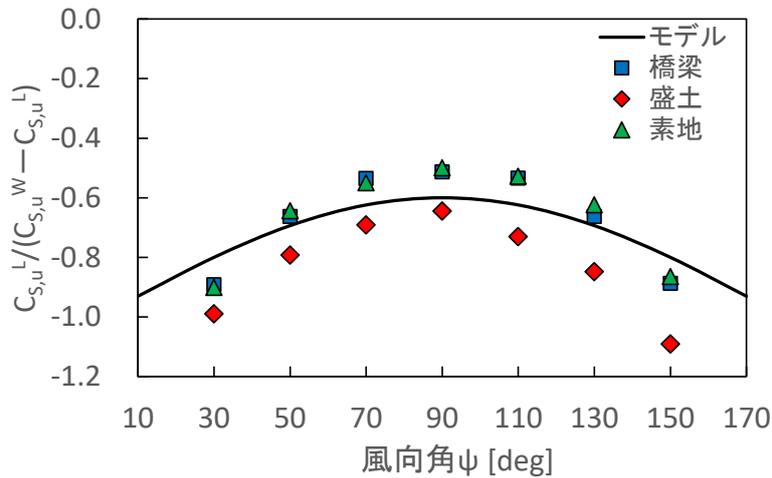
$$C_{S,u}^W(\bar{\psi}) = 0.4 \sin \bar{\psi} C_{S,u}(\bar{\psi}) \quad (2.18)$$

$$C_{S,u}^L(\bar{\psi}) = -(1 - 0.4 \sin \bar{\psi}) C_{S,u}(\bar{\psi}) \quad (2.19)$$

図 2.23(a)には式(2.18)による計算値を、図 2.23(b)には式(2.19)による計算値を、それぞれ実線で示した。



(a) 正面圧の割合



(b) 背面圧の割合

図 2.23 横力係数に占める正面圧と背面圧の割合

一様流中の正面圧 $C_{S,u}^W(\bar{\psi})$ と乱流中の正面圧 $C_{S,t}^W(\bar{\psi})$ の関係は、2.3.1項で定式化した既往モデルに基づき式(2.20)で表す。

$$C_{S,t}^W(\bar{\psi}) = f_z f_e f_\psi C_{S,u}^W(\bar{\psi}) \quad (2.20)$$

図 2.24 には、乱流中の正面圧の実測値と式(2.20)による推定値との差 $\Delta C_{S,t}^W$ を示す。実測値には、表 2.16～表 2.18 に示す値を用いた。図 2.23 と同様に、各断面圧力の加重平均値を示した。いずれの条件でも 0 より大きくなっているが、これは実測値に対して推定値が過小評価になっていることを表す。ただし、過小評価量はそれほど大きくなく、最も重要な風向角 90 度付近で下限値が概ね 0 になっている。そのため、本研究では、乱流中の正面圧の補

正は行わず、既往モデルに基づく式(2.20)による推定値をそのまま用いることとする。

一様流中の背面圧 $C_{S,u}^L(\bar{\psi})$ と乱流中の背面圧 $C_{S,t}^L(\bar{\psi})$ の関係は、流れ方向の乱流強度 I_u の一次関数として式(2.21)のように設定した。

$$C_{S,t}^L(\bar{\psi}) = (1 + \delta I_u) f_z f_e f_\psi C_{S,u}^L(\bar{\psi}) \quad (2.21)$$

ここで、 δ は乱流強度 I_u に対する勾配である。図 2.25 には、勾配 δ を定めるための実験結果を各断面の加重平均値として示す。実験結果は、式(2.21)を δ について解くことで求めた。線路構造物や風向角によるばらつきはあるが、ここでは最も重要な風向角 90 度付近の上限値に合わせて $\delta = -1.5$ とした(図中の実線)。なお、この値は本研究で対象とした通勤型電車に対するものであり、車体形状に応じて δ の値は変化する。

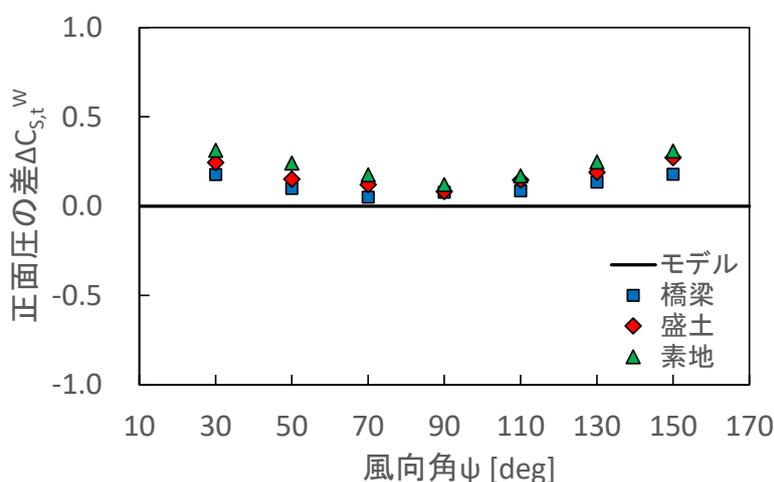


図 2.24 乱流中の正面圧の実測値と推定値の差

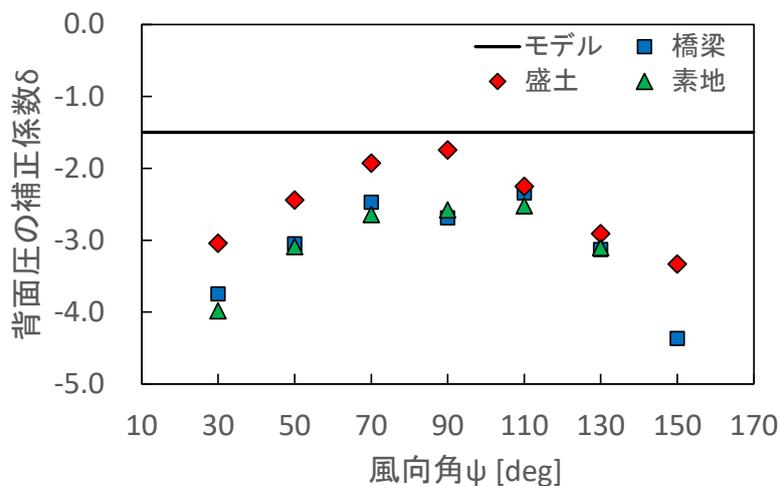


図 2.25 一様流に対する乱流中の背面圧の補正係数

乱流中の横力係数 $C_{S,t}(\bar{\psi})$ は、乱流中の正面圧 $C_{S,t}^W(\bar{\psi})$ と背面圧 $C_{S,t}^L(\bar{\psi})$ の差から式(2.22)で表される。

$$C_{S,t}(\bar{\psi}) = C_{S,t}^W(\bar{\psi}) - C_{S,t}^L(\bar{\psi}) \quad (2.22)$$

式(2.18)を式(2.20)へ、式(2.19)を式(2.21)へ代入し、さらに式(2.20)と式(2.21)を式(2.22)に代入すると、式(2.23)が得られる。

$$C_{S,t}(\bar{\psi}) = \{0.4 \sin \bar{\psi} + (1 - 0.4 \sin \bar{\psi})(1 + \delta I_u)\} \times f_z f_e f_\psi C_{S,u}(\bar{\psi}) \quad (2.23)$$

気流の違いが車体の正面圧と背面圧に与える影響を考慮した補正係数 f_p は、式(2.23)における f_z 、 f_e および f_ψ を除いた項として、式(2.24)で表される。

$$f_p = 0.4 \sin \bar{\psi} + (1 - 0.4 \sin \bar{\psi})(1 + \delta I_u) \quad (2.24)$$

以上より、本研究で提案する乱流中の横力係数の予測モデルは、式(2.25)で表される。

$$C_{S,t}(\bar{\psi}) = f_z f_e f_\psi f_p C_{S,u}(\bar{\psi}) \quad (2.25)$$

2. 3. 4 項 提案モデルによる横力係数の予測精度の評価

前項で定式化した提案モデルにより、乱流中の横力係数を予測する。補正係数 f_z 、 f_e および f_ψ は、2. 3. 2 項と同様の方法で計算した。補正係数 f_p の計算に用いる流れ方向の乱流強度 I_u は、 f_e の計算に用いる値と同様とした。

図 2.26 には、提案モデルによる予測結果を示す。いずれの構造物についても過大評価が改善され、実験値と推定値がほぼ一致していることが確認できる。表 2.20 には、図 2.26 の数値情報を示した。

図 2.27 には、既往手法と提案手法について、散布図による横力係数の実験値と予測値の比較を示す。図 2.27(a)は、日本における既往手法（例えば、鈴木ほか[15]）に相当するもので、実験値を一樣流中の横力係数、予測値を乱流中の横力係数として両者を比較したものである。風洞実験結果から自明であるが、乱流中の横力係数を用いると一樣流中の横力を過小評価している。図 2.27(b)は、欧州における既往モデルにより、一樣流中の横力係数から乱流中のそれを予測した結果である。既往モデルでは、乱流中の横力係数を過大評価している。図 2.27(c)は、本研究での提案モデルにより、一樣流中の横力係数から乱流中のそれを予測した結果である。提案モデルでは過大評価が改善され、プロットが $y = x$ の直線上にほぼ乗っていることが確認できる。これらの結果より、横力係数を正面圧と背面圧を分けて定式化し、気流の違いによる風圧分布の変化を反映させることで、既往手法に比べて高い精度で乱流中の横力係数を予測できると考えられる。

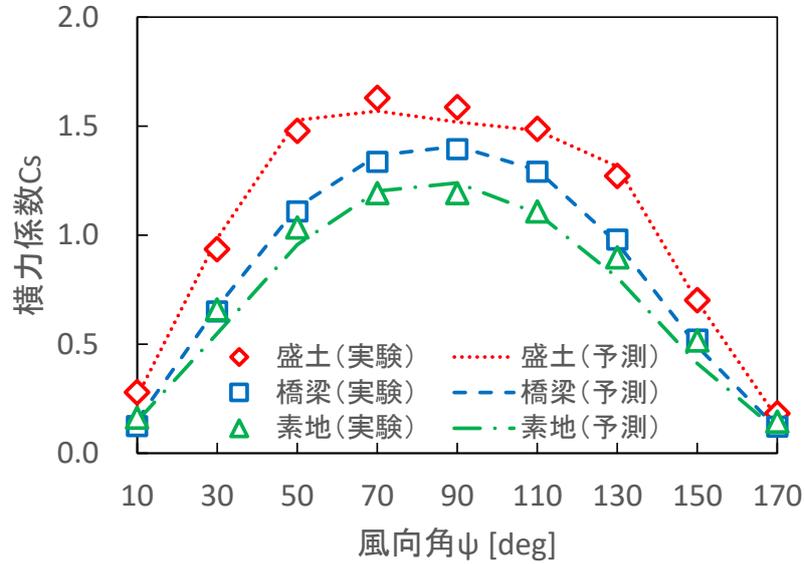
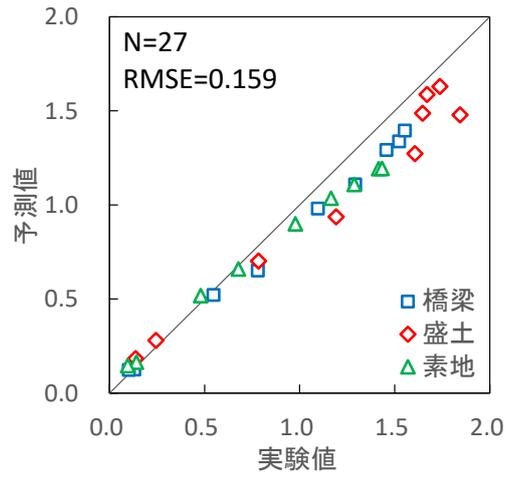


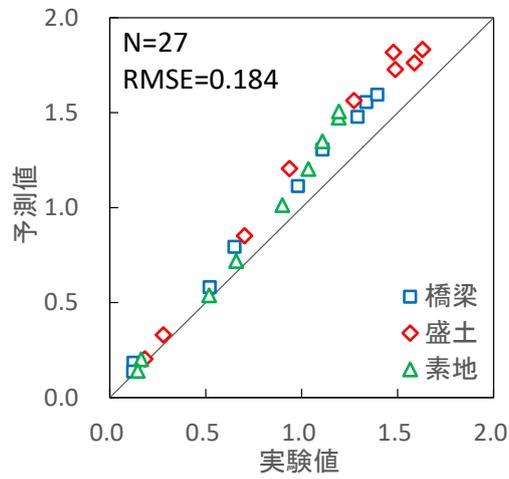
図 2.26 横力係数の風洞実験による実測値と提案モデルによる予測値の比較

表 2.20 横力係数の風洞実験による実測値と提案モデルによる予測値

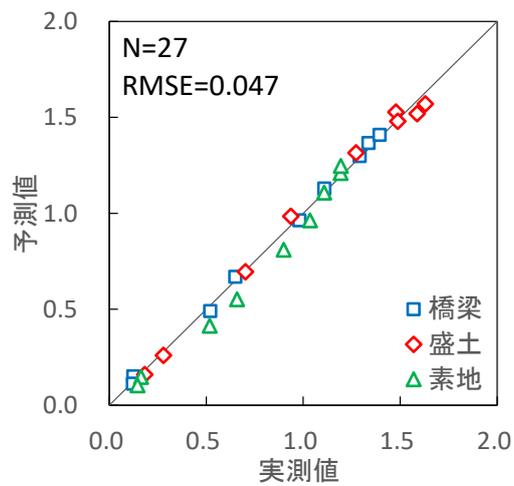
風向角 ψ [deg]	橋梁		盛土		素地	
	実測値	予測値	実測値	予測値	実測値	予測値
10	0.12	0.15	0.28	0.26	0.16	0.15
30	0.65	0.67	0.94	0.98	0.66	0.55
50	1.11	1.13	1.48	1.53	1.04	0.96
70	1.34	1.37	1.63	1.57	1.19	1.20
90	1.39	1.41	1.59	1.52	1.19	1.24
110	1.29	1.30	1.49	1.48	1.11	1.10
130	0.98	0.96	1.27	1.31	0.90	0.81
150	0.52	0.49	0.70	0.70	0.52	0.41
170	0.12	0.11	0.18	0.16	0.15	0.10



(a) 日本の既往手法



(b) 欧州の既往モデル



(c) 提案モデル

図 2.27 横力係数の実測値と予測値の比較

2. 3. 5 項 提案モデルの予測精度と適用範囲に関する検証

本項では、提案モデルの予測精度と適用範囲に関する検証を行う。最初に、各補正係数を独立としないモデルについて述べ、提案モデルとの予測精度の比較を行う。次に、中間車に相当する条件での空気力係数の測定結果を示し、提案モデルによる予測結果との比較を行う。

(1) 各補正係数を独立としないモデルとの予測精度の比較

本研究において、乱流中の横力係数の予測モデルは、式(2.25)で提案した。提案モデルでは、一様流と乱流が横力係数に与える影響として 4 つの効果を考慮した。そして、これらの項は、それぞれ独立に計算される。これは、モデルの理解のしやすさ、計算負荷、各補正係数の影響度合いの把握などを目的として、モデルの単純化を図ったためである。一方で、厳密には各補正係数は独立ではなく、それぞれの影響を正確に反映させるためには、お互いの関係を考慮して定式化を行う必要がある。式(2.26)には、各補正係数を独立とせずそれぞれの影響を正確に反映させたモデル（以下、詳細モデルとする）を示す。

$$C_{s,t}(\bar{\psi}) = \int_{h_0}^{h_2} \{0.4 \sin \bar{\psi} + (1 - 0.4 \sin \bar{\psi})(1 + \delta I_u(z))\} \\ \int_{-\infty}^{\infty} P[w' = k; N(0, \sigma_w(z))] \int_{-\infty}^{\infty} P[v' = j; N(0, \sigma_v(z))] \int_{-\infty}^{\infty} P[u' = i; N(0, \sigma_u(z))] \\ \cdot \frac{(\overline{U_t(z)} + i)^2 + j^2 + k^2}{\overline{U_u(z)}^2} C_{s,u} \left\{ \bar{\psi} - \arctan \left(\frac{j}{\overline{U_t(z)} + i} \right) \right\} didjdkdz \quad (2.26)$$

提案モデルとは異なり、各効果が独立の補正係数とはならず、多重積分を解くことで乱流中の横力係数が計算される。

図 2.28 には、式(2.25)の提案モデルによる横力係数の予測結果と式(2.26)の詳細モデルによる予測結果を示す。また、図 2.29 には、散布図による両者の比較を示す。提案モデルと詳細モデルで予測結果にほとんど違いはなく、同等の予測精度が得られていることが確認できる。この結果より、鉄道車両のスケールにおいては各補正係数を独立としても予測精度への影響はほとんどなく、モデルの単純化の観点からは提案モデルを用いることが有効であるといえる。

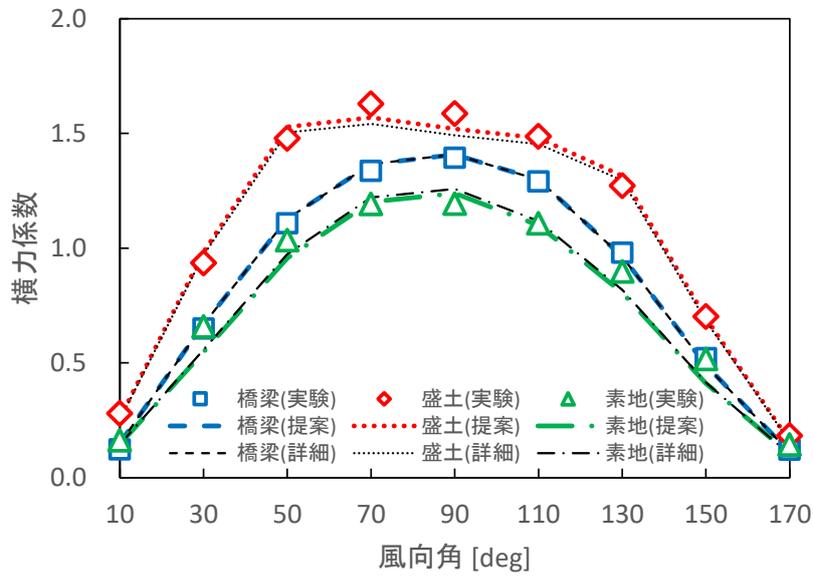


図 2.28 提案モデルと詳細モデルによる横力係数の予測結果

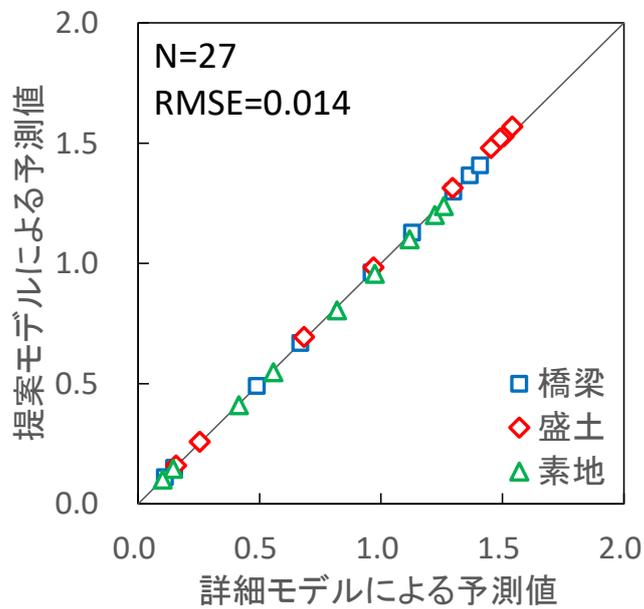


図 2.29 提案モデルによる予測値と詳細モデルによる予測値の比較

(2) 中間車に対する予測モデルの適用性の検証

前項までは、通勤型先頭車を対象として風洞実験を実施し、横力係数の予測モデルを構築した。これは、一般的には先頭車の方が中間車に比べて耐風性能が低いことと、先頭車の方が中間車よりも三次元性が高いために横力係数の予測が難しいと考えられるためである。一方で、構築した提案モデルの中間車への適用性は検証しておく必要がある。そこで、ここでは中間車の空気力係数を測定し、提案モデルを中間車に適用した場合の横力係数の予測精度を検証する。なお、空気力係数の値そのものを議論する場合には中間車の編成状態を正確に再現する必要があるが、そのためには新たに専用の中間車模型を製作しなければならない。ここでの目的は、二次元性の高い中間車に対する予測モデルの適用性の検証であるため、既存の先頭車模型の前方に既存の別形式車両模型を追加設置することで中間車に相当する状況を模擬した。したがって、得られた空気力係数の値は実際の中間車のそれとは異なることに注意されたい。

図 2.30 には、中間車を模擬した車両と線路構造物の模型設置状況を示す。先頭車の前方に 24 系客車を模擬した 1/40 車両模型を追加設置することで、中間車に相当する状況を模擬した。図 2.31 と表 2.21～表 2.23 には、中間車の空気力係数の測定結果を示す。風向角が 90 度に近い角度では、先頭車に比べて空気力係数が大きい傾向である。風向角が 30 度前後および 150 度前後では、逆に先頭車に比べて空気力係数が小さい。これは、先頭車に比べて二次元性が高いことが原因である。なお、空気力係数が風向角 90 度を中心に左右対称になっていないのは、先頭車前方に設置した車両が別形状であることと、測定車両の機器配置が対象ではないためであると考えられる。



(a) 橋梁

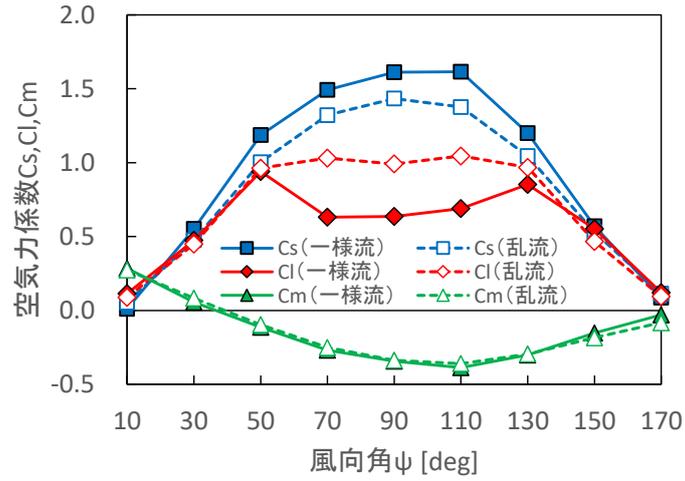


(b) 盛土（仮床設置，風圧測定模型）

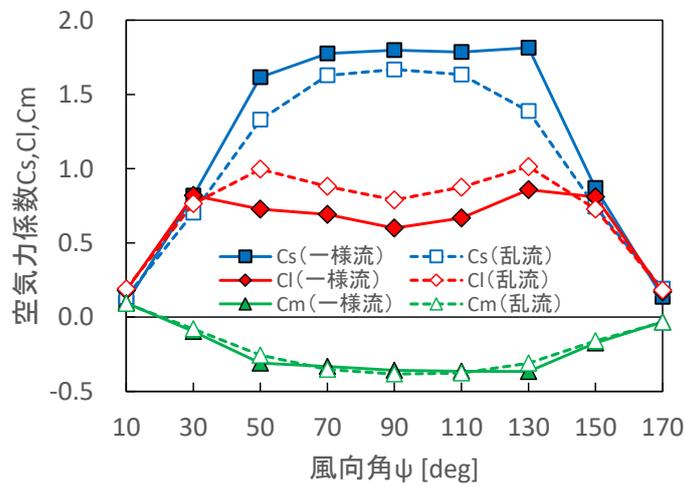


(c) 素地

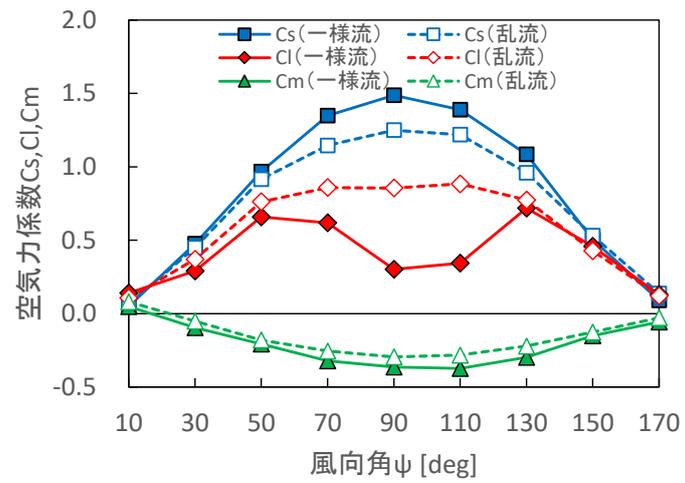
図 2.30 中間車を模擬した車両と線路構造物の模型設置状況



(a) 橋梁



(b) 盛土



(c) 素地

図 2.31 中間車の空気力係数と風向角の関係

表 2.21 橋梁上の中間車の空気力係数

風向角 ψ [deg]	一様流			乱流		
	C_S	C_L	C_M	C_S	C_L	C_M
10	0.01	0.12	0.29	0.05	0.09	0.27
30	0.55	0.47	0.06	0.48	0.45	0.08
50	1.19	0.94	-0.11	1.00	0.96	-0.10
70	1.49	0.63	-0.27	1.32	1.03	-0.25
90	1.61	0.64	-0.34	1.43	0.99	-0.34
110	1.62	0.69	-0.39	1.38	1.05	-0.36
130	1.20	0.85	-0.30	1.04	0.97	-0.29
150	0.57	0.55	-0.15	0.53	0.47	-0.18
170	0.09	0.12	-0.03	0.11	0.09	-0.08

表 2.22 盛土上の中間車の空気力係数

風向角 ψ [deg]	一様流			乱流		
	C_S	C_L	C_M	C_S	C_L	C_M
10	0.10	0.18	0.10	0.13	0.19	0.09
30	0.82	0.82	-0.10	0.70	0.76	-0.08
50	1.62	0.73	-0.31	1.33	1.00	-0.26
70	1.78	0.69	-0.33	1.63	0.88	-0.35
90	1.80	0.60	-0.36	1.67	0.79	-0.38
110	1.79	0.67	-0.36	1.63	0.87	-0.38
130	1.81	0.86	-0.37	1.39	1.01	-0.31
150	0.87	0.81	-0.17	0.74	0.73	-0.16
170	0.14	0.17	-0.03	0.19	0.18	-0.03

表 2.23 素地上の中間車の空気力係数

風向角 ψ [deg]	一様流			乱流		
	C_S	C_L	C_M	C_S	C_L	C_M
10	0.05	0.14	0.05	0.07	0.11	0.08
30	0.48	0.29	-0.10	0.45	0.37	-0.05
50	0.97	0.66	-0.21	0.92	0.76	-0.18
70	1.35	0.62	-0.32	1.15	0.86	-0.26
90	1.49	0.30	-0.36	1.25	0.86	-0.29
110	1.39	0.34	-0.37	1.22	0.88	-0.28
130	1.09	0.72	-0.30	0.96	0.77	-0.22
150	0.51	0.46	-0.15	0.53	0.43	-0.13
170	0.09	0.13	-0.06	0.14	0.12	-0.03

図 2.32 と表 2.24 には、横力係数の測定結果と提案モデルによる予測結果を示す。また、図 2.33 には、両者の散布図による比較を示す。先頭車の場合と同様で、風向角や線路構造物によらず良好な予測結果が得られている。このことから、提案モデルは中間車に対しても適用可能であるといえる。

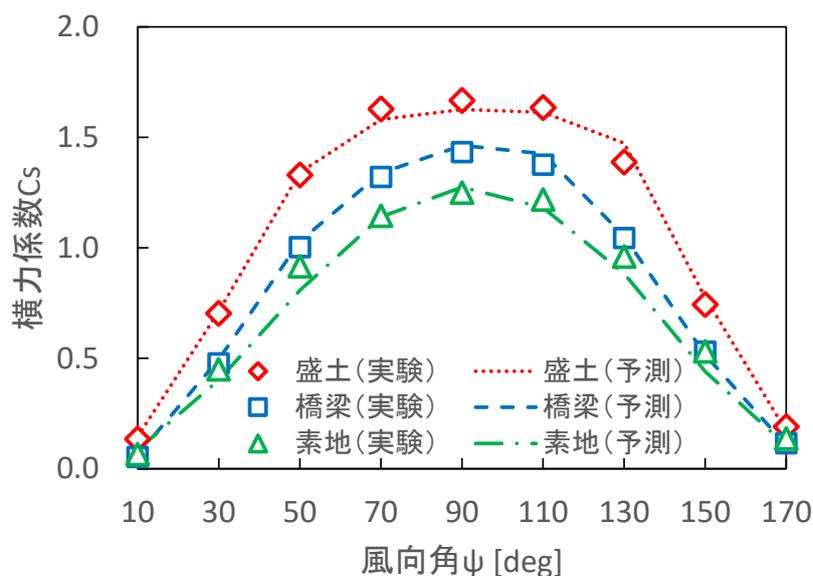


図 2.32 提案モデルによる中間車の横力係数の予測結果

表 2.24 乱流中の横力係数の風洞実験による実測値と提案モデルによる予測値

風向角 ψ [deg]	橋梁		盛土		素地	
	実測値	予測値	実測値	予測値	実測値	予測値
10	0.05	0.06	0.13	0.15	0.07	0.09
30	0.48	0.49	0.70	0.71	0.45	0.40
50	1.00	1.03	1.33	1.34	0.92	0.81
70	1.32	1.34	1.63	1.58	1.15	1.14
90	1.43	1.46	1.67	1.63	1.25	1.27
110	1.38	1.43	1.63	1.61	1.22	1.18
130	1.04	1.05	1.39	1.47	0.96	0.88
150	0.53	0.51	0.74	0.77	0.53	0.44
170	0.11	0.11	0.19	0.17	0.14	0.10

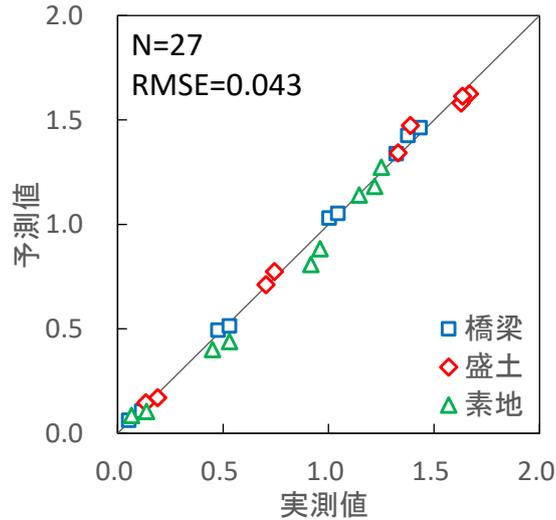


図 2.33 中間車の横力係数の実測値と予測値の比較

2. 4 節 走行中の車両にはたらく横力の予測と転覆限界風速の評価

本節では、走行中の車両の横力係数の予測を行い、車両の走行が横力に与える影響を評価する。さらに、横力の違いが転覆限界風速に与える影響を評価する。2. 4. 1 項では横力の予測を、2. 4. 2 項では転覆限界風速の評価を行う。

図 2.1 をもとに、自然風の風速を U 、車両走行速度を V 、自然風の風向角を ψ 、自然風の流れ方向の乱流強度を $I_{u,t}$ とし、相対風の風速 U_r 、相対風の風向角 ψ_r 、相対風の流れ方向の乱流強度 $I_{u,r}$ をそれぞれ式(2.27)、式(2.28)、式(2.29)で求める。

$$U_r = \sqrt{(U \cos \psi + V)^2 + (U \sin \psi)^2} \quad (2.27)$$

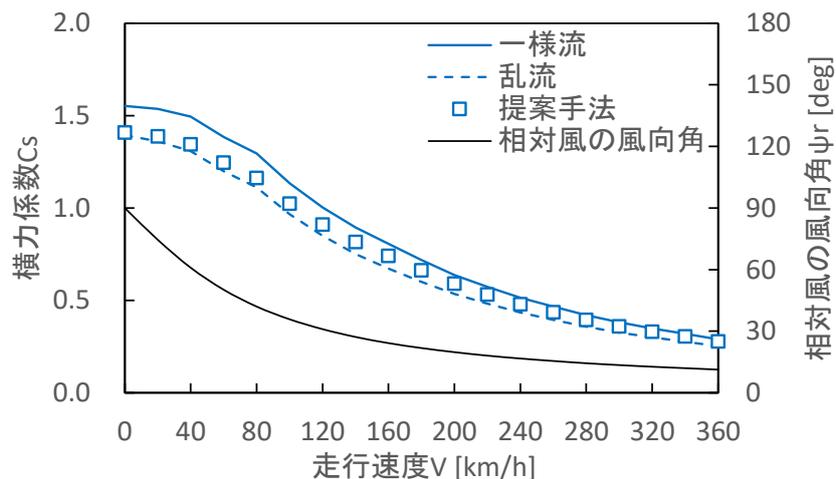
$$\psi_r = \arctan \frac{U \sin \psi}{U \cos \psi + V} \quad (2.28)$$

$$I_{u,r} = \frac{\bar{U}}{U_r} I_{u,t} \quad (2.29)$$

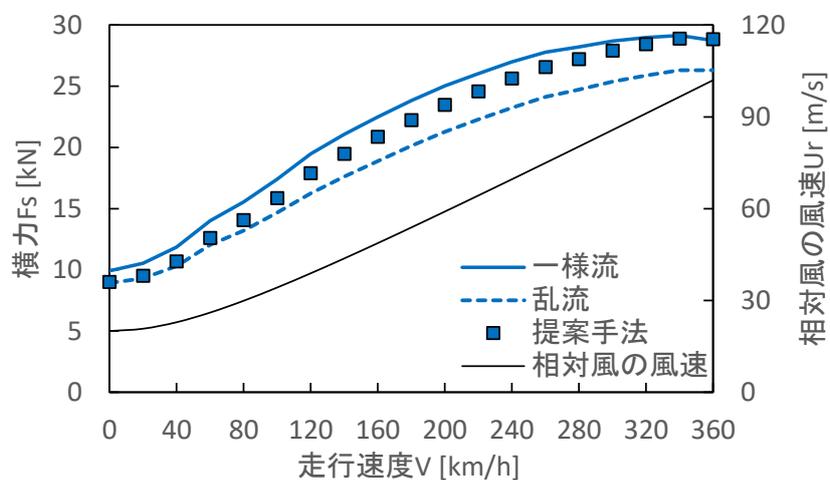
2. 4. 1 項 横力の予測

本項では、車両の走行速度と自然風の風向角が横力係数および横力に与える影響を評価する。共通の評価条件は、次のように設定した。自然風の風速は 20m/s とした。空気密度は 1.23kg/m³ とした。代表面積は、在来線の通勤型電車の半車体側面積を想定して 26.0m² とした。線路構造物は橋梁とした。

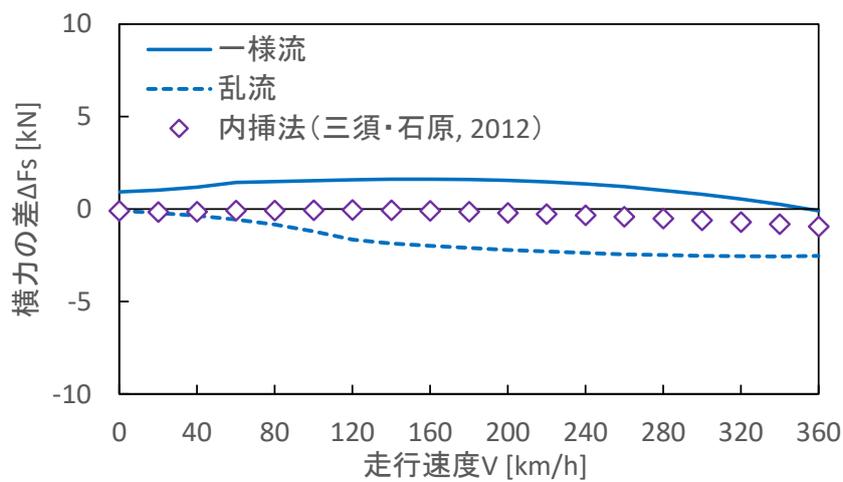
最初に、車両の走行速度の影響を評価する。自然風の風向角は 90 度とした。車両の走行速度は、0 から EN14067-6[9]で規定されている最高速度である 360km/h までの範囲で 20km/h 刻みに設定した。図 2.34 には、走行速度 V が横力係数 C_S および横力 F_S に与える影響を示す。図 2.34(a)より、走行速度の増加に伴い、横力係数 C_S は徐々に小さくなる。これは、相対風の風向角が、走行速度の増加に伴い小さくなるためである。気流の影響について、一様流中の横力係数は、全速度域で乱流中の横力係数よりも大きい。提案手法で予測した横力係数は、走行速度が 0 のときには乱流の横力係数に一致する。そして、走行速度の増加に伴い徐々に一様流の横力係数に近づいていき、最高速度の 360km/h のときには一様流の値にほぼ一致する。これは、走行速度が増加すると相対風に占める走行風の割合が大きくなり、気流が一様流に近づくためである。図 2.34(b)は、図 2.34(a)の横力係数を用いて横力 F_S を評価した結果である。走行速度の増加に伴い、横力 F_S は徐々に大きくなる。これは、横力係数の減少以上に相対風速の増加の影響が大きいためである。提案手法により予測した横力の傾向は、図 2.34(a)と同様である。図 2.34(c)は、一様流中および乱流中の横力と提案手法により予測した横力の差 ΔF_S を示す。 ΔF_S が正のときには過大評価、負のときには過小評価であることを表す。一様流中の横力係数を用いると、ほぼ全ての速度域において横力を過大評価していることがわかる。走行速度が最高の 360km/h になると、その過大評価量はほぼ 0 になる。一方、乱流中の横力係数を用いると、走行速度が 0 のときには ΔF_S が 0 になるものの、走行速度の増加に伴い横力が過小評価になり、その過小評価量は徐々に増大する。同図には、参考文献[16]で提案されている内挿法と本研究での提案手法との差をあわせて示した。全ての速度域において、内挿法との差はほぼ 0 である。



(a) 横力係数



(b) 横力

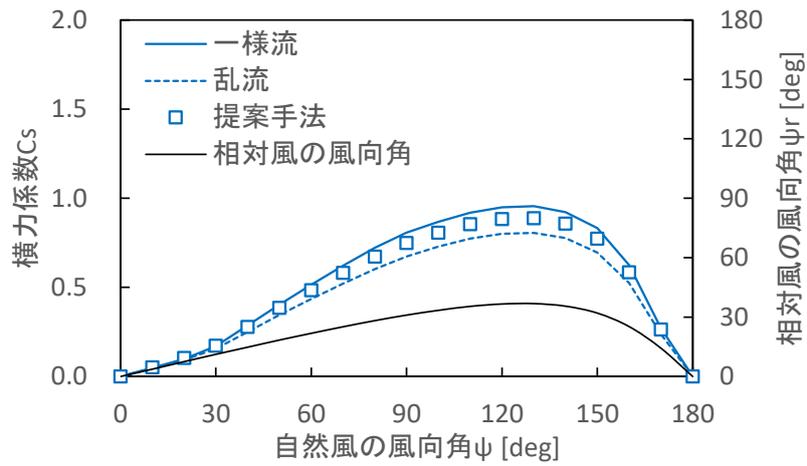


(c) 横力の差

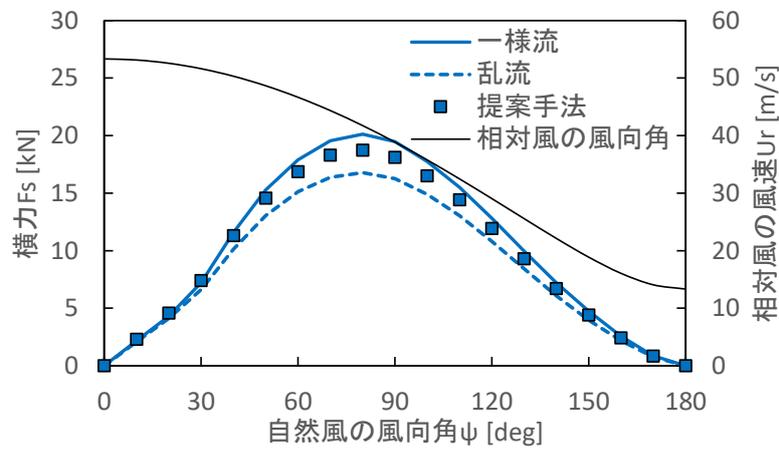
図 2.34 走行速度が横力係数および横力に与える影響

次に、自然風の風向角の影響を評価する。走行速度は 120km/h とした。自然風の風向角は、0 から 180 度までの範囲で 10 度刻みに設定した。図 2.35 には、自然風の風向角 ψ が横力係数 C_S および横力 F_S に与える影響を示す。図 2.35(a)より、横力係数 C_S は自然風の風向角が 130 度前後で最も大きくなり、風向角が大きくまたは小さくなると減少する。図 2.35(b)は、図 2.35(a)の横力係数を用いて横力 F_S を評価した結果である。横力 F_S は、自然風の風向角が 80 度前後で最も大きくなる。また、提案手法で予測した横力は、自然風の風向角が 80 度前後で最も一様流に近づく。図 2.35(c)は、図 2.34(c)と同様に、一様流中および乱流中の横力と提案手法により予測した横力の差 ΔF_S を示す。自然風の風向角 80 度前後をピークに、一様流中の横力係数では過大評価、乱流中の横力係数では過小評価となっていることがわかる。同図には、参考として図 2.34(c)と同様に内挿法と提案手法との差をあわせて示した。全ての風向角において、内挿法との差はほぼ 0 である。

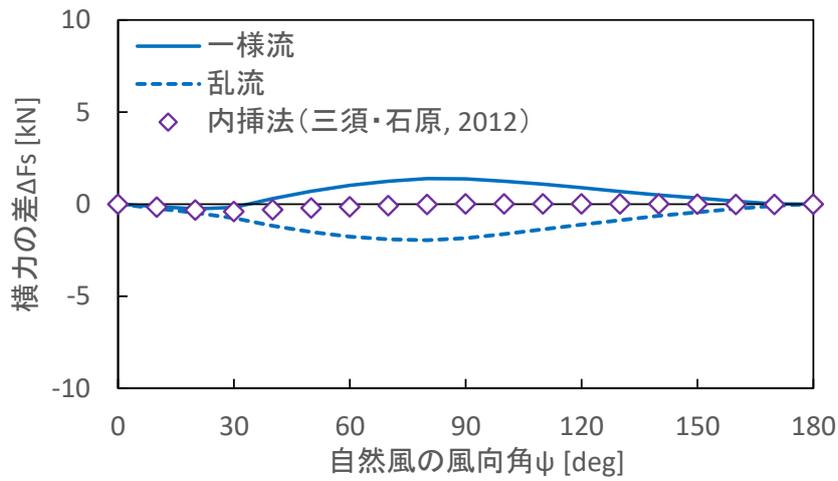
以上より、走行車両にはたらく横力の評価では、ほぼ全ての速度域と風向角において一様流中の横力係数を用いると過大評価、乱流中の横力係数を用いると過小評価となることがわかった。さらに、提案手法と参考文献[16]の内挿法では、同等の横力評価となることを明らかにした。これにより、内挿法の予測精度の妥当性を示した。



(a) 横力係数



(b) 横力



(c) 横力の差

図 2.35 自然風の風向角が横力係数および横力に与える影響

表 2.25 転覆限界風速の計算に用いた主な車両諸元

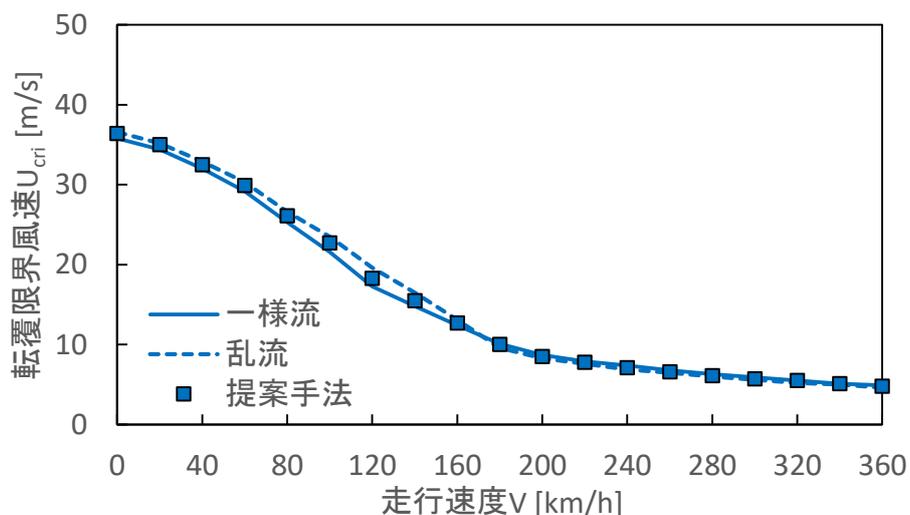
項目	値
半車体質量	8550kg
台車質量	4300kg
レール面からの車体重心高さ	1.87m
レール面からの台車重心高さ	0.5m
レール面からの車体中心高さ	2.32m
車体の下端から上端までの高さ	2.67m
半車体側面積	26.0m ²
左右の車輪／レール接触点間距離	1.12m

2. 4. 2 項 転覆限界風速の評価

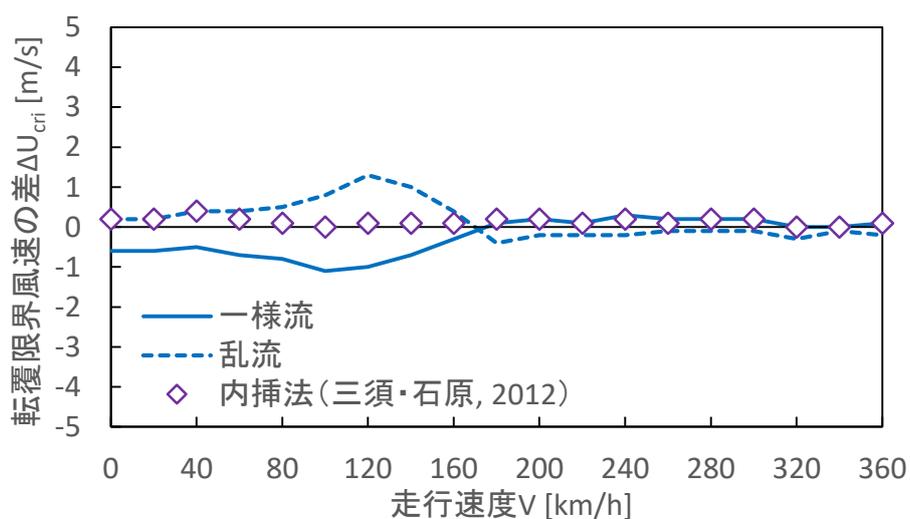
本項では、車両の走行速度と自然風の風向角が転覆限界風速に与える影響を評価する。転覆限界風速の計算では、前項で設定した評価条件のほかに揚力係数 C_L 、ローリングモーメント係数 C_M および車両諸元が必要になる。揚力係数とローリングモーメント係数について、一様流と乱流の評価では、それぞれの気流条件での測定値（表 2.9～表 2.11）を用いた。提案手法の評価では、参考文献[16]の内挿法を用いて走行速度に応じた揚力係数とローリングモーメント係数を計算した。車両諸元は、首都圏を走行する軽量の通勤型電車の先頭車両を想定した。主な車両諸元は、表 2.25 に示すとおりである。転覆限界風速の計算式には、参考文献[12]の総研詳細式を用いた。

図 2.36 には、走行速度 V が転覆限界風速 U_{cri} に与える影響を示す。図 2.36(a)は転覆限界風速 U_{cri} 、図 2.36(b)は各手法と提案手法との転覆限界風速の差 ΔU_{cri} である。走行速度 V の範囲は0～360km/hとしているが、転覆限界風速の計算に用いた空気力係数と車両諸元は通勤型電車のもので、その最高速度は120km/hである。そのため、転覆限界風速の計算値は現実的な値でないことに注意されたい。ここでの目的は、空気力係数の評価方法が転覆限界風速に与える影響を評価することであるため、図 2.36(b)に示す転覆限界風速の差 ΔU_{cri} について議論することとする。 ΔU_{cri} が正のときは提案手法に対して転覆限界風速を過大評価すなわち危険側に評価、負のときは過小評価すなわち安全側に評価していることを表す。乱流中の空気力係数を用いると、走行速度が0のときの ΔU_{cri} はほぼ0であるが、走行速度の増加に伴い徐々に過大評価となり、120km/hのときに過大評価量が1m/s程度のピークになる。これは、120km/h前後の速度域において、横力の大きさに対する一様流中と乱流中の横力

の差が大きいためである。さらに走行速度が増加すると、 ΔU_{cri} は徐々に 0 に近づき、走行速度 180km/h 以上ではほぼ 0 になる。これは、相対風の風向角が小さくなることで一様流中と乱流中の横力係数の差が小さくなり、横力の大きさに対する横力の差が小さくなるためである。一方、一様流中の空気力係数を用いると、走行速度が 0~180km/h 程度までは ΔU_{cri} は過小評価であり、100km/h 前後で過小評価量が 1m/s 程度のピークになる。走行速度 180km/h 以上では、 ΔU_{cri} はほぼ 0 になる。



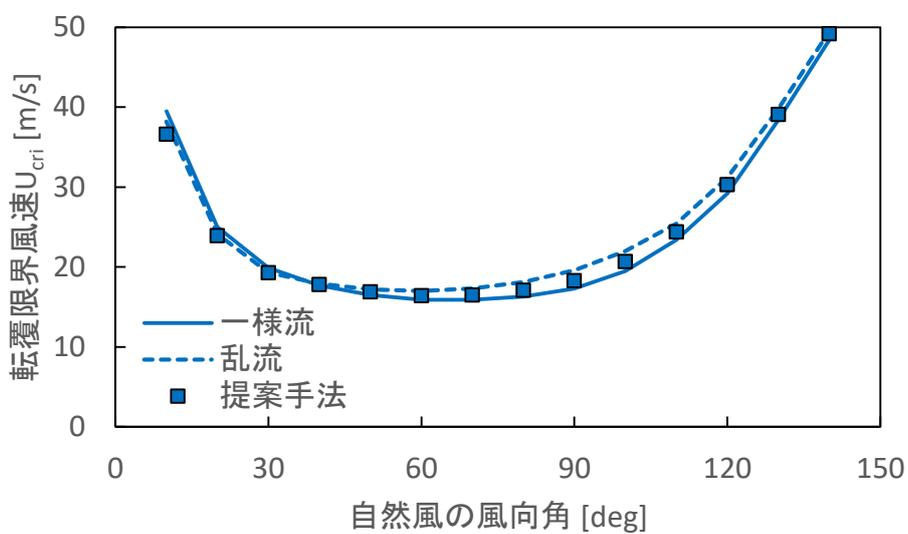
(a) 転覆限界風速



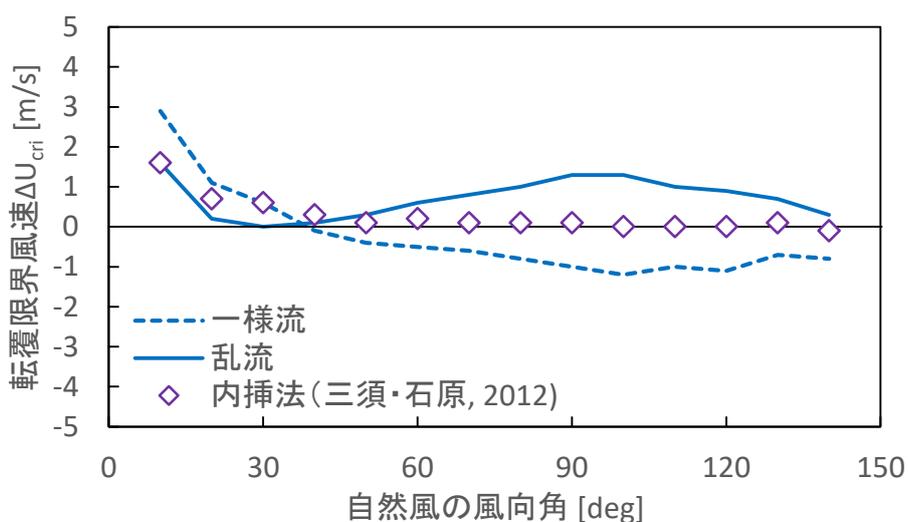
(b) 転覆限界風速の差

図 2.36 走行速度が転覆限界風速に与える影響

図 2.37 には、自然風の風向角 ψ が転覆限界風速に与える影響を示す。走行速度は、120km/hとした。自然風の風向角 ψ が0付近と180度付近では転覆限界風速が非常に大きくなるため、見やすさの観点から図中には10度から140度までの結果を示した。乱流中の空気力係数を用いると、風向角90度前後で転覆限界風速の過大評価量がピークになっている。一方、一様流中の空気力係数を用いると、風向角90~120度の範囲で転覆限界風速の過小評価量がピークになっている。これらのピーク量は、図 2.36 における走行速度 120km/h のときと同様の 1m/s 程度である。



(a) 転覆限界風速



(b) 転覆限界風速の差

図 2.37 自然風の風向角が転覆限界風速に与える影響

日本の鉄道で対象とする速度域は0～120km/h程度であるが、この速度域においては日本で一般的な乱流中の空気力係数を用いると、転覆限界風速を最大で1m/s程度過大評価することがわかった。一方、この速度域で一様流の空気力係数を用いると、転覆限界風速を最大で1m/s程度過小評価する。転覆限界風速の過大評価は列車運行の安全性低下に、過小評価は安定性低下すなわち運転規制頻度の増加につながる。そのため、日本の鉄道で対象とする速度域においては、提案手法を用いることで必要な安全性を確保しつつ合理的な転覆限界風速の評価を行うことが可能であるといえる。一方、欧州の鉄道で対象とする200～360km/hの速度域においては、空気力係数の評価方法によらず同程度の転覆限界風速が導出される。そのため、欧州規格であるEN14067-6[9]で規定されている一様流中での空気力係数の導出は、欧州の鉄道で対象とする速度域においては妥当な方法であるといえる。

2. 5節 本章のまとめ

本章では、任意の乱流強度の気流中における車両の横力係数を予測するモデルを提案した。まず、風洞実験により、一様流中と乱流中で気流特性、空気力係数および車体まわりの風圧分布を測定し、気流の違いが空気力に与える影響と要因を明らかにした。次に、風洞実験結果に基づき、一様流中の横力係数から任意の乱流強度の気流中のそれを予測するモデルを構築した。最後に、構築したモデルを用いて走行中の車両にはたらく横力を予測し、転覆限界風速の評価を行った。これらにより、以下の結果を得た。

- (1) 風洞実験により、一様流中と乱流中の気流特性、空気力係数および車体まわりの風圧分布を測定した。横力係数に影響を与える車体の正面圧と背面圧について調査した結果、線路構造物によらず正面圧は一様流に比べて乱流の方が大きく、背面圧は乱流の方が小さくなることを明らかにした。
- (2) 風洞実験で得られた結果をもとに、一様流中の横力係数から乱流中のそれを予測するモデルを構築した。既往手法として、欧州規格における車両の時系列応答解析の考え方を定式化して乱流中の横力係数を予測した結果、横力係数を過大評価することを明らかにした。そこで、提案手法として、横力係数を正面圧と背面圧に分けて、それぞれに対する気流特性の影響を考慮して定式化を行った。これを新たな補正係数として既往の予測モデルに加えた結果、過大評価が改善され、横力係数を精度よく予測することを可能にした。
- (3) 車両の走行による相対風の乱流強度の変化を考慮して、走行車両にはたらく横力を予測し、転覆限界風速の評価を行った。その結果、日本の鉄道で対象とする 0~120km/h 程度の速度域においては、欧州規格で規定されている一様流中の横力係数を用いると、転覆限界風速を過小評価すなわち安全側に評価することを示した。一方、日本で広く用いられている乱流中の横力係数を用いると、転覆限界風速を過大評価すなわち危険側に評価することを示した。これらに対して、本章で提案した任意の乱流強度の気流中の横力係数の予測モデルを用いることで、より正確かつ合理的な転覆限界風速の評価を行うことが可能である。なお、欧州の鉄道で対象とする 200~360km/h の速度域においては、横力係数の評価方法によらず同程度の転覆限界風速が導出される。そのため、欧州が対象とする速度域においては、欧州規格で規定する一様流の横力係数を用いることは妥当であるといえる。

第3章 瞬間風速の評価方法の提案と各種力の不確かさの評価

3. 1節 本章の目的

列車運行を安全に行うために、強風時には速度規制や運転中止といった運転規制が行われる。日本において、強風時の運転規制の判断には、線路沿線に設置された風速計によりリアルタイムに観測される瞬間風速が用いられる。これは、餘部事故技術調査委員会[4]により、鉄道車両の転覆には平均風速ではなく瞬間風速が大きく影響することが明らかにされたためである。鉄道における瞬間風速の評価方法に関して、日本では一般的には1基の風速計から出力される生の瞬時値がそのまま用いられている（例えば、鉄道強風対策協議会[17]）。これは、気象庁[18]が2007年まで瞬間風速の評価に瞬時値を用いており、鉄道事業者もその方法を踏襲していたためと考えられる。しかし、この方法では、鉄道車両長の空間スケールにおいてもばらつきのある自然風を適切に評価できていない可能性がある。一方、欧州では、瞬間風速の評価を2~3秒程度の時間平均値で評価することを想定している（例えば、DEUFRAKO[7], Hoppmann et al.[19]）。このように、日本と欧州では瞬間風速の評価方法が統一されておらず、鉄道車両に関する瞬間風速と瞬間空気力の関係もこれまでに検証されていない。鉄道以外の分野では、3秒程度の時間平均値で瞬間風速を評価するのが一般的である（参考文献[18], [20]~[22]を参照されたい）。しかし、建築物や土木構造物に比べて鉄道車両の大きさは長さ20m、高さ3m程度とスケールが小さいため、他分野の評価方法をそのまま適用できる保証はない。そのため、鉄道車両を対象として、瞬間空気力を精度よく推定することが可能な瞬間風速の評価方法を明らかにする必要がある。また、耐力と外力の不確かさを考慮した鉄道車両の耐風性能評価を行うために、空気力をはじめとした車両の転覆に関わる各種力の不確かさを明らかにする必要がある。

本章では、実測データに基づき、鉄道車両にはたらく瞬間空気力の実測値と推定値の関係を明らかにするとともに、車両の転覆に関わる各種力の不確かさを評価する。3.2節では、瞬間空気力を適切に評価できる風速評価方法を提案するとともに、空気力推定値の不確かさを定量化する。3.3節では、重力の不確かさを定量化する。3.4節では、超過遠心力の不確かさを定量化する。3.5節では、左右振動慣性力の不確かさを定量化する。3.6節では、本章のまとめを述べる。

3. 2節 瞬間風速の評価方法の提案と空気力推定値の不確かさの評価

本節では、鉄道車両にはたらく瞬間空気力の実測値と推定値の関係を明らかにし、瞬間空気力を精度よく評価可能な瞬間風速の平均化時間を提案する。さらに、空気力推定値の不確かさを評価し、平均値と標準偏差として定量化する。

3. 2. 1項 空気力の評価に用いたデータ

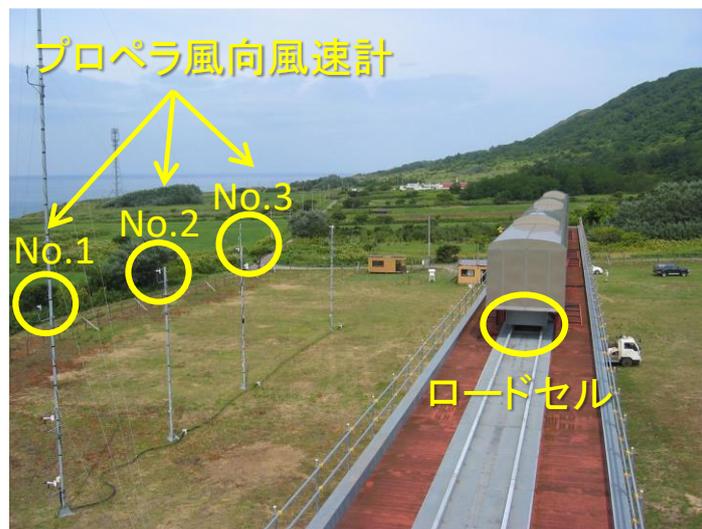
鉄道車両にはたらく空気力の評価には、公益財団法人鉄道総合技術研究所が北海道島牧村において 2001 年から 2004 年にかけて実施した実物大車両模型による空気力・風向風速測定試験（日比野ほか[31]）の測定データを用いた。測定データのうち解析に用いた測定量は、風向、風速、大気圧、気温および荷重で、いずれもサンプリング周波数は 10Hz である。解析に際して、測器の応答性能や測器同士の空間的な離れを考慮して、0.5 秒の区間時間平均により 2Hz データに変換した。時間平均の方法について、風向角は気象庁[42]にならい単位ベクトル平均とし、それ以外の測定量は単純平均とした。

図 3.1 および図 3.2 には、測定環境を示す。日本海に面した平地に実物大の単線高架橋（全長 80m、地上高さ 8m、桁高 1m）と車両模型（103 系通勤型電車）が、主風向に対して直交するように配置されている（図 3.1(a)）。風向と風速は、先頭車両模型の風上側 20m の位置に、高さ 10m、離隔 10m で設置された 3 基のプロペラ型風向風速計（YOUNG 製 5103LM）で観測される（図 3.1(b)、図 3.2(a)）。風向角 ψ は、線路平行の先頭車側を 0 度として時計回りを正にとる。風向風速計の設置高さは、高架橋上 2m の高さとなり、車両模型にはたらく空気力の風圧中心高さに相当する。横力、揚力および車体中心まわりのローリングモーメントは、高架橋と車両模型の間に設置された 4 台のロードセル（共和電業製 2 分力計 LSM-A-30KNSA8）で測定された荷重から算出する（図 3.1(b)、図 3.2(b)）。

解析対象データとして、風速の瞬時値で 20m/s を超えるかそれに近い風が車両直角方向に近い風向角で観測され、かつ欠測が少ない 12 強風事例 12 時間を選定した。表 3.1 には、解析に用いたデータセットの概要を示す。

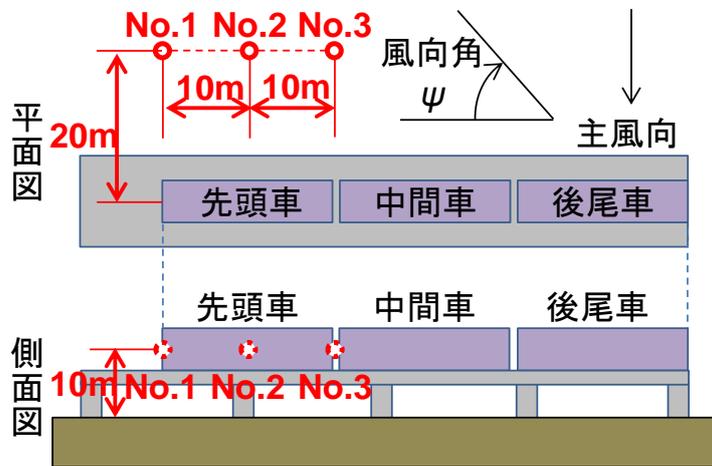


(a) 遠景

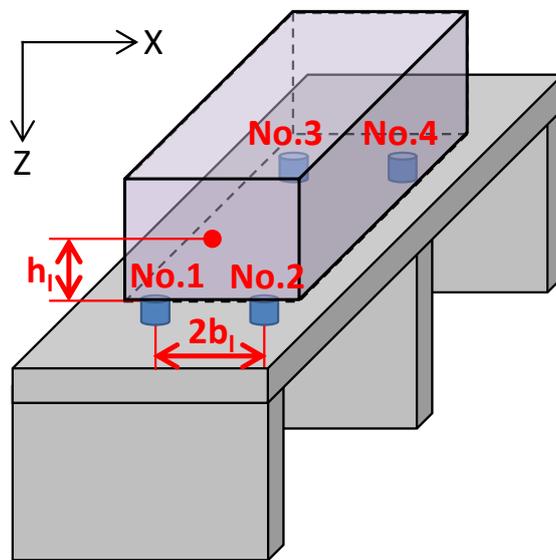


(b) 近景

図 3.1 測定環境の外観



(a) 風向風速計



(b) ロードセル

図 3.2 測定機器の配置

表 3.1 解析に用いたデータセット

事例 番号	データ期間	最大瞬間風速 [m/s]	平均風速 [m/s]	平均風向角 [deg]
1	2004/01/08 10:19:05 – 11:19:05	25.4	17.3	127.8
2	2003/12/25 20:41:47 – 21:41:47	25.4	15.0	60.2
3	2004/01/08 09:18:55 – 10:18:55	24.5	16.4	131.0
4	2003/12/25 21:41:56 – 22:41:56	23.6	14.1	70.0
5	2003/12/25 22:42:06 – 23:42:06	23.5	13.9	76.6
6	2003/12/26 00:12:20 – 01:12:20	23.2	13.9	68.9
7	2004/01/08 11:19:14 – 12:19:14	23.0	15.5	126.0
8	2004/01/14 10:40:17 – 11:40:17	22.6	14.6	114.1
9	2003/09/14 02:46:04 – 03:46:04	22.1	13.5	93.4
10	2003/11/22 15:28:51 – 16:28:51	21.2	12.1	77.0
11	2004/02/04 21:37:37 – 22:37:37	20.2	11.8	87.6
12	2003/11/16 19:36:52 – 20:36:52	19.3	12.1	81.2

3. 2. 2項 空気力の評価方法

車両にはたらく空気力の実測値は，図 3.2(b)に示すロードセル No.1～No.4 の同時刻における荷重の合計値として計算した．ロードセルの測定成分のうち，車両模型と直角の水平方向成分 x は風下側を正，上下方向成分 z は下向きを正に取っている．そのため，時刻 t における横力の実測値 $F_S^M(t)$ ，揚力の実測値 $F_L^M(t)$ および車体中心まわりのローリングモーメントの実測値 $M_R^M(t)$ は，ロードセルの測定荷重 $F_{ij}(t)$ （添字 i は測定方向成分， j はロードセル番号），ロードセルから車体中心高さまでの距離 $h_1(=1.52\text{m})$ ，ロードセルの左右設置間隔 $2b_1(=1.2\text{m})$ を用いてそれぞれ式(3.1)～式(3.3)で求めた．

$$F_S^M(t) = F_{x1}(t) + F_{x2}(t) + F_{x3}(t) + F_{x4}(t) \quad (3.1)$$

$$F_L^M(t) = -\{F_{z1}(t) + F_{z2}(t) + F_{z3}(t) + F_{z4}(t)\} \quad (3.2)$$

$$M_R^M(t) = -\{F_{x1}(t) + F_{x2}(t) + F_{x3}(t) + F_{x4}(t)\}h_1 - \{F_{z1}(t) - F_{z2}(t) + F_{z3}(t) - F_{z4}(t)\}b_1 \quad (3.3)$$

風下側の車輪／レール接触点まわりのローリングモーメントの実測値 $M_{lee}^M(t)$ は， $F_S^M(t)$ ， $F_L^M(t)$ ， $M_R^M(t)$ ，103系通勤型電車における車輪／レール接触点からの車体中心高さ $h_{BC}(=2.36\text{m})$ ，狭軌における左右の車輪／レール接触点間距離 $2b(=1.12\text{m})$ を用いて式(3.4)で求めた（図 3.3）．

$$M_{lee}^M(t) = F_S^M(t) \cdot h_{BC} + F_L^M(t) \cdot b + M_R^M(t) \quad (3.4)$$

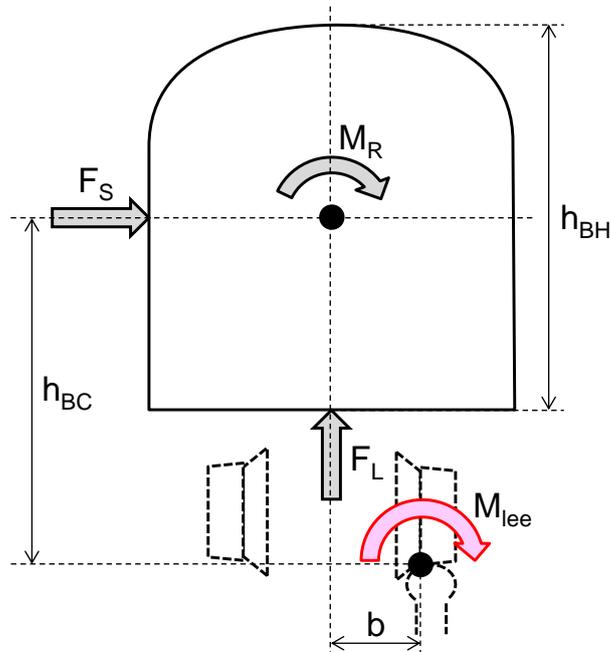


図 3.3 車両にはたらく空気力のイメージ

図 3.4 には、空気力実測値の時系列波形の周波数特性の一例を示す。解析に用いたのは、表 3.1 の事例番号 1 の 1 時間のデータである。サンプリング周波数 10Hz の測定データをそのまま用いてフーリエ変換を行った。そのため、解析できる周波数の最大値は 5Hz である。スペクトル強度は、全周波数帯での最大値を 1 として無次元化している。周波数 4Hz 付近に小さなピークが見られるが、これは車両模型の固有振動数であると考えられる。固有振動数のピークは低周波数帯のスペクトル強度に比べれば非常に小さいため、ロードセルの測定荷重を空気力の実測値として取り扱うことは問題ないと考えられる。

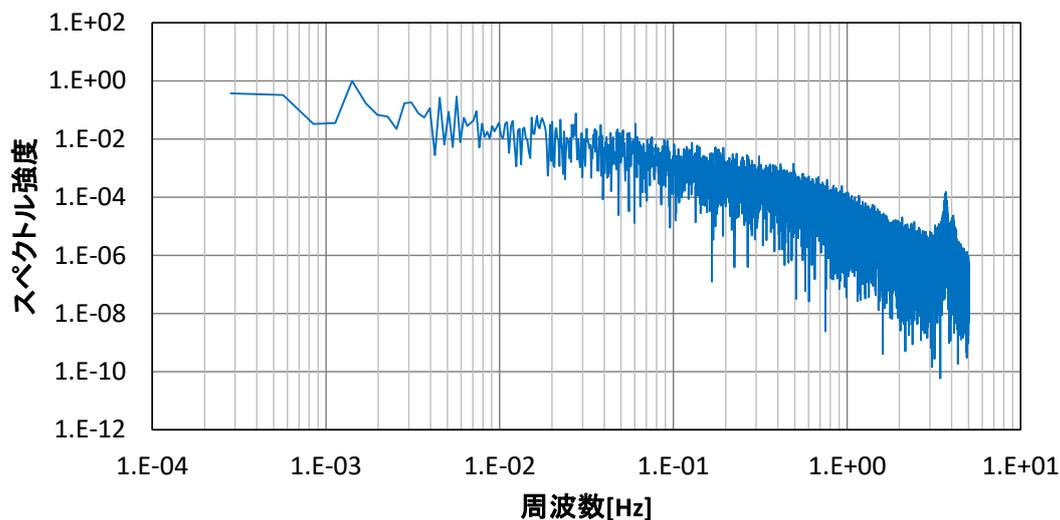


図 3.4 空気力実測値の時系列波形の周波数特性の一例

車両にはたらく空気力の推定値は，横力係数 $C_S(\psi, t)$ ，揚力係数 $C_L(\psi, t)$ ，車体中心まわりのローリングモーメント係数 $C_M(\psi, t)$ ，空気密度 $\rho(d, p, t)$ ，風速 $U_i(t)$ ，車体側面積 $A_S(=51.3\text{m}^2)$ ，車体の下端から上端までの高さ $h_{\text{BH}}(=2.62\text{m})$ から計算した．準定常仮定に基づき，時刻 t における横力の推定値 $F_S^{E,i}(t)$ ，揚力の推定値 $F_L^{E,i}(t)$ ，車体中心まわりのローリングモーメントの推定値 $M_R^{E,i}(t)$ をそれぞれ式(3.5)～式(3.7)で求めた．なお，添字 i は瞬間風速の評価方法であり，詳細については後述する．

$$F_S^{E,i}(t) = \frac{1}{2} C_S(\psi_i, t) \rho(d, p, t) U_i^2(t) A_S \quad (3.5)$$

$$F_L^{E,i}(t) = \frac{1}{2} C_L(\psi_i, t) \rho(d, p, t) U_i^2(t) A_S \quad (3.6)$$

$$M_R^{E,i}(t) = \frac{1}{2} C_M(\psi_i, t) \rho(d, p, t) U_i^2(t) A_S h_{\text{BH}} \quad (3.7)$$

横力係数 $C_S(\psi)$ ，揚力係数 $C_L(\psi)$ および車体中心まわりのローリングモーメント係数 $C_M(\psi)$ は，鈴木ら[15]が風洞実験で求めた値を使用した．観測風向を10度刻みに四捨五入し，それに対応する風向角の空気力係数を適用した．空気密度 $\rho(d, p, t)[\text{kg}/\text{m}^3]$ は，気温 $d(t)[^\circ\text{C}]$ ，大気圧 $p(t)[\text{hPa}]$ として，式(3.8)で計算した．

$$\rho(d, p, t) = 1.293 \times \frac{273.15}{273.15 + d(t)} \times \frac{p(t)}{1013.25} \quad (3.8)$$

瞬間風速の評価値 U_i は，瞬時値 U_{inst} ，空間平均値 U_{sa} （南雲ほか[43]）および N 秒平均値 $U_{N\text{s-gust}}$ とし，それぞれ式(3.9)～式(3.11)により求めた．

- ・瞬時値 $U_{\text{inst}}(t)$ ：風速計 No.2（図 3.2(a)）で観測された風速の瞬時値

$$U_{\text{inst}}(t) = U_{2,\text{inst}}(t) \quad (3.9)$$

- ・空間平均値 $U_{\text{sa}}(t)$ ：風速計 No.1～3 で観測された瞬時値の同時刻における二乗平均平方根

$$U_{\text{sa}}(t) = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^3 U_{i,\text{inst}}^2(t)}{3}} \quad (3.10)$$

- ・ N 秒平均値 $U_{N\text{s-gust}}$ ：風速計 No.2 で観測された瞬時値の現時刻を含む過去 N 秒間（データ $2N$ 個）の平均値（1 秒から 10 秒まで 0.5 秒刻みに設定）

$$U_{N\text{s-gust}}(t) = \frac{\sum_{i=1}^{2N} U_{2,\text{inst}}\left(t - N + \frac{i}{2}\right)}{2N} \quad (3.11)$$

瞬間風向角の評価値 $\psi_i(t)$ は，参考文献[42]の方法にならい $U_i(t)$ の算出に用いる風速データに対応する風向角を単位ベクトル平均して求めた．風下側の車輪／レール接触点まわりのローリングモーメントの推定値 $M_{\text{lee}}^{E,i}(t)$ は，実測値と同様に， $F_S^{E,i}(t)$ ， $F_L^{E,i}(t)$ ， $M_R^{E,i}(t)$ ， h_{BC} ， b から式(3.12)で求めた（図 3.3）．

$$M_{lee}^{E,i}(t) = F_S^{E,i}(t) \cdot h_{BC} + F_L^{E,i}(t) \cdot b + M_R^{E,i}(t) \quad (3.12)$$

式(3.4)と式(3.12)で求められた風下側の車輪／レール接触点まわりのローリングモーメント（以下，単に空気力という）の最大値を比較することで，空気力の推定精度を評価する．最大値の評価時間は，三須・石原[44]による鉄道における評価時間の検討にならい 60 秒とした．一般的には評価時間として 10 分（例えば，気象庁[45]）を用いることが多いが，これは最大で 10 分の時間差を許容することを意味する．鉄道の運転規制では，安全性の観点から基準値に達する風速を観測したら速やかに列車を徐行もしくは停止させる必要がある．そのため，10 分の時間差は許容できないことから，適切な最大値評価が可能で，かつ極力短い評価時間として 60 秒区切りの時間区間 T における空気力実測値の最大値を $\max[M_{lee}^M(T)]$ ，空気力推定値の最大値を $\max[M_{lee}^{E,i}(T)]$ （添字 i は瞬間風速の評価方法）とし，これらの比 $R_i(T)$ を式(3.13)で定義した．

$$R_i(T) \equiv \frac{\max[M_{lee}^M(T)]}{\max[M_{lee}^{E,i}(T)]} \quad (3.13)$$

$R_i(T)$ の平均値と標準偏差を導出，比較することで，各評価風速から推定した空気力の推定精度を評価する．

図 3.5 には，空気力実測値の時系列波形の例を示す．表 3.1 のデータセットのある 60 秒間について，式(3.4)で計算した 0.5 秒刻みの時系列データを例示した．同図には，60 秒間の最大値を実線，平均値を破線であわせて示した．図 3.6 には，図 3.5 と同じ時刻における空気力推定値の時系列波形の例を示す．例示した推定値の評価風速は，瞬時値，空間平均値，1 秒平均値，3 秒平均値，5 秒平均値であり，風速の時系列波形は図 3.7 に示すとおりである．図 3.5 と同様に，60 秒間の最大値を実線，平均値を破線であわせて示した．評価風速が異なると空気力の推定値の時系列波形の傾向が大きく変化することがわかる．これにより，最大値となる時刻が変化するため，本研究では最大値の評価時間を 60 秒として，その時間帯における最大値同士を比較することとした．なお，平均値については評価風速によらず，いずれも同程度の値となっていることが確認できる．

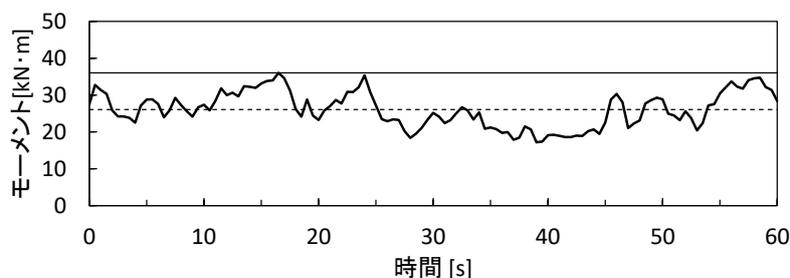
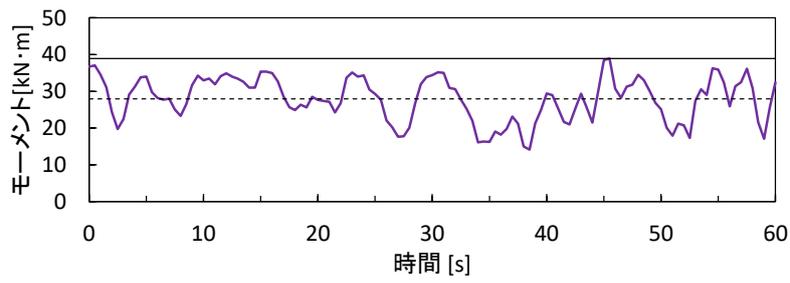


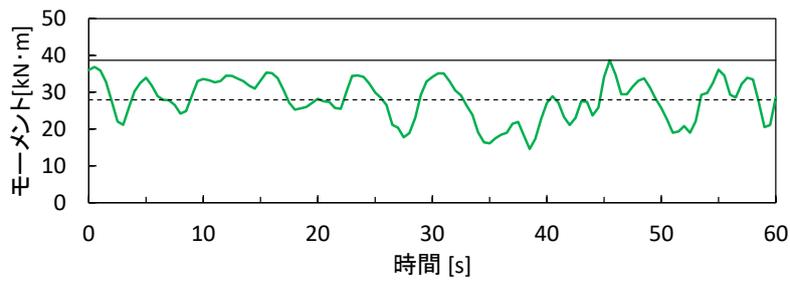
図 3.5 空気力実測値の時系列波形の例



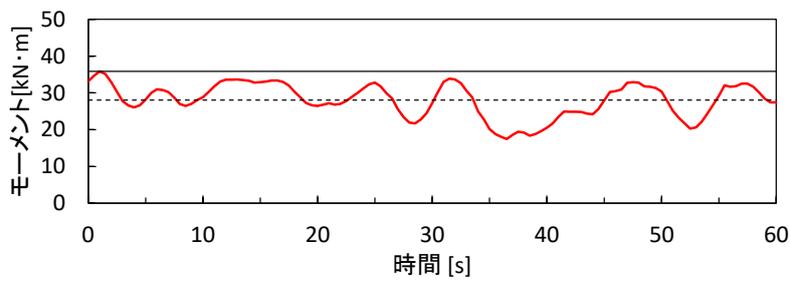
(a) 瞬時値



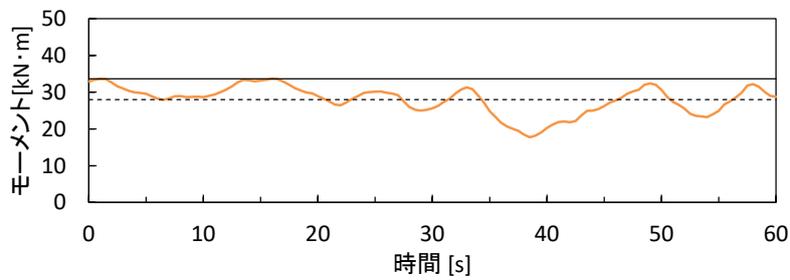
(b) 空間平均値



(c) 1秒平均値

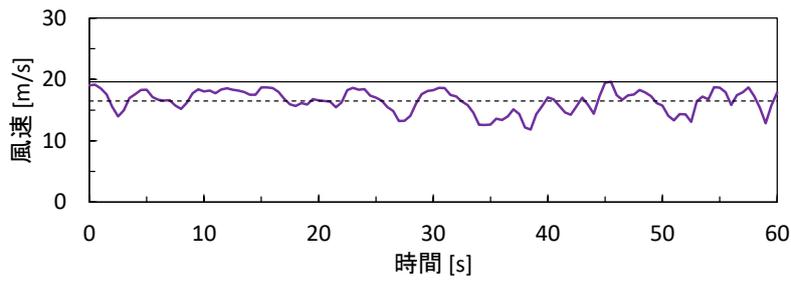


(d) 3秒平均値

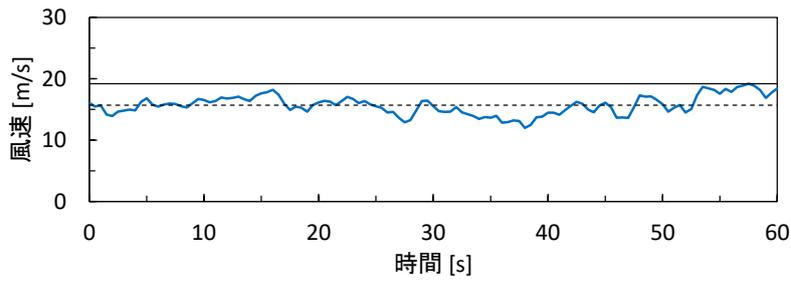


(e) 5秒平均値

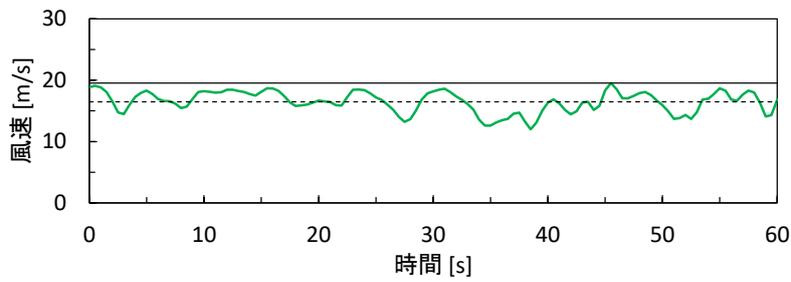
図 3.6 空気力推定値の時系列波形の例



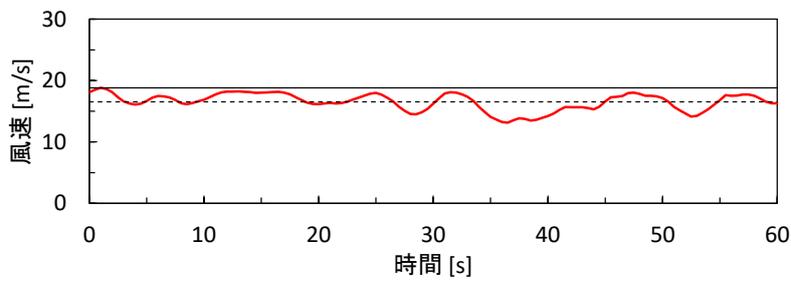
(a) 瞬時値



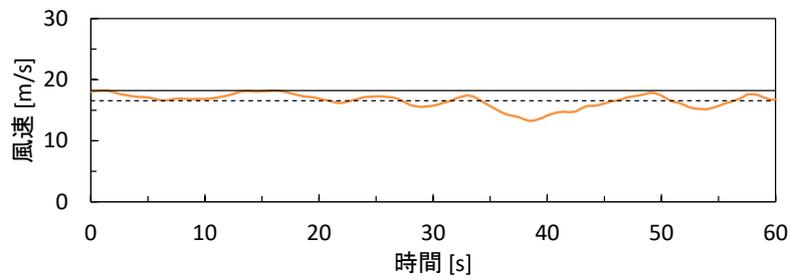
(b) 空間平均値



(c) 1秒平均値



(d) 3秒平均値



(e) 5秒平均値

図 3.7 空気力の推定に用いた風速の時系列波形の例

3. 2. 3 項 空気力の評価結果

図 3.8 には、空気力の実測値と推定値の 60 秒最大値の比 $R_i(T)$ を 0.1 刻みの階級に分けた頻度分布と正規分布による近似曲線を示す。見やすさのために、時間平均値については代表的な平均化時間のみを示し、さらに 1 秒平均値 (1s-gust) と 5 秒平均値 (5s-gust) のシンボルは省略した。データ数は $N=720$ である。また、表 3.2 には、全ての評価風速について、その平均値 μ_R^i と標準偏差 σ_R^i の一覧を示した。 $R_i(T) = 1$ のときに空気力の実測値と推定値が一致し、 $R_i(T) < 1$ では空気力を過大評価、逆に $R_i(T) > 1$ では過小評価していることを表す。瞬間風速を瞬時値で評価した場合は $\mu_R^{\text{inst}} = 0.90$ であり、実測値を 1 割程度過大評価している。瞬間風速を空間平均値で評価した場合には $\mu_R^{\text{sa}} = 1.01$ であり、実測値と推定値が平均的に一致している。瞬間風速を時間平均値で評価した場合には、平均化時間を大きくすると徐々に $\mu_R^{\text{Ns-gust}}$ が大きくなっていく。平均化時間を 3 秒としたときに $\mu_R^{\text{3s-gust}} = 1.00$ となり、実測値と推定値の平均値が一致する。標準偏差 σ_R^i (変動係数に相当) については、 $\sigma_R^{\text{inst}} = 0.107$, $\sigma_R^{\text{sa}} = 0.102$, $\sigma_R^{\text{3s-gust}} = 0.110$ となる。評価風速の違いによる標準偏差の差異は小さく、いずれの評価風速でも概ね 10%程度である。

以上より、空気力の推定値は、瞬間風速を瞬時値で評価すると平均的に過大評価になり、空間平均値もしくは 3 秒平均値で評価することにより平均的に適正評価になることがわかった。また、評価風速によらず変動係数で 10%程度の推定値の不確かさが存在することがわかった。したがって、現在の日本の評価方法では、安全側ではあるものの瞬間風速を過大評価しているといえる。一方、欧州の瞬間風速の評価方法は、妥当であるといえる。なお、空間平均値による瞬間風速の評価は一般的な方法ではなく、風速計の増設などの設備投資も必要になる。そこで、気象学や風工学の分野における瞬間風速の評価方法 (参考文献[18], [20]~[22]を参照されたい) との整合性も考慮し、本研究では鉄道分野における適切な瞬間風速の評価方法として 3 秒平均値を提案する。

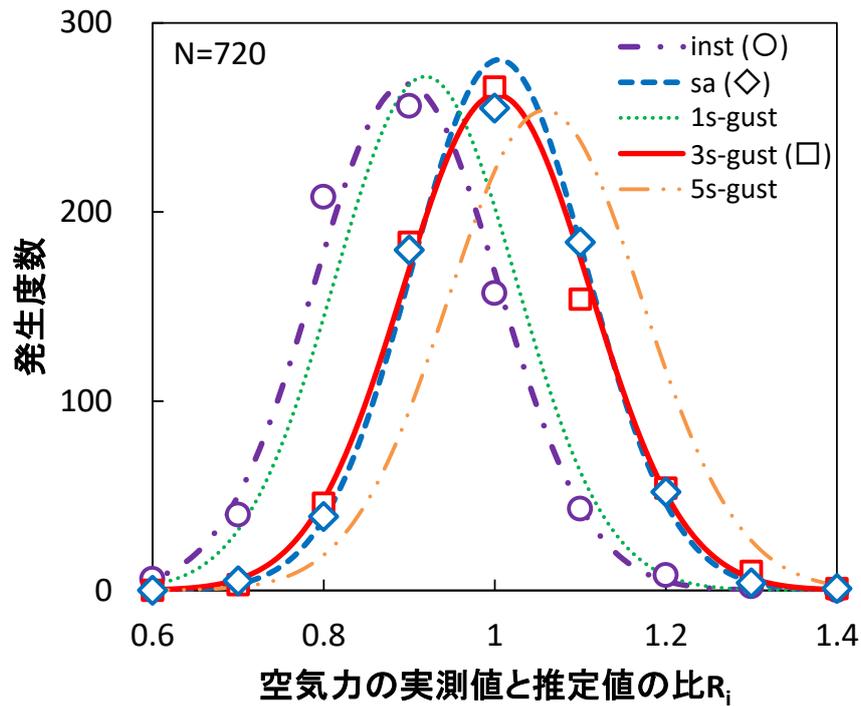


図 3.8 空気力の実測値と推定値の比 R_i の頻度分布

表 3.2 空気力の実測値と推定値の比 R_i の平均値と標準偏差

評価風速 (i)	平均値 (μ_R^i)	標準偏差 (σ_R^i)
瞬時値 (inst)	0.90	0.107
空間平均値 (sa)	1.01	0.102
1 秒平均値 (1s-gust)	0.92	0.106
1.5 秒平均値 (1.5s-gust)	0.94	0.107
2 秒平均値 (2s-gust)	0.97	0.108
2.5 秒平均値 (2.5s-gust)	0.98	0.109
3 秒平均値 (3s-gust)	1.00	0.110
3.5 秒平均値 (3.5s-gust)	1.02	0.111
4 秒平均値 (4s-gust)	1.03	0.110
4.5 秒平均値 (4.5s-gust)	1.05	0.111
5 秒平均値 (5s-gust)	1.06	0.113
5.5 秒平均値 (5.5s-gust)	1.07	0.115
6 秒平均値 (6s-gust)	1.08	0.117
6.5 秒平均値 (6.5s-gust)	1.09	0.119
7 秒平均値 (7s-gust)	1.10	0.121
7.5 秒平均値 (7.5s-gust)	1.11	0.122
8 秒平均値 (8s-gust)	1.12	0.123
8.5 秒平均値 (8.5s-gust)	1.13	0.125
9 秒平均値 (9s-gust)	1.14	0.127
9.5 秒平均値 (9.5s-gust)	1.15	0.129
10 秒平均値 (10s-gust)	1.15	0.131

参考として、図 3.9 には、空気力の実測値と推定値の散布図を示す。いずれの評価風速においてもばらつき的大小は同程度で、平均化時間が大きくなると勾配が小さくなる傾向が確認できる。3 秒平均値と空間平均値では、実測値と推定値が $y = x$ の直線にほぼ乗っている。

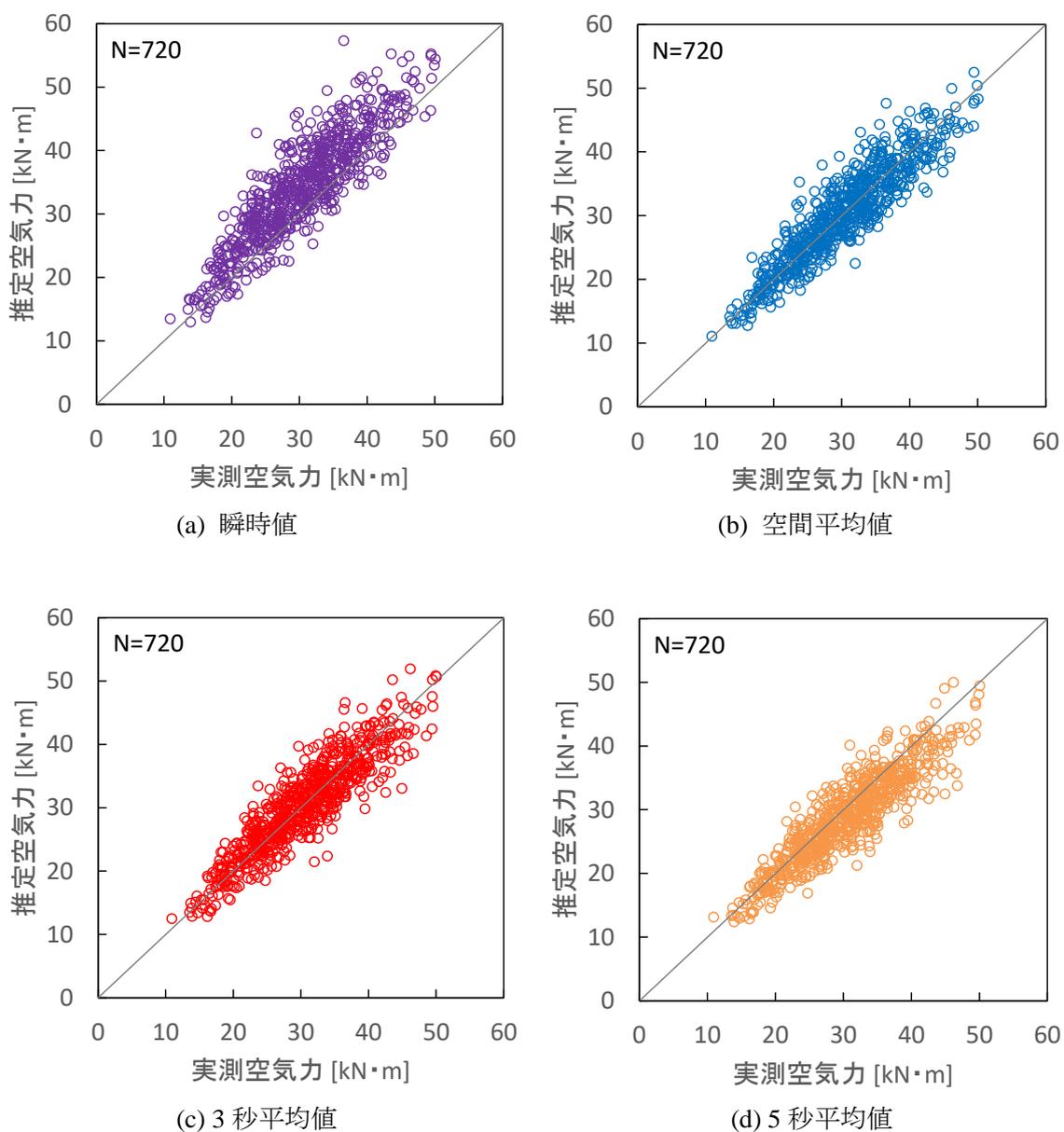


図 3.9 空気力の実測値と推定値の散布図

3. 2. 4 項 評価結果に対する考察

前項より、瞬間風速を 3 秒平均値で評価して瞬間空気力を推定することで、空気力の推定値が実測値と平均的に一致することがわかった。本項では、この理由と適用範囲について考察する。

最初に、理由について考察する。日本風工学会[46]は、壁面全体の風力を壁面の一点で観測された風圧力から近似的に推定する方法について述べている。それによれば、壁面全体に同時にかかる渦のスケールの変動成分の規模を決められれば、その渦のスケールの通過時間から空間平均と等価な平均化時間が推定できるとしている。この考え方に基づくと、鉄道の車両長の空間スケールに存在する渦の数量と風速計で平均化時間内に通過する渦の数量が同程度になれば、空気力の実測値と推定値が同程度の評価になるものと考えられる。そこで、渦の形状を評価する指標として乱れのスケールを用いることとした。乱れのスケールは、渦の空間的な広がりの評価に用いられ、異なる 2 点の流速変動の相互相関を積分した積分スケールで計算できる（例えば、社団法人日本鋼構造協会編[47]）。乱れのスケールの等値線は、大気境界層における既往の観測結果から縦方向（主流方向）に伸びた楕円形をしている。塩谷[48]によれば、縦方向のスケールは横方向のスケールに対して 2.5～4 倍程度大きいとされている。また、参考文献[47]では、乱れのスケールの縦方向成分（ u 成分）と横方向成分（ v 成分）の観測結果やその縦横比を複数事例紹介している。これによれば、縦方向のスケールは横方向のスケールの概ね 3 倍程度である。これらの知見を参考に、鉄道車両長の空間スケールを等価的に評価できる瞬間風速の平均化時間を考察する。

図 3.10 には、車両側面に当たる渦のイメージを示す。また、図 3.11 には、渦を主流方向と主流直角方向に並べたイメージを示す。縦方向の乱れのスケールを L_u 、横方向のそれを L_v とすれば、評価空間長 S における渦の数量 N_v は式(3.14)で表される。

$$N_v = \frac{S}{L_v} \quad (3.14)$$

風速を U 、平均化時間を T_{gust} としたときに評価点を通過する渦の数量 N_u は、Taylor の凍結仮説（Taylor[49]）を用いると式(3.15)で表される。

$$N_u = \frac{UT_{\text{gust}}}{L_u} \quad (3.15)$$

$N_u = N_v$ となるように式(3.14)と式(3.15)を T_{gust} について解くと、式(3.16)が得られる。

$$T_{\text{gust}} = \frac{S}{U} \cdot \frac{L_u}{L_v} \quad (3.16)$$

ここで、評価空間長 S を鉄道車両長である 20m、風速 U を一般的な運転規制の風速基準値である 20m/s、乱れのスケールの縦横比 L_u/L_v を前述の知見に基づき 3 とすると、平均化時間

T_{gust} は3秒となる。このことから、瞬間風速を3秒平均値で評価することで、鉄道車両にはたらく空気力の実測値と推定値が平均的に一致するものと考察した。

次に、適用範囲について考察する。鈴木・種本[50]によれば、本章で解析に用いたデータの測定地点のベキ指数は約0.25である。これは、建築物荷重指針・同解説（日本建築学会[51]）における地表面粗度区分IV（中層建築物が主となる市街地）に相当する値であり、本章の評価結果は比較的風の乱れが大きい地域に対応しているといえる。したがって、風の乱れが小さい地域に対応する平均化時間と空気力推定値の不確かさを推定することができれば、本章での評価結果の適用範囲を推定できると考えられる。

平均化時間について、参考文献[47]と参考文献[48]によれば、乱れのスケールの縦横比 L_u/L_v は陸風よりも海風の方が大きい。式(3.16)から L_u/L_v が大きくなると平均化時間 T_{gust} は大きくなり、また海上では陸上に比べて風の乱れが小さい。そのため、風の乱れが小さい地域では、鉄道車両長の空間スケールに対応する平均化時間は長くなる傾向になると考えられる。表3.2より、平均化時間が短くなると空気力を大きく評価するため、本章で提案した3秒平均値を用いることで、風の乱れが小さい地域においても安全側の評価ができるものと考えられる。

変動係数について、空気力のガストファクター G （最大値と平均値の比）と乱流強度 I_u の関係は式(3.17)で表される（例えば、Dyrbye & Hansen[52]）。

$$G = 1 + k_p 2I_u \quad (3.17)$$

ここで、 k_p はピークファクターである。この式より、風の乱れが小さくなると瞬間空気力の変動量が小さくなるため、同様に空気力推定値の不確かさも小さくなると考えられる。したがって、本章で定量化した空気力推定値の不確かさをを用いることで、風の乱れが小さい地域に対しては安全側の評価になると推定される。さらに、第2章で述べたとおり、走行車両まわりの気流特性は車両走行風の影響により乱れが小さくなるため、本章の評価結果は走行車両に対しても安全側の評価になると推定される。

以上より、本章で提案、定量化した瞬間風速の評価方法と空気力推定値の不確かさは、鉄道で対象とする空間スケールや風速域において適用できるものとする。

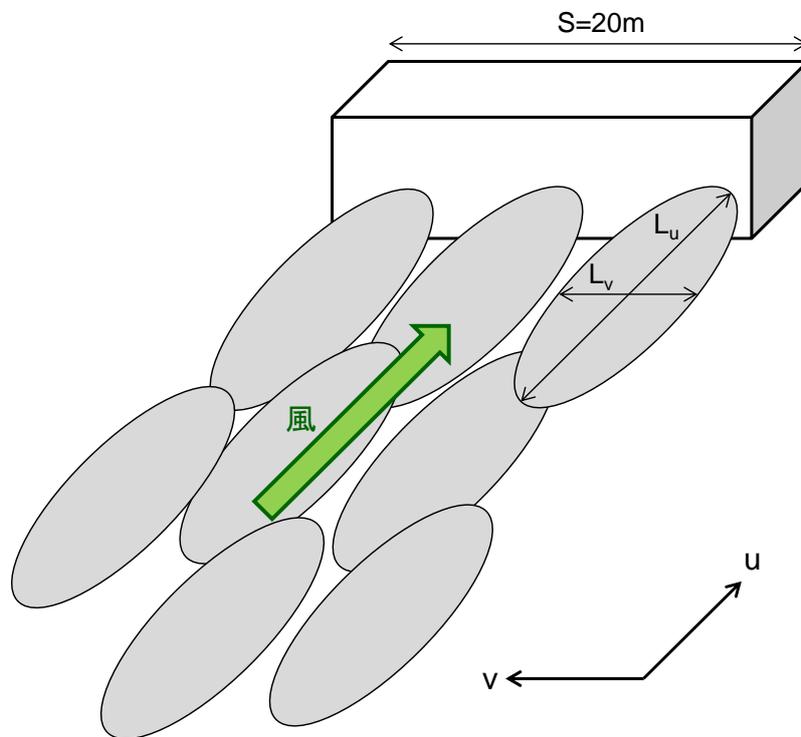


図 3.10 車両側面に当たる渦のイメージ

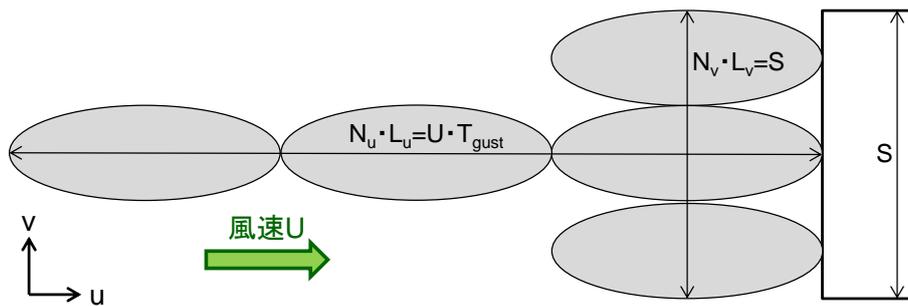


図 3.11 渦を主流方向と主流直角方向に並べたイメージ

3. 3節 重力の不確かさ

耐力である重力の不確かさの発生要因としては、車両質量の変動および左右静止輪重のアンバランスが挙げられる。前者は、主に乗車人員の変動により生じる。通常、車両質量は安全側となる空車状態で評価されるため、その変動は無視できる。後者は、車両機器の配置やばね系の調整状態の影響により生じる。帝都高速度交通営団日比谷線中目黒駅構内列車脱線衝突事故（事故調査検討会[53]）を契機に、左右静止輪重のアンバランスの評価指標である静止輪重比の管理努力目標値が提言され、その値は10%以内とされている。このように、静止輪重比は小さいことが望ましいが、ゼロにはできない。そこで、本節では、静止輪重比を重力の不確かさとして考慮することとする。

図 3.12 には、左右静止輪重のアンバランスのイメージを示す。重量 $2P_0$ の車両が外力のない平坦地に停止している場合、車体中心からの左右の重量バランスがとれていれば、左側輪重 P_{L0} と右側輪重 P_{R0} はそれぞれ P_0 となる。逆にバランスがとれていない場合、左右輪重はそれぞれアンバランス量 ΔP_0 に応じて増加もしくは減少する。このような車両に起因する左右輪重のアンバランスを無次元量として表したものが静止輪重比 D_0 であり、式(3.18)で表される。

$$D_0 = 1 + \frac{\Delta P_0}{P_0} \quad (3.18)$$

静止輪重比の評価には、東日本旅客鉄道株式会社（以下、JR 東日本とする）の実車両の検査時における実測データを用いた。電車、気動車および客車を含むデータセットとし、評価車両数は8843両である。車両の転覆方向が逆になると、静止輪重比は1を中心として左右対称に値が入れ替わる。そのため、1両につき、両方向の転覆を考慮し、 $N=17686$ のデータで評価を行った。図 3.13 には、静止輪重比 D_0 を0.01刻みの階級に分けた頻度分布と正規分布による近似曲線を示す。頻度分布の平均値を μ_{D_0} 、標準偏差を σ_{D_0} とすると、 $\mu_{D_0} = 1.0$ 、 $\sigma_{D_0} = 1.95 \times 10^{-2}$ である。

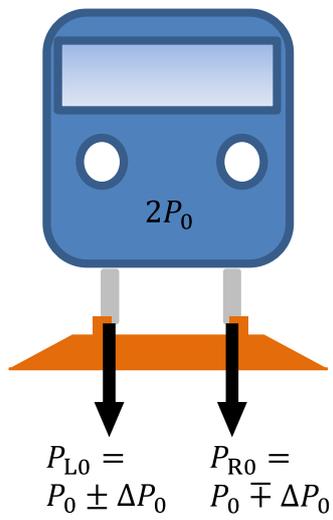


図 3.12 左右静止輪重のアンバランスのイメージ

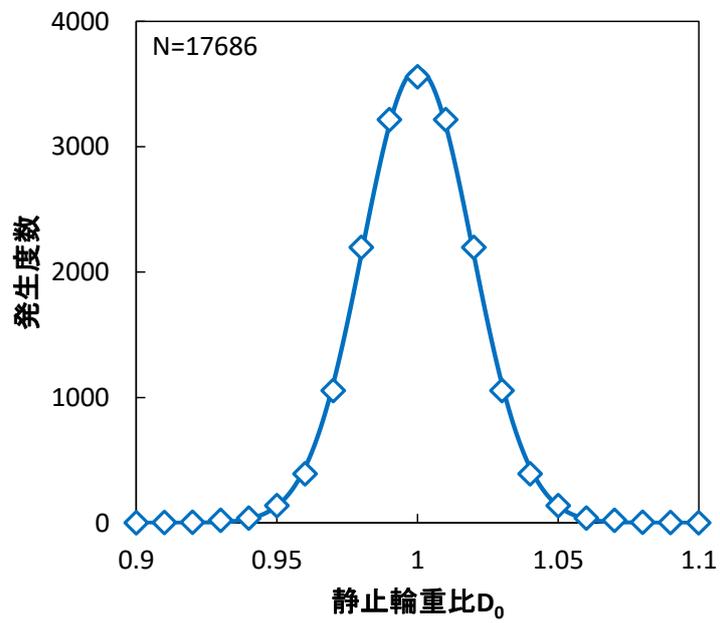


図 3.13 静止輪重比の頻度分布

3. 4節 超過遠心力の不確かさ

車両が曲線を通過すると、車両質量、走行速度、曲線半径に応じて車両に遠心力がはたらく。遠心力を緩和するために、曲線軌道では内軌と外軌の高低差であるカントが設定される（図 3.14）。超過遠心力は、カントの不足または超過により相殺されずに残った遠心力である。超過遠心力の不確かさの発生要因としては、車両質量の変動、走行速度の変動、曲線半径誤差およびカント誤差が挙げられる。車両質量については、前節で述べたとおり空車状態で評価するため、その変動は無視できる。走行速度は、安全性を評価するうえで重要な要素であるため、評価条件の一つとして取り扱い、不確かさには含めない。曲線半径は、レール敷設後の変化が小さいため、その誤差を無視することとする。カントは、時間経過と車両走行の累積に伴い徐々に変化する。そのため、本研究ではカント誤差を不確かさの要因として考慮し、本節で定量化する。

カント誤差の評価には、JR 東日本の営業路線における実軌道の検査時の実測データを用いた。幹線と地方交通線の両方を含むデータセットとし、データ数は $N=568947$ である。図 3.15 には、カント誤差を 1mm 刻みの階級に分けた頻度分布と正規分布による近似曲線を示す。頻度分布の平均値を $\mu_{\Delta c}$ 、標準偏差を $\sigma_{\Delta c}$ とすると、 $\mu_{\Delta c}=0$ 、 $\sigma_{\Delta c}=1.38[\text{mm}]$ である。

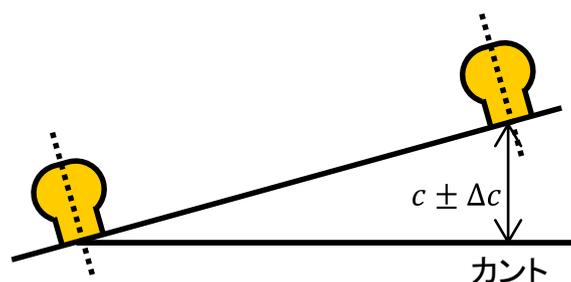


図 3.14 カントのイメージ

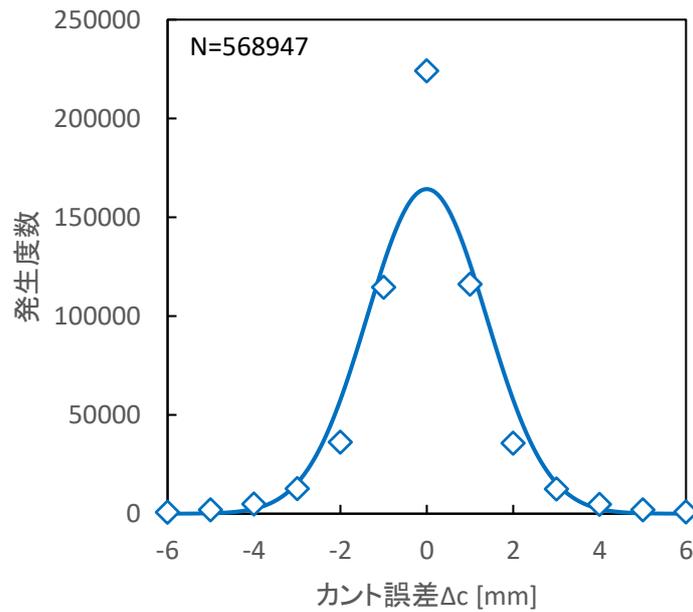


図 3.15 カント誤差の頻度分布

3. 5 節 左右振動慣性力の不確かさ

左右振動慣性力は、車体にはたらく左右振動加速度により生じる。左右振動加速度は、軌道変位、レール継目、分岐器などにより発生するが、空気力や超過遠心力のように理論的な推定式が得られない。そのため、左右振動加速度それ自体が不確かさとなる。そこで、本節では、実測データをもとに走行速度と左右振動加速度の標準偏差の関係を求め、実測値を包含するモデルを設定する。

左右振動加速度の評価には、大山ら[54]が実施した車両走行試験の実測データを用いた。測定を実施した車両は、JR 東日本の E231 系近郊型電車、E257 系特急型電車、E657 系特急型電車である。左右振動加速度は、車体の前後方向中央部に設置した 1 軸型加速度計（共和電業製 AS-2GB）で測定した。走行速度は、GPS の速度情報から取得した。測定データのサンプリング周波数は 1kHz である。データ処理の方法は、次のとおりである。まず、左右振動加速度の時系列波形に 2Hz ローパスフィルタをかけ、転覆に影響を与えない高周波成分を除去した。次に、得られた時系列波形をその 3 秒移動平均値で減算し、曲線通過中の超過遠心加速度成分を除去した。最後に、その時系列波形の 2 秒区間ピーク値を抽出して加速度振幅を取得し、そのときの GPS 速度情報を加速度に対応する走行速度とした。車両の転覆方向が逆になると、左右振動加速度は符号が入れ替わる。そのため、両方向の転覆を考慮し、N=258970 のデータで評価を行った。

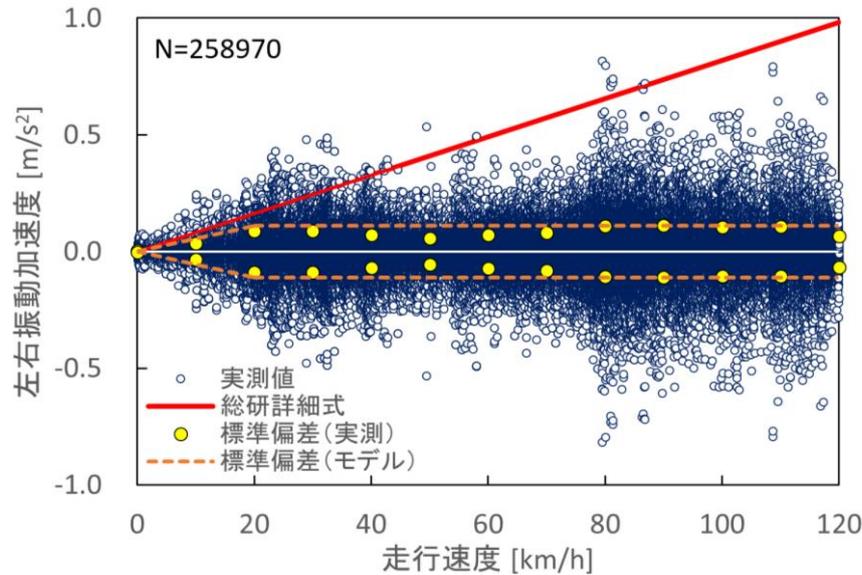


図 3.16 走行速度と左右振動加速度の関係

図 3.16 には、走行速度と左右振動加速度の関係を示す。実測値を見ると、走行速度の増加に伴い最大値が増加する傾向が確認される。同図には、総研詳細式[12]の仮定式をあわせて示した。この仮定式は加速度の最大値を想定したモデルで、走行速度の一次関数として設定されている。重力加速度を g 、走行速度を V 、車両最高速度を V_{\max} とすると、総研詳細式における左右振動加速度 a_{HBN} は式(3.19)で表される。

$$a_{\text{HBN}}(V) = 0.1g \frac{V}{V_{\max}} \quad (3.19)$$

実測値と総研詳細式の仮定式 a_{HBN} を比較すると、仮定式は実測値の最大値を概ね内包している。走行速度が 20km/h 前後、50km/h 前後および 80km/h 前後において、仮定式を超過している点があるが、これらの割合は全データの 0.4%程度と非常に小さい。また、仮定式を超過している点は、いずれも分岐器通過時や橋梁、踏切のレール継目部で発生している。これらより、通常走行時に発生する左右振動加速度の最大値は、総研詳細式の仮定式で十分に内包できるといえる。一方で、同図から明らかなように、左右振動加速度は平均値が 0 で正負両方の方向にばらつきを持つ。そのため、実態に合わせて左右振動加速度をモデル化する場合には、左右振動加速度の標準偏差を定式化する必要がある。同図には、実測値を走行速度 10km/h 刻みの階級に分けて求めた標準偏差をあわせて示す。走行速度ごとのばらつきはあるが、20km/h までは概ね線形増加で、20km/h 以上ではほぼ一定の傾向である。総研詳細式の仮定式と比べて走行速度に対する増加傾向が異なるのは、実測値では分岐器通過の影響により低速域の加速度が大きくなっているためである。本節では、分岐器

通過も実現象の一つととらえ、実測値を内包するように左右振動加速度の標準偏差をモデル化する。モデルの平均値 μ_a [m/s²]と標準偏差 σ_a [m/s²]は、 $V_{20} = 20$ km/hとして、それぞれ式(3.20)、式(3.21)として設定する。

$$\mu_a = 0 \quad (3.20)$$

$$\sigma_a(V) = \min \left[0.111 \times \frac{V}{V_{20}}, 0.111 \right] \quad (3.21)$$

図 3.16 には、式(3.21)により計算した左右振動加速度の標準偏差をあわせて示した。モデルによる標準偏差の計算値は、実測値を内包していることが確認できる。

図 3.17 は、走行速度 60km/h 階級と 120km/h 階級における左右振動加速度の頻度分布の例である。左右振動加速度を 0.025[m/s²]刻みの階級に分けた頻度分布と正規分布による近似曲線を示す。走行速度 60km/h 階級のデータ数は $N_{60}=21826$ 、120km/h 階級のデータ数は $N_{120}=17638$ である。走行速度により左右振動加速度の分布に若干の違いはあるものの、概ね同程度のばらつきとなっている。

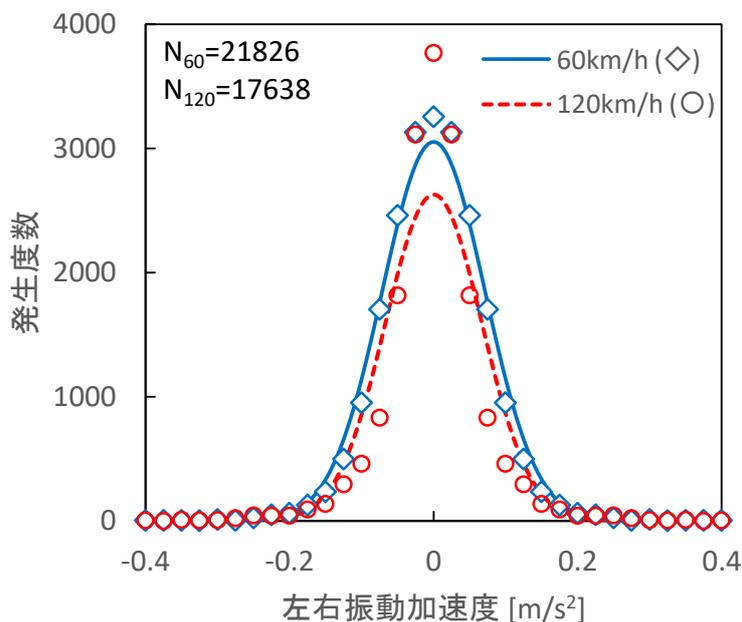
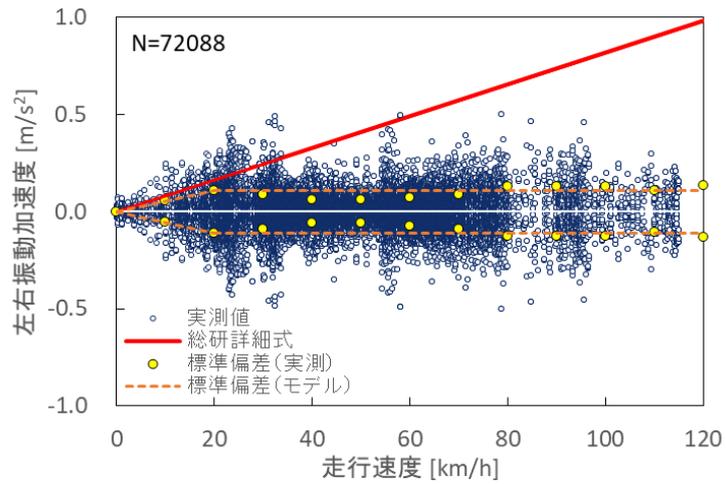
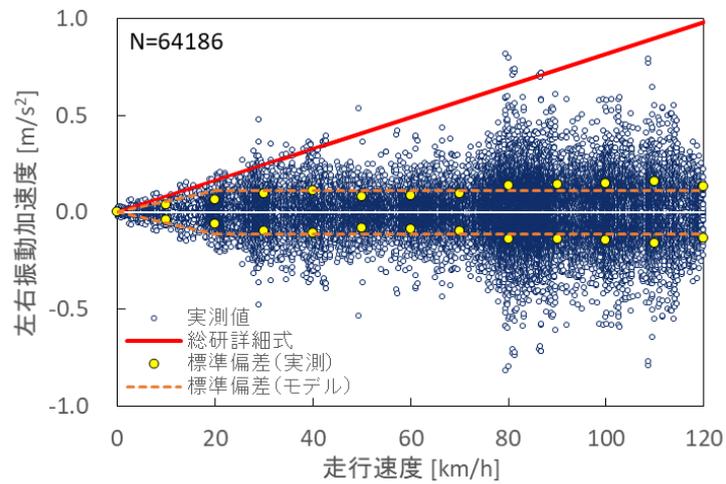


図 3.17 左右振動加速度の頻度分布の例
(走行速度 60km/h 階級と 120km/h 階級を例示)

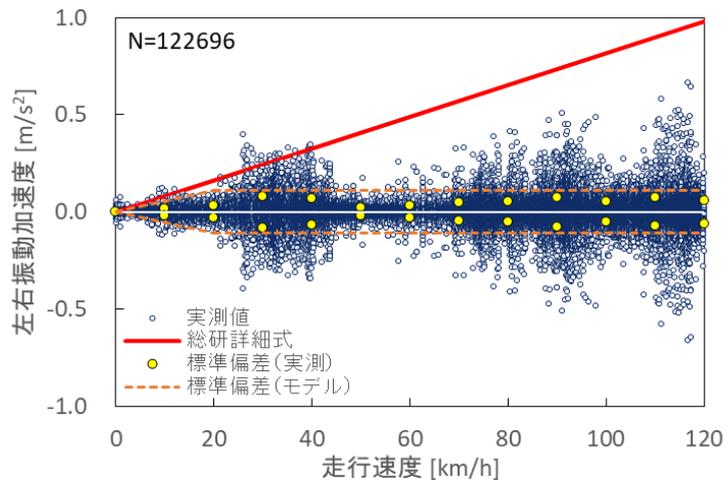
参考として、図 3.18 には、図 3.16 の左右振動加速度の測定データを車種別に分類した結果を示す。図 3.18(a)は、E231 系近郊型電車の測定結果である。走行路線は、品鶴線と東海道貨物線である。走行速度 80km/h 以上の速度域で、標準偏差の実測値がモデルを超過している。標準偏差の最大値は、120km/h 階級の 0.133m/s^2 である。図 3.18(b)は、E257 系特急型電車の測定結果である。走行路線は、総武本線と成田線である。走行速度 80km/h 以上の速度域で、標準偏差の実測値がモデルを超過している。標準偏差の最大値は、110km/h 階級の 0.159m/s^2 である。図 3.18(c)は、E657 系特急型電車の測定結果である。走行路線は、常磐線である。いずれの速度域においても、標準偏差の実測値はモデルを下回っている。標準偏差の最大値は、30km/h 階級の 0.081m/s^2 である。このように、左右振動加速度の標準偏差の最大値は、車種や走行路線によって異なる。もし、これが列車運行の安全性や安定性に大きく影響するようであれば、車種や路線に応じて左右振動加速度のモデルを可変にすることが合理的な運転規制にとって有効である。そのため、次では、左右振動加速度の標準偏差が転覆限界風速に与える影響を調査する。



(a) E231 系近郊型電車（品鶴線，東海道貨物線）



(b) E257 系特急型電車（総武本線，成田線）



(c) E657 系特急型電車（常磐線）

図 3.18 車種別の走行速度と左右振動加速度の関係

図 3.19 には、左右振動加速度の標準偏差モデルごとの転覆限界風速を示す。標準偏差モデルの最大値を図 3.18 の 3 車種の最小値である 0.081m/s^2 とした場合 σ_a^{\min} (式(3.22))、本節で提案する 0.111m/s^2 とした場合 σ_a (式(3.21))、3 車種の最大値である 0.159m/s^2 とした場合 σ_a^{\max} (式(3.23))、の 3 ケースを示した。

$$\sigma_a^{\min}(V) = \min \left[0.081 \times \frac{V}{V_{20}}, 0.081 \right] \quad (3.22)$$

$$\sigma_a^{\max}(V) = \min \left[0.159 \times \frac{V}{V_{20}}, 0.159 \right] \quad (3.23)$$

転覆限界風速の計算には、4. 6 節で実施するコードキャリブレーション方法を用いて、標準偏差モデルによらず同じ安全性指標となるよう部分係数を設定した評価式を用いた。評価条件は、図 1.4 の中から線路構造物を単線橋梁（桁高 2m）、軌道を曲線半径 1400m、カント 30mm、走行速度を 120km/h として選定した。ここでは、左右振動加速度の標準偏差が転覆限界風速に与える影響の感度を調査することが目的であるため、評価式や評価方法の説明は省略する。いずれの標準偏差モデルを用いても転覆限界風速にはほとんど影響しないことが確認できる。この結果より、本研究では、実用性を考慮して車種や路線によらずに、共通の左右振動加速度の標準偏差モデルとして式(3.21)を用いることとする。

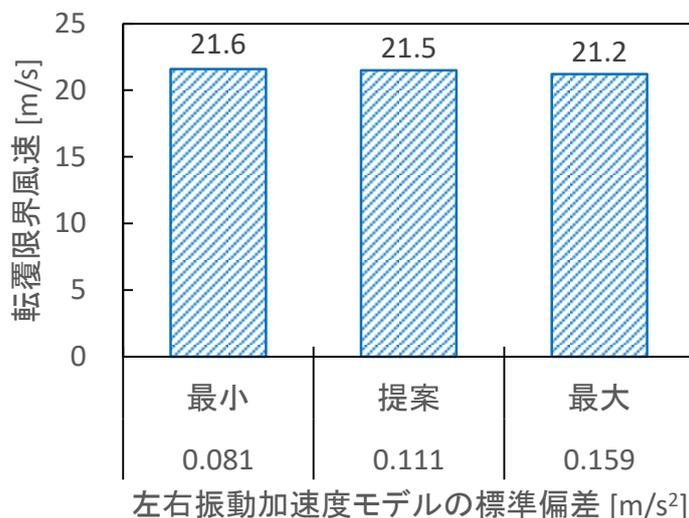


図 3.19 標準偏差の違いが転覆限界風速に与える影響

3. 6節 本章のまとめ

本章では、鉄道車両にはたらく瞬間空気力を適切に推定するための瞬間風速の評価方法を提案した。実物大車両模型による空気力・風向風速試験の測定データを用いて、空気力の実測値と推定値を比較した。さらに、空気力以外の車両にはたらく力である重力、超過遠心力、左右振動慣性力について、実測データに基づきそれぞれの不確かさを評価した。これらにより、以下の結果が得られた。

- (1) 瞬間風速を瞬時値で評価すると、空気力の実測値を平均的に 1 割程度過大評価することを明らかにした。このことから、現在の日本の評価方法では、瞬間風速を過大評価しているといえる。一方、瞬間風速を空間平均値もしくは 3 秒平均値で評価することで、空気力の実測値と推定値が平均的に一致することを示した。このことから、欧州の瞬間風速の評価方法は、妥当であるといえる。なお、空間平均値による瞬間風速の評価は一般的な方法ではないため、他分野との整合性を考慮して、本研究では鉄道分野における適切な瞬間風速の評価方法として 3 秒平均値を提案した。空気力推定値の不確かさの変動係数は、評価風速によらずいずれも 10%程度である。
- (2) 重力の不確かさとして、静止輪重のアンバランスを考慮した。実車両の検査データに基づき、静止輪重比の分布を重力の不確かさとして定量化すると、その平均値は 1.0、変動係数は 1.95% である。
- (3) 超過遠心力の不確かさとして、カント誤差を考慮した。営業路線の検査データに基づき、カント誤差の分布を超過遠心力の不確かさとして定量化すると、その平均値は 0、標準偏差は 1.38mm である。
- (4) 左右振動慣性力の不確かさとして、左右振動加速度の標準偏差を考慮した。車両走行試験で得られた実測データを内包するように、左右振動加速度を走行速度の関数としてモデル化した。左右振動加速度の分布を左右振動慣性力の不確かさとして定量化すると、その平均値は 0、標準偏差は走行速度が 0~20km/h までは線形増加、20km/h 以上は 0.111m/s^2 の一定値である。

第4章 信頼性理論を用いた横風に対する鉄道車両の耐風性能評価

4. 1節 本章の目的

本章では、第3章で定量化した転覆に影響するそれぞれの力の不確かさを考慮し、横風に対する鉄道車両の耐風性能評価を行う。耐風性能評価には、信頼性理論（参考文献[30]を参照されたい）を用いる。信頼性理論では、耐力と外力の不確かさに基づき、外力が耐力を上回る確率である破壊確率を直接的または間接的に評価する（図 4.1）。その評価水準には、破壊確率の値そのものを直接的に評価するレベル 3、安全性の余裕度を表す安全性指標（信頼性指標と同義）を用いて破壊確率を間接的に評価するレベル 2、それぞれの力に対する部分係数を定めて確定論的に評価を行うレベル 1、の3つがある。本研究では、実用可能な耐風性能評価法を提供するために、レベル 1 の評価水準による転覆限界風速の評価式を提案することを目標とする。そのため、耐風性能評価においては、レベル 1 に対応づけることが可能なレベル 2 の評価水準を採用する。

耐風性能評価では、国枝式や総研詳細式などの既往評価式で取り扱う重力、空気力、超過遠心力、左右振動慣性力の4つを考慮する。これら以外にも、風速計の性能差や個体差、風観測位置の風速代表性のばらつき、システムの故障率、さらには運転取り扱い上のヒューマンエラーなど様々な不確かさが挙げられる。しかし、これらは耐風性能評価において、評価式による違いが発生しない要素である。また、本研究では破壊確率の絶対値そのもの議論するのではなく、基準とする安全性との相対比較を行うことを主な目的とする。そのため、前述の4つの力以外は取り扱わないこととする。この前提条件に基づき、運転規制の状態を性能関数として表現し、その状態における安全性の大きさを鉄道車両の耐風性能として評価する。運転規制の判断に用いる瞬間風速の風速基準値を変数として、安全性指標により耐風性能を定量化する。したがって、風速基準値の導出精度が安全性の大きさに直結する。

本章の構成は、次のとおりである。4. 2節では、性能関数と安全性指標を定式化する。4. 3節では、定式化した性能関数と安全性指標の妥当性を検証する。4. 4節では、現行基準や既往評価式に基づき、性能関数の変数である風速基準値を設定する。4. 5節では、設定した風速基準値に基づく運転規制の安全性指標を評価する。4. 6節では、基準とする許容安全性指標を設定してコードキャリブレーションを実施し、部分係数を用いた転覆限界風速の評価式を提案する。4. 7節では、提案評価式を用いて、1年あたりの運

転規制の安全性指標を評価する。4.8節では、欧州解析法に基づく運転規制の安全性指標を評価する。4.9節では、本章のまとめを述べる。

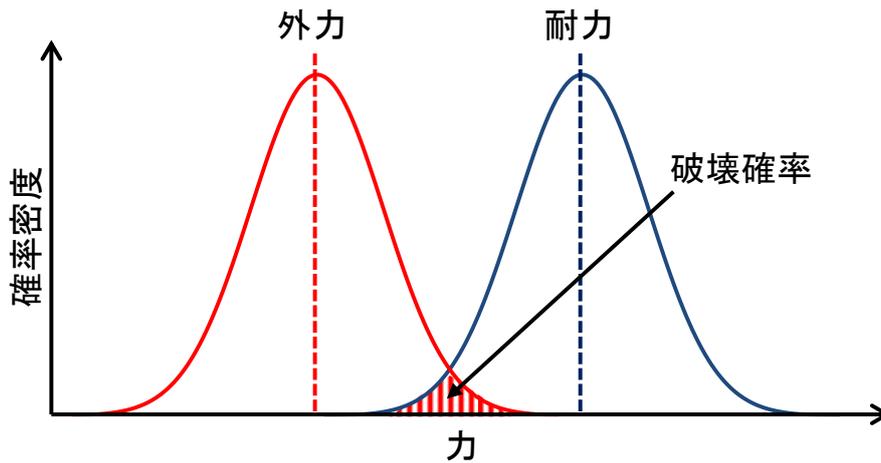


図 4.1 耐力と外力の分布および破壊確率のイメージ

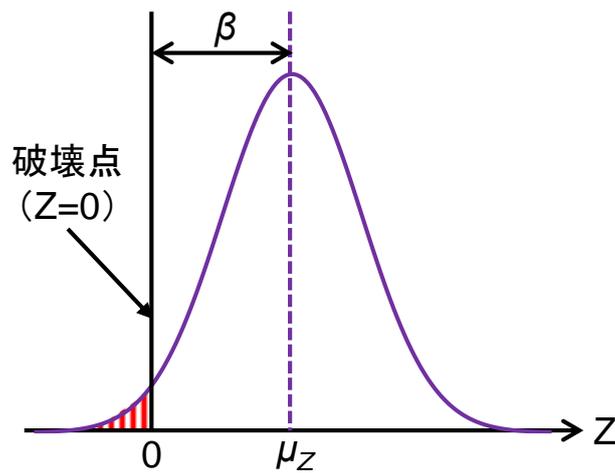


図 4.2 安全性指標のイメージ

4. 2節 性能関数と安全性指標の定式化

性能関数は、耐力と外力の差で定義される。鉄道車両の転覆は、風下側の車輪／レール接触点まわりのローリングモーメントで評価されるため、それぞれの力を同様のモーメントで評価することとする。耐力である重力を M_G 、外力である空気力を M_W 、超過遠心力を M_C 、左右振動慣性力を M_A とすると、性能関数 Z は式(4.1)で表される。

$$Z \equiv M_G - M_W - M_C - M_A \quad (4.1)$$

性能関数が $Z \leq 0$ となることは破壊を表し、その発生確率が破壊確率となる。次に、性能関数の平均値 μ_Z と標準偏差 σ_Z を求める。各項の平均値を μ_i （添字 i は各項の添字に対応）で表すと、性能関数の平均値 μ_Z は式(4.2)で表される。

$$\mu_Z = \mu_G - \mu_W - \mu_C - \mu_A \quad (4.2)$$

各項の標準偏差を σ_i で表し、それぞれを独立と仮定すると、性能関数の標準偏差 σ_Z は式(4.3)で表される。

$$\sigma_Z = \sqrt{\sigma_G^2 + \sigma_W^2 + \sigma_C^2 + \sigma_A^2} \quad (4.3)$$

評価水準レベル 2 の評価指標に用いられる安全性指標 β は、性能関数の平均値 μ_Z と標準偏差 σ_Z の比で定義され、式(4.4)で表される。

$$\beta \equiv \frac{\mu_Z}{\sigma_Z} = \frac{\mu_G - \mu_W - \mu_C - \mu_A}{\sqrt{\sigma_G^2 + \sigma_W^2 + \sigma_C^2 + \sigma_A^2}} \quad (4.4)$$

安全性指標 β は、性能関数の平均値 μ_Z が破壊点（ $Z = 0$ ）から標準偏差 σ_Z の何倍離れているかを表す指標であり、その値が大きいくほど安全性の余裕が大きいことを表す（図 4.2）。

性能関数の各項の導出にあたり、まず公称値を設定する。重力の公称値 $M_{G,n}$ は、総研詳細式[12]に基づき式(4.5)で求める。

$$M_{G,n} = m_B g \cdot (b - y_B) + m_T g \cdot b \quad (4.5)$$

ここで、 m_B は半車体質量、 m_T は台車質量、 b は左右の車輪／レール接触点間距離の 2 分の 1、 y_B は車体重心の左右変位である。 y_B の導出方法については、参考文献[12]を参照されたい。

空気力の公称値 $M_{W,n}$ は、総研詳細式に基づき式(4.6)で求める。

$$M_{W,n} = \frac{1}{2} \rho U_r^2 (U, V) A_S \cdot \{C_S(\psi_r) h_{BC} + C_L(\psi_r) (b - y_B + e\phi_B) + C_M(\psi_r) h_{BH}\} \quad (4.6)$$

ここで、 U_r は自然風 U と走行風 V の相対風速、 ψ_r は相対風向角である（図 2.1）。相対風速 U_r と相対風向角 ψ_r は、それぞれ式(4.7)、式(4.8)で求める。

$$U_r = \sqrt{(U \cos \psi + V)^2 + (U \sin \psi)^2} \quad (4.7)$$

$$\psi_r = \arctan \frac{U \sin \psi}{U \cos \psi + V} \quad (4.8)$$

また、 ρ は空気密度、 A_S は半車体側面積、 h_{BC} はレール面からの車体中心高さ、 h_{BH} は車体の下端から上端までの高さ、 e は車体重心から風圧中心までの距離、 ϕ_B は車体重心まわりのロール変位である。 e と ϕ_B の導出方法については、参考文献[12]を参照されたい。

超過遠心力の公称値 $M_{C,n}$ は、総研詳細式に基づき式(4.9)で求める。

$$M_{C,n} = \left| (m_B \cdot h_{GB} + m_T \cdot h_{GT}) \left(\frac{V^2}{r} - \frac{c}{2b} g \right) \right| \quad (4.9)$$

ここで、 h_{GB} はレール面からの車体重心高さ、 h_{GT} はレール面からの台車重心高さ、 r は軌道の曲線半径、 c はカントである。超過遠心力はカントの過不足により正負両方の値を取り得るが、軌道の内方側と外方側の両方向の転覆を考慮したうえで安全側の値を取るようになるために、式(4.9)のとおり絶対値で評価することとした。

左右振動慣性力の公称値 $M_{A,n}$ は、総研詳細式および3.5節に基づき式(4.10)で求める。

$$M_{A,n} = m_B a_n \cdot h_{GB} \quad (4.10)$$

ここで、 a_n は左右振動加速度の公称値である。3.5節で示したとおり、左右振動加速度の平均値は0である。そのため、その公称値は恣意的に定める必要があるが、公称値を0とすると左右振動慣性力の不確かさに対して安全率を考慮することができない。そこで、ここでは3.5節における左右振動加速度の実測データに基づき、その99パーセンタイル値を公称値として設定した。99パーセンタイル値の走行速度に対する増減特性は、図3.16に示す標準偏差と同様である。そのため、 a_n [m/s²]は式(3.21)で定式化した標準偏差 σ_a と同様に、走行速度 V [km/h]の関数として式(4.11)で設定した。

$$a_n(V) = \min \left[0.258 \times \frac{V}{V_{20}}, 0.258 \right] \quad (4.11)$$

a_n の最大値はパーセンタイルの採用値によって決まるため、その値に応じて $M_{A,n}$ も変化する。だが、4.6節で設定する $M_{A,n}$ に対する部分係数の値は、 $M_{A,n}$ の値に応じて変化する。そのため、部分係数も含めた左右振動慣性力の評価値は、最終的には $M_{A,n}$ の値によらず同一になる。以上の理由により、ここではパーセンタイルの採用値についてこれ以上は議論せず、99パーセンタイル値を採用することとする。

次に、各項の公称値から平均値と標準偏差を求める。平均値 μ_i を公称値 $M_{i,n}$ で除した係数を k_i 、変動係数を V_i とすると、各項の平均値 μ_i と標準偏差 σ_i はそれぞれ式(4.12)、式(4.13)で表される。

$$\mu_i = k_i M_{i,n} \quad (4.12)$$

$$\sigma_i = \mu_i V_i = k_i M_{i,n} V_i \quad (4.13)$$

したがって、係数 k_i と変動係数 V_i を求めることができれば、平均値 μ_i と標準偏差 σ_i を計算することができる。重力項は、3.3節より $k_G = \mu_{D0}$ 、 $V_G = \sigma_{D0}$ である。空気力項は、評価風速により変化する。後の評価で用いる瞬時値 U_{inst} と3秒平均値 $U_{3s-gust}$ について示すと、3.2.3項より、瞬時値の係数と変動係数はそれぞれ $k_W^{inst} = \mu_R^{inst}$ 、 $V_W^{inst} = \sigma_R^{inst}$ 、3秒平均値のそれらはそれぞれ $k_W^{3s-gust} = \mu_R^{3s-gust}$ 、 $V_W^{3s-gust} = \sigma_R^{3s-gust}$ となる。超過遠心力項は、3.4節より求める。カント誤差の平均値は $\mu_{\Delta c} = 0$ であるため、係数は $k_C = 1.0$ である。超過遠心力の標準偏差 σ_C は、カント誤差の標準偏差 $\sigma_{\Delta c} (= 1.38 \times 10^{-3} [m])$ より、式(4.14)で表される。

$$\sigma_C = (m_B \cdot h_{GB} + m_T \cdot h_{GT}) \frac{\sigma_{\Delta c}}{2b} g \quad (4.14)$$

変動係数は $V_C = \sigma_C / M_{C,n}$ となり、条件によって変動する。左右振動慣性力項は、平均値が0であるため k_A と V_A を定めることができない。そのため、平均値は式(4.12)によらず、 $\mu_A = 0$ とする。変動係数は標準偏差 σ_A を公称値 $M_{A,n}$ で除した値 V_A^* として、式(4.15)で公称的に定義する。

$$V_A^* \equiv \frac{\sigma_A}{M_{A,n}} \quad (4.15)$$

ここで、 σ_A は式(4.16)で求められる。

$$\sigma_A = m_B \sigma_a \cdot h_{GB} \quad (4.16)$$

式(4.10)と式(4.16)より $V_A^* = \sigma_a / a_n$ となり、式(3.21)と式(4.11)より $V_A^* = 0.43$ の定数となる。

以上をまとめたものを、表4.1に示す。

表 4.1 各項の係数 k_i と変動係数 V_i

評価項 (i)		係数 k_i	変動係数 V_i
重力 (G)		1.0	1.95×10^{-2}
空気力 (W)	inst	0.90	0.107
	3s-gust	1.0	0.110
超過遠心力 (C)		1.0	$\sigma_C / M_{C,n}$
左右振動慣性力 (A)		—	0.43

鉄道車両は移動体であるため、車両はレールの上に置かれているだけである。そのため、耐力は重力に依存し、その大きさを制御することはできない。一方、強風時には速度規制や運転中止といった運転規制を実施することで、空気力を主とした外力を制御することが可能である。これが、建築物や土木構造物における信頼性設計と根本的に異なる点であり、外力の制御精度が列車運行の安全性に直結する。外力を制御するための変数は、式(4.6)にする自然風の風速 U である。したがって、入力値となる運転規制を実施する風速基準値を適切に定めることが重要であり、その影響を本節で定式化した安全性指標により評価することができる。

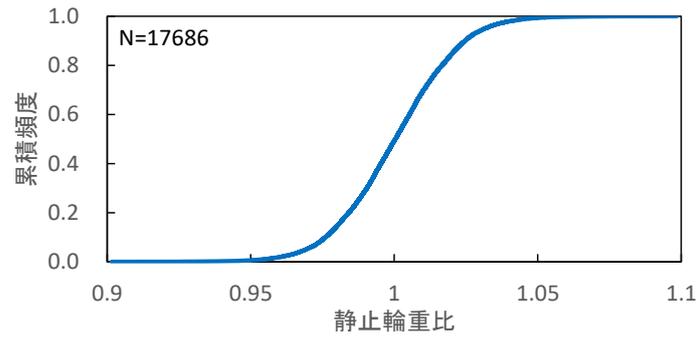
なお、本研究では、性能関数における全ての項の不確かさを正規分布で近似した。これは、第3章で定量化した各項の不確かさが概ね正規分布に従っていることを目視で確認したためである。また、性能関数の各項は独立であると仮定した。これらの利点として、繰り返し計算を行わずに解析的に安全性指標を求められることが挙げられる。このことは実用面から非常に重要であるが、不確かさの正規分布近似と各項の独立仮定の妥当性は検証しておく必要がある。次節では、これらの妥当性を検証する。

4. 3節 性能関数と安全性指標の妥当性の検証

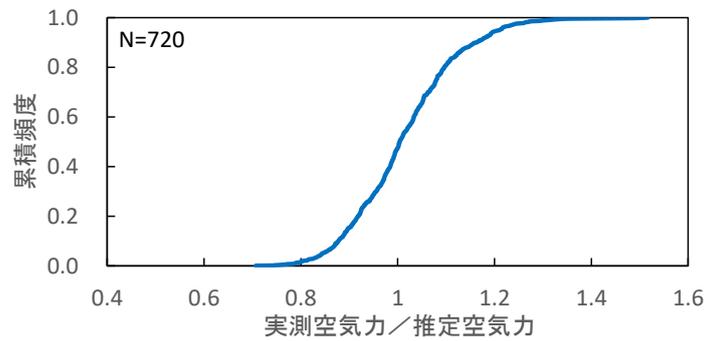
本節では、前節で定式化した性能関数と安全性指標の妥当性を検証する。4. 3. 1項では、実測分布とモンテカルロシミュレーションにより、性能関数における各項の不確かさの正規分布近似の妥当性を検証する。4. 3. 2項では、実車両の輪重測定データにより、性能関数の平均値と標準偏差の妥当性を検証する。

4. 3. 1項 実測分布とモンテカルロシミュレーションによる検証

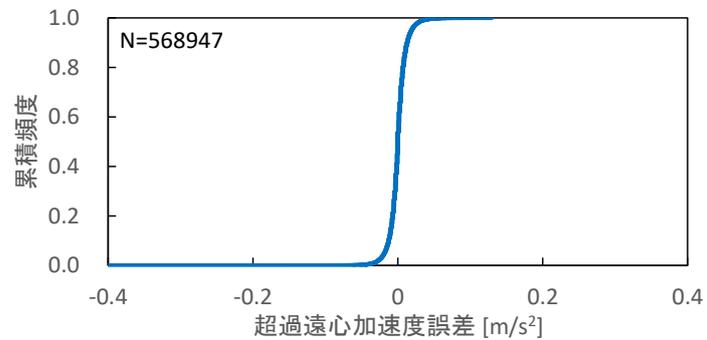
本項では、実測分布とモンテカルロ法（例えば、宮武・中山[55]）を用いてモンテカルロシミュレーションを実施し、性能関数における各項の不確かさの正規分布近似の妥当性を検証する。まず、第3章で用いた各項の実測データに基づき、累積頻度分布を作成する。図4.3には、実測データに基づく各項の不確かさの累積頻度分布を示す。図4.3(a)は重力項で、静止輪重比の実測分布である。図4.3(b)は空気力項で、空気力の実測値と推定値の比の実測分布である。図4.3(c)は超過遠心力項で、超過遠心加速度誤差の実測分布である。図4.3(d)は左右振動慣性力項で、走行速度120km/h階級における左右振動加速度の実測分布である。



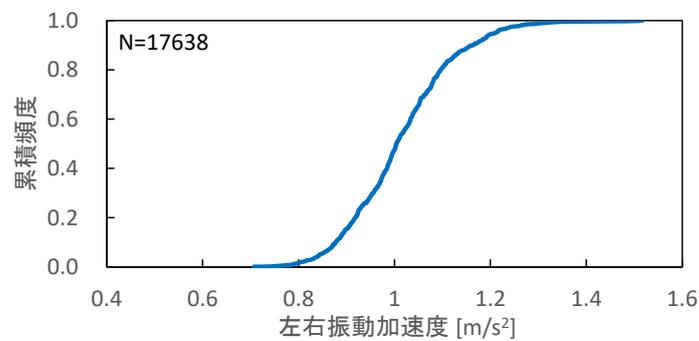
(a) 重力項



(b) 空気力項



(c) 超過遠心力項



(d) 左右振動慣性力項 (走行速度 120km/h 階級)

図 4.3 実測データに基づく各項の不確かさの累積頻度分布

次に、図 4.3 で定めた実測分布に基づき、モンテカルロシミュレーションを実施する。計算方法は、次のとおりである。各項に対して 0~1 の範囲で乱数を独立に発生させ、各乱数をそれぞれ図 4.3 の縦軸である累積頻度として設定する。設定した累積頻度に対応する横軸の値を抽出し、その試行における不確かさとする。抽出した不確かさに基づき各項の値を計算し、式(4.1)の性能関数に代入する。性能関数の値が 0 以下になった場合を破壊とし、試行回数に対する破壊回数から破壊確率を求める。破壊確率を正規分布に基づき安全性指標に変換し、モンテカルロシミュレーションで導出した安全性指標とする。計算条件は、次のとおりである。試行回数は、100000 回とした。車両は、通勤型先頭車とした。線路構造物は、単線橋梁（桁高 2m）とした。軌道は、半径 1400m、カント 30mm の曲線とした。走行速度は、120km/h とした。自然風の風速は、21m/s とした。自然風の風向角は、75 度とした。これらの評価条件については、4.4 節と 4.5 節で詳述する。

図 4.4 には、モンテカルロシミュレーションにより求めた安全性指標と正規分布近似による解析解との比較を示す。モンテカルロシミュレーションでは、全ての項を正規分布近似した結果、4 つの項のうち 1 つだけを実測分布としてほかの 3 つを正規分布近似した結果、全ての項を実測分布とした結果を示す。いずれの計算結果も正規分布近似による解析解とほぼ一致していることがわかる。この結果から、性能関数の各項の不確かさを正規分布で近似することは妥当であると考えられる。

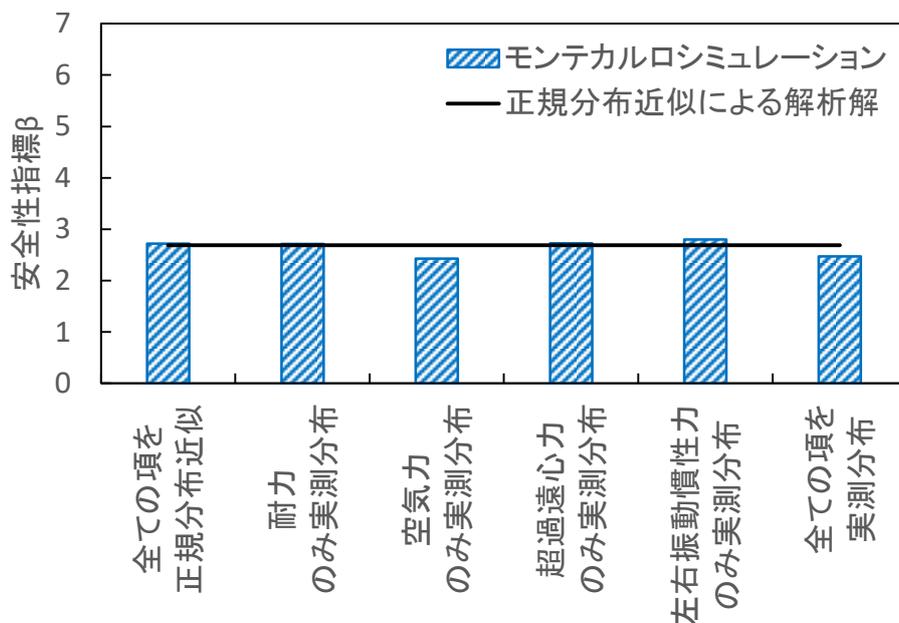


図 4.4 モンテカルロシミュレーションにより求めた安全性指標

4. 3. 2項 実測輪重による検証

本項では、前節で定式化した性能関数の平均値と標準偏差の妥当性を実測データに基づき検証する。検証には、JR 東日本の営業路線で実施した輪重および風向風速の測定試験データを用いた。図 4.5 には試験の様子を、図 4.6 には測定箇所断面を示す。測定は、常磐緩行線の金町～松戸間の上り線の盛土上で実施した。測定点の曲線半径は 600m、カントは 85mm、曲線最高速度は 95km/h である。評価対象とした車両は、同区間を走行する JR 東日本の E233 系通勤型電車の先頭車である。主な車両諸元は、表 4.2 のとおりである。評価指標は森山[56], [57]にならい、風上側の輪重減少率およびその実測値と推定値の差とした。



図 4.5 営業路線における輪重・風向風速測定試験の様子

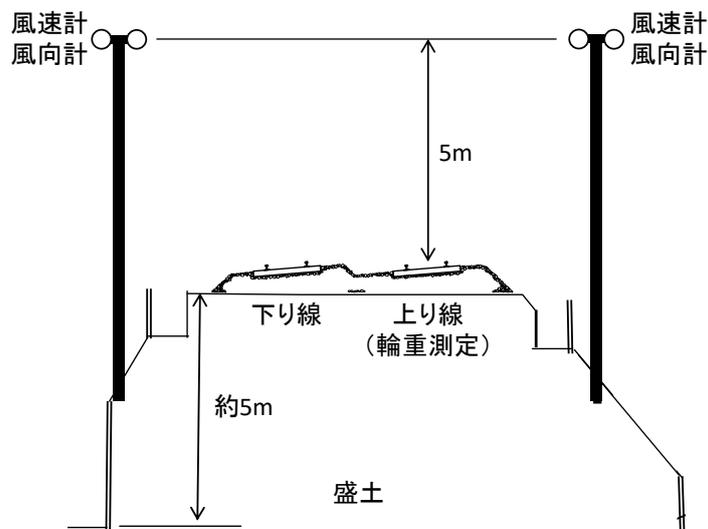


図 4.6 測定箇所断面図

表 4.2 評価対象とする車両の主な諸元

項目	値
半車体質量	10200kg
台車質量	5150kg
レール面からの車体重心高さ	1.96m
レール面からの台車重心高さ	0.5m
レール面からの車体中心高さ	2.30m
車体の下端から上端までの高さ	2.69m
半車体側面積	26.5m ²
左右の車輪／レール接触点間距離	1.12m

輪重は、レールにひずみゲージ（NEC Avio 赤外線テクノロジー製 PMG-105）を貼り付け、定点で測定した。1 車両における 8 車輪と同間隔で 8 箇所にひずみゲージを貼り付け、車両通過時のピーク荷重を各車輪の輪重とした。サンプリング周波数は 2kHz である。風上側輪重 P_w と風下側輪重 P_l は、それぞれの側の各輪重 P_{ij} （添字 i は測定の側、添字 j は車輪番号）の合計値として、それぞれ式(4.17)、式(4.18)で求めた。

$$P_w = P_{w1} + P_{w2} + P_{w3} + P_{w4} \quad (4.17)$$

$$P_l = P_{l1} + P_{l2} + P_{l3} + P_{l4} \quad (4.18)$$

風上側の輪重減少率の実測値 D_M は、風上側輪重 P_w 、風下側輪重 P_l および測定車両ごとに調査した静止輪重比 D_0 （式(3.18)）から、式(4.19)で求めた。

$$D_M = D_0 - \frac{P_l - P_w}{P_l + P_w} \quad (4.19)$$

輪重減少率の推定値は、風向風速の実測値から求めた。風向風速は、輪重測定点の盛土上に設置した三杯型風速計・矢羽型風向計（VAISALA 製 WA15）で測定した。風速計と風向計の設置高さは、レール面から 5m の位置である。軌道の両側に風速計と風向計を設置することで、主風向によらず常に盛土に対して風上側の風向風速を観測できるようにした。サンプリング周波数は 2Hz である。輪重減少率の推定値 D_E は、実測値 D_M が測定された時刻に測定された風向風速（3 秒平均値）を用いて式(4.20)で求めた。

$$D_E = 1 - \frac{\mu_G - \mu_W^{3s-gust} - \mu_C - \mu_A}{m_B g \cdot b + m_T g \cdot b} \quad (4.20)$$

各項の計算方法は前節を基本とするが、以下に特記事項を示す。営業車両の半車体質量 m'_B

は、乗車人員の影響を受けているため、輪重の実測値をもとに式(4.21)で補正した。

$$m'_B = \frac{P_1 + P_w}{2g} + \frac{F_L}{g} - m_T \quad (4.21)$$

ここで、輪重の実測値は揚力と台車重量の影響を含んでいるため、半車両にはたらく揚力の推定値 F_L を加算し、台車質量 m_T を減算することで補正した。風速計で測定された風速 U' は盛土による増速の影響を受けているため、斎藤ら[58]が風洞実験により測定した盛土上の風速分布をもとに U' を1.25で除して、 $U = U'/1.25$ として補正した。走行風 V は、輪重の時系列波形から求めた走行速度を用いた。空気力係数は、森山ら[59]の風洞実験結果を用いた。線路直交方向の盛土上の車両位置は風向によって異なるため、図4.6において左側からの風向の場合には、乙部ら[60]の風洞実験結果を参考にして、空気力係数に0.7を乗じて補正を行った。空気密度 ρ は、 $1.23 \text{ [kg/m}^3\text{]}$ とした。超過遠心力の計算では、空気力の作用方向がわかっているため、式(4.9)の絶対値記号を外して正負の符号を考慮した。

図4.7には、輪重減少率の実測値 D_M と推定値 D_E の関係を百分率で示す。データ数は $N=200$ である。両者の対応は良好で、推定値が平均的に若干の過大評価ではあるものの $y = x$ の直線上に概ね沿っている。また、両者のばらつきの原因は、空気力推定値と左右振動慣性力の不確かさであると考えられる。このばらつきの妥当性を、前節の性能関数に基づき評価する。輪重減少率の実測値 D_M と推定値 D_E の差を、輪重減少率の実測値の不確かさ ΔD_M として式(4.22)で定義する。

$$\Delta D_M \equiv D_M - D_E \quad (4.22)$$

ΔD_M の平均値を μ_D^M 、標準偏差を σ_D^M とすると、 $\mu_D^M = -0.035$ 、 $\sigma_D^M = 0.034$ である。次に、性能関数から求めた輪重減少率の推定値の不確かさを評価する。本項で用いたデータの測定環境では静止輪重比とカントが既知であるため、重力と超過遠心力の不確かさは無視できる。したがって、輪重減少率の推定値の標準偏差 σ_D^E は式(4.23)で求められる。

$$\sigma_D^E = \frac{\sqrt{\sigma_W^{3s-gust^2} + \sigma_A^2}}{\mu_G} \quad (4.23)$$

これをもとに、輪重減少率の推定値の不確かさ ΔD_E を、平均値0、標準偏差 σ_D^E の正規分布として式(4.24)で定義する。

$$\Delta D_E \equiv N(0, \sigma_D^E) \quad (4.24)$$

全200回の実測データの測定条件から σ_D^E を推定すると、 $\sigma_D^E = 0.035$ である。図4.8には、輪重減少率の実測値の不確かさ ΔD_M と推定値の不確かさ ΔD_E の分布を示す。 ΔD_M については、5%刻みの階級に分けた頻度分布と正規分布による近似曲線の両方を示す。実測値と推定値の分布は、平均値に若干の差があるもののほぼ一致している。この結果から、前節で

設定した性能関数の平均値と独立仮定による標準偏差は概ね妥当であると考えられる。厳密には、実測値に対して推定値が平均で3%程度の過大評価となっている。これは、車両の動的挙動の影響を受けている実測値を、準静的解析により推定していることが原因だと考えられる。ただし、その差は小さく、また推定値が安全側の評価となっているため、本研究では議論しないこととする。

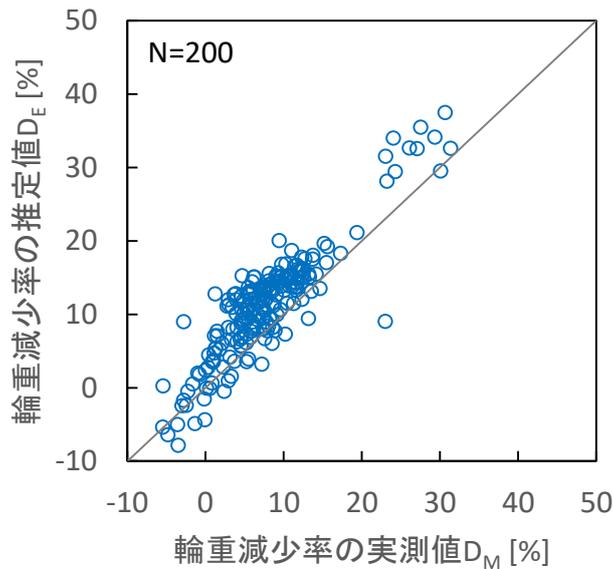


図 4.7 輪重減少率の実測値と推定値の関係

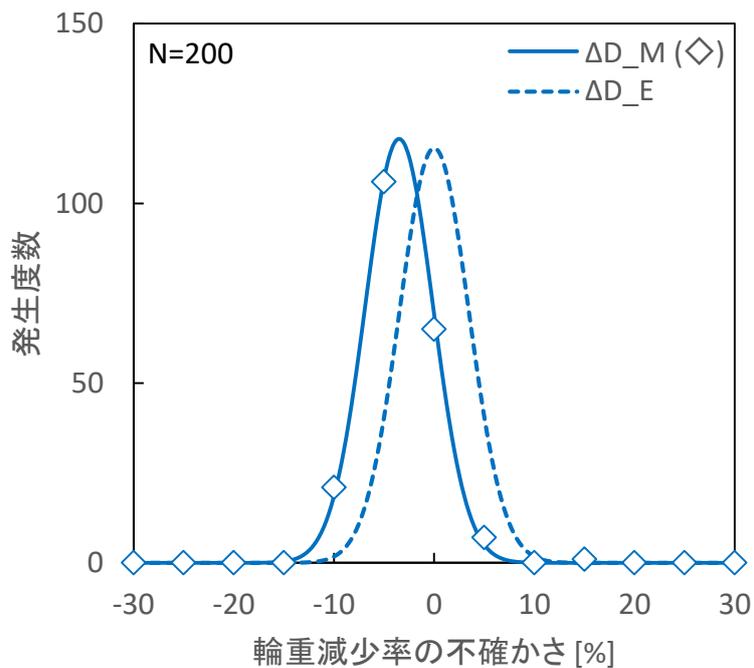


図 4.8 輪重減少率の不確かさの分布

本項で検証に用いた実測データでは、車両の静止輪重比と軌道のカント誤差が既知であるため、式(4.23)のとおり重力と超過遠心力の不確かさは無視できる。しかし、実際には、静止輪重比とカント誤差は未知であるため、これらの独立仮定の妥当性を考える必要がある。図 4.9 には、性能関数の標準偏差に占める各項の内訳を示す。評価条件は、図 1.4 および図 2.2 と同様とした。条件により若干の変動はあるものの、空気力が約 8 割、超過遠心力がほぼ 0、左右振動慣性力が 2 割弱、重力が 1 割弱という内訳である。これらのうち、重力項については、その不確かさの原因は静止輪重のアンバランスであり、これには時間変動がない。そのため、重力項の不確かさは独立とすることができる。また、超過遠心力項の内訳はほぼ 0 であるため、ほかの項との相関の有無に関わらずその影響は無視することができる。したがって、本項のように空気力と左右振動慣性力の不確かさを考慮すれば、性能関数の標準偏差を検証できるといえる。

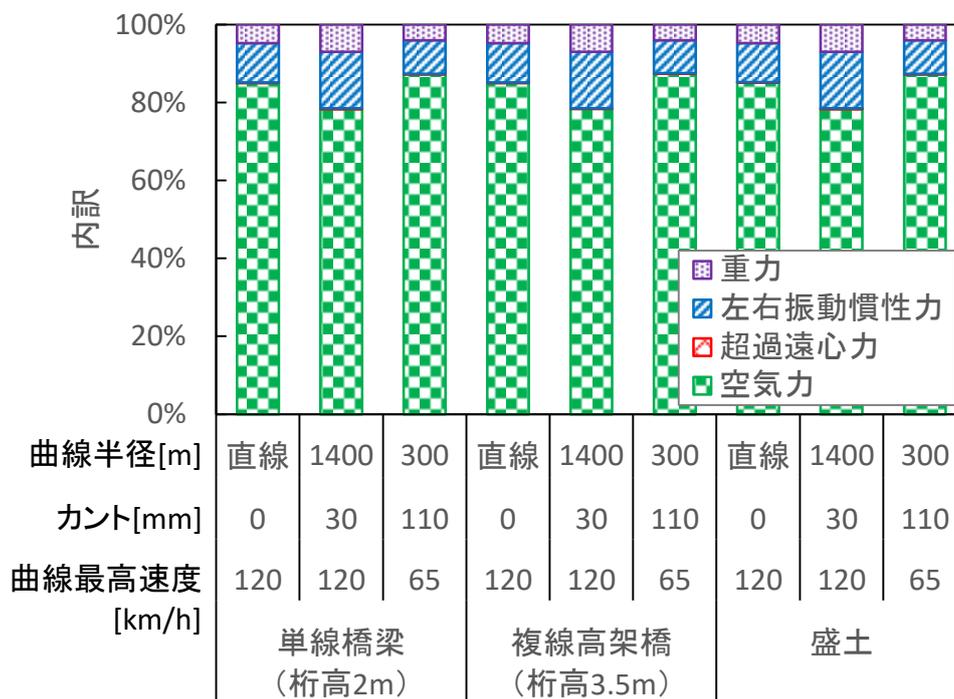


図 4.9 性能関数の標準偏差に占める各項の内訳

4. 4 節 運転規制の風速基準値の設定

強風時の運転規制は、速度規制と運転中止の 2 段階で行うのが一般的である。速度規制の目的は、車両にはたらく外力を小さくして転覆限界風速を向上させることと、事故発生時の被害を軽減することである。一方、速度規制時にさらに強い風が吹く場合には、橋梁上などの強風域や高い盛土上などの転覆時の被害が大きくなる危険箇所に車両を進入させないように運転中止が行われる。本節では、これら速度規制と運転中止について、性能関数の入力変数である運転規制の風速基準値を設定する。基準値には、現行の風速基準値と既往評価式に基づく風速基準値の 2 つを用いる。

4. 4. 1 項 現行の風速基準値

現在、多くの鉄道事業者は、瞬間風速を瞬時値で評価し、瞬時値が 20m/s に達した場合に速度規制を、25m/s に達した場合に運転中止を行っている（表 1.1 の早め規制）。この風速基準値は転覆限界風速の評価式に基づくものではなく、経験的に定められたものであるが、これに起因する列車の転覆事故はこれまでに発生していない。そこで、この基準値を社会的にも許容されている現行の風速基準値と位置づけ、速度規制は瞬時値で 20m/s、運転中止は瞬時値で 25m/s を現行の風速基準値として設定する。

4. 4. 2 項 既往評価式に基づく風速基準値

車両の転覆限界風速を導出する既往評価式で代表的なものとしては、国枝式[11]と総研詳細式[12]が挙げられる。国枝式は古くに提案された多くの近似や仮定を用いた簡易式であるため、近年の知見が反映された総研詳細式の方が転覆限界風速の導出精度は高い。そこで、既往評価式に基づく風速基準値では、総研詳細式により導出した転覆限界風速を基準値として設定する。なお、瞬間風速の評価方法は、第 3 章で提案した 3 秒平均値とする。

総研詳細式における各項の公称値 $M_{i,n}^{HBN}$ を式(4.25)～式(4.28)に示す。

$$M_{G,n}^{HBN} = M_{G,n} \quad (4.25)$$

$$M_{W,n}^{HBN} = M_{W,n} \quad (4.26)$$

$$M_{C,n}^{HBN} = M_{C,n} \quad (4.27)$$

$$M_{A,n}^{HBN} = m_B a_{HBN} \cdot h_{GB} \quad (4.28)$$

式(4.25)、式(4.26)、式(4.27)は、それぞれ式(4.5)、式(4.6)、式(4.9)に等しい。式(4.28)における a_{HBN} は、式(3.19)から求める。これらの公称値を式(4.29)に代入し、自然風の風速 U について解くことで、総研詳細式における転覆限界風速 U_{crit}^{HBN} が求められる。

$$M_{G,n}^{HBN} = M_{W,n}^{HBN}(U) + M_{C,n}^{HBN} + M_{A,n}^{HBN} \quad (4.29)$$

なお、ここでいう転覆限界風速とは、総研詳細式において風上側の輪重がゼロと評価されるとき風の風速であり、実現象において転覆を引き起こす風速ではないことに注意されたい。

速度規制の風速基準値は、走行速度が 0 から車両もしくは軌道の最高速度の範囲で計算される転覆限界風速の最小値とする。運転中止の風速基準値は、走行速度が 0 から速度規制時の徐行速度の範囲で計算される転覆限界風速の最小値とする。ただし、現状では、速度規制時の徐行速度は鉄道事業者によって異なる。また、既往評価式では、任意の徐行速度における転覆限界風速を求めることができる。そのため、徐行速度を一意に定めることはできないが、ここでは参考文献[6]で例示されている 25km/h を速度規制時の徐行速度とする。

4. 4. 3 項 評価条件の違いが風速基準値に与える影響

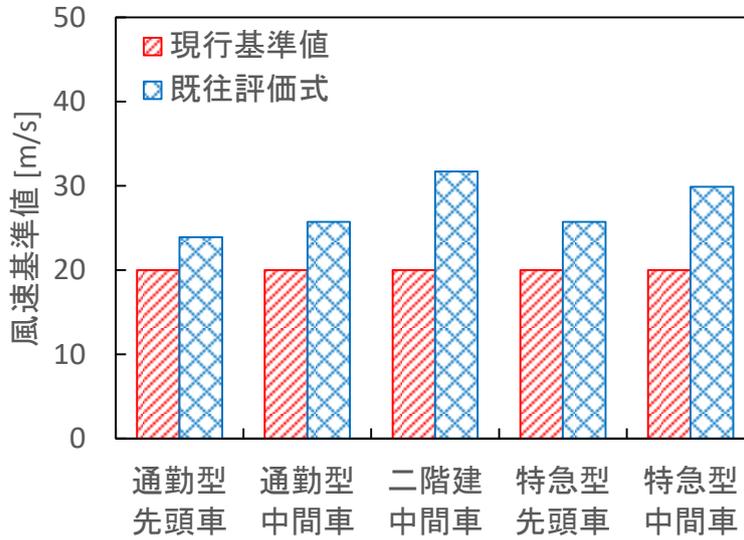
本項では、評価条件の違いが風速基準値に与える影響を評価する。現行の風速基準値は、4. 4. 1 項で述べたとおり速度規制が 20m/s、運転中止が 25m/s の固定値である。既往評価式に基づく風速基準値は、4. 4. 2 項で述べたとおり総研詳細式により計算する。共通の計算手順と条件設定は、次のとおりである。自然風の風速 U は、0 から 0.1m/s 刻みで増加させながら繰り返し計算を行う。風上側の輪重が 0 以下になったら計算を止め、その 1 回前の風速値を転覆限界風速とする。相対風の風向角 ψ_r は、自然風の風速 U と走行速度 V に応じて 0.1 度刻みで計算する。空気力係数 $C_S(\psi_r)$ 、 $C_L(\psi_r)$ 、 $C_M(\psi_r)$ は、種本ら[32]の風洞実験結果を用いる。車体形状と線路構造物に対応する空気力係数を選定し、相対風の風向角 ψ_r に応じて線形補間して適用する。空気密度 ρ は、1.23kg/m³ とする。

最初に、車両の違いが風速基準値へ与える影響を調査した。車両は、首都圏の在来線を走行する比較的最近の軽量車両を想定した。選定したのは、通勤型先頭車、通勤型中間車、二階建中間車、特急型先頭車および特急型中間車の 5 車種である。主な車両諸元は、表 4.3 に示すとおりである。軌道条件は、カントのない直線とした。走行速度 V は、速度規制の風速基準値の計算では車両最高速度 V_{max} とし、運転中止の計算では 25km/h とした。自然風の風向角 ψ は、90 度とした。線路構造物は、単線橋梁（桁高 2m）とした。図 4.10 には、現行の風速基準値と既往評価式に基づく風速基準値を示す。図 4.10(a)は、速度規制の風速基準値である。既往評価式に基づく風速基準値は、車種により大きく変動し、その値は先頭車の方が中間車よりも小さい。これは、車両が進行方向に対して斜め前方から相対風を受ける状況において、先頭車の方がその相対風向角に対応する空気力係数が大きいためである。通勤型と特急型を比較すると、通勤型の方が軽量であるため転覆限界風速は小さい。

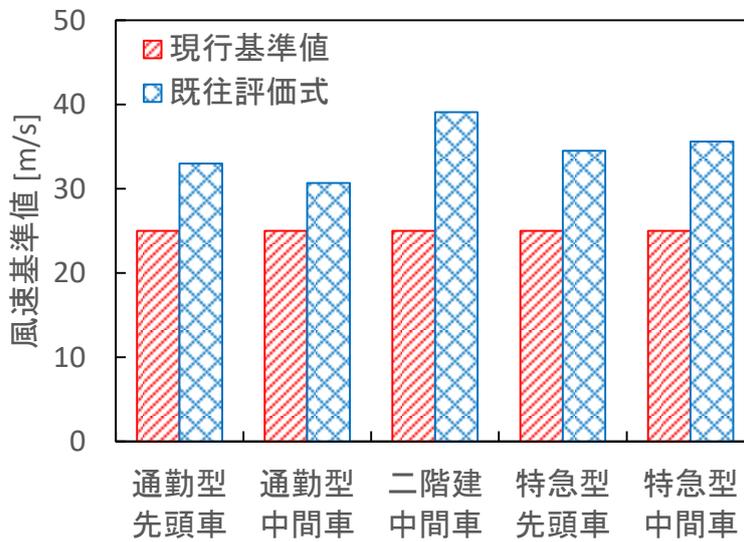
図 4.10(b)は、運転中止の風速基準値である。全体的な傾向は図 4.10(a)と同様であるが、通勤型の先頭車と中間車の風速基準値の大小関係が入れ替わっている。これは、走行速度が小さいと相対風の風向角が車両直角方向に近くなるためである。車両直角方向の空気力係数は先頭車よりも中間車の方が大きく、さらに中間車は先頭車に比べて質量が小さいために、相対的に風速基準値が低くなっている。速度規制と運転中止の風速基準値を比較すると、速度規制の方が低くなっている。これらより、耐風性能が最も低い条件は、速度規制前の通勤型先頭車であると考えられる。速度規制は、発生頻度や転覆時の被害の大きさから、運転中止に比べて重要性が高い。また、通勤型電車は、運行本数や乗車人員の多さの観点から重要性が高いといえる。したがって、これ以降の耐風性能評価には、通勤型先頭車を用いることとする。

表 4.3 転覆限界風速の計算に用いた主な車両諸元

項目	通勤型	通勤型	二階建	特急型	特急型
	先頭車	中間車	中間車	先頭車	中間車
m_B [kg]	8550	6800	13300	10900	10300
m_T [kg]	4300	4300	4400	4760	4760
h_{GB} [m]	1.87	1.99	1.82	1.41	1.39
h_{GT} [m]	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5
h_{BC} [m]	2.32	2.32	2.11	2.25	2.25
h_{BH} [m]	2.67	2.67	3.92	2.61	2.61
A_S [m ²]	26.0	26.0	39.2	26.8	26.1
$2b$ [m]	1.12	1.12	1.12	1.12	1.12
V_{max} [km/h]	120	120	120	130	130
車体形状[32]	103系	103系	285系	485系	485系



(a) 速度規制の風速基準値



(b) 運転中止の風速基準値

図 4.10 車両の違いが運転規制の風速基準値へ与える影響

なお、本来であれば、走行車両の転覆限界風速を評価する場合には、第2章で提案した予測モデルや参考文献[16]の内挿法により、相対風の乱流強度に応じた空気力係数を予測することが望ましい。しかし、日本では乱流中の空気力係数を用いるのが一般的であるため、車体形状と線路構造物を組み合わせた空気力係数のデータベースは、乱流中の測定値として整備されている。一方、式(4.6)より車両にはたらく空気力は空気力係数と風速の関数であり、転覆限界風速の評価式に基づく運転規制の安全性指標を評価する際には、式(4.6)の風速に転覆限界風速が入力される。したがって、空気力係数が増加する場合は、それに連動して転覆限界風速も変化するため、結果として式(4.6)で導出される空気力は空気力係数の値によらず同一になる。これにより、乱流中の空気力係数を用いても安全性指標への影響はない。そこで、本研究では、パラメータスタディに乱流中の空気力係数を用いることとした。

次に、走行速度と自然風の風向角の変化による風速基準値への影響を調査した。図 4.11 には、走行速度が風速基準値に与える影響を示す。現行の風速基準値では、条件によらず速度規制で 20m/s、運転中止で 25m/s の一定値である。既往評価式に基づく風速基準値では、車両は前述のとおり通勤型先頭車とした。軌道条件は、カントのない直線とした。自然風の風向角 ψ は、90 度とした。走行速度 V は、0 から在来線通勤型電車の最高速度である 120km/h までの範囲で 5km/h 刻みに設定した。線路構造物は、単線橋梁（桁高 2m）、複線高架橋（桁高 3.5m）および盛土の 3 構造物を選定した。計算された風速基準値は、走行速度が 120km/h に達するまで徐々に小さくなっていく。これは、走行速度が 120km/h に達するまで左右振動慣性力が大きくなることと、相対風速の増加により空気力が大きくなるためである。走行速度の増加に伴い、各線路構造物における風速基準値の差は大きくなっていく。風速基準値が最も小さくなるのは、線路構造物が盛土、走行速度が 120km/h の条件である。図 4.12 には、自然風の風向角が風速基準値に与える影響を示す。走行速度 V は、120km/h とした。自然風の風向角 ψ は、10 度から 170 度までの範囲で 5 度刻みに設定した。ただし、10 度付近と 170 度付近では風速基準値が非常に大きくなるため、見やすさの観点から図中には 15 度から 150 度までの結果を示した。現行の風速基準値では、条件によらず 20m/s の一定値である。既往評価式に基づく風速基準値では、自然風の風向角が 75 度前後で風速基準値が最も低くなる。線路構造物の違いによる風速基準値の大小関係は、図 4.11 と同じである。

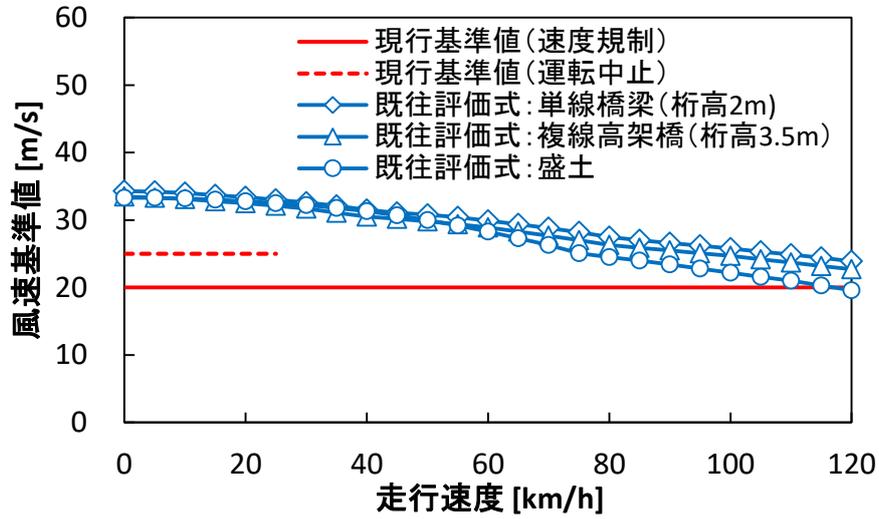


図 4.11 走行速度が風速基準値に与える影響

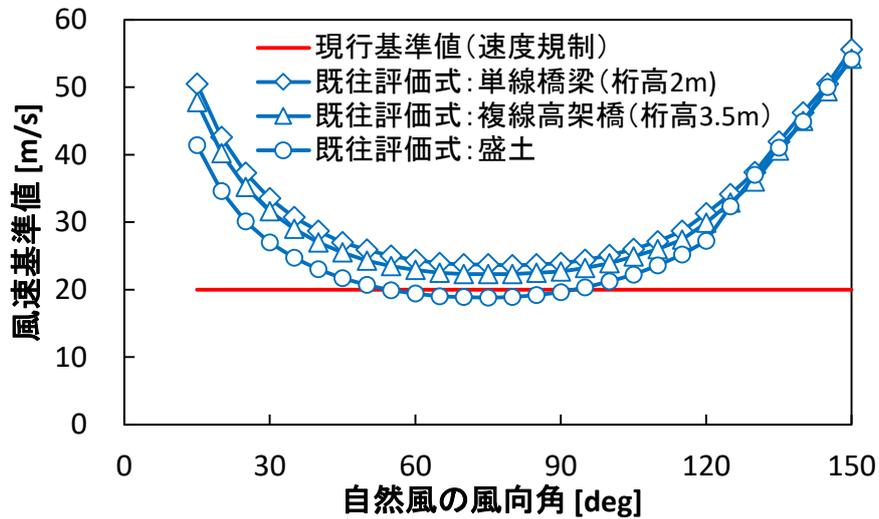


図 4.12 自然風の風向角が風速基準値に与える影響

4. 5 節 運転規制の安全性指標の評価

本節では、現行の風速基準値により運転規制を行う場合と既往評価式に基づく風速基準値により運転規制を行う場合の安全性指標を評価する。ここでは、前者を「現行基準値に基づく運転規制」、後者を「既往評価式に基づく運転規制」と呼ぶこととする。現行基準値に基づく運転規制は、現在多くの鉄道事業者が実施している方法である。この方法では、前節で述べたとおり風速基準値 U_{cri}^* を固定値とし、速度規制は 20m/s、運転中止は 25m/s とする。評価風速には、瞬時値 U_{inst} を用いる。既往評価式に基づく運転規制は、日比野ら[61]や栗原ら[62]が提案し、一部路線に導入している方法である。この方法では、風速基準値 U_{cri}^{HBN} に総研詳細式で計算された転覆限界風速を適用する。前節において、走行速度が大きくなると転覆限界風速が低くなることを確認したため、速度規制では車両もしくは軌道の最高速度における転覆限界風速、運転中止では徐行速度 25km/h における転覆限界風速を風速基準値とする。評価風速には、第 3 章で提案した 3 秒平均値 $U_{3s-gust}$ を用いる。

4. 5. 1 項 速度規制に対する安全性指標

図 4.13 と図 4.14 には、それぞれ図 4.11 と図 4.12 に対応する条件における速度規制に対する安全性指標を示す。現行基準値に基づく運転規制の風速基準値 U_{cri}^* は、前述のとおり 20m/s とした。既往評価式に基づく運転規制の風速基準値 U_{cri}^{HBN} は、それぞれの線路構造物における走行速度 120km/h、自然風の風向角 75 度のときの転覆限界風速とした。これらの風速基準値を式(4.6)の U に代入し、空気力の公称値 $M_{W,n}$ を計算した。空気力の平均値 μ_W と標準偏差 σ_W の計算においては、現行基準値に基づく運転規制では係数 k_W^{inst} と変動係数 V_W^{inst} を、既往評価式に基づく運転規制では係数 $k_W^{3s-gust}$ と変動係数 $V_W^{3s-gust}$ を適用した(表 4.1)。図 4.13 より、いずれの条件においても、走行速度の増加に伴い安全性指標は小さくなる。これは、走行速度が増加すると、転覆限界風速と運転規制の風速基準値との差が小さくなるためである。現行基準値に基づく運転規制では、走行速度の増加に伴い線路構造物の違いによる安全性指標の差が大きくなる。これは、線路構造物によらず同一の風速基準値としているためである。既往評価式に基づく運転規制では、走行速度の増加に伴い線路構造物の違いによる安全性指標の差が小さくなり、最高速度の 120km/h では線路構造物によらず同程度の値となる。これは、線路構造物に応じて個別の風速基準値としているためである。図 4.14 より、いずれの条件においても、自然風の風向角が 75 度前後で安全性指標が最小となる。現行基準値に基づく運転規制では、構造物の違いにより安全性指標に差があるが、既往評価式に基づく運転規制では、構造物によらず同一の安全性指標になっている。

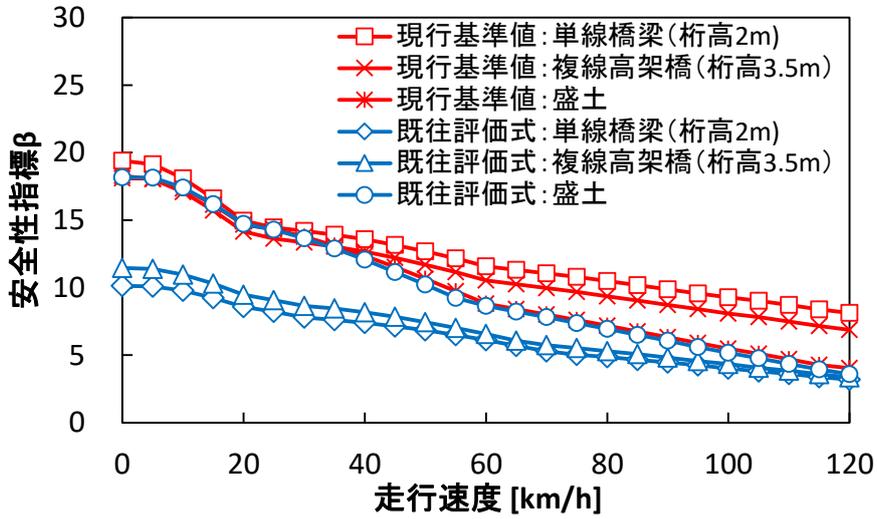


図 4.13 走行速度が安全性指標に与える影響

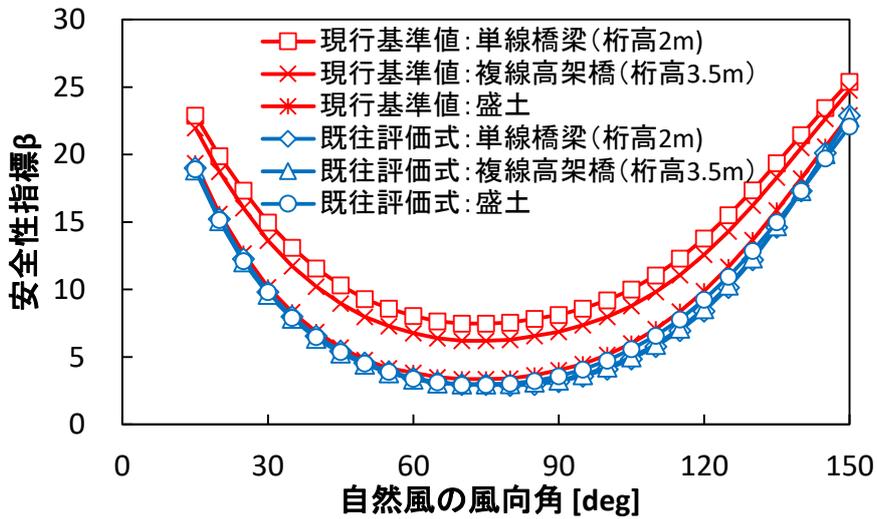


図 4.14 自然風の風向角が安全性指標に与える影響

前述の評価により、安全性指標が低くなる条件は、走行速度が高いこと、自然風の風向角が75度前後であることがわかった。また、現行基準値に基づく運転規制では、線路構造物が盛土のときに安全性指標が低くなることがわかった。さらに評価すべき項目としては、軌道条件の影響が挙げられる。そこで、複数の軌道条件における安全性指標を導出することで、最も安全性指標が小さくなる条件を探索する。

まず、軌道条件を設定する。図4.15には、軌道の曲線半径の頻度分布を示す。調査には、JR東日本の本線における曲線データを用いた。データ数は、 $N=17752$ である。曲線半径によって発生頻度は異なるが、半径300m以上では発生頻度が比較的高く、300m未満になると急激に発生頻度が小さくなる。半径の大きい方からの累積頻度を見ると、半径300mまでで全体の96%となっている。このことから、半径300mが本線における実質的な最小半径であるといえる。この調査結果をもとに、軌道条件は直線と曲線2種類の計3条件を選定した。曲線は、2種類ともカント不足量が通勤型車両の許容最大値である60mmとなる条件として、曲線最高速度において超過遠心力が最大になるように設定した。一つめの曲線は、半径1400m、カント30mmで、車両最高速度120km/hで走行可能な条件である。二つめの曲線は、半径300m、カント110mmで、曲線最高速度が最低の65km/hとなる条件である。曲線半径は前述のとおり本線における実質的な最小曲線半径であり、カントは狭軌で設定可能な最大値である。これら両極端の軌道条件を設定し、安全性指標を比較できるようにした。

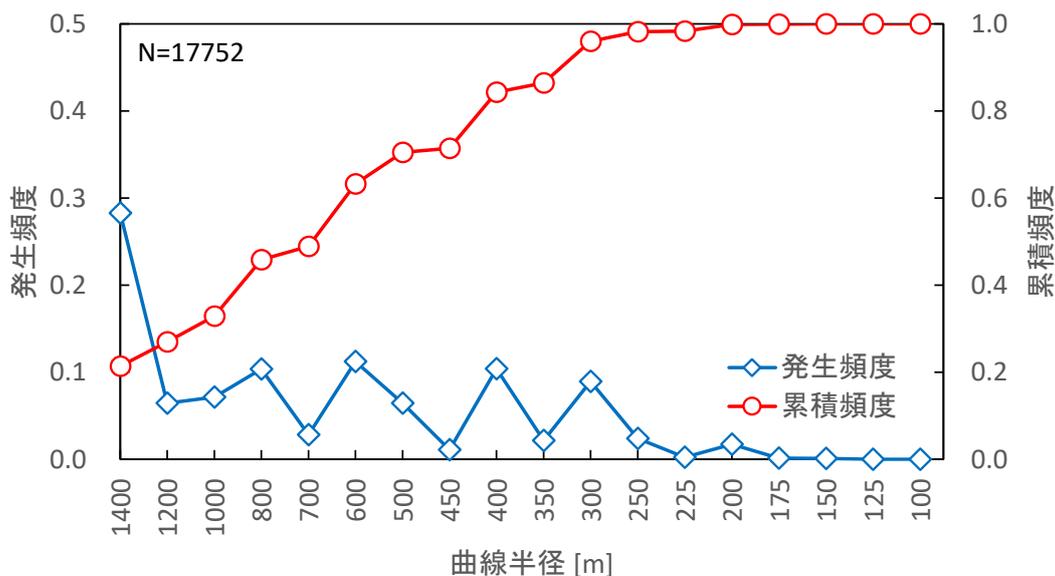


図 4.15 曲線半径の頻度分布

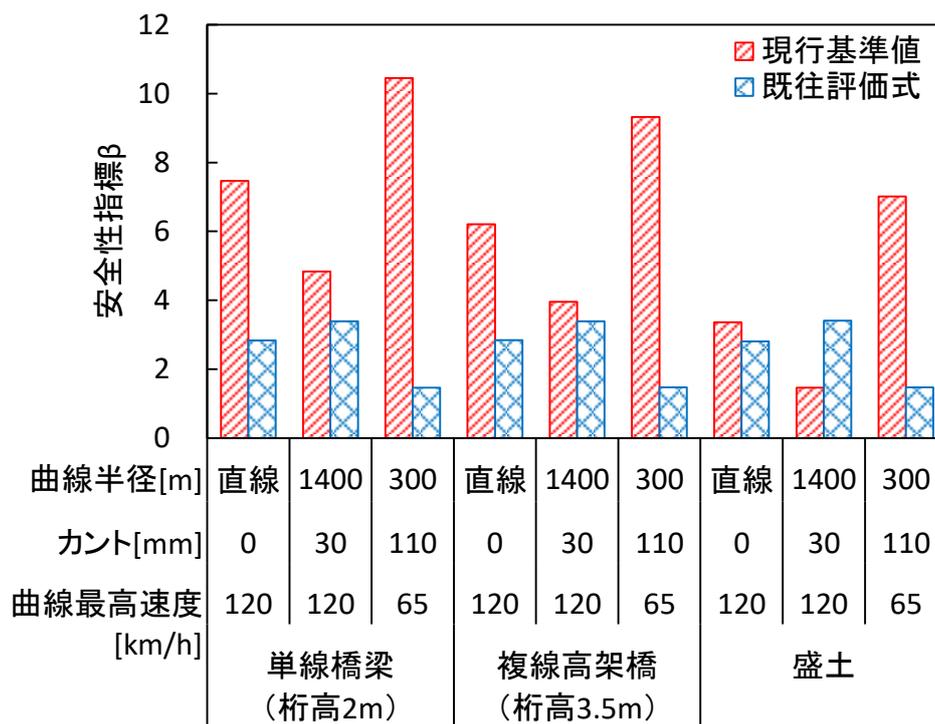


図 4.16 軌道条件が速度規制に対する安全性指標に与える影響

図 4.16 には、軌道条件が安全性指標に与える影響を示す。自然風の風向角は、75 度とした。現行基準値に基づく運転規制では、線路構造物が盛土、半径 1400m の曲線で安全性指標が最小となる。これは、空気力と超過遠心力が最大になる条件であるためである。既往評価式に基づく運転規制では、線路構造物の違いによる安全性指標への影響はなく、安全性指標は軌道条件にのみ依存する。安全性指標が最も小さくなる軌道条件は、半径 300m の曲線である。これは、軌道の最高速度が 65km/h と小さいことが原因である。総研詳細式では、いずれの項に対しても安全率を設定しない代わりに、それぞれの力の最大値が同時に空気力と同じ方向に作用する状況を想定している。そのため、平均値が 0 の振動現象である左右振動加速度を過大評価しており、これが実質的な安全率の役割を果たしている。同式において、左右振動加速度は走行速度に比例する関数（式(3.19)）として設定されているため、走行速度が小さいときには安全率としての役割が小さくなる。これが、半径 300m の曲線条件で、既往評価式に基づく運転規制の安全性指標が最小となる原因である。両運転規制において、安全性指標が最小となる条件は異なるが、その値は同程度である。このことから、既往評価式に基づく運転規制は、安全率を設けなくても現行基準値に基づく運転規制と同程度の安全性を有するといえる。また、既往評価式に基づく運転規制では、線

路構造物による安全性指標のばらつきが小さいため、現行基準値に比べて合理的な運転規制であるといえる。一方で、同運転規制でも軌道条件による安全性指標のばらつきは残されているため、軌道条件によらず一定の安全性指標が得られる評価式を構築することが課題であるといえる。

4. 5. 2 項 運転中止に対する安全性指標

図 4.17 には、図 4.16 に対応する条件における運転中止に対する安全性指標を示す。現行基準値に基づく運転規制では、風速基準値を 25m/s の固定値としているため、安全性指標の変動が大きい。ただし、徐行による外力の減少効果が大きく、安全性指標の値は全体的に大きくなっている。既往評価式に基づく運転規制では、安全性指標の値が非常に小さい。これは、前項で述べたとおり、既往評価式では左右振動加速度の公称値が安全率の役割を果たしていることが原因である。既往評価式において、左右振動加速度は走行速度に比例する関数（式(3.19)）として設定されているため、走行速度が小さいときには安全率としての役割が小さくなる。そのため、速度規制時には通常走行時に比べて安全性指標が小さくなる。

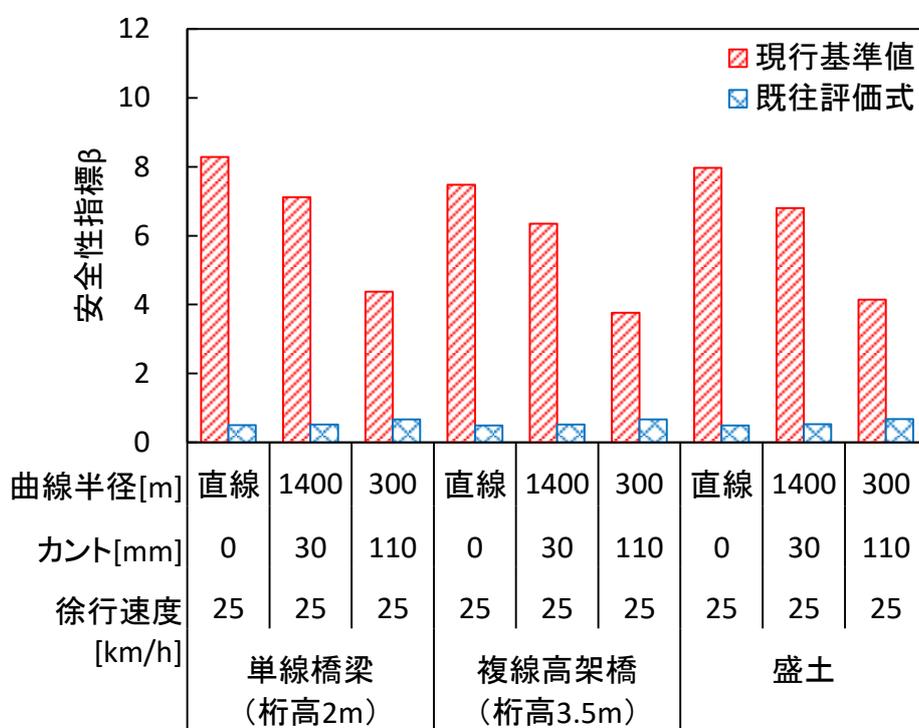


図 4.17 軌道条件が運転中止に対する安全性指標に与える影響

以上より、既往評価式に基づく運転規制は、現行基準値に基づく運転規制に比べて合理的な方法ではあるものの、走行速度に依存して安全性指標が変化することが課題であることがわかった。次節では、この課題に対して、部分係数を用いた転覆限界風速の評価式を構築することで、安全性指標の平準化を図る。

4. 6 節 部分係数を用いた転覆限界風速の評価式の提案

本節では、前節において明らかにした既往評価式に基づく運転規制の安全性指標のばらつきを平準化するために、評価条件によらず一定の安全性指標が得られる転覆限界風速の評価式を提案する。4. 2 節で定式化した性能関数に対して、目標とする許容安全性指標をもとにコードキャリブレーションを行い、各項に適用する部分係数を設定する。

4. 6. 1 項 コードキャリブレーション方法

本項では、コードキャリブレーションによる部分係数の設定方法について述べる。まず、式(4.4)を μ_G について解くと、式(4.30)が得られる。

$$\mu_G = \mu_W + \mu_C + \mu_A + \beta \sqrt{\sigma_G^2 + \sigma_W^2 + \sigma_C^2 + \sigma_A^2} \quad (4.30)$$

次に、係数 α_i （添字 i は各項の添字に対応）を用いて平方根を分離すると、式(4.31)が得られる。

$$\mu_G = \mu_W + \mu_C + \mu_A + \alpha_G \beta \sigma_G + \alpha_C \beta \sigma_C + \alpha_A \beta \sigma_A + \alpha_W \beta \sigma_W \quad (4.31)$$

ここで、係数 α_i は参考文献[30]より、一次ガウス近似法により求める。性能関数が線形の式なので、 α_i は式(4.32)のように求められる。

$$\alpha_i = \frac{\sigma_i}{\sqrt{\sigma_G^2 + \sigma_W^2 + \sigma_C^2 + \sigma_A^2}} \quad (4.32)$$

式(4.31)において、 μ_A は0であるため無視する。重力項を左辺に、その他の項を右辺にまとめ、各項を平均値（左右振動慣性力項は公称値）でくくると式(4.33)が得られる。

$$(1 - \alpha_G \beta V_G) \mu_G = (1 + \alpha_W \beta V_W) \mu_W + (1 + \alpha_C \beta V_C) \mu_C + (\alpha_A \beta V_A^*) M_{A,n} \quad (4.33)$$

平均値を公称値で表すと、式(4.34)が得られる。

$$(1 - \alpha_G \beta V_G) k_G M_{G,n} = (1 + \alpha_W \beta V_W) k_W M_{W,n} + (1 + \alpha_C \beta V_C) k_C M_{C,n} + (\alpha_A \beta V_A^*) M_{A,n} \quad (4.34)$$

ここで、重力項、空気力項、超過遠心力項、左右振動慣性力項における部分係数をそれぞれ ϕ 、 γ_W 、 γ_C 、 γ_A とすると、式(4.34)は式(4.35)のように表される。

$$\phi M_{G,n} = \gamma_W M_{W,n} + \gamma_C M_{C,n} + \gamma_A M_{A,n} \quad (4.35)$$

以上より、各項の部分係数は、式(4.36)～式(4.39)で求められる。

$$\phi = (1 - \alpha_G \beta V_G) k_G \quad (4.36)$$

$$\gamma_W = (1 + \alpha_W \beta V_W) k_W \quad (4.37)$$

$$\gamma_C = (1 + \alpha_C \beta V_C) k_C \quad (4.38)$$

$$\gamma_A = \alpha_A \beta V_A^* \quad (4.39)$$

許容安全性指標 β_a を定め、それを式(4.36)～式(4.39)の β に代入することで、 $\beta = \beta_a$ を満足する部分係数が得られる。

4. 6. 2 項 コードキャリブレーション結果

部分係数を決定して転覆限界風速の評価式を提案するためには、許容安全性指標 β_a を定める必要がある。 β_a の設定方法には様々なものがあるが、本研究では参考文献[30]で示されている方法の一つである「現行設計示方書へのキャリブレーションに基づく方法」を採用する。本研究において現行設計示方書に相当するものは、現行基準値に基づく運転規制と既往評価式に基づく運転規制が挙げられる。4. 5節の安全性指標の評価において、現行基準値に基づく運転規制と既往評価式に基づく運転規制では、速度規制に対する安全性指標の最小値が同等になることがわかった。また、参考文献[1]～[6]には、過去の強風による列車事故が示されているものの、風速基準値に起因する事故はこれまでに発生していない。そのため、これらの運転規制は、社会的に許容される水準の安全性を有しているものと考えられる。この考え方に基づくと、安全性指標の許容最低値は、両運転規制の安全性指標の最低値である $\beta_{\min} = 1.5$ となる。ただし、ここでは既往評価式に基づく運転規制でもばらつきの生じる安全性指標の平準化を目的としている。そこで、目標とする許容安全性指標 β_a は、図 4.16 の条件において既往評価式に基づく運転規制で得られる安全性指標 β の平均値とした。これにより、許容安全性指標は、 $\beta_a = 2.6$ になる。

図 4.18 には、図 4.16 の評価条件において導出した各部分係数を示す。ただし、軌道条件が直線の場合は超過遠心力が発生しないため、超過遠心力項の係数 γ_C を導出していない。項ごとに係数の傾向を見ると、重力項の係数 ϕ と超過遠心力項の係数 γ_C は、評価条件によらずほぼ 1 である。これは、重力と超過遠心力の変動係数や性能関数に占めるこれらの標準偏差の割合が非常に小さく、安全率が実質的に不要であることを意味する。一方、空気力項の係数 γ_W は 1.3 程度であり、4 つの係数の中では最も大きい。これは、性能関数に占める空気力の標準偏差の割合が最も大きいためであり、相対的に大きな安全率が必要になっている。左右振動慣性力項の係数 γ_A は 0.3～0.4 程度であり、1 よりも小さい。これは、

左右振動慣性力の平均値が 0 であるためである。しかし、性能関数に占める左右振動慣性力の標準偏差の割合が比較的大きいため、ある程度の公称値を設ける必要があり、 γ_A は 0 にはならない。左右振動慣性力の公称値 $M_{A,n}$ は、3.5 節の実測データに基づき、その 99 パーセンタイル値として式(4.11)で設定した。部分係数 γ_A は、恣意的に定めた公称値 $M_{A,n}$ に対して γ_A 倍の値を見込む必要があることを意味する。したがって、図 4.18 に示す結果からは、99 パーセンタイル値の 0.3~0.4 倍程度の公称値を設けることが適切であることを意味している。なお、公称値 $M_{A,n}$ が変化すると導出される γ_A の値も変化するが、その積 $\gamma_A M_{A,n}$ は公称値の設定値によらず一定の値となる。評価条件の違いによる部分係数への影響を見ると、いずれの係数も評価条件によらずほぼ一定の値となっている。そこで、各部分係数を各評価条件で求めた値の平均値として設定すると、それぞれ $\phi = 0.99$, $\gamma_W = 1.26$, $\gamma_C = 1.01$, $\gamma_A = 0.37$ となる。各係数の導出精度と実用性を考慮して、これらを少数第一位に丸め、式(4.40)のとおり転覆限界風速の評価式を提案する。

$$1.0M_{G,n} \geq 1.3M_{W,n} + 1.0M_{C,n} + 0.3M_{A,n} \quad (4.40)$$

図 4.19 と図 4.20 には、コードキャリブレーション前後の安全性指標の比較を示す。式(4.40)に示した評価式を用いて導出した安全性指標を、それぞれ図 4.16 と図 4.17 に追加する形で示した。現行基準値や既往評価式に基づく運転規制では評価条件によって安全性指標にばらつきがあるが、提案評価式ではどの条件においても一定の安全性指標を得られることが確認できる。

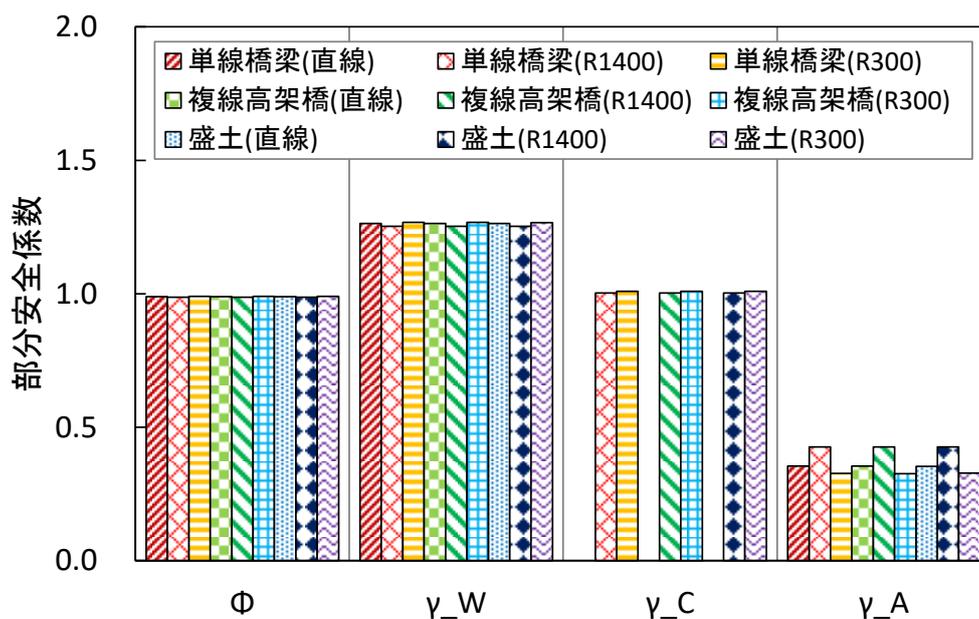


図 4.18 各評価条件における部分係数

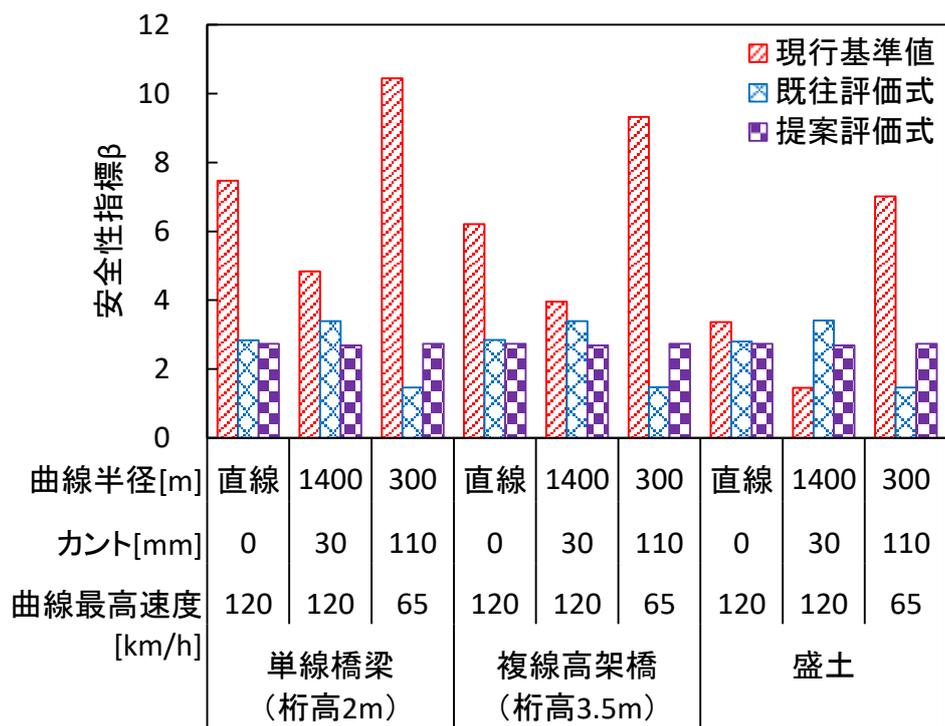


図 4.19 コードキャリブレーション前後の速度規制に対する安全性指標の比較

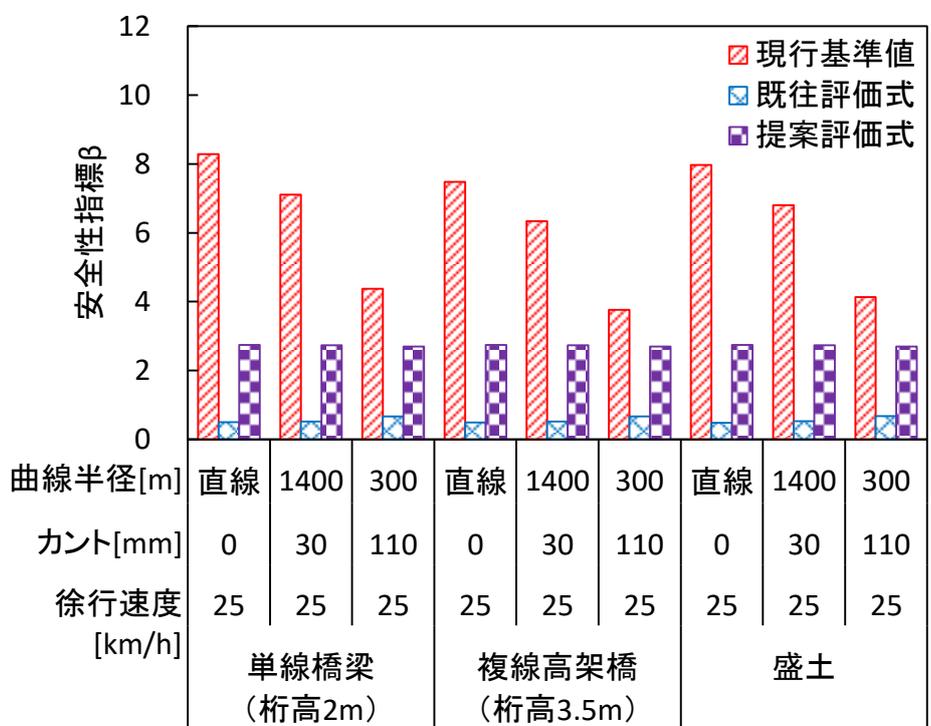


図 4.20 コードキャリブレーション前後の運転中止に対する安全性指標の比較

4. 7節 運転規制の1年あたりの安全性指標の評価

前節までに議論した安全性指標の評価では、線路構造物、軌道条件および走行速度の変化がない状態で、運転規制の基準値となる風速が転覆限界風速を最小とする角度から常に吹き続ける状況を仮定している。この仮定は、安全性指標を最小とする条件の探索や、安全性指標の相対比較、コードキャリブレーションの実施において有効である。一方で、仮定した状況は、安全側の評価が可能ではあるものの実態を表現したものではなく、実際に導出された安全性指標には非常に低い値のものも含まれている。参考文献[30]より、構造物の信頼性設計においては、1年あたりの安全性指標が用いられることが多い。そして、許容安全性指標の値は、破壊によって引き起こされる結果の重大さやその破壊モードによっても異なるが、概ね2~5程度の範囲で設定されている。そこで、本節ではこの考え方に基づき、提案評価式に基づく運転規制の1年あたりの安全性指標をパラメータスタディする。

4. 7. 1項 考慮するパラメータ

運転規制の1年あたりの安全性指標の評価では、走行速度の頻度分布、自然風の風向角の頻度分布、運転規制区間内での安全性指標の変動および1車両が1年あたりに運転規制に遭遇する頻度を考慮した。

最初に、走行速度の階級別発生頻度 $f_V(V)$ を推定した。推定には、JR 東日本の複数の運転規制区間における運転曲線データを用いた。運転曲線とは、車両の走行位置と走行速度の関係を表す曲線であり、評価対象とする列車運転区間の軌道諸元やその区間を走行する車両諸元から計算した。0.5秒刻みの車両走行速度を計算し、データ数は $N=991915$ である。図4.21には、走行速度を5km/h刻みの階級に分けた頻度分布を示す。発生頻度が最も高いのは、走行速度105km/hの階級である。また、60~120km/hの範囲で発生頻度が集中しており、60km/h以下の発生頻度は低い。同図には、参考として1つの評価条件における安全性指標を合わせて示した。評価条件は、車両が通勤型先頭車、線路構造物が単線橋梁（桁高2m）、軌道条件が曲線半径1400m、カント30mm、自然風の風向角が75度、風速基準値が提案評価式により求めた21m/sである。

二番目に、自然風の風向角の階級別発生頻度 $f_\psi(\psi)$ を仮定した。自然風の風向角は、風向と車両方向の関係から決まる。評価地点ごとに卓越風向は存在するが、鉄道路線は全国の広範囲に敷設されているため、風向を一意に決めることはできない。また、車両方向は、縦横無尽に敷設されている鉄道路線上の車両位置とその進行方向から決まるため、風向と

同様に一意に決めることはできない。自然風の風向角は、これら無作為性の高い 2 つのパラメータの組み合わせで決まるため、ここではすべての風向角で一様な頻度分布を仮定した。図 4.22 には、自然風の風向角を 5 度刻みの階級に分けた頻度分布を示す。前述の仮定のとおり、風向角によらず一様な発生頻度としている。同図には、参考として図 4.21 と同様に 1 つの評価条件における安全性指標を合わせて示した。自然風の風向角を可変とし、走行速度を 120km/h とした以外は、図 4.21 と同様の条件である。

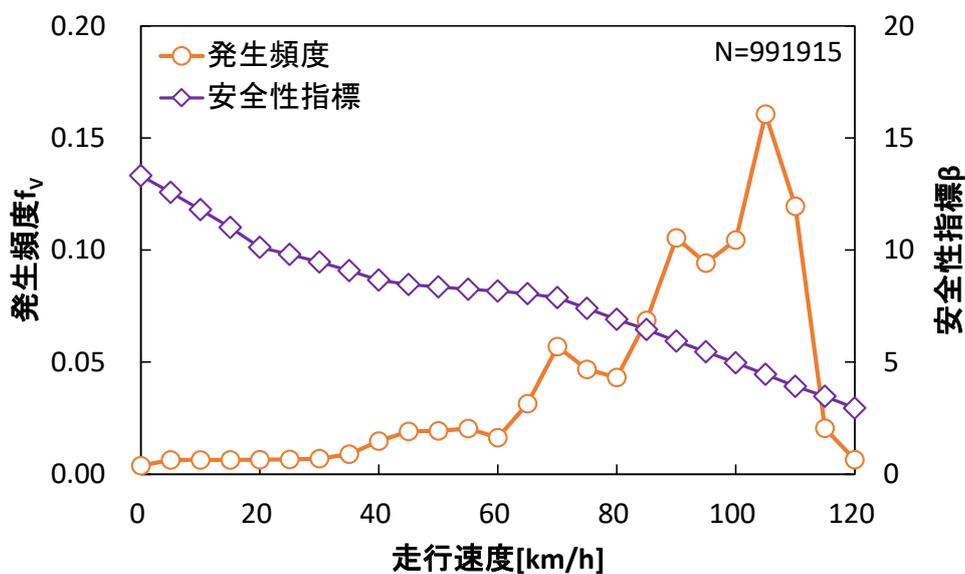


図 4.21 走行速度の階級別頻度分布

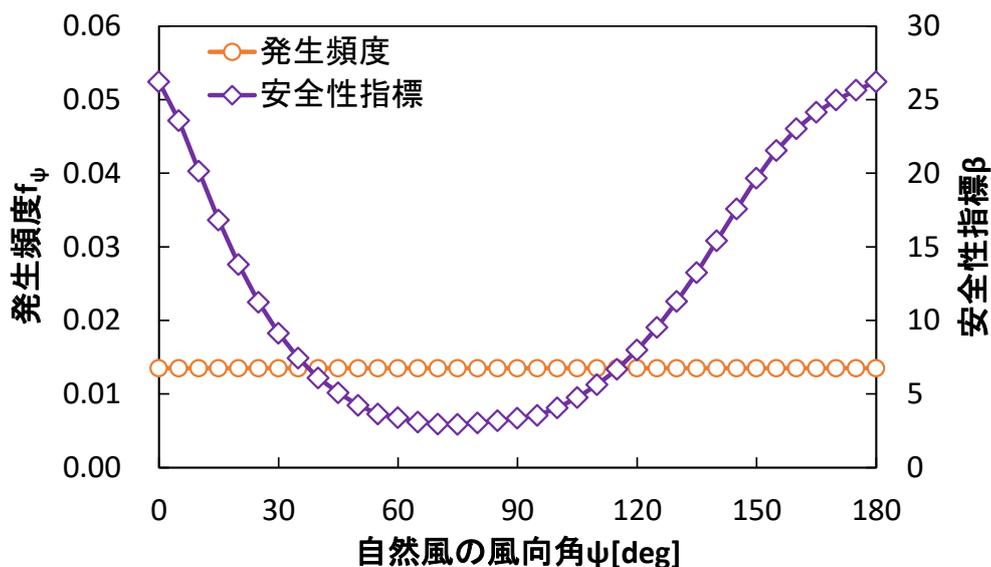


図 4.22 自然風の風向角の階級別頻度分布

三番目に、運転規制区間内での安全性指標の変動を考慮した破壊確率の補正係数 f_{β} を設定した。運転規制区間内には様々な線路構造物や軌道条件が存在するため、転覆限界風速はキロ程ごとに異なる値として算出される。実際の運転規制においては、これらのうち最も低い転覆限界風速を風速基準値として、運転規制区間内で一律に設定される。そのため、同じ運転規制区間内でも、キロ程により安全性指標が変化する。図 4.23 には、JR 東日本の運転規制区間内における安全性指標の変化の一例を示す。運転規制区間は、20m 刻みに分割した。各キロ程に対応する線路構造物と軌道条件から転覆限界風速をそれぞれ計算し、その最小値を風速基準値として安全性指標を導出した。一部のキロ程において β が3程度になっているが、ほとんどの箇所では β は5~9程度であり、最大では10よりも大きくなっている。このように、運転規制に遭遇したとしても、安全性指標が最小となる箇所を走行するとは限らない。実際には、安全性指標が高い箇所でも破壊確率は0ではないため、 f_{β} は運転規制区間内における破壊確率の平均値 \bar{P}_f と最大値 $\max[P_f]$ の比として、式(4.41)で求めた。

$$f_{\beta} = \frac{\bar{P}_f}{\max[P_f]} = \frac{\frac{1}{L} \int_0^L P[\beta(x)] dx}{P[\min[\beta(x)]]} \quad (4.41)$$

ここで、 L は運転規制区間長、 x は列車在線位置のキロ程である。本研究では、JR 東日本の複数区間で f_{β} を試算したうえで、安全側の評価となる $f_{\beta} = 0.05$ を採用した。

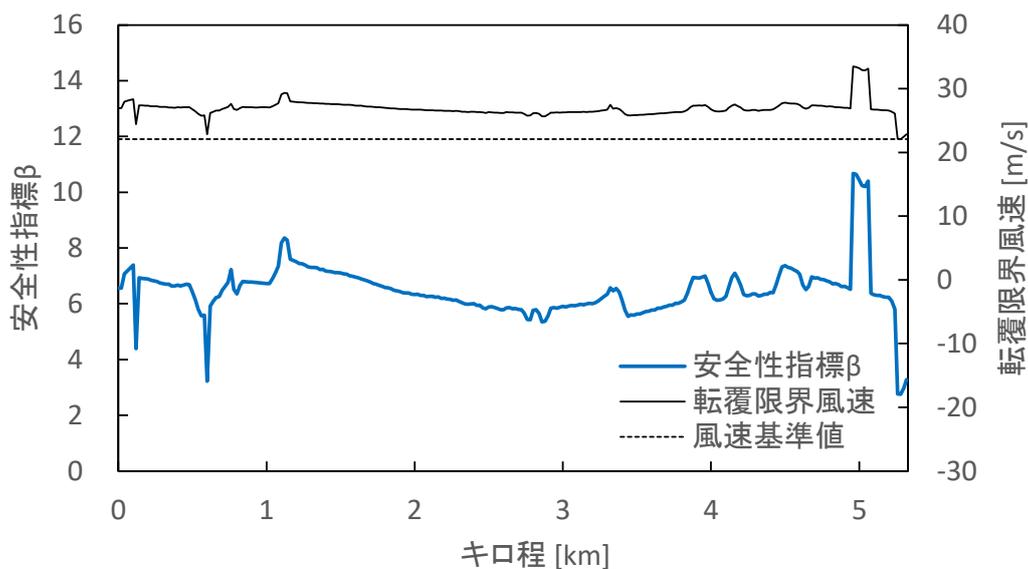


図 4.23 運転規制区間内における安全性指標の変化の例

最後に、1 車両が 1 年あたりに運転規制に遭遇する頻度 f_N を試算した。 f_N は、1 車両が路線の始端から終端までの片道距離を 1 回走行するときに運転規制に遭遇する回数の期待値 E_{run} 、1 車両が 1 年あたりに路線の始端から終点までの片道距離を走行する回数 N_{run} 、1 年に占める列車運行時間帯の割合 P_{run} の積として、式(4.42)で求めた。

$$f_N = E_{\text{run}} \cdot N_{\text{run}} \cdot P_{\text{run}} \quad (4.42)$$

図 4.24 には、鉄道路線と運転規制区間のイメージを示す。ある 1 路線に n 箇所の運転規制区間が存在する状況を想定して、 i 箇所目の規制区間の距離を L_i 、1 年あたりの規制時間を t_i とする。路線の始端から終端までの片道距離を L_{total} 、1 年の時間を t_{total} として、 E_{run} を式(4.43)で求めた。

$$E_{\text{run}} = \frac{\sum_{i=1}^n L_i \cdot t_i}{L_{\text{total}} \cdot t_{\text{total}}} \quad (4.43)$$

N_{run} は、1 車両の 1 年あたりの走行距離 L_{run} と路線の片道距離 L_{total} から式(4.44)で求めた。

$$N_{\text{run}} = \frac{L_{\text{run}}}{L_{\text{total}}} \quad (4.44)$$

P_{run} は、毎日の列車運行時間帯を朝 5 時から夜 1 時までの 20 時間と仮定し、式(4.45)で求めた。

$$P_{\text{run}} = \frac{20}{24} = 0.83 \quad (4.45)$$

表 4.4 には、JR 東日本の路線を対象とした路線種別と地域種別ごとの f_N の試算結果を示す。路線種別は、海岸沿いや超大橋梁の存在により強風頻度の高い「強風路線」と、それらが存在せず強風頻度の低い「一般路線」の二つに分類した。地域種別は、列車の運行頻度が高い「首都圏」と、低い「首都圏以外」の二つに分けた。これらに基づき、計 4 路線でパラメータスタディを行った。 E_{run} の計算には、対象路線の運転規制区間内に設置されている風速計の 1 年分の観測データを用いた。 N_{run} の計算には、対象路線を走行する主要車両の 1 年分の走行実績データを用いた。 f_N を路線種別で比較すると、強風路線では 10^0 程度のオーダーであるのに対して、一般路線では 10^{-2} 程度のオーダーとなっており、2 桁ほどオーダーが異なる。地域種別で比較すると、首都圏と首都圏以外でのオーダーは変わらない。



図 4.24 鉄道路線と運転規制区間のイメージ

表 4.4 路線種別と地域種別ごとの f_N の試算結果

路線	地域	E_{run}	N_{run}	P_{run}	f_N
強風路線	首都圏	2.42×10^{-4}	4590	0.83	0.92
	首都圏以外	5.24×10^{-4}	1546	0.83	0.67
一般路線	首都圏	5.07×10^{-6}	2547	0.83	0.01
	首都圏以外	2.52×10^{-5}	1067	0.83	0.02

4. 7. 2 項 速度規制に対する 1 年あたりの安全性指標

本項では、前項で求めたパラメータに基づき、提案評価式に基づく運転規制の速度規制に対する 1 年あたりの安全性指標を評価する。安全性指標の評価条件は、図 4.21 および図 4.22 に参考で示したものと同様に、車両が通勤型先頭車、線路構造物が単線橋梁（桁高 2m）、軌道条件が曲線半径 1400m、カント 30mm、風速基準値が 21m/s である。走行速度 V は、0 から $V_{max}(=120\text{km/h})$ までの範囲で 5km/h 刻みに変化させた。自然風の風向角 ψ は、0 から 360 度の範囲で 5 度刻みに変化させた。安全性指標 $\beta(V, \psi)$ を正規分布に基づき破壊確率に変換した値を $P[\beta(V, \psi)]$ とすると、1 年あたりの破壊確率 P_{fy} は式(4.46)で求められる。

$$P_{fy} = \int_0^{2\pi} \int_0^{V_{max}} \{P[\beta(V, \psi)] \cdot f_V(V) \cdot f_\psi(\psi)\} dV d\psi \times f_\beta \times f_N \quad (4.46)$$

1 年あたりの破壊確率 P_{fy} を再び正規分布に基づいて安全性指標に変換することで、1 年あたりの安全性指標 β_y が得られる。

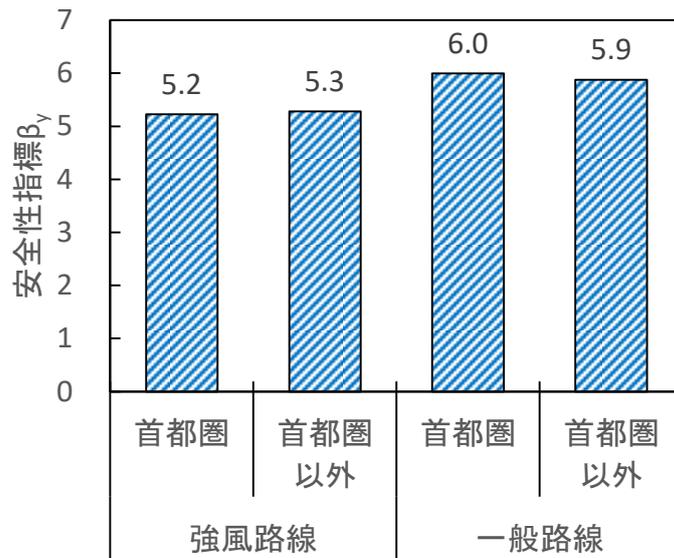


図 4.25 路線種別ごとの速度規制に対する 1 年あたりの安全性指標

図 4.25 には、路線種別ごとに求めた速度規制に対する 1 年あたりの安全性指標 β_y を示す。強風路線と一般路線では、 β_y に 1 程度の差が生じているものの、いずれの路線においても $\beta_y > 5$ となっていることが確認できる。首都圏と首都圏以外の路線における β_y の差は小さい。参考文献[30]で紹介されている許容安全性指標を参照すると、破壊モード、破壊の結果の重大さ、構造物の重要さなどから最も高い基準値を選定しても $\beta_a = 5.2$ 程度である。したがって、試算された 1 年あたりの安全性指標 β_y は、列車の運行頻度の高さや輸送人員の多さ、事故発生時の被害規模の大きさなどを踏まえても、十分に高い水準であると考えられる。

4. 7. 3 項 運転中止に対する 1 年あたりの安全性指標

本項では、提案評価式に基づく運転規制の運転中止に対する 1 年あたりの安全性指標を評価する。また、4. 5. 2 項より、既往評価式に基づく運転規制では運転中止に対する安全性指標が非常に小さくなることがわかった。そのため、提案評価式とあわせて既往評価式に基づく運転規制についても、安全性指標の評価を行うこととする。

安全性指標の評価条件は、車両を通勤型先頭車、線路構造物を単線橋梁（桁高 2m）、軌道条件を曲線半径 1400m、カント 30mm、走行速度を 25km/h とした。風速基準値は各評価式で計算される転覆限界風速とし、提案評価式で 28m/s、既往評価式で 31m/s とした。これは、速度規制の風速基準値に対して、提案評価式で約 7m/s、既往評価式で約 10m/s 高い値

である。運転中止の風速基準値は速度規制のそれよりも大きいため、運転規制の発生頻度は運転中止の方が速度規制に比べて低くなる。そのため、運転規制の遭遇頻度等も含めた安全性を評価するために、4.7.1項で求めた f_N を修正する。図4.26には、瞬間風速の階級別頻度分布の例を示す。首都圏の主要な運転規制区間に設置されている5箇所の鉄道風速計で観測された3年分の風速データを、2m/s刻みの階級に分けて箇所ごとに示した。縦軸を対数表示とすると、いずれの観測点においても風速2m/sをピークにほぼ直線の分布となっていることがわかる。そこで、これらの分布を包含する近似曲線として、二重指数分布であるGumbel分布（Gumbel E. J.[63]）を設定した。風速 U における確率密度関数 $G[U]$ は、式(4.47)により表される。

$$G[U] = \frac{1}{\eta} \exp\left\{-\left(\frac{U-\mu}{\eta}\right)\right\} \exp\left[-\exp\left\{-\left(\frac{U-\mu}{\eta}\right)\right\}\right] \quad (4.47)$$

ここで、 μ は最頻値を示す位置パラメータであり、 $\mu = 2.0$ とした。 η は分布の広がりを示す尺度パラメータであり、 $\eta = 2.2$ とした。同図には、Gumbel分布による近似曲線をあわせて示した。この近似曲線より、風速の発生頻度は、風速が7m/s大きくなると約25分の1、10m/s大きくなると約100分の1になる。そこで、表4.4で算出した1年間あたりの運転規制への遭遇頻度 f_N に対して、提案評価式では0.04を、既往評価式では0.01を乗じることで、1年間あたりの運転中止の遭遇頻度を推定した。

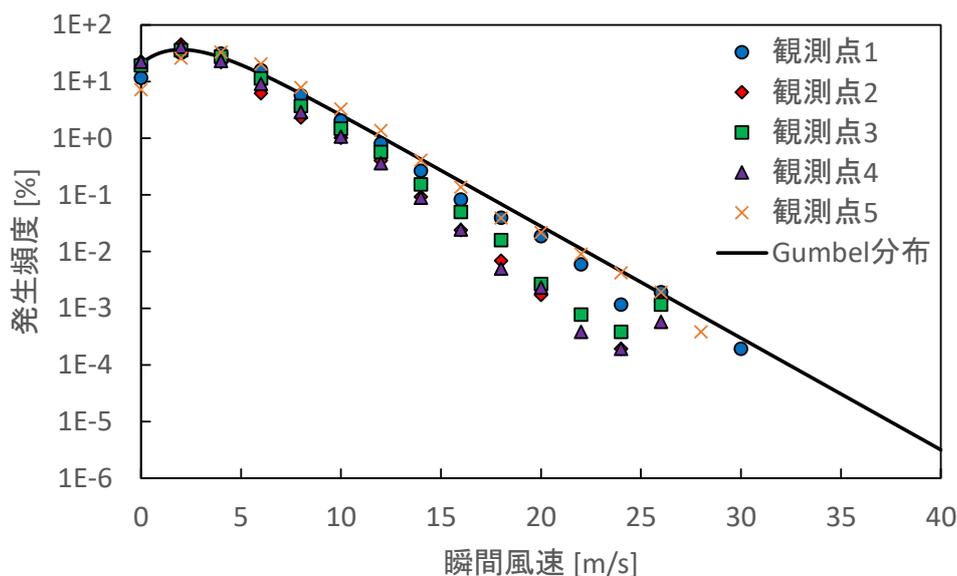


図 4.26 瞬間風速の階級別頻度分布の例

図 4.27 には、上記評価条件における提案評価式に基づく運転規制について、運転中止に対する 1 年あたりの安全性指標 β_y を試算した結果を示す。図 4.25 と同様に、強風路線と一般路線、首都圏と首都圏以外の計 4 路線でパラメータスタディを行った。 β_y の値は図 4.25 に示した速度規制の場合と同様で、強風路線で 5.2 程度、一般路線で 5.9 程度である。この結果から、提案評価式に基づく運転規制の安全性指標は、運転中止に対しても十分に高い水準であるといえる。

図 4.28 には、既往評価式に基づく運転規制について、運転中止に対する 1 年あたりの安全性指標 β_y を試算した結果を示す。 β_y の値は、強風路線で 4.5 程度、一般路線で 5.3 程度である。最重要構造物の許容安全性指標の例である $\beta_a = 5.2$ に対して、一般路線では目標値を上回っている。強風路線では目標値には達していないものの、参考文献[30]で紹介されている一般構造物の安全性指標は 2.5~4.5 程度の範囲で設定されており、これらに照らし合わせれば決して低い値ではない。この結果から、既往評価式に基づく運転規制の運転中止に対する安全性指標は、図 4.17 では低い値であるものの、実運用上では問題ない水準であると考えられる。ただし、繰り返しになるが、運転中止に対しても安定して高い安全性指標を確保するためには、提案評価式を用いることが有効であるといえる。

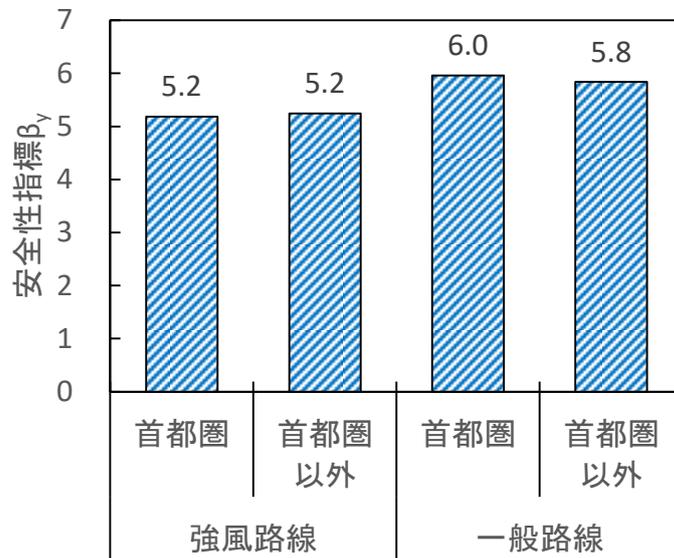


図 4.27 路線種別ごとの運転中止に対する 1 年あたりの安全性指標
(提案評価式に基づく運転規制)

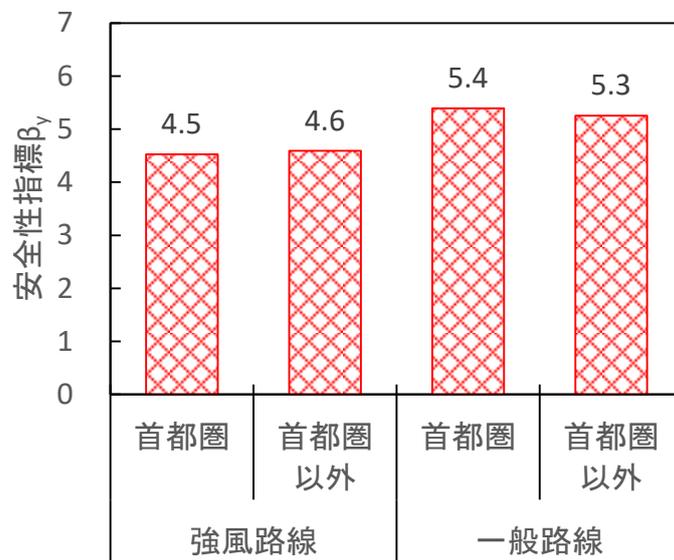


図 4.28 路線種別ごとの運転中止に対する 1 年あたりの安全性指標
(既往評価式に基づく運転規制)

4. 8節 欧州解析法に基づく運転規制の安全性指標の評価

前節までは、日本における現行基準値や既往評価式に基づく運転規制の安全性指標を評価した。一方で、EN14067-6[9]で規定されている欧州解析法との比較は行っていない。そこで、本節では、参考として欧州解析法に基づく運転規制の安全性指標を評価し、日本の方法との比較を行う。

まず、欧州解析法に基づく風速基準値を設定する。1. 2節で述べたとおり、欧州解析法では左右振動慣性力を考慮せず、輪重減少率の限界基準値は90%としている。この考え方に基づくと、転覆限界風速の評価式は式(4.48)のように表される。

$$0.9M_{G,n} = M_{W,n}(U) + M_{C,n} \quad (4.48)$$

式(4.48)を自然風の風速 U について解くことで、欧州解析法に基づく風速基準値 U_{crit}^{EN} が求められる。厳密には、EN14067-6で規定されているモデルと本研究で用いたモデルは同一ではないため、導出される転覆限界風速には若干の差異があるものと考えられる。ただし、ここでは各項の考慮の有無や安全率といった考え方の違いが安全性指標へ与える影響を調査することを目的としている。そのため、本節では、モデルの違いの影響については議論しないこととする。

図4.29と図4.30には、欧州解析法に基づく運転規制について、それぞれ速度規制に対する安全性指標と運転中止に対する安全性指標を示す。比較として、既往評価式および提案評価式の評価結果をあわせて示した。評価条件は、それぞれ図4.16および図4.17と同様である。欧州解析法に基づく運転規制の安全性指標は、評価条件によらず概ね1程度である。速度規制の場合、評価条件による安全性指標の変化は小さいものの、その値は既往評価式や提案評価式と比べて全体的に小さい。これは、安全率を設けることによる安全性指標の向上効果よりも、左右振動慣性力を考慮しないことによる低下効果の方が大きいためである。この結果から、左右振動慣性力は、横風に対する鉄道車両の耐風性能評価において無視できない程度の影響を有するといえる。そのため、左右振動慣性力を考慮しない場合には、それを補えるだけの安全率を設ける必要があるといえる。運転中止の場合、欧州解析法の安全性指標は、既往評価式よりも大きな値となる。これは、欧州解析法では強度係数として安全率を設けてあるために、安全性指標に速度依存性がないためである。しかし、その値は提案評価式よりは小さく、また評価条件によるばらつきも相対的に大きい。したがって、評価条件によらず一定の安全性指標を得るためには、提案評価式のように部分係数を用いることが有効であるといえる。

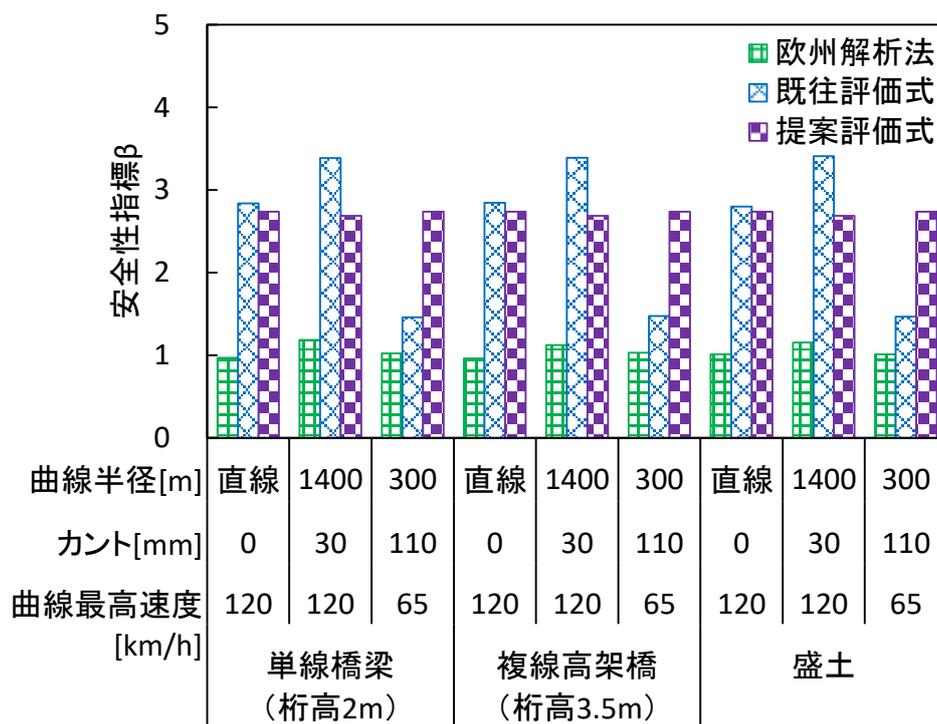


図 4.29 欧州解析法に基づく運転規制の速度規制に対する安全性指標

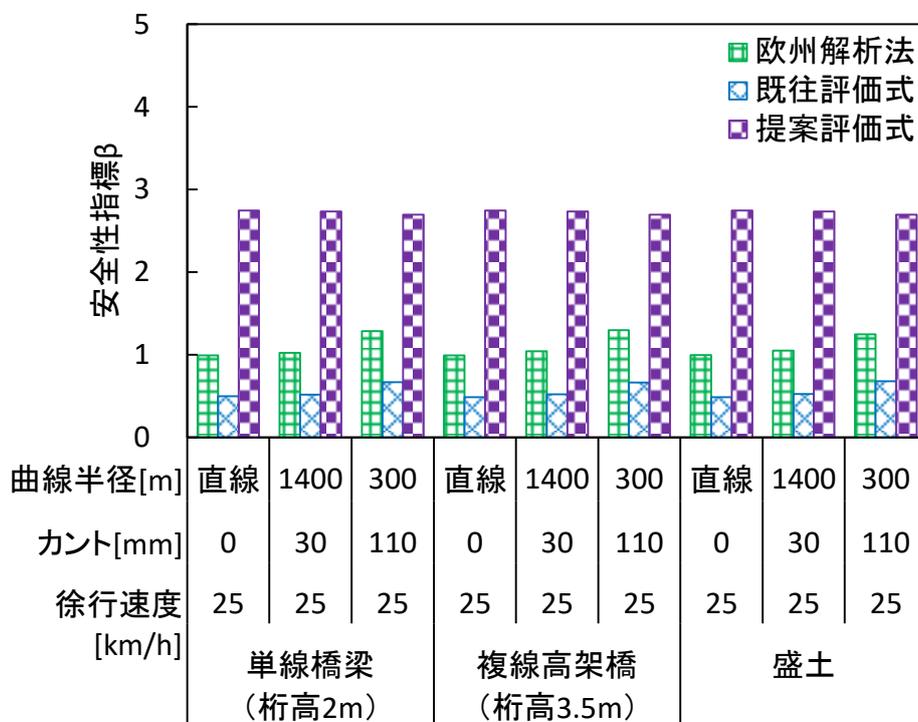


図 4.30 欧州解析法に基づく運転規制の運転中止に対する安全性指標

4. 9節 本章のまとめ

本章では、信頼性理論を用いて鉄道車両の転覆に関わる力の不確かさを考慮し、横風に対する鉄道車両の耐風性能評価を行った。まず、性能関数と安全性指標を定式化し、現行基準値や既往評価式に基づく運転規制の安全性評価を行った。次に、許容安全性指標に基づき部分係数を設定し、一定の安全性指標が得られる転覆限界風速の評価式を提案した。最後に、提案評価式に基づく運転規制の1年あたりの安全性指標の評価を行った。得られた結果は、以下のとおりである。

- (1) 信頼性理論に基づき、鉄道車両の転覆に関する性能関数を定義し、その平均値、標準偏差をもとに安全性指標を定式化した。定式化した性能関数と安全性指標の妥当性を検証するために、2つの検証を実施した。最初に、実測分布を用いたモンテカルロシミュレーションを実施し、性能関数における各項の不確かさの正規分布近似の妥当性を検証した。次に、営業路線における実車両の輪重測定データを用いて、性能関数の平均値と独立仮定による標準偏差の妥当性を検証した。これらにより、定式化した性能関数と安全性指標が妥当であることを確認した。
- (2) 風速基準値を固定した現行基準値に基づく運転規制と、風速基準値を総研詳細式で求めた転覆限界風速に応じて可変にした既往評価式に基づく運転規制の2つの運転規制について、速度規制に対する安全性指標と運転中止に対する安全性指標をそれぞれ評価した。速度規制に対する安全性指標について、既往評価式に基づく運転規制では走行速度による変動はあるものの、現行基準値に基づく運転規制に比べて評価条件の違いによる変動が小さいことを示した。さらに、両運転規制において安全性指標が最小となる条件をそれぞれ探索し、それらの条件における安全性指標を比較した結果、両者は同程度の値となることがわかった。一方、運転中止に対する安全性指標について、既往評価式に基づく運転規制では、徐行速度における安全性指標が非常に小さくなることがわかった。これらより、既往評価式に基づく運転規制では、走行速度に依存して安全性指標が変動するという課題を明らかにした。
- (3) 評価条件によらず一定の安全性指標を得られるようにするために、目標とする許容安全性指標を定めてコードキャリブレーションを行い、部分係数を用いた転覆限界風速の評価式を提案した。提案評価式に基づく運転規制では、軌道条件や走行速度によらず一定の安全性指標となることを確認し、現行基準値や既往評価式に基づく運転規制に比べて合理的な転覆限界風速の評価が可能であることを示した。
- (4) 提案評価式に基づき風速基準値を設定して運転規制を行った場合における、1車両の1

年あたりの安全性指標を評価した。走行速度の頻度分布，自然風の風向角の頻度分布，運転規制区間内の安全性指標の変動および1車両が1年あたりに運転規制に遭遇する頻度を考慮して，複数路線でパラメータスタディを行った。その結果，1年あたりの安全性指標は，速度規制に対する運転規制と運転中止に対する運転規制の両方において，いずれの路線でも5以上の値となった。そのため，提案評価式を用いて鉄道車両の転覆限界風速を評価することで，十分に高い安全性で運転規制を行うことが可能であることを示した。

第5章 結論

5. 1節 本章の目的

本章では、本研究のまとめについて述べる。5. 2節では、第2章から第4章で得られた結果を本研究成果としてまとめる。5. 3節では、本研究成果が列車運行の安定性に与える効果を評価し、本研究の有用性を補足する。5. 4節では、本研究に関する今後の展望について言及する。

5. 2節 本研究成果のまとめ

本研究では、準定常風を対象として、信頼性理論を用いて横風に対する鉄道車両の耐風性能評価を行った。研究では、三つの目的を設定した。一つめは、空気力係数の評価に関するものであり、走行中の鉄道車両に適用する適切な空気力係数の評価方法を提案した。二つめは、瞬間風速の評価に関するものであり、瞬間空気力を精度よく評価可能な瞬間風速の評価方法を提案した。三つめは、鉄道車両の耐風性能の評価に関するものであり、信頼性理論を用いて耐力と外力の不確かさを考慮した耐風性能評価を行い、転覆限界風速の評価式を提案した。これらは第2章から第4章で述べられており、各章で得られた結論は以下のとおりである。

第2章では、空気力係数の評価方法の提案について述べた。まず、一様流中および乱流中で風洞実験を実施し、風洞内の気流特性、車両の空気力係数および車体まわりの風圧力を測定した。これにより、気流の違いが空気力に与える影響を明らかにした。次に、気流特性と横力の関係のメカニズムを考慮して、一様流中の横力係数から乱流中のそれを予測するモデルを構築した。既往手法で考慮される乱流効果を定式化してその予測精度を検証した結果、既往モデルでは乱流中の横力係数を過大評価することを明らかにした。そこで、気流の違いによる背面圧の変化を新たに考慮して既往モデルに追加した。その結果、過大評価が改善され、乱流中の横力係数を精度よく予測できることを示した。最後に、提案モデルを用いて気流特性を考慮した走行車両にはたらく横力の予測を行い、車両の転覆限界風速を評価した。その結果、日本の在来線の速度域である0~120km/hにおいては、一様流中の横力係数では転覆限界風速を過小評価すなわち安全側に評価、乱流中の横力係数では

転覆限界風速を過大評価すなわち危険側に評価することを明らかにした。したがって、提案モデルを用いて横力を予測することで、正確かつ合理的な転覆限界風速の評価が可能であるといえる。一方、欧州の高速鉄道の速度域である 200~360km/h においては、横力係数の評価方法によらず転覆限界風速は同程度の値となることを示した。したがって、この速度域においては、欧州規格で規定されている一様流の空気力係数を用いることは妥当であるといえる。

第 3 章では、瞬間風速の評価方法の提案と各種力の不確かさの評価について述べた。実物大車両模型を用いた空気力・風向風速測定試験の測定データを用いて、瞬間空気力と瞬間風速の関係を評価し、適切な瞬間風速の評価方法を探索した。その結果、日本の鉄道で一般的な瞬時値により瞬間風速を評価すると、車両にはたらく実測空気力を 1 割程度過大評価することを明らかにした。一方、気象学や風工学の分野で一般的な 3 秒程度の時間平均値で瞬間風速を評価すると、実測空気力と推定空気力が平均的に一致することを示した。空気力推定値の不確かさは、風速の評価方法によらず変動係数で 10% 程度であることを明らかにした。さらに、空気力以外の車両の転覆に関わる力である重力、超過遠心力および左右振動慣性力について、実測データに基づきそれぞれの不確かさを平均値と標準偏差として定量化した。重力については、実車両の検査データをもとに静止輪重のアンバランスを考慮した。超過遠心力については、実軌道の検査データをもとにカントの設定値と実測値との誤差を考慮した。左右振動慣性力については、実車両の走行試験データをもとに左右振動加速度の標準偏差を走行速度の関数として定式化した。

第 4 章では、耐力と外力の不確かさを考慮した鉄道車両の耐風性能評価について述べた。最初に、信頼性理論を用いて、車両の転覆に対する性能関数と安全性指標を定式化した。不確かさの実測分布を用いたモンテカルロシミュレーションおよび営業路線で実施した輪重・風向風速測定試験の測定データによる検証を実施し、性能関数と安全性指標の妥当性を確認した。二番目に、第 3 章で定量化したそれぞれの力の不確かさに基づき、現行基準値や既往の転覆限界風速の評価式に基づく運転規制の安全性指標を評価した。その結果、これらの運転規制では軌道条件や走行速度により安全性指標が変動することがわかった。三番目に、許容安全性指標を設定してコードキャリブレーションを行い、部分係数を用いた転覆限界風速の評価式を提案した。提案評価式に基づく運転規制の安全性を評価した結果、軌道条件や走行速度によらずに一定の安全性指標が得られることを示した。最後に、提案評価式に基づく運転規制の 1 年あたりの安全性指標を評価した。評価では、走行速度の頻度分布、風向角の頻度分布、運転規制区間内の安全性指標の変動および運転規制への遭遇頻度を考慮した。複数路線で 1 年あたりの安全性指標をパラメータスタディした結

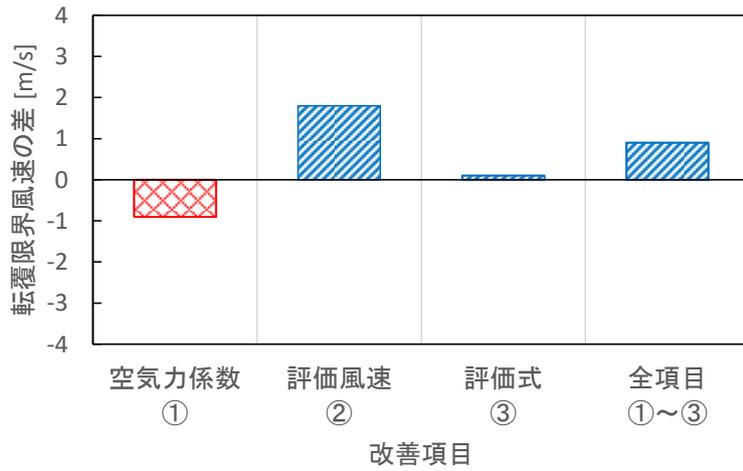
果，その値はいずれの路線でも 5 以上の値となり，提案評価式に基づく運転規制は十分に高い安全性を有することを明らかにした。

5. 3 節 本研究成果の補足

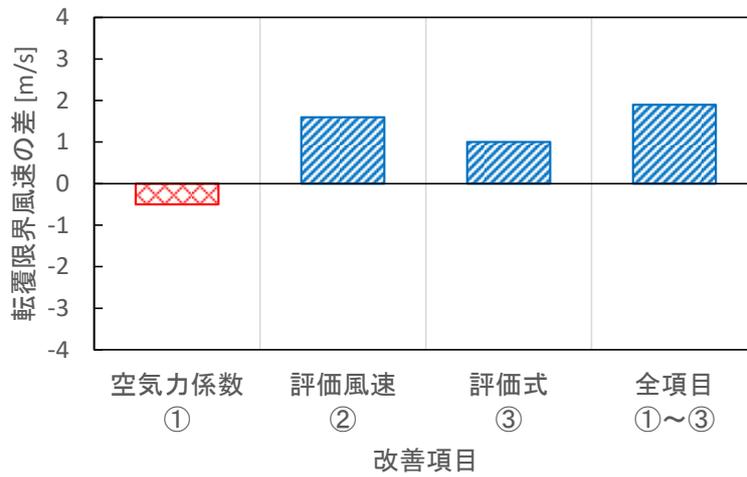
本研究の目的は，横風に対する鉄道車両の耐風性能を定量化し，強風時の運転規制において必要な安全性を安定的に確保できる転覆限界風速の評価式を提案することである。これについては前章までに述べたところであるが，本節では補足として，本研究成果が列車運行の安定性へ与える効果を示す。提案手法が転覆限界風速に与える影響を評価し，それによる運転規制時間の変化を試算する。

図 5.1 には，既往手法と提案手法により求められた転覆限界風速の差を示す。既往手法では，空気力係数に乱流中の測定値，評価風速に瞬時値，転覆限界風速の評価式に総研詳細式を用いた。提案手法では，空気力係数に第 2 章で提案したモデルによる予測値，評価風速に第 3 章で提案した 3 秒平均値，転覆限界風速の評価式に第 4 章で提案した部分係数による評価式を用いた。図中の改善項目において，「空気力係数①」は空気力係数のみを改善した結果，「評価風速②」は評価風速のみを改善した結果，「評価式③」は評価式のみを改善した結果，「全項目①～③」は全ての項目を改善した結果である。転覆限界風速の評価は，3 ケースでパラメータスタディを行った。評価条件は，次のとおりである。自然風の風向角は，75 度とした。車両は，通勤型先頭車（表 4.3）とした。線路構造物は橋梁（表 2.9）とした。軌道条件は，ケース 1 が直線（最高速度 120km/h），ケース 2 が曲線（半径 1400m，カント 30mm，最高速度 120km/h），ケース 3 が曲線（半径 300m，カント 110mm，最高速度 65km/h）とした。空気力係数のみの改善では，どのケースも転覆限界風速が低くなり，その低下量は最大で 1m/s 程度である。これは，既往手法で過小評価している空気力を提案手法により改善したためである。評価風速のみの改善では，どのケースも転覆限界風速換算で 2m/s 程度高くなる。これは，既往手法で過大評価している空気力を提案手法により改善したためである。なお，ここでは空気力の過大評価量を転覆限界風速の変化量に換算して示したが，実運用上では転覆限界風速が向上するのではなく風速観測値が低下するという事に注意されたい。評価式のみ改善ではケースごとに傾向が異なり，ケース 1 は転覆限界風速がほとんど変化せず，ケース 2 は 1m/s 程度向上，ケース 3 は 2m/s 程度低下している。これは，既往評価式に基づく運転規制では，評価条件により安全性指標にばらつきが生じることが原因である。ケース 1 の条件では，既往評価式と提案評価式で安全

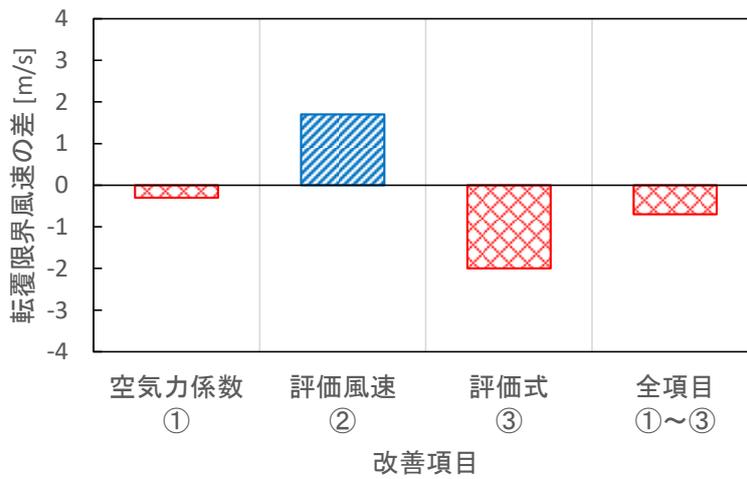
性指標が同程度であるため、結果として導出される転覆限界風速も同程度の値となる。ケース 2 の条件では、既往評価式の方が提案評価式よりも安全性指標が高いため、結果として提案評価式により導出した転覆限界風速の方が大きくなる。ケース 3 の条件では、提案評価式の方が既往評価式よりも安全性指標が高いため、結果として提案評価式により導出した転覆限界風速の方が小さくなる。全項目の改善では、ケース 1 は転覆限界風速が 1m/s 程度向上、ケース 2 は 2m/s 程度向上、ケース 3 は 1m/s 程度低下している。このように、転覆限界風速の増減はケースごとに異なるが、軌道の最高速度が大きい条件では転覆限界風速が向上し、逆に小さい条件では転覆限界風速が低下する傾向である。これは、既往評価式に基づく運転規制において、走行速度が大きくなると安全性指標が高くなるためである。一般的には走行速度の増加に伴い転覆限界風速は低下するため、通常は走行速度の大きい軌道条件に依存して運転規制の風速基準値が決まる。したがって、現実的にはケース 1 やケース 2 のような条件により風速基準値が決まると考えられるため、提案手法を用いることで運転規制の風速基準値が向上すると期待される。



(a) ケース 1 (直線, 最高速度 120km/h)



(b) ケース 2 (曲線 : 半径 1400m, カント 30mm, 最高速度 120km/h)



(c) ケース 3 (曲線 : 半径 300m, カント 110mm, 最高速度 65km/h)

図 5.1 既往手法と提案手法との転覆限界風速の差

図 5.2 には、風速基準値の変化が運転規制時間に与える影響の例を示す。評価には、4.7 節のパラメータスタディに用いた 4 路線の 1 年分の風速データを用いた。現行の風速基準値である 20m/s をもとにして、それにより生じる運転規制時間を基準の 100%とした。図 5.1 で示した転覆限界風速の変化量に基づき、風速基準値を-1m/s から+2m/s の範囲で 1m/s 刻みで変化させ、それによる運転規制時間の変化量を示した。風速基準値が 1m/s 下がると運転規制時間は約 50%増加し、逆に 1m/s 上がると 30%程度減少する。風速基準値が 2m/s 上がる場合には、運転規制時間の減少割合は約 60%となる。このように、風速基準値 1～2m/s の変化が運転規制時間に大きく影響するため、列車運行において少しでも運転規制の風速基準値を高くできればサービスレベルの向上に大きく寄与する。前述したとおり、提案手法を用いることで風速基準値が向上すると期待されるため、本研究成果を用いることにより必要な安全性を確保しつつ列車運行の安定性の向上が可能であると考ええる。

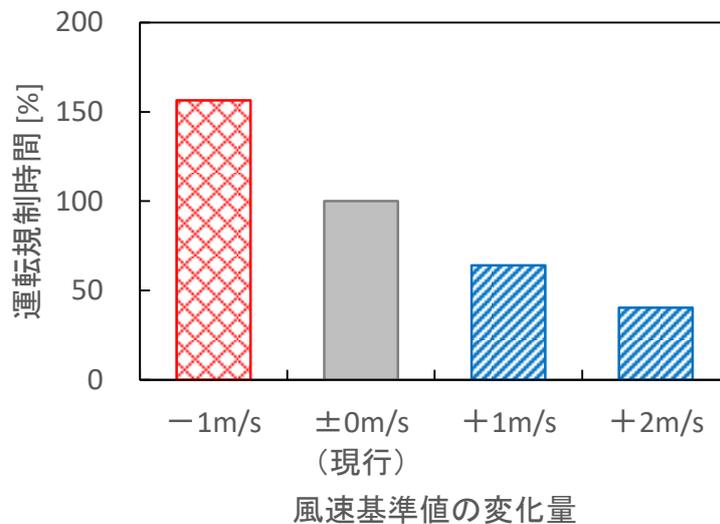


図 5.2 風速基準値の変化が運転規制時間に与える影響の例

5. 4節 今後の展望

本研究では、第2章において、気流の違いによる車体まわりの風圧分布の変化を風洞実験により明らかにした。しかし、得られた風圧分布は特定断面の車体壁面部に限定されており、気流構造の空間分布については明らかになっていない。この課題を解決する方法としては、数値流体力学（例えば、Ferziger & Peric[64]）により風洞実験を再現し、車両まわりの気流特性や風圧の空間分布を連続的に可視化することが考えられる。これに関して、野口・中出[65]は、風洞実験を模擬した数値シミュレーションを実施し、風洞実験で測定した空気力係数を概ね再現できることを示した。しかし、車両まわりの風圧分布の検証は行われていないため、上記課題を解決するためには風圧分布を検証したうえで、車両まわりの気流特性を可視化する必要がある。また、同文献では、格子点数が非常に多い数値モデルを生成してスーパーコンピュータにより計算を行っているが、実用性の観点からは極力少ない格子点数で高精度に風洞実験を再現できることが望まれる。これらを解決することで、一般の計算機を用いた実用的な数値モデルによる現象の解明が期待される。

第4章では、準定常風を対象として、準静的解析による鉄道車両の耐風性能評価を行った。一方で、非定常風が原因の鉄道事故として、日本では竜巻などの突風による転覆事故がこれまでに複数発生している（古川・高橋[66]、航空・鉄道事故調査委員会[5]、[67]）。これに関して、鈴木ら[68]はドップラーレーダーを用いた突風に対する列車運転規制方法を開発し、一部路線へ導入した。この方法を用いることで、空間スケールが小さく風速計では捉えることが難しい竜巻などの突風に対しても運転規制を行うことが可能になる。この方法では、突風により車両にはたらく空気力を準定常風によるそれと同様に扱い、突風に対する運転規制の風速基準値を定めている。しかし、非定常風に対しては、準静的解析では実現象を適切に評価できない可能性がある。例えば、日比野ら[69]は、縮尺模型を用いた車両走行実験と動的解析モデルを用いた車両の時刻歴応答解析を実施し、風の立ち上がり時間が短いときには実験や動的解析では準静的解析に比べて車両の応答が大きくなることを示した。この課題に対しては、今後、非定常風に対する鉄道車両の挙動を動的解析により再現し、その動的影響を定量化、体系化することで、非定常風に対する耐風性能評価が可能になると期待される。

参考文献

- [1] 今井俊昭, 荒木啓司, 福原隆彰: 規制区間で列車が強風に遭遇する確率の評価方法, 鉄道総研報告, Vol.23, No.3, pp.5-10, 2009.
- [2] 藤井昌隆, 藤井俊茂, 村石尚: 強風時の運転規制の歴史, 鉄道総研報告, Vol.9, No.3, pp.43-48, 1995.
- [3] 島村誠: 自然災害に対する列車運行安全基準の成立と改良, 土木学会安全問題研究論文, Vol. 4, pp.1-9, 2009.
- [4] 中村英男, 餘部事故技術調査委員会報告書概要, JREA, Vol.31, No.6, pp.17865-17869, 1988.
- [5] 航空・鉄道事故調査委員会: 鉄道事故調査報告書 (東日本旅客鉄道株式会社 羽越線 砂越駅～北余目駅間 列車脱線事故), 2008.
- [6] 荒木啓司, 日比野有, 鈴木実: 列車運行と強風規制, 日本風工学会誌, Vol.40, No.1, pp.10-16, 2015.
- [7] Gautier P. -E., Tielkes T., Sourget F., Allain E., Grab M. and Heine C.: Strong wind risks in railways: The DEUFRAKO crosswind program, Proceedings of the 6th World Congress on Railway Research, Edinburgh, pp. 463-475, 2003.
- [8] European Railway Agency: Technical Specifications for interoperability, 2003.
- [9] European committee for standardization: EN14067-6 Railway applications -Aerodynamics- Part 6: Requirements and test procedures for cross wind assessment, 2010.
- [10] 島村誠, 松沼政明: 強風警報システムの開発と実用化, JR East Technical Review, No.13, pp.36-43, 2005.
- [11] 国枝正春: 鉄道車両の転ぶくに関する力学的理論解析, 鉄道技術研究報告, No.793, pp.1-15, 1972.
- [12] 日比野有, 石田弘明: 車両の転覆限界風速に関する静的解析法, 鉄道総研報告, Vol.17, No.4, pp.39-44, 2003.
- [13] 日比野有, 金元啓幸, 下村隆行: 1 車両モデルを用いた車両の横風に対する安全性評価, 鉄道総研報告, Vol.26, No.10, pp.5-10, 2012.
- [14] 種本勝二, 鈴木実, 斎藤寛之, 今井俊昭: 強風下での車両に働く空気力と低減対策に関する風洞試験, 鉄道総研報告, Vol.18, No.9, pp.17-22, 2004.
- [15] 鈴木実, 種本勝二, 斎藤寛之, 今井俊昭: 自然風を模擬した車両に働く空気力に関する

- る風洞試験法, 鉄道総研報告, Vol.17, No.11, pp.47-52, 2003.
- [16] 三須弥生, 石原孟: 走行速度を考慮した鉄道車両の空気力係数の推定, 日本風工学会論文集, Vol.37, No.4, pp.117-123, 2012.
- [17] 鉄道強風対策協議会: 風観測の手引き, 国土交通省, 2006.
- [18] 気象庁監修: 気象年鑑 2008 年版, 気象業務支援センター, p.32, 2008.
- [19] Hoppmann U., Koenig S., Tielkes T. and Matschke G.: A short-term strong wind prediction model for railway application: design and verification, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.90, pp.1127-1134, 2002.
- [20] World Meteorological Organization: Guide to Meteorological Instruments and Methods of Observation, WMO-No.8, 2008 edition, Updated in 2010.
- [21] 大熊武司, 神田順, 田村幸雄: 建築物の耐風設計, 鹿島出版会, 1996.
- [22] 新エネルギー・産業技術総合開発機構: 日本型風力発電ガイドライン 台風・乱流対策編, 2008.
- [23] 日比野有, 下村隆行, 谷藤克也: 鉄道車両の転覆限界風速に関する静的解析式の検証, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.75, No.758, pp.2605-2612, 2009.
- [24] Carrarini A.: Reliability based analysis of the crosswind stability of railway vehicles, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.95, pp.493-509, 2007.
- [25] Wetzel P. and Proppe C.: Crosswind stability of high-speed trains: A stochastic approach, *BBAA VI International Colloquium on Bluff Bodies Aerodynamics and Applications*, pp.20-24, 2008.
- [26] Wetzel P. and Proppe C.: On reliability and sensitivity methods for vehicle systems under stochastic crosswind loads, *Vehicle System Dynamics*, Vol.48, No.1, pp.79-95, 2010.
- [27] Cheli F., Corradi R. and Tomasini G.: Crosswind action on rail vehicles: A methodology for the estimation of the characteristic wind curves, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.104-106, pp.248-255, 2012.
- [28] Baker C.: A framework for the consideration of the effects of crosswinds on trains, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.123, pp.130-142, 2013.
- [29] Yu M., Zhang J., Zhang K. and Zhang W.: Crosswind stability analysis of a high-speed train based on fuzzy random reliability, *Journal of Rail and Rapid transit*, Vol.229, No.8, pp.875-887, 2015.
- [30] 星谷勝, 石井清: 構造物の信頼性設計法, 鹿島出版会, 1986.
- [31] 日比野有, 今井俊昭, 種本勝二: 自然風下の実物大車両模型に働く空気力の観測, 鉄道総研報告, Vol.18, No. 9, pp.11-16, 2004.
- [32] 種本勝二, 鈴木実, 斎藤寛之, 井門敦志: 在来線車両の空気力係数に関する風洞試験

- 結果, 鉄道総研報告, Vol.27, No.1, 2013.
- [33] Baker C. J., Jones J., Lopez-Calleja F. and Munday J.: Measurements of the cross wind forces on trains, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.92, pp.547-563, 2004.
- [34] Boccione M., Cheli F., Corradi R., Muggiasca S. and Tomasini G.: Crosswind action on rail vehicles: Wind tunnel experimental analyses, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.96, pp.584-610, 2008.
- [35] 本田明弘, 今村博: 風力発電に関連した国内外の風洞設備の紹介, *日本風力エネルギー学会誌*, Vol.40, No.2, pp.161-172, 2016.
- [36] 三須弥生: 風観測と数値解析を融合した鉄道運行管理のための強風予測, 東京大学博士論文, 2011.
- [37] 風洞実験法ガイドライン研究委員会: 実務者のための建築物風洞実験ガイドブック (2008年版), 日本建築センター, 2008.
- [38] 田村直哉, 大坪和広, 鶴則生, 友清衣利子, 竹内崇, 前田潤滋: 突風風洞実験における計測風圧力値に及ぼす導圧チューブ長さの影響, *九州大学大学院人間環境学研究院紀要*, No.25, pp.61-66, 2014.
- [39] Liu Z. Q. and Ishihara T.: A study of tornado induced mean aerodynamic forces on a gable-roofed building by the large eddy simulations, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.146, pp.39-50, 2015.
- [40] 井澤信明, 菊地勝浩, 鈴木実: 風速変動を考慮した鉄道の中間車両に対する横力係数のばらつきに関する研究, *日本風工学会論文集*, Vol.41, No.1, pp.1-11, 2016.
- [41] Lee B. E.: The effect of turbulence on the surface pressure field of a square prism, *Journal of Fluid Mechanics*, Vol.69, Part 2, pp.263-283, 1975.
- [42] 気象庁: 地上気象観測指針, 津村書店, 2002.
- [43] 南雲洋介, 栗原智亮, 鈴木博人, 島村誠: 強風時の列車運転規制に用いる風速の評価方法に関する検討—自然風の空間的なばらつきの考慮—, *鉄道工学シンポジウム論文集*, No.18, pp.133-140, 2014.
- [44] 三須弥生, 石原孟: 風観測と数値流体解析を利用した運転規制区間内の強風発生頻度の予測, *日本風工学会論文集*, Vol.37, No.1, pp.11-24, 2012.
- [45] 気象庁: 気象観測の手引き, 1998.
- [46] 日本風工学会編: 風工学ハンドブック, 朝倉書店, 2007.
- [47] 社団法人日本鋼構造協会編: 構造物の耐風工学, 東京電機大学出版局, 1997.
- [48] 塩谷正雄: 強風の性質, 開発社, 1979.

- [49] Taylor G. I.: The Spectrum of Turbulence, Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences, Vol.164, No.919, pp.476-490, 1938.
- [50] 鈴木実, 種本勝二: 横風に対する車両の空力特性に関する実物大試験と風洞試験, 回鉄道技術連合シンポジウム論文集, No.14, pp.231-234, 2007.
- [51] 日本建築学会: 建築物荷重指針・同解説 (2015), 丸善出版, 2015.
- [52] Dyrbye C. and Hansen S. O.: Wind Loads on Structures, John Wiley & Sons, 1996.
- [53] 事故調査検討会: 帝都高速度交通営団日比谷線中目黒駅構内列車脱線衝突事故調査報告書, 2000.
- [54] 大山安紀子, 鈴木貞治, 三須弥生, 安田陽一, 堀岡健司: 車両の風に対する転覆耐力評価のための左右振動加速度の検証, 鉄道技術連合シンポジウム講演論文集, No.22, pp.1123-1-1123-4, 2015.
- [55] 宮武修, 中山隆: モンテカルロ法, 日刊工業新聞社, 1960.
- [56] 森山淳: フィールドデータに基づく鉄道車両の転覆限界風速に関する検証 (冬期日本海側路線での測定結果), 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.77, No.778, pp. 2389-2399, 2011.
- [57] 森山淳: フィールドデータに基づく鉄道車両の転覆限界風速に関する検証 (車体断面形状の影響), 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.78, No.791, pp. 2536-2548, 2012.
- [58] 斎藤寛之, 井門敦志, 種本勝二, 鈴木実: 風洞実験による乱流境界層下の盛土上の風速分布特性, 鉄道総研報告, Vol.22, No.5, 2008.
- [59] 森山淳, 土井賢一, 堀岡健司: 転覆限界風速向上を目指した車両開発のための風洞試験, 鉄道技術連合シンポジウム講演論文集, No.18, pp. 373-376, 2011.
- [60] 乙部達志, 鈴木実, 野口雄平: 強風時の車両に対する高欄等による遮風効果, 鉄道総研報告, Vol.31, No.9, pp.5-10, 2017.
- [61] 日比野有, 三須弥生, 栗原智亮, 森山淳, 島村誠: 強風時の新しい運転規制方法の検討, JR EAST Technical Review, No.35, pp.36-41, 2011.
- [62] 栗原芳勝, 大山安紀子, 土井賢一, 安田陽一: 強風時の新しい運転規制方法の導入, JR EAST Technical Review, No.45, pp.17-22, 2013.
- [63] Gumbel E. J.: Statistics of Extremes, Columbia University Press, 1958.
- [64] Ferziger J. H. and Peric M.: Computational Methods for Fluid Dynamics, Springer, 2002.
- [65] 野口雄平, 中出孝次: 横風空力特性に関する風洞試験を模擬した数値シミュレーション, 鉄道総研報告, Vol.31, No.9, pp.11-16, 2017.
- [66] 古川浩, 高橋一雄: 「地下鉄東西線転倒事故」の原因, 安全工学, Vol.20, No.2,

pp.66-74, 1981.

- [67] 航空・鉄道事故調査委員会：鉄道事故調査報告書（九州旅客鉄道株式会社 日豊線南延岡駅構内 列車脱線事故），2008.
- [68] 鈴木博人，藤原忠誠，櫃間智紀，楠研一，猪上華子：ドップラーレーダーを用いた突風に対する列車運転規制方法の開発と導入，JREA，Vol.61，No.6，pp.42281-42284，2018.
- [69] 日比野有，金元啓幸，佐久間豊：急激な風の立ち上がりに対する車両の応答に関する基礎検討，鉄道総研報告，Vol.27，No.12，pp.23-28，2013.

謝辞

私が社会人学生として東京大学大学院工学系研究科社会基盤学専攻博士課程に入学し、本研究を実施、博士論文としてまとめるにあたり、数多くの方々からご指導とご支援を賜りました。この場をお借りして、関係のみなさまに深く感謝を申し上げます。

指導教官であり主査である社会基盤学専攻教授の石原孟先生には、私が博士課程に入学する機会を与えていただくとともに、日々熱心なご指導をいただきました。研究を始める前段での既往研究調査とその問題定義の重要性を繰り返しご教示いただくことで、研究計画の大切さを身にしみて理解することができました。また、研究成果を早く小さくまとめてしまいがちな私に対して、時間がある限りより良い成果を求め続けるべきと叱咤激励をいただき、研究者としての研究に対するあるべき姿勢と心構えを身に着けることができました。本研究を遂行し、博士論文としてまとめることができたのも、石原孟先生のご指導の賜物と感謝しております。

副査をお引き受けいただいた建築学専攻教授の高田毅士先生、新領域創成科学研究科国際協力学専攻教授の本田利器先生、社会基盤学専攻准教授の長山智則先生、同専攻特任講師の蘇迪先生には、研究の進め方やまとめ方に対して多くのご指導、ご助言をいただきました。先生方からのご指導により、前提条件および解析条件を明示することや結果の解釈に対する理由を明確にすることなど、研究内容を第三者に誤解なくわかりやすく伝えることの必要性和難しさを学ぶことができました。さらには、本研究成果を社会実装するにあたっての留意点など、社会人学生としての心構えをご指導いただきました。

老川進博士と社会基盤学専攻助教の菊地由佳先生には、風洞実験の実施にあたり、ご指導、ご協力をいただきました。お二人からのご指導とご協力により、風洞技術者としての実務的な知識やノウハウを身に着けることができ、風洞実験を無事に完遂することができました。社会基盤学専攻特任准教授の山口敦先生には、国際学会での発表資料と発表原稿の作成でご指導をいただきました。発表前日には終日マンツーマンで資料修正をご指導いただいたおかげで、無事に発表を終えることができました。同専攻博士課程学生の張東琴氏には、横風に対する鉄道車両の動的挙動に関するご意見と関連研究の情報をいただきました。同氏と非定常風の特性や車両の動的解析法について議論することで、鉄道における横風問題の全体像と本研究の位置付けを明確にすることができました。株式会社 M&T 代表取締役の徳山佳央氏には、数値流体力学による気流解析のご指導とご協力をいただきました。同氏に私の研究進捗を気にかけていただいたことは、物体まわりの気流特性に関す

る知識を深めることにつながっただけでなく、研究を進めるうえでの大きな支えとなりました。

京都大学名誉教授の松本勝先生、重慶大学教授の田村幸雄先生、新潟大学名誉教授の谷藤克也先生、国立研究開発法人防災科学技術研究所気象災害軽減イノベーションセンター長の島村誠先生には、本研究成果の実用化にあたり、技術的な面と社会的な面の両面からご審議、ご助言いただきました。本研究が研究のための研究に陥ることなく、成果の一部を社会実装に結びつけることができたのも、先生方のご指導のおかげです。また、博士課程への入学に際して、谷藤克也先生には私の卒業論文と修士論文の指導教官として、島村誠先生には元上司として、相談に乗っていただきました。

公益財団法人鉄道総合技術研究所には、第3章の解析に用いた実物大車両模型による空気力・風向風速測定試験の測定データをご提供いただくとともに、関係のみなさまから多くのご指導、ご助言をいただきました。特に、鉄道力学研究部車両力学研究室室長の日比野有博士、環境工学研究部車両空力特性研究室主任研究員(上級)の鈴木実氏、防災技術研究部気象防災研究室主任研究員の荒木啓司氏には、私が風工学に対して全くの無知だった頃から親切にご指導いただき、本研究を進めるうえでも親身に相談に乗っていただきました。環境工学研究部車両空力特性研究室副主任研究員の乙部達志博士には、博士課程入学に際して相談に乗っていただき、入学を決断する後押しをしていただくとともに、入学後も本研究で必要となる確率や統計の基礎知識をご教示いただきました。研究開発推進部主管研究員の飯田雅宣博士には、運転規制への信頼性理論の適用方法についてご意見とご助言をいただき、これにより鉄道車両の耐風性能評価方法の骨子を固めることができました。

東日本旅客鉄道株式会社には、本研究を実施する体制の支援および本研究に必要なデータの提供をしていただきました。技術アドバイザーの前田達夫博士には、博士課程への入学決断の後押しをしていただくとともに、研究の進め方に対して定期的にご指導とご助言をいただきました。安全企画部副課長の北村太郎氏と櫃間智紀氏(お二人とも当時)には、本研究に必要なデータの取得および本研究成果の実用化に伴う様々な調整や手続きにご協力いただきました。執行役員 JR 東日本研究開発センター所長の尾高達男氏(当時)には、私が社会人学生として博士課程へ入学することをご快諾いただき、博士論文を執筆する環境を与えていただきました。安全研究所所長の福山浩史氏には、博士課程在籍に伴う業務環境面での配慮を図っていただきました。同所主幹研究員の三須弥生博士には、本研究に必要なデータの取得にご協力いただくとともに、社会人学生の先輩として多くの相談に乗っていただきました。そして、私が所属する防災研究所には、博士課程在籍に対するご理

解とご支援をいただきました。特に、所長の鈴木博人博士には、学位取得に対して深い理解を示していただくとともに、学業と業務を両立できるように勤務環境に対して数多くの便宜を図っていただきました。上席研究員の小林俊夫氏（当時）と林博基氏、主幹研究員の植村昌一博士には、日々の業務量に対する配慮と調整をしていただきました。同僚各位には、職場に不在がちな私に代わり日常の事務業務を補助していただきました。

このほかにも、本研究の実施にあたっては数多くの方々からご支援を賜りました。全ての方のお名前を挙げることはできませんでしたが、私が博士課程へ入学し、本研究を遂行し、その成果を博士論文としてまとめることができたのは、全て関係のみなさまのご支援の賜物と思っております。改めて心より感謝申し上げます。ありがとうございました。

最後に、家族の理解と協力がなければ、本研究を成し遂げることは決してできませんでした。幼い子ども二人の育児に追われる生活にも関わらず、私が社会人学生としての3年間を過ごすことに対して理解を示し、支えてくれた妻に感謝します。そして、たくさん甘え、たくさん遊びたい盛りにも関わらず、ときには親子の時間が限られることを我慢し、ときには私の研究生生活を応援してくれた二人の息子に感謝します。