空間平均瞬間風速を考慮した転覆限界風速の評価

立松 知紘^{*1}, 中出 孝次^{*1}, 菊地 勝浩^{*1}The evaluation of the critical wind speed that overturns a vehicle
with space-averaged instantaneous wind velocityTomohiro TATEMATSU^{*1}, Koji NAKADE^{*1} and Katsuhiro KIKUCHI^{*1}^{*1} Railway Technical Research Institute

2-8-38 Hikari-cho, kokubunji-shi, Tokyo 185-8540, Japan

Received: 26 February 2018; Revised: 25 May 2018; Accepted: 27 August 2018

Abstract

Under the existing method based on a detailed equation for evaluating the wind speed that can cause a vehicle to overturn, it is assumed that the crosswind blows the vehicle at the same wind speed uniformly over the entire length of the vehicle body along the track. However, taking into consideration the actual wind state, there is a wind speed distribution over the length of the vehicle body and there is a high possibility that the crosswind does not blow at the same wind speed over the entire length of the vehicle body. Therefore, if the wind speed distribution is considered, it becomes possible to evaluate the critical wind speed in more detail. In previous research, an evaluation formula of aerodynamic force in consideration of the wind speed distribution has been proposed with the natural wind direction assumed to be 90 degrees. On the other hand, the calculation of the wind speed that can cause a vehicle to overturn requires extending the evaluation formula so as to be applicable to the other natural wind directions. In this study we proposed, extending the existing evaluation formula, a method of calculating the critical wind speed in consideration of the spatial fluctuation of wind speed. We also evaluated the critical wind speed for the combination of the vehicle and the track constructions with the proposed method. In addition, we also evaluated the critical wind speed in accordance with changes in the height of the center of the car body from the ground and the roughness length. As a result of the evaluation, we confirmed that the critical wind speed increases by up to 1.4m/s, provided that the vehicles and railway structures are those assumed in this study.

Keywords : Critical wind speed, Detailed equation, Instantaneous wind speed at one point, Spatial fluctuating wind speed, Aerodynamic force

1. 緒 言

横風による鉄道車両の転覆事故は、発生すると大きな被害をもたらすことがある。日本では鉄道が開業して以降、横風が原因とみられる脱線・転覆事故は30件程度発生しており（藤井他、1995）、近年でもごく稀に発生することがある。海外においては、日本と異なり軌間が広い場合が多い等の理由から横風が原因とみられる脱線・転覆事故は日本と比較して少ないようであるが、横風による鉄道事故は過去から発生しており、近年では1994年にスイスで、2002年にオーストリアで横風による列車事故が発生している。

強風下で走行する車両の安全性を評価する指標の一つに転覆限界風速が挙げられる。走行している車両には、重力、輪重の反力、遠心力などの力に加えて、横風による空気力が働いている。空気力とは、車両に対する横力、揚力およびローリングモーメントを指す。転覆限界風速とは、走行する車両に働く力の最悪条件を仮定した中で、風上側の輪重がゼロとなる自然風による空気力を風速に換算したものと定義される。

転覆限界風速を算出する方法として、過去には国枝式と呼ばれる半車両断面静的解析式を用いた方法が記載されている（国枝、1972）。一方で、軸ばねや枕ばね等の機構を持つ台車上の車体の運動の解析（松平、1955）や、

No.18-00105 [DOI:10.1299/transjsme.18-00105], J-STAGE Advance Publication date : 6 September, 2018

本論文は、第26回交通・物流部門大会 講演論文集(2017), No.2103の掲載内容に基づいた論文である。

^{*1} 正員, 公益財団法人 鉄道総合技術研究所 (〒185-8540 東京都国分寺市光町 2-8-38)

E-mail of corresponding author: tatematsu.tomohiro.03@rtri.or.jp

Fig. 1 Wind speed distribution assumed in the detailed equation. In the detailed equation, it is assumed that the wind blows at the same speed over the whole side of the vehicle.

Fig. 2 Wind speed distribution with wind speed fluctuation. The wind blows on the vehicle with its speed changing according to the places of the side of the vehicle.

振子車両の静力学特性の解析の研究（小柳, 1973）に代表されるように、車両のばね系の解析モデルにおける緻密化も進められた。その後、ボルスタレス台車などの車両条件、横風による車両変位および風向角による空気力係数の変化を考慮に入れ、詳細に解明することで国枝式を改良した詳細計算式が提案された（日比野, 石田, 2003）。ただし、詳細計算式は通常の横風に対する安全性を評価する手法と言えるが、突風に対する応答については未解明な点があるため、突風に対する車両応答を解析する研究も関連して行われている（日比野他, 2013）。なお、鉄道車両の横風による転覆だけに限らず、曲線を低速で走行させるシミュレーションを行い、横風による脱線に至る車両の挙動の解析を行った事例もある（細井, 谷藤, 2011）。日本では主に詳細計算式等の静的な解析方法に基づいて車両の走行安全性を評価する手法が用いられているのに対し、海外では車両に対するシミュレーションによる動的解析法で評価することが多い。静的解析法は動的解析法に比べて容易に計算式から導出できる利点があるが、動的解析法であっても商用ソフトウェアで比較的簡単な計算で変動風から車両に与えられる力を計算した研究報告もある（Baker, 2010）。

日本では、横風による車両の走行安全性を検討する際には、詳細計算式を主に使用している。しかし、詳細計算式は外力の最悪条件の重ね合わせを仮定しているため、転覆限界風速の適正評価に向けて改善の余地を残している可能性があり、詳細計算式の評価精度の向上に関する研究は多く行われている。例えば、転覆限界風速の適正評価には風洞試験で評価される空気力係数が必要であるが、風洞試験では線路構造物上に静止した車両模型を用いることで空気力係数が求められる。しかし、走行する車両に働く空気力の評価を行うには、車両の走行に伴う車両と地面との相対運動を考慮する必要があることから、車両模型走行装置を用いて走行時の影響を詳細に評価する試験が行われている（鈴木, 2011）。また、詳細計算式は静的解析式であるが、その中で扱われる左右振動慣性力は本来ならば動的な現象であることから、輪軸に左右変位を与えるシミュレーションや現車試験から左右振動加速度の作用時間に対する輪重減少率を評価し、実測値から詳細計算式によって転覆限界風速を推定する際の補正方法も検討されている（日比野, 金元, 2018）。他にも、車両の輪重減少量を、営業線を実際に走行している列車で風速や風向とともに測定し、詳細計算式で得られる結果と比較した研究（森山, 2011）、さらには実走行列車において車両断面形状の変化に対する輪重減少率の挙動を確認し、詳細計算式で得られる理論値と比較する研究（森山, 2012）も行われている。

本稿では、空間的に変動する風速を考慮することで、転覆限界風速の緩和を評価した結果についてまとめた。詳細計算式では、空間一点で計測された風速を持つ自然風が、レール方向の車体長の範囲で一様に車両に吹きつけている仮定（図 1）の下で空気力を評価し、転覆限界風速が計算される。一方で、実際の風況を考えると、車体長の範囲で風速の空間変動が存在し、車体長の範囲に渡り同じ風速の自然風が吹いていない可能性が高い。例

Fig. 3 Model for calculating critical wind speed of overturning

えば、ある一点で観測された空間内での最大瞬間風速に対し、観測点から離れた場所での自然風の風速は小さいと考えるのが自然である（図2）。

近年の研究では、風向角が 90° の条件を対象に、風速の空間変動を考慮した自然風による空気力の評価法が提案されている（Nakade et al., 2016）。風速の空間変動を考慮して転覆限界風速を計算するためには、風向角が 90° だけでなく、任意の風向角条件への拡張が必要である。

本稿で実施した事柄は次のとおりである。

- (1) 既存手法（Nakade et al., 2016）を拡張し、任意風向角下の風速の空間変動を考慮した空気力評価法を提案。
- (2) (1)の手法および従来手法で計算された転覆限界風速を比較。
- (3) 車体中心高さや粗度長を変化させた場合の転覆限界風速の変化を評価。

本稿の構成は次のとおりである。まず、第2章で空間変動量を考慮した空間平均風速について詳細に説明し、空間変動量を考慮した平均風速を用いた転覆限界風速の計算アルゴリズムを述べる。次に、第3章で空間変動量を考慮した空間平均風速を用いた転覆限界風速の計算結果と従来との比較について述べ、考察を行う。最後に、第4章で本稿のまとめおよび今後の展望について述べる。

2. 風速の空間変動を考慮した空間平均瞬間風速

本章では、風速の空間的変動量を考慮した空間平均瞬間風速の計算方法について説明する。2・1節では詳細計算式（日比野, 石田, 2003）を概説し、算出される転覆限界風速の増加可能性について述べる。2・2節ではNakadeらの提案手法（Nakade et al., 2016）を基に、車両が走行状態かつ任意の風向角条件での計算方法に拡張する。2・3節では、転覆限界風速算出の具体的なアルゴリズムについて説明する。

2・1 詳細計算式による転覆限界風速計算と風速評価の適正化の可能性

本節では、詳細計算式（日比野, 石田, 2003）の概説および風速評価の適正化の可能性について述べる。

詳細計算式では図3に示す計算モデルを用いて、車両に作用する外力の静的なつり合いの式によって転覆限界風速を算出している。座標系は、軌道面に平行で車両進行方向と直角に交わる軸を y 軸、軌道面に垂直となる軸を z 軸とする。詳細計算式で使用される記号は表1のとおりである。

車両に作用する外力の中で、転覆へ大きく影響を与える力は、横風による空気力、曲線通過時の超過遠心力および左右振動慣性力である。詳細計算式ではこれら3種類の力を転覆限界風速の算出に考慮している。

横風による空気力は、横力係数 C_S および揚力係数 C_L を用いて式(1)および式(2)のように表される。空気力のかかる風圧中心高さはモーメント係数 C_M も用いて式(3)のとおりである。なお、横力係数 C_S 、揚力係数 C_L およびモーメント係数 C_M は車両形状や線路構造物によって決定される係数であり、風洞試験によって求められる。

Table 1 Definition of symbols used in the detailed equation

symbol	explanation	symbol	explanation
F_S	Side force due to cross wind (N)	h_{GT}	Height of the center of gravity of the bogie (m)
F_L	Lift force due to cross wind (N)	h_{BC}	Effective height of the center of wind force (m)
F_u	Unbalanced centrifugal force (car body) (N)	γ	Cant angle (°)
F_u'	Unbalanced centrifugal force (bogie) (N)	e	Distance between the center of wind force and the center of gravity of the car body (m)
F_v	Lateral vibrational inertia force (N)	G	Distance between wheel-rail contact points (m)
m_B	Half mass of the car body (kg)	ρ	Air density (kg/m ³)
m_T	Mass of the bogie (kg)	u	Wind velocity (m/s)
μ	Ratio of the mass of the bogie to the half mass of the car body ($=m_T / m_B$)	h_{B1}	Height of the car body center (m)
g	Gravitational acceleration (m/s ²)	h_{B2}	Height of the car body (m)
v	Running velocity (m/s) (V (km/h) / 3.6)	R	Curve radius (m)
α_y	Lateral vibrational acceleration of the car body (m/s ²)	S_A	Half of the projected area of the side of the car body (m ²)
α_u	Unbalanced centrifugal acceleration (m/s ²)	c	Curve cant (m)
P_0	Mean value of the windward and leeward static wheel load (N) ($= (m_B + m_T) g / 2$)	F_B	Lateral force that acts on the car body (N)
P_L	Left windward wheel load (N)	M_B	Rolling moment that acts on the car body (Nm)
P_R	Right leeward wheel load (N)	y_B	Lateral displacement of the car body (m)
h_{GB}	Height of the center of gravity of the car body (m)	ϕ_B	Rolling displacement around the center of gravity of the car body (rad)

$$F_S = \frac{1}{2} \rho S_A C_S u^2 \quad (1)$$

$$F_L = \frac{1}{2} \rho S_A C_L u^2 \quad (2)$$

$$h_{BC} = h_{B1} + \frac{C_M}{C_S} h_{B2} \quad (3)$$

曲線通過時の超過遠心力は超過遠心加速度 α_u と半車体質量 m_B および台車質量 m_T から式(4)および式(5)のとおり求められる。超過遠心加速度 α_u は遠心力と曲線カント（カント角 γ ）の傾きによる重力加速度 g の y 方向成分から式(6)のように算出される。

$$F_u = m_B \alpha_u \quad (4)$$

$$F'_u = m_T \alpha_u \quad (5)$$

$$\alpha_u = \frac{v^2}{R} \cos \gamma - g \sin \gamma \cong \frac{v^2}{R} - \frac{c}{G} g \quad (6)$$

左右振動慣性力は式(7)のように半車体質量 m_B と車体左右振動加速度 α_y の積で表現される。左右振動加速度 α_y は走行速度に比例して増加し、最高速度において 0.98m/s² となるように、式(8)のとおり表される。

Fig. 4 Wind speed distribution over a vehicle

$$F_v = m_B \alpha_y \quad (7)$$

$$\alpha_y = 0.98 \frac{v}{v_{\max}} \quad (8)$$

以上の三種類の力による風下側レール接触点まわりのモーメントのつり合い式を式(9)に示す.

$$P_L G = m_T g \frac{G}{2} + m_B g \left(\frac{G}{2} - y_B \right) - F_L \left(\frac{G}{2} - y_B + e \phi_B \right) - h_{GT} F'_u - h_{GB} (F_u + F_v) - h_{BC} F_S \quad (9)$$

転覆限界風速とは風上側の輪重がゼロになる風速である. 静止輪重 P_0 , 輪重減少量 ΔP および風上側の輪重 P_L から輪重減少率 D を式(10)で定義する. なお, 静止輪重 P_0 および輪重減少量 ΔP は式(11)(12)で定義される.

$$D := \frac{\Delta P}{P_0} \quad (10)$$

$$\Delta P = P_0 - P_L \quad (11)$$

$$P_0 = \frac{(m_B + m_T)g}{2} \quad (12)$$

式(10)を用いて, 式(9)を輪重減少率 D について整理すると, 式(13)のとおりとなる.

$$D = \frac{2}{G(1+\mu)} \left\{ y_B + (h_{GB} + \mu h_{GT}) \frac{\alpha_u}{g} + h_{GB} \frac{\alpha_y}{g} + \frac{F_S}{m_B g} h_{BC} + \frac{F_L}{m_B g} \left(\frac{G}{2} - y_B + e \phi_B \right) \right\} \quad (13)$$

横力 F_S および揚力 F_L は風速 u を用いて式(1)および式(2)のように表されるため, 式(13)で $D=1$ として風速 u を解くことで転覆限界風速が算出される. 以上が詳細計算式(日比野, 石田, 2003)の概要である. 計算過程の詳細は文献(日比野, 石田, 2003)を参照されたい.

詳細計算式で用いている風速評価の適正化の可能性について述べる。一般に、自然風には空間的な風速の変動が存在する。つまり、車両1両のレール方向長さを考えた時、この区間内で風速の大小が存在し、どの点においても一様な風を観測するとは限らない(図4)。Nakadeらは空間変動を考慮して車両に作用する瞬間空気力を、空間平均瞬間風速 $\bar{u}$ から求める方法を提案しており、横力 F_S を式(14)および式(15)のように表している。

$$F_S = \frac{1}{2} \rho S_A C_S \bar{u}^2 \quad (14)$$

$$\bar{u} = \frac{1}{L} \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} u dy \quad (15)$$

式(1)と式(14)を比べると、詳細計算式で算出される転覆限界風速は空間平均瞬間風速 $\bar{u}$ に対応する。ゆえに、車体長範囲 L の風速分布を考え、空間平均瞬間風速 $\bar{u}$ と車体長範囲 L 内の一点で観測される最大瞬間風速の比がわかれば、空間平均瞬間風速 $\bar{u}$ から車体長範囲 L 内の一点で観測される最大瞬間風速を計算することができ、後者の風速を一点で観測される転覆限界風速として評価することが可能となる。

2・2 車両に対する風向角が任意の条件下での計算

Nakadeらは、風向角が 90° の条件を対象に、風速の空間変動を考慮した自然風による空気力の評価法を提案している(Nakade et al., 2016)。本節では、Nakadeらの提案手法を基に、車両が走行状態かつ任意の風向角条件に拡張した場合の最大瞬間空気力の計算方法を提案する。

Nakadeらの方法は、横力 F_S を従来の式(1)ではなく、式(14)および式(15)のように表し、空間平均瞬間風速 $\bar{w}$ の最大値 $\hat{\bar{w}}$ (以下、最大空間平均瞬間風速と表記)を空間一点瞬間風速 w の最大値 $\hat{w}$ (以下、最大空間一点瞬間風速と表記)と最大風速比 K_p および瞬間風速分散比 K_s^2 (空間平均瞬間風速の分散 $\sigma_{\bar{u}}^2$ の空間一点瞬間風速の分散 σ_u^2 に対する比)を用いて式(16)から式(18)で表している。ここで、 $\langle w \rangle$ は一点瞬間風速の期待値、 $g_{\bar{w}}$ および g_w は空間平均瞬間風速 $\bar{w}$ と空間一点瞬間風速 w のピークファクター、 I_w は空間一点瞬間風速の乱れ強さ、 L_w^y は流速 w の主流直角方向の乱れスケール、 L は車両長である。詳細は文献(Nakade et al., 2016)を参照されたい。

$$\hat{\bar{w}} = K_p \hat{w} \quad (16)$$

$$K_p = \frac{\hat{\bar{w}}}{\hat{w}} = \frac{\langle w \rangle + g_{\bar{w}} \sigma_{\bar{w}}}{\langle w \rangle + g_w \sigma_w} = \frac{\langle w \rangle + g_{\bar{w}} K_s \sigma_w}{\langle w \rangle + g_w \sigma_w} = \frac{1 + g_{\bar{w}} K_s I_w}{1 + g_w I_w} \quad (17)$$

$$K_s = \sqrt{2 \left(\frac{L_w^y}{L} \right) - 2 \left(\frac{L_w^y}{L} \right)^2 \left\{ 1 - \exp \left(- \frac{L}{L_w^y} \right) \right\}} \quad (18)$$

Nakadeらの手法を基に、車両が停止状態で風向角が α の条件の最大瞬間空気力 $\hat{F}_S^\alpha$ を検討する。Nakadeらの手法と同様に風向角 α で吹いてくる自然風の流速 w の車両方向の乱れスケール L_w^α を、主流方向の乱れスケール L_w^x および主流直角方向の乱れスケール L_w^y から拡張し、式(19)のように定義する。

$$L_w^\alpha = \sqrt{\left(L_w^x \cos \alpha \right)^2 + \left(L_w^y \sin \alpha \right)^2} \quad (19)$$

Fig. 5 Model of the natural wind velocity and the wind velocity relative to a vehicle. We have to consider the wind velocity relative to the vehicle u in wind direction β when the vehicle is running at speed v and the wind is blowing in wind direction α in consideration of the vector sum.

このとき、瞬間風速分散比 K_s^2 の正の平方根 K_s は式(20)で表される。

$$K_s = \sqrt{2 \left(\frac{L_w^\alpha}{L} \right) - 2 \left(\frac{L_w^\alpha}{L} \right)^2 \left\{ 1 - \exp \left(-\frac{L}{L_w^\alpha} \right) \right\}} \quad (20)$$

よって、任意風向角 α の最大瞬間空気力 $\hat{F}_s$ は式(21)で表現される。 $C_s(\alpha)$ は風向角 α での横力係数である。

$$\hat{F}_s(\alpha) = \frac{1}{2} \rho S_A C_s(\alpha) K_p^2 \hat{w}^2 \quad (21)$$

次に、車両が速度 v で走行し、かつ、最大空間平均瞬間風速 $\hat{w}$ 、風向角 α の自然風が吹いている場合を考える。この場合、自然風と車両の走行速度のベクトル和を考えて、図5に示すような風向角 β で風速 u の相対風速が作用することとなる。風速 u および風向角 β には、式(22)のような関係が存在する。

$$\begin{cases} \hat{w} \sin \alpha = u \sin \beta \\ \hat{w} \cos \alpha + v = u \cos \beta \end{cases} \quad (22)$$

式(22)から、風速 u および風向角 β は式(23)のように導出される。

$$\begin{cases} u = \sqrt{v^2 + \hat{w}^2 + 2v\hat{w}\cos\alpha} \\ \beta = \tan^{-1} \left(\frac{\hat{w} \sin \alpha}{\hat{w} \cos \alpha + v} \right) \end{cases} \quad (23)$$

さらに、最大空間平均瞬間風速 $\hat{w}$ と最大空間一点瞬間風速 $\hat{w}$ の関係式(16)を用いると、速度 v で走行している車両に対する最大瞬間空気力は式(24)および式(25)で表すことができる。

$$\hat{F}_s(\beta) = \frac{1}{2} \rho S_A C_s(\beta) u^2 \quad (24)$$

$$\begin{cases} u = \sqrt{v^2 + (K_p \hat{w})^2 + 2v(K_p \hat{w})\cos\alpha} \\ \beta = \tan^{-1} \left(\frac{(K_p \hat{w})\sin\alpha}{(K_p \hat{w})\cos\alpha + v} \right) \end{cases} \quad (25)$$

2・3 風速の空間変動を考慮した転覆限界風速の計算アルゴリズム

本節では、第2・2節で述べた空間的な風速変動を考慮した最大瞬間空気力を用いた転覆限界風速の具体的な計算アルゴリズムについて説明する。計算アルゴリズムを以下に示す。

(Step 1)	地面からの車体中心高さ z_v および上流側の周辺粗度区分から粗度長 z_0 を指定する。
(Step 2)	自然風の風向角 α を指定する。
(Step 3)	主流方向および主流直角方向の乱れスケール L_w^x および L_w^y を計算する。
(Step 4)	主流方向の乱れ強さ I_w を計算する。
(Step 5)	瞬間風速分散比 K_s を計算する。
(Step 6)	瞬間風速比 K_p を計算する。
(Step 7)	自然風の最大風速 $w_{\max}$ ，自然風の微小ステップ Δw ，最大繰返し回数 $i_{\max}$ を指定する。 初期値として反復回数を $i=1$ ，自然風の風速 w_i を十分小さな値に設定する。
(Step 8)	車両に対する風速 u_i と風向角 β_i を求める。
(Step 9)	風向角 β_i に対応する空気力係数 $C_s(\beta_i)$ ， $C_L(\beta_i)$ ， $C_M(\beta_i)$ を求める。
(Step 10)	詳細計算式から輪重減少率 D_i を求める。
(Step 11)	i) 輪重減少率 $D_i \geq 1$ 自然風の風速 w_i を風向角 α における転覆限界風速 w_c として出力する。 ii) 反復回数 $i >$ 最大反復回数 $i_{\max}$ または自然風の風速 $w_i >$ 自然風の最大風速 $w_{\max}$ 計算を強制終了する。 iii) i)ii)を満たさない場合 反復回数 $i = i+1$ ，自然風の風速 $w_i = w_i + \Delta w$ として(Step 7)に戻る。

計算アルゴリズムの詳細を説明する。まず、主流方向と主流直角方向の乱れスケールを計算する。(Step 1)で車体中心高さ z_v および周辺粗度区分による粗度長 z_0 を与え、(Step 2)で風向角 α を与える。次に、(Step 3)で主流方向の乱れスケール L_w^x および主流直角方向の乱れスケール L_w^y を計算する。海外の調査 (DEUFRAKO, 2005) によれば、主流方向の乱れスケール L_w^x は式(26)で算出される。また、文献 (塩谷, 1992) によれば、主流直角水平方向の乱れスケール L_w^y は式(27)で算出される。

$$L_w^x = 50 \frac{z_v^{0.35}}{z_0^{0.063}} \quad (26)$$

$$L_w^y = \frac{L_w^x}{3} \quad (27)$$

(Step 4)で主流方向の乱れ強さ I_w を計算する. 海外の調査 (DEUFRAKO, 2005) によれば, 主流方向の乱れ強さ I_w は式(28)および式(29)で算出される.

$$I_w = \frac{\sigma_w}{\langle w \rangle} = \frac{f(z_0)}{\ln\left(\frac{z_V}{z_0}\right)} \quad (28)$$

$$f(z_0) = 1 - 5 \times 10^{-5} \left\{ \log\left(\frac{z_0}{0.05}\right) + 2 \right\}^7 \quad (29)$$

(Step 5)で式(27)を用いて瞬間風速分散比 K_s を計算した後に, (Step 6)で瞬間風速比 K_p を計算する. 海外の調査 (DEUFRAKO, 2005) によれば, ピークファクター g は式(30)で算出される. 本項では, 平均化時間 T と評価時間 s を $T = 10 \text{ min}$, $s = 2 \text{ sec}$ として, $g = 2.86$ を用いる.

$$g = \sqrt{2 \ln\left(\frac{T}{5s}\right)} \quad (30)$$

(Step 7)で自然風の最大風速 $w_{\max}$, 自然風の微小ステップ Δw および最大繰り返し回数 $i_{\max}$ を与える. 反復回数の初期値として $i = 1$ とし, 自然風の風速 w_i を十分小さな値に設定する. (Step 8)で, 式(25)を用いて車両に対する風速 u_i と風向角 β_i を求め, (Step 9)で風向角 β_i に対応する空気力係数 $C_s(\beta_i)$, $C_L(\beta_i)$ および $C_M(\beta_i)$ を求める. (Step 10)にて詳細計算式から輪重減少率 D_i を計算する.

(Step 11)で輪重減少率が 1 を超えた場合は, 自然風の風速 w_i を転覆限界風速として出力し, 計算を終了する. なお, 自然風の風速 w_i が自然風の最大風速 $w_{\max}$ を超えた時や, 反復回数 i が最大反復回数 $i_{\max}$ を超えた場合は, 転覆限界風速は存在しないものとして計算を終了する. (Step 11)で, アルゴリズム内の条件 i) および ii) が共に満たされない場合は自然風 w_i の風速に微小ステップ Δw を加え, 反復回数 i に 1 を加えて, (Step 7)に戻る.

3. 空間平均瞬間風速を用いた転覆限界風速の計算

本章では, 第 2 章で述べた空間平均瞬間風速を用いたアルゴリズムによって計算された転覆限界風速と, 従来の計算方法で算出された転覆限界風速を比較する. 3.1 節で代表的な車両および線路構造物の組合せで計算した結果について説明する. 3.2 節および 3.3 節で瞬間風速分散比に影響を与える車体中心高さおよび粗度長を変えて計算した結果について説明する.

3・1 車両と線路構造物の組合せの評価

3・1・1 計算条件

本項では, 計算対象とする車両と線路構造物について述べる. 対象車両は, 旧式の鋼製通勤形車両の先頭車両と中間車両を想定した. 計算に用いる車両諸元の値は表 2 を参照されたい. ただし, 表 2 の車両諸元の値は仮想の値であり, 実在する車両の諸元とは異なることに注意が必要である. 対象となる線路構造物は, 文献 (種本他, 2013) で採用されている 7 地上構造物とした.

転覆限界風速の計算で必要となる空気力係数は, 想定している車両形状に近い 103 系通勤形車両と線路構造物の組合せに応じた値を用いた (種本他, 2013). それぞれの組合せに応じた具体的な空気力係数については表 3 を参照されたい. ただし, 文献 (種本他, 2013) で示されている空気力係数は車両に対する風向角 β が $90, 70, 50, 30^\circ$ の場合における値のみである. それ以外の角度に対する空気力係数は, 線形補間によって算出した.

Table 2 The specification sheet of outdated steel commuter train

			Leading Car	Middle Car				Leading Car	Middle Car
half mass of the car body	m_B	kg	12430	12430	height of the secondary spring center	h_{KC}	m	0.505	0.505
mass of the bogie	m_T	kg	5070	5070	height of the lateral stopper	h_{SC}	m	0.68	0.68
height of the center of gravity of the car body	h_{GB}	m	1.9	1.9	gap of the lateral stopper	y_s	m	0.04	0.04
height of the center of gravity of the bogie	h_{GT}	m	0.5	0.5	gap of the vertical stopper	z_s	m	0.025	0.025
height of the car body center	h_{BI}	m	2.36	2.36	vertical spring constant of the axle spring / 1 axle box	k_1	N/m	8.43×10^5	8.43×10^5
height of the car body	h_{B2}	m	2.62	2.62	vertical spring constant of the secondary	k_2	N/m	1.05×10^6	1.05×10^6
half of the projected area of the side of the car body	S_A	m ²	25.6	25.6	spring constant of the lateral stopper / 1 set	k_{ys}	N/m	1.50×10^7	1.50×10^7
radius of the wheel	r_w	m	0.43	0.43	spring constant of the vertical stopper / 1 set	k_{zs}	N/m	1.00×10^{10}	1.00×10^{10}
distance between wheel-rail contact points	$2b$	m	1.12	1.12	height of the lower swing bolster	h_{ys}	m	0.23	0.23
distance between left and right axle spring centers	$2b_1$	m	1.64	1.64	lower length of the swing link	$2a_0$	m	2.11	2.11
distance between left and right secondary spring centers	$2b_2$	m	2.22	2.22	upper length of the swing link	$2b_0$	m	2	2
distance between vertical stopper centers	$2b_s$	m	1.8	1.8	height of the swing link	c_0	m	0.482	0.482

Table 3 The list of the aerodynamic force coefficients (Tanemoto et al, 2013)

Railway structure	Girder height (m)	Wind Direction Angle β (°)	Leading Car			Middle Car		
			Side force coefficient C_S	Lift force coefficient C_L	Rolling moment coefficient C_M	Side force coefficient C_S	Lift force coefficient C_L	Rolling moment coefficient C_M
Single Track Bridge	1	90	1.29	0.72	-0.21	1.44	0.74	-0.25
		70	1.27	0.75	-0.20	1.33	0.80	-0.23
		50	1.04	0.62	-0.17	0.93	0.57	-0.17
		30	0.61	0.31	-0.10	0.44	0.25	-0.09
	2	90	1.52	0.85	-0.24	1.68	0.83	-0.29
		70	1.44	0.90	-0.22	1.42	0.88	-0.24
		50	1.15	0.76	-0.18	1.00	0.68	-0.18
		30	0.65	0.36	-0.11	0.47	0.30	-0.09
	3.5	90	1.66	0.84	-0.27	1.83	0.78	-0.32
		70	1.57	0.92	-0.24	1.58	0.88	-0.28
		50	1.19	0.83	-0.18	1.08	0.75	-0.20
		30	0.69	0.42	-0.11	0.50	0.33	-0.09
Double Track Bridge	1	90	1.35	0.89	-0.17	1.47	0.96	-0.21
		70	1.28	0.93	-0.16	1.34	1.02	-0.19
		50	1.06	0.79	-0.13	0.94	0.74	-0.14
		30	0.65	0.44	-0.08	0.45	0.32	-0.07
	3.5	90	1.62	0.72	-0.24	1.78	0.75	-0.29
		70	1.53	0.84	-0.22	1.59	0.93	-0.25
		50	1.20	0.85	-0.17	1.05	0.77	-0.17
		30	0.66	0.48	-0.09	0.46	0.35	-0.08
	6	90	1.72	0.59	-0.28	1.88	0.61	-0.32
		70	1.65	0.67	-0.26	1.67	0.79	-0.28
		50	1.26	0.82	-0.19	1.09	0.74	-0.18
		30	0.68	0.51	-0.10	0.50	0.39	-0.09
Single Track Embankment	8	90	1.66	0.75	-0.27	1.71	0.56	-0.31
		70	1.54	0.62	-0.25	1.54	0.57	-0.28
		50	1.43	0.77	-0.23	1.09	0.59	-0.20
		30	0.85	0.60	-0.13	0.52	0.39	-0.10

Fig. 6 Critical wind speeds obtained by the existing method and the proposed method. An increase in critical wind speed is confirmed in all of the railway structure conditions considered in this paper when the evaluation method is changed from the existing method to the proposed method.

主流方向の乱れスケール L_w^x および主流直角方向の乱れスケール L_w^y の計算で必要となる地面からの車体中心高さ z_v と粗度長は、それぞれ $z_v = 10.0\text{m}$ 、 $z_0 = 0.05\text{m}$ とした。ピークファクター g の計算に必要な平均化時間 T と評価時間 s については、 $T = 600\text{s}$ 、 $s = 2\text{s}$ とした。アルゴリズムで用いる自然風の最大風速 $w_{\max}$ は 200m/s 、微小ステップ Δw は 0.1m/s とし、転覆限界風速は小数第一位までの精度で算出することとした。

3・1・2 計算結果

本項では、3・1・1項で述べた通勤形車両と7線路構造物条件の組合せに対する計算結果について説明する。車両速度 90km/h に対し、風向角 α を 45° から 105° まで 5° 刻みで与えて転覆限界風速を計算した。通勤形車両の先頭車および中間車と7種の線路構造物の組合せに対し、車両速度 90km/h 条件での最小転覆限界風速の計算結果を整理したものを図6に示す。ただし、架空の計算条件によって算出された値であることから、絶対値は明示せず、従来の詳細計算式で算出された転覆限界風速と本提案手法で算出された転覆限界風速の差に着目することとする。従来手法と提案手法で算出された転覆限界風速の差をまとめたものを表4に示す。図6を見ると、従来の詳細計算式で算出された転覆限界風速と比較して、本提案手法で算出された転覆限界風速は増加していることがわかる。具体的には表4のとおり、本提案手法で算出された転覆限界風速は、先頭車は平均で 0.63m/s 、中間車は平均で 0.76m/s 上昇することが確認された。なお、転覆限界風速の最小値を取る風向角については、従来手法と本提案手法で 10° 以上の差異はなかった。

3・2 地面からの車体中心高さの影響

本節では、地面からの車体中心高さ z_v の変化が本提案手法で計算される転覆限界風速へ与える影響を検討する。車体中心高さ z_v が変化すると、式(27)および(28)より主流方向の乱れスケール L_w^x と主流直角方向の乱れスケール

Table 4 Differences in the critical wind speed that overturns the vehicle between the result obtained from the evaluation by the use of the existing method and that by the use of the proposed method. An increase in critical wind speed is confirmed in all of the railway structure conditions considered in this paper when the evaluation method is changed from the existing method to the proposed method.

Type	Railway structure	Difference between the two wind speeds calculated by existing method and proposed method [m/s]
Leading Car	Single Track Bridge (Girder 1.0m)	0.7
	Single Track Bridge (Girder 2.0m)	0.7
	Single Track Bridge (Girder 3.5m)	0.7
	Double Track Bridge (Girder 1.0m)	0.6
	Double Track Bridge (Girder 3.5m)	0.7
	Double Track Bridge (Girder 6.0m)	0.6
	Single Track Embankment (Girder 8.0m)	0.5
Middle Car	Single Track Bridge (Girder 1.0m)	0.7
	Single Track Bridge (Girder 2.0m)	0.7
	Single Track Bridge (Girder 3.5m)	0.7
	Double Track Bridge (Girder 1.0m)	0.6
	Double Track Bridge (Girder 3.5m)	0.8
	Double Track Bridge (Girder 6.0m)	0.7
	Single Track Embankment (Girder 8.0m)	0.5

L_w^y が変化する。結果、式(20)および(21)から瞬間風速分散比 K_s^2 が変化し、最大空間一点瞬間風速で表される転覆限界風速も変化する。

対象車両は $3 \cdot 1 \cdot 1$ 項と同様とし、車両諸元および空気力係数は表 2 および表 3 のとおりとした。なお、表 2 には、表 1 および式(13)には現れないが式(13)のパラメータの算出に必要な数値も含まれている。対象構造物を単線橋梁(桁高 1.0m)として車体中心高さ z_v を変更して転覆限界風速を計算した。車体中心高さ z_v は 3, 5, 7, 10, 15, 20m の 6 通りとした。粗度長 z_0 、平均化時間 T および評価時間 s は、 $z_0=0.05\text{m}$, $T=600\text{s}$ および $s=2\text{s}$ とした。車両の走行速度 V は 90km/h に限定した。

計算結果を表 5 に示す。表 5 に対象車両が先頭車および中間車に対し、車体中心高さ z_v ごとに本提案手法と従来手法で算出された転覆限界風速の差を記載した。

表 5 で示した転覆限界風速の差を見ると、風速変動を考慮しない従来の算出結果と比較して、どの条件においても転覆限界風速は増加する結果が得られた。そして、車体中心高さ z_v が大きくなるにつれて、風速変動の考慮有無で風速の差は小さくなることが確認できる。車体中心高さ z_v が大きくなると、主流方向の乱れスケールが大きくなり、主流直角方向の乱れスケールも大きくなる。その結果、瞬間風速分散比 K_s^2 が大きくなり、最大風速比 K_p も大きくなるため、転覆限界風速の増加量が小さくなる。なお、転覆限界風速の最大増加幅は、測定車両が中間車かつ車体中心高さ z_v が 3m のときで 1.4m/s であった。

3・3 粗度長の影響

本節では、粗度長の変化が本提案手法で計算される転覆限界風速へ与える影響を検討する。粗度長が変化する式(26)および(27)より主流方向の乱れスケール L_w^x と主流直角方向の乱れスケール L_w^y が変化する。その結果、式(19)および(20)から瞬間風速分散比 K_s^2 が変化し、最大空間一点瞬間風速で表される転覆限界風速も変化する。

前項と同様に、対象車両は $3 \cdot 1 \cdot 1$ 項と同様とし、車両諸元および空気力係数は表 2 および表 3 のとおりとし、対象構造物を単線橋梁(桁高 1.0m)として粗度長 z_0 を変更し転覆限界風速を計算した。粗度長 z_0 は 0.003, 0.01, 0.05, 0.3, 1m の 5 通りとした。車体中心高さ z_v 、平均化時間 T および評価時間 s は $z_v=10\text{m}$, $T=600\text{s}$ および $s=2\text{s}$ とした。車両の走行速度 V は前項と同じく 90km/h に限定した。

Table 5 Variation in the critical wind speed according to the height of the center of the car body from the ground z_v . The difference in the wind velocity between the result obtained from the existing method and that obtained from the proposed method becomes small as the height of the center of the car body from the ground z_v becomes high.

Type	Height of the center of the car body from the ground z_v	Difference between the two wind velocities calculated by existing method and proposed method [m/s]
Leading Car	3	1.2
	5	1.0
	7	0.8
	10	0.7
	15	0.6
	20	0.5
Middle Car	3	1.4
	5	1.1
	7	0.9
	10	0.8
	15	0.7
	20	0.6

Table 6 Variation in the critical wind speed according to the roughness length z_0 . The difference in the wind velocity between the result obtained from the existing method and that obtained from the proposed method becomes big as the roughness length z_0 becomes high.

Type	Roughness length z_0 [m]	Difference between the two wind speeds calculated by existing method and proposed method [m/s]
Leading Car	0.003	0.5
	0.01	0.6
	0.05	0.7
	0.3	1.0
	1	1.2
Middle Car	0.003	0.5
	0.01	0.6
	0.05	0.8
	0.3	1.1
	1	1.4

計算結果を表 6 に示す。表 6 には対象車両が先頭車および中間車に対し、粗度長 z_0 ごとに本提案手法と従来手法で算出された転覆限界風速の差を記載した。

表 6 で示した転覆限界風速の差を見ると、風速変動を考慮しない従来算出結果と比較して、どの条件においても転覆限界風速は増加する結果が得られた。これは 3・2 節での検討結果と同じ傾向である。そして、粗度長 z_0 が大きくなるにつれ、風速変動の考慮有無で風速の差が大きくなることが確認できる。これは、3・2 節での考察と同様に、粗度長 z_0 が大きくなると、瞬間風速分散比 K_s^2 が小さくなり、最大風速比 K_p も小さくなるため、転覆限界風速の増加量が大きくなる。なお、転覆限界風速の最大増加幅は、測定車両が中間車かつ粗度長 z_0 が 1m のときに最大で 1.4m/s であった。

4. 結 言

本稿では、空間内の風速変動を考慮した詳細計算式による転覆限界風速の計算結果をまとめた。その中で、任意の風向角条件で風速の空間変動を考慮した空気力評価法を提案した。さらに、空間内の風速変動は車体中心高さや粗度長に依存するため、車体中心高さや粗度長が転覆限界風速に与える影響を評価した。転覆限界風速の計算は、文献（種本他, 2013）で示されている 7 線路構造物に対し、旧型の鋼製通勤形車両を想定して実施した。

計算結果であるが、まず、本稿で想定した旧型の鋼製通勤形車両と 7 線路構造物の組合せに対し空間内の風速変動を考慮した詳細計算式を用いて算出された転覆限界風速は、従来の計算結果と比較して増加することが確認された。具体的には、先頭車の場合は平均で 0.63m/s, 中間車の場合は平均で 0.76m/s 上昇することが確認された。次に、線路構造物を単線橋梁（桁高 1.0m）に限定し、車体中心高さを変更の上、風速変動を考慮した詳細計算式によって転覆限界風速を計算したところ、車体中心高さが小さくなるに伴って、転覆限界風速の増加幅が大きくなった。特に、測定車両が中間車かつ車体中心高さ z_v が 3m のときに最大 1.4m/s であった。最後に、車種と線路構造物は同一条件の下で、粗度長を変更しながら本提案手法によって転覆限界風速を計算した結果、粗度長が大きくなるほど、転覆限界風速増加幅が大きくなることが確認された。具体的には、測定車両が中間車かつ粗度長が 1 のときに最大で 1.4m/s 増加することがわかった。

本稿では、風速の空間変動の分布は海外文献（DEUFRAKO, 2005）を用いている。今後の展望としては、日本国内で測定された風速データから空間変動の分布を求め、転覆限界風速を算出し、評価を実施する必要がある。

文 献

- Baker, C.J., The simulation of unsteady aerodynamic cross wind forces on trains, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.98, No.2 (2010), pp.88-99.
- DEUFRAKO, Common DEUFRAKO research on cross wind effects on high speed railway operation 2001–2004, Technical report (2005), pp.4.3-4.11.
- 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 (1995), pp.43-48.
- 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 (2003), pp.39-44.
- 日比野有, 金元啓幸, 車体の左右振動が横風による転覆に及ぼす影響の基礎検討, 鉄道総研報告, Vol.32, No.1 (2018), pp.23-28.
- 日比野有, 金元啓幸, 佐久間豊, 風の急峻な立ち上がりに対する車両の挙動, 日本機械学会論文集 C 編, Vol.79, No.806 (2013), pp.3410-3419.
- 細井隆太, 谷藤克也, 曲線を低速で走行する鉄道車両の脱線に及ぼす横風の影響, 日本機械学会論文集 C 編, Vol.77, No.774 (2011), pp.381-391.
- 小柳志郎, 曲線高速車両の静特性, 鉄道技術研究報告, No.855 (1973), pp.1-49.
- 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 (1972), pp.1-15.
- 松平精, ボギー車の横固有振動数, 鉄道業務研究資料, Vol.12, No.23 (1955), pp.575-585.
- 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 (2011), pp.2389-2399.
- 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 (車両断面形状の影響), 日本機械学会論文集 C 編, Vol.78, No.791 (2012), pp.2536-2548.
- Nakade, K., Noguchi, Y. and Kikuchi, K., Fluctuating aerodynamic force on railway vehicle under crosswind using large-eddy simulation, 8th International Colloquium on Bluff Body Aerodynamics and Applications (2016).
- 塩谷正雄, 強風の性質 構造物の耐風設計に関連して, 開発社 (1992), p.96.
- 鈴木実, 模型走行装置を用いた横風に対する鉄道車両の風洞試験, 日本風工学会誌, Vol.36, No.3 (2011), pp.258-263.
- 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), pp. 47-50.

References

Baker, C.J., The simulation of unsteady aerodynamic cross wind forces on trains, *Journal of Wind Engineering and Industrial*

- Aerodynamics, Vol.98, No.2 (2010), pp.88-99.
- DEUFRAKO, Common DEUFRAKO research on cross wind effects on high speed railway operation 2001–2004, Technical report (2005), pp.4.3-4.11.
- Fujii, M., Fujii, T. and Muraishi H., History of railway operational regulation under strong wind condition, RTRI report, Vol.9, No.3 (1995), pp.43-48 (in Japanese).
- Hibino, Y. and Ishida, H., Static analysis on railway vehicle overturning under crosswind, RTRI report, Vol.17, No.4 (2003), pp.39-44 (in Japanese).
- Hibino, Y. and Kanemoto, H., Fundamental study of the influence of the lateral vibration of the carbody on overturning under crosswind, RTRI report, Vol.32, No.1 (2018), pp.23-28 (in Japanese).
- Hibino, Y., Kanemoto, H. and Sakuma, Y., A study on vehicle response to a sudden gust of wind, Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series C, Vol.79, No.806 (2013), pp.3410-3419 (in Japanese).
- Hosoi, T. and Tanifuji, K., Influence of cross wind on derailment of railway vehicle running on curved track at low speed, Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series C, Vol.77, No.774 (2011), pp.381-391 (in Japanese).
- Koyanagi, S., Statics of high curve speed railway vehicles, Railway technical research report, No.855 (1973), pp.1-49 (in Japanese).
- Kunieda, M., Theoretical study on the mechanics of overturn of railway rolling stock, Railway technical research report, No.793 (1972), pp.1-15 (in Japanese).
- Matsudaira, T., Natural frequencies of lateral vibration of bogie car, Journal of railway engineering research, Vol.12, No.23 (1955), pp.575-585 (in Japanese).
- Moriyama, A., Verification of railway vehicle overturning under crosswind by field data (Measurement results at the Japan sea coast main line in winter), Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series C, Vol.77, No.778 (2011), pp. 2389-2399 (in Japanese).
- Moriyama, A., Verification of railway vehicle overturning under crosswind by field data (An effect of the cross-sectional shape of vehicles), Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series C, Vol.78, No.791 (2012), pp. 2536-2548 (in Japanese).
- Nakade, K., Noguchi, Y. and Kikuchi, K., Fluctuating aerodynamic force on railway vehicle under crosswind using large-eddy simulation, 8th International Colloquium on Bluff Body Aerodynamics and Applications (2016).
- Shiotani, M., Kyofu no seishitsu kozobutsu no taifu sekkeini ni kanren shite, Kaihatsu-sha(1992), p.96 (in Japanese).
- Suzuki, M., Wind tunnel test of railway vehicle under cross wind using moving model rig, Wind Engineers, Vol.36, No.3 (2011), pp.258-263 (in Japanese).
- Tanemoto, K., Suzuki, M., Saito, H. and Ido, A., Results of wind tunnel tests for aerodynamic coefficients of railway vehicles, RTRI report, Vol.27, No.1 (2013), pp.47-50 (in Japanese).