

〔論文〕

空力ウィングによるタイヤの接地荷重制御を適用した 自動車の操舵応答安定性

森 和典*¹・梶山項羽市*¹

Vehicle Maneuverability and Stability Using Wheel Load Control Method with Aerodynamic Wings

Kazunori MORI*¹, Kouichi KAJIYAMA*¹

Abstract

Using simple theoretical analysis, this paper clarifies the influence that the tire load change and the wheel stroke change on the front/rear suspension by the installation position of the front or rear aerodynamic wing exert on the cornering performance of the vehicle. As an application of the obtained result, we propose a new method of actively controlling the inclination angle of the front and rear aerodynamic wings according to vehicle velocity and the deceleration and acceleration to make the tire load and the wheel stroke change as the target characteristics in each wheel using a reverse-lift where the wings are generated. Additionally, because computer simulation confirms that the vehicle equipped with this control system enables good cornering performance, the study provides the outline of the evaluation result and its consideration.

Key Words : Automobile, Aerodynamics, Aerodynamic Wing, Vehicle Dynamics, Maneuverability, Stability

1. 緒 言

自動車が走行する際、車体周辺の空気流により車体には揚力と抗力が発生する。空気力である揚力と抗力は車体と空気流の相対速度の2乗に比例するため、高速走行時は大きな車体外力となり走行性能に悪影響を及ぼす。車体に作用する揚力は車体を上向きに持ち上げるためにタイヤ接地荷重の減少を招きコーナリングフォースが小さくなり走行安定性が悪化する。また、抗力は走行抵抗の一つであり、車両の加速性能、登坂性能および燃費に影響する。そのため、車体の揚力や抗力低減のために車体形状や空力パーツなど様々な工夫が提案されて実用化に至っている。現在も揚力および抗力低減のために研究開発が積極的に行われている^{(1)~(4)}。

特に揚力低減に関しては、スポーツカーやレーシングカーにおいて車体後部または前後部に空力ウィングを取り付けて逆揚力を発生させる方法が従来からよく知られている⁽⁵⁾。空力ウィングは、車体に作用する揚力を減少させるだけでなく、車体揚力よりも大きい逆揚力を発生させることでタイヤ接地荷重を増加させて走行安定性向上を図ることに用いられる。しかし、実用化されている空力ウィングは翼の取り付け角が固定されており、走行中に自動的に取り付け角を変化させる装置は見当たらない。高速時にウィングまたはスポイラーを車体から出現させて車体に作用する揚力や抗力を減少させる装置が実用化されているがこの翼の取り付け角も可変ではない。そこで、走行条件に応じて空力ウィングの翼の取り付け角を自動的に可変にすれば、空気力をより有効に活用できて車両運動性能の向上に繋がるのが想定される。

空力ウィングを搭載した車両は数多く市場に存在しカーレースにも参戦しているが、その技術的な内容やノウハウに関して公表された文献等はほとんど見当たらない。また、翼断面形状や翼の空力性能、ウィングと車体との空気流の相互干渉や微小擾乱等による空力特性変動などの研究は様々行われているものの、空力デバイスによる空気力が車両運動性能に与える影響について直接言及した研究は数少ない。

本報では、空力ウィングの取付け位置による前後輪のタイヤ接地荷重変化およびホイールストローク変化が旋回性能

*¹ 交通機械工学科
令和元年7月30日受理

へ及ぼす影響を簡単な解析計算により明らかにする。応用として、空力ウィングが発生する逆揚力を利用することにより、各輪のタイヤ接地荷重およびホイールストローク変化を所定の目標値とするため車速と前後加速度に応じて翼の取り付け角をアクティブ制御する方法を示す。この制御方法を用いる車両の旋回性能に関するシミュレーション計算を行った結果、制御効果を把握できたのでその概要を報告する。

2. 記号の説明

本文の中で使用する主な記号を示す。ただし、{ }内の数値は計算に用いるデータである。

A_i^{wi} : 空力ウィングの翼面積 {0.24, 0.35 [m²]}

C_{az}^{wi} : 空力ウィングの揚力係数

C_{ax}^{wi} : 空力ウィングの抗力係数

$\left(\frac{\partial C_{az}^{wi}}{\partial \beta_{ai}^w}\right)_0$: 仰角 1 [rad] 当たりの空力ウィング揚力係数の変化 {4.584, 4.584 [1/rad]}

$\left(\frac{\partial C_{ax}^{wi}}{\partial \beta_{ai}^w}\right)_0$: 仰角 1 [rad] 当たりの空力ウィング抗力係数の変化 {0.573, 0.573 [1/rad]}

C_{zi} : 前後輪位置に換算した車体の揚力係数 {0.13, 0.17} C_x : 車体の抗力係数 {0.13}

F_{az}^{wi} : 空力ウィングが発生する逆揚力

F_{ax}^{wi} : 空力ウィングに生じる抗力

F_{az}^{bi} : 前後輪位置に換算した車体の揚力

F_{ax}^b : 車体に生じる抗力

H : 車両重心高(対地) {0.49 [m]}

H_{ai}^{wi} : 空力ウィングの空力中心高さ(対地) {0.2, 1.2 [m]}

S : 車両の前面投影面積 {2.24 [m²]}

W_i, W_j : 前後輪接地荷重, タイヤ上下荷重

ΔW_i : 前後輪(左右2輪分の和)の接地荷重変化

W_{ai}^{wi} : 空力ウィングによる接地荷重変化

W_0 : 車両荷重 {14.38 [kN]}

X_g : 車両重心位置における前後加速度比 [G]

a, b : 前・後車軸～車両重心距離 {1.178, 1.437 [m]}

d_{ai}^{wi} : 空力ウィングの空力中心と車両重心間距離 {1.85, 1.65 [m]}

k_i : サスペンションのばね定数(ホイール端換算) {23.5, 23.5 [kN/m]} l : ホイールベース {2.615 [m]}

v : 車速

Δz_i : 前・後ホイールストローク変化

α_x : 車両重心位置における前後加速度 [m/s²], $\alpha_x = g \cdot X_g$

β_{ai}^w : 空力ウィングの仰角

δ_{ai}^w : 空力ウィングの方向舵角(制御舵角)

ρ : 空気密度

添字 i : f - 前輪または車体前部, r - 後輪または車体後部

添字 j : 位置の場合は 1 - 右前輪, 2 - 右後輪, 3 - 左前輪, 4 - 左後輪

添字 0 : 初期値

3. 空力ウィングの逆揚力を利用した接地荷重およびホイールストローク制御

3.1 前・後部に空力ウィングを取り付ける場合

図1は前・後部にウィングを取り付けた車両の外観図である。また、図2は計算で用いる車体の前部と後部に空力ウィングを設けた車両の計算モデルを示す。図中の記号は車両および車輪に加わる荷重や力、車両の諸元寸法および空力ウィングの取り付け位置等の寸法を表わす。車両は自然風が無い状態の中を前後加速度 α_x 、走行速度(車速) v にて走行する場合を想定している。

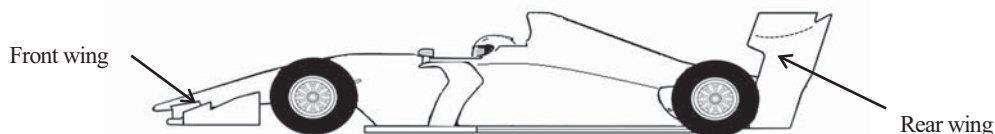


Fig. 1 Race car equipped front and rear aerodynamics wings

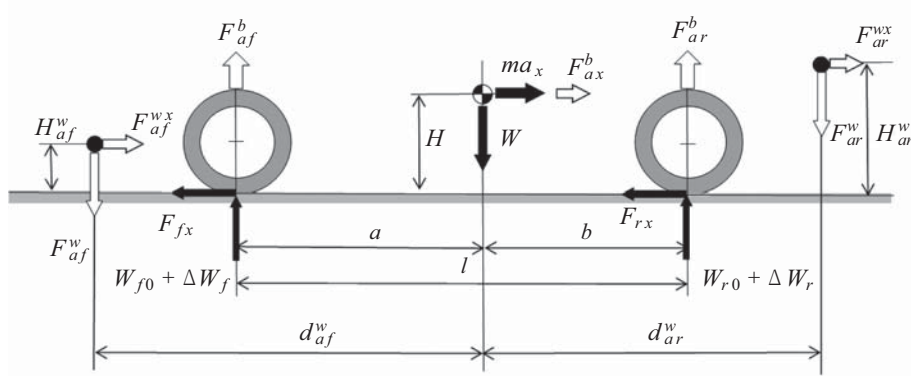


Fig. 2 Vehicle analysis model

左旋回の場合、タイヤの接地荷重 W_j は次式で表される。なお、添字記号等の説明は前章に記す。

$$\begin{cases} W_1 = W_{10} - d_x \alpha_x + \Delta W_{f_y} + \frac{1}{2} \Delta W_{af}^w - \frac{1}{2} F_{az}^{bf} - \frac{H}{2l} F_{ax}^b \\ W_2 = W_{20} + d_x \alpha_x + \Delta W_{r_y} + \frac{1}{2} \Delta W_{ar}^w - \frac{1}{2} F_{az}^{br} + \frac{H}{2l} F_{ax}^b \\ W_3 = W_{30} - d_x \alpha_x - \Delta W_{f_y} + \frac{1}{2} \Delta W_{af}^w - \frac{1}{2} F_{az}^{bf} - \frac{H}{2l} F_{ax}^b \\ W_4 = W_{40} + d_x \alpha_x - \Delta W_{r_y} + \frac{1}{2} \Delta W_{ar}^w - \frac{1}{2} F_{az}^{br} + \frac{H}{2l} F_{ax}^b \end{cases} \quad (1)$$

ただし、右辺第1項の W_{j0} は静止時のタイヤ荷重、第2項の ΔW_{f_i} は左右輪間の荷重移動量を示す。係数 d_x は $d_x = mH/2l$ となる。第3項の ΔW_{af}^w は前後空力ウィングが発生する逆揚力と抗力による接地荷重の変化量、第4項の F_{az}^{bi} は前後輪位置において車体に作用する揚力、第5項の F_{ax}^b は車体に発生する空気抵抗である。

静止時における車両荷重を W 、前後軸荷重をそれぞれ W_{f0} 、 W_{r0} とすると、 $W_{f0} = b/l \cdot W$ および $W_{r0} = a/l \cdot W$ の関係がある。また、 $W_{10} = W_{30} = W_{f0}/2$ および $W_{20} = W_{40} = W_{r0}/2$ とする。

いま、前後輪の接地荷重の変化をそれぞれ ΔW_f 、 ΔW_r とおくと、式(1)より

$$\Delta W_f = \Delta W_1 + \Delta W_3 = -2d_x \alpha_x + \Delta W_{af}^w - F_{az}^{bf} - H/l \cdot F_{ax}^b \quad (2)$$

$$\Delta W_r = \Delta W_2 + \Delta W_4 = 2d_x \alpha_x + \Delta W_{ar}^w - F_{az}^{br} + H/l \cdot F_{ax}^b \quad (3)$$

と表される。

式(2)と式(3)より、 ΔW_{af}^w は次式により与えられる。

$$\begin{cases} \Delta W_{af}^w = 2d_x \alpha_x + \Delta W_f + F_{az}^{bf} + H/l \cdot F_{ax}^b \\ \Delta W_{ar}^w = -2d_x \alpha_x + \Delta W_r + F_{az}^{br} - H/l \cdot F_{ax}^b \end{cases} \quad (4)$$

車両モデルにおいて前後空力ウィングが発生する空気力とそのモーメントの釣り合いを考えると ΔW_{af}^w が導出される。

$$\Delta W_{af}^w = \frac{(b + d_{af}^w) F_{az}^{wf} + (b - d_{ar}^w) F_{az}^{wr} - H_{af}^w F_{ax}^{wf} - H_{ar}^w F_{ax}^{wr}}{l} \quad (5)$$

$$\Delta W_{ar}^w = \frac{(a - d_{af}^w) F_{az}^{wf} + (a + d_{ar}^w) F_{az}^{wr} + H_{af}^w F_{ax}^{wf} + H_{ar}^w F_{ax}^{wr}}{l} \quad (6)$$

空力ウィングに発生する逆揚力は次式で与えられる。

$$\begin{cases} F_{az}^{wf} = \frac{\rho}{2} C_{az}^{wf} A_f^w v^2 = \frac{\rho}{2} \left(\frac{\partial C_{az}^{wf}}{\partial \beta_{af}^w} \right)_0 \beta_{af}^w A_f^w v^2 = C_{afz}^w \beta_{af}^w \\ F_{az}^{wr} = \frac{\rho}{2} C_{az}^{wr} A_r^w v^2 = \frac{\rho}{2} \left(\frac{\partial C_{az}^{wr}}{\partial \beta_{ar}^w} \right)_0 \beta_{ar}^w A_r^w v^2 = C_{arz}^w \beta_{ar}^w \end{cases} \quad (7)$$

抗力は、

$$\begin{cases} F_{ax}^{wf} = \frac{\rho}{2} C_{ax}^{wf} A_f^w v^2 = \frac{\rho}{2} \left(\frac{\partial C_{ax}^{wf}}{\partial \beta_{af}^w} \right)_0 \beta_{af}^w A_f^w v^2 = C_{afx}^w \beta_{af}^w \\ F_{ax}^{wr} = \frac{\rho}{2} C_{ax}^{wr} A_r^w v^2 = \frac{\rho}{2} \left(\frac{\partial C_{ax}^{wr}}{\partial \beta_{ar}^w} \right)_0 \beta_{ar}^w A_r^w v^2 = C_{arx}^w \beta_{ar}^w \end{cases} \quad (8)$$

である。

$$\begin{aligned} \text{ただし, } C_{afz}^w &= \frac{\rho}{2} \left(\frac{\partial C_{az}^{wf}}{\partial \beta_{af}^w} \right)_0 A_f^w & C_{arz}^w &= \frac{\rho}{2} \left(\frac{\partial C_{az}^{wr}}{\partial \beta_{ar}^w} \right)_0 A_r^w \\ C_{afx}^w &= \frac{\rho}{2} \left(\frac{\partial C_{ax}^{wf}}{\partial \beta_{af}^w} \right)_0 A_f^w & C_{arx}^w &= \frac{\rho}{2} \left(\frac{\partial C_{ax}^{wr}}{\partial \beta_{ar}^w} \right)_0 A_r^w \end{aligned}$$

車体に発生する揚力は、前後輪位置に換算すると各々次のように表される。

$$\begin{cases} F_{az}^{bf} = \frac{\rho}{2} C_{af}^w S v^2 \\ F_{az}^{br} = \frac{\rho}{2} C_{ar}^w S v^2 \end{cases} \quad (9)$$

車両に加わる空気抵抗は

$$F_{ax}^b = \frac{\rho}{2} C_x S v^2 \quad (10)$$

である。

式(7)～式(10)を式(5)と式(6)に代入して β_{af}^w と β_{ar}^w の項にまとめると、

$$a_{11} \beta_{af}^w + a_{12} \beta_{ar}^w = l(2d_x \alpha_x + \Delta W_f + F_{az}^{bf} + H/l \cdot F_{ax}^b) \quad (11)$$

$$a_{21} \beta_{af}^w + a_{22} \beta_{ar}^w = l(-2d_x \alpha_x + \Delta W_r + F_{az}^{br} - H/l \cdot F_{ax}^b) \quad (12)$$

の2元1次の連立方程式になる。

$$\text{ただし, } a_{11} = (b + d_{af}^w) C_{afz}^w - H_{af}^w C_{afx}^w \quad a_{12} = (b - d_{ar}^w) C_{arz}^w - H_{ar}^w C_{arx}^w$$

$$a_{21} = (a - d_{af}^w) C_{afz}^w + H_{af}^w C_{afx}^w \quad a_{22} = (a + d_{ar}^w) C_{arz}^w + H_{ar}^w C_{arx}^w$$

式(11)と式(12)より、 β_{af}^w と β_{ar}^w を求めると、

$$\beta_{af}^w = \frac{2d_x \alpha_x l C_{arz}^w + a_{22} (\Delta W_f + F_{az}^{bf} + H/l \cdot F_{ax}^b) - a_{12} (\Delta W_r + F_{az}^{br} - H/l \cdot F_{ax}^b)}{(d_{af}^w + d_{ar}^w) C_{afz}^w C_{arz}^w + H_{ar}^w C_{afz}^w C_{arx}^w - H_{af}^w C_{arz}^w C_{afx}^w} \quad (13)$$

$$\beta_{ar}^w = \frac{-2d_x \alpha_x l C_{arz}^w - a_{21} (\Delta W_f + F_{az}^{bf} + H/l \cdot F_{ax}^b) + a_{11} (\Delta W_r + F_{az}^{br} - H/l \cdot F_{ax}^b)}{(d_{af}^w + d_{ar}^w) C_{afz}^w C_{arz}^w + H_{ar}^w C_{afz}^w C_{arx}^w - H_{af}^w C_{arz}^w C_{afx}^w} \quad (14)$$

を得る。

上式により、前後空力ウイングの仰角 β_{ai}^w と前後輪の接地荷重変化 ΔW_i の関係が明らかになった。

そこで、前後輪の接地荷重変化を所定の ΔW_i^0 とする空力ウイングの制御舵角（方向舵角） δ_i^w を求める。車両のピッチ角速度およびバウニングの速度は無視して、空気流の相対速度は車両進行方向のみとすると、 $\delta_{ai}^w = \beta_{ai}^w$ として差支えない。したがって、制御舵角 δ_{ai}^w は、式(13)と式(14)より次式で与えられる。

$$\delta_{af}^w = \frac{2d_x \alpha_x l C_{arz}^w + a_{22} (\Delta W_f^0 + F_{az}^{bf} + H/l \cdot F_{ax}^b) - a_{12} (\Delta W_r^0 + F_{az}^{br} - H/l \cdot F_{ax}^b)}{(d_{af}^w + d_{ar}^w) C_{afz}^w C_{arz}^w + H_{ar}^w C_{afz}^w C_{arx}^w - H_{af}^w C_{arz}^w C_{afx}^w} \quad (15)$$

$$\delta_{ar}^w = \frac{-2d_x \alpha_x l C_{arz}^w - a_{21} (\Delta W_f^0 + F_{az}^{bf} + H/l \cdot F_{ax}^b) + a_{11} (\Delta W_r^0 + F_{az}^{br} - H/l \cdot F_{ax}^b)}{(d_{af}^w + d_{ar}^w) C_{afz}^w C_{arz}^w + H_{ar}^w C_{afz}^w C_{arx}^w - H_{af}^w C_{arz}^w C_{afx}^w} \quad (16)$$

次に、前後輪のストローク変化量を所定の Δz_i^0 とする空力ウイングの制御舵角（方向舵角） δ_{ai}^w を求める。なお、ホイールストローク変化 Δz_i は、リバウンド方向を+、バウンド方向を-とおく。

$\Delta W_i = -2k_i \Delta z_i$ の関係があるから、式(15)および式(16)において $\Delta W_i = -2k_i \Delta z_i^0$ を代入すると所期の制御舵角 δ_{ai}^w が導出できる。

$$\delta_{af}^w = \frac{2d_x \alpha_x l C_{arz}^w + a_{22} (-2k_f \Delta z_f^0 + F_{az}^{bf} + H/l \cdot F_{ax}^b) - a_{12} (-2k_r \Delta z_r^0 + F_{az}^{br} - H/l \cdot F_{ax}^b)}{(d_{af}^w + d_{ar}^w) C_{afz}^w C_{arz}^w + H_{ar}^w C_{afz}^w C_{arx}^w - H_{af}^w C_{arz}^w C_{afx}^w} \quad (17)$$

$$\delta_{ar}^w = \frac{-2d_x \alpha_x l C_{arz}^w - a_{21} (-2k_f \Delta z_f^0 + F_{az}^{bf} + H/l \cdot F_{ax}^b) + a_{11} (-2k_r \Delta z_r^0 + F_{az}^{br} - H/l \cdot F_{ax}^b)}{(d_{af}^w + d_{ar}^w) C_{afz}^w C_{arz}^w + H_{ar}^w C_{afz}^w C_{arx}^w - H_{af}^w C_{arz}^w C_{afx}^w} \quad (18)$$

この時の接地荷重は次式となる。

$$\begin{cases} W_f = W_{f0} + \Delta W_f = W_{f0} - 2k_f \Delta z_f^0 \\ W_r = W_{r0} + \Delta W_r = W_{r0} - 2k_r \Delta z_r^0 \end{cases} \quad (19)$$

また、車両重心位置におけるバウンス量の変化 Δz および車体ピッチ角 λ は、

$$\begin{cases} \Delta z = \frac{b\Delta z_f^0 + a\Delta z_r^0}{l} \\ \lambda = \tan^{-1}\left(\frac{\Delta z_r^0 - \Delta z_f^0}{l}\right) \end{cases} \quad (20)$$

により計算できる。ただし、車体ピッチ角の初期値は 0 [deg] とする。

例えば、目標とするホイールストローク変化量を $\Delta z_f^0 = \Delta z_r^0 = 0$ とするとき加減速度 $\alpha_x = 0$ ならば、式(18)と式(19)の分母と分子の項が全て車速 v に関して 4 乗となり、車速の影響が相殺されるために制御舵角 δ_{ar}^w は常に一定となることがわかる。しかし、加減速がある走行状態では、目標を達成させるためには時間と共に δ_{ar}^w を変化させる必要がある。

3・2 後部だけに空力ウィングを取り付ける場合

前後接地荷重変化について後部空力ウィングのみの影響を考えるために、式(5)と式(6)の中で $F_{az}^{wf} = F_{ax}^{wf} = 0$ とする。後部空力ウィングによる前後接地荷重変化は、

$$\Delta W_{af}^w = \frac{(b - d_{ar}^w)F_{az}^{wr} - H_{ar}^w F_{ax}^{wr}}{l} \quad (21)$$

$$\Delta W_{ar}^w = \frac{(a + d_{ar}^w)F_{az}^{wr} + H_{ar}^w F_{ax}^{wr}}{l} \quad (22)$$

として与えられる。

式(11)と式(12)において、 $\beta_{ar}^w = 0$ とすると、

$$a_{12}\beta_{ar}^w = l(2d_x\alpha_x + \Delta W_f + F_{az}^{bf} + H/l \cdot F_{ax}^b) \quad (23)$$

$$a_{22}\beta_{ar}^w = l(-2d_x\alpha_x + \Delta W_r + F_{az}^{br} - H/l \cdot F_{ax}^b) \quad (24)$$

である。

そこで、式(23)と式(24)より、所定の ΔW_r^0 得るための制御舵角 δ_{ar}^w を求める。併せて、 ΔW_f も求めると次の通り。

$$\delta_{ar}^w = \frac{l(-2d_x\alpha_x + \Delta W_f^0 + F_{az}^{br} - H/l \cdot F_{ax}^b)}{a_{22}} \quad (25)$$

$$\Delta W_f = \frac{a_{12}(-2d_x\alpha_x + \Delta W_r^0 + F_{az}^{br} - H/l \cdot F_{ax}^b)}{a_{22}} - \left(2d_x\alpha_x + F_{az}^{bf} + \frac{H}{l}F_{ax}^b\right) \quad (26)$$

ホイールストローク変化は、前輪と後輪それぞれ $\Delta z_f = -\Delta W_f/2k_f$ 、 $\Delta z_r = -\Delta W_r/2k_r$ により計算できる。また、車両重心位置におけるバウンス量の変化 Δz および車体ピッチ角 λ は、式(20)と同様に $\Delta z = (b\Delta z_f + a\Delta z_r)/l$ 、 $\lambda = \tan^{-1}((\Delta z_r - \Delta z_f)/l)$ となる。接地荷重は $W_f = W_{f0} + \Delta W_f$ 、 $W_r = W_{r0} + \Delta W_r^0$ である。

次に、後輪のストローク変化量を所定の Δz_r^0 とする空力ウィングの制御舵角（方向舵角） δ_{ar}^w を求める。式(25)および式(26)の ΔW_r^0 について、 $\Delta W_r = -2k_r\Delta z_r^0$ と置き換えれば δ_{ar}^w 、 ΔW_f が計算できる。

$$\delta_{ar}^w = \frac{l(-2d_x\alpha_x - 2k_r\Delta z_r^0 + F_{az}^{br} - H/l \cdot F_{ax}^b)}{a_{22}} \quad (27)$$

$$\Delta W_f = \frac{a_{12}(-2d_x\alpha_x - 2k_r\Delta z_r^0 + F_{az}^{br} - H/l \cdot F_{ax}^b)}{a_{22}} - \left(2d_x\alpha_x + F_{az}^{bf} + \frac{H}{l}F_{ax}^b\right) \quad (28)$$

したがって、バウンス量の変化と車体ピッチ角は $\Delta z_f = -\Delta W_f/2k_f$ 、 $\lambda = \tan^{-1}((\Delta z_r^0 - \Delta z_f)/l)$ となる。接地荷重は $W_f = W_{f0} + \Delta W_f$ 、 $W_r = W_{r0} - 2k_r\Delta z_r^0$ である。

3・3 空力ウィングの方向舵角をあらかじめ固定する場合

前・後部の空力ウィングの方向舵角 δ_{af}^w および δ_{ar}^w があらかじめ与えられ固定されているときの接地荷重は、式(11)と式(12)より求めることができ、次式で与えられる。

$$\Delta W_f = \frac{a_{11}\delta_{af}^w + a_{12}\delta_{ar}^w}{l} - \left(2d_x a_x + F_{az}^{bf} + \frac{H}{l} F_{ax}^b \right) \quad (29)$$

$$\Delta W_r = \frac{a_{21}\delta_{af}^w + a_{22}\delta_{ar}^w}{l} - \left(-2d_x a_x + F_{az}^{bf} - \frac{H}{l} F_{ax}^b \right) \quad (30)$$

したがって、バウンス量の変化は $\Delta z_f = -\Delta W_f / 2k_f$, $\Delta z_r = -\Delta W_r / 2k_r$ となる。

次に、後部空力ウィングのみが取り付けられている場合の固定舵角を δ_{ar}^w とすると、接地荷重は式(29)と式(30)において $\delta_{af}^w = 0$ とすれば求めることができる。接地荷重は次式で与えられる。

$$\Delta W_f = \frac{a_{12}\delta_{ar}^w}{l} - \left(2d_x a_x + F_{az}^{bf} + \frac{H}{l} F_{ax}^b \right) \quad (31)$$

$$\Delta W_r = \frac{a_{22}\delta_{ar}^w}{l} - \left(-2d_x a_x + F_{az}^{bf} - \frac{H}{l} F_{ax}^b \right) \quad (32)$$

3・4 空力ウィングが無い場合

式(2)および式(3)において、 $\Delta W_{af}^w = \Delta W_{ar}^w = 0$ とすれば、空力ウィングが無い場合の接地荷重が計算できる。前・後輪の接地荷重は次式で与えられる。

$$\Delta W_f = -2d_x a_x - F_{az}^{bf} - H/l \cdot F_{ax}^b \quad (33)$$

$$\Delta W_r = 2d_x a_x - F_{az}^{bf} + H/l \cdot F_{ax}^b \quad (34)$$

また、ホイールストローク変化は、前輪と後輪それぞれ $\Delta z_f = -\Delta W_f / 2k_f$, $\Delta z_r = -\Delta W_r / 2k_r$ により計算できる。

4. 計算結果と考察

車両運動性能のシミュレーション計算は、車体スリップ角とヨーレイトを変数とする2自由度操縦性安定性運動モデルを用いる。基本的には一般的な平面2輪モデルであるが空力ウィングによる空気力と前後加速度による前後輪間の荷重移動を考慮する。車体の旋回時ロール運動等による左右輪間の荷重移動は考慮しない。また、計算の前提条件として、制動駆動力を伴う走行状態の場合は前後加速度が無視できるほど短い時間とする準定常状態を考える。

車両として必要な全制駆動力は、前後加速度比 X_g [G] (以後、前後加速度と記す) による加速抵抗と車両および空力ウィングによる空気抵抗の和により求めることができる。計算を簡単にするために、各輪タイヤの制動力および駆動力は、静止時の前後軸荷重の比をそのまま制駆動力の前後配分として算出する。

タイヤのコーナリング特性計算は以下に記す非線形タイヤモデルを用いる。なお、計算データは四輪駆動でスポーツタイプの小型自動車の車両諸元値と特性値を使用する。

4・1 タイヤモデルについて

計算に用いるタイヤモデルは、コーナリング特性がタイヤスリップ角、前後力、タイヤスリップ率およびタイヤ上下荷重の関数で表される酒井の式⁽⁶⁾を基にして、計算の簡略化を図るために一部変更を加えた式⁽⁷⁾⁽⁸⁾を用いる。図3はタイヤスリップ角に関する前後輪タイヤの各コーナリングフォース(左右輪の和)を示す。タイヤ荷重は車両静止時の荷重を用いた。

タイヤ単体のコーナリング特性を明示するために、上述のタイヤモデルを用いて計算した結果を3Dグラフで表す。図4はタイヤスリップ角 2, 4 [°] 時の前後加速度 X_g とタイヤ上下荷重 W に関するコーナリングフォースの変化を示す。タイヤ荷重は後輪タイヤの荷重を中心値として範囲を設定している。図5はタイヤスリップ角 0, 4 [°] 時の前後加速度 X_g とタイヤ上下荷重 W に関するコーナリングパワーの変化を示す。

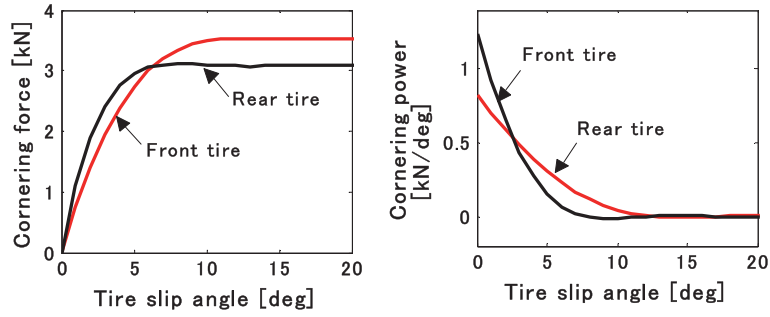


Fig.3 Cornering Characteristics of front tire and rear tire used by calculation

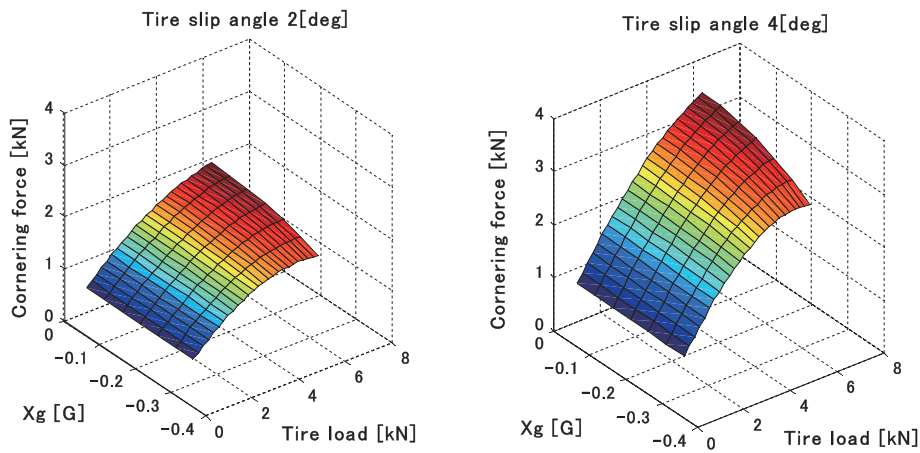


Fig. 4 Variations in cornering force of tire by longitudinal acceleration X_g and tire load

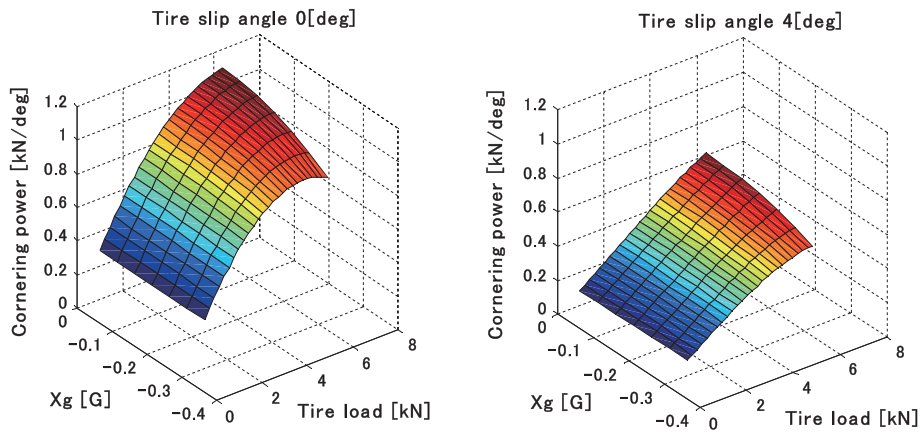


Fig. 5 Variations in cornering power of tire by longitudinal acceleration X_g and tire load

4・2 空力ウィングの取付け位置と接地荷重変化

空力ウィングの車体への取付け位置と車両の操舵応答安定性との関係調べるために、式(27)の制御則を用いて後輪のストローク変化を $\Delta z_r = 0$ とする後部空力ウィングのアクティブ制御を適用した車両（後部ウィング車両と記す）の接地荷重変化や車両運動性能計算を行う。また、空力ウィングを取り付けていない車両についても同様の計算を行い比較する。なお、後部空力ウィングの制御舵角は翼失速しない範囲とするために制限を設ける。そこで舵角の可動範囲は $-5 \sim 20$ [deg] とおく。

図6は車速をパラメータとして、ハンドル操舵に対するヨーレイト特性の共振周波数 f_b とスタビリティファクタ K_s の変化を示す。グラフ上の×と○印は車速80 [km/h] から270 [km/h] の範囲で10 [km/h] 毎の値である。ウィング無し車両は150 [km/h] 近傍でヨーレイト共振周波数がピーク値となり、さらに高速になるとヨーレイト共振周波数が

低下し、スタビリティファクタが大きくアンダーステアが強くなる傾向にある。後部ウイング車両は130 [km/h] 以上になると共振周波数は大きくなり操舵応答性が良くなるが、スタビリティファクタが急激に大きくなり強アンダーステア傾向が顕著となる。

図7は後部の空力ウイングの取付け位置による前後軸荷重の変化を示す。×と○印はウイング無し車両のそれぞれ後軸荷重と前軸荷重を示しており、便宜上、後車軸の位置にプロットしている。横軸の「dawr」は車両重心と後ウイングの空力中心間距離である。車速が120, 180, 240 [km/h] と増加するに伴い後部ウイングに発生する逆揚力が車速の2乗倍で増加して車体に作用するため、後部ウイングの空力中心を後車軸位置よりも後方に移動させるほど前軸荷重が減少する。また、後部ウイングには $\Delta z_r = 0$ とする制御を用いているため、後軸荷重の変化は無い。

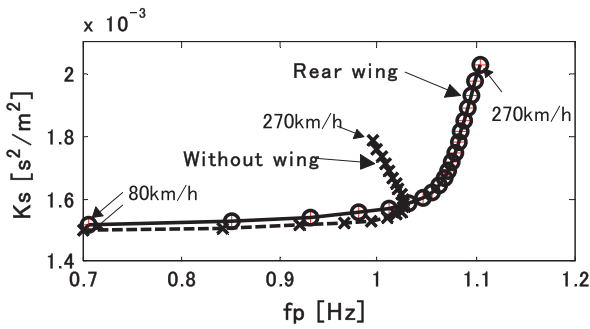


Fig. 6 Variations in resonance frequency f_p of yaw rate/steering operating angle and stability factor K_s by vehicle velocity

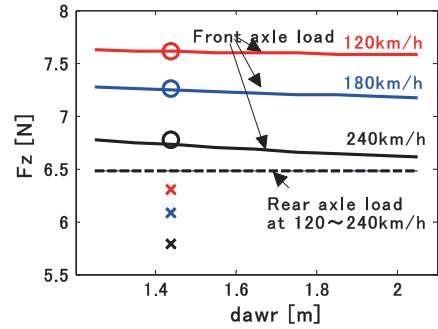


Fig. 7 Change of front and rear axle load by distance “dawr” in which aerodynamics center position of rear wing is shown

図8は車速120 [km/h] と240 [km/h] 時における横軸「dawr」に関するヨーレイト共振周波数とスタビリティファクタの変化を示す。また、図9はハンドル操舵に対するヨーレイト特性の減衰係数を示す。特に、超高速領域の240[km/h] では後部ウイングの空力中心を後車軸位置よりも後方に移動させるほどヨーレイト共振周波数は高くなるが減衰係数は小さくなりヨーレイトの減衰性が低下する。また、車両のステア特性を示すスタビリティファクタは大きくなる。つまりアンダーステアが強くなる傾向になる。これは「dawr」が長くなると前後タイヤ荷重のバランスと同様にタイヤのコーナリングパワーも後輪側が相対的に前輪側よりも大きくなることに起因する。

なお、図6～図9は前後加速度0 [G] の場合の結果である。

図10は車速120, 180, 240 [km/h] 時における前後加速度に関する後部ウイングの制御舵角を示す。前後加速度が0 [G] において3本のグラフが交差しているのは車速が一定の場合は、車速に依らず制御舵角は一定であることを表している。また、車速と共に逆揚力が大きくなるため、制御舵角は前後加速度に対して可動範囲が広がること判る。

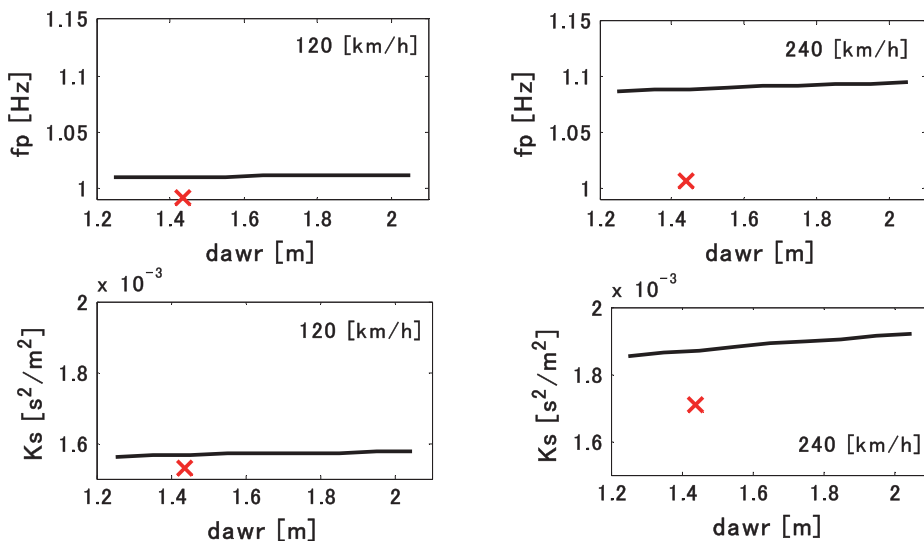


Fig. 8 Relation between resonance frequency of yaw rate/steering operating angle, stability factor and rear wing position

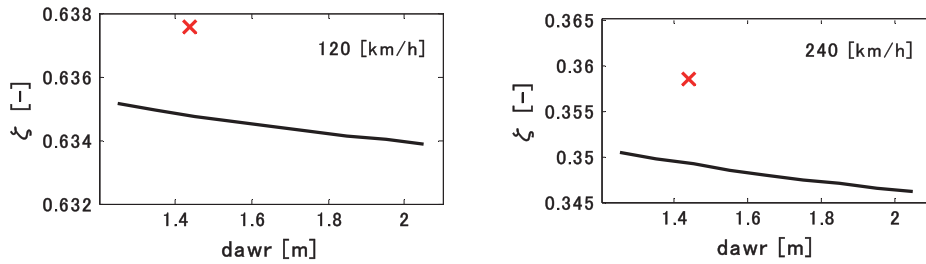


Fig. 9 Relation between damping coefficient of yaw rate/steering operating angle and rear wing position

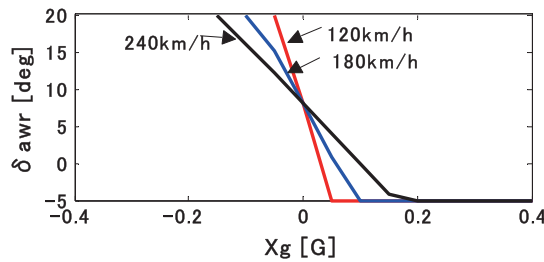
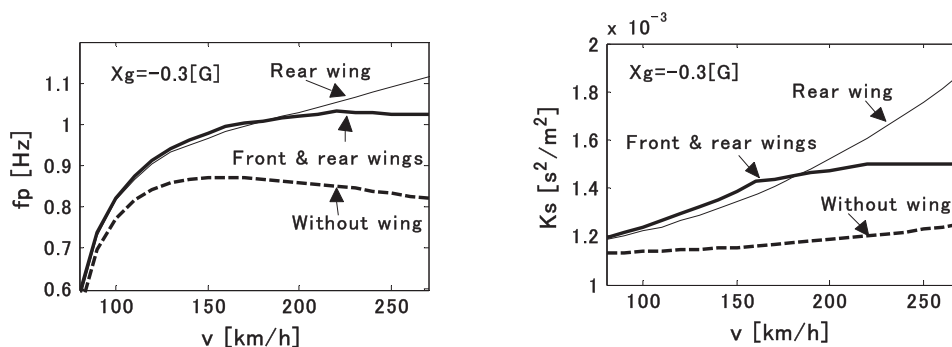


Fig. 10 Control angle of rear wing

4・3 前・後部空力ウイングの仰角制御による効果

車体の前・後部に翼可動式の空力ウイングを取り付け、式(17)と式(18)の制御則を用いて前輪および後輪のストローク変化を $\Delta z_f = 0$ 、 $\Delta z_r = 0$ とするアクティブ制御を適用した車両（前後部ウイング車両と記す）の制御効果を調べる。なお、後部ウイング車両と同様に前後部ウイングの制御舵角は制限を設ける。前後部共に舵角の可動範囲は $-5 \sim 20$ [deg] とする。

図11は前後加速度 -0.3 、 0 、 0.3 [G] 時において、車速に関するヨーレイト共振周波数とスタビリティファクタの変化を示す。ウイング無し車両は駆動時の共振周波数は高いが強アンダーステアである。また、制動時は駆動時からの低下代が大きく、前後加速度による操舵応答安定性の変動が大きいことが判る。後部ウイング車両は良好な操舵応答性であるが、制駆動時共に高速になるほど強いアンダーステア傾向となる。前後部ウイング車両は、前後加速度による操舵応答安定性の変化が3仕様の中で最も少なく、超高速域における車両のステア特性も適度なアンダーステアに抑えられている。



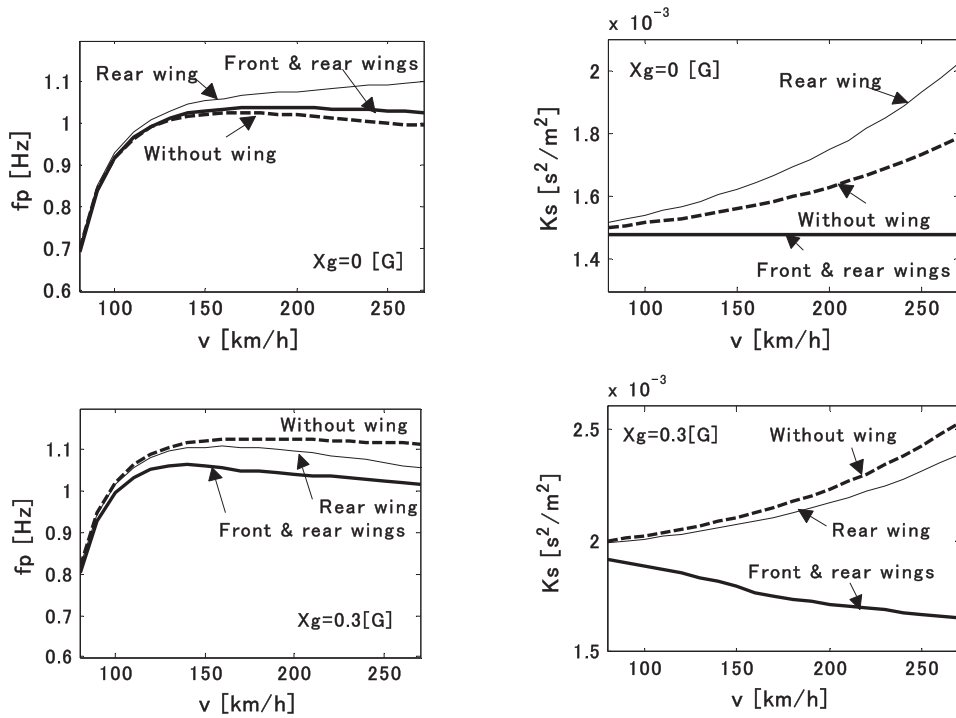


Fig. 11 Variations in resonance frequency of yaw rate/steering operating angle and stability factor by vehicle velocity

図12は前加速度0 [G] の場合における車速とヨーレイト減衰係数の関係を示す。3仕様には有意差は見られない。図13は操舵応答性を評価する指標の一つとして、1 Hz のハンドル操舵時のヨーレイト特性の遅れ度合いを示す3Dグラフである。一般的にヨーレイト特性はこの遅れ度合いとヨーレイト共振周波数を一緒に調べることが多い。この図による評価では後部ウィング車両、前後部ウィング車両、ウィング無し車両の順となる。

図14は車速120, 180, 240 [km/h] 時における前後加速度に関する前部および後部ウィングの制御舵角を示す。

なお、紙面の都合上報告を割愛するが、車両ピッチ角およびその変化は前後部ウィング車両が最も小さい。これはドライバーの視線角度およびその変動が小さいことを意味しており、運転しやすくドライバーの負担を少なくすることに繋がる。本報告では制御目標を単純に前後ホイールストロークを0としたが、後部ウィング車両の結果を参考にして目標値を調整すれば操舵応答安定性のさらなる向上を期待できることがわかった。

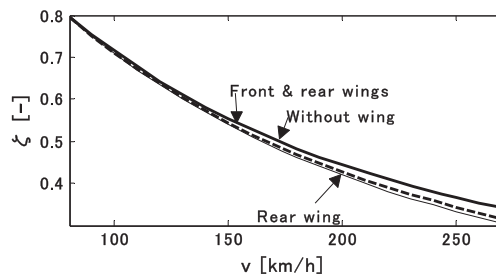


Fig. 12 Variations in damping coefficient of yaw rate/steering operating angle by vehicle velocity

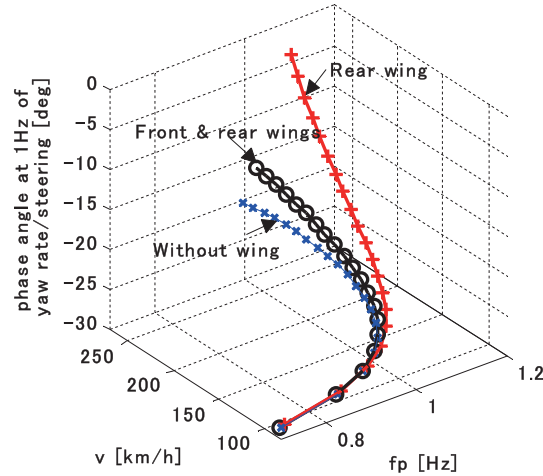


Fig. 13 Variations in yaw rate characteristics by vehicle velocity

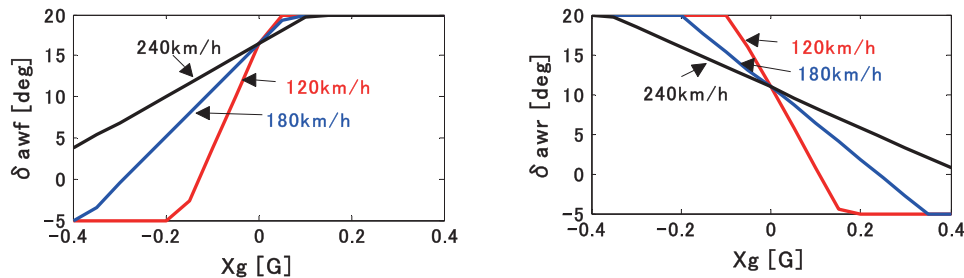


Fig. 14 Control angles of front and rear wing

5. 結 語

空力ウィングと自動車の操縦性安定性に関するシミュレーション解析を行い以下の結果を得た。

- (1) 解析計算により、空力ウィングの車体前後方向の取付け位置による前後輪接地荷重変化への影響を調べて、接地荷重変化と車両の旋回特性との関係を明らかにした。後部ウィングを後車軸から後方に遠ざけるほど車両のアンダーステア傾向が強くなるなどの知見が得られた。
- (2) 車体の後部に取り付けた空力ウィングの取付け角を制御することにより、後輪側の接地荷重およびホイールストロークを所定の目標値とする制御則を導出した。
- (3) さらに、車体の前部と後部に取り付けた空力ウィングの取付け角を同時に制御することにより、四輪の接地荷重およびホイールストロークを所定の目標値とする制御則を導出した。
- (4) (2)および(3)の制御を適用した車両は空気力の影響が大きい超高速域において操縦性安定性が向上すること、特に(3)の制御は前後加速度を伴う旋回においても弱アンダーステアを確保でき、操舵に対するヨーレイト特性の変化も少ないことが明らかになった。

文 献

- (1) 自動車技術会, 自動車技術ハンドブック—基礎・理論編— (1992), pp.196-203, 精興社.
- (2) 原田宏, 自動車技術者のためのビークルダイナミクス (2005), pp.59-65, 産業科学システムズ.
- (3) 前田和宏・酒井英樹, “高速走行時の車両安定性に与える空気力影響の解析 —ロール運動に与える空気ロール力・ヨー力の影響解析—”, 自動車技術会学術講演会前刷集, 9305562, Vol.934 (1993-10), pp.109-112.
- (4) 原田宏・原田正範・荒木嘉昭・大屋勝敬, “横風外乱遭遇時における人間—自動車系の操縦性安定性評価指標”, 日本機械学会論文集, 65-629, C (1999-1), pp.222-228.
- (5) William F. Milliken, and Douglas L. Milliken, Race Car Vehicle Dynamics (1995), pp.489-577, SAE.
- (6) 酒井秀男, タイヤ工学 (1987), pp.190-194, グランプリ出版

- (7) 森和典, “四輪操舵車の旋回運動時操舵応答性の解析”, 日本機械学会論文集, 59-560, C (1993-4), pp. 112-117.
- (8) 森和典, “走行系の統合制御を適用した車両の運動性能”, 日本機械学会論文集, 68-671, C (2002-7), pp. 172-179.