

〔論 文〕

# 前後輪アクティブ操舵と空力ラダーの協調制御 による車両運動性能向上

森 和典\*<sup>1</sup>

Improvement in Vehicle Maneuverability and Stability at High-Speeds Using an Integrated Control  
Method of Front/Rear Wheel Active Steer System and Aerodynamic Rudders

Kazunori MORI\*<sup>1</sup>

## Abstract

This study proposes a new method to cooperatively control the rudder angles of two aerodynamic vertical rudders, which are installed at the front and rear of a vehicle body to generate active yaw moment, and the front and rear wheel steer angles in a front/rear active steer system to improve vehicle maneuverability and stability at high speeds. This control system allows us to simultaneously match the two characteristics that rule the vehicle motion to the target characteristics. In addition, a vehicle with this control system can reduce the load rate of the tire via the lateral force generated by the aerodynamic rudders due to high-speed cornering. The analysis model simplifies vehicle motion equations and provides a two-degree-of-freedom system control rule that combines the front/rear wheel active steer and aerodynamic devices to adjust the yaw center to a prescribed position and achieve the target first-/second-order yaw rate characteristic. A computer simulation confirmed that the vehicle equipped with this control system demonstrates excellent vehicle dynamics and achieves the target characteristics. In addition, our data verify that this system reduces the tire control angle such that the necessary lateral force of the tire is small when the aerodynamic force increases with vehicle velocity.

**Key Words** : Automobile, Maneuverability, Stability, Front/Rear Active Steer, Aerodynamics, Aerodynamic Device, Rudder

## 1. 緒 言

自動車が高速走行する際、車体には大きな空気が作用するため車両運動性能に影響を与える。特に、空気抵抗は燃費を悪化させる要因となり、揚力はタイヤ接地荷重を減じるためにタイヤ・コーナリングフォースが低下して操縦性安定性に悪影響を及ぼす<sup>(1)(2)</sup>。また、旋回性能に関連してヨーモーメント（偏揺モーメント）も無視できないものとなる。そこで、著者らは高速時における操縦性安定性の向上を図るためにヨーモーメントを積極的に発生させる空力ラダーを提案し、このラダーと四輪操舵（4WS）の協調制御を適用すれば所期の車両運動特性が得られることを理論解析とシミュレーション計算により示した<sup>(3)</sup>。しかしながら、この協調制御は空力ラダーを車体後部に取り付けて後輪操舵と協調させる制御則に基づいており、ハンドル操舵角に対するヨーレイトまたはヨー中心位置のいずれか一つを所期の特性として制御できるいわゆる1自由度制御系であった。

空気力によるヨーモーメント発生機構を車体後部だけではなく、さらに前部にも取り付けて、前後輪アクティブ操舵との協調制御を行えば、車両運動状態量であるヨーレイト、ヨー中心位置<sup>(4)~(6)</sup>、および横加速度の中でいずれか2つを目標特性として同時に追従できる2自由度制御系を構築することが可能になる。

本研究では、高速時における自動車のさらなる操縦性安定性向上を図るためにヨーモーメントを積極的に発生させる空力ラダーを車体の前部と後部に取り付けて、前後ラダーの仰角と前後輪の操舵角とをアクティブに協調制御する方法を検討する。そこで、まず車両運動解析のために単純化した計算モデルを用いて目標特性を実現するための前後空力ラ

\*<sup>1</sup> 交通機械工学科  
平成30年7月24日受理

ダーと前後輪操舵<sup>(7)~(10)</sup>の2自由度制御系協調制御則を導出する。ハンドル操舵角に対するヨーレイト特性とヨー中心位置を目標特性とする制御則を適用した車両に関して制御効果をシミュレーション計算により確認した結果、目標通りの良好な車両運動性能を有することが明らかになった。また、走行速度の増加に伴って空気力が大きくなると、必要なタイヤ横力が減少してタイヤ制御舵角を小さく抑えることが可能であることも示された。

## 2. 記号の説明

本論で使用する主な記号と、計算に用いる諸元、特性値を示す。

$A_{ai}$  : 前・後部空力ラダーの翼面積 … 左右2翼分 { $0.1 \times 2 \text{ m}^2$ ,  $0.2 \times 2 \text{ m}^2$ }

$C_i$  : 左右2輪のコーナリングパワーの和 { $9.0$ ,  $15.0 \text{ kN/rad}$ }

$C_y^{ai}$  : 前・後部空力ラダー翼の揚力係数 (車両に関しては横力係数)

$$C_y^{ai} = \left( \frac{\partial C_y^{ai}}{\partial \beta_{ai}} \right)_0 \beta_{ai} : \quad \text{ここで, } \left( \frac{\partial C_y^{ai}}{\partial \beta_{ai}} \right)_0 = 0.08 \times \frac{180}{\pi} \text{ [1/rad]}$$

$F_{ai}$  : 前・後部空力ラダーが発生する横力

$F_{aj}^b$ ,  $M_{az}^b$  : 車体に作用する  $j$  軸方向の空気力,  $z$  軸周りの偏揺モーメント

$F_{aj}^w$ ,  $M_{az}^w$  : リヤウイング等の空力デバイスに作用する  $j$  軸方向の空気力,  $z$  軸周りの偏揺モーメント

$F_{ij}$ ,  $F_i$  : 左右2輪の前後力・横力の和, 左右2輪のコーナリングフォースの和

$G_{r0}$  : 目標とするヨーレイト定常ゲイン  $G_{r0} = k_r \hat{r}_0$

$I_z$  : 車両のヨー慣性モーメント { $2400 \text{ kgm}^2$ }

$K_s$  : スタビリティファクタ

$N$  : ステアリング全ギヤ比 { $15.4$ }

$\bar{T}_{r1}$ ,  $\bar{\zeta}$ ,  $\bar{\omega}_n$  : 目標とするヨーレイト1次/2次系特性の一次進み定数, 減衰係数, 固有円振動数

$a$ ,  $b$  : 前・後車軸～車両重心間距離 { $1.18$ ,  $1.44 \text{ m}$ }

$d_{ai}$  : 前部, 後部空力ラダーの空力中心～車両重心間距離 { $1.32$ ,  $1.75 \text{ m}$ }

$e$  : ヨー中心～車両重心間距離 車体後方を+, 車体前方を-とする

$k_{ai}$  : 空力ラダー方向舵角のゲイン定数

$l$  : ホイールベース { $2.62 \text{ m}$ }

$m$ ,  $\Delta m$  : 車両質量 { $1500 \text{ kg}$ }, 回転部分相当質量

$r$  : ヨーレイト (ヨー角速度)

$\hat{r}_0$  : 2WSのハンドル操舵角に対するヨーレイト定常ゲイン  $r_0$  の伝達関数  $\hat{r}_0 = r_0(s)/\theta(s)$

$\hat{r}_m$  : ハンドル操舵角に対する目標ヨーレイト  $r_m$  の伝達関数  $\hat{r}_m = r_m(s)/\theta(s)$

$s$ ,  $t$  : ラプラス記号, 時間

$v$  : 車速

$\alpha_x$ ,  $\alpha_y$  : 車両の前後加速度  $\alpha_x = \dot{v}$ , 横加速度  $\alpha_y = v(\dot{\beta} + r)$

$\beta$ ,  $\beta_i$  : 車両重心位置における車体横すべり角, タイヤスリップ角

$\beta_{ai}$  : 前・後部空力ラダーの仰角

$\delta_{ai}$  : 前・後部空力ラダーの方向舵角

$\delta_f$ ,  $\delta_r$ ,  $\theta$  : 前・後輪のタイヤ実舵角, ハンドル操舵角  $\delta_f = \theta/N$

$\tau_r$  : 目標とするヨーレイト特性の一次遅れ時定数

$\rho$  : 空気密度 { $1.293 \text{ kg/m}^3$ }

添字

$i$  :  $f$ -前輪または前部,  $r$ -後輪または後部,  $j$  :  $x$ -前後方向,  $y$ -横方向

座標系

$o-xy$  : 車体固定座標系

### 3. 運動方程式

#### 3・1 車両系の解析モデル

車両の前方および後部に空力ラダーを設けた車両の一例を図1に示す。この図ではフォーミュラカーの車体前後部に設けられたウイングの支柱を大型化して方向舵の構成としている。図2は車両運動性能の解析モデルを示す。車体固定座標系における平面3自由度2輪モデルで表わす。

車両の運動方程式は下記の式(1)~(3)となる。ここでは、左右輪各々に発生する前後力と横力は等しく、左右輪のタイヤスリップ角も等しいとおく。

$$(m + \Delta m) \dot{v} = F_{fx} + F_{rx} + F_{ax}^b + F_{ax}^w \tag{1}$$

$$mv(\dot{\beta} + r) = F_{fy} + F_{ry} + F_{ay}^b + F_{ay}^w \tag{2}$$

$$I_z \dot{r} = aF_{fy} - bF_{ry} + M_{az}^b + M_{az}^w \tag{3}$$

さらに式の簡単化を図るために、次のような前提条件をおく<sup>(11)~(13)</sup>。①タイヤのコーナリング特性は線形とする。②車速は一定、または前後加速度が無視できる程小さい準定常状態とする。③空力ラダーが発生する揚力は翼の空力中心に働く。④車体に働く揚力によるタイヤ上下荷重の減少は空力デバイス等により抑制されるものとして考慮しない。⑤空気力により車体に働く抗力、揚力および偏遥モーメントは無視する。

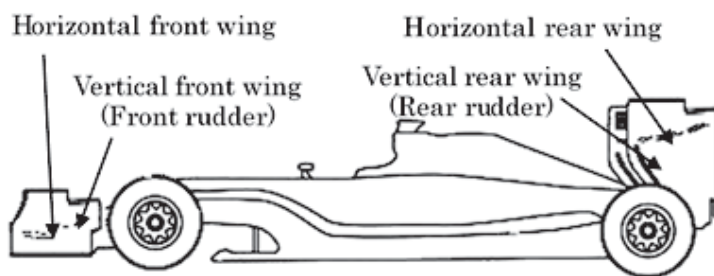


Fig. 1 Race car equipped front and rear aerodynamic rudders

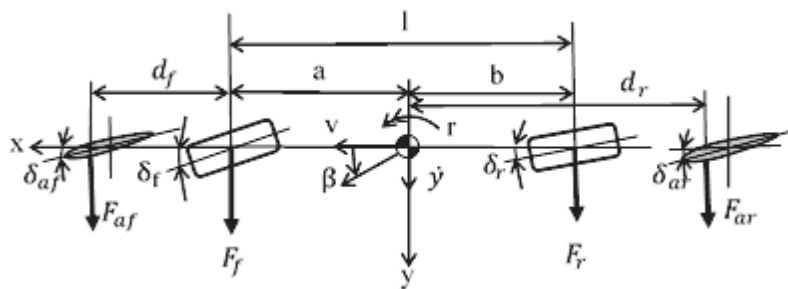


Fig. 2 Vehicle analysis model of 2-wheeled type

以上より、車両の運動方程式は

$$mv(\dot{\beta} + r) = F_f + F_r + F_{af} + F_{ar} \tag{4}$$

$$I_z \dot{r} = aF_f - bF_r + d_{af}F_{af} - d_{ar}F_{ar} \tag{5}$$

として与えられる。

タイヤに発生するコーナリングフォースは、前輪および後輪それぞれ

$$\begin{cases} F_f = C_f \beta_f \\ F_r = C_r \beta_r \end{cases} \tag{6}$$

となる。ここで、タイヤのスリップ角は次式で表わされる。

$$\begin{cases} \beta_f = \delta_f - \beta - \frac{a}{v}r \\ \beta_r = \delta_r - \beta + \frac{b}{v}r \end{cases} \quad (7)$$

また、空力ラダーが発生する横力  $F_{af}$  および  $F_{ar}$  は、

$$\begin{cases} F_{af} = \frac{\rho}{2} C_y^{af} A_f v^2 = \frac{\rho}{2} \left( \frac{\partial C_y^{af}}{\partial \beta_{af}} \right)_0 \beta_{af} A_{af} v^2 = C_{af} \beta_{af} \\ F_{ar} = \frac{\rho}{2} C_y^{ar} A_r v^2 = \frac{\rho}{2} \left( \frac{\partial C_y^{ar}}{\partial \beta_{ar}} \right)_0 \beta_{ar} A_{ar} v^2 = C_{ar} \beta_{ar} \end{cases} \quad (8)$$

で与えられる。ただし、

$$C_{ai} = \frac{\rho}{2} \left( \frac{\partial C_y^{ai}}{\partial \beta_{ai}} \right)_0 A_{ai} v^2 \quad (9)$$

とおく。ここで、 $\rho$ ：空気密度、 $C_y$ ：前・後空力ラダーの揚力係数、 $A_{ai}$ ：前・後空力ラダーの翼面積、 $\beta_{ai}$ ：空力ラダーの仰角。また、添字  $i$  は前輪側を  $f$ 、後輪側を  $r$  とする。

式(8)より、横力  $F_{ai}$  は仰角  $\beta_{ai}$  に比例して比例係数は式(9)で表わされる  $C_{ai}$  となることがわかる。なお、 $C_{ai}$  は車速の関数であり、車速の2乗に比例する。

前後の空力ラダーの方向舵角をそれぞれ  $\delta_{af}$ 、 $\delta_{ar}$  とすると、仰角  $\beta_{af}$ 、 $\beta_{ar}$  は次式で与えられる。

$$\begin{cases} \beta_{af} = \delta_{af} - \beta - \frac{d_{af}}{v}r \\ \beta_{ar} = \delta_{ar} - \beta + \frac{d_{ar}}{v}r \end{cases} \quad (10)$$

また、横加速度  $\alpha_y$  は、式(4)において

$$\alpha_y = v(\dot{\beta} + r) \quad (11)$$

として与えられる。

### 3・2 車両状態量と制御入力の関係

式(4)と式(5)をラプラス変換してまとめると次式を得る。

$$\begin{bmatrix} mvs + C_f + C_r + C_{af} + C_{ar} & mv + \frac{aC_f - bC_r + d_{af}C_{af} - d_{ar}C_{ar}}{v} \\ aC_f - bC_r + d_{af}C_{af} - d_{ar}C_{ar} & I_z s + \frac{a^2C_f + b^2C_r + d_{af}^2C_{af} + d_{ar}^2C_{ar}}{v} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \beta \\ r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_f & C_r & C_{af} & C_{ar} \\ aC_f & -bC_r & d_{af}C_{af} & -d_{ar}C_{ar} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta_f \\ \delta_r \\ \delta_{af} \\ \delta_{ar} \end{bmatrix} \quad (12)$$

式(12)を  $\beta$  と  $r$  に関して整理し直すと、

$$\begin{bmatrix} \beta \\ r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} p_{11}(s) & p_{12}(s) & p_{13}(s) & p_{14}(s) \\ p_{21}(s) & p_{22}(s) & p_{23}(s) & p_{24}(s) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta_f \\ \delta_r \\ \delta_{af} \\ \delta_{ar} \end{bmatrix} = P(s) \begin{bmatrix} \delta_f \\ \delta_r \\ \delta_{af} \\ \delta_{ar} \end{bmatrix} \quad (13)$$

を導くことができる。

ただし、式(13)において、右辺の行列  $P(s)$  の要素  $P_{ij}(s)$  は、

$$\begin{cases} p_{11}(s) = \frac{G_{\beta 1} \omega_n^2 (\tau_{\beta 1} s + 1)}{s^2 + 2\zeta \omega_n s + \omega_n^2} & p_{12}(s) = \frac{G_{\beta 2} \omega_n^2 (\tau_{\beta 2} s + 1)}{s^2 + 2\zeta \omega_n s + \omega_n^2} \\ p_{13}(s) = \frac{G_{\beta 3} \omega_n^2 (\tau_{\beta 3} s + 1)}{s^2 + 2\zeta \omega_n s + \omega_n^2} & p_{14}(s) = \frac{G_{\beta 4} \omega_n^2 (\tau_{\beta 4} s + 1)}{s^2 + 2\zeta \omega_n s + \omega_n^2} \\ p_{21}(s) = \frac{G_{r 1} \omega_n^2 (\tau_{r 1} s + 1)}{s^2 + 2\zeta \omega_n s + \omega_n^2} & p_{22}(s) = \frac{G_{r 2} \omega_n^2 (\tau_{r 2} s + 1)}{s^2 + 2\zeta \omega_n s + \omega_n^2} \\ p_{23}(s) = \frac{G_{r 3} \omega_n^2 (\tau_{r 3} s + 1)}{s^2 + 2\zeta \omega_n s + \omega_n^2} & p_{24}(s) = \frac{G_{r 4} \omega_n^2 (\tau_{r 4} s + 1)}{s^2 + 2\zeta \omega_n s + \omega_n^2} \end{cases} \quad (14)$$

の形で与えられる。要素  $P_{ij}(s)$  の各係数は末尾の付録に記す。

式(13)により、車両の状態量である  $\beta$ ,  $r$  と、制御入力の前後輪操舵角  $\delta_f$ ,  $\delta_r$  および前後ラダーの方向舵角  $\delta_{af}$ ,  $\delta_{ar}$  の相互関係が把握できる。図3は、これらの相互関係を示したブロック線図である。要素  $P_{ij}(s)$  を計算すれば、各々の舵角が車両状態量に与える影響の大きさを明らかにすることが可能になる。さらに、式(11)の関係を用いると、各舵角が  $\alpha_i$  に与える影響を解析できる。

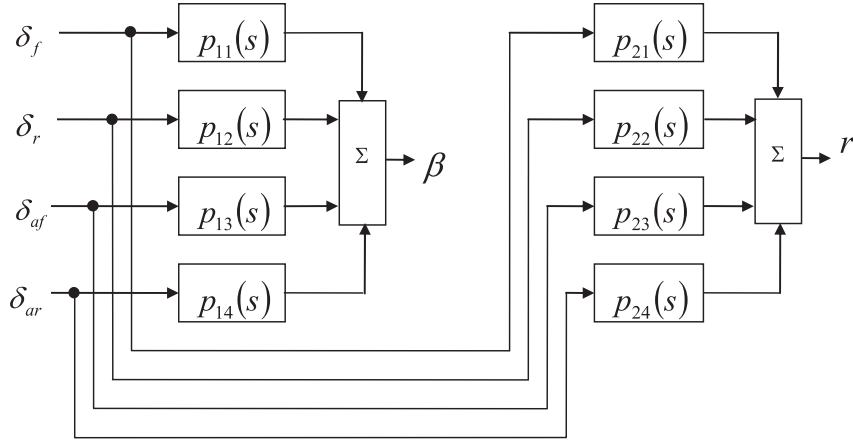


Fig. 3 Block diagram

次に、車両の運動方程式を状態方程式の形で表現する。状態方程式を導出する場合、式(4)～式(10)の関係を用いて直接求める方法と式(12)を変形して導く方法の2通りがある。今回は、前者の方法を用いて導出する。

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} \dot{\beta} \\ \dot{r} \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} \frac{-C_f + C_r + C_{af} + C_{ar}}{mv} & \frac{-aC_f + bC_r - d_{af}C_{af} + d_{ar}C_{ar} - mv^2}{mv^2} \\ \frac{-aC_f + bC_r - d_{af}C_{af} + d_{ar}C_{ar}}{I_z} & \frac{a^2C_f + b^2C_r + d_{af}^2C_{af} + d_{ar}^2C_{ar}}{I_z v} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \beta \\ r \end{bmatrix} \\ &+ \begin{bmatrix} \frac{C_f}{mv} & \frac{C_r}{mv} & \frac{C_{af}}{mv} & \frac{C_{ar}}{mv} \\ \frac{aC_f}{I_z} & \frac{bC_r}{I_z} & \frac{d_{af}C_{af}}{I_z} & \frac{d_{ar}C_{ar}}{I_z} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta_f \\ \delta_r \\ \delta_{af} \\ \delta_{ar} \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (15)$$

となる。ここで  $\mathbf{x} = [\beta \ r]^T$ ,  $\mathbf{u} = [\delta_f \ \delta_r \ \delta_{af} \ \delta_{ar}]^T$  とおくと、式(15)は

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}\mathbf{x} + \mathbf{B}\mathbf{u} \quad (16)$$

と簡略化して記すことができる。ただし、 $\mathbf{A}$  と  $\mathbf{B}$  はそれぞれ  $(2 \times 2)$  および  $(2 \times 4)$  行列である。

なお、 $\mathbf{u}_s = [\delta_f \ \delta_r]^T$ ,  $\mathbf{u}_a = [\delta_{af} \ \delta_{ar}]^T$  とおくと、 $\mathbf{u} = [\mathbf{u}_s \ \mathbf{u}_a]^T$  と表わすことができる。

## 4. 制御則

### 4・1 ステアリング操舵角フィードフォワード制御

空力ラダーと前後輪操舵を協調して制御するために、単純に

$$\begin{cases} \delta_{af} = k_{af}\delta_f \\ \delta_{ar} = k_{ar}\delta_r \end{cases} \quad (17)$$

の関係がある場合について検討する。ここで、 $k_{af}$  と  $k_{ar}$  はゲイン定数で、各々前輪および後輪実舵角に対するラダー舵角の倍率を示す。前後のラダー舵角はそれぞれ前後輪舵角と連動することにする。

式(17)を式(12)の右辺に代入して、まとめ直すと次式を得る。

$$\begin{aligned} & \begin{bmatrix} mvs + C_f + C_r + C_{af} + C_{ar} & mv + \frac{aC_f - bC_r + d_{af}C_{af} - d_{ar}C_{ar}}{v} \\ aC_f - bC_r + d_{af}C_{af} - d_{ar}C_{ar} & I_zs + \frac{a^2C_f + b^2C_r + d_{af}^2C_{af} + d_{ar}^2C_{ar}}{v} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \beta \\ r \end{bmatrix} \\ & = \begin{bmatrix} C'_f & C'_r \\ a'C'_f & -b'C'_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta_f \\ \delta_r \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (18)$$

ただし,

$$\begin{cases} C'_f = C_f + k_{af}C_{af} & a'C'_f = aC_f + d_{af}k_{af}C_{af} \\ C'_r = C_r + k_{ar}C_{ar} & b'C'_r = bC_r + d_{ar}k_{ar}C_{ar} \end{cases} \quad (19)$$

とする. この関係を用いると

$$\begin{cases} a' = \frac{a'C'_f}{C'_f} = \frac{aC_f + d_{af}k_{af}C_{af}}{C_f + k_{af}C_{af}} \\ b' = \frac{b'C'_r}{C'_r} = \frac{bC_r + d_{ar}k_{ar}C_{ar}}{C_r + k_{ar}C_{ar}} \end{cases} \quad (20)$$

となる.

ハンドル操舵角  $\theta$  とタイヤ実舵角  $\delta_f$ ,  $\delta_r$  との間の伝達関数をそれぞれ  $G_f(s)$ ,  $G_r(s)$  として, 次の関係を定義する.

$$\begin{cases} \delta_f(s) = G_f(s)\theta(s) \\ \delta_r(s) = G_r(s)\theta(s) \end{cases} \quad (21)$$

ここでは, 車両運動制御の目標特性として知られているヨー中心位置を所定位置とすると共に, ハンドル操舵角に対するヨーレイトの目標伝達関数を 1 次遅れ系等とする 2 自由度規範モデル制御に関する制御則を導出する. さらに, 車両運動状態量として, ヨーレイト, 横加速度および車両重心位置における車体横すべり角を求める.

いま,  $\hat{\beta}(s) = \beta(s)/\theta(s)$  および  $\hat{r}(s) = r(s)/\theta(s)$  とおくと, 式(18)は

$$\mathbf{A}_0 \begin{bmatrix} \hat{\beta}(s) \\ \hat{r}(s) \end{bmatrix} = \mathbf{B}'_0 \begin{bmatrix} G_f(s) \\ G_r(s) \end{bmatrix} \quad (22)$$

と表わすことができる. ただし, 行列  $\mathbf{A}_0$  と  $\mathbf{B}'_0$  はそれぞれ式(18)の左辺と右辺の  $(2 \times 2)$  行列である.

前後輪操舵制御は 2 つの車両運動状態量を目標特性とすることが可能である (2 自由度規範モデル制御). そこで, ハンドル操舵角に対する車両重心位置の車体横すべり角とヨーレイトを目標特性として各々  $\hat{\beta}_m(s)$  および  $\hat{r}_m(s)$  で表わす. これらを式(22)に代入して変形すると, 制御関数  $G_f(s)$  と  $G_r(s)$  は次式により求めることができる.

$$\begin{bmatrix} G_f(s) \\ G_r(s) \end{bmatrix} = \mathbf{B}'_0^{-1} \mathbf{A}_0 \begin{bmatrix} \hat{\beta}_m(s) \\ \hat{r}_m(s) \end{bmatrix} = \frac{\tilde{\mathbf{B}}'_0 \mathbf{A}_0}{|\mathbf{B}'_0|} \begin{bmatrix} \hat{\beta}_m(s) \\ \hat{r}_m(s) \end{bmatrix} \quad (23)$$

ただし,  $\tilde{\mathbf{B}}'_0$  は  $\mathbf{B}'_0$  の余因子行列,  $|\mathbf{B}'_0|$  は  $\mathbf{B}'_0$  の行列式を示す.

ここで, 目標特性がヨー中心を車両重心の後方  $e$  の位置とする場合,

$$\hat{\beta}_m(s) = \frac{e}{v} \cdot \hat{r}_m(s) \quad (24)$$

の関係がある. この式を式(24)に代入して  $G_f(s)$  および  $G_r(s)$  を求めると

$$\begin{cases} G_f(s) = \frac{\hat{r}_m(s)}{(a' + b')C'_f} \left\{ (meb' + I_z)s + mb'v + \frac{eb'\zeta' + (b' + e)\xi + \eta}{v} \right\} \\ G_r(s) = \frac{\hat{r}_m(s)}{(a' + b')C'_r} \left\{ (mea' - I_z)s + ma'v + \frac{ea'\zeta' + (a' - e)\xi - \eta}{v} \right\} \end{cases} \quad (25)$$

を得る.

ただし,  $\xi = aC_f - bC_r + d_{af}C_{af} - d_{ar}C_{ar}$   
 $\eta = a^2C_f + b^2C_r + d_{af}^2C_{af} + d_{ar}^2C_{ar}$

$$\zeta' = C_f + C_r + C_{af} + C_{ar}$$

次に、目標ヨーレイト特性が1次遅れ系と1次/2次系<sup>(14)</sup>の場合について、それぞれの制御則を導出する。

#### 4・1・1 目標ヨーレイト特性が1次遅れ系の場合

目標ヨーレイト特性を一次遅れ系

$$\hat{r}_m(s) = \frac{G_{r0}}{1 + \tau_r s} \quad (26)$$

とする。ただし、 $G_{r0}$ は目標とするヨーレイト定常ゲイン、 $\tau_r$ は目標の一次遅れ時定数を示す。なお、2WSの定常ヨーレイトゲイン $\hat{r}_0$ は、

$$\hat{r}_0 = \frac{v}{Nl(1 + K_s v^2)}$$

で与えられる。ただし、 $K_s$ はスタビリティファクタ。

$G_{r0}$ は $\hat{r}_0$ の $k_y$ 倍として $G_{r0} = k_y \hat{r}_0$ とおく。

式(26)を式(25)に代入して $G_f(s)$ および $G_r(s)$ を求めると

$$\begin{cases} G_f(s) = \frac{G_{r0}}{(a' + b')C_f'(1 + \tau_r s)} \left\{ (meb' + I_z)s + mb'v + \frac{eb'\zeta' + (b' + e)\xi + \eta}{v} \right\} \\ G_r(s) = \frac{G_{r0}}{(a' + b')C_r'(1 + \tau_r s)} \left\{ (mea' - I_z)s + ma'v + \frac{ea'\zeta' + (a' - e)\xi - \eta}{v} \right\} \end{cases} \quad (27)$$

で与えられる。

以上により、式(27)を式(21)に代入すると前後輪操舵角 $\delta_f$ 、 $\delta_r$ が計算できる。

したがって、式(17)の関係をを用いれば前後の空力ラダー舵角はそれぞれ

$$\begin{cases} \delta_{af}(s) = \frac{k_a^f G_{r0}}{(a' + b')C_f'(1 + \tau_r s)} \left\{ (meb' + I_z)s + mb'v + \frac{eb'\zeta' + (b' + e)\xi + \eta}{v} \right\} \cdot \theta(s) \\ \delta_{ar}(s) = \frac{k_a^r G_{r0}}{(a' + b')C_r'(1 + \tau_r s)} \left\{ (mea' - I_z)s + ma'v + \frac{ea'\zeta' + (a' - e)\xi - \eta}{v} \right\} \cdot \theta(s) \end{cases} \quad (28)$$

となる。

このときの $\hat{\beta}(s)$ および $\hat{r}(s)$ は

$$\hat{\beta}(s) = \frac{e}{v} \hat{r}(s) = \frac{e}{v} \hat{r}_m(s) = \frac{eG_{r0}}{v(1 + \tau_r s)} \quad (29)$$

$$\hat{r}(s) = \hat{r}_m(s) = \frac{G_{r0}}{1 + \tau_r s} \quad (30)$$

で与えられる。横加速度 $\hat{a}_y(s) = \alpha_y(s)/\theta(s)$ は式(11)に式(29)、(30)を代入すれば

$$\hat{a}_y(s) = v(s\hat{\beta} + \hat{r}) = v(s\hat{\beta} + \hat{r}_m) = (es + v)\hat{r}_m = \frac{(es + v)G_{r0}}{1 + \tau_r s} \quad (31)$$

となる。

#### 4・1・2 目標ヨーレイト特性が1次/2次系の場合

目標とするヨーレイト特性を

$$\hat{r}_m = \frac{G_{r0} \bar{\omega}_n^2 (\bar{T}_{r1} s + 1)}{s^2 + 2\bar{\zeta} \bar{\omega}_n s + \bar{\omega}_n^2} \quad (32)$$

とおく。ここで、 $G_{r0}$ 、 $\bar{T}_{r1}$ 、 $\bar{\zeta}$ および $\bar{\omega}_n$ は目標値とする。

制御関数 $G_f(s)$ および $G_r(s)$ は、式(25)に式(32)を代入して求めることができる。

$$\begin{cases} G_f(s) = \frac{K_f^a (T_{n2}^f s^2 + T_{n1}^f s + 1)}{T_{d2}^f s^2 + T_{d1}^f s + 1} \\ G_r(s) = \frac{K_r^a (T_{n2}^r s^2 + T_{n1}^r s + 1)}{T_{d2}^r s^2 + T_{d1}^r s + 1} \end{cases} \quad (33)$$

式(33)の各係数は巻末の付録にまとめて記す。

制御関数は、前後いずれも $s$ に関して2次/2次の形となる。式(21)と式(33)により、前後輪実舵角 $\delta_f$ と $\delta_r$ が計算できる。したがって、式(17)と式(33)により、前後の空力ラダー舵角 $\delta_{af}$ と $\delta_{ar}$ は

$$\begin{cases} \delta_{af}(s) = k_{af} G_f(s) \theta(s) \\ \delta_{ar}(s) = k_{ar} G_r(s) \theta(s) \end{cases} \quad (34)$$

となる。

したがって、 $\hat{\beta}(s)$ 、 $\hat{r}(s)$  および  $\hat{a}_y(s)$  は

$$\hat{\beta}(s) = \frac{e}{v} \hat{r}(s) = \frac{e}{v} \hat{r}_m(s) = \frac{N_{\beta 0}^{fr} (\overline{T}_{r1} s + 1)}{T_{d2}^f s^2 + T_{d1}^f s + 1} \quad (35)$$

$$\hat{r} = \hat{r}_m = \frac{G_{r0} \overline{\omega}_n^2 (\overline{T}_{r1} s + 1)}{s^2 + 2\overline{\xi} \overline{\omega}_n s + \overline{\omega}_n^2} = \frac{G_{r0} (\overline{T}_{r1} s + 1)}{T_{d2}^f s^2 + T_{d1}^f s + 1} \quad (36)$$

$$\hat{a}_y(s) = v (s\hat{\beta} + \hat{r}) = (es + v) \hat{r}_m = \frac{N_{a0}^{fr} (T_{an2}^{fr} s^2 + T_{an1}^{fr} s + 1)}{T_{d2}^f s^2 + T_{d1}^f s + 1} \quad (37)$$

で与えられる。ただし、式(35)~(37)の各係数は付録に記す。

#### 4・2 車両状態量フィードバック制御の付加

車体に外乱が作用した際にも規範モデルの目標特性に追従できる制御系を検討する。そこで、ステアリング操舵角フィードフォワードに車両状態量フィードバック制御を付加した制御系について制御則を導く<sup>(15)(16)</sup>。

状態方程式で表現された式(15)に式(18)を代入すると、次式を得る。

$$\begin{bmatrix} \dot{\beta} \\ \dot{r} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{\xi'}{mv} & -1 - \frac{\xi}{mv^2} \\ -\frac{\xi}{I_z} & -\frac{\eta}{I_z v} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \beta \\ r \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{C_f'}{mv} & \frac{C_r'}{mv} \\ \frac{D_f}{I_z} & -\frac{D_r}{I_z} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta_f \\ \delta_r \end{bmatrix} \quad (38)$$

ただし、 $D_f = aC_f' + k_a^f (d_a^f - a) C_{af}$ 、 $D_r = bC_r' + k_a^r (d_a^r - b) C_{ar}$

式(38)を書き換えると

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}\mathbf{x} + \mathbf{B}_k \mathbf{u}_s \quad (39)$$

で与えられる。

ここでは、ヨー中心位置を所定位置とし、ヨーレイトハンドル操舵角に対するヨーレイトの目標伝達関数を1次/2次系にする規範モデル制御の場合について制御則を導出する。

まず、式(24)と式(32)より目標特性を状態方程式に変形する。状態方程式として

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{x}}_m = \mathbf{A}_m \mathbf{x}_m + \mathbf{b}_m \theta \\ \mathbf{y}_m = \mathbf{C}_m \mathbf{x}_m \end{cases} \quad (40)$$

を得る。

ただし、 $\mathbf{x}_m = [\mathbf{x}_{m\beta} \ \mathbf{x}_{mr}]^T = [x_{m1} \ x_{m2} \ x_{m3} \ x_{m4}]^T$ 、 $\mathbf{y}_m = [\beta_m \ r_m]^T$ 、また、 $\mathbf{A}_m$ 、 $\mathbf{B}_m$  および  $\mathbf{C}_m$  の行列要素は付録に記す。

次に、実車両の状態方程式は式(39)を用いて次のようにする。

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}\mathbf{x} + \mathbf{B}_k \mathbf{u}_s \\ \mathbf{y} = \mathbf{C}\mathbf{x} = \mathbf{x} \end{cases} \quad (41)$$

ただし、 $\mathbf{x} = \begin{bmatrix} \beta \\ r \end{bmatrix}$ 、 $\mathbf{u}_s = \begin{bmatrix} \delta_f \\ \delta_r \end{bmatrix}$ 、 $\mathbf{y} = \mathbf{x} = \begin{bmatrix} \beta \\ r \end{bmatrix}$ 、 $\mathbf{C} = \mathbf{I}$

式(40)と式(41)より誤差方程式を求める。

$$\begin{aligned} \mathbf{e} &= \mathbf{y} - \mathbf{y}_m = \mathbf{x} - \mathbf{C}_m \mathbf{x}_m \\ \dot{\mathbf{e}} &= \dot{\mathbf{y}} - \dot{\mathbf{y}}_m = \dot{\mathbf{x}} - \mathbf{C}_m \dot{\mathbf{x}}_m = \dot{\mathbf{x}} - \mathbf{C}_m (\mathbf{A}_m \mathbf{x}_m + \mathbf{b}_m \theta) = \mathbf{A}\mathbf{x} + \mathbf{B}_k \mathbf{u}_s - \mathbf{C}_m (\mathbf{A}_m \mathbf{x}_m + \mathbf{b}_m \theta) \\ &= \mathbf{A}(\mathbf{x} - \mathbf{C}_m \mathbf{x}_m) + \mathbf{A}\mathbf{C}_m \mathbf{x}_m + \mathbf{B}_k \mathbf{u}_s - \mathbf{C}_m \mathbf{A}_m \mathbf{x}_m - \mathbf{C}_m \mathbf{b}_m \theta \\ &= \mathbf{A}\mathbf{e} + (\mathbf{A}\mathbf{C}_m - \mathbf{C}_m \mathbf{A}_m) \mathbf{x}_m + \mathbf{B}_k \mathbf{u}_s - \mathbf{C}_m \mathbf{b}_m \theta \end{aligned}$$



右辺の第2項以上を  $\mathbf{B}_k \mathbf{u}_{sb}$  とおくと,

$$\dot{\mathbf{e}} = \mathbf{A}\mathbf{e} + \mathbf{B}_k \mathbf{u}_{sb} \quad (42)$$

を得る.

ここでは,

$$\mathbf{B}_k \mathbf{u}_{sb} = (\mathbf{A}\mathbf{C}_m - \mathbf{C}_m \mathbf{A}_m) \mathbf{x}_m + \mathbf{B}_k \mathbf{u}_s - \mathbf{C}_m \mathbf{b}_m \theta \quad (43)$$

と置き換えたから,

$$\mathbf{u}_s = \mathbf{u}_{sf} + \mathbf{u}_{sb} \quad (44)$$

として, 式(43)に式(44)を代入する.

$$\begin{aligned} \mathbf{B}_k \mathbf{u}_{sb} &= (\mathbf{A}\mathbf{C}_m - \mathbf{C}_m \mathbf{A}_m) \mathbf{x}_m + \mathbf{B}_k (\mathbf{u}_{sf} + \mathbf{u}_{sb}) - \mathbf{C}_m \mathbf{b}_m \theta \\ \mathbf{B}_k \mathbf{u}_{sf} &= -(\mathbf{A}\mathbf{C}_m - \mathbf{C}_m \mathbf{A}_m) \mathbf{x}_m + \mathbf{C}_m \mathbf{b}_m \theta \end{aligned}$$

故に

$$\mathbf{u}_{sf} = -\mathbf{B}_k^{-1} \{ (\mathbf{A}\mathbf{C}_m - \mathbf{C}_m \mathbf{A}_m) \mathbf{x}_m - \mathbf{C}_m \mathbf{b}_m \theta \} \quad (45)$$

式(40)の第1式の両辺をラプラス変換する.

$$\begin{aligned} s\mathbf{x}_m &= \mathbf{A}_m \mathbf{x}_m + \mathbf{b}_m \theta \\ (s\mathbf{I} - \mathbf{A}_m) \mathbf{x}_m &= \mathbf{b}_m \theta \\ \mathbf{x}_m &= (s\mathbf{I} - \mathbf{A}_m)^{-1} \mathbf{b}_m \theta \end{aligned} \quad (46)$$

を得る.

これを式(45)に代入すると,

$$\mathbf{u}_{sf} = -\mathbf{B}_k^{-1} \{ (\mathbf{A}\mathbf{C}_m - \mathbf{C}_m \mathbf{A}_m) (s\mathbf{I} - \mathbf{A}_m)^{-1} - \mathbf{C}_m \} \mathbf{b}_m \theta = G_{sf}(s) \theta(s) \quad (47)$$

に変形することができる. ただし,  $G_{sf}(s)$  は入力  $\theta$  と出力  $\mathbf{u}_{sf}$  間の伝達関数 ( $2 \times 1$  要素ベクトル) を示す.

制御設計計算ソフト MATLAB を使用する際は計算を容易にするため, 式(47)により  $\mathbf{x}_m$  を直接求める. 式(46)の第1式より,

$$\mathbf{x}_{m\beta} = (s\mathbf{I} - \mathbf{A}_{m\beta})^{-1} \mathbf{b}_{m\beta} \theta$$

ここで,

$$\begin{aligned} s\mathbf{I} - \mathbf{A}_{m\beta} &= \begin{bmatrix} s & -1 \\ \bar{a}_0 & s + \bar{a}_1 \end{bmatrix} = \mathbf{A}_b, \quad (s\mathbf{I} - \mathbf{A}_{m\beta})^{-1} = \frac{1}{|\mathbf{A}_b|} \tilde{\mathbf{A}}_b, \quad |\mathbf{A}_b| = s^2 + \bar{a}_1 s + \bar{a}_0 \\ \tilde{\mathbf{A}}_b &= \begin{bmatrix} s + \bar{a}_1 & 1 \\ -\bar{a}_0 & s \end{bmatrix} : \text{余因子行列} \end{aligned}$$

故に

$$\mathbf{x}_{m\beta} = \begin{bmatrix} x_{m1} \\ x_{m2} \end{bmatrix} = \frac{1}{s^2 + \bar{a}_1 s + \bar{a}_0} \cdot \begin{bmatrix} 1 \\ s \end{bmatrix} \theta \quad (48)$$

同様にして, 式(46)の第2式より,

$$\begin{aligned} \mathbf{x}_{mr} &= (s\mathbf{I} - \mathbf{A}_{mr})^{-1} \mathbf{b}_{mr} \theta \\ \mathbf{x}_{mr} &= \begin{bmatrix} x_{m3} \\ x_{m4} \end{bmatrix} = \frac{1}{s^2 + \bar{a}_1 s + \bar{a}_0} \cdot \begin{bmatrix} 1 \\ s \end{bmatrix} \theta \end{aligned} \quad (49)$$

式(48), (49)より,

$$\mathbf{x}_m = \begin{bmatrix} \mathbf{x}_{m\theta} \\ \mathbf{x}_{mr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/(s^2 + \bar{a}_1 s + \bar{a}_0) \\ s/(s^2 + \bar{a}_1 s + \bar{a}_0) \\ 1/(s^2 + \bar{a}_1 s + \bar{a}_0) \\ s/(s^2 + \bar{a}_1 s + \bar{a}_0) \end{bmatrix} \theta \quad (50)$$

式(42)の誤差方程式より、状態量フィードバック成分  $\mathbf{u}_{sb}$  を求める。

本報告では、式(42)を最適レギュレータ問題として取り扱い、次式で与えられる評価関数  $J$  を最小化する  $\mathbf{u}_{sb}$  を求める。

$$J = \frac{1}{2} \int_0^\infty (\mathbf{e}^T \mathbf{Q} \mathbf{e} + \mathbf{u}_{sb}^T \mathbf{R} \mathbf{u}_{sb}) dt \quad (51)$$

ただし、 $\mathbf{Q}$  と  $\mathbf{R}$  は重み付け行列である。

最小にする入力  $\mathbf{u}_{sb}$  は、

$$\mathbf{u}_{sb} = -\mathbf{R}^{-1} \mathbf{B}_k^T \mathbf{P} \mathbf{e} = G_{sb}(s) \mathbf{e} \quad (52)$$

で与えられる。ただし、 $G_{sb}(s)$  は入力  $\mathbf{e}$  と出力  $\mathbf{u}_{sb}$  間の伝達関数 ( $2 \times 2$  要素行列) を示す。

式(52)内の  $\mathbf{P}$  は、次の Riccati 方程式の唯一の正定対称な解である。

$$\dot{\mathbf{P}} + \mathbf{P} \mathbf{A} - \mathbf{P} \mathbf{B}_k \mathbf{R}^{-1} \mathbf{B}_k^T \mathbf{P} + \mathbf{Q} + \mathbf{A}^T \mathbf{P} = \mathbf{0} \quad (53)$$

式(47)と式(52)を式(44)に代入すると、

$$\mathbf{u}_s = -\mathbf{B}_k^{-1} \{ (\mathbf{A} \mathbf{C}_m - \mathbf{C}_m \mathbf{A}_m) (\mathbf{s} \mathbf{I} - \mathbf{A}_m)^{-1} - \mathbf{C}_m \} \mathbf{b}_m \theta - \mathbf{R}^{-1} \mathbf{B}_k^T \mathbf{P} \mathbf{e} \quad (54)$$

を得る。

$\mathbf{u}_a = [\delta_{af} \ \delta_{ar}]^T$  とおいて、式(17)の関係を用いれば

$$\mathbf{u}_a = \mathbf{K}_a \mathbf{u}_s = \begin{bmatrix} k_{af} & 0 \\ 0 & k_{ar} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta_f \\ \delta_r \end{bmatrix} \quad (55)$$

と記すことができる。

車両状態方程式である式(16)において、制御入力  $\mathbf{u}$  は  $\mathbf{u} = [\delta_f \ \delta_r \ \delta_{af} \ \delta_{ar}] = [\mathbf{u}_s \ \mathbf{u}_a]^T$  だから、式(54)と式(55)をまとめて表記すれば、車両状態量フィードバック制御を付加した制御系は

$$\mathbf{u} = \begin{bmatrix} \mathbf{u}_s \\ \mathbf{u}_a \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{I} \\ \mathbf{K}_a \end{bmatrix} \mathbf{u}_s = \begin{bmatrix} \mathbf{I} \\ \mathbf{K}_a \end{bmatrix} (\mathbf{u}_{sf} + \mathbf{u}_{sb}) = \begin{bmatrix} \mathbf{I} \\ \mathbf{K}_a \end{bmatrix} \{ G_{sf}(s) \theta + G_{sb}(s) \mathbf{e} \} \quad (56)$$

となる。

図4は、この制御系のブロック線図を示す。

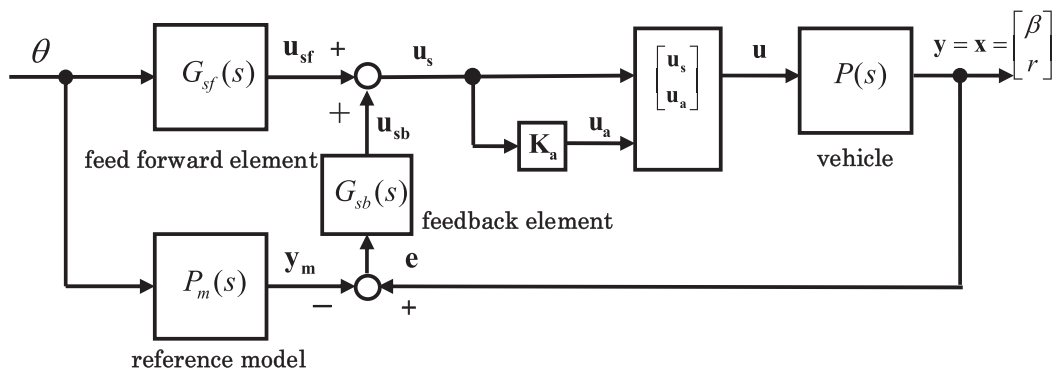


Fig. 4 Block diagram of cooperative control system of feedforward control by wheel steer operating angle and feedback control by vehicle dynamics state

以上により、ステアリング操舵角フィードフォワードに車両状態量フィードバック制御を付加した制御系において、

ヨー中心位置を所定位置とし、ヨーレイトハンドル操舵角に対するヨーレイトの目標伝達関数を1次/2次系とする規範モデル制御の制御則は式(56)で与えられることが示された。

外乱が作用しない場合は、制御則が式(17), (21), (33)および式(35)で記されるステアリング操舵角フィードフォワードの制御系と車両運動特性が等しくなる。なお、外乱として横風を想定した横力を車体に加えた場合の計算結果は次回報告する予定である。

### 5. 計算結果

前後輪アクティブ操舵と車体前後に配置した空力ラダーとの協制御を適用した車両の制御効果をシミュレーション計算により調べる。

本節では比較のために、次に示すFRSa0, FRSa, FRS, および2WSの4仕様の車両について操縦性・安定性能に関する解析計算を行う。

FRSa0は、前後輪アクティブ操舵と空力ラダーの協制御を適用して、目標特性がヨー中心を車両重心位置 ( $e = 0$  [m]), およびハンドル操舵角に対するヨーレイトの伝達関数を1次遅れ系となるようにした車両である。FRSaは、前後輪アクティブ操舵と空力ラダーの協制御を適用して、目標特性をヨー中心位置  $e = 0$  [m], ヨーレイト特性1次/2次系とした車両である。また、前後輪アクティブ操舵のみを適用して、目標特性はヨー中心位置  $e = 0$  [m], ヨーレイト特性1次/2次系とした車両をFRSと記す。制御無し的一般車両は2WSで表わす。

計算に際して、車両諸元および特性値は一般的な乗用車のデータを採用する。データ値は第2章の記号の説明の中に記す。目標とするヨーレイト特性に関して、ヨーレイト定常ゲイン  $G_{r0}$ は、比較を容易にするため1次遅れ系, 1次/2次系共に4WSを用いて  $e = 0$  [m] とする制御のヨーレイト定常ゲイン値に合わせる。また、式(26)の1次遅れ時定数は  $\tau_r = 0.05$  [s] とおく。式(32)の1次/2次系では、 $\omega_n = 2\pi \times 1.55$  [1/s],  $\zeta = 0.95$  および  $\bar{T}_{r1} = k_{21} mav/lC_r$  とする。ここで、 $\bar{T}_{r1}$ の右辺の  $mav/lC_r$  は、2WSのヨーレイト特性の1次進み定数である。 $k_{21}$ は調整係数を示しており本計算では  $k_{21} = 1.25$  としている。また、前後部の空力ラダーの制御は、式(17)において  $k_{af} = 5.0$ ,  $k_{ar} = 5.0$  とする。

#### 5・1 操舵応答安定性

前後輪アクティブ操舵と車体前後に配置した空力ラダーとの協制御を用いてヨー中心位置およびヨーレイト特性を共に所期値とする制御について、車両の操舵応答性への制御効果を調べる。

図5は、車速240 [km/h] 時におけるハンドル操舵入力と車両運動状態量のステップ応答を示す。ハンドル操舵は完全なステップ入力ではなく、実際のドライバーの操作に合わせた擬似ステップ入力としている。FRSa0, FRSa および FRS は、目標通りに車体スリップ角が時間に関わらず常に0 [deg] であり、2WSと比べて優れている。

ヨーレイトと横加速度特性に関しては、FRSa0, FRSa および FRS は立ち上がりが速く、応答性や安定性も2WSに比べて良好である。特に、FRSa0は最も立ち上がりが速い。なお、FRSa0, FRSa は、ヨーレイト特性の目標値を1次/2次系としてハンドル操舵角に対するヨーレイト特性の静動比を適度に持たせているために、オーバーシュート

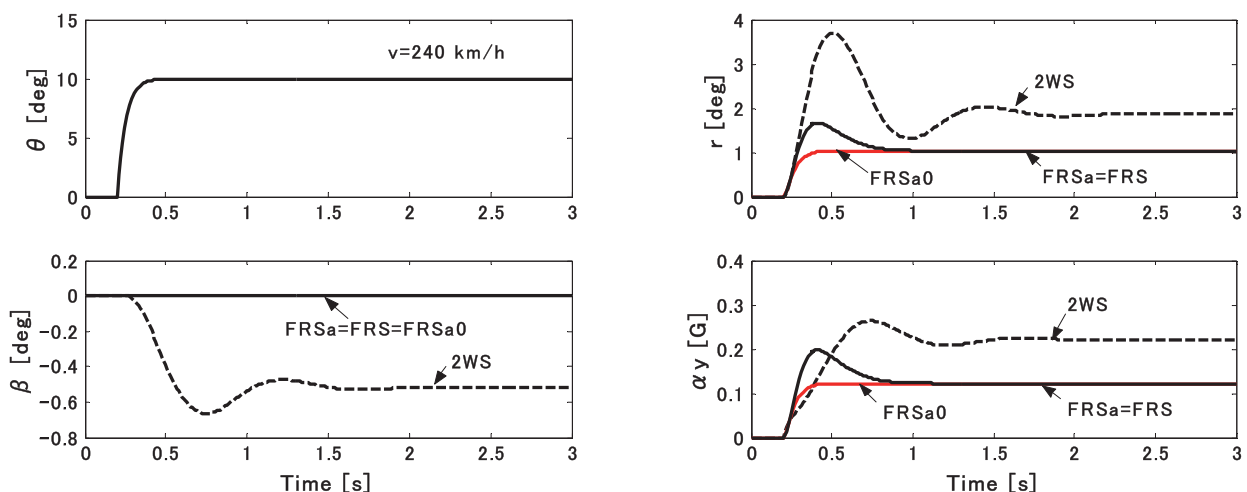


Fig. 5 Step response characteristics

が発生している。これは狙い通りの特性であり、ドライバの感受特性としては、オーバーシュートが全く無い静動比が1の1次遅れ系よりも適度な静動比を有するほうが良いという意見もあり、最終的には本システムを搭載した車両のコンセプト等によって決定されるものであろう。いずれにしても、FRSa0、FRSaおよびFRSは目標通りのステップ応答特性を示している。

図6と図7は、各々車速120 [km/h] と240 [km/h] 時におけるハンドル操舵角に対する車両運動状態量の周波数応答特性を示す。図の上段から順に、ヨーレート、横加速度および車体スリップ角特性を表わす。

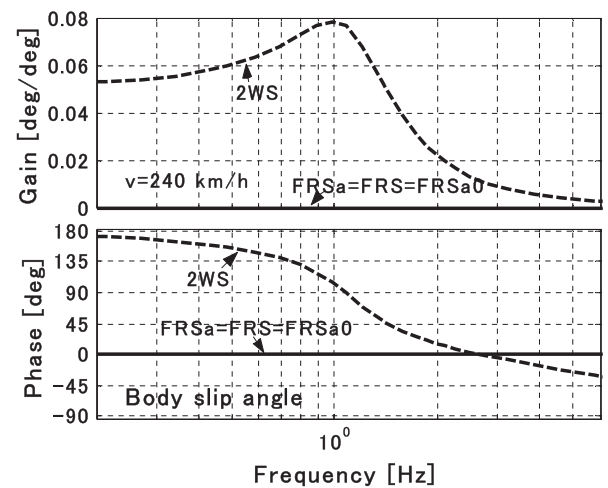
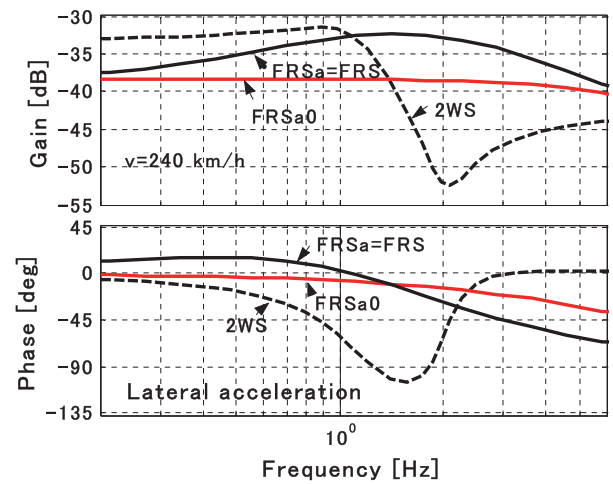
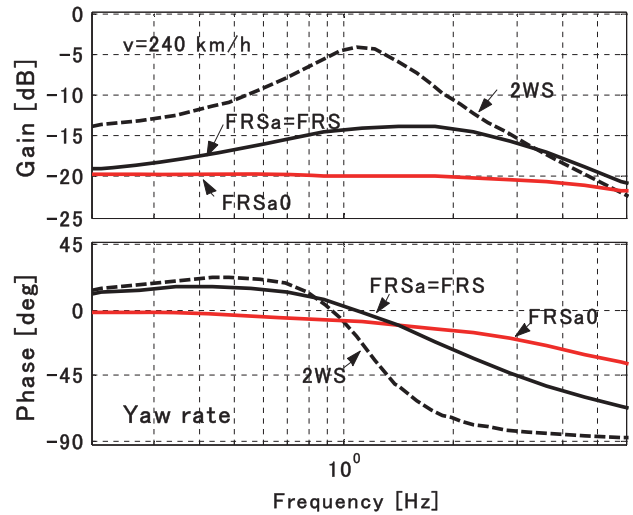
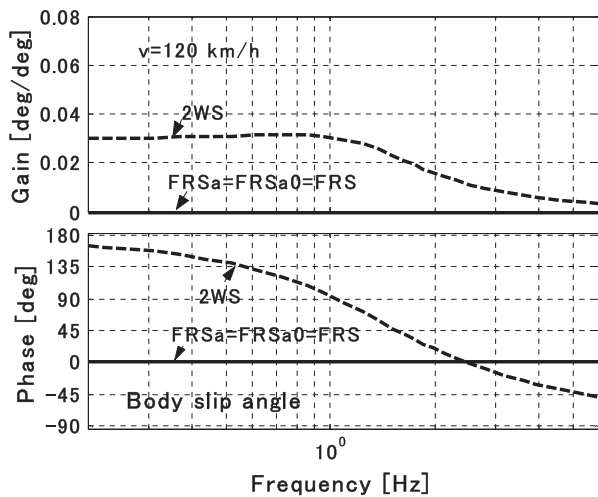
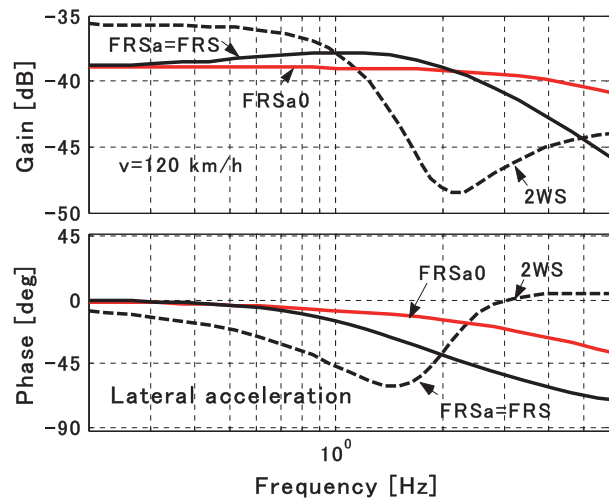
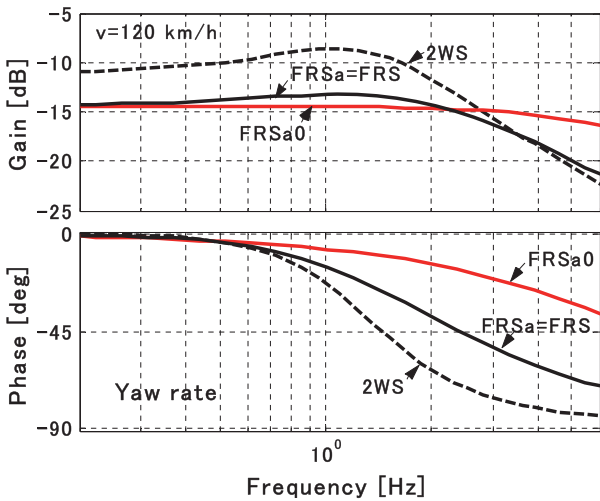


Fig. 6 Frequency response characteristics at 120 km/h

Fig. 7 Frequency response characteristics at 240 km/h

車体スリップ角特性において、FRSa 0, FRSa および FRS は、操舵周波数の大きさに関わらずゲイン 0 [deg/deg], 位相遅れ 0 [deg] である。これは車体スリップ角が常に 0 [deg] で、ヨー中心が目標通りに車両重心位置に在ることを示している。また、制御有りの 3 仕様は操舵周波数が高くなっても、ヨーレイトおよび横加速度共に 2 WS よりもゲインの低下が小さく、位相遅れも小さいなど良好な特性を示す。特に、FRSa 0 はゲインの低下と位相遅れが最も小さい。

FRSa 0 の運動性能は、3つの車両状態量共に車速が変化しても同じであり良好である。FRSa と FRS は、240 [km/h] の超高速になると 2 WS よりは明らかに良いが、ヨーレイトの静動比が大きくなりヨーダンピングが悪化傾向となる。横加速度もヨーレイト特性と同じ傾向である。これは、ヨーレイト目標値の一要素である  $\bar{T}_{r1} = k_{21} m a v / I C_r$  を車速 120 [km/h] で適正となるように設定し、そのまま 240 [km/h] で用いたのが原因と考えられる。対策として  $\bar{T}_{r1}$  の値を変更するか、 $\bar{\omega}_n$  とともに含めて適切な車速関数に置き換えるかを行えば改善できる。

また、2 WS は車速 240 [km/h] の場合、ヨーレイトゲインの静動比が大きくなりダンピングが悪化する。車体スリップ角のゲインおよび静動比も大きい。超高速域において、2 WS はハンドル操舵に対する安定性が大幅に低下することがわかる。

### 5・2 制御舵角特性

前述の 5.1 項の条件下における前後輪の制御舵角と前後部空力ラダーの制御舵角の特性を示す。図 8 は、車速 240 [km/h] 時におけるハンドル操舵入力 10 [deg] のときのステップ応答である。

FRSa 0, FRSa および FRS は、前輪舵角が 2 WS に対して切り増す状態となる。また、FRSa と FRS はハンドル操舵時に前輪舵角がオーバーシュートしており、ヨーレイト 1 次/2 次系を目標とした舵角制御関数の特徴を有する。また、後輪舵角と後部空力ラダー舵角は、ハンドル操舵開始直後に逆相となり、瞬時に同相に操舵される「位相反転制御」の特徴が表われている。

制御目標を同一とした FRSa と FRS を比較すると、空力ラダーを用いる FRSa の方が前後輪ともに舵角が小さい。車速が大きくなると前後輪共に制御舵角の差がさらに広がる。これは、FRSa の空力ラダーが発生する空気横力の作用により、FRSa は FRS よりも前後輪舵角を小さくできることを表わしている。

図 9 は、車速 240 [km/h] 時におけるハンドル操舵角に対する前後輪の制御舵角と前後部空力ラダーの制御舵角の周波数応答特性を示す。ステップ応答の場合と同様に、240 [km/h] 時の空気横力による効果は明らかにわかる。

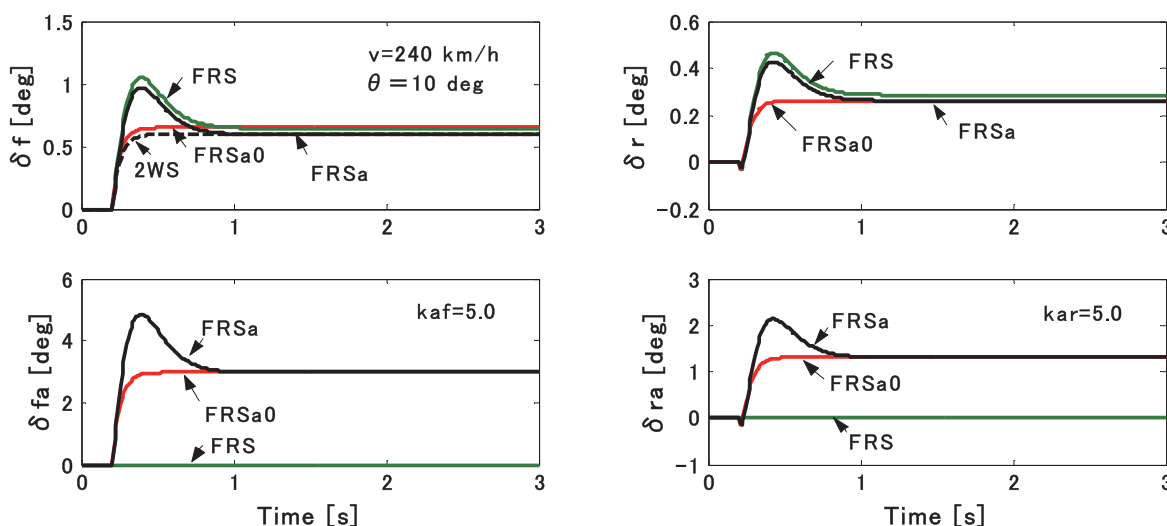


Fig. 8 Step response characteristics of front/rear wheel steer angles and aerodynamic rudder angles

### 5・3 空力ラダーが発生する空気横力の効果

図 10 は、式 (33) で表わされる FRSa の前後輪制御関数における定数項  $K_f^a$  と  $K_r^a$  の車速による変化を示す。図の縦軸はそれぞれ  $K_f = K_f^a$ ,  $K_r = K_r^a$  と記号を変更している。また、図中のグラフは式 (17) により与えられた  $k_{af}$  および  $k_{ar}$  をパラメータとしている。グラフにおいて、実線の太線は

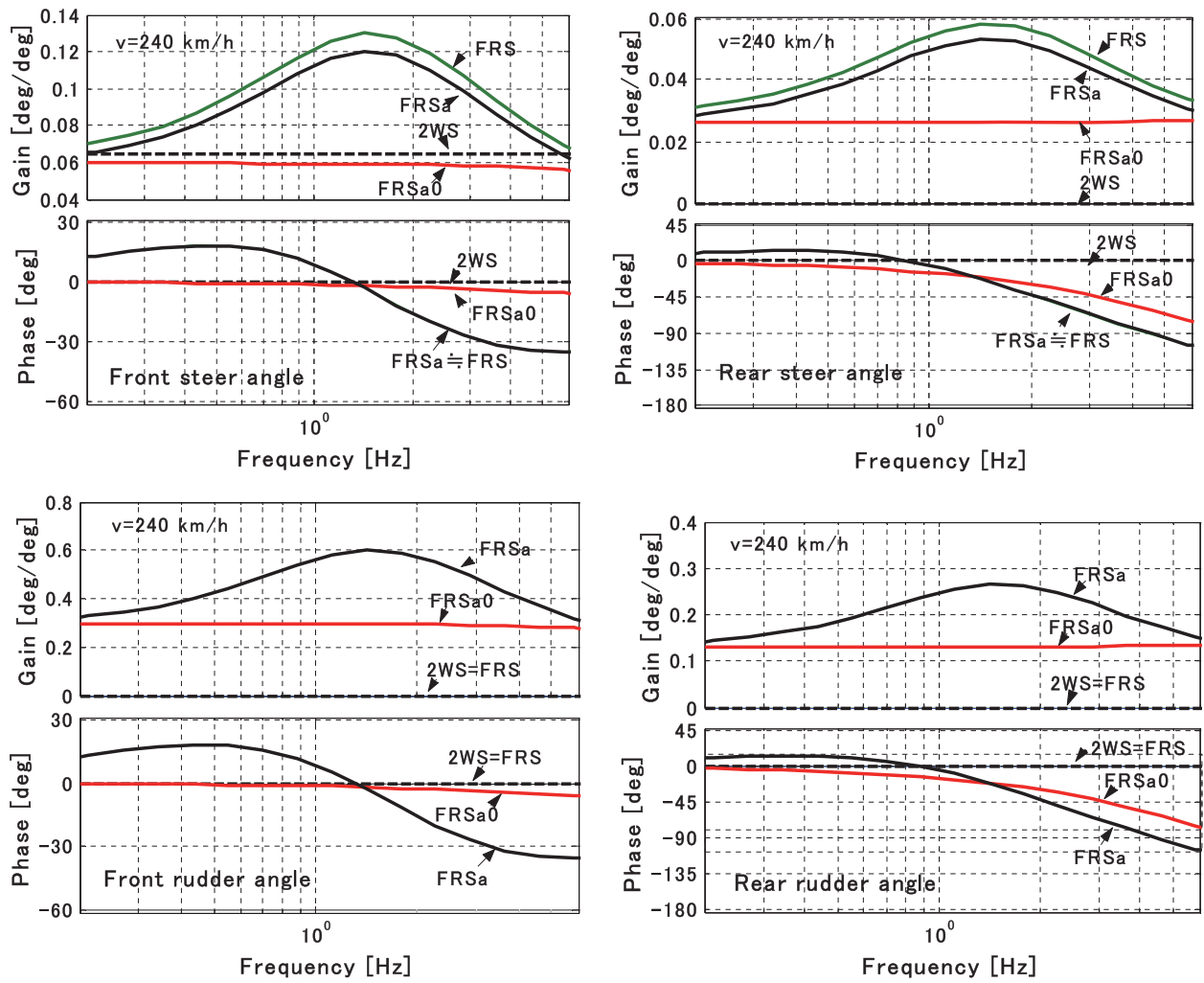


Fig. 9 Frequency response characteristics of front/rear wheel steer angle and aerodynamic rudder angles

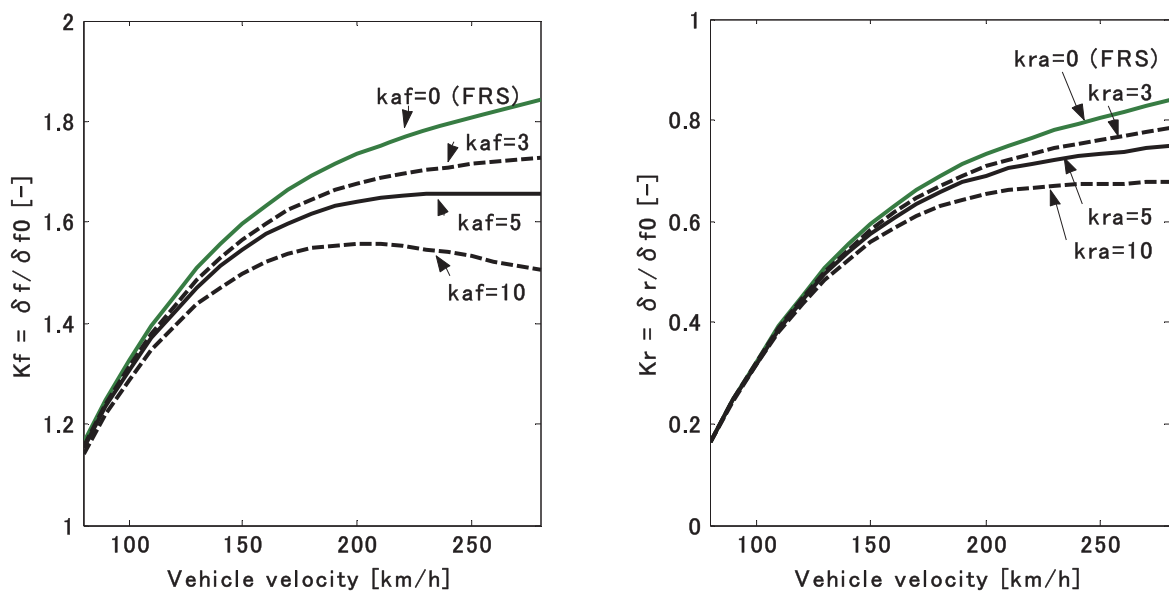


Fig. 10 Relation between proportional constant  $K$  of control function and vehicle velocity

5.1, 5.2項と同様に  $k_{af}=5.0$ ,  $k_{ar}=5.0$ とした場合を表わしている。実線の細線は  $k_{af}=k_{ar}=0$ すなわちFRSの場合を示す。また、他の破線の太線は、 $k_{af}=3.0, 10.0$ ,  $k_{ar}=3.0, 10.0$ とした場合である。

空気横力の効果は車速が大きくなるに従い顕著となり、前後輪の制御舵角を小さくできてタイヤの負担が減少する。ラダー翼の失速を招かない範囲で  $k_{af}$  または  $k_{ar}$  を大きくすることができれば、さらに前後輪の制御舵角が小さくなる。車速120 [km/h] 程度では空気力の効果は小さいが、180 [km/h] を超える高速域では空気横力の効果は非常に大きい。また、本報告では  $k_{af}$  および  $k_{ar}$  は一定として解析を進めているが、これらゲインを例えば車速に応じて可変にすれば、より適切な車両運動性能が得られる可能性がある。

## 6. 結 語

高速時における自動車の操縦性安定性向上を図るために前後輪アクティブ操舵と車体前後部に設けた空力ラダーとを協調させて制御する方法を検討した。その結果を以下にまとめる。

- (1) 操縦性安定性解析のための2自由度モデルを用いて、ヨー中心位置とヨーレイト特性の双方を目標値通りに制御する操舵と空力ラダーの協調制御則を得た。
- (2) この制御方法は2自由度制御系を構成しており、同時に2つの目標特性に対して追従制御が可能である。そこで、リング操舵に対するヨー中心位置とヨーレイトを所望する目標値にするための具体的な協調制御則を導出した。
- (3) シミュレーション計算により制御効果を確認した結果、(2)の制御方法を適用した車両は目標通りの良好な運動性能ることが判った。
- (4) また、高速時においては、車速の上昇に伴い空力ラダーが発生する空気力（横力）が急増するため、制御成績に対する空力ラダーの寄与度が大きくなり前後輪アクティブ操舵による前後タイヤ力の負担が低減することが明らかになった。タイヤ力の利用率の低減により制動駆動を伴った旋回性能や限界性能の向上が期待できる。

本報では、前報の4WSと後部空力ラダーの協調制御法をさらに発展させたものとして前後輪アクティブ操舵と前・後部空力ラダーの協調制御法について検討を行った結果、上述の通り良好な成績を得た。

高速または超高速走行時において、空力デバイスのアクティブ制御化による車両運動性能向上への可能性が一層広がった。今後は、タイヤに働く3方向力を統合制御に空力ラダーを加えた新たな走行系統合制御、水平ウィングと垂直ウィング（空力ラダー）との協調制御などの検討を行う。

また、これまでは空気力によるヨーモーメント発生機構である空力デバイス（ラダー）の技術的可能性や成立性を調べるために、タイヤコーナリング特性を線形として扱い、操安2自由度の2輪モデルを用いて理論的な解析を行った。これから取り組むべき課題としては、空力デバイス制御を行う場合のロール運動を考慮した車両運動解析、限界走行領域を含むコーナリング特性が非線形となる領域における運動性能、制動駆動を伴う旋回性能解析、ステアリング操舵特性への影響、車体外部流による空気力の変動を考慮したフィードバック制御方法などの検討が挙げられる。

## 7. 謝 辞

本論文を執筆するにあたり、本学交通機械工学科の梶山項羽市助教には図の作成で協力をいただいた。ここに感謝の意を表す。

## 文 献

- (1) William F. Milliken, and Douglas L. Milliken, Race Car Vehicle Dynamics (1995), pp. 489-577, SAE.
- (2) 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.
- (3) 森和典, “空力ラダーと四輪操舵の協調制御を適用した自動車の操縦性安定性に関する研究”, 久留米工業大学研究報告, No. 40 (2017), pp. 33-49.
- (4) 井口雅一, “四輪操舵車の前後輪協調制御方式に関する理論的研究”, 自動車技術会論文集, No. 35 (1987), pp. 120-125.
- (5) 森和典・江口孝彰・金子敏志・川越健次・入江南海雄, “後輪の位相反転制御による操縦安定性の向上 SUPER HICAS”, 自動車技術会学術講演会前刷集, 891068, Vol. 891 (1989-5), pp. 279-282.
- (6) 森和典・江口孝彰・金子敏志・川越健次・入江南海雄, “サスペンション特性も考慮した後輪操舵の過渡制御による操安性向上”, 自動車技術会論文集, No. 45 (1990), pp. 31-36.
- (7) 菅沢深・黒木純輔・福永由起夫・中村健治・入江南海雄, “前後輪の操舵制御による操縦安定性向上”, 自動車技術会論文集,

No. 38 (1988), pp. 62-70.

- (8) 森和典, タイヤ姿勢角制御による自動車の操縦性安定性, 日本機械学会論文集, 60-571, C (1994-3), 190-195.
- (9) Mori, K., "Vehicle Cornering Characteristics in Acceleration and Braking through Attitude Control of Front and Rear Tires", JSME Int. Journal, Series C, 39-1 (1996), pp.58-65.
- (10) Mori, K. and Itou, A., "Improvement in Maneuverability and Stability of Vehicle through Front/rear Active Steer Control with Steer-by-wire", Bulletin of Kurume Institute of Technology, No.32 (2009), pp.61-76.
- (11) 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.
- (12) 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.
- (13) 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.
- (14) 森和典, "ドライバの感受特性に基づく規範モデル追従制御を適用した四輪アクティブ操舵", 久留米工業大学研究報告, No. 32 (2009), pp. 41-54.
- (15) 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.
- (16) Mori, K., "Active Steer Control System of Front and Rear Wheels through Reference Model Following Control Based on Driver's Sense Characteristics", Bulletin of Kurume Institute of Technology, No.34 (2011), pp.11-27.

## 付 録

■ 式(14)における行列要素  $p_{ij}(s)$  の各係数 :

$$K_s = \frac{m}{I^2} \left( \frac{b}{C_f} - \frac{a}{C_r} \right) \quad : \quad 2 \text{ WS 車のスタビリティファクタ}$$

$$\omega_n = \sqrt{\Omega_A - \Omega_B}$$

$$\Omega_A = \{ l^2 C_f C_r + (d_{af} - a)^2 C_f C_{af} + (a + d_{ar})^2 C_f C_{ar} + (d_{af} + b)^2 C_r C_{af} + (d_{ar} - b)^2 C_r C_{ar} + (d_{af} + d_{ar})^2 C_{af} C_{ar} \} / m I_z v^2$$

$$\Omega_B = (a C_f - b C_r + d_{af} C_{af} - d_{ar} C_{ar}) / I_z$$

$$\zeta \omega_n = \frac{m (a^2 C_f + b^2 C_r + d_{af}^2 C_{af} + d_{ar}^2 C_{ar}) + I_z (C_f + C_r + C_{af} + C_{ar})}{2 m I_z v}$$

$$K_{ad} = \frac{A_{\beta 1}^d}{I^2 C_f C_r}$$

$$A_{\beta 1}^d = C_{af} \{ (d_{af} - a)^2 C_f + (d_{af} + b)^2 C_r - d_{af} m v^2 \} + C_{ar} \{ (d_{ar} + a)^2 C_f + (d_{ar} - b)^2 C_r + d_{ar} m v^2 \} + (d_{af} + d_{ar})^2 C_{af} C_{ar}$$

$$G_{\beta 1} = \frac{1 - \frac{a m v^2}{b l C_r} + K_{an}^{\beta 1}}{1 + K_s v^2 + K_{ad}} \cdot \frac{b}{l} \quad \tau_{\beta 1} = \frac{I_z v}{b l C_r \left( 1 - \frac{a m v^2}{b l C_r} + K_{an}^{\beta 1} \right)} \quad K_{an}^{\beta 1} = \frac{d_{af} (d_{af} - a) C_{af} + d_{ar} (a + d_{ar}) C_{ar}}{b l C_r}$$

$$G_{\beta 2} = \frac{1 + \frac{b m v^2}{a l C_f} + K_{an}^{\beta 2}}{1 + K_s v^2 + K_{ad}} \cdot \frac{a}{l} \quad \tau_{\beta 2} = \frac{I_z v}{a l C_f \left( 1 + \frac{b m v^2}{a l C_f} + K_{an}^{\beta 2} \right)} \quad K_{an}^{\beta 2} = \frac{d_{af} (d_{af} + b) C_{af} + d_{ar} (d_{ar} - b) C_{ar}}{a l C_f}$$

$$G_{\beta 3} = \frac{1 - \frac{d_{af} m v^2}{b (b + d_{af}) C_r} + K_{an}^{\beta 3}}{1 + K_s v^2 + K_{ad}} \cdot \frac{b (b + d_{af}) C_{af}}{l^2 C_f} \quad \tau_{\beta 3} = \frac{I_z v}{b (b + d_{af}) C_r \left\{ 1 - \frac{d_{af} m v^2}{b (b + d_{af}) C_r} + K_{an}^{\beta 3} \right\}}$$

$$K_{an}^{\beta 3} = \frac{a (a - d_{af}) C_f + d_{ar} (d_{af} + d_{ar}) C_{ar}}{b (b + d_{af}) C_r}$$

$$G_{\beta 4} = \frac{1 + \frac{d_{ar} m v^2}{a (a + d_{ar}) C_f} + K_{an}^{\beta 4}}{1 + K_s v^2 + K_{ad}} \cdot \frac{a (a + d_{ar}) C_{ar}}{l^2 C_r} \quad \tau_{\beta 4} = \frac{I_z v}{a (a + d_{ar}) C_f \left\{ 1 + \frac{d_{ar} m v^2}{a (a + d_{ar}) C_f} + K_{an}^{\beta 4} \right\}}$$



$$K_{an}^{\beta 4} = \frac{b(b-dar)C_r + d_{af}(d_{af}+dar)C_{af}}{a(a+dar)C_f}$$

$$G_{r1} = \frac{1+K_{an}^{r1}}{1+K_s v^2 + K_{ad}} \cdot \frac{v}{l} \quad \tau_{r1} = \frac{amv}{lC_r(1+K_{an}^{r1})} \quad K_{an}^{r1} = \frac{(a-d_{af})C_{af} + (a+dar)C_{ar}}{lC_r}$$

$$G_{r2} = -\frac{1+K_{an}^{r2}}{1+K_s v^2 + K_{ad}} \cdot \frac{v}{l} \quad \tau_{r2} = \frac{bmv}{lC_f(1+K_{an}^{r2})} \quad K_{an}^{r2} = \frac{(b+dar)C_{af} + (b-dar)C_{ar}}{lC_f}$$

$$G_{r3} = \frac{1+K_{an}^{r3}}{1+K_s v^2 + K_{ad}} \cdot \frac{(d_{af}+b)vC_{af}}{l^2 C_f} \quad \tau_{r3} = \frac{d_{af}mv}{(d_{af}+b)C_r(1+K_{an}^{r3})} \quad K_{an}^{r3} = \frac{(d_{af}-a)C_f + (d_{af}+dar)C_{ar}}{(d_{af}+b)C_r}$$

$$G_{r4} = -\frac{1+K_{an}^{r4}}{1+K_s v^2 + K_{ad}} \cdot \frac{(a+dar)vC_{ar}}{l^2 C_r} \quad \tau_{r4} = \frac{darmv}{(a+dar)C_f(1+K_{an}^{r4})} \quad K_{an}^{r4} = \frac{(dar-b)C_r + (d_{af}+dar)C_{af}}{(a+dar)C_f}$$

■ 式(33)の各係数は次の通り.

$$K_f^a = \frac{G_{r0}}{(a'+b')C_f'} \left\{ mb'v + \frac{eb'\zeta' + (b'+e)\xi + \eta}{v} \right\} \quad T_{n2}^f = \frac{\bar{T}_{r1}(mb'e + I_z)}{mb'v + \frac{eb'\zeta' + (b'+e)\xi + \eta}{v}}$$

$$T_{n1}^f = \bar{T}_{r1} + \frac{mb'e + I_z}{mb'v + \frac{eb'\zeta' + (b'+e)\xi + \eta}{v}} \quad T_{d2}^f = \frac{1}{\bar{\omega}_n^2} \quad T_{d1}^f = \frac{2\bar{\xi}}{\bar{\omega}_n}$$

$$K_f^a = \frac{G_{r0}}{(a'+b')C_f'} \left\{ ma'v + \frac{ea'\zeta' + (a'-e)\xi - \eta}{v} \right\} \quad T_{n2}^f = \frac{\bar{T}_{r1}(ma'e - I_z)}{ma'v + \frac{ea'\zeta' + (a'-e)\xi - \eta}{v}}$$

$$T_{n1}^r = \bar{T}_{r1} + \frac{ma'e - I_z}{ma'v + \frac{ea'\zeta' + (a'-e)\xi - \eta}{v}} \quad T_{d2}^r = T_{d2}^f = \frac{1}{\bar{\omega}_n^2} \quad T_{d1}^r = T_{d1}^f = \frac{2\bar{\xi}}{\bar{\omega}_n}$$

■ 式(35)と式(37)の各係数は次の通り.

$$N_{\beta 0}^{fr} = \frac{eG_{r0}}{v} \quad N_{a0}^{fr} = vG_{r0} \quad T_{an2}^{fr} = \frac{e\bar{T}_{r1}}{v} \quad T_{an1}^{fr} = \frac{e + v\bar{T}_{r1}}{v}$$

■ 式(40)における  $\mathbf{A}_m$ ,  $\mathbf{B}_m$  および  $\mathbf{C}_m$  :

$$\text{式(32)を } \hat{r}_m = \frac{r_m}{\theta} = \frac{\bar{c}_1 s + \bar{c}_0}{s^2 + \bar{a}_1 s + \bar{a}_0} \text{ とおく.}$$

$$\text{式(29)より } \hat{\beta}_m = \frac{e\hat{r}_m}{v} = \frac{e}{v} \cdot \frac{\bar{c}_1 s + \bar{c}_0}{s^2 + \bar{a}_1 s + \bar{a}_0} \text{ の関係があり, } \hat{\beta}_m = \frac{\bar{b}_1 s + \bar{b}_0}{s^2 + \bar{a}_1 s + \bar{a}_0} \text{ とおく.}$$

各係数は次の通り.

$$\bar{a}_1 = 2\bar{\xi}\bar{\omega}_n \quad \bar{a}_0 = \bar{\omega}_n^2 \quad \bar{b}_1 = \frac{eG_{r0}\bar{\omega}_n^2\bar{T}_{r1}}{v} \quad \bar{b}_0 = \frac{eG_{r0}\bar{\omega}_n^2}{v}$$

$$\bar{c}_1 = G_{r0}\bar{\omega}_n^2\bar{T}_{r1} \quad \bar{c}_0 = G_{r0}\bar{\omega}_n^2$$

$$\mathbf{A}_m = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\bar{a}_0 & -\bar{a}_1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & -\bar{a}_0 & -\bar{a}_1 \end{bmatrix} \quad \mathbf{b}_m = \begin{bmatrix} \mathbf{b}_{m\beta} \\ \mathbf{b}_{mr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad \mathbf{C}_m = \begin{bmatrix} \bar{b}_0 & \bar{b}_1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \bar{c}_0 & \bar{c}_1 \end{bmatrix}$$