

〔論文〕

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

森 和典*¹

Vehicle Maneuverability and Stability using an Integrated Control System for Aerodynamic Rudder and Four-Wheel-Steering

Kazunori MORI*¹

Abstract

We propose a new method to cooperatively control the rudder angle of an aerodynamic vertical rudder, which is installed at the rear of a vehicle body to generate active yaw moment, and the rear wheel steer angle in a four-wheel-steering system to improve vehicle maneuverability and stability at high speeds. The analysis model simplifies vehicle motion equations and provides not only a system control rule which combines aerodynamic device and four-wheel-steering to adjust the yaw center to a prescribed position but also a system control rule to achieve the target first-/second-order yaw rate characteristic. A computer simulation confirmed that a vehicle having this control system demonstrates excellent vehicle dynamics and achieves the target characteristics. Additionally, our data verifies that this system reduces tire control angle such that the necessary lateral force of the tire is small when aerodynamic force increases with vehicle velocity. Further, we explore the technical potential of this system and discuss future research and development.

Key words : Dynamics Automobile, Maneuverability, Stability, Aerodynamics, Aerodynamic Device, Rudder, Yaw Moment

1. 緒 言

自動車が高速で走行する際、車体周りの相対的な空気流により生じる空気力が車体に作用するため車両運動性能に大きな影響を及ぼす。空気流による様々な要因で車体には前後、左右、上下力およびロール、ピッチ、ヨーモーメントが作用し、これらは空気力の6分力と呼ばれる。特に、前後方向の抗力（空気抵抗）は、走行抵抗を構成する主要素の一つとして動力性能に大きな影響を及ぼすために、内燃機関を搭載した車両では燃費を悪化させる原因になる。また、上向力（揚力）は車体を持ち上げる方向に作用してタイヤ接地荷重を減少させる。接地荷重が減少すると旋回時にタイヤが発生するコーナリングフォースの低下を招くこととなり自動車の操縦性安定性に悪影響を及ぼす。そこで、現在までに空気抵抗や揚力の減少を目的として車体形状やデザインなどに様々な工夫が凝らされてきた⁽¹⁾。

自動車の運動性能に着目すると、揚力だけではなくヨーモーメント（偏揺モーメント）の影響も大きい。モータースポーツ用途車、スーパーカーを含むスポーツカーおよび走行性能重視の乗用車では、空気力による下向きの揚力（ダウンフォース）を発生させてタイヤの接地荷重の減少を抑えるためにウイングやスポイラなどの空力デバイスが多用されている⁽²⁾⁽³⁾。さらに、偏揺モーメントの適正化を図るため車両形状に関する研究開発が行われている⁽⁴⁾。

一般的な空力デバイスであるウイングやスポイラなどは可動部を有しておらず空気流を受動的にコントロールするため受動制御（パッシブ制御）として位置づけられる。一方で、高速時にフロントスポイラやリヤウイングを車体から出現させる方法、車速に応じてリヤウイングの取付け角度を段階的に可変として仰角を制御する方法等は可変部が走行状態に応じて自動的に制御されるため、能動制御（アクティブ制御）の範疇に入る。能動制御の例として取り上げた装置類は既に実用化されている。また、ロールを抑制し左右輪間の接地荷重配分の適正化を図るために、リヤウイングを左

*¹ 交通機械工学科
平成29年10月12日受理

右に分割して、ロール量に応じて左右それぞれの翼を独立して迎角制御する方法もレーシングカーで実用化されたことがある。

このような背景から、さらに、ヨーモーメントを積極的に発生させる空力デバイス（ラダーと呼ぶ）があれば、高速時における操縦性安定性の向上に寄与する可能性がある。著者らは、空気力を利用してヨーモーメントを積極的に発生させるラダー機構とそのアクティブ制御方法について検討を進めており、これまでに次のことを明らかにした。空力ラダーは、翼面積の制約から高速域においてもタイヤ並みの大きな横力を空気力から得ることは期待できない。しかし、走行制御装置の補助的な役割を空力ラダーに担わせることは可能と考えられる。空気力は速度の二乗に比例して大きくなるため、高速域から超高速域では空力ラダーの効果は顕著となり、走行制御装置の補助としての役割も車速の上昇と共に急増することが見込まれる。

本研究では、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後方に取り付けて、ラダーの仰角と4WSの後輪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、車両運動解析のために単純化した2自由度計算モデルを用いて目標特性を実現するための空力デバイスと4WSの協調制御則を導出する。シミュレーション計算により制御効果を確認した結果、提案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を有することが判った。また、車速の上昇に伴い制御成績に対する空力ラダーの寄与度が急増するためタイヤの負担が減少することを定量的に明らかにした。最後に、本システムの技術的可能性と今後の研究の展開について考察する。

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 : 空力ラダーの翼面積 … 左右2翼分 {0.22m²}

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

C_a : 空力ラダーに発生する仰角1°当たりの空気横力（揚力）

C_s : ステアリング系の等価減衰係数 {0.3Ns/m}

C_y : 空力ラダーの揚力係数（車両に関しては横力係数）

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

F_a : 空力ラダーに発生する横力

$F_{ax}^b, F_{ay}^b, F_{az}^b$: 車体に作用する x, y, z 軸方向の空気力

$F_{ax}^w, F_{ay}^w, F_{az}^w$: リヤウイング等の空力デバイスに作用する x, y, z 軸方向の空気力

F_{ix}, F_{iy}, F_{iz} : 各輪の x, y, z 軸方向のタイヤ力, F_i : 左右2輪のコーナリングフォースの和

F_h : ステアリング操舵力 $F_h = T_h/d_h$

G_{r0} : 2WSのヨーレイト定常ゲイン $G_{r0} = \dot{r}_0$, H : 車両の重心高

I_h : ステアリングホイール軸回りの慣性モーメント {0.045kgm²}

I_x, I_y, I_z : 車両のロール, ピッチおよびヨー慣性モーメント $I_z = \{2400\text{kgm}^2\}$

K_s : スタビリティファクタ

$M_{ax}^b, M_{ay}^b, M_{az}^b$: 車体に働く x, y, z 軸周りの空気力によるモーメント

$M_{ax}^w, M_{ay}^w, M_{az}^w$: 空力デバイスにより x, y, z 軸周りに発生する空気力によるモーメント

M_{xc} : 四輪の制駆動トルク配分により生じる直接ヨーモーメント

N : ステアリング全ギヤ比 {15.4}, S : 車両の前面投影面積

T_h : ステアリング操舵トルク, T_b : パワーステアリング装置のアシスト出力トルク

a, b : 前・後車軸～車両重心間距離 {1.18, 1.44m}, d_h : ステアリングホイール直径 {0.28m}, d : 空力ラダーの空力中心～車両重心間距離 {1.75m}

$h_{cg} : h_{cg} = H - h_{RC}$

h_{RC}, h_s : 重心からロール中心までの距離, ロールモーメントのアーム長

$$h_s = (H - h_{RC}) \cos \theta_R = \{ H - (bh_f + ah_r) / l \} \cos \theta_R$$

h_i : 前・後輪のロール中心高さ

l : ホイールベース {2.62m},

l_c : 翼弦長

m, m_s : 車両質量 {1500kg}, ばね上質量, Δm : 回転部分相当質量
 r : ヨーレイト (ヨー角速度), s, t : ラプラス記号, 時間
 t_c, t_{tr} : 前輪のキャストトレール {0.03m}, 前輪タイヤのニューマチックトレール {0.03m}
 v : 車速, a_x, a_y : 車両の前後加速度, 横加速度
 β : 車両重心位置における車体横すべり角
 β_a : 空力ラダーの仰角, β_i, β_j : 前・後輪のタイヤスリップ角, 各輪のタイヤスリップ角
 δ_a : 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 $\delta_f = \theta/N$
 θ_R : ロール軸の傾斜角 $\tan \theta_R = (h_r - h_f)/l$
 λ, ϕ : ピッチ角, ロール角
 ρ : 空気密度 {1.293kg/m³}
 添字
 i : f -前輪, r -後輪,
 j : x -前後方向, y -横方向, または 1-右前輪, 2-右後輪, 3-左前輪, 4-左後輪
 座標系
 $o-xy$: 車体固定座標系 (2次元) $o-xyz$: 車体固定座標系 (3次元)

3. 空力デバイスと四輪操舵について

図1は空力デバイス (方向舵: ラダー) の一例を示す。リヤウィングの左右両側に設けた支柱を翼型断面形状として、このラダーを支柱軸周りに揺動させて翼の迎角を制御する。ラダーに発生する揚力を用いて直接横力を得る構成としている。空力的にヨーモーメントを発生させる手段としては、この他にもリヤウィング自体を傾斜させて逆揚力の横力成分によりヨーモーメントを得る方法、航空機と同様に垂直安定翼に方向舵 (ラダー) を設ける方法⁽⁵⁾などが挙げられる。

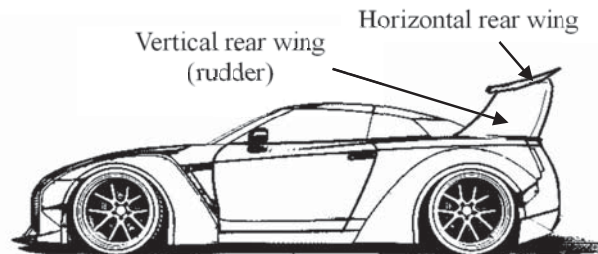


Fig. 1 Automobile with aerodynamic rudder

一方、4WSはわが国独自の技術として研究開発が行われて^{(6)~(9)}、約30年前に乗用車に搭載され世界初として市販化された⁽¹⁰⁾。1990年の前後は数多くの国内メーカで相次ぎ採用される^{(11)~(13)}と共に、さらなる研究開発も進められて、他の制動駆動装置やサスペンション装置などの協調制御⁽¹⁴⁾⁽¹⁵⁾、人-自動車系の研究等にも活用されてきた。しかし、その後、国内における市販車への採用は減少し、現在では一部の車種にしか残っていない。ところが、最近になって欧州メーカの著名な高級スポーツカーやスーパーカーなどで数多く採用されており、海外を中心に4WSの技術が復活している。

4WSは、純機械式、油圧式および電動式と様々な方式が開発されてきたが、その進歩は電子制御技術の発展によるところが大きい。装置の設計に際して、最大操舵角量は考慮すべき重要な要素である。操縦性安定性の向上を主目的とした4WSは、市販車 (乗用車) の場合、後輪最大舵角は約1.0 [deg] に設定されている⁽¹⁶⁾。後輪だけでなく前輪も補助操舵する「前後輪アクティブ制御」⁽¹⁷⁾⁽¹⁸⁾の場合は、計算上の後輪舵角は最大2.0~2.5 [deg] 程度となる。実用化に際して、制御舵角が小さくできれば、システムの搭載性やフェールセーフなどの観点から非常に好都合である。

タイヤ横力を得るためにトー角だけではなくキャンバ角を利用する方法⁽¹⁹⁾を併用すれば、上述の技術的課題もある程度解決できる。しかし、タイヤが発生する力には限界があるため、制動駆動力を伴う旋回走行ではタイヤ横力は減少してしまう。そこで、タイヤ以外に車両に働く外力すなわち空気力を利用すれば、旋回運動時にタイヤ自体の負担を軽減することができてその余裕代で性能向上を図れる可能性がある。

空力ラダーに対象翼断面を用いた場合、空気力の揚力係数は迎角が10 [deg] 近傍まで線形の特性を有する⁽²⁰⁾。揚力と迎角の関係を考えると、タイヤのスリップ角と横力の関係よりも約5倍も線形域が広いのが特徴である。タイヤ実舵角よりも空力ラダーの舵角を大きくすることができる。しかしながら、揚力は空気流の速度の2乗に比例するため、低中速域の車速ではタイヤが発生するコーナリングフォースほど大きさの横力は、常識的な翼面積の空力ラダーでは得ることができない。

全走行域において運動性能を向上させるためには、空力ラダーと4WSの協調制御が望ましいと考えられる。中速から高速までの領域は4WSを主体の制御として、空気力の影響が大きくなる高速から超高速走行域では空力ラダー制御を併用すれば後輪操舵量の軽減が期待できる。さらに、高速コーナリング限界域や制動駆動を伴う走行において、タイヤのコーナリング特性が摩擦力の飽和領域近傍になる走行場面では、空気力を用いて旋回に必要な横力とヨーモーメントを補完できる可能性が大きい。

本報はこの制御方法に関する第一報として、タイヤコーナリング線形域において検討した内容を説明する。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制御⁽²¹⁾⁽²²⁾、ヨーレイト一次遅れ特性⁽²³⁾およびヨーレイト1次/2次特性規範モデル追従制御⁽²⁴⁾について、空力ラダーと4WSの協調制御則をそれぞれ導出し、その効果をシミュレーション計算により確認する。

4. 運動方程式

4・1 車両系の解析モデル

図2は車体の3軸回りの回転運動と3方向の並進運動を考慮した解析モデルである⁽²⁵⁾⁽²⁶⁾。この解析モデルの運動方程式には車体および空力デバイスに作用する空気力を付加する。次の前提条件下で車両の運動方程式を作成する。①車体固定座標回りの慣性相乗モーメントは全て零とする。②ロールセンタは左右輪を結ぶ線の中点を含み、路面に対し垂直な平面上に位置する。また車体に固定されている。

車体固定座標系を用いて車両の運動方程式を導くと、並進運動は次のように表わされる。

$$(m + \Delta m) a_x = \sum_{j=1}^4 F_{jx} + F_{ax}^b + F_{ax}^w \quad (1)$$

$$m a_y = \sum_{j=1}^4 F_{jy} + F_{ay}^b + F_{ay}^w \quad (2)$$

$$m a_z = \sum_{j=1}^4 F_{jz} + F_{az}^b + F_{az}^w \quad (3)$$

ただし、各加速度は次式で与えられる。

$$\begin{cases} a_x = \ddot{x} - \dot{y}r + z\dot{\lambda} \\ a_y = \ddot{y} + \dot{x}r - z\dot{\phi} \\ a_z = \ddot{z} - \dot{x}\dot{\lambda} + \dot{y}\dot{\phi} \end{cases} \quad (4)$$

ロール、ピッチ、ヨー軸回りのモーメントのつりあい式は、それぞれ次のように表わされる。

$$(I_x + m_s h_s^2) \ddot{\phi} - m_s a_y h_s - m_s g h_s \phi = M_{xy} + M_{xr} + M_{ax}^b + M_{ax}^w \quad (5)$$

$$I_y \ddot{\lambda} + m h_{cg0} a_x = -a(F_{1z} + F_{3z}) + b(F_{2z} + F_{4z}) + M_{ay}^b + M_{ay}^w \quad (6)$$

$$I_z \dot{r} = a(F_{1y} + F_{3y}) - b(F_{2y} + F_{4y}) + M_{zc} + M_{az}^b + M_{az}^w \quad (7)$$

式(5)の M_{xy} と M_{xr} は、サスペンションばねやスタビライザ等により生じる前輪および後輪のロール抵抗モーメントを示す。

なお、式(7)の右辺の M_{zc} は、制駆動力の左右差により発生する直接ヨーモーメントを表わしており

$$M_{zc} = t_f(F_{1x} - F_{3x})/2 + t_r(F_{2x} - F_{4x})/2 \quad (8)$$

となる。

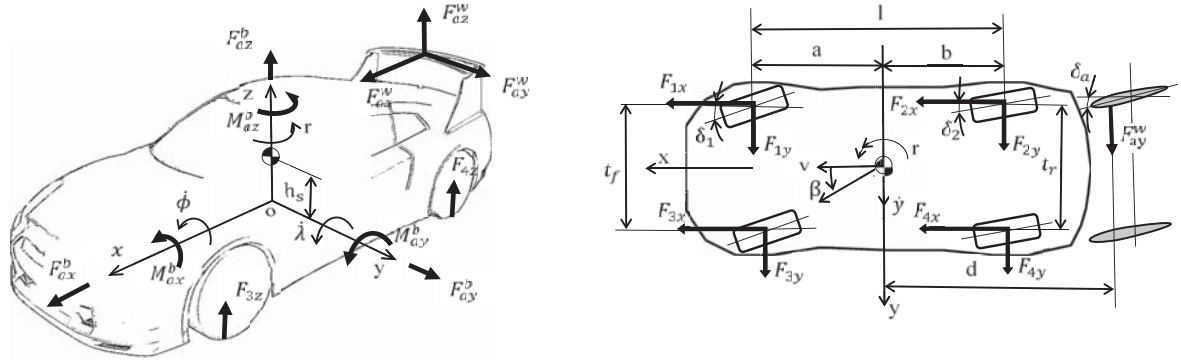


Fig. 2 Analysis model of vehicle dynamics considered aerodynamic force

ただし、車体に作用する x, y, z 軸方向の空気力および x, y, z 軸回りの空力モーメントの式は次の通り。

$$\begin{cases} F_{aj}^b = 1/2 \cdot C_j^b \rho S v^2 \\ M_{aj}^b = 1/2 \cdot C_{mj}^b \rho S l v^2 \end{cases} \quad (9)$$

ここで、 C_j^b ：車体に作用する x, y, z 方向の空気力に関する空力係数、 C_{mj}^b ：車体に作用する x, y, z 軸回りの空力モーメントに関する空力モーメント係数。

同様に、 F_{aj}^w および M_{aj}^w は、リヤウイングなどの空力デバイスにより発生する六分力成分を表わす。

$$\begin{cases} F_{aj}^w = 1/2 \cdot C_j^w \rho A v^2 \\ M_{aj}^w = 1/2 \cdot C_{mj}^w \rho A l_c v^2 \end{cases} \quad (10)$$

ここで、 C_j^w ：空力デバイスに発生する x, y, z 方向の空気力に関する空力係数、 C_{mj}^w ：空力デバイスに発生する x, y, z 軸回りの空力モーメントに関する空力モーメント係数。

計算を容易にして解析の見通しをよくするため、式(1)~(7)の運動方程式に次の前提条件を加えて式を簡単化する。

- ③ 車両運動はヨーレート r と車体スリップ角 β のみを考慮し、ロール ϕ 、ピッチ λ およびバウンス運動は無視する。
- ④ 車速は一定、あるいは前後加速度は非常に小さい準定常状態として $a_x = 0$ 。
- ⑤ 条件③と④をまとめて、操縦性安定性解析でよく知られた2自由度2輪モデルとして考える。左右輪のタイヤスリップ角およびタイヤ上下荷重は等しいとき、タイヤのコーナリング特性は線形とする。
- ⑥ 横力を発生する空力デバイスは図1に示すようなりヤ部に取り付けた空力ラダー（垂直後翼）のみとする。空力ラダーに発生する空気流は車体や他の空力デバイスの影響は受けない。空力ラダーが発生する揚力は翼の空力中心に働く。また、車体のロール等によるラダー翼面上の空気力分布の変化も無いものとする⁽²⁷⁾⁽²⁸⁾。
- ⑦ 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。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。
- ⑧ 自然風は無いとして、車体に対する空気流の相対速度は車速に等しい。

図3は操縦性解析の2自由度2輪モデルを示す。

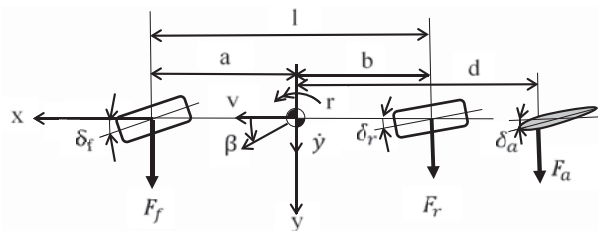


Fig. 3 Simplified analysis model of 2-wheels type

車両の運動方程式は

$$mv(\dot{\beta} + r) = F_f + F_r + F_a \quad (11)$$

$$I_z \dot{r} = aF_f - bF_r - dF_a \quad (12)$$

で与えられる.

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

$$\begin{cases} F_f = C_f \beta_f \\ F_r = C_r \beta_r \end{cases} \quad (13)$$

となる. ここで, タイヤのスリップ角は次式で表わされる.

$$\begin{cases} \beta_f = \delta_f - \beta - \frac{a}{v} r \\ \beta_r = \delta_r - \beta + \frac{b}{v} r \end{cases} \quad (14)$$

また, 空力ラダーが発生する横力 F_a は,

$$F_a = \frac{\rho}{2} C_y A v^2 = \frac{\rho}{2} \left(\frac{\partial C_y}{\partial \beta} \right)_0 \beta_a A v^2 = C_a \beta_a \quad (15)$$

で与えられる. ただし,

$$C_a = \frac{\rho}{2} \left(\frac{\partial C_y}{\partial \beta_a} \right)_0 A v^2 \quad (16)$$

とおく. ここで, ρ : 空気密度, C_y : 空力ラダーの揚力係数, A : 空力ラダーの翼面積, β_a : 空力ラダーの仰角. 式(15)より, 横力 F_a は仰角 β_a に比例して, 比例係数は式(16)で示される C_a となることがわかる. なお, C_a は車速の関数であり, 車速の2乗に比例する.

空力ラダーの方向舵角を δ_a とすると, 仰角 β_a は次式で与えられる.

$$\beta_a = \delta_a - \beta + \frac{d}{v} r \quad (17)$$

なお, 横加速度 a_y は, 式(11)の左辺において

$$a_y = v(\dot{\beta} + r) \quad (18)$$

として与えられる.

4・2 車両状態量と制御入力の関係

式(11)と式(12)をラプラス変換してまとめると次式を得る.

$$\begin{bmatrix} mvs + C_f + C_r + C_a & mv + \frac{aC_f - bC_r - dC_a}{v} \\ aC_f - bC_r - dC_a & I_z s + \frac{a^2 C_f + b^2 C_r + d^2 C_a}{v} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \beta \\ r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_f & C_r & C_a \\ aC_f & -bC_r & -dC_a \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta_f \\ \delta_r \\ \delta_a \end{bmatrix} \quad (19)$$

式(19)を β と r に関して整理し直すと,

$$\begin{bmatrix} \beta \\ r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} p_{11}(s) & p_{12}(s) & p_{13}(s) \\ p_{21}(s) & p_{22}(s) & p_{23}(s) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta_f \\ \delta_r \\ \delta_a \end{bmatrix} = P(s) \begin{bmatrix} \delta_f \\ \delta_r \\ \delta_a \end{bmatrix} \quad (20)$$

を導くことができる.

ただし, 式(20)において, 右辺の行列 $P(s)$ の要素 $p_{ij}(s)$ は,

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

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(20)により, 車両の状態量である β , r と, 制御入力の前後輪操舵角 δ_f , δ_r およびラダーの方向舵角 δ_a の相互関係が

把握できる。図4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(18)を用いると、各舵角 α_y がに与える影響を解析できる。

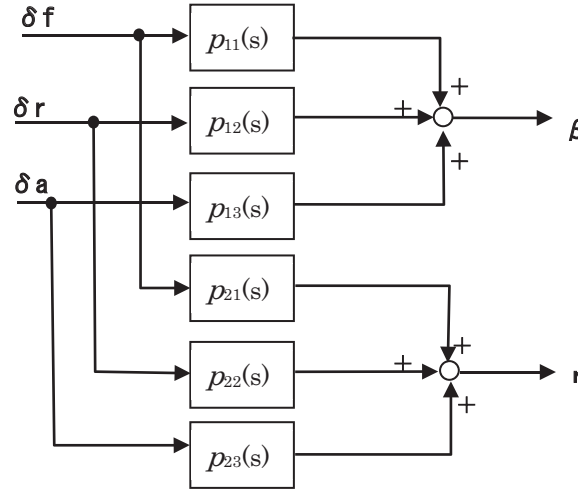


Fig. 4 Block diagram

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(11)～式(17)の関係を用いて直接求める方法と式(19)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。

$$\begin{bmatrix} \dot{\beta} \\ \dot{r} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{-C_f + C_r + C_a}{I_z} & \frac{-aC_f + bC_r + dC_a - mv^2}{I_z v} \\ \frac{mv}{I_z} & \frac{a^2 C_f + b^2 C_r + d^2 C_a}{I_z v} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \beta \\ r \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C_f & C_r & C_a \\ \frac{mv}{I_z} & \frac{mv}{I_z} & \frac{mv}{I_z} \\ aC_f & -bC_r & -dC_a \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta_f \\ \delta_r \\ \delta_a \end{bmatrix} \quad (22)$$

となる。ここで $\mathbf{x} = [\beta \ r]^T$, $\mathbf{u} = [\delta_f \ \delta_r \ \delta_a]^T$ とおくと、式(22)は

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{Ax} + \mathbf{Bu} \quad (23)$$

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 (2×2) および (2×3) 行列である。

4・3 ステアリング系の解析モデル

ドライバーがステアリングホイール（通称ハンドル）を操作する際に必要な操舵力・保舵力の特性を解析するために簡単な解析モデルを考える。ステアリング系は一般的な純機械式のパワーステアリング装置とし、アシストトルク T_p を考慮すると、システムの運動方程式は、

$$I_h \ddot{\theta} + C_s \dot{\theta} + (t_c + t_{bf}) F_f / N = T_h + T_p \quad (24)$$

と表わされる。

5. 制御則

5・1 協調制御則

空力ラダーと4WSを協調して制御するために、単純に

$$\delta_a = k_a \delta_r \quad (25)$$

の関係がある場合について検討を進める。ここで、 k_a はゲイン定数で、後輪操舵角に対するラダー舵角の倍率を示す。ラダー舵角は後輪舵角と連動することにする。

また、ハンドル操舵角 θ とタイヤの実舵角 δ_r , δ_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。

$$\begin{cases} \delta_f = G_f(s)\theta \\ \delta_r = G_r(s)\theta \end{cases} \quad (26)$$

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制御、ヨーレイト一次遅れ特性およびヨーレイト1次/2次特性規範モデル制御について各種操舵制御の制御則を導出する。さらに、車両状態量として、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。また、比較を容易にするために制御則はハンドル操舵角フィードフォワード方式とする。

式(20)に式(25)を代入すると

$$\begin{bmatrix} \beta \\ r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} p_{11}(s) & p'_{12}(s) \\ p_{12}(s) & p'_{22}(s) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta_f \\ \delta_r \end{bmatrix} = P_a(s) \begin{bmatrix} \delta_f \\ \delta_r \end{bmatrix} \quad (27)$$

を得る。ただし、

$$\begin{cases} p'_{12}(s) = p_{12}(s) + k_a p_{13}(s) \\ p'_{22}(s) = p_{22}(s) + k_a p_{23}(s) \end{cases} \quad (28)$$

である。式(28)は式(21)を用いて、

$$\begin{cases} p'_{12}(s) = \frac{G'_{\beta a} \omega_n^2 (\tau'_{\beta a} s + 1)}{s^2 + 2\zeta \omega_n s + \omega_n^2} \\ p'_{22}(s) = \frac{G'_{r a} \omega_n^2 (\tau'_{r a} s + 1)}{s^2 + 2\zeta \omega_n s + \omega_n^2} \end{cases} \quad (29)$$

の形に書き直すことができる。右辺の各係数は付録に記す。

5・2 ヨー中心位置制御

車体スリップ角が0となる位置であるヨー中心が、車体重心から後方 e にあるとき、

$$\beta = \frac{e r}{v} \quad (30)$$

の関係が成立する。いま、目標のヨー中心位置をとおく。式(26)において $G_f(s) = 1/N$ として、式(27)と式(30)の関係から後輪制御関数 $\delta_r/\theta = G_r(s)$ を求めると、

$$G_r(s) = \frac{e p_{21}(s) - v p_{11}(s)}{N \{v p'_{12}(s) - e p'_{22}(s)\}} \quad (31)$$

を得る。式(31)は式(21)と式(28)を用いて次の形に展開することができる。

$$G_r(s) = \frac{K(1 + T_1 s)}{1 + T_2 s} \quad (32)$$

式(32)の各係数は、

$$K = \frac{C_f \left\{ amv + \frac{(e-b)lC_r + (a+d)(e-d)C_a}{v} \right\}}{NC_r' \left\{ b'mv + \frac{(a+e)(a+b')C_f + (b-b')(b-e)C_r + (d-b')(d-e)C_a}{v} \right\}} \quad (33-1)$$

$$T_1 = \frac{ame - I_z}{amv + \frac{(e-b)lC_r + (a+d)(e-d)C_a}{v}} \quad (33-2)$$

$$T_2 = \frac{b'me + I_z}{b'mv + \frac{(a+e)(a+b')C_f + (b-b')(b-e)C_r + (d-b')(d-e)C_a}{v}} \quad (33-3)$$

となる。ただし、

$$\begin{cases} C_r' = C_r + k_a C_a \\ b' = \frac{bC_r + k_a dC_a}{C_r'} = \frac{bC_r + k_a dC_a}{C_r + k_a C_a} \end{cases} \quad (34)$$

したがって、式(25)、(26)および式(32)をまとめると、後輪実舵角 δ_r と空力ラダーの舵角 δ_a は

$$\delta_r(s) = G_r(s)\theta(s) = \frac{K(1+T_1s)}{1+T_2s} \cdot \theta(s) \quad (35)$$

$$\delta_a(s) = k_a \delta_r(s) = k_a G_r(s)\theta(s) = \frac{k_a K(1+T_1s)}{1+T_2s} \cdot \theta(s) \quad (36)$$

と導くことができる。なお、式(23)の状態方程式を用いる場合も同様にして制御則が求められる。

次に、ハンドル操舵角に対するヨーレイトの伝達関数 \hat{r} 、および車体スリップ角 $\hat{\beta}$ 、横加速度 \hat{a}_y の伝達関数は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} \hat{r} &= \frac{r(s)}{\theta(s)} = \frac{r(s)}{N\delta_r(s)} \\ &= \frac{1}{N} \cdot \frac{(a+b')C_f}{(b'me + I_z)s + b'mv + \frac{(a+e)(a+b')C_f + (b-b')(b-e)C_r + (d-b')(d-e)C_a}{v}} \end{aligned} \quad (37)$$

$$\hat{\beta} = \frac{\beta(s)}{\theta(s)} = \frac{\beta(s)}{N\delta_r(s)} = \frac{e\hat{r}}{v} \quad (38)$$

$$\hat{a}_y = \frac{a_y(s)}{\theta(s)} = \frac{a_y(s)}{N\delta_r(s)} = (es + v)\hat{r} \quad (39)$$

一般の車両（2WS）は、定常ヨーレイトゲイン \hat{r}_0 とスタビリティファクタ K_s の間には次の関係式が成り立つ。

$$\hat{r}_0 = \frac{v}{Nl(1+K_s v^2)} \quad (40)$$

いま、本システムを適用した車両の定常ヨーレイトが与えられたとすると、スタビリティファクタ K_s^a は式(40)の関係を用いて

$$K_s^a = \frac{1}{v^2} \left(\frac{v}{Nl\hat{r}_0} - 1 \right) \quad (41)$$

として計算することができる。これは、4WS車両の場合と同様の求め方である。

5・3 ヨーレイト規範モデル制御

ハンドル操舵角に対して目標とするヨーレイトの伝達関数が一次遅れ系および1次/2次系となる制御則を求める。そこで、問題を同時に解くために目標ヨーレイト特性を r_m と一般形にして、 $\hat{r}_m = r_m(s)/\theta(s)$ とする。式(27)を用いれば容易に制御関数 $G_r(s)$ が導出できる。その結果、

$$G_r(s) = \frac{N\hat{r}_m - p_{21}(s)}{Np'_{22}(s)} \quad (42)$$

が得られる。式(25)、(26)および式(42)より、ハンドル操舵角に対する後輪実舵角 δ_r と空力ラダーの舵角 δ_a は

$$\frac{\delta_r(s)}{\theta(s)} = G_r(s) = \frac{N\hat{r}_m - p_{21}(s)}{Np'_{22}(s)} \quad (43)$$

$$\frac{\delta_a(s)}{\theta(s)} = k_a G_r(s) = \frac{k_a \{N\hat{r}_m - p_{21}(s)\}}{Np'_{22}(s)} \quad (44)$$

で与えられる。

また、ハンドル操舵角に対するヨーレイトの伝達関数 \hat{r} 、および車体スリップ角 $\hat{\beta}$ 、横加速度 \hat{a}_y の伝達関数は次のようになる。

$$\hat{r} = \hat{r}_m \quad (45)$$

$$\hat{\beta} = \frac{|P_a(s)| + p'_{12}(s)N\hat{r}_m}{Np'_{22}(s)} \quad (46)$$

$$\hat{a}_y = v(s\hat{\beta} + \hat{r}) = \frac{v[s|P_a(s)| + \{sp'_{12}(s) + p'_{22}(s)\}N\hat{r}_m]}{N\hat{r}_m} \quad (47)$$

この節では、目標ヨーレイト特性が一次遅れ系および1次/2次系の場合について、式(42)を s に関する展開をおこない制御関数 $G_r(s)$ をそれぞれ求める。

① 1次遅れ系

目標とするヨーレイト特性を、

$$\hat{r}_m = \frac{G_{r0}}{1 + \tau_r s} \quad (48)$$

とする。ただし、 G_{r0} は目標とするヨーレイト定常ゲインを示し、式(40)で表わされる2WSの定常ヨーレイトゲイン \hat{r}_0 の k_y 倍として $G_{r0} = k_y \hat{r}_0$ とおく。また、 τ_r は目標とする1次遅れの時定数を示す。

式(21)、(29)および式(48)を式(42)に代入すれば $G_r(s)$ が導出される。

$$G_r(s) = \frac{K_0 + n_1 s + n_2 s^2}{1 + d_1 s + d_2 s^2} \quad (49)$$

ただし、右辺の制御定数の詳細は付録に記す。

式(49)を式(43)と式(44)にそれぞれ代入すれば、ハンドル操舵角に対する後輪実舵角 δ_r と空力ラダーの舵角 δ_a を求めることができる。

② 1次/2次系

目標とするヨーレイト特性を

$$\hat{r}_m = \frac{G_{r0} \bar{\omega}_n^2 (\bar{T}_{r1} s + 1)}{s^2 + 2\bar{\zeta} \bar{\omega}_n s + \bar{\omega}_n^2} \quad (50)$$

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

式(21)、(29)および式(50)を式(42)に代入すれば $G_r(s)$ を求めることができる。制御関数は次式で与えられる。

$$G_r(s) = \frac{K_{r0} + n_{r1} s + n_{r2} s^2 + n_{r3} s^3}{1 + d_{r1} s + d_{r2} s^2 + d_{r3} s^3} \quad (51)$$

$G_r(s)$ は、 s に関する3次/3次の形で記される。

また、式(51)を式(43)と式(44)にそれぞれ代入すれば、ハンドル操舵角に対する後輪実舵角 δ_r と空力ラダーの舵角 δ_a を求めることができる。

6. 計算結果

空力ラダーと四輪操舵の協調制御を適用した車両（4WSaと記す）、四輪操舵制御のみの車両（4WS）、制御無し的一般車両（2WS）、および $\delta_a = 0$ [deg]として空力ラダーを制御せずに垂直安定翼として用いる一般車両（2WSa0と記す）の4仕様について操縦性・安定性能に関する解析計算を行う。

制御効果を比較するため、4WSaと4WSの目標特性は式(30)で表わされるヨー中心を所期の位置とする。ここでは、よく知られた制御法を採用して、 $e = 0$ [m]とおきヨー中心を車両重心位置にした。

なお、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。

まず、ヨー中心制御に関して車速120 [km/h]と240 [km/h]時における周波数応答とステップ応答を調べる。次に、空力ラダーと後輪の制御舵角特性を確認する。最後に、ヨーレイト規範制御に関する計算結果を示す。

6・1 操舵応答安定性

空力ラダーと四輪操舵の協調制御によりヨー中心を所期の位置とする制御について、そ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、実際のドライバの操作に合わせた擬似ステップ入力としている。4WSaと4WS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]である。2WSa0は2WSと比べて車体スリップ角の絶対値が若干小さく、収束性も良いが、4WSa等よりは大幅に劣る。ヨーレイトと横加速度特性に関しては、4WSaと4WSは立ち上がりが速く、応答性や安定性も2WSa0等に比べて良好である。また、2WSa0は僅差ではあるが2WSよりも立ち上がりが速く、オーバーシュート量も小さい。

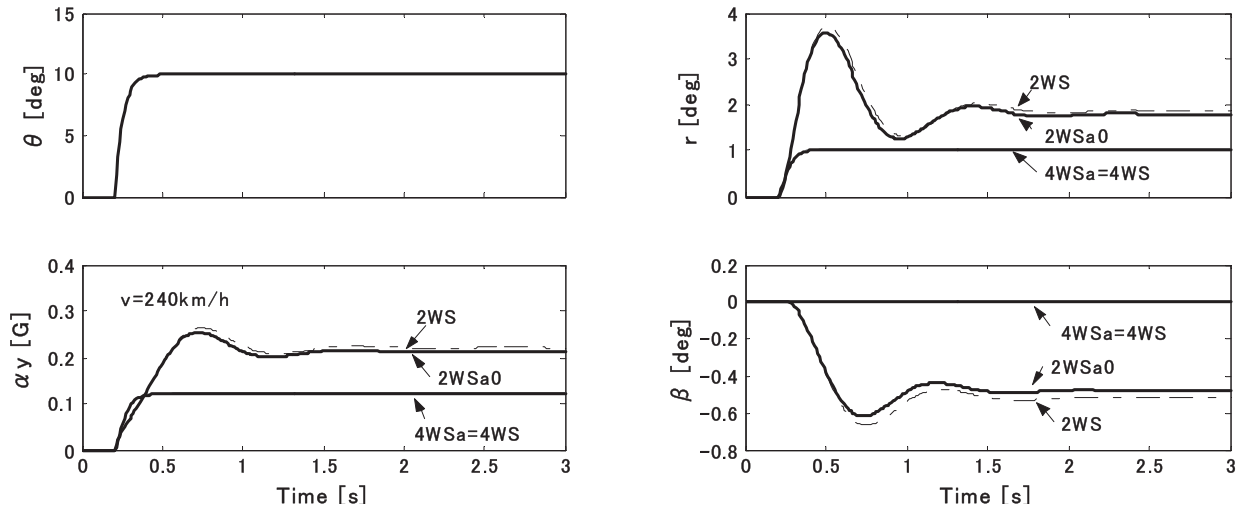


Fig. 5 Step response characteristics

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、ヨーレイト、横加速度および車体スリップ角特性を表わす。4WSaと4WS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、4WSaと4WS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。

4WSaと4WSの特性は、3つの車両状態量ともに車速が変化しても同じとなり良好である。2WSa0と2WSは、車速120 [km/h] においてほぼ同じ特性を示すが、240 [km/h] の超高速になると2WSa0のほうがヨーレイトの共振周波数が若干高くなり、3つの車両状態量の位相遅れもわずかに小さくなる。これは、空力ラダーが垂直安定翼として作用していることの影響と考えられる。しかし、その効果は小さい。

また、2WSa0と2WSは、車速240 [km/h] では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。超高速域で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理解できる。

操舵応答安定性に関する評価をすると、4WSaと4WSは同等であり、特に超高速域では2WSa0と2WSに比べて顕著な差がある。2WSa0は車速が大きくなると2WSよりも良い結果を示すがその差は小さく、超高速域では双方とも安定性が大幅に低下する。

6・2 制御舵角特性

前述の6・1項における条件下での、後輪制御舵角と空力ラダー制御舵角の特性を示す。図8は、車速120 [km/h] と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を示す。ハンドル操舵角に対して、後輪舵角と空力ラダー舵角は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」の特徴が表われる。また、車速が大きくなると4WSaは空力ラダーが発生する空気横力の作用で4WSよりも後輪舵角が小さくて済む。

図9は、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後輪制御舵角と空力ラダー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、120 [km/h] 時の4WSaと4WSの差はわずかであるが、240 [km/h] 時の空気横力による効果は明らかに判る。

図10は、車速による式(33-1)の制御定数Kの変化を示す。式(25)で与えた k_a をパラメータとしている。図の中で、実線の細線は4WS、実線の太線は4WSaにおいて6・1項と同様に $k_a=5$ とした場合を表わしている。他の破線は4WSaにおいて $k_a=3, 10, 15$ 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、後輪舵角を小さくできてタイヤ力の利用率⁽⁹⁾が減少する。また、 k_a を大きくすることができれば、さらに後輪舵角が小さくなる。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、本報告は k_a を一定として解析を進めているが、 k_a 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。

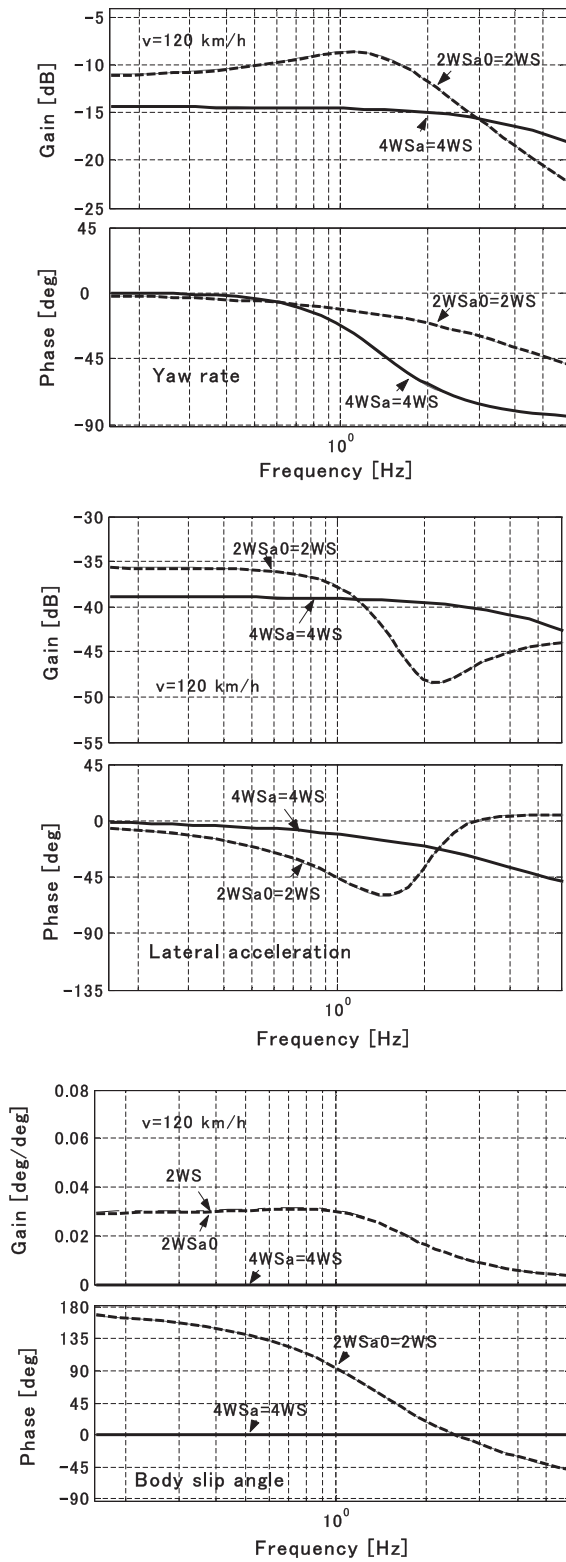


Fig. 6 Frequency response characteristics at 120 km/h

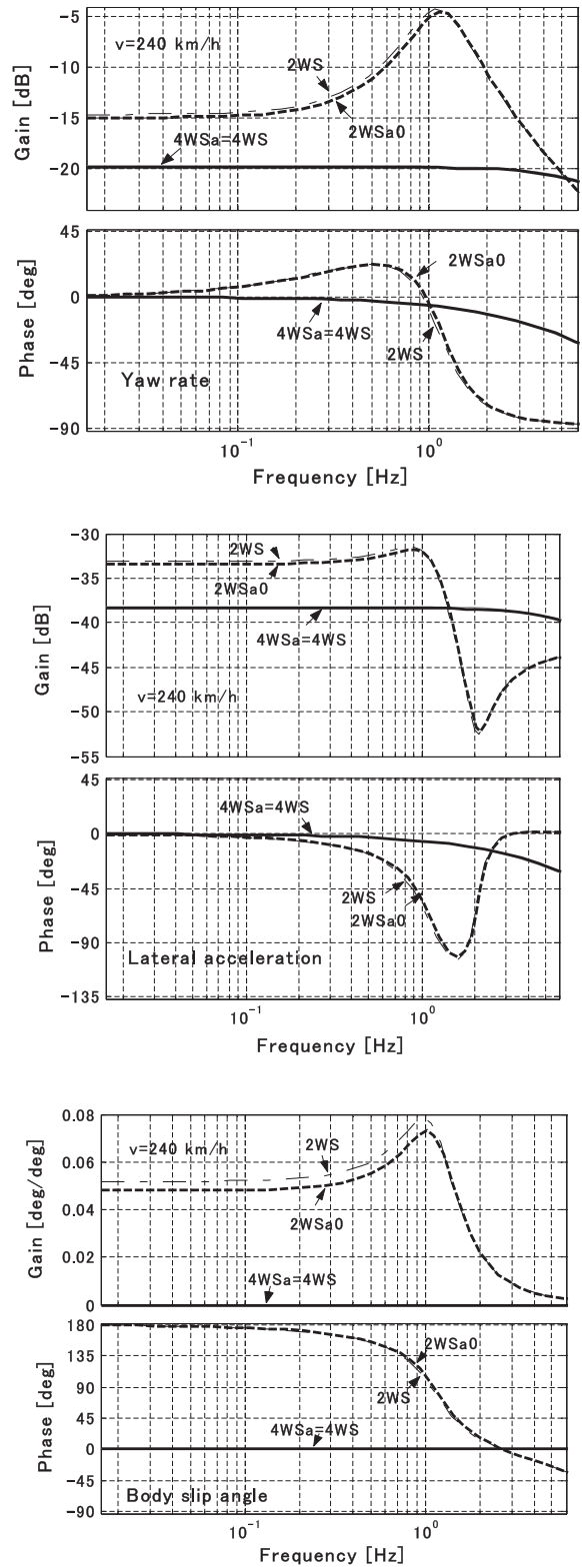


Fig. 7 Frequency response characteristics at 240 km/h

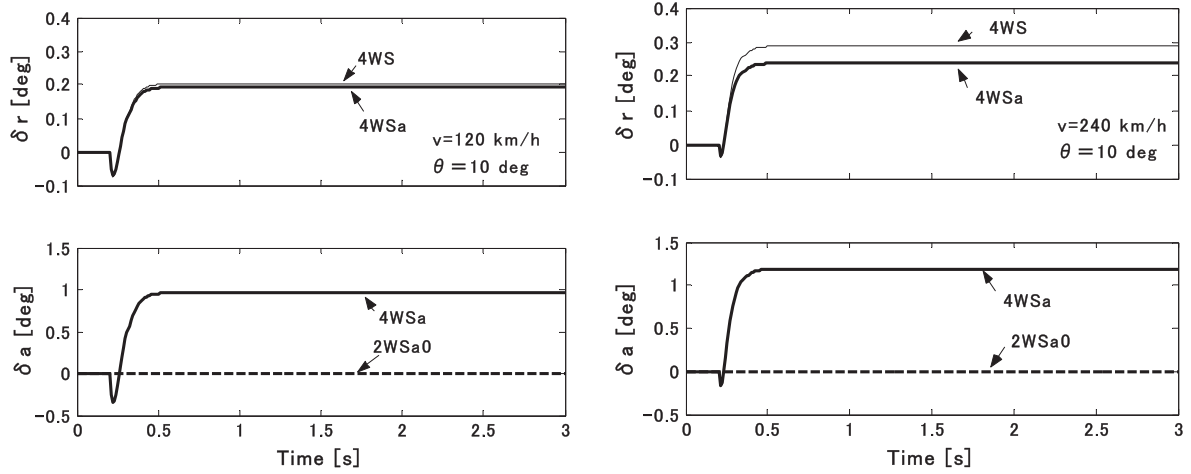


Fig. 8 Step response characteristics of rear tire steer angle and aerodynamic rudder angle

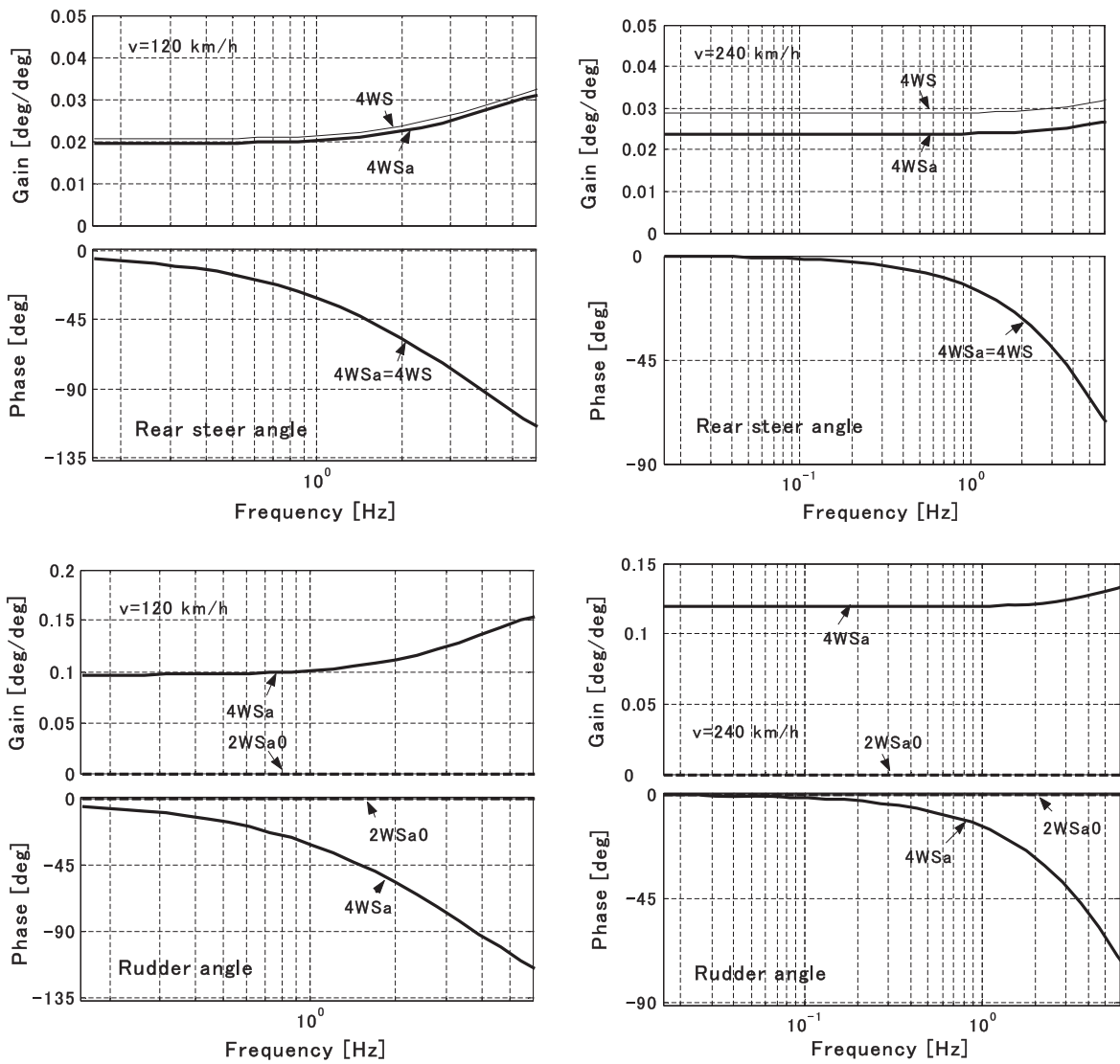


Fig. 9 Frequency response characteristics of rear tire steer angle and aerodynamic rudder angle

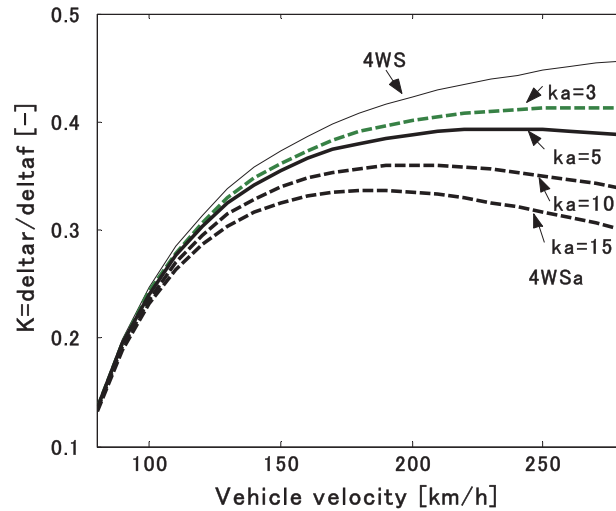


Fig. 10 Relation between proportional constant K of control function and vehicle velocity

6・3 ヨーレイト規範モデル制御について

ヨー中心制御以外によく知られた制御方法について、空気ラダーによる制御効果を調べる。そこでハンドル操舵角に対するヨーレイトの伝達関数を1次遅れおよび1次/2次の形とする制御に関して、 k_a をパラメータとして制御舵角のステップ応答を計算する。ヨーレイト1次遅れ制御の目標特性は、式(48)の中で G_{r0} は2WSの定常ゲインに等しいとおき、 $\tau_r=0.05$ とする。制御関数は式(49)を用いる。また、1次/2次制御の目標特性は、式(50)の中で G_{r0} は2WSの定常ゲインに等しいとおき、 $\bar{\omega}_n=2\pi \times 1.4$ 、 $\bar{\zeta}=0.6$ 、 $\bar{T}_{r1}=0.03$ とする。制御関数は式(51)を用いる。

図11は、車速240 [km/h]、ハンドル操舵角10 [deg]における後輪舵角と空力ラダー舵角のステップ応答を示す。上段の図が1次遅れ制御、下段が1次/2次制御である。また、左図が後輪制御舵角、右図が空力ラダー舵角である。いずれの制御方法の場合もヨー中心制御と同様に空気ラダーによる制御の効果は大きいことがわかる。

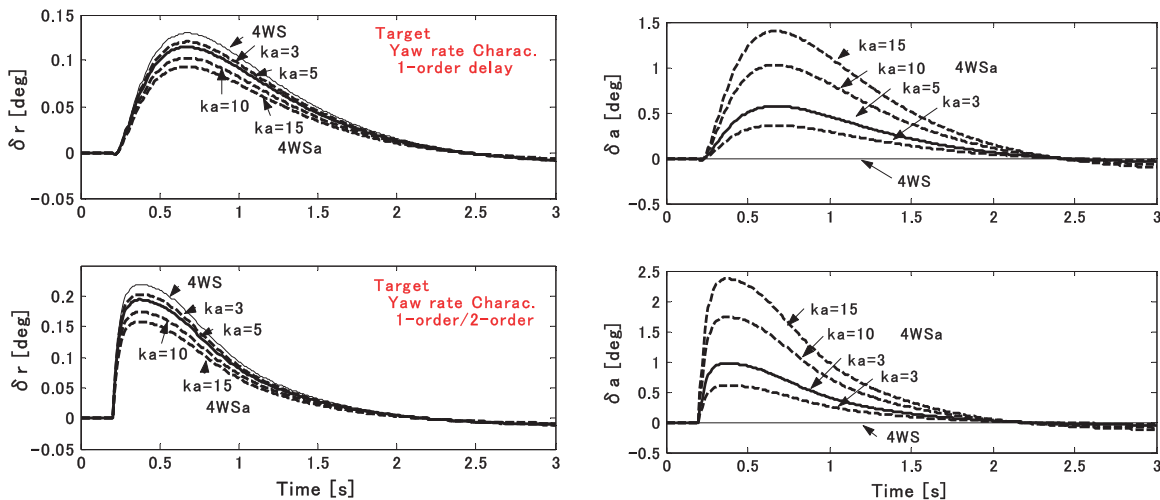


Fig. 11 Step response characteristics of rear tire steer angle and aerodynamic rudder angle by yaw rate reference model control

7. 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ヨーモーメントを積極的に発生させる空気ラダーと4WSを能動的に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) 車両運動解析のための2自由度モデルを用いて、ヨー中心を所期位置とする空力デバイスと4WSの協調制御則を得た。さらに、ステアリング操舵に対するヨーレイト特性を目標値とするための協調制御則を導出した。

- (2) シミュレーション計算により制御効果を確認した結果、(1)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を有することが判った。
- (3) 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るのに伴い4WSによる後輪タイヤ力の負担が低減することが明らかになった。タイヤ力の利用率低減により限界性能の向上が期待できる。

本研究は、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容易に調べるために、タイヤコーナリング特性を線形として取り扱い、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。今後、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での運動性能、制動駆動を伴う旋回性能の解析などが必要である。また、ハンドル操舵に対する空気力の遅れを考慮した解析や空気力の変動を考慮したフィードバック制御方法の検討などが望まれる。

さらに、車体に働く空気力を付加したコーナリング制御を行うため、ハンドル操舵感やロール感^{(30)~(32)}などの検討が課題として残る。なお、解析モデルの前提条件と計算結果から、4WSaと4WSは前輪側に空気力の影響が無く横力が等しいと推定できるため、式(24)により操舵力特性は等しいと考えられる。しかし、前輪荷重に空気力の影響がある場合は詳細な操舵力特性の解析が必要である。

一方で、今回の検討結果から、空力デバイスによる車両運動性能向上への可能性が広がった。適用例として、空力ラダーを車体前部にも取り付けた前後輪アクティブ制御、タイヤに働く3方向力を統合制御する装置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）との協調制御などが挙げられる。

実用化に向けて制御効果を詳細に確認する際は、できるだけ前提条件を少なくするように、車体に働く空気6分力によるタイヤ接地荷重の変動、自然風や車体や空力デバイス相互間に働く空気流の影響などを考慮した解析を行わなければならない。大型計算機を用いた車両機構と空気流の連携シミュレーション計算および実車による走行実験が必要となる。

8. 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) 自動車技術会, 自動車工学－基礎－ (2015), pp. 219-220.
- (2) 檜垣和夫, F1最新マシンの科学 (2001), pp. 169-198, 講談社.
- (3) William F. Milliken, and Douglas L. Milliken, Race Car Vehicle Dynamics (1995), pp. 489-577, SAE.
- (4) 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.
- (5) 柳生一, 図解・飛行機のメカニズム (1999), pp. 48-57, 講談社.
- (6) 岡田正・高木俊昭, “自動車の操縦性安定性について”, 自動車技術, 18-3 (1964), pp. 192-195.
- (7) 佐藤久雄・広田敦生・柳沢治茂・福島隆, “ヨーレイト・フィードバックによる後輪操舵の前後輪操舵車の運動特性について”, 昭和54年度 (第9回) 運輸省交通公害研究所発表会講演概要, (1979), pp. 16-32.
- (8) Sato, H., Hirota, A., Yanagisawa, H. and Fukushima, T. “Dynamic characteristics of a whole wheel steering vehicle with yaw velocity feedback rear wheel steering”, IMechE, C124/83 (1983), pp.147-156.
- (9) 阿賀正巳・井口雅一, “アクティブ・コントロール技術による自動車の操・安性の向上”, 自動車技術会学術講演会前刷集, 842058, Vol. 842 (1984), pp. 307-310.
- (10) 入江南海雄・芝端康二, “後輪アクティブ制御による操縦安定性の向上”, 自動車技術, 40-3 (1986), pp. 360-369.
- (11) N.Yasuda, S.Furutani, H.Kanazawa and H.Inoue, “Improvement of Vehicle Dynamics by Vehicle-Speed-Sensing Four-Wheel Steering System”, SAE, 860624, (1986).
- (12) S. Sano, Y. Furukawa and S. Shiraishi “Four Wheel Steering System with Rear Wheel Steer Angle Controlled as a Function of Steering Wheel Angle”, SAE, 860625, (1986).
- (13) 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.
- (14) 森和典, “制動力左右輪配分と四輪操舵との協調制御を適用した車両の操舵応答安定性”, 日本機械学会論文集, 64-618, C

- (1998), pp. 530-537.
- (15) 森和典, “スライディングモード制御法を用いた制動力配分と4WSの協調制御による車両の操縦性安定性向上”, 日本機械学会論文集, 68-671, C (2002), pp. 68-74.
- (16) 森和典・江口孝彰・入江南海雄, “後輪操舵の過渡制御による操安性向上”, 自動車技術, 44-3 (1990), pp. 19-28.
- (17) 菅沢深・黒木純輔・入江南海雄, “4WSの過渡制御による操安性向上について”, 自動車技術, 42-3 (1988), pp. 297-303.
- (18) 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.
- (19) 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.
- (20) 加藤寛一郎, 飛ぶ力学 (2012), pp. 87-97, 東京大学出版会.
- (21) 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), 120-125.
- (22) 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), 112-117.
- (23) 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), pp. 172-179.
- (24) 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.
- (25) 原田宏, 自動車技術者のためのピークルダイナミクス (2005), pp. 59-65, 産業科学システムズ.
- (26) Mori, K., “Improvement in Automobile Maneuverability through Chassis Integrity Control System”, Bulletin of Kurume Institute of Technology, No.30 (2007), pp.9-21.
- (27) 加藤寛一郎・大屋昭男・柄沢研治, 航空機力学入門 (1985), pp. 89-103, 東京大学出版会.
- (28) 嶋田有三・佐々修一, 飛行力学 (2017), pp. 119-136, 森北出版.
- (29) 森和典, “制動力左右差配分と四輪操舵の協調制御による車両の操舵応答安定性”, 久留米工業大学研究報告, No. 20 (1996), pp. 29-37.
- (30) 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), pp. 109-112.
- (31) 川越健次, “ロール感向上のためのサスペンション技術開発”, 自動車技術会学術講演会前刷集, 9638194, Vol. 965 (1996), pp. 165-168.
- (32) 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), pp. 222-228.

付 録

■ 式(21)における行列要素 $p_{ij}(s)$ の各係数 :

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

$$\omega_n = \sqrt{\frac{C_f C_r l^2 + (a+d)^2 C_f C_a + (b-d)^2 C_r C_a}{m I_z v^2} - \frac{a C_f - b C_r - d C_a}{I_z}}$$

$$\zeta \omega_n = \frac{m (a^2 C_f + b^2 C_r + d^2 C_a) + I_z (C_f + C_r + C_a)}{2 m I_z v}$$

$$K_{ad} = \frac{C_a \{ d m v^2 + (a+d)^2 C_f + (b+d)^2 C_r \}}{l^2 C_f C_r}$$

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

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

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

$$\begin{aligned}
G_{r1} &= \frac{1+K_{an}^1}{1+K_s v^2+K_{ad}} \cdot \frac{v}{l} & \tau_{r1} &= \frac{amv}{lC_r(1+K_{an}^1)} & K_{an}^1 &= \frac{(a+d)C_a}{lC_r} \\
G_{r2} &= -\frac{1+K_{an}^2}{1+K_s v^2+K_{ad}} \cdot \frac{v}{l} & \tau_{r2} &= \frac{bm v}{lC_f(1+K_{an}^2)} & K_{an}^2 &= \frac{(b-d)C_a}{lC_f} \\
G_{r3} &= -\frac{1+K_{an}^3}{1+K_s v^2+K_{ad}} \cdot \frac{(a+d)vC_a}{l^2 C_r} & \tau_{r3} &= \frac{dmv}{(a+d)C_f(1+K_{an}^3)} & K_{an}^3 &= \frac{(d-b)C_r}{(a+d)C_f}
\end{aligned}$$

■ 式(29)の各係数

$$G'_{\beta a} = G_{\beta 2} + k_a G_{\beta 3} \quad \tau'_{\beta a} = \frac{G_{\beta 2}\tau_{\beta 2} + k_a G_{\beta 3}\tau_{\beta 3}}{G_{\beta 2} + k_a G_{\beta 3}}$$

$$G'_{ra} = G_{r2} + k_a G_{r3} \quad \tau'_{ra} = \frac{G_{r2}\tau_{r2} + k_a G_{r3}\tau_{r3}}{G_{r2} + k_a G_{r3}}$$

■ 式(46), (47)において, $|P_a(s)|$ は $P_a(s)$ の行列式を表わす.

$$|P_a(s)| = p_{11}(s)p'_{22}(s) - p_{21}(s)p'_{12}(s)$$

■ 式(49)の各係数

$$K_0 = \frac{NG_{r0} - G_{r1}}{NG'_{ra}} \quad n_1 = \frac{2\xi NG_{r0} - G_{r1}(\tau_r + \tau_{r1})\omega_n}{NG'_{ra}\omega_n} \quad n_2 = \frac{NG_{r0} - G_{r1}\tau_{r1}\tau_r\omega_n^2}{NG'_{ra}\omega_n^2}$$

$$d_1 = \tau'_{ra} + \tau_r \quad d_2 = \tau'_{ra}\tau_r$$

■ 式(51)の各係数

$$K_{r0} = K_0 \quad n_{r1} = \frac{NG_{r0}(\bar{T}_{r1}\omega_n + 2\xi)/\omega_n - G_{r1}(\tau_{r1}\bar{\omega}_n + 2\xi)/\bar{\omega}_n}{NG'_{ra}}$$

$$n_{r2} = \frac{NG_{r0}(2\xi\omega_n\bar{T}_{r1} + 1)/\omega_n^2 - G_{r1}(2\xi\bar{\omega}_n\tau_{r1} + 1)/\bar{\omega}_n^2}{NG'_{ra}} \quad n_{r3} = \frac{NG_{r0}\bar{T}_{r1}/\omega_n^2 - G_{r1}\tau_{r1}/\bar{\omega}_n^2}{NG'_{ra}}$$

$$d_{r1} = \frac{\bar{\omega}_n\tau'_{ra} + 2\xi}{\bar{\omega}_n} \quad d_{r2} = \frac{2\xi\bar{\omega}_n\tau'_{ra} + 1}{\bar{\omega}_n^2} \quad d_{r3} = \frac{\tau'_{ra}}{\bar{\omega}_n^2}$$