

ACV のクッション圧力コントロールに関する理論解析

金澤 康次* 千馬 浩充* 松尾 健輔* 松尾 日出男**

Theoretical Analysis of Cushion Pressure Control of ACVs

by

Koji KANAZAWA* , Hiromitsu SENBA* , Kensuke MATSUO*

and Hideo MATSUO**

要 旨

本研究では ACV のライドコントロールのため、クッション圧力をコントロールする方法について調べた。機体の動揺を抑えるため、エアクッションを形成する空気ノズルからの空気噴流の吹き出し幅を調節し、噴流の流量を調整するという簡便かつ実用的な手法を提案し、その可能性について理論的に調べた。空気噴流の作動状態を Overfed や Underfed と呼ばれる非平衡状態の作動モードに積極的に移行させることで、良好な結果と有益な知見が得られたので、ここに報告する。

Key Words: ACV、エアクッション、ライドコントロール、空気噴流

1. はじめに

ACV (Air Cushion Vehicle) はエアクッションにより機体を支えるため、機体と支持面との間の接触抵抗が著しく小さく効率的な輸送機関であるといえる。しかし、ACV が凹凸面上を移動する場合には、浮揚高およびエアクッション体積が変化するため、クッション圧力が変動する。その結果、機体の動揺を引き起こし、乗り心地を損なってしまう。

この様な問題を解決するため、筆者らは機体を支える空気ノズルからの空気噴流の噴出し高さや噴出し角度を変えることにより、クッション圧力を制御して圧力変動を減少させる方法を

提案し、理論および実験の両面から良好な結果を得ている^{1), 2), 3), 4), 5), 6)}。ただし、この場合機体の上下揺れにより発生するクッション圧力変動に対して、予めその変動程度のクッション圧力変動を引き起こせるノズル高さやノズル角度の変化を見出しておかねばならない問題もある。更には、その様な機構をどのようにして実現するのかと言った現実的な問題も解決せねばならず、その実用化に関しては課題も残っている。

そこでここではこれらに代わる非常に簡便かつ実用的な制御法として、空気噴流の噴出し幅を変化させることによるクッション圧力制御法を提案する。本研究では、この様な制御方式による理論解析を行い、ノズル幅制御と圧力変動の関係を調べた。その結果、クッション圧力を制御する上での有益な知見と良好な結果を得る

*崇城大学工学部宇宙航空システム学科
**熊本大学名誉教授

ことができたので報告する。

2. クッション圧力制御方法

本研究で対象とするエアクッションモデルを図1に示す。長方形の2次元エアクッションとし、周囲4面の1面のみに空気ノズルを装備する。ノズル以外の側面は固体壁として取扱い、エアクッションは、これらとノズルから噴出するジェットにより形成される。ここで $t_n(t)$ はノズル幅を示し、時間により連続的にその幅を調整できるものとする。

機体の動揺のない定常状態、すなわちノズルからの空気噴流がエアクッションと平衡状態にある場合には、エアクッション空気の流入流出はなく、図2中央に示すように噴流はエアクッションの生成とシールのみで使用される。これに対して機体が動揺している非定常状態では、浮揚高すなわちホバーハイトが変化するだけでなく、機体の上下速度の影響で噴流の作動状態が図左右の Overfed や Underfed という非平衡状態となる。非平衡状態ではクッション体積、したがってホバーハイトの増減により、クッション圧に変化が生じると共に、噴流からクッションへの空気の供給やクッションから外気への空気の流出が生じる。

筆者らの提案する圧力変動の制御法は機体に装着した空気ノズルの幅を連続的に変化させ、クッション圧力を常時ほぼ一定に保とうとするものである。ただし、この場合クッション体積が変化しているので、噴流は平衡状態にはなく、上述したように Overfed、Underfed の状態にあ

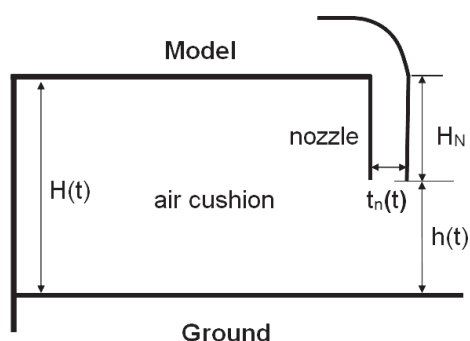


図1 エアクッションモデル

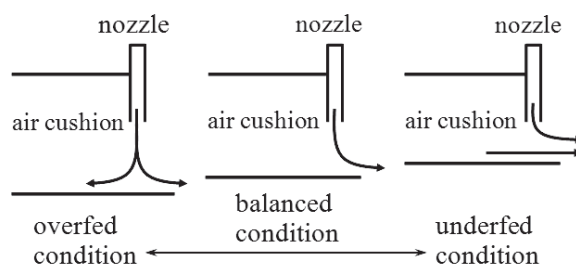


図2 ホバーハイトによる空気噴流の作動状態

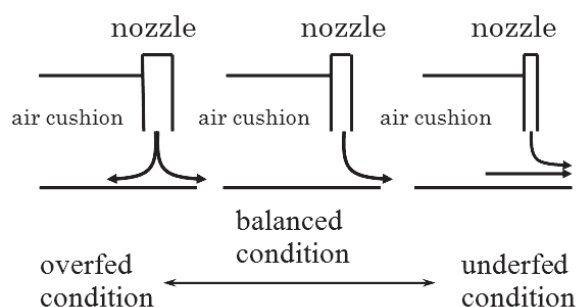


図3 ノズル幅による空気噴流の作動状態

る。この模式図を図3に示す。

本研究で提案する空気ノズルの操作方法を詳細に説明すると以下ようになる。クッション体積したがってホバーハイトが増加してクッション圧力が低下した場合には、ノズル幅を拡げる。これによって噴流の状態を図3の左に示すいわゆる Overfed 状態に積極的に移行する。つまり、増加したクッション体積を補う空気を噴流からクッションへ供給して、クッション圧力の低下を抑えることにより、機体の沈下を抑制する。一方、クッション体積したがってホバーハイトが減少してクッション圧力が上昇した場合には、ノズル幅を狭めることにより噴流の状態を図3の右に示すいわゆる Underfed 状態にする。このときクッション体積が減少しているので、噴流によるシール効果の弱化とそれに見合ったクッションから外気への空気の流出を促し、クッション圧力の上昇を抑えることにより、機体の浮上を抑制する。

このようにクッション圧力はホバーハイトと噴流の作動モード (Overfed か Underfed) との二つに依存しており、これら作動モードを切り

替えてクッション圧力を一定に保持しようとするのは先の方法らと同様ではあるが、同等の効果が得られるならば、機構的には本方法の方が簡単であると言える。

3. 理論解析法

3.1 理論模型

図 1 に示される支持面 (Ground) 上に浮揚しているエアクッションモデルにおいて、機体は右端部に設けられた厚さ $t_n(t)$ の空気ノズルにより噴出される空気噴流によりエアクッションを生成しており、機体支持面から高さ $H(t)$ で上下運動を行っている。ここで t は時刻である。ノズルの長さは H_N で、したがってノズル先端の地面からの距離、すなわち浮揚高 $h(t)$ は、

$$h(t) = H(t) - H_N \quad (1)$$

で与えられる。

3.2 噴流特性

空気噴流の解析においては Exponential Theory を用いる。Exponential Theory によれば平衡状態、非平衡状態にかかわらず次式が成り立つ^{1), 3), 5)}。

$$\frac{P_c}{H_J} = 1 - e^{-2X} \quad (2)$$

$$\frac{Q}{\sqrt{H_J}} = \sqrt{\frac{2}{\rho}} \frac{t_n}{X} (1 - e^{-X}) \quad (3)$$

$$\frac{J}{H_J} = \frac{t_n}{X} (1 - e^{-2X}) \quad (4)$$

ここで、 P_c はクッション圧力、 t_n はノズルの幅、 H_J は噴流の全圧、 Q は噴流の単位周長あたり流量、 ρ は空気の密度、 J は噴流の運動量流量、 $X = t_n/R_0$ を表している。ただし、 R_0 は湾曲空気噴流の曲率半径である。

i) 平衡状態

図 2 中央に示すように空気噴流は垂直下方に噴出しているものとし、クッションへの空気の入出を伴わない平衡状態では、上述の X は、

$$X = \frac{t_n}{h} \equiv X_e \quad (5)$$

ii) Underfed 状態

Underfed 状態では次式が成り立つ。

$$\frac{\Delta Q}{\sqrt{H}} = -\sqrt{\frac{2}{\rho}} \left(h - \frac{t_n}{X} \right) \sqrt{1 - e^{-2X}} \quad (6)$$

ただし、 ΔQ は単位時間内にエアクッション内に流入する空気流量である。

iii) Overfed 状態

Overfed 状態では次式が成り立つ。

$$\frac{\Delta Q}{\sqrt{H_J}} = \sqrt{\frac{2}{\rho}} \frac{t_n}{X} \left[\sqrt{1 - \frac{1}{2}(1 - e^{-2X})} \left(1 + \frac{h}{t_n} X \right) - e^{-X} \right] \quad (7)$$

ここで、平衡、Underfed あるいは Overfed の 3 つの噴流特性の判定はパラメータ X によって行われる。平衡状態におけるパラメータ X_e を用いて以下となる。

$$\begin{aligned} X = X_e & \text{ の場合には平衡状態} \\ X > X_e & \text{ の場合には Underfed 状態} \\ X < X_e & \text{ の場合には Overfed 状態} \end{aligned}$$

3.3 上下動の解析

以上の噴流特性式を動揺中の ACV に準静的に適用する。機体の上下揺れに伴うクッション体積の変化量を ΔQ 、クッション幅を B とするとこれらと機体上下動の時間的変化率 $\dot{H}(t)$ との間に、

$$\Delta Q = B\dot{H}(t) \quad (8)$$

が成り立つ。

一方、エアクッションに空気を供給する空気供給系 (送風管路および送風機) の特性は以下のように表される。

送風管路系の特性に関して、

$$H_f = H_J + \zeta \frac{\rho}{2} \left(\frac{Q_f}{S_f} \right)^2 \quad (9)$$

また、送風機特性に関して、

$$H_f = H_f(Q_f, n_f) \quad (10)$$

ここで、 H_f は送風機の全圧、 Q_f は送風機の吐出流量、 ζ は送風管路の損失係数、 S_f は送風管路断面積、 n_f は送風機の回転数である。

機体の上下動は、次式の単振動によるものとする。

$$H(t) = H_0 + \Delta H \sin\left(\frac{2\pi}{T}t\right) \quad (11)$$

ここで、 H_0 は $t=0$ での機体と支持面との距離、 ΔH は最大振幅、 T は振動周期である。

機体上下動と同様に、ノズル幅 $t_n(t)$ についても単振動な変化を与えるものとする。

$$t_n(t) = t_{n0} + \Delta t_n \sin\left(\frac{2\pi}{T}t\right) \quad (12)$$

t_{n0} は基準ノズル幅、 Δt_n はその最大振幅を表している。

圧力と流量については、次に示す無次元量を用いて無次元化を行う。

圧力係数

$$\psi(\xi) = 2H_f / (\rho\pi^2 d^2 n_f^2) \quad (13)$$

流量係数

$$\xi = 4Q_f / (\pi^2 d^3 n_f), \quad Q_f = QL_c \quad (14)$$

ここで、 d は送風機インペラーの直径、 L_c はノズル周長を表している。

underfed 状態では、(3)式、(6)式、(8)式、(14)式より、

$$\begin{aligned} F(\xi, X) \\ = \frac{\xi\pi^2 d^3 n_f}{4L_c(1-e^{-X})} \left(1 - \frac{h}{t_n} X\right) \sqrt{1-e^{-2X}} - B\dot{H} = 0 \end{aligned} \quad (15)$$

となる。これが Underfed 状態での噴流特性式である。

同様にして、Overfed 状態での噴流特性式として (3)式、(7)式、(8)式および (14)式より、

$$\begin{aligned} F(\xi, X) \\ = \frac{\xi\pi^2 d^3 n_f}{4L_c(1-e^{-X})} \left[\sqrt{1 - \frac{1}{2}(1-e^{-2X}) \left(1 - \cos\theta + \frac{h}{t_n} X\right)} - e^{-X} \right] \\ - B\dot{H} = 0 \end{aligned} \quad (16)$$

$Q = Q_f / L_c$ であるから、(3)式、(9)式、(13)式、(14)式より、

$$\begin{aligned} F_\psi(\xi, X) \\ = \frac{\xi^2 \pi^2 d^4}{16S_f^2} \left[\zeta + \left(\frac{S_f}{L_c t_n}\right)^2 \left(\frac{X}{1-e^{-X}}\right)^2 \right] - \psi(\xi) = 0 \end{aligned} \quad (17)$$

結局、Underfed 状態については (15)式、(17)式の連立方程式を、Overfed 状態については (16)式、(17)式の連立方程式を解けば ξ 、 X が求まる。また、 $\dot{H} = 0$ の静止状態 (平衡

状態) では $X = t_n / h$ と既知であるからこれを (17) に代入して解けば ξ が求まる。

一方、(2)式、(3)式、(14)式より、

$$P_c = \frac{\rho}{2} \left(\frac{\xi\pi^2 d^3 n_f}{4L_c t}\right)^2 \left(\frac{X}{1-e^{-X}}\right)^2 (1-e^{-2X}) \quad (18)$$

であるから、各場合について求めた ξ 、 X を (18)式に代入することによって、クッション圧力 P_c が求められる。なお、解析において $\psi(\xi)$ は ξ に関する多項式で近似する。

4. 結果および考察

エアクッションを生成する空気ノズルの噴出し幅を変化させることにより、クッション圧力を制御する。このため、先ず機体のみの高さの変化によるクッション圧力変動と空気ノズルのみの噴出し幅の変化によるクッション圧力変動の特性について考え、最後に両者を組み合わせた場合のクッション圧力変動について考察する。なお、解析においては既報⁴⁾の実験装置に相当する寸法と送風機特性を用いた。その主要特性値は次の通りである。

$$\begin{aligned} L_c &= 330\text{mm}, B = 400\text{mm}, t_{n0} = 20\text{mm} \\ H_0 &= 100\text{mm}, H_N = 70\text{mm}, d = 295\text{mm} \\ n_f &= 40\text{rps} \end{aligned}$$

4.1 機体のみの高さ変化によるクッション圧力変動

図4に空気ノズルの幅一定で機体のみが上下動した場合のクッション圧力変動を示す。ノズル幅は 20mm、ノズルと支持面との間の平均ノズル高さ、すなわち平均ホバーハイトは 30mm、機体の振幅 10mm、上下動の周期が異なる場合である。図によると長周期の場合には、ホバーハイト変化とクッション圧力変化の間には位相差は見られないが、短周期の場合には機体の上下速度の影響が大きくなるため位相差の発生が顕著となる。特に機体が急上昇した場合には、クッション体積の時間的変化率と Overfed における送風機の空気供給能力が関連した結果、供給不足による急激なクッション圧力低下を示している。なおこれは空気供給系の特性によるも

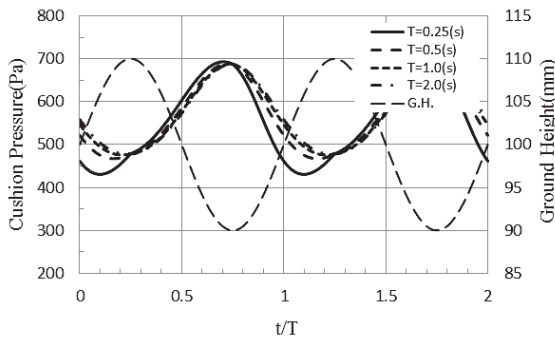


図4 クッション圧力変動

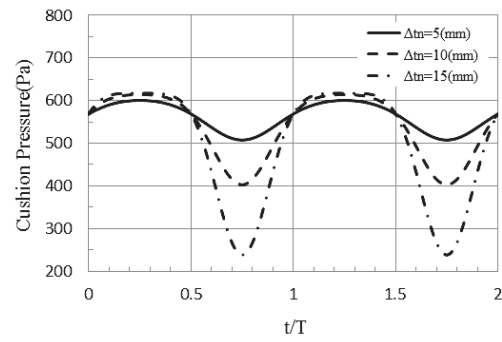


図6 クッション圧力変動

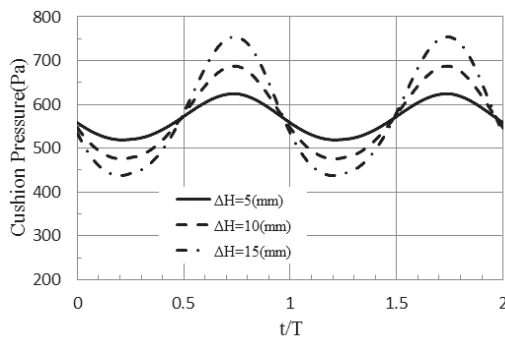


図5 クッション圧力変動

ので、クッション体積が小さな場合には圧力の急激な低下は現れず、位相差のみが顕著となる。

また、図5には機体の振動周期1秒で上下振幅が異なる場合のクッション圧力変動を示す。位相差のあまり見受けられないこのような長周期においても、振幅が大きい場合には非線形性が現れている。特にクッション圧力変動の上昇側、すなわち機体が下降する側で大きくなる。

4.2 空気ノズルの噴出し幅変化のみによるクッション圧力変動

図6に機体高さが一定で、空気ノズルの幅のみを単振動的に変化させた場合のクッション圧力変動を示す。平均ホバーハイトは30mmで、基準ノズル幅は20mm、ノズル幅の最大振幅だけが異なっている。基準ノズル幅に対して、幅を拡狭することによりクッション圧力を増減できることが分かる。このように機体のクッション圧力変動に対して、逆位相の圧力変動を作ることができ、この二つを組み合わせれば第一段階としての圧力制御は可能であろうことが推測

される。なお、ACVの浮揚特性は噴流の特性や送風機の性能特性に依存するため、図のようにノズルの拡がり側と狭まり側では、その圧力変化に大きな相違が見受けられる。よって、良好な制御結果を得るためには、ノズル幅の動きに対して多少工夫する必要があることが、図から推測される。すなわちノズル幅を過大に狭めた場合、シール効果が極端に弱まり、クッションから外気への空気の流出が過大になるため、クッション圧力低下を招きやすいが、これは単にノズル幅の問題である。また送風機特性において、流量の増加に対して圧力が急激に低下する作動点では、クッション体積増加に見合う圧力の回復は望めないが、これも単にクッション圧力と送風機特性の組合せの問題であり、両問題の解決はそれほど複雑ではない。

4.3 クッション圧力変動の制御

最後に機体の上下動に対して、同時にノズル幅を変化させた結果を図7、図8に示す。それぞれ平均ホバーハイトは30mm、機体の振動周期1秒、ノズルの拡狭周期1秒であり、基準ノズル幅のみそれぞれ20mmと15mmと異なっている。Uncontrolledはノズル幅の制御無し。ノズル幅の最大振幅 Δt_n によるクッション圧力変動を示している。

図7より、 $\Delta t_n=10\text{mm}$ においてはある程度の制御結果が得られている。しかしながら、機体が上昇するためノズル幅を広げてoverfed状態にて圧力増加が必要とされる状況においては、十分な圧力回復は得られておらず、また機体が降下するためノズル幅を狭めてunderfed状態

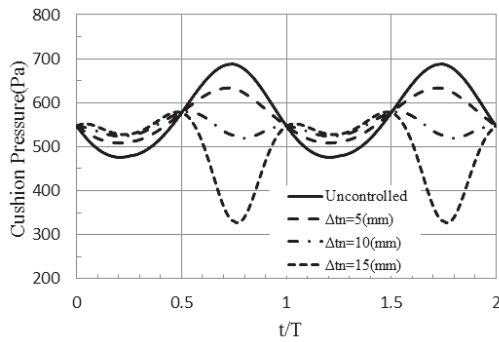


図7 クッション圧力変動

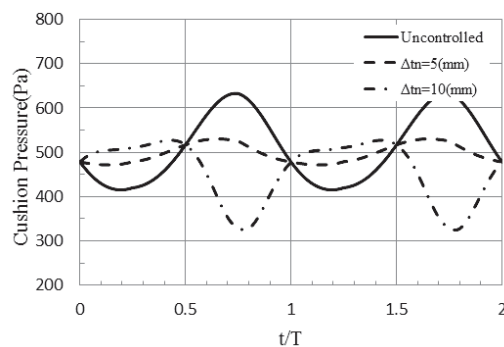


図8 クッション圧力変動

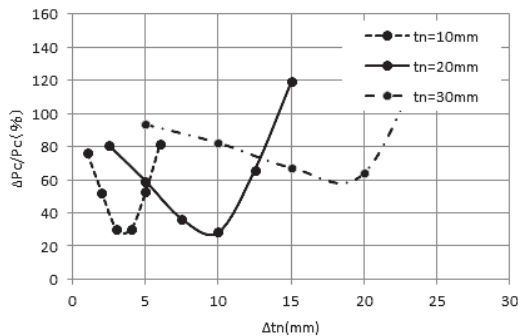


図9 クッション圧力変動割合

にて圧力低下が必要とされる状況においては、オーバーシュートしている場合もある。圧力低下のオーバーシュートを抑えるには、単純にノズル幅の調整で賄えるが、ノズル幅を広げる側では、前節において述べたように、送風機の性能特性上の作動点が問題になる。事実図8の基準ノズル幅を小さくし、クッション圧力を小さくした場合、すなわち送風機流量を絞り流量に対して十分に吐出圧力が得られる場合には、良好な制御結果が得られている。

図9は基準ノズル幅10mm、20mm、30mmに対してノズル幅を単振動的に拡狭した場合、クッション圧力変動が制御しない場合に比べてどれだけ増減するか示した図である。ノズルの基準開口幅が広い30mmのような場合には、単振動的な単純なノズルの開閉ではクッション圧力をコントロールするのは容易ではないが、先ほども述べたように送風機特性的にまだ流量増加による圧力低下が顕著でないノズルが絞られた20mmや10mmという場合においては、単純な拡狭でもクッション圧力変動は制御無しの場合に比べて約30%に抑えられており、ノズル幅をコントロールする本制御法の効果が得られている。よって、実際にクッション圧力変動を抑えるためには、ノズル幅の拡狭の大きさ、そのタイミングや速度などより細かく調節することにより、更に抑えられることが明らかである。

5. おわりに

凹凸面上を移動するACVにおいて起こるクッション体積変化に基づく圧力変動を抑制する一方法を提案し、その効果について解析した。上下動するACVに対して、空気ノズルの噴出し幅を単純に単振動的に変化させ、空気噴流の作動モードを積極的に変化させることによりクッション圧力が制御され、本法の有効性を確認することができた。一部、単純な単振動的制御ではシールの弱化、送風機の作動点などにより十分な圧力変動抑制が見込めない場合もあったが、ノズル幅の設定や送風機の性能特性に依存していることから、これについての問題解決は容易に達せられると考えられる。結果、本研究による圧力制御により、ACVの新たなライドコントロールの可能性が示された。

参考文献

- 1) Kanazawa, K., Matsuo, K. and Matsuo, H.: Suppression of Variation in Cushion Pressure for SES Using Vertically Moving Nozzles, J. Jpn. Soc. Aeronaut. Space Sci., 53(2010), pp. 147-151

- 2) 金澤康次、松尾健輔、松尾日出男：上下動可能なノズルによる SES のクッション圧力変動の抑制、日本航空宇宙学会論文集 Vol. 57, No. 667, pp. 330-335, 2009
- 3) Kanazawa, K., Senba, H., Matsuo, K., and Matsuo, H.: Control of Cushion Pressure of SESs in Heave Motion, J. Jpn. Soc. Aeronaut. Space Sci., 52(2009), pp. 108-110
- 4) 金澤康次、千馬浩充、松尾健輔、松尾日出男：上下動を行う SES のクッション圧力変動の制御について、日本航空宇宙学会論文集 Vol. 56, No. 653, pp. 296-298, 2008
- 5) 千馬浩充、松尾日出男、高橋英彦、吉本慎太郎、松尾健輔、金澤康次、廣江哲幸、藤原和人：動揺時の SES のクッション圧力制御について、日本航空宇宙学会論文集 Vol. 51, No. 588, pp. 36-44, 2003
- 6) 千馬浩充、松尾日出男、松尾健輔、金澤康次、廣江哲幸、藤原和人：SES のエアクッション圧力制御に関する実験的研究、日本航空宇宙学会論文集 Vol. 49, No. 564, pp. 16-20, 2001

