

3D12 超音速インテークの高精度捕獲流量計測法の開発と その応用

○宮崎翼，三木佑真，杵淵紀世志（名古屋大学）
丸祐介，小林弘明，徳留真一郎（JAXA）
佐藤哲也（早稲田大学）

Development and Application of Accurate Mass Flow Capture Measurement for Supersonic Intakes
Tasuku Miyazaki, Yuma Miki, Kiyoshi Kinefuchi (Nagoya University)
Yusuke Maru, Hiroaki Kobayashi, Shinichiro Tokudome (JAXA)
Tetsuya Sato (Waseda University)

Key Words : Flow Measurements, Boundary layer, Supersonic Flow

Abstract

Improvement of MCR (Mass Capture Ratio) is important for the supersonic intake. Conventional methods of measuring the captured air by the supersonic intake, such as pressure rakes, orifice flowmeters, and flow visualization, all suffer from uncertainties. Therefore, we introduced a new experiment system using a dump tank to accurately measure the mass capture flow rate by the supersonic intake. Calibration using a differential pressure flowmeter showed that our proposed method can measure with an accuracy of approximately 2% uncertainty. Furthermore, visualization of the flow field and comparison with conventional measurement methods in an experiment using a pitot intake confirmed the improved measurement accuracy. Using this system, we measured the MCR for Busemann intake, which is one of the supersonic intakes. The intakes used in the experiment were an original Busemann intake with and without boundary layer correction and a Streamline-Traced Busemann intake, which has a rectangular shape with boundary layer correction. The results quantitatively confirmed that the boundary layer correction was effective for the original Busemann intake. On the other hand, for the Streamline-Traced Busemann intake, the boundary layer correction alone did not improve the intake performance, suggesting that other factors such as corner separation had a significant effect on the intake performance.

1. 目的・背景

ISAS/JAXAでは、大気吸込型エンジンとロケットエンジンを組み合わせた複合サイクルエンジン ATRIUM (Air Turbo Rocket for Innovative Unmanned Mission) の開発を進めている¹⁾。本エンジンは超音速領域下において大気を取り込む必要がある。大気を効率的に吸い込むためには、空気取り込み口、いわゆるインテークの性能が重要となってくる。本研究では、全圧回復率に優れるBusemannインテーク²⁾に注目している。従来のBusemannインテーク (original Busemannインテーク)は軸対称形状で設計されるが、流線追跡法によりロケットに適した矩形形状への変更が可能であり、全機の空力性能向上が期待できる。

しかし、Busemannインテークは非粘性理論に基づいて設計されるため、実際には壁面境界層の発達により実効的な流路が狭まり、設計通りの形状を得られず、性能が低下する。この問題を解決するには、境界層分をオフセットするなどの境界層補正が必要で

ある。

インテーク性能を表す指標として流量捕獲率 (Mass Capture Ratio, MCR) がある。MCRはインテーク入口前面投影面積を通過する流量 \dot{m}_∞ に対するインテークが捕獲した流量 \dot{m}_3 の比で、式(1)で表される。

$$MCR = \frac{\dot{m}_3}{\dot{m}_\infty} \quad (1)$$

従来 \dot{m}_3 の計測にはピトー管やオリフィス流量計が用いられていた。しかし、前者は流路内の境界層およびピトー係数、後者はオリフィス縮流係数が必要であり、一般に高精度の計測が困難である。

そこで、本研究ではインテークが吸い込んだ気流を風洞とは別系統のダンプタンクに流し、インテークの捕獲流量 \dot{m}_3 を直接求める新たな実験システムを提案する。従来法との比較、MCR既知のインテークや差圧式流量計を用いた校正により、高精度化を図った。

本研究では、この高精度計測システムを活用し、

BusemannインテークのMCRに及ぼす設計上の影響について以下の二つの観点から検討を行った。

- ・境界層補正の有無による違い
 - ・流線追跡法により矩形に形状変更した場合の違い
- これにより、境界層補正および形状変更の双方がMCRに与える影響を定量的に明らかにすることを目的とした。

2. Busemannインテーク

2.1. Original Busemannインテーク

Busemannインテークとは、1942年にBusemannらによって提案されたインテークである³⁾。このインテークは、以下の仮定に基づいて設計されている：(1) 非粘性流、(2) 軸対称、(3) 周方向速度がゼロであること。

図1に、Original Busemannインテークにおける流れ場を示す。まず、流れは等エントロピー的に減速・圧縮され、続いて円錐型の衝撃波によってさらに減速・圧縮される。この結果、入口よりも低いMach数の流れを得ることができる³⁾。円錐型の衝撃波の下流では、反射衝撃波とマッハ波が互いに打ち消し合い、入口部の自由流れと平行かつ均一な流れが形成される。そのため、非粘性流れである限りにおいて、他のインテークと比較して極めて高い圧縮効率を持つという特長がある。なお、円錐型の衝撃波の強さによって、衝撃波後流の流れが超音速となるか亜音速となるかが決定される。

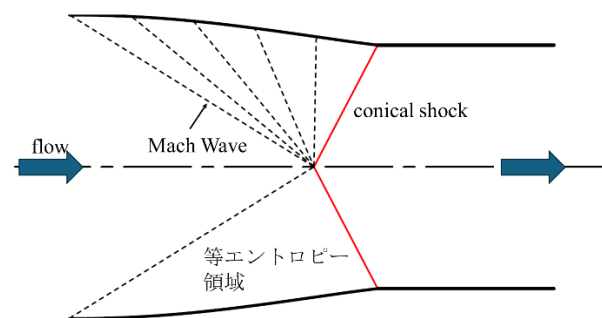


図1 Original Busemannインテークの概要

2.2. Streamline-Traced Busemannインテーク

本研究では、インテークをロケットなどの機体形状に適合させることを想定し、2.1章で説明したOriginal Busemannインテークを基に、流線追跡法 (Streamline Traced Technique) ²⁾を用いて形状変換したStreamline-Traced Busemannインテークについて検討する。流線追跡法とは、軸対称の流れ場から得られる流線を新たな壁面と見なすことで、三次元形状を設計する手法である。本手法では、まずインテーク入口の形状を設定し、Original Busemannインテーク内部の流線を追跡することで対応する出口形状を決定す

る。このようにして得られた流線を壁面とすることで、Streamline-Traced Busemannインテークを設計できる。なお、本研究では、入口および出口の形状をロケットに適した矩形とした。以下では、このインテークを矩形Busemannインテークと呼ぶ。図2にOriginal Busemannインテークと矩形Busemannインテークの概形図を示す。

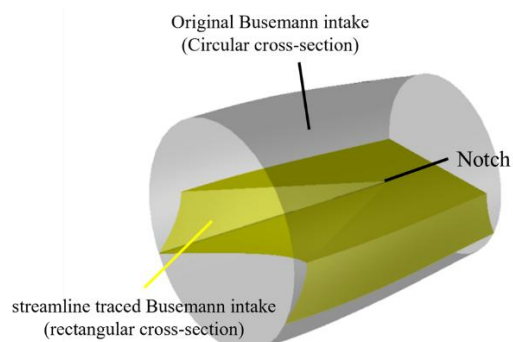


図2 Original BusemannインテークとStreamline-Traced Busemannインテーク

2.3. 境界層補正方法

本研究では、Busemannインテークが実際の粘性流である流れ場において設計通りの性能を得るため、境界層の排除厚さ δ^* の分だけ流路形状をオフセットすることで補正を行っている。発達する境界層は乱流と仮定する。図3にoriginalおよび境界層補正後の設計流線の比較を示す。

具体的な排除厚さの計算法を以下の通りである。Original Busemannインテークは軸対称形状であるため、排除厚さ δ^* は以下の圧縮性軸対称流れの von Karmanの運動量積分方程式を用いて求めた。

$$\frac{d\theta}{dx} + \theta \left(\frac{2 - M_e^2 + H}{M_e} \frac{dM_e}{T_e} \frac{dx}{dx} + \frac{1}{r} \frac{dr}{dx} \right) = \frac{C_f}{2} \sec \omega \quad (2)$$

式(2)により運動量厚さ θ をRunge-Kutta法で数値的に解くことで、排除厚さ δ^* を導出する。

本実験では、上記のOriginal Busemannインテークおよび矩形Busemannインテークに対して実験を行った。供試体の詳細については、後述の節で述べる。

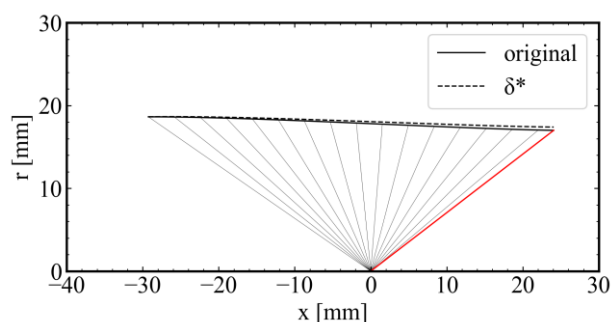


図3 Originalと境界層補正後の設計流線の比較

3. 実験装置および新捕獲流量計測方法

3.1. 実験装置

本研究では、名古屋大学が所有する大気吸込型超音速風洞を使用した。本風洞の主流Mach数は1.95、テストセクションの断面寸法は幅120 mm、高さ80 mmである。風洞はバタフライ弁（BV1）を介して容量50 m³の屋外真空槽と接続されており、BV1を開放することで風洞の運転が開始される。

テストセクション中央部にはインテークを設置し、インテーク周辺の流れ場の可視化にはシュリーレン法を用いた。また、インテーク背後に金属製ダクトを接続し、これを風洞外部に延長して、バタフライ弁（BV2）を介して別系統の容量2.349 m³ダンプタンクに接続した。インテークが吸い込んだ気流はダンプタンク内に貯留され、通風前後におけるダンプタンク圧力の変化を測定することで、インテークが捕獲した流量 \dot{m}_3 を算出することができる。なお、捕獲流量 \dot{m}_3 の具体的な算出方法については次節で述べる。実験装置の全体構成を図4に示す。

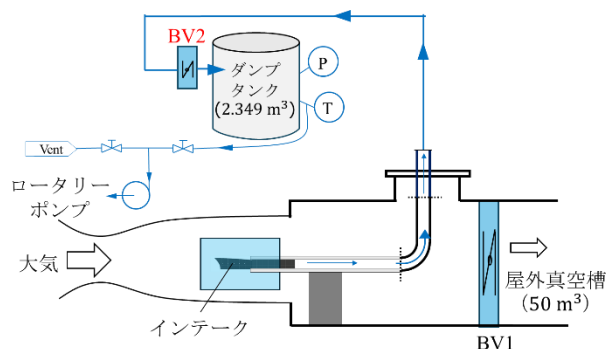


図4 実験装置

3.2. 新捕獲流量計測方法

我々が提案するダンプタンクを用いた流量計測手法のシーケンスを以下に示す。まず、風洞側のバルブBV1を開放し、風洞の運転を開始する。約1秒後にバルブBV2を開放することで、インテークが気流を吸込み始める。所定の吸込み時間経過後、BV2を閉じて吸込みを終了し、さらに約1秒後にBV1を閉じることで風洞運転を停止する。

この通風シーケンスにおいて、通風前後におけるダンプタンク内の圧力上昇 Δp_{tank} より、インテークが捕獲した総空気質量 Δm が式(3)より算出することができる。

$$\Delta m = \frac{\Delta p_{\text{tank}} V_{\text{tank}}}{RT_{\text{tank}}} \quad (3)$$

ここで、 V_{tank} はバルブBV2より下流の配管容積を含むダンプタンク全体の体積であり、2.349 m³である。 R は湿度を考慮した大気の気体定数、 T_{tank} はダンプタンク内の温度を示す。実験時に取得したダンプタン

ク内の圧力および温度の時間履歴を図5に示す。

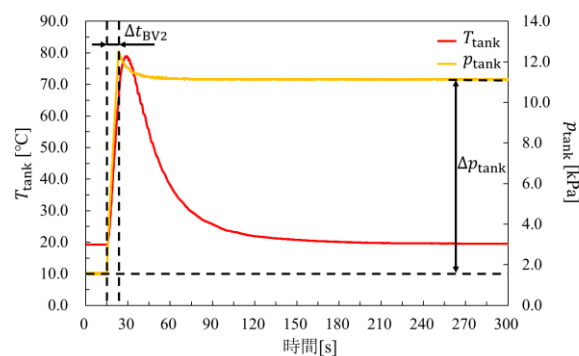


図5 ダンプタンク内の圧力および温度の時間履歴

バルブBV2を開放してインテークが気流を吸込む際、圧力はほぼ直線的に上昇し、BV2が閉じた後徐々に圧力が減少する。また、吸込み中にタンク内温度が上昇し、バルブBV2を閉じた後に低下する様子も確認できる。これは、気流がダンプタンク内に放出される際に断熱圧縮が生じ、BV2閉止後に周囲への熱放出が生じたためと考えられる。以上を踏まえ、式(1)における Δp_{tank} には、実験前の圧力と実験後タンク内温度 T_{tank} が周囲温度に戻った時点での圧力値の差分を用いた。インテークが気流を捕獲していた時間 Δt_{BV2} は、バルブBV2の開閉に伴う過渡を除いた開度100%状態の時間と定義し、バルブBV2の開閉に連動するリミットスイッチのアンサー信号を用いて求めた。算出された Δm および Δt_{BV2} からインテークが捕獲した質量流量 \dot{m}_3 を求めることを考える。ここで、 Δm にはBV2の開閉時における非定常な空気質量が含まれる一方で、 Δt_{BV2} はその過渡時間を含まない。ダンプタンク内質量流量の時間履歴を図6に示す。求める \dot{m}_3 は定常時の流量（以下、 \dot{m}_{true} ）である。BV2開閉時の過渡の非定常時に吸込んだ空気質量を Δm_{trs} とし、各通風時にて一定と仮定すると、質量保存の観点から以下の式(4)ように一次関数で表される。

$$\Delta m = \dot{m}_{\text{true}} \Delta t_{\text{BV2}} + \Delta m_{\text{trs}} \quad (4)$$

したがって、式(4)の傾きが求めるべき $\dot{m}_3 = \dot{m}_{\text{true}}$ である。我々はオリフィス1条件に対し、 Δt_{BV2} が約3, 5.5, 7秒になるように通風し、得られた3点のデータより最小二乗法を用いてインテークが捕獲した流量 \dot{m}_3 を算出した。以下新手法をダンプタンク方式と呼ぶ。

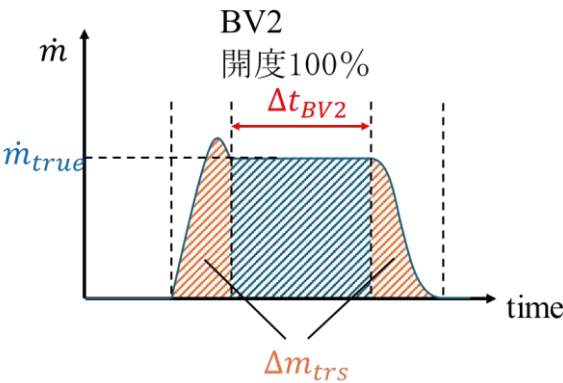


図6 ダンプタンク内質量流量の時間履歴

4. 実験内容

本研究では、大別して2種類の実験を実施した．実験①では、我々が新たに開発した流量計測手法に対し、2種類の方法（実験①－A、①－B）で校正を行った．実験②では、Busemannインテークを用いて、新手法ダンプタンク方式の流量計測を実施した．

4. 1. 実験① 流量校正

4. 1. 1. 実験①－A 差圧式流量計を用いた校正

図1に示す従来のインテークを取り外し、代わりに計測精度が既知である差圧式流量計およびベルマウス流量計を、図7のように設置した．差圧式流量計には「絞り機構による流量測定方法（JIS Z 8762）」に準拠したISA 1932ノズルを使用し、ベルマウス流量計は「Laboratory Methods of Testing Fans for Certified Aerodynamic Performance Rating（ANSI-AMCA STANDARD 210）」に準拠した形状を基に、光造形3Dプリンターにて本学で作製した．各流量計の詳細な寸法は図8に示す．

実験①－Aでは、超音速気流を直接吸い込むのではなく、事前にダンプタンクを真空引きし、その後バルブBV2を開放することで静止大気を吸引した．また、差圧式流量計とBV2の間には、流量を調整する目的で3種類のチョークオリフィスを設置した（表1参照）．

各種流量条件下において、ダンプタンク方式と、差圧式流量計およびベルマウス流量計による測定結果を比較した．

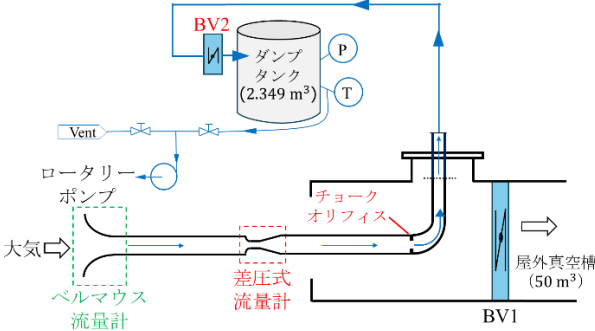


図7 実験装置(実験①－A)

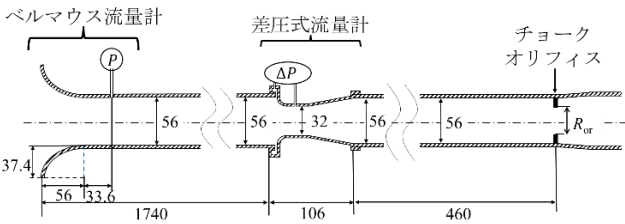


図8 差圧式流量計/ベルマウス流量計 寸法
(単位：mm)

表1 チョークオリフィスの種類と開口率

	R_{or} mm	Orifice area ratio
オリフィス大	24	0.23
オリフィス中	22	0.19
オリフィス小	20	0.16

4. 1. 2. 実験①－B ピトーインテークを用いた校正

図1に示すインテークモデルを、MCRが既知であるピトーインテークを設置した．インテーク内部には9本のピトー管および静圧孔を配置し、その背後には背圧調整用のオリフィス（3種類）を設置した(図10, 表2参照)．ただし、実験①－Aで使用するチョークオリフィスとは異なるオリフィスである．これにより、従来手法(次節で示す2種類の手法)とダンプタンク方式による流量計測結果の比較に加え、シュリーレン画像の取得を行った．装置図を図9に示す．

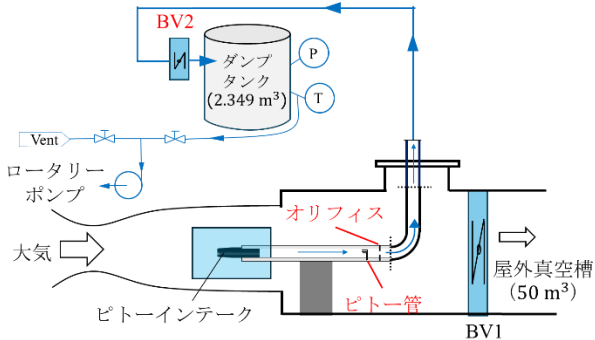


図9 実験装置(実験①－B)

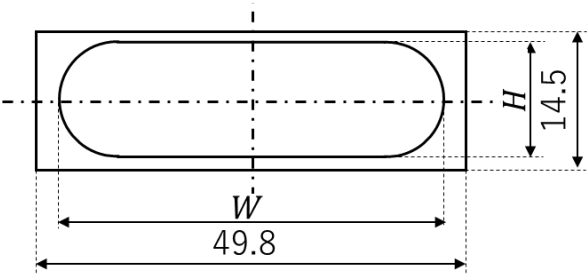


図10 背圧調整用オリフィスの図面

表2 背圧調整用オリフィスの種類と開口率

	H, mm	W, mm	Orifice area ratio
AR=0.69	12.54	42.35	0.69
AR=0.28	8.00	27.00	0.28
AR=0.24	7.00	26.50	0.24

4. 2. 実験② Busemannインテーク流量計測

実験②では、超音速風洞を用いて、インテークの流量計測試験を実施した．使用した本インテークは，超音速ディフューザ部と亜音速ディフューザ部から構成される．

試験では，以下の3種類のインテークを用いた．超音速ディフューザ部はいずれもBusemannインテークであり，構成は以下のとおりである：

- (a)original Busemannインテーク (境界層補正有)
- (b)original Busemannインテーク (境界層補正無)
- (c)矩形Busemannインテーク (境界層補正有)
(アスペクト比=1)
- (d)矩形Busemannインテーク (境界層補正有)
(アスペクト比=3)

これらのインテークは，いずれも入口における前方投影面積を等しく設計しており，吸込み可能な最大流量が同一となるように設計されている．

亜音速ディフューザ部の形状には複数の選択肢があるが，本研究では超音速ディフューザ部の始動性を高めることを目的として，急拡大型の形状を採用した．なお，3種類のインテークはいずれも設計Mach数は1.90に設定されており，主流Mach数1.95に対して始動余裕を確保する設計となっている．

装置構成は図9に示すものと同様である．実験では，ダンプタンク方式による流量計測と，シュリーレン法を用いた流れ場の可視化を行った．

5. 実験結果と考察

5. 1. 実験① 流量校正

5. 1. 1. 実験①－A 差圧式流量計を用いた校正

まず，ダンプタンク方式により，各種チョークオリフィス条件下における Δt_{BV2} と Δm の関係を図11に示

す．エラーバーは計測機器に起因する誤差を示している．最小二乗法により求めた回帰直線から，各条件において実験結果は線形関係を示すことが確認された．また，いずれの条件においても回帰直線の切片はBV2開閉時の過渡的な非定常状態における吸込み空気質量 Δm_{trs} を示しており，その値はほぼ一定であった．このことから，各通風時に Δm_{trs} を一定とする仮定は妥当であると考えられる．

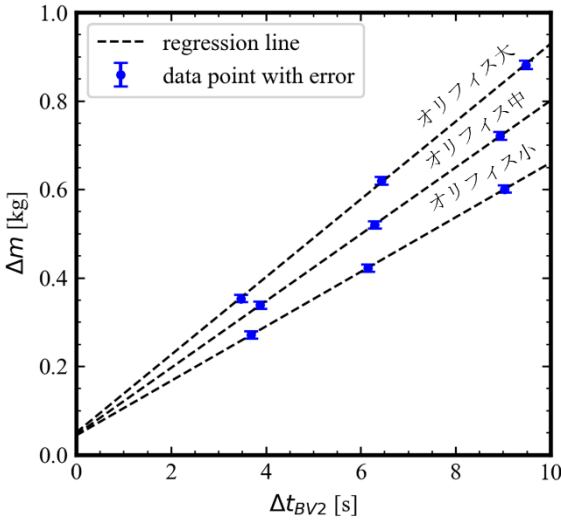


図11 Δt_{BV2} と Δm の関係

各種チョークオリフィス条件下におけるダンプタンク方式と，差圧式流量計およびベルマウス流量計による測定結果を図12および図13に示す．エラーバーは，ベルマウス流量計および差圧式流量計については計測不確かさを，ダンプタンク方式については回帰直線の傾きに対する標準偏差を表している．

その結果，各チョークオリフィス条件において，差圧式流量計による測定値と新たな流量計測法（ダンプタンク方式）はおおむね一致していた．図13は，オリフィス大の条件において3種類の流量計測法を棒グラフで比較したものである．このうち，最もエラーバーの小さい差圧式流量計とダンプタンク法を比較すると，ダンプタンク方式による測定値の方が約2%低い値を示した．しかし，両者のエラーバーが重なっていることから，我々が提案したダンプタンク方式は，流量計測手法として高い精度を有していることが確認された．

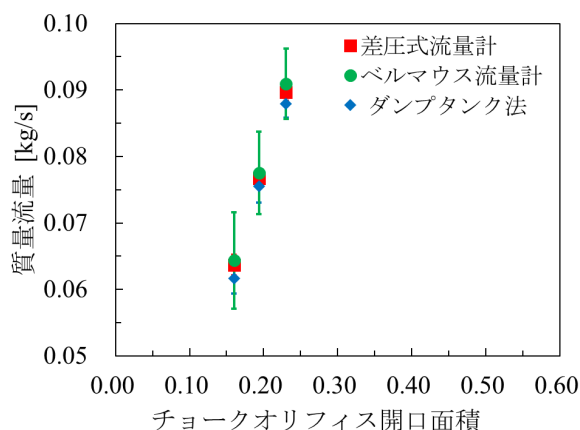


図12 各オリフィスにおける流量計測結果

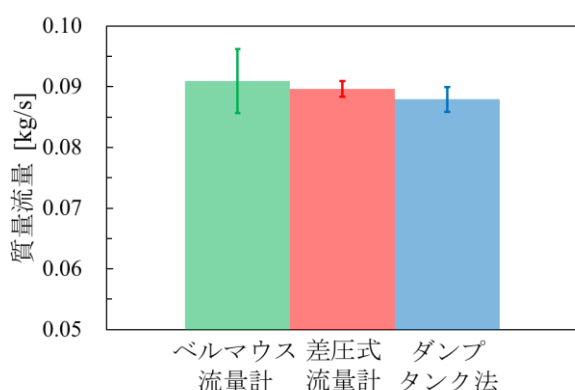


図13 オリフィス大における流量計測結果(詳細)

5. 1. 2. 実験①-B ピトーインテークを用いた校正

まず、従来方法における流量計測法について説明する。従来方法には、ピトー管を用いる方法と、オリフィスによるチョーク流量の方法の2種類がある。以下にそれぞれの手法を示す。

1つ目は、ピトー管を用いる方法である。この手法では、インテーク内部に設置された9本のピトー管を用いて、式(5)により流量 \dot{m}_3 を式(5)より求めた。

$$\dot{m}_3 = \sum_i \rho_i u_i A_i = \sum_i \frac{p_s \sqrt{\gamma}}{n \sqrt{RT_{s_i}}} M_i A_i \quad (5)$$

$$T_{s_i} = \frac{T_t}{1 + \frac{\gamma-1}{2} M_i^2}$$

ここで、 T_t は主流全温（室温）， M_i はMach数， p_s は静圧， A_i は図14に示す流路断面積である。静圧は、各ピトーレイク上の壁面に設置した静圧孔により測定した。

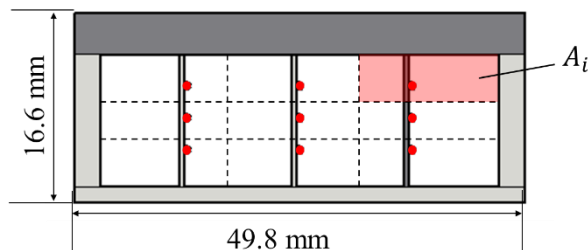


図14 ピトー管

2つ目はオリフィスによるチョーク流量の式に基づいて \dot{m}_3 を求める方法である。この方法では、式(6)を用いて流量を算出した。

$$\dot{m}_3 = \left(\frac{2}{\gamma+1} \right)^{\frac{\gamma+1}{2(\gamma-1)}} \bar{p}_{pt} A^* \frac{\sqrt{\gamma}}{\sqrt{RT_s}} \quad (6)$$

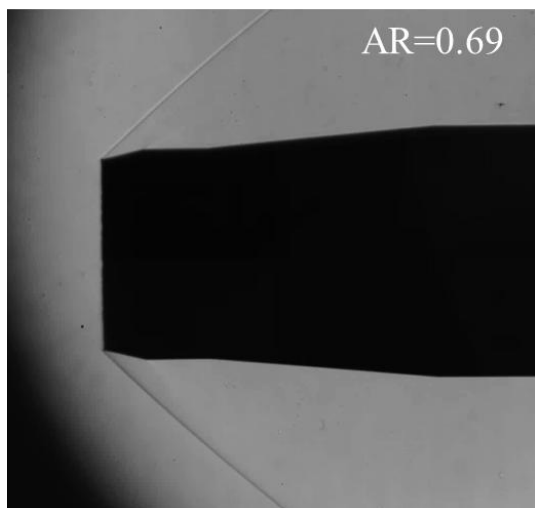
$$\bar{p}_{pt} = \frac{\sum_i p_{pt_i}}{n}$$

ここで T_s は主流静温， p_{pt_i} は各ピトー管で計測したピトー圧， A^* はオリフィス開口面積である。

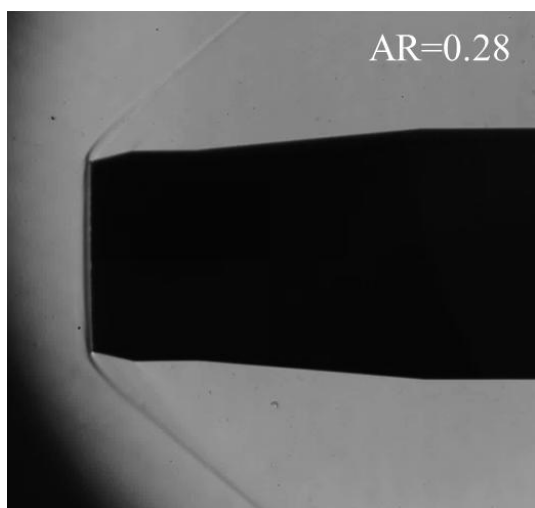
図15に、今回使用したピトーインテークの外観を示す。また、表2に示すオリフィス開口率（AR）に対応する条件で実験を実施し、取得したシュリーレン画像を図16に示す。ナイフエッジは垂直に切り、風洞内の気流は左から右に流れている。AR=0.78の場合には、衝撃波がインテークのリップ部に付着しており、付着衝撃波が確認された。このことから、インテークは始動状態にあると判断される。一方、AR=0.28およびAR=0.24の場合には、衝撃波がリップから離れており、離脱衝撃波が形成されていた。このことから、インテークは不始動状態であることが確認された。



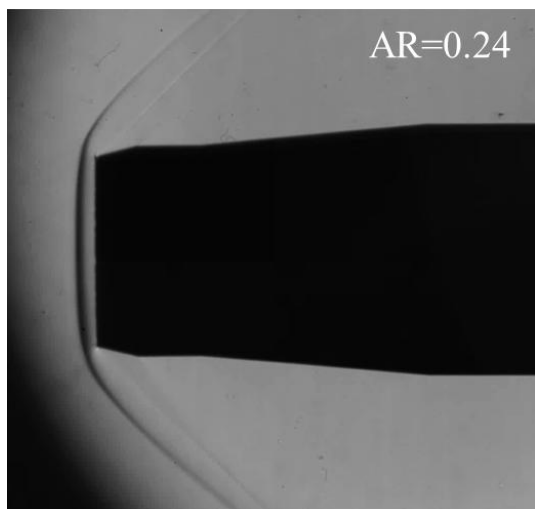
図15 ピトーインテーク 外観図



(a)AR=0.69, 付着衝撃波(始動)



(b)AR=0.28, 離脱衝撃波(不始動)



(c)AR=0.24, 離脱衝撃波(不始動)

図16 シュリーレン法による可視化結果

0.78においてはMCRが1.00に近い値を示し、インテークが漏れなく気流を吸い込んでいることが示唆された。また、ARが小さくなるにつれてMCRが1.0を下回り、気流の一部がインテーク外へ漏れていることが示された。これらの傾向は、シュリーレン画像による可視化結果とも一致している。

また、ダンプタンク法と2種類の従来手法によるMCRの比較結果も図16に示す。AR=0.69においてオリフィスにて流れが十分にチョークしておらず、チョーク流量の式に基づいて \dot{m}_3 を求める方法では測定が行えなかった。他の条件においては、各手法ともMCRは同様の傾向を示しているが、ピトー管方式およびチョークオリフィス方式はいずれもダンプタンク方式に対して20～50%程度高い値を示した。

このような差異は、従来手法に内在する要因によると考えられる。ピトー管方式では式(5)の流路断面積 A_i として、幾何学的な断面積を用いているが、実際には境界層の発達により有効流路断面積が小さくなっている。また、ピトー管の設置本数に限界があり、流速分布の空間解像度が低くなっている。これらの理由により、捕獲流量の過大評価につながっていると考察できる。実際、ピトー管方式の不確かさについて、Seddonら⁹⁾は不均一流れで $\pm 10\%$ 以上存在すると述べている。チョークオリフィス方式についても、オリフィス係数を1と縮流の影響を考慮されていないため、当然流量は過大評価されている。一方、ダンプタンク法は、計測機器によるエラーバーが $\pm 2\%$ 、ばらつきによる誤差が $\pm 1\%$ と小さく、かつ差圧式流量計による校正も行っているため、高い精度を有している。したがって、本研究で提案したダンプタンク法は、従来手法と比較して流量計測において優れた妥当性と信頼性を有する手法であることが明らかとなった。

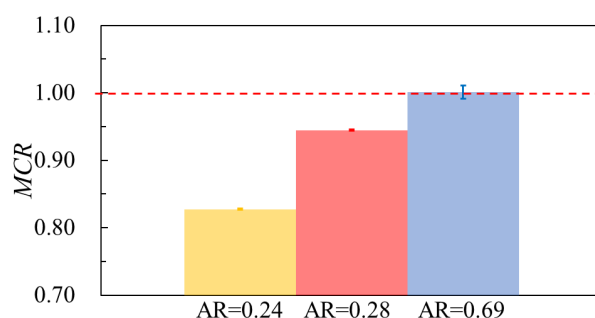


図17 ダンプタンク方式でのMCR計測結果

さらに、図17に、各オリフィス条件におけるダンプタンク方式によるMCRの結果を棒グラフで示す。AR＝

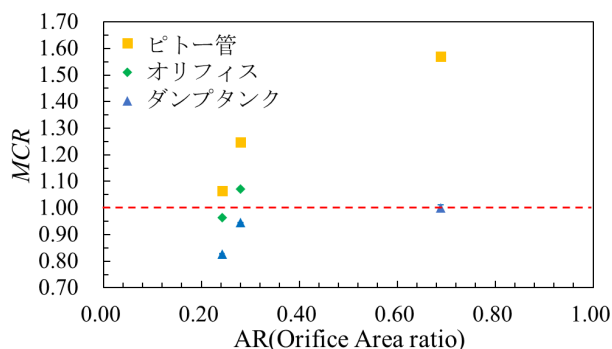


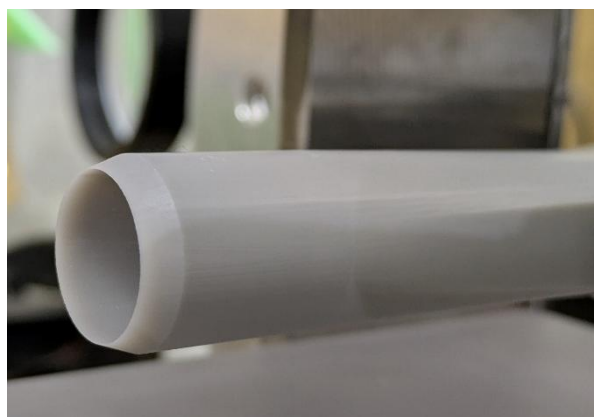
図18 従来方法とダンブタンク方式のMCR比較

5. 2. 実験② 実インテークによる流量計測

実験に使用したBusemannインテーク ((b), (c), (d)) の外観を図19に示す。なお、(a)と(b)は外観上の差異がほとんど見られなかったため、(b)の図示は省略した。各Busemannインテークに対して実験を実施したが、(c)の矩形Busemannインテーク（境界層補正有，アスペクト比=1）においては，風洞が不始動となり計測を行うことができなかった。したがって，以下では (a)，(b)，(d)の結果のみを示す。

取得したシュリーレン画像を図20に示す。なお、(d)において矢印で示した箇所は，図2中央部のNotch（切欠き）に対応している。ナイフエッジは垂直方向に設定しており，風洞内の気流は左から右に流れている。

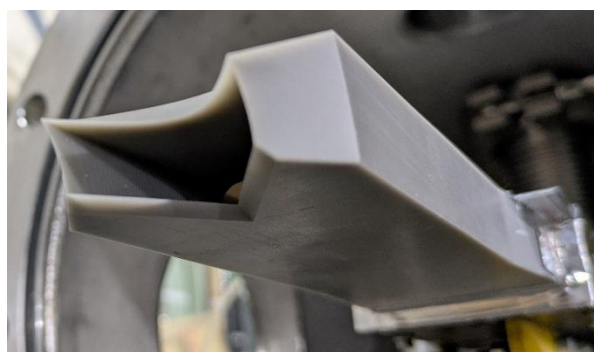
(a)の場合，衝撃波がインテークのリップ部に付着しており，付着衝撃波が確認されたことから，インテークは始動状態にあると判断された。((b)でも衝撃波は同様に付着しているように見え，始動状態であると考えられた。(d)の場合，赤矢印で示すNotch（切欠き）よりも上流側に離脱衝撃波が確認されており，本インテークは不始動状態であったと判断される。



(a)original Busemannインテーク(境界層補正有)

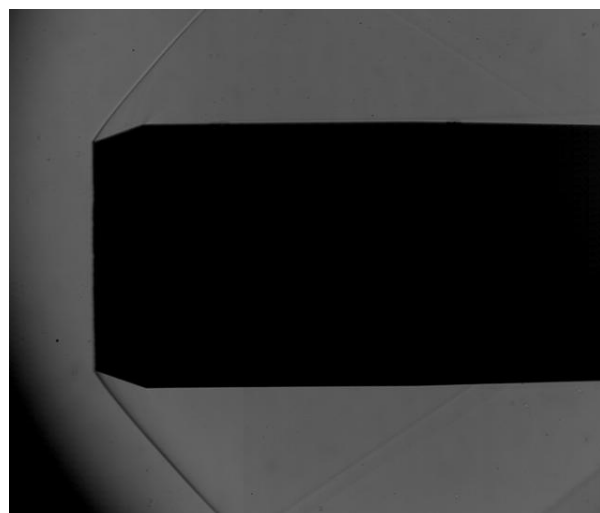


(c)矩形Busemannインテーク
(境界層補正有，アスペクト比=1)

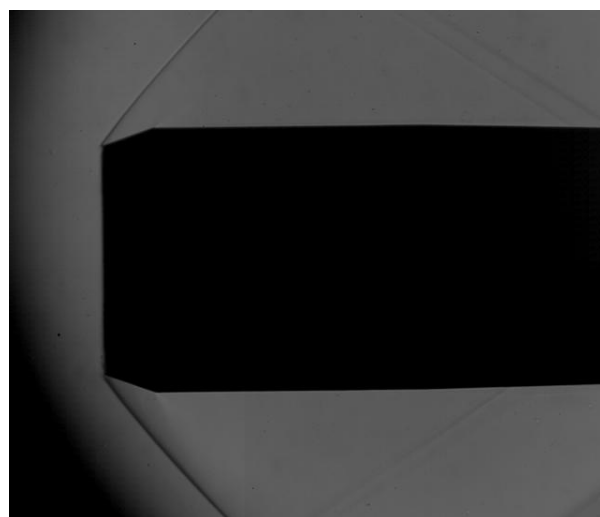


(d)矩形Busemannインテーク
(境界層補正有，アスペクト比=3)

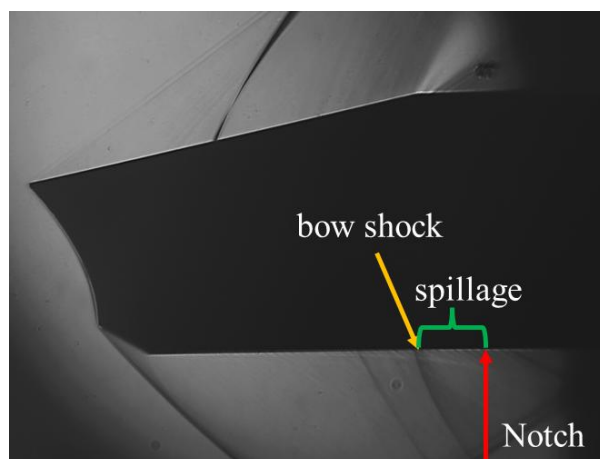
図19 実験②で使用したBusemannインテーク



(a) original Busemannインテーク(境界層補正有)



(b) original Busemannインテーク(境界層補正無)



(d) 矩形Busemannインテーク
(境界層補正有, アスペクト比=3)
図21 シュリーレン法による可視化結果

図21には、各Busemannインテークにおけるダンプタンク方式によるMCRの測定結果を示す。シュリーレ

ン画像から始動と確認された(a)では、MCRが1.00に近い値を示し、漏れのない吸込みが実現されていることが示唆され、画像上の結果とも一致した。(b)ではMCRが0.97であり、画像上では始動状態と見られたものの、実際には流量計測より部分的な漏れが確認され、不始動状態であることが明らかとなった。(d)ではMCRが0.93と低下しており、シュリーレン結果と整合する不始動状態が定量的にも確認された。

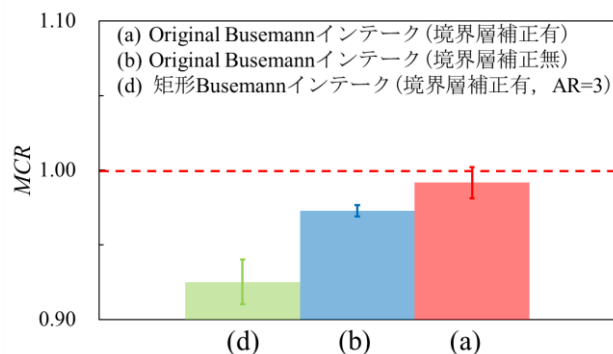


図21 ダンプタンク方式でのMCR計測結果

以上の結果より、本研究で導入した境界層補正は軸対称形状であるoriginal Busemannインテークに対しては有効であることが確認された。一方、矩形Busemannインテークにおいては、同様の補正を施しても始動を達成できず、その有効性が認められなかった。

矩形Busemannインテークが始動しなかった原因として、コーナー部におけるcorner separationの影響が考えられる。実際の流れは粘性を持つため、三次元矩形流路のコーナー部では流れの剥離が生じやすい。このような剥離は流路の実効断面積を狭め、理論上想定された流れ場と乖離が生じた結果、インテークが不始動に至ったと考えられる。したがって、将来的にはコーナー部にフィレットを設けるなど、剥離抑制のための形状改良が必要であると考えられる。

4. まとめ

インテークの流量計測において、従来方法の課題を踏まえ、インテークが捕獲した気流を風洞とは別系統のダンプタンクに流しこみ、インテークの捕獲流量 m_3 を高精度に計測する新しい実験システムを構築した。差圧式流量計およびMCR既知であるインテークを用いた校正を行い、我々が提案したダンプタンク方式が他方式に比べ高精度であることを示した。

このシステムを用いて、original Busemannインテークに対する境界層補正の有無、および流線追跡法によって矩形化したインテークにおけるMCRを測定し

た．その結果，original Busemannインテークに対しては，境界層補正が有効であることが定量的に確認された．一方，矩形Busemannインテークに対しては，境界層補正のみではインテーク性能の向上が見られず，コーナー部における剥離（corner separation）など他の要因の影響が顕著であることが示唆された．

今後は，矩形形状に限らず楕円断面など多様な形状についても検討を行い，境界層補正を含めたインテーク性能の最適化に向けた研究を進めていく予定である．

参考文献

- 1) Hiroaki Kobayashi, Yusuke Maru, Matthew P. Richardson, Kiyoshi Kinefuchi and Tetsuya Sato: “Conceptual Design Study of a Vertical Takeoff and Landing Airbreather,” Journal of Spacecraft and Rockets, Vol. 58, No. 5, p.1279-1292, 2021.
- 2) Sannu Mölder and Edward J. Szopro: Busemann inlet for hypersonic speeds, Journal of Spacecraft and Rockets, Vol.3, No.8, p.1303-1304, 1966.
- 3) Adolf Buseman: Die achsensymmetrische kegelige Überschallströmung, Luftfahrtforschung, Vol. 19, pp. 137-144, 1942.
- 4) Seddon J., Goldsmith E.L.: *Intake Aerodynamics*, American Institute of Aeronautics and Astronautics, 1999.
- 5) Sasoh A (2020) *Compressible Fluid Dynamics and Shock Waves*, Springer, Singapore