

吹出し管を備えた吸込みノズルの
粉粒体空気輸送特性に関する研究

2017年3月

高口 裕芝

目 次

目次	I
本論文中に使用した図・表	III
本論文中で用いた主な記号 (Nomenclature)	V
概要	VII
第 1 章 緒言	1
1.1 空気輸送技術の概要	1
1.2 従来の研究	5
1.3 本研究の目的	17
1.4 本論文の構成	18
第 2 章 実験装置および実験方法	20
2.1 はじめに	20
2.2 実験装置	20
2.3 実験方法	24
2.4 実験条件	25
2.4.1 ノズル深さの影響	25
2.4.2 ノズル吸込み流速の影響	27
2.4.3 粒子径の影響	29
第 3 章 空気輸送特性に及ぼすノズル深さの影響	34
3.1 はじめに	34
3.2 実験結果および考察	34
3.2.1 混合比	34
3.2.2 崩落境界および流動境界	37
3.2.3 吹出し管および吸込みノズル全圧損失	42
3.2.4 ノズル効率	46
3.3 むすび	48
第 4 章 空気輸送特性に及ぼす吸込み流速の影響	50
4.1 はじめに	50
4.2 実験結果および考察	51
4.2.1 混合比	51

4.2.2	作動範囲	54
4.2.3	流動境界	58
4.2.4	ノズル効率	61
4.3	むすび	65
第5章 空気輸送特性に及ぼす粒子径の影響		67
5.1	はじめに	67
5.2	実験結果および考察	67
5.2.1	供試粒子の適用範囲	67
5.2.2	混合比	69
5.2.3	ノズル効率	76
5.3	むすび	81
第6章 結論		83
参考文献		88
謝辞		95

本論文中に使用した図・表

Fig.1-1 Schematics of rotary feeder for powder	6
Fig.1-2 Schematics of injector feeder for powder	7
Fig.1-3 Schematics of double cylindrical suction nozzle for powder	8
Fig.1-4 Schematics of pneumatic conveying test apparatus	10
Fig.1-5 Schematics of pneumatic conveying test apparatus	11
Fig.2-1 Schematics of pneumatic conveying test apparatus	21
Fig.2-2 Schematics of actual suction nozzle	22
Fig.2-3 Schematics of suction nozzle	23
Fig.2-4 Characteristics of particles	30
Fig.3-1 Relations between loading ratio and velocity ratio	35
Fig.3-2 Relation between lower limit velocity ratio and nozzle depth ratio	36
Fig.3-3 Relations between loading ratio and nozzle depth ratio	37
Fig.3-4 Visualization image of powders ($h/D_s=0.6$, $l/D_s=1.0$, $U_i/U_s^*=12$)	38
Fig.3-5 Collapsed boundary of powders	39
Fig.3-6 Fluidized boundary of powders	40
Fig.3-7 Relations between total pressure loss for injection pipe and velocity ratio	42
Fig.3-8 Relations between total pressure loss for injection pipe and nozzle depth ratio	44
Fig.3-9 Relations between total pressure loss for suction pipe and velocity ratio	45
Fig.3-10 Relations between total pressure loss for suction pipe and nozzle depth ratio	45
Fig.3-11 Relations between nozzle efficiency and velocity ratio	47
Fig.3-12 Relations between nozzle efficiency and nozzle depth ratio	47
Fig.4-1 Relations between loading ratio and velocity ratio	52
Fig.4-2 Correlations between velocity ratio or loading ratio of operating limit and normalized suction velocity	55
Fig.4-3 Relations between operating range and normalized suction velocity	57
Fig.4-4 Fluidized boundary of powders	59
Fig.4-5 Relations between suction nozzle performance and velocity ratio	61
Fig.4-6 Effects of suction velocity on suction nozzle performance	63
Fig.5-1 Relations between loading ratio and normalized suction velocity	68
Fig.5-2 Relations between loading ratio and velocity ratio	70
Fig.5-3 Relations between loading ratio and mean diameter of particle	72
Fig.5-4 Fluidized boundary of powders and particles	74

Fig.5-5 Relations between fluctuating pressure and mean particle diameter	75
Fig.5-6 Relations between suction nozzle performance and velocity ratio	76
Fig.5-7 Relations between suction nozzle performance and mean particle diameter	78

本論文中に使用した表

Table 2-1 Geometrical condition	28
---------------------------------	----

本論文中で用いた主な記号 (Nomenclature)

C_D	: drag coefficient of spherical particle	(—)
D_i	: inner diameter of injection pipe	(m)
D_s	: inner diameter of suction nozzle	(m)
G_a	: mass flow rate of air	(kg/s)
G_p	: mass flow rate of particle	(kg/s)
G_{pi}	: mass flow rate of particle by injection flow	(kg/s)
G_{ps}	: mass flow rate of particle from suction nozzle circumference	(kg/s)
g	: acceleration of gravity	(m/s ²)
H	: height of pressure sensor	(m)
h	: insertion length of suction nozzle	(m)
l	: insertion length of injection pipe	(m)
m	: loading ratio	(—)
P_i	: mean pressure in injection pipe	(Pa)
P_s	: mean pressure in suction nozzle	(Pa)
ΔP_i	: total pressure loss in injection pipe	(Pa)
ΔP_s	: total pressure loss in suction nozzle	(Pa)
P_s^*	: dynamic pressure by U_s^* in suction nozzle	(Pa)
P_s^{**}	: dynamic pressure by U_s^{**} in suction nozzle	(Pa)
P_s'	: fluctuating pressure in suction nozzle	(Pa)
p_s	: instantaneous pressure in suction nozzle	(Pa)
Q_i	: volumetric flow rate of injection	(m ³ /s)
Q_s	: volumetric flow rate of suction	(m ³ /s)
Re_p	: particle Reynolds number	(—)
r	: radius	(m)
U_i	: mean velocity of injection	(m/s)
U_f	: floating velocity	(m/s)
U_f^*	: floating velocity at $x_m=64 \mu\text{m}$	(m/s)
U_s	: mean velocity of suction	(m/s)
U_s^*	: mean velocity of suction by given Q_s	(m/s)
U_s^{**}	: mean velocity of suction by given minimum Q_s	(m/s)
x	: particle diameter	(m)
x_m	: mean particle diameter	(m)
z	: axis	(m)
ε	: void fraction	(—)
η	: nozzle efficiency	(—)

θ_r	: angle of repose	($^{\circ}$)
θ_s	: angle of spatula	($^{\circ}$)
ρ_a	: density of air	(kg/m^3)
ρ_p	: true density of particle	(kg/m^3)

概 要

本論文は、吹出し管を備えた吸込みノズルの粉粒体空気輸送特性に関する研究についてまとめたものである。

第1章は、最初に空気輸送技術の背景について述べた。ここでは、ものづくりを主体とする産業界で多種多様な粉粒体を使用されていることを示し、それらの粉粒体を製造工程に供するには必ず輸送が必要で、その輸送方法の一つに空気輸送法があることを述べた。空気輸送装置に関する従来の研究について調査し、特に本論文の主題である福原らにより研究が進められている吹出し管を備えた吸込みノズルは、今後の空気輸送技術の動向である高濃度低速輸送に適合した高性能な吸込みノズルであることを述べた。また、本研究の目的および本論文の構成を述べた。

第2章は、実験装置および実験方法について述べた。ここでは、粉粒体の空気輸送で生じる現象の特徴より、実験時のデータ取得およびデータ解析に当たっての留意点を述べた。また、正確な実験データを取得するための様々な工夫を実験装置の特徴として示し、実験方法について記述、主要な性能値の定義を示した。

第3章は、吸込みノズル性能に及ぼすノズル深さの影響について実験結果を述べた。吸込みノズルは実用上、ノズルの下端を粉粒体層内へ埋め込んだ状態で動作させる場合が想定される。したがって、吸込みノズル性能に及ぼすノズル下端の埋め込み深さの影響に関

する基礎資料を得る必要がある。実験の結果，ノズル深さ比が0以外では，吹出し流がない場合は吸込みノズルは作動することはできなかったが，吹出し流を与えると吸込みノズルが作動することができたことから，吸込みノズルの中心軸上に噴流吹出し管を設けることの有効性を実証できた。ノズル深さ比が0から0.3までの範囲では，混合比に及ぼすノズル深さ比の影響が大きく，特に吹出し管の挿入長さ比が0の場合，最も顕著であることが分かった。また，ノズル深さ比が0.3以上では，いずれの吹出し管の挿入長さ比においても，混合比に及ぼすノズル深さ比の影響は小さいことを示した。可視化画像で得られた粉粒体の崩落境界および流動境界の変化からノズル性能の実験結果を説明することができた。

第4章は，吸込みノズル性能に及ぼす吸込み流速の影響について実験結果を述べた。産業界に存在している多様な粉粒体の物性には，粒子形状，粒子径，粒子密度等がある。その中で，吸込みノズルの性能に及ぼす粒子径の影響について取り上げる。粒子密度が一定の場合，粒子の大きさによってその浮遊速度が異なるので粒子径の影響を計測上正確に評価するには，粉粒体を回収する際のノズル内吸込み流速の影響を十分に把握するための基礎資料を取得する必要がある。また，一般に運転操作性の観点から，本装置の特徴である吹出し流の制御範囲の把握とともに広い運転条件が望まれる。そのため，吸込み流速の影響を考慮に入れた運転性能に関する吸込みノズルの幾何形状の最適化を行

う必要もある。粒子径の影響について調査する際の準備段階として、本章では、従来通り平均粒子径として $64\ \mu\text{m}$ を用い、吸込み流速の影響について調べ、運転性能に関する吸込みノズルの幾何形状の最適化の一評価を行った。また、異なる吸込み流速および幾何形状による粉粒体挙動を吸込みノズル近傍の可視化画像から明らかにした。また、各種の吸込みノズル幾何条件について、混合比は吸込み流速を種々変化させてもほとんど変化しないことが確認できた。吸込みノズルの作動範囲を求めると、ノズル深さを付加するより吹出し管の挿入長さを付加した方が作動範囲は広くなることが分かった。可視化計測により、下限流速比、上限流速比の流動状態を確認し、これらの流動様相を定性的に説明した。

第5章は、吸込みノズル性能に及ぼす粒子径の影響について実験結果を述べた。前章でも述べたように、粒子は、粒子径、粒子形状、粒子密度等の様々な特性を有しているが、まずは影響の大きいと思われる粒子径について取り上げる。本章では粉粒体の粒子形状および粒子密度を一定とし、平均粒子径を中位径（体積基準）で表示すると $49\ \mu\text{m}$ から $272\ \mu\text{m}$ までの範囲内で、吸込みノズルの性能に及ぼす粒子径の影響について調査する。文献によれば、粉体と粒体の境界は粒子の自重と付着力が等しくなる付着平衡粒子径（ $30\sim 50\ \mu\text{m}$ ）であると報告されている。そうすると、本章ではほとんど粒体の範囲に限定して粒子径の影響について調査することになる。そして、種々の粒子径による粒子挙

動を，吸込みノズル近傍の可視化画像およびノズル内壁面の変動圧力から考察した。その結果，平均粒子径 $49\ \mu\text{m}$ 以外の粒子については，吸込みノズル性能（混合比，吹出し管全圧損失，吸込みノズル全圧損失，ノズル効率）に及ぼす粒子径の影響はほとんど見られなかったが，粒子径 $49\ \mu\text{m}$ の粒子については，吸込みノズル性能のうち，混合比およびノズル効率には低下が見られた。流動境界を可視化計測すると，平均粒子径 $49\ \mu\text{m}$ 以外の粒子については各粒子の場合ともにほぼ同様な分布となり粒子径の影響はほとんど見られなかったが，粒子径 $49\ \mu\text{m}$ の粒子については流動境界が浅くなり，その他の粒子とは異なった特性を有することを報告した。また，吸込みノズル壁面圧力の変動の評価より，粒子径 $49\ \mu\text{m}$ の粒子の混合比が低くなる要因は，その粒子が持つ凝集性であることを示した。

第6章は，第3章から第5章の結論を総括した。

第 1 章 緒言

1. 1 空気輸送技術の概要

原材料加工技術の著しい進歩に伴い一般消費用の製品から工業用として使用される用具等に至るまで、様々な製品が市場に現れるようになった。その中で、製品を形作る原材料の形態として粉粒体に着目すると、一次製品としての粉粒体はもとより、二次製品、三次製品についても粉粒体はそれらの製品に大きく係っている。例えば、電池産業界で二次電池の主流となっているリチウムイオン電池および今後電気自動車等の動力源として脚光を浴びると思われる燃料電池について、その電極は数十 nm～約百 μm の粉粒体あるいは微粉体をポリフッ化ビニリデンと混合しペースト状とし、集電体に塗布し、炉で焼き固める方法で製造される(1)。リチウムイオン電池の場合、電池の電力供給は電池内のリチウムイオンの流れが大きな要因を占めており、電極のミクロ構成要素である各粉粒体粒子の表面状態が大きく影響する。このように、主要性能を左右するミクロ構成要素をコントロールするためには、微粉体の形態での取扱いが適しており、粉粒体関連の学会・シンポジウムにおいても二次電池（リチウムイオン電池、燃料電池）技術の性能改善あるいは将来の電池技術の開発に関連するセッションでの活動が大変活況を呈している(2)～(5)。また、食品原料(6)、医薬品原料、工業原料等に見られる粉粒体の製造技術の高度化、自動化によっても粉粒体輸送の需要がさらに増すものと

思われる(7)~(11)。

粉粒体の輸送法には，空気輸送法と機械輸送法がある。空気輸送法には，吸引式と圧送式があり(12)，機械輸送法にはベルトコンベア式，スクリーンコンベア式，振動コンベア式等がある。機械輸送法については，大量長距離輸送が可能，幅広い輸送物に適用が可能，所要動力が小さいという利点がある(13)が，被輸送物への外的条件(雨，風，温度)からの影響を考慮しなければならない。

空気輸送法については，a)有害粉塵の飛散がない，b)被輸送物への異物の混入がない，c)輸送経路を柔軟に選ぶことができ省スペース化が図れる，d)装置の自動化が容易である等の長所があるが，a)消費動力が大きい，b)管路内壁が磨耗する等の短所を有する(11)。天候や外的条件に左右されないような被輸送物(例えば，鉄鉱石，砂等)の場合は，所要動力が小さい機械輸送法が適している。一方，輸送中は外界と遮断されて外部の影響を受けることが無く，また外部へも影響を与えないことを必要とされるような粉粒体の場合は空気輸送法が適していると考えられる。各輸送法にはそれぞれに一長一短があり，被輸送物の特徴に応じた輸送法を選定する必要がある。

歴史的にみると，19世紀の初めにスチームエジェクターによる空気の排出効果を利用した吸引式が空気輸送装置の始まりである(14)。その後，設備としては大掛かりなスチームエジェクターは影を潜め，19世紀の末頃に考案された空気源として送風機(往復動式)を利

用した吸引式の空気輸送装置が普及していった。その後、フラクソー式⁽¹⁵⁾やキニヨンポンプ式⁽¹⁶⁾といった圧送用混入機が考案されたが、日本では、製粉会社が、大正時代の初期(1913年頃)に小麦の荷揚げ用として海外より輸入された吸引式の空気輸送装置が初めてとされている。その後、外部環境に左右されず、また外部にも環境汚染等の影響を及ぼすことのない、という多くの長所が認められ製粉会社、化学会社において、さまざまな粉粒体の輸送装置として普及してきた⁽¹⁷⁾。

上記に機械輸送法と空気輸送法の比較を述べたが、空気輸送法が他の輸送法と根本的に異なるのは、a)管路輸送およびb)返路不要の二点⁽¹⁸⁾である。a)管路輸送とは、輸送路がパイプのみで構成されており、機械的な移動部・稼働部がないことである。配管を天井等の高所に敷設する場合には、機械輸送方式に比較すると輸送経路に沿って床面を使う必要がほとんどなく、配管直下の床面は他の目的に有効に利用することが可能となる。これが、空気輸送法と機械輸送法の比較で述べた「省スペース化」の所以である。また、b)返路不要とは、輸送に使用した容器、車両、コンベア等の輸送器材を輸送開始地点に戻す必要が無い、ということである。空気輸送法の場合は、輸送媒体である空気は到着点で大気に放出され輸送開始地点に戻す必要が無い。また、輸送経路における周囲への影響および周囲からの影響を受けにくいのも大きな特徴の一つである。これが、空気輸送法と機械輸送法で述べた「外的条件に無関係で衛生的」の所以である。

次に、欠点について述べる⁽¹⁹⁾。欠点の第一である動力の消費量が大きいということについて説明を加える。コンベヤ等の機械輸送法の場合には、被輸送物は輸送装置に対しては相対的に静止した状態であるが、空気輸送法の場合は全ての被輸送物に運動量を与えて被輸送物自体が運動することにより、移動することが必要となる。更に、それらの被輸送物がランダムな運動をすることにより被輸送物同士が衝突を繰り返し運動量のロスを生じ、更には輸送管内面への衝突、輸送管内面との滑り摩擦により輸送エネルギーのロスを生じる。輸送媒体である空気に輸送エネルギーを付与するブローア一等の流体機械および管路系においては、漏れを防止するための方策を施すが、洩れを0にすることは難しく、多少のエネルギーロスは見込む必要がある。以上のロスをまとめて評価するために、空気単位輸送（単位質量を単位時間に単位長さだけ輸送する）に必要な動力を動力係数と定義すると、空気輸送方式は機械輸送方式に比較すると2～40倍も大きくなることが知られている。また、被輸送物と輸送管内面との衝突、摩擦により被輸送物の多少の破砕および内面の摩耗の発生が見られる。被輸送物にはその大きさに制限があり、20mm以下程度であって、付着性や凝集性が強いものは一般に適さないと言われている。

以上、空気輸送法の長所・欠点を述べてきたが、被輸送物の特性により、上記の長所・欠点はその重み付が変化すると考えられる。粉粒体の特性を十分に把握したうえで、被輸送物の輸送方式を選定すべきだと考

える。

1. 2 従来の研究

空気輸送システムは，粉粒体供給部，輸送管，粉粒体分離部，動力源の主要構成からなる。空気輸送装置の仕様（何を輸送するかおよびその単位時間当たりの輸送量，輸送距離等）により，輸送管の長さ，動力源の大きさ等は千差万別であり，空気輸送装置システムについて論じることが特定の空気輸送装置に関する研究となりがちであり，一般的に論じることが難しい。従来の研究としては，川上ら⁽²⁰⁾の粉粒体の高濃度低速空気輸送装置に関する研究報告，狩野ら⁽²¹⁾⁽²²⁾による粉粒体空気輸送装置の輸送圧力と輸送動力効率に関する研究報告等⁽²³⁾がある。また，J.S.ら⁽²⁴⁾の内径53mm，全体管路長173mの実験装置を用いた5種類の粒子についての実験結果に関する報告，Tsuji⁽²⁵⁾による固気混相流のパイプ内流動に関する研究報告，Fanによる粉粒体の流動化および固気混相流における粒子力学に関する一般解説等⁽²⁶⁾⁽²⁷⁾が報告されているが，いずれも結論は定性的な内容にとどまっており，実際の装置に関する計画については，粉粒体の物性，粉粒体空気輸送装置システムに対する性能要求，システムおよびメンテナンスコスト，耐久性等，さまざまな要因を考慮の上，計画することが望ましい，と結ばれている。したがって，空気輸送法に関する研究論文，技術成果報告は，主要構成要素（粉粒体供給部，輸送管，粉粒体分離部，動力源）毎に論じられることが多いことから，

各主要構成毎に従来の研究について述べる。先ず，粉粒体供給部に関する従来の研究について述べる。加えて，空気輸送システムとして主要な構成要素である輸送管，粉粒体分離部についての調査結果について述べる。

(a) 粉粒体供給部

輸送管内の圧力が大気圧よりも高い（圧送式空気輸送）か低い（吸引式空気輸送）かによって粉粒体供給部の構造が異なってくる。従来から粉粒体供給部には，開閉ダンパ，フラップ弁，ロータリーフィーダー，インジェクションフィーダー，そして吸込みノズルが用いられてきた。

上記供給部のうち，ロータリーフィーダー⁽²⁸⁾の概要図を **Fig.1-1** に示す。複数の羽根を有するローターがケーシング内を回転する際に，上部より供給された粉粒体が隣り合った羽根で構成される空間に保持され回

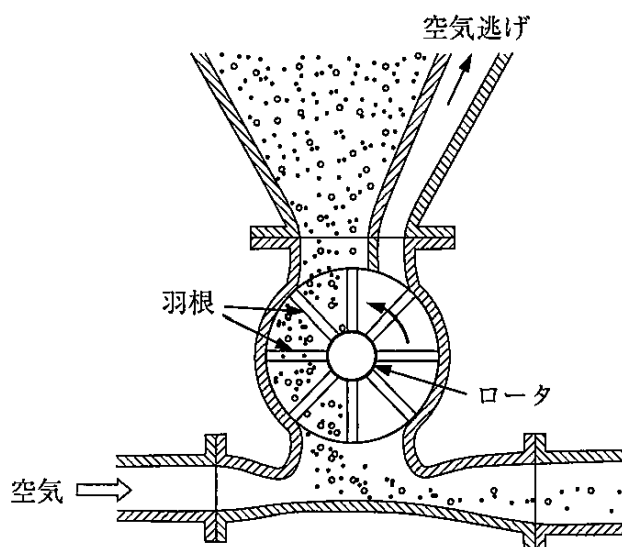


Fig.1-1 Schematics of rotary feeder for powder⁽²⁸⁾

転し，下方の排出口へ排出される。ローターの回転数が低い場合は羽根間の空間が定量の粉粒体で満たされるために安定した粉粒体の定量供給が実現できる。回転数が増加するにつれて羽根間空間の粉粒体充填率が低下する。故に，粉粒体の供給量は回転数に比例しなくなる。羽根間の空間の充填率と回転数の兼ね合いより，供給量が最大となる回転数が存在する。

インジェクションフィーダー(29)~(31)の概要図を**Fig.1-2**に示す。インジェクタフィーダーは，ノズルからの高速空気の吹出しによりエジェクタ効果によるノズル周りの減圧により，大気圧下に存在する粉粒体を上部より輸送管へ供給する。構造は簡便であるが，構造上，ノズルを縮小拡大管形状にすることが困難であり，空気の噴出速度は音速が限界となるため，その下流のディフューザーによる圧力回復も限界がある。した

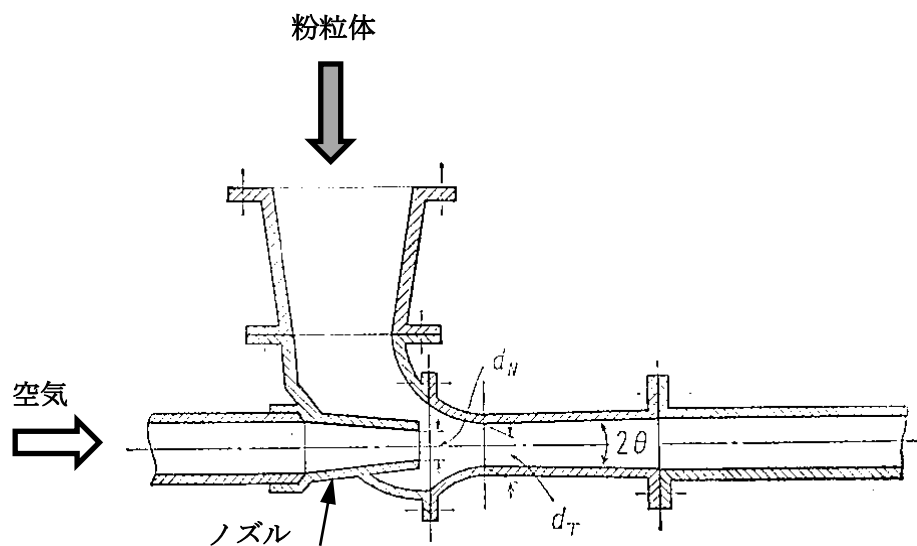


Fig.1-2 Schematics of injector feeder for powder⁽²⁹⁾

がって、圧送型としての性能にも制約があり、インジェクションフィーダーは比較的短距離の軽輸送に適している。

二重円筒型の吸込みノズル⁽³²⁾の概要図を **Fig.1-3** に示す。吸込みノズルを使用する場合の運用上の留意点は、流動性および通気性に乏しい粉粒体の場合、粉粒体の閉塞が生じないような手段を講じる必要がある。二重円筒型の吸込みノズルは、吸込みノズルの外側に同心軸上に短い円管を配置する二重円筒構造を取り、吸込み口端側より粉粒体と共に吸引される1次空気と外筒と吸込みノズル外径側との隙間から流量調整機構を通して吸込みノズル内に流入する2次空気により、

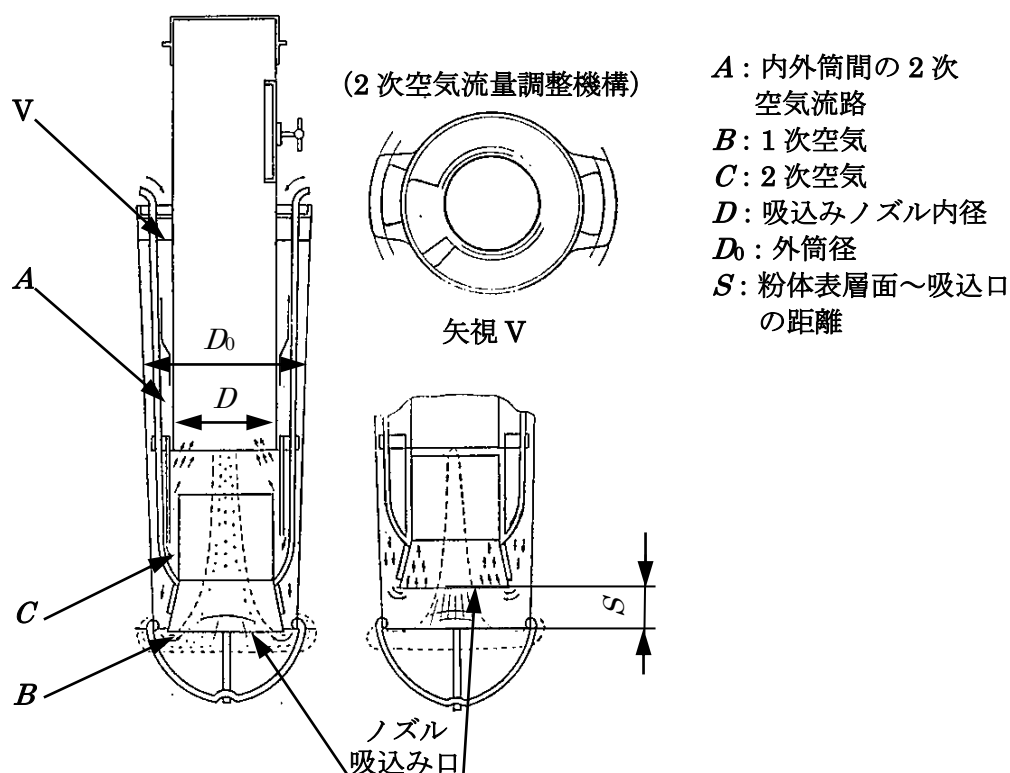


Fig.1-3 Schematics of double cylindrical suction nozzle for powder⁽³²⁾

粉粒体による閉塞を防止する方策が取られている。上滝らはこの二重円筒型の吸込みノズルを用いて、吸込みノズルの特性調査を行った。1次空気および2次空気の流量は、図中の外内筒のズレである S と図中の2次空気流量調整機構により調節する。上滝らは、混合比に及ぼす外内筒のズレ S およびノズルと外筒の隙間 A の影響について調査した。その結果、吸込み流速について $20 \sim 70 \text{ m/s}$ の間で、ズレ S 、隙間 A 共に最大値を有することが分かった。また、混合比は吸込み流速 $20 \sim 70 \text{ m/s}$ の間で最大値を有することが分かった。以上より、二重円筒構造によりズレ S 、隙間 A 、吸込み流速の組合せによって、閉塞を生じることなく混合比の性能改善が図れることが分かった。しかしながら、通気性に乏しい静置状態の粉粒体の吸込みについては、その表層面の粉粒体が吸込まれるのみで、混合比は100以下であり、混合比の飛躍的な改善には結びつかなかった。

野崎ら⁽³³⁾は、吸込みノズルの同心軸上から空気を粉粒体表面に吹出すことにより、静置状態の粉粒体を流動化し、吸込みノズルで回収して混合比の性能改善を行った。実験装置の概要図を **Fig.1-4** に示す。その結果、混合比は100を超える性能を得ることができた。混合比に対する吸込み流速の影響を調査したところ、吸込み流速の増加につれて混合比も増加する傾向となり、ノズル効率も同様な結果となった。ここで用いられた供試粒子は平均粒子径は 2.9 mm (粒体, アセタールコポリマー, 非球形) であり、通気性は粉粒体より

も良好であった。この調査においては、吸込みノズル近傍の詳細な計測および粒子挙動の可視化による流動様相の現象解析は行われなかった。

福原ら⁽³⁴⁾は、小麦粉を念頭に置いた粉粒体（平均粒子径 $64\mu\text{m}$ ）を用い、吸込みノズルの性能に及ぼす幾何学的パラメータの一つである管径比の影響について調査し、最適な寸法を求めた。実験装置の概要図を Fig.1-5 に示す。また、異なる管径比の吸込みノズル近傍の可視化を行うことにより、粒子挙動を調査して、ノズル性能との関係を明らかにした。次に福原ら⁽³⁵⁾は、その最適な形状の吸込みノズルを用いて、吹出し管を鉛直下方に延長し粉粒体層内へ挿入することによ

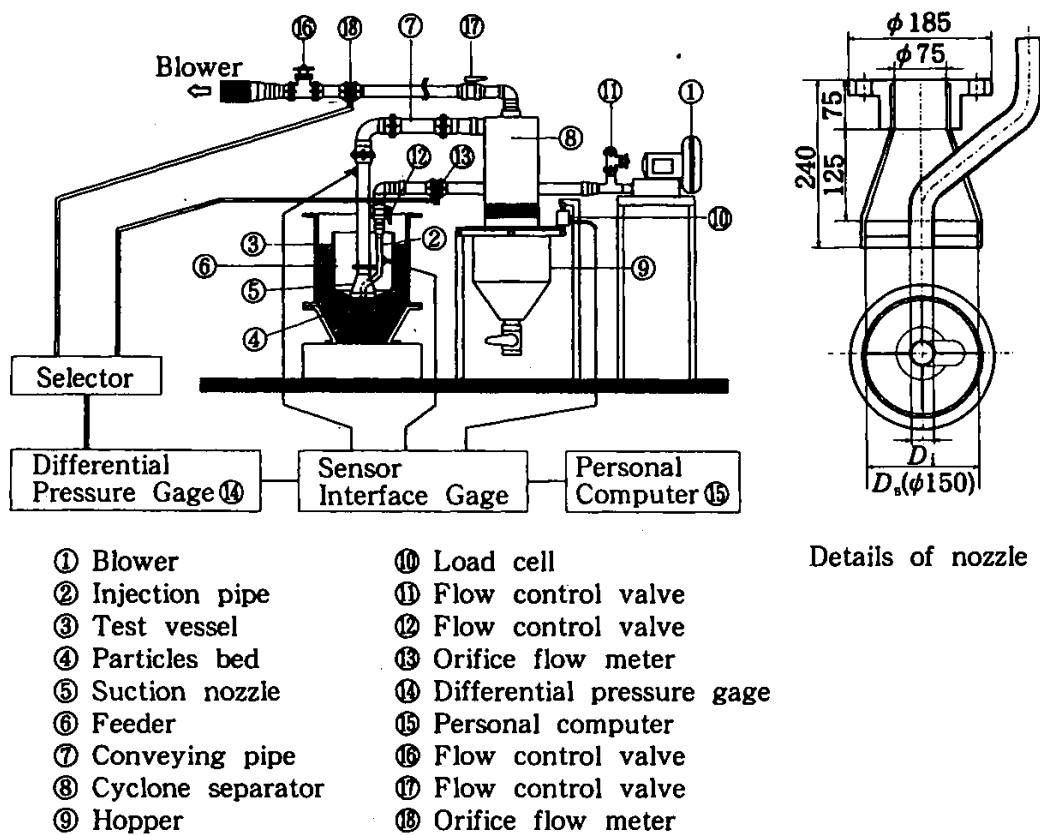


Fig.1-4 Schematics of pneumatic conveying test apparatus⁽³³⁾

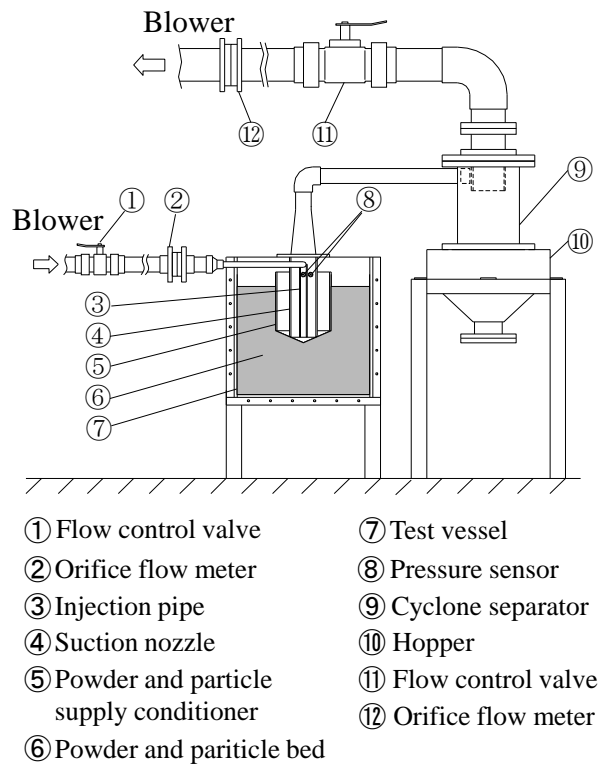


Fig.1-5 Schematics of pneumatic conveying test apparatus⁽³⁴⁾

り，吸込みノズルの高濃度化・高効率化の更なる改善を試みた。その結果，挿入長さ比が大きくなると混合比は増加し，最適な条件においては，ノズル効率は 3.5% から 19.9% に増加し，混合比も 21 から 282 に増加する結果が得られた。

(b) 輸送管

産業界で実用に供されている空気輸送装置システムの輸送管は，輸送の主要部であり，動力の大部分はこの輸送管で消費される。空気輸送装置のシステム設計において，最初に必要となるのは輸送量と所要動力であるが，これは混合比と圧力損失の関係に帰結する。したがって，主要部である輸送管における圧力損失の

評価は、システム設計結果に大きく影響する。また、圧力損失を計算する際、圧力損失に及ぼす粉粒体の流動様相の影響は大きいので、評価対象条件の流動様相を正確に把握しておく必要がある。

次に、鉛直管に関する従来の研究について述べる。

植松ら⁽³⁶⁾は、水平管と鉛直管を組合せた管路を用い、混合比が3未満の低濃度条件において、鉛直管の定速部の圧力降下を与える式を導き、実験結果とかなり合っていることを確認した。また、粉粒体輸送中の気流の速度分布の測定結果はほぼ軸対称で、粉粒体を含まない気流だけの分布とほとんど変化は見られなかったことより、上記のような低混合比では粉粒体は気流の速度分布にほとんど影響を与えないと考えることができると報告している。

富田ら⁽³⁷⁾は、粒子径約 $30\mu\text{m}$ のセメント原料について、高さ 24m の管路で輸送する場合の管径の付加圧力損失に及ぼす影響を考察するとともに、付加圧力損失を推定する相関式を導いた。

森川ら⁽³⁸⁾は、鉛直管の場合について、管径と粒子の物性値を広範囲に変化させた場合の鉛直管に関するFlatow, J.の実験結果を用いて、粒子速度に基づくフルード数が小さい場合、鉛直管における付加圧力損失は、粒子を鉛直に輸送する仕事による圧力損失がその大部分を占めることを示した。

森川⁽³⁹⁾は、種々の実験結果より固体粒子群によって付加される圧力損失の係数を検討した。すなわち定速部における全付加圧力損失が気流から粉粒体に加えら

れる力と釣り合う，という考え方をもとに，輸送管の単位長さ，粉粒体の単位質量流量当たりの定速部の全付加圧力損失および輸送管の単位長さ，粉粒体の単位質量流量当たりの粉粒体に加えられる力をチャート上に表した。そのチャート上において，両者の交点を求めることにより全付加圧力損失を図上より求めることができる見積り用線図を考案し，鉛直管を有する空気輸送装置に関するシステム検討の手法を与えた（全付加圧力損失＝①粉粒体と管壁の摩擦および衝突＋②粉粒体相互の衝突に基づく圧力損失＋③鉛直管において重力に逆らって粉粒体を支える圧力損失）。

また森川⁽⁴⁰⁾は，鉛直管の定速部における速度比および付加圧力損失に関する考察より，鉛直空気輸送の設計に適用可能な定速部の速度比および付加圧力損失係数を求める図を得た。

Chladek ら⁽⁴¹⁾は，Geldart 線図の B クラス粒子である平均粒子径 $150\mu\text{m}$ のガラスビーズ（密度： $2500\text{kg}/\text{m}^3$ ）と平均粒子径 $260\mu\text{m}$ の酸化ジルコニウム（密度： $3800\text{kg}/\text{m}^3$ ）の粒体を用いて，粒子性能実験より鉛直管における空気流速，粒体質量流量と鉛直管内の圧力損失の関係を実験より定性的な特徴を求めた。粒子質量流量と鉛直管内圧力損失の関係は，空気流速と粒子の形態に依存しており，定量的な関係を求めるためには更なる調査が必要である，と報告されている。

Dzido ら⁽⁴²⁾は，鉛直管の加速部における粒子の管摩擦係数を導いた。加速域を無視した従来の取り扱いは，特に近距離輸送の場合，ベンドや分岐管の場合におい

ては誤差が無視できない結果となるので，粒子の加速状態も評価したうえで管摩擦係数を評価しなければならない，と報告している。

Wang⁽⁴³⁾は，内径 31.7 mm, 高さ約 10 m の鉛直管を有する実験装置において，Geldart 線図上のグループ C の平均粒子径 20 μm のガラスビーズとゲルダート線図上のグループ A の平均粒子径 66 μm のガラスビーズを用いて，実験により鉛直管における圧力勾配と平均空気流速の関係を求めた。その結果，グループ C の平均粒子径 20 μm のガラスビーズの場合には，凝集性の影響により平均粒子径が大きい 66 μm のガラスビーズよりも圧力勾配が大きくなると報告している。

上記以外にも鉛直管については，低濃度流および高濃度流における流動状況に及ぼす粒子密度と粒子径の影響に関する調査⁽⁴⁴⁾，鉛直管断面内は速度分布が一様と仮定した場合の圧力損失の評価に関する調査⁽⁴⁵⁾⁽⁴⁶⁾，鉛直管における粒子と輸送管内壁の間の摩擦および粒子の抵抗係数に関する調査⁽⁴⁷⁾⁽⁴⁸⁾，鉛直管内の固気混相流の数値シミュレーションによる管断面速度分布，管内乱流強度分布，速度分布および粒子体積率，流動様相等に関する調査⁽⁴⁹⁾~⁽⁵⁶⁾等，その他多くの研究報告が存在する。

富田⁽⁵⁷⁾は，水平管および鉛直管について，流動様式線図と流動様相の対応関係を整理して示し，粉粒体と搬送流体の密度差および粒子径の関係で粉粒体を分類した Geldart 線図により示される粉粒体の特性より，上記の流動様式との関連性について言及した。また，ヤ

ンセンの粉粒体圧理論⁽⁵⁸⁾に基づき，高濃度輸送であるプラグ流およびスラグ流の条件について，水平管および鉛直管の場合の圧力損失を求める式を導いている。加えて，管路系においてベンドは付加圧力損失が大きくなること^{(59)~(64)}および所要動力低減化傾向に触れ，管路系設計の全般的な留意点について述べている。

次に，水平管に関する従来の研究について述べる。

富田ら⁽⁶⁵⁾は，水平輸送における全圧力損失は，水平管内を空気のみが流れた場合の圧力損失と粉粒体による付加圧力損失（摩擦損失および浮遊による損失）の総計となる，との考え方に基づき，消費動力に着目し，水平輸送管の定速部について，消費動力が最小となる状態が最適輸送と考えた。そこで，種々の管径，空気速度の条件で実験を行い，最適輸送状態の空気速度と管径の変化を調査した。上記考え方に基づき，粒体の質量流量と空気速度の計算式を導き，4種類の管径（内径 $D=54.0\text{ mm}, 81.1\text{ mm}, 105.3\text{ mm}, 130.0\text{ mm}$ ）についてそれぞれ質量流量と空気速度のチャート上に計算結果と実験結果を整理することにより，与えられた輸送量に対し消費動力を最小とする管径とその時の空気速度が得られた。

上滝⁽⁶⁶⁾は，固気混相流の流動様式を浮遊流と集団流に大別し，浮遊流については均一流を，集団流についてはプラグ流れの場合について，運動方程式より流動方向の圧力勾配を導き，その圧力勾配を管軸に沿って積分することにより圧力損失を推定した。また，同様な考え方により，混合比を一定とした時の最適空気速

度，輸送量を一定とした時の最適空気速度，一定動力で輸送量が最大となる空気速度を推定した。

越智ら(67)~(69)は，水平管の場合について，空気輸送動力低減化のための低流速域における定速区間において付加圧力損失係数を求めるために，第1報において内径が異なる水平管3種類についてその流動状態の光学観察を行い，その分析に基づいて流動モデルを提案した。第2報においてそのモデルに基づき，固気速度比の実験式を得た。第3報において，第2報までの成果をもとに，低流速域での水平管内定速部における付加圧力損失係数の実験式を得た。その実験式は，最小輸送流速付近を除いては十分な精度を有していることが分かった。

尾形(70)は，空気輸送に必要な消費動力の低減，輸送管の摩耗や粒子破碎の低減の観点より，高濃度低速輸送に着目し，更に圧力損失を減少させ，消費動力を低減するための方策を考案した。輸送管に超音波振動を与え，圧力損失を低減化する方法は知られているが，尾形は粉粒体供給器底部と水平輸送管底部より流動化空気を供給することにより，粉粒体供給部からの粉粒体の供給促進および輸送管底部と粉粒体の間の摩擦を低減させることにより，最大混合比が著しく向上するほどの圧力損失を低減化することができた。

(c) 粉粒体分離部

粉粒体分離部は，輸送管の最終到達地点において粉粒体と空気を分離するために使われる構成要素である。粉粒体分離部は吸込みブローアー直近の上流側にあり，4

主要構成品の中で一番最初に吸込みブローアに大きな負荷を強いる構成品である。過去に行われたサイクロン型分離器に関する研究は多数あるが、いずれもサイクロン型分離器の分離性能、集塵性能および効率に関する報告(71)~(77)となっている。サイクロン型分離器による圧力損失に言及した論文は、上滝ら(72)および Altmeyer ら(77)の研究報告2件であったが、上滝らの研究報告は、サイクロン型分離器の空気のみ全圧力損失に関する報告であった。

1. 3 研究の目的

本研究の主題は、「吹出し管を備えた吸込みノズルの粉粒体空気輸送特性に関する研究」である。福原らは、吸込みノズルの性能向上を意図して、円形吸込みノズルの中心軸上に噴流吹出し管を設けることを提案した。その結果、粒子沈積槽の粉粒体の流動化を行い、吸込みノズルの性能を向上させた。従来、ノズル性能に影響を及ぼす幾何形状のうち、管径比(34)および吹出し管挿入長さ比(35)の影響に関する研究が行われ、最適な幾何形状に関する寸法が求められた。これらの成果により、従来のノズルでは、通気性が低い粉粒体の静置状態での回収という混合比が得られない状態から、粉粒体を流動化させることにより、吸込みノズルによる粉粒体の吸込みが容易となり、従来のノズルよりも混合比の改善を図ることができた。

1.1 節において述べたように、工業製品に係る粉粒体の需要は今後、ますます増えていくことが予想され

る。空気輸送の対象となり得る粉粒体は鉱業から食品・薬品に至るまで非常に幅が広い。したがって、粉粒体の形状を初めとしてその性状はさまざまである。将来にわたって被輸送物の多様性に対応するために、基礎的な研究を目的として、以下に示す調査を行う。

(1) ノズル性能に及ぼすノズル深さの影響（幾何形状の影響）（第3章）

(2) ノズル性能に及ぼす吸込み流速の影響（第4章）

(3) ノズル性能に及ぼす粒子径の影響（第5章）

1.4 本論文の構成

1.3節で述べた目的に基づき、第2章以下の論文の構成および概要を述べる。

第2章では、本実験で用いた実験装置および方法について概説した。

第3章では、ノズル性能に及ぼす幾何形状のうち、ノズル深さの影響について調査を行った。また、その時の性能に及ぼす影響の物理現象（吸込みノズル近傍の流動様相）の把握のために可視化画像の撮影により、性能への影響の根拠を明らかにした。

第4章では、今後計画予定の粒子径の影響を調査する上での準備調査として、吸込み空気流速を変化させた場合の吸込みノズルの基本的な特性を調査した。また、その時の性能に及ぼす影響に関する吸込みノズル近傍の流動様相を把握するために、可視化画像の撮影により性能への影響の現象を明らかにした。

第5章では、ノズル性能に及ぼす粒子径の影響の調

査を行った。また，その時の性能に及ぼす影響の物理現象（吸込みノズル近傍の流動様相）の把握のために可視化画像の撮影により，性能への影響の根拠を明らかにした。

第6章は，結論である。

第 2 章 実験装置および実験方法

2. 1 はじめに

今後需要が見込まれる空気輸送の技術分野は，現象自体が非常に複雑であり，実験のパラメータが非常に多い。流動様相に代表される可視化計測技術を用いた可視化データは，性能に関する数値データの考察には必要不可欠である。したがって，実験時には常に可視化計測が同時にできる様に実験装置を工夫している。また，性能計測に際しては，基本的に現象が定常状態に移行した後のデータを対象とするが，実験条件によっては定常状態に至るまでの時間遅れがランダムに生じるため，得られたデータの解析に当たっては非定常状態部分を除いた解析を行うことに留意しなければならない。粒子径の影響に関する研究においては，5種類の異なった平均粒子径（ $x_m = 49\mu\text{m}$ ， $64\mu\text{m}$ ， $101\mu\text{m}$ ， $187\mu\text{m}$ ， $272\mu\text{m}$ ）を有する粉粒体を使用した。各粒子は粒子径の分布を有するために，実験前に改めて各粒子毎に粒度分布を確認し，各粒子グループの粒子特性を調査しておく必要がある。

2. 2 実験装置

本研究で用いた実験装置の概略図を **Fig.2-1** に示す。吹出し用送風機の空気は，吹出し管③より供試容器⑦内の粉粒体沈積層⑥に鉛直下方向に吹出される。この噴流により流動化された粉粒体は，吸込みノズル④より吸込み用送風機を介して吸込まれ，セパレータ⑨に

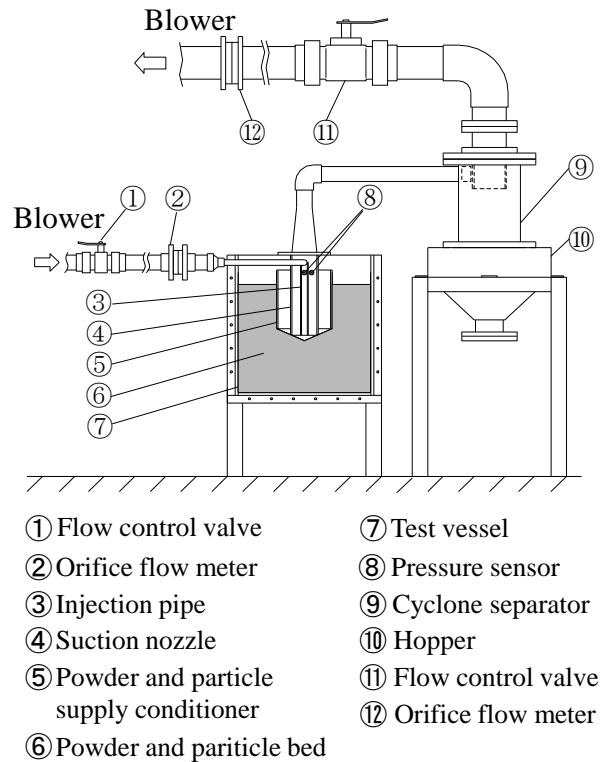


Fig.2-1 Schematics of pneumatic conveying test apparatus⁽³⁴⁾

よって空気と分離された後，回収タンク⑩に回収される。

吸込みノズルの作動概念図を **Fig.2-2** に示す。実用上，**Fig.2-2(a)**に示すように，吸込みノズルを移動する場合が多く見られる。その中で，吸込みノズルと粉粒体表面層の降下速度を同じにすることに限定する。つまり，両者の位置関係が異ならないため，その影響を考慮しないことが前提条件となる。本装置では，**Fig.2-2(b)**に示すように，吸込みノズルを固定する。この場合，吸込みノズルの外周部に粉粒体供給調整器⑤を取り付けることにより，移動式の条件を模擬できる。一般に，吸込みノズルは **Fig.2-1** に示す吸込みノズル

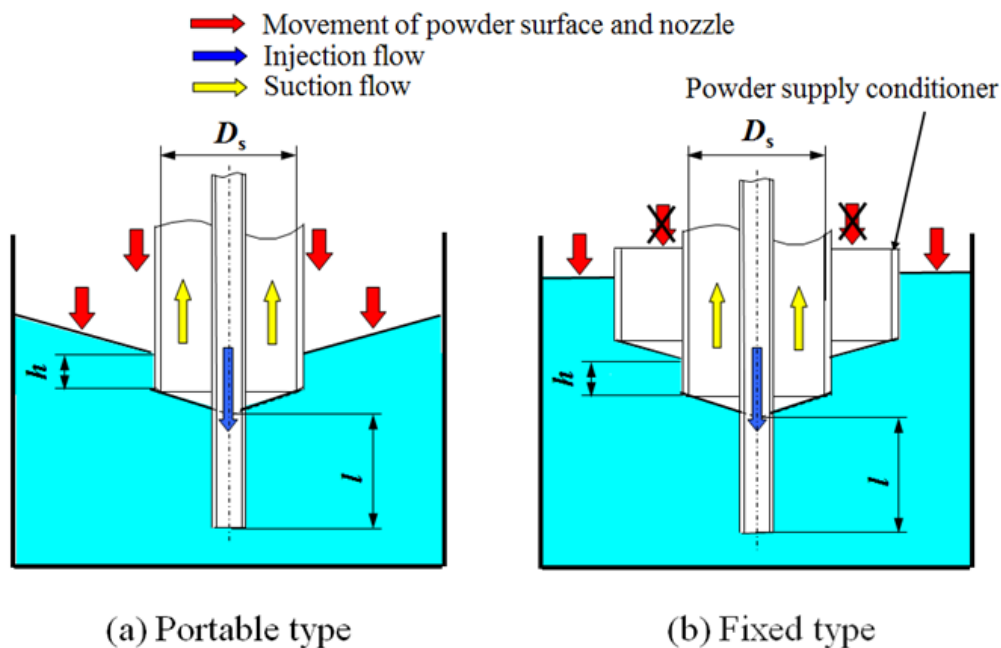


Fig.2-2 Schematics of actual suction nozzle

④ 下端の入口部のみとなるが，鉛直管内の流れが変化するるので，広義において後述する位置までを吸込みノズルとして取扱うこととする。

本装置では粉粒体挙動の可視化実験も行うため，円形ノズルを半割にした半円形ノズルを透明アクリル平板に取付けた。半円形ノズルの流路断面形状を **Fig. 2-3** に示す。ノズル下方の平板壁の影響により，粉粒体回収性能は円形ノズルの場合とは若干異なることが予想されるが，本論文の課題であるノズル深さの影響，吸込み流速の影響，粒子径の影響を議論する上ではノズル下方の平板壁の影響は小さいと考えられる。このことは，無負荷条件ではあるが，計算結果より平板壁の影響は無視できるほど小さいことが分かっている。この考え方は，過去の管径比の影響⁽³⁴⁾，吹出し管挿入長

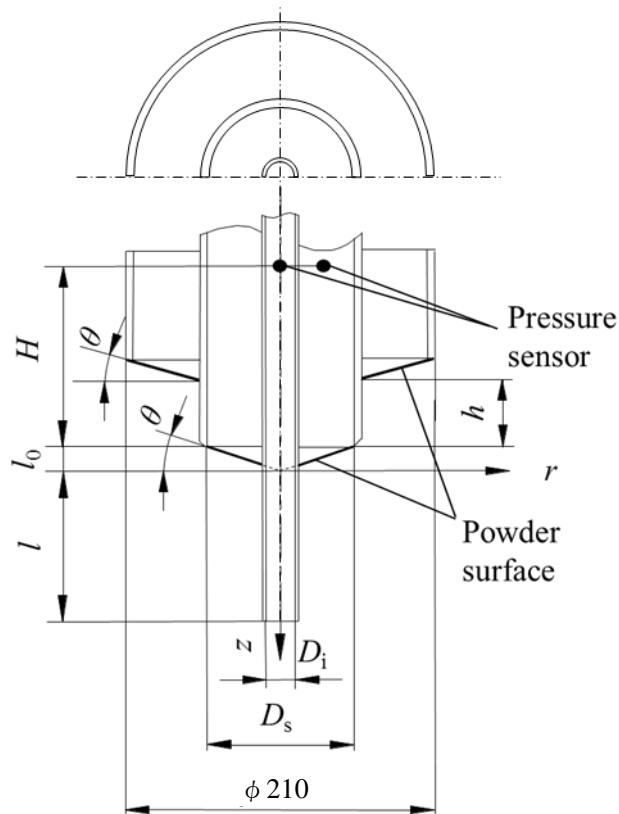


Fig.2-3 Schematics of suction nozzle

さ⁽³⁵⁾の影響に関する研究等においても同様に取り入れられており，問題ないことが確認されている。

本論文では，粉粒体供給調整器の下端から **Fig.2-3** 中の角度 θ で表される線分と吸込みノズル外径との交点から，軸方向へノズル下端との距離をノズル深さ h として定義した。ここで，角度 θ は供試粉粒体の安息角とする。また，粉粒体供給調整器の内周は，**Fig.2-1** に示すように上方を大気開放式とした。円筒座標 z および r は，吸込みノズル下端から l_0 [$= (D_s/2) \tan \theta$] (D_s : 吸込みノズル内径) だけ鉛直下方位置の軸中心を原点とし，鉛直下方方向を正とする。既報⁽³⁴⁾⁽³⁵⁾と同

様，その原点から吹出し管出口端までの距離を吹出し管の挿入長さ l として定義した。

2.3 実験方法

実験では，吹出し用および吸込み用送風機の回転数をインバータにより周波数制御した後，**Fig.2-1** 中の電磁弁①および⑩を同時に開くことにより開始する。オリフィス②および⑫を用いてオリフィス前後の差圧を計測し，吹出し空気の体積流量 Q_i および吸込み空気の体積流量 Q_s を求める。ここで，吹出し空気の平均流速 U_i および吸込み空気の平均流速 U_s は， Q_i および Q_s をそれぞれの断面積で除した値である。

粉粒体回収性能のうち，混合比 m は回収粉粒体を台秤で計量した量を計測時間で除したもの，つまり粉粒体の質量流量 G_p と吸込み空気の質量流量 G_a との比，すなわち

$$m = \frac{G_p}{G_a} = \frac{G_p}{\rho_a Q_s} \text{-----} (2.1)$$

で表される。ここで， ρ_a は空気の密度である。吸込みノズル全圧損失 ΔP_s の下流側の壁面圧力は，既報⁽³⁴⁾⁽³⁵⁾と同様，圧力センサ⑧をノズル下端から鉛直上方 220 mm の位置（圧力センサの高さ： H ）に取付けて計測する。 ΔP_s の上流側の圧力は，ノズル外周（すなわち，粉粒体供給調整器の内周）の粉粒体表層面の位置における値で，大気圧とした。本研究では吹出し管を備えているので，吹出し流による吹出し管全圧損失 ΔP_i を

考慮する必要がある。この損失には，管路損失，管出口損失，吸込み流との混合損失，粉粒体との衝突損失および粉体圧⁽⁵⁸⁾による損失が含まれる。既報⁽³⁴⁾⁽³⁵⁾と同様，下流側の圧力を大気圧と仮定した。この場合の吹出し管全圧損失 ΔP_i は，

$$\Delta P_i = P_i + \frac{1}{2} \rho_a U_i^2 \text{ ----- (2-2)}$$

で与えられる。この値は，上流側の壁面圧力 P_i を吸込みノズルの場合と同じ高さに取り付けた圧力センサ⑧を用いて実測することにより求めた。混合比，吸込みノズルおよび吹出し管全圧損失の計測精度はいずれも $\pm 5\%$ 以内であった。ノズル効率 η は吸込み流および吹出し流での損失エネルギーの和に対する粉粒体の有する位置エネルギーの比，すなわち

$$\eta = \frac{G_p g H}{Q_s \Delta P_s + Q_i \Delta P_i} \text{ ----- (2-3)}$$

で求められる⁽³²⁾。ここで， g は重力加速度である。上式の分子には空気および粉粒体の有する運動エネルギーを含める必要があるが，それらの和は位置エネルギーの 5% 以下であるため，考慮しない。

可視化画像の撮影は光源にレフランプを用い，デジタルビデオカメラを用いて行った。

2. 4 実験条件

2. 4. 1 ノズル深さの影響

粉粒体供給調整器の外径は既報⁽³⁴⁾⁽³⁵⁾と同様、210mmとした。予め外径が320mmの場合も新たに作成し、任意の条件下で性能を調べた結果、寸法の違いによる顕著な差異はなかったため従来寸法を採用した。吸込みノズルのノズル深さ比 h/D_s は粉粒体供給調整器を軸方向上方へ移動させることにより変化させる。すなわち、 $D_s=100\text{mm}$ とし、 $h=0\text{mm}$ 、 10mm 、 20mm 、 30mm 、 60mm 、 90mm の6条件について計測した。既報⁽³⁵⁾と同様、管径比 D_i/D_s (D_i :吹出し管内径)は0.2とした。吹出し管の挿入長さ比 l/D_s は既報⁽³⁵⁾の結果から、最適条件の1.6について調べれば良いが、実用的な装置の制限上、吹出し管を下方へ延長して取り付けられない場合も想定されるので、0、0.4、1.0の場合についても調査することとした。既報⁽³⁵⁾と同様、吸込み空気の体積流量は $Q_s=5.3\times 10^{-3}\text{m}^3/\text{s}$ で行った。この設定流量における吸込み空気の平均流速 U_{s^*} は吸込みノズルの断面において 1.4m/s となる。本研究では、吹出し空気の平均流速 U_i を種々変化させることにより、流速比 U_i/U_{s^*} を変化させる。ここで、本実験では送風機の任意の回転数において実験を行うため、混合比および吸込み流量の値は計測後でなければわからない。そのため、送風機の回転数を試行錯誤法により変化させ吸込み流量を求めた結果、設定した Q_s の $\pm 5\%$ 以内に収まるデータのみを採用した。この手順は過去より引き継がれてきた方法であり、今後も継続していく。

供試粉粒体には、既報⁽³⁴⁾⁽³⁵⁾と同様、平均粒子径(呼び径) $x_m=60\mu\text{m}$ (粒子密度 $2.52\times 10^3\text{kg/m}^3$)の球形ガラ

スピーズ [株ユニオン製 UB-25L] を用いた。この粉粒体の安息角および空隙率はそれぞれ 23.7° および 0.39 である。粉粒体は湿気を帯び易いため、使用する際には十分乾燥させた後、供試容器の粉粒体供給調整器外周部に充填される。また湿度対策として、実験装置周りの湿度を $45\sim 55\%$ の条件下に保つことが重要である。粉粒体を上方から投入し、特に固めることなく敷き詰めた状態とした。計測中、粉粒体は外部から補給せず、粉粒体回収時間は粉粒体が十分に連続供給される範囲とした。この手順および粉粒体を充填する際の留意事項は、実験方法として今までの実験においても適用されてきた方法であり、以降の 2.4.2 項および 2.4.3 項にも同様に適用した。

2.4.2 ノズル吸込み流速の影響

既報⁽³⁵⁾および 2.4.1 節と同様、 $D_s=100\text{ mm}$ とし、管径比 D_i/D_s (D_i : 吹出し管内径) は 0.2 とした。吸込みノズルのノズル深さ比 h/D_s は粉粒体供給調整器を軸方向上方へ移動させることにより変化させる。第 3 章の結果を踏まえ、 $h=0\text{ mm}$, 20 mm , 60 mm の 3 条件について計測した。吹出し管の挿入長さ比 l/D_s は吹出し管アタッチメントを取り付けることにより変化させる。既報⁽³⁵⁾の結果を踏まえ、 $l=0\text{ mm}$, 40 mm , 100 mm の 3 条件について計測した。種々の幾何条件を **Table 2-1** に示す。ここで、Case 6 の場合、 $l=100\text{ mm}$ とし、 $h=0$ から -20 mm へ、つまり 4.2.3 節において説明するようにノズル周りからの粉粒体流入量を抑制する条件とした。

Table 2-1 Geometrical condition

Case number	Nozzle length to diameter ratio h/D_s	Insertion length to diameter ratio l/D_s
1	0	0
2	0.2	0
3	0.6	0
4	0	0.4
5	0	1.0
6	-0.2	1.0

粉粒体供給調整器の外径は既報⁽³⁴⁾⁽³⁵⁾および第3章と同様，210mmとした。

吸込み空気の体積流量は既報⁽³⁵⁾および第3章と同様， $Q_s = 5.3 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$ で行った。この設定流量における吸込み空気の平均流速 U_s^* は吸込みノズルの断面において 1.4 m/s となる。本研究では，吸込み流速の影響を調べるため，さらに吸込み流速 U_s^* を 1.8 m/s , 2.2 m/s , 2.6 m/s および 3.0 m/s に設定し，合計5条件とした。本節では，吹出し空気の平均流速 U_i を種々変化させることにより，流速比 U_i/U_s^* を変化させる。

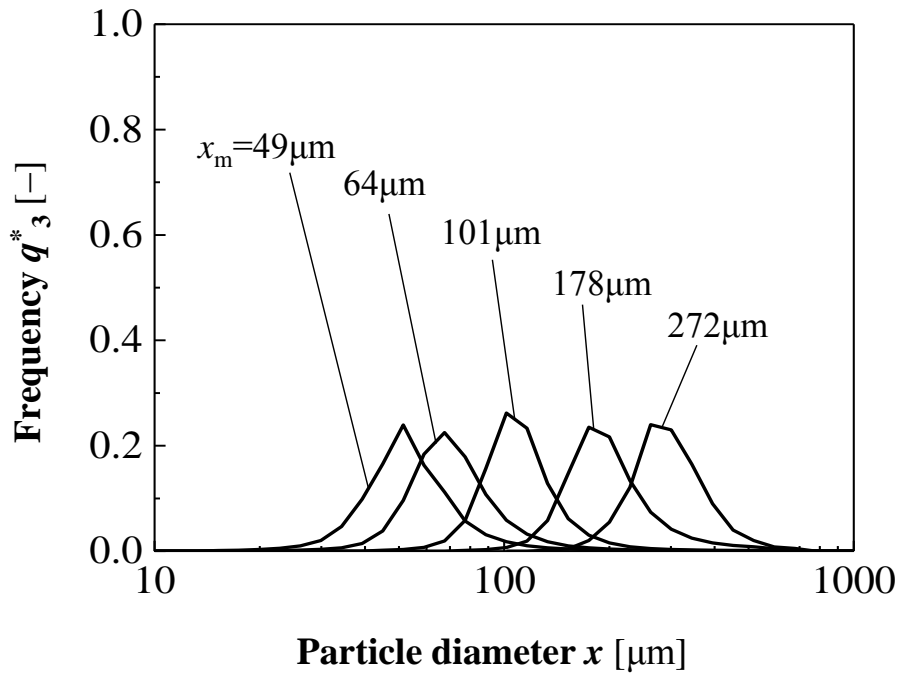
供試粉粒体には，既報⁽³⁴⁾⁽³⁵⁾および第3章と同様，平均粒子径（呼び径） $60 \mu\text{m}$ （粒子密度 $2.52 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ ）の球形ガラスビーズ〔株ユニオン製 UB-25L〕を用いた。この粉粒体の平均粒子径（呼び径）の浮遊速度 U_f ，安息角および空隙率はそれぞれ 0.26 m/s ⁽⁸³⁾， 23.7° および 0.39 である。ここで，安息角は注入法，空隙率は質量法を用いて求めた。

2.4.3 粒子径の影響

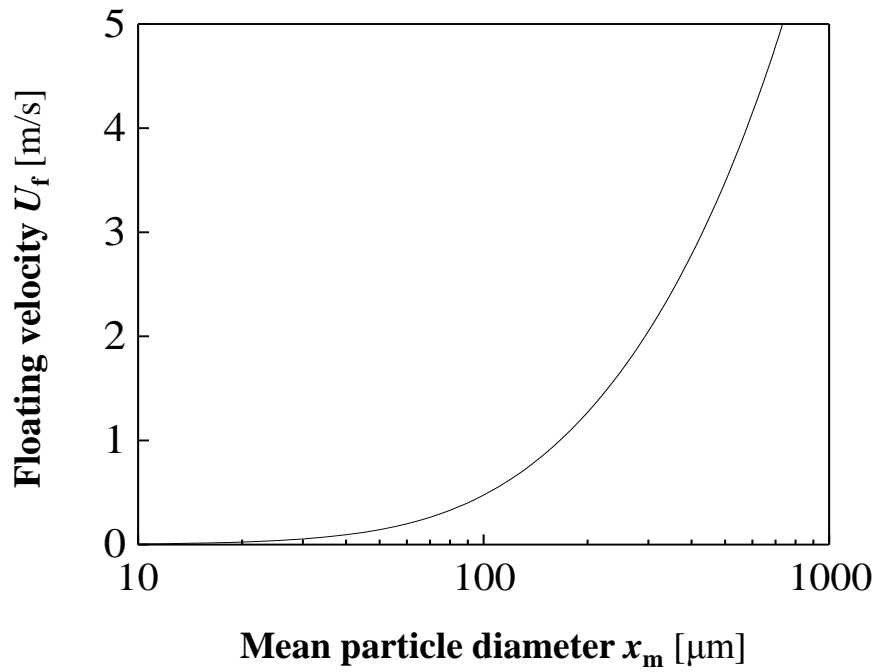
前節と同様， $D_s=100\text{ mm}$ とし，管径比 D_i/D_s (D_i : 吹出し管内径)は0.2とした。吸込みノズルのノズル深さ比 h/D_s および吹出し管の挿入長さ比 l/D_s は第4章の結果を踏まえ，吸込み流のみの特性を調査する場合にはCase 1とし，吹出し流を付加した特性を調査する場合にはCase 6とした。粉粒体供給調整器の外径は既報(34)(35)と同様， 210 mm とした。

設定流量 Q_s における吸込み空気の平均流速，すなわち吸込み流速 U_s^* は第4章の条件の範囲内で，2.6および 3.0 m/s を選んだ。もし，吸込み流速のより小さい条件を選ぶとすると，5.2.1節で述べるように供試粒子のサンプル数が少なくなる。一方，吸込み流速を 3.0 m/s のみとすると，5.2.2節で述べるように流速比に対する作動範囲が狭くなるため，広範囲にデータを取得できない。この流速比 U_i/U_s^* はそれぞれの吸込み流速 U_s^* を一定とし，吹出し流速 U_i を種々変化させることにより設定する。

供試粒子には，第4章と同様，粒子密度 $2.5\times 10^3\text{ kg/m}^3$ の球形ガラスビーズ[株ユニオン製 UB-25L]を用いた。第5章では，新たに UB-13L，UB-47L，UB-911L，UB-1113Lの品種を加え，合計5種類とした。レーザー回折／散乱式粒子径分布測定装置[株堀場製作所 LA-920]を用いて得られた種々の体積基準の粒子径 x の分布を Fig. 2-3(a)に示す。ここで，粒子径の測定巾は $\Delta(\log_{10} x)=0.059$ である。本測定では粒子を超音波で分散させ，その分散剤には蒸留水を用いた。分析結果によ

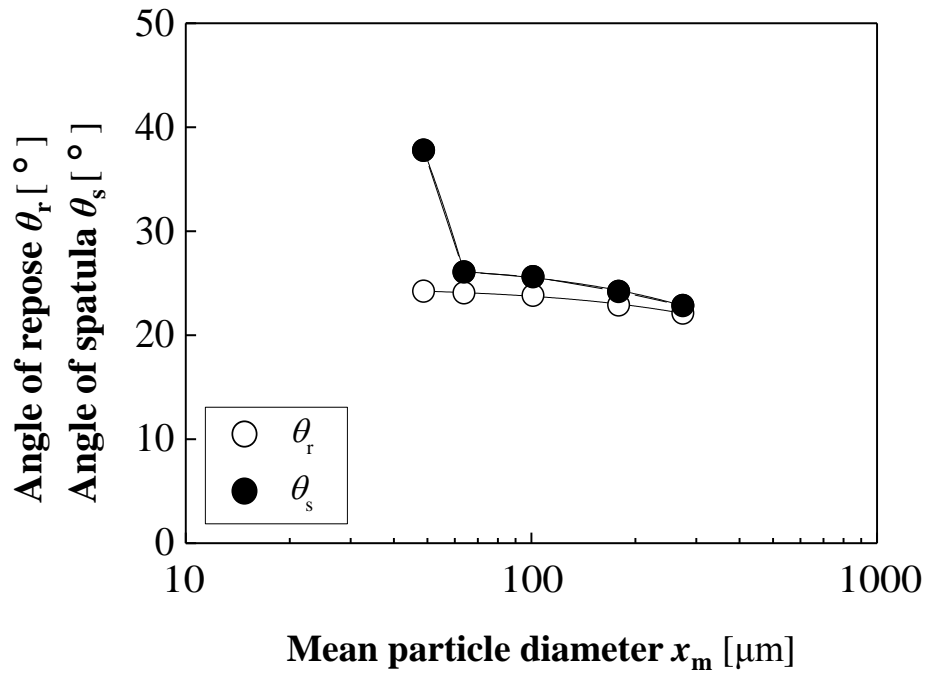


(a) Particle size diameter

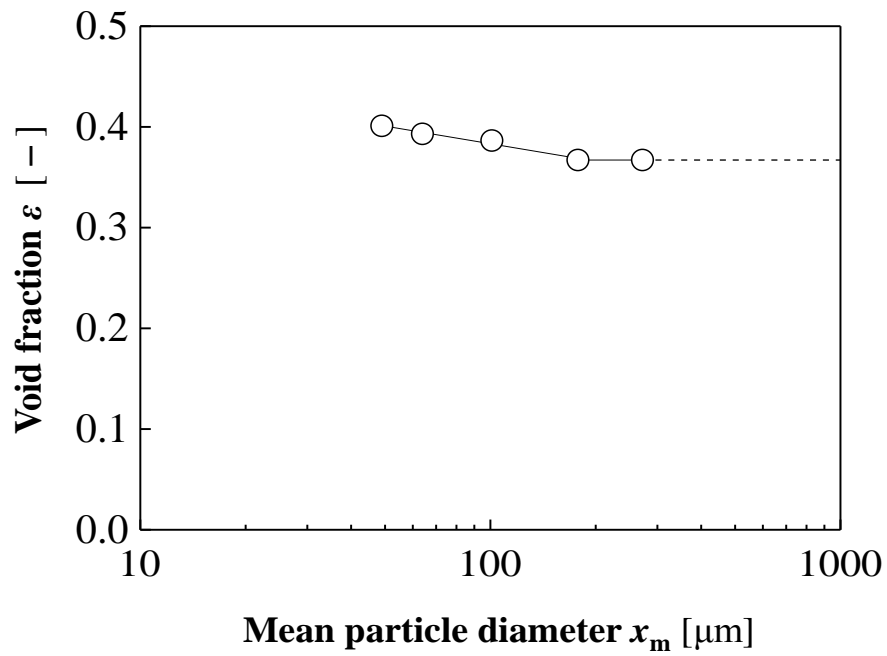


(b) Floating velocity

Fig.2-3 Characteristics of particles



(c) Angles of repose and spatula



(d) Void fraction

Fig.2-3 Characteristics of particles

り，平均粒子径 x_m を中位径（体積基準）で表示すると $49\ \mu\text{m}$ ， $64\ \mu\text{m}$ ， $101\ \mu\text{m}$ ， $178\ \mu\text{m}$ および $272\ \mu\text{m}$ となった。この代表粒子径における浮遊速度 U_f を粒子に働く力の釣り合い式により算出した結果を **Fig.2-3(b)** に示す。なお，球形粒子の抵抗係数 C_D には， $Re_p < 1000$ を満足する，

$$C_D = \frac{24}{Re_p} \left(1 + \frac{Re_p^{2/3}}{6} \right) \text{-----} (2-4)$$

を用いた(79)。ここで， Re_p は粒子レイノルズ数である。**Fig.2-3(b)** に示す通り，平均粒子径が大きくなるにつれ，浮遊速度は大きくなる。なお，第4章で示した呼び径 $60\ \mu\text{m}$ （仕様表示の $45 \sim 75\ \mu\text{m}$ の中間値）の場合の浮遊速度はストークスの式を用いて $0.26\ \text{m/s}$ としたが，今回の計算では寸法および上式の採用により $0.224\ \text{m/s}$ となる。また，粒子特性として，安息角 θ_r およびスパチュラ角 θ_s を計測した結果を **Fig.2-3(c)** に示す。ここで，安息角は注入法を用い，スパチュラ角は文献(80)により求めた。平均粒子径が大きくなるにつれ，安息角は小さくなることから，粉粒体の流動性が良くなることがわかる。一方，スパチュラ角も安息角と同様の傾向を示すが， $x_m = 49\ \mu\text{m}$ の場合にはさらに大きくなっている。これは凝集性の影響を受けているものと考えられる。さらに，空間率 ε を計測した結果を **Fig.2-3(d)** に示す。前節と同様，質量法を用いて求めた。空間率は，限界粒子径以上では一定となり，それ以下では粒子径の減少とともに増加すると報告されている(81)。供

試粒子の場合，限界粒子径は $x_m = 178 \mu\text{m}$ 付近となることがわかる。

第 3 章 空気輸送特性に及ぼすノズル深さの影響

3. 1 はじめに

これまで幾何学的パラメータのうち，管径比⁽³⁴⁾および吹出し管の挿入長さ⁽³⁵⁾の影響について調査し，吸込みノズルの性能に及ぼす最適な寸法を求めた。後者の場合には吹出し管を鉛直下方に延長し粉粒体層内へ挿入することにより，吸込みノズルの高濃度化・高効率化の更なる改善を図ることができた。

実用上，吸込みノズルの下端を粉粒体沈積層内へ埋込んだ状態で作動させる場合が想定される。しかしながら，従来の研究ではその下端を粉粒体表層面に接するように設置してきた。そこで，基礎資料を得るため，その影響について調査する必要がある。つまり，本章では吸込みノズルの粉粒体層内への埋込み深さ，すなわちノズル深さの影響について調べ，吸込みノズルの性能に及ぼす基本的な特性を求めることとした。そして，異なるノズル深さによる粉粒体挙動を吸込みノズル近傍の可視化画像から明らかにした。

3. 2 実験結果および考察

3. 2. 1 混合比

ノズル深さ比 h/D_s を変化させた場合の混合比 m と流速比 U_i/U_{s*} との関係を図 **Fig. 3-1** に示す。ここでは，吹出し管の挿入長さ比 $l/D_s=0$ の場合について取り上げる。なお， $l/D_s \neq 0$ についても定性的に同様な傾向を示すことを付記する。いずれのノズル深さにおいても吹出し

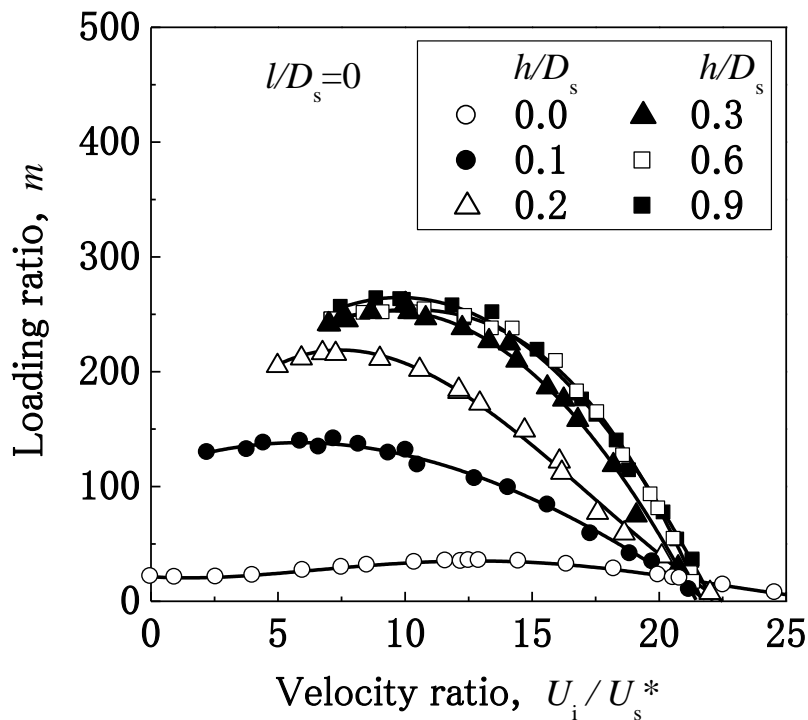


Fig.3-1 Relations between loading ratio and velocity ratio

流を与えると，混合比は一旦増加し，その後減少する傾向を示す。なお， $0 < h/D_s \leq 0.3$ の範囲では，ノズル深さ比が大きくなるにつれ，その最大となる流速比は大きくなる。 $h/D_s > 0.3$ の範囲では，その値はあまり変わらない。これらの現象については後節において考察する。 $h/D_s \neq 0$ の条件では，低い流速比においてプロットされていない。つまり，この条件において，流速比が 0 の条件となる噴流吹出し管を設けていない従来の装置では作動できないことがわかる。よって，吹出し流を与えないと作動できないことから，吹出し流の有効性を確認できた。この流速比を下限流速比 (U_i/U_s^*)₁ と定義し，その値についてプロットした結果を **Fig.3-2** に示す。この値は， $0 \leq h/D_s \leq 0.3$ の範囲ではほぼ直線

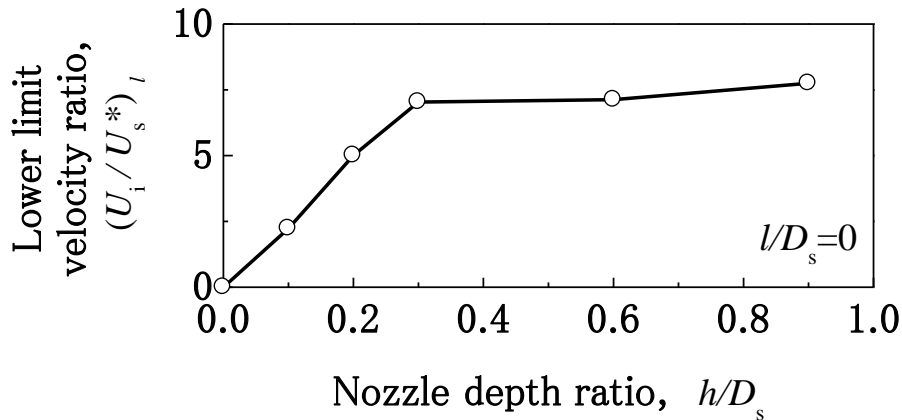


Fig.3-2 Relation between lower limit velocity ratio and nozzle depth ratio

的に増加し， $h/D_s > 0.3$ の範囲ではほぼ一定となる。

混合比に及ぼすノズル深さの影響を定量的に調べるため，挿入長さ比 l/D_s を変化させた場合の混合比 m とノズル深さ比 h/D_s との関係を図 3-3 に示す。ここで，流速比 U_i/U_s^* を 12 と一定にし，既報⁽³⁵⁾と同じ条件において比較検討した。なお，流速比が 9 および 15 の場合においても同様な解析を行い，結論に反しないことを確認している。 $0 \leq h/D_s \leq 0.3$ の範囲では， $l/D_s=0$ の場合，混合比の増加量は大きい。挿入長さ比が大きくなるにつれ，その増加量は小さくなり， $l/D_s=1.6$ の場合には逆に減少している。一方， $h/D_s > 0.3$ の範囲ではいずれの挿入長さ比においてもほぼ変わらない。これらの現象から， $0 \leq h/D_s \leq 0.3$ および $h/D_s > 0.3$ の範囲の粉粒体挙動はそれぞれ発達状態および飽和状態にあるといえる。なお，この境界の値は実験条件に依存するものであり，回収粒子（径，形状，密度等），力学的条件（吸込み流量等）および幾何学的条件（吸込み

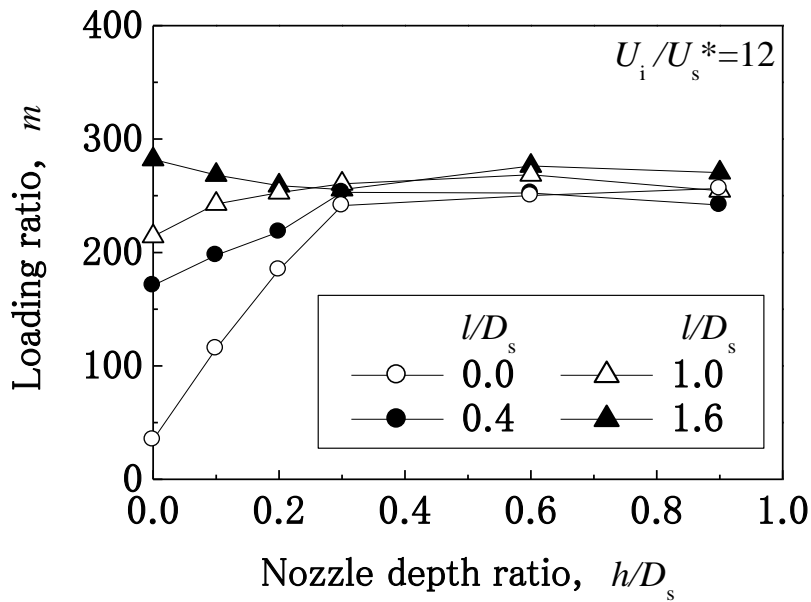


Fig.3-3 Relations between loading ratio and nozzle depth ratio

ノズル径，管径比等）により，変化するものと考えられる。

3. 2. 2 崩落境界および流動境界

前節で述べた混合比の特性と可視化画像で得られた粉粒体の崩落および流動境界の分布の両者から，粉粒体の挙動，つまり粉粒体の半径方向あるいは深さ方向からの流入状態を明らかにする。可視化画像の一例を **Fig. 3-4** に示す。これは， $h/D_s = 0.6$ ， $l/D_s = 1.0$ ， $U_i/U_s^* = 12$ の場合である。図より，吹出し流が粉粒体の流動化を促進させ，粉粒体が粉粒体供給調整器の下端近傍から崩落しながら吸込みノズル内へ流入している様子が観察できる。ただし，可視化画像は不鮮明なため，既報 (34)(35) と同様，流動化による境界（以下，流動境界と呼ぶ），さらに崩落による粉粒体表層部の境界（以下，

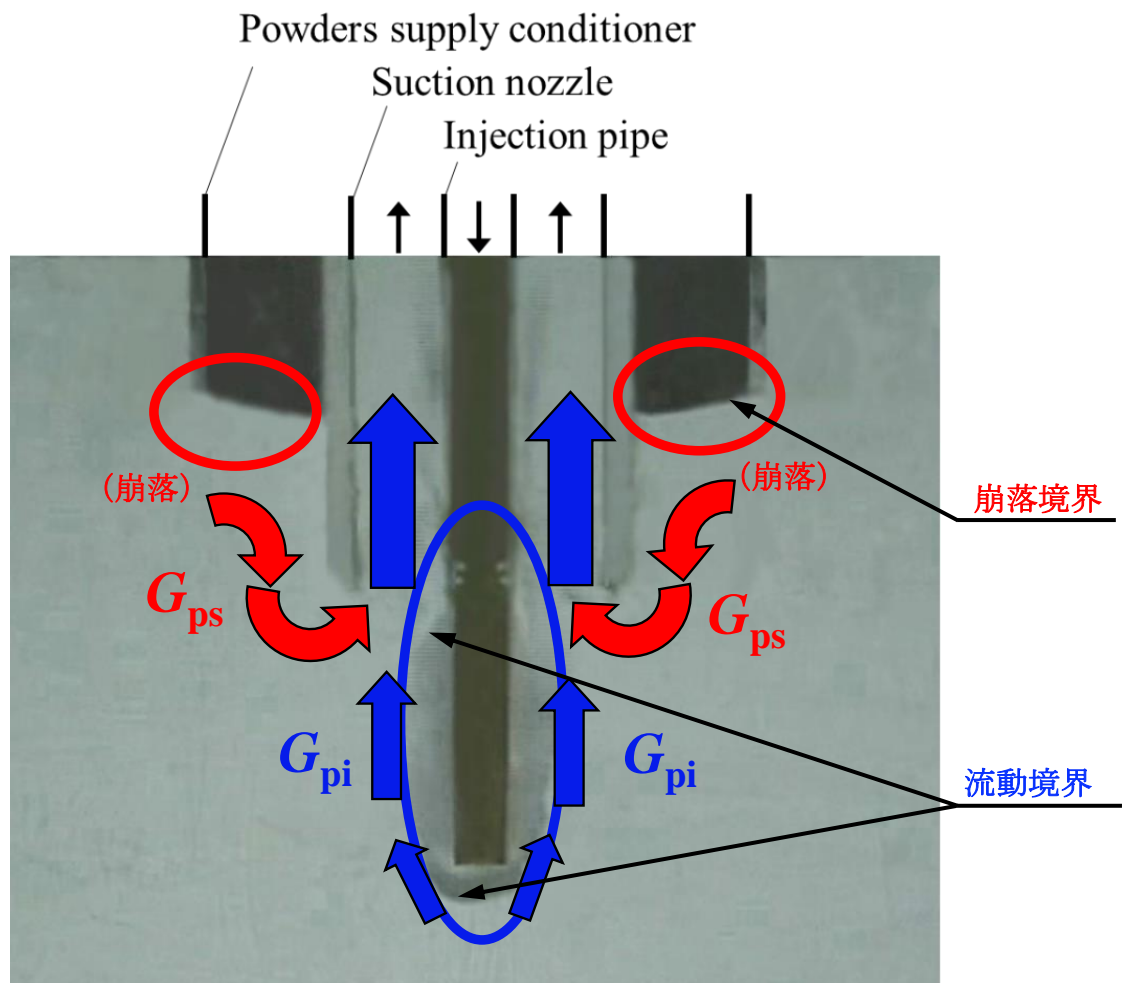


Fig.3-4 Visualization image of powders
 $(h/D_s=0.6, l/D_s=1.0, U_i/U_s^*=12)$

崩落境界と呼ぶ) について、静止画像の目視観察により抽出された線を 0.5 s 間隔に 10 個取り出した後、サンプリング平均された曲線を求めた。今回、それぞれの境界を定量的に評価するため、上述の処理を行った。時間平均処理として十分な個数とは言えないが、結論に対して十分であると判断できる。

こうして得られた粉粒体の崩落および流動境界の結

果をそれぞれ **Fig.3-5** および **Fig.3-6** に示す。なお，図面を見やすくするため，ノズル深さ比として 0, 0.3 および 0.6 の 3 条件のみを示し，軸対称性も確認しているため，片側のみを表した。**Fig.3-5** 中の縦軸には，粉粒体供給調整器下端における軸方向位置を原点とする z^* を用いて表す。前節において， $0 \leq h/D_s \leq 0.3$ の範囲では，混合比の増加率は $l/D_s=0$ の場合に最も大きいことを示した。この条件では，**Fig.3-5(a)** でわかるように，

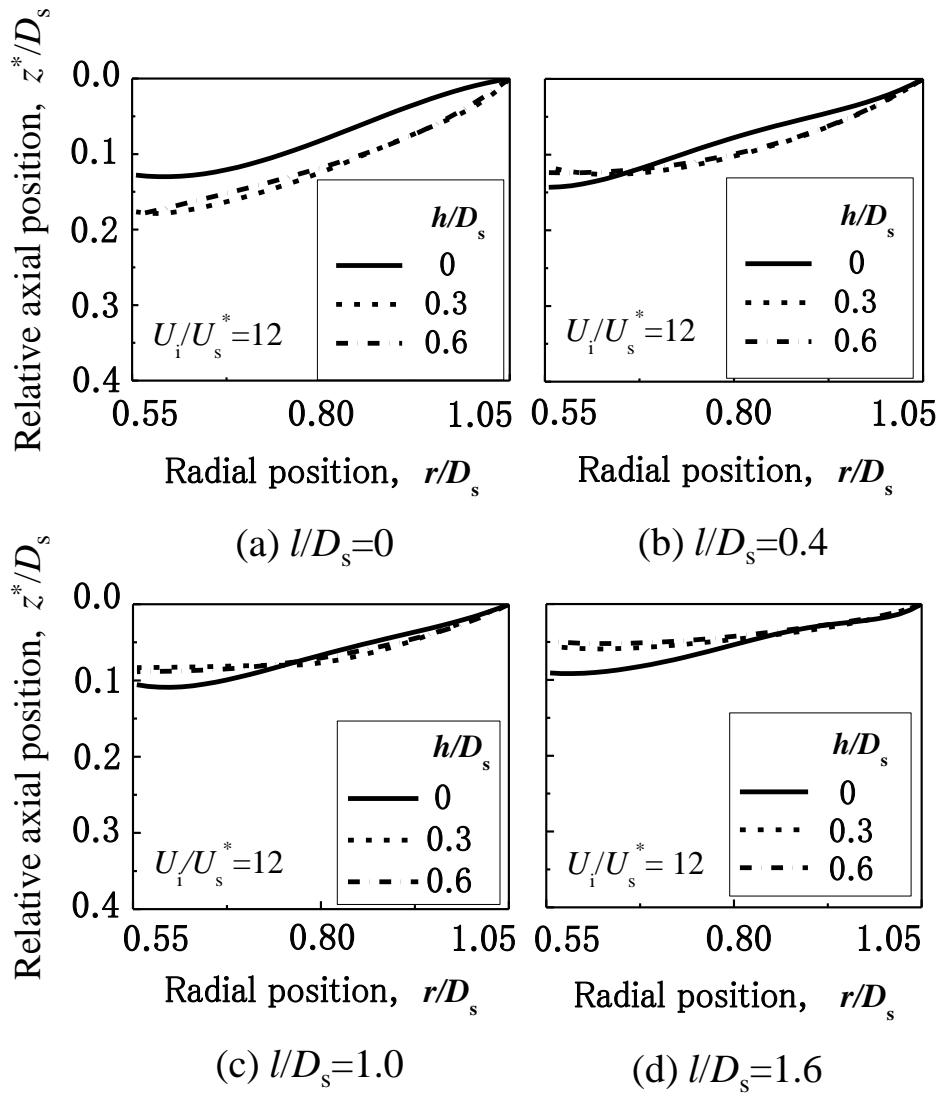


Fig.3-5 Collapsed boundary of powders

ノズル深さ比が 0 から 0.3 へ変化する場合の崩落境界の降下量が他の条件に比べて最も大きく，しかも **Fig.3-6(a)** でわかるようにノズル入口端付近で流動境界も狭くなることから，ノズル入口端周りからの影響を強く受け，半径方向からの粉粒体流入を促進していることがわかる。この粉粒体の挙動から，**Fig.3-1** および **Fig.3-2** で述べた混合比と流速比との関係についても考察できる。つまり， $l/D_s=0$ の場合，ノズル深さ比が 0 に比べて 0.3 の方が半径方向からの促進効果を強く受けると，吹出し流をさらに与えれば混合比の最大

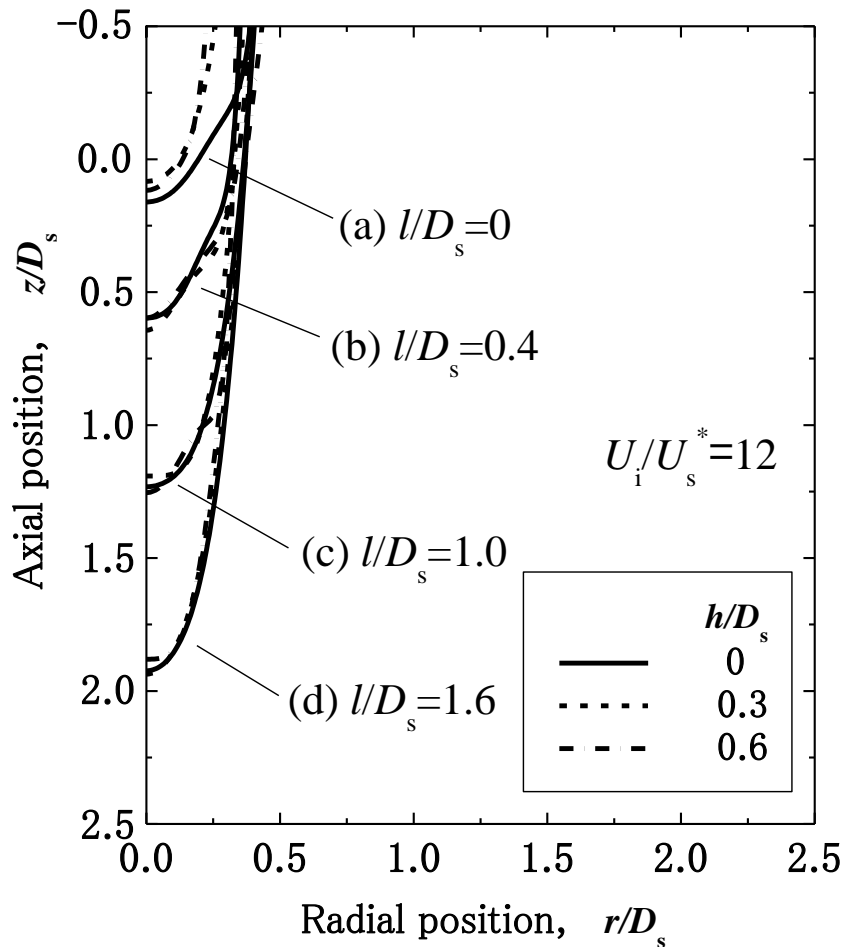


Fig.3-6 Fluidized boundary of powders

値が増加することから、**Fig. 3-1**で述べたようにその最大を示す流速比が大きくなるものと考えられる。また、半径方向からの促進効果を強く受けると、流速比を上げなければ作動しないことから、**Fig. 3-2**で述べたように下限流速比も大きくなるものと考えられる。一方、**Fig. 3-3**で述べたように混合比の増加率が小さくなる、つまり挿入長さ比が大きくなるにつれ、**Fig. 3-5(b)~(d)**に示すように、ノズル深さ比が0から0.3へ変化する場合の崩落境界の降下量が次第に小さくなる。さらに、管中心側ではそれが逆に負（つまり、 $h/D_s=0$ の場合の崩落境界に対し、 $h/D_s=0.3$ の場合のそれが上方に位置すること）となることから、半径方向からの粉粒体流入を抑制している。また、流動境界に着目すると、挿入長さ比が大きくなるにつれ、**Fig. 3-6(b)~(d)**に示すように吹出し管出口端の取付け位置に伴って深さ方向に拡大しているが、ノズル深さの違いによる顕著な差異は見られない。よって、深さ方向からの粉粒体流入において促進および抑制のどちらの効果もほとんど見られない。

前節において、 $h/D_s > 0.3$ の範囲では、いずれの挿入長さ比においても混合比はほとんど一定となることを示した。この条件では、ノズル深さ比を変化させても**Fig. 3-5(a)~(d)**に示すように崩落境界はほとんど変化せず、**Fig. 3-6(a)~(d)**に示すように流動境界もほとんど変化していない。半径方向および深さ方向のいずれにおいても粉粒体流入において促進および抑制のどちらの効果もほとんど見られないことから、飽和状態に

あるといえる。また，例えば $h/D_s=0.6$ の場合，挿入長さ比が大きくなると，流動境界は徐々に下降するが，崩落境界は徐々に上昇している。よって， $l/D_s=0$ の場合，半径方向からの粉粒体流入が大きくなるのに対し，挿入長さ比が大きくなると，その影響が徐々に小さくなり，深さ方向からの粉粒体流入が大きくなることがわかる。

3. 2. 3 吹出し管および吸込みノズル全圧損失

ノズル深さ比 h/D_s を変化させた場合の吹出し管全圧損失 $\Delta P_i/P_s^*$ と流速比 U_i/U_s^* との関係を **Fig.3-7** に示す。ここでは， $l/D_s=0$ の場合について取り上げる。いずれのノズル深さにおいても，流速比が大きくなるにつれ， $\Delta P_i/P_s^*$ は流動化による衝突損失および吹出し流によ

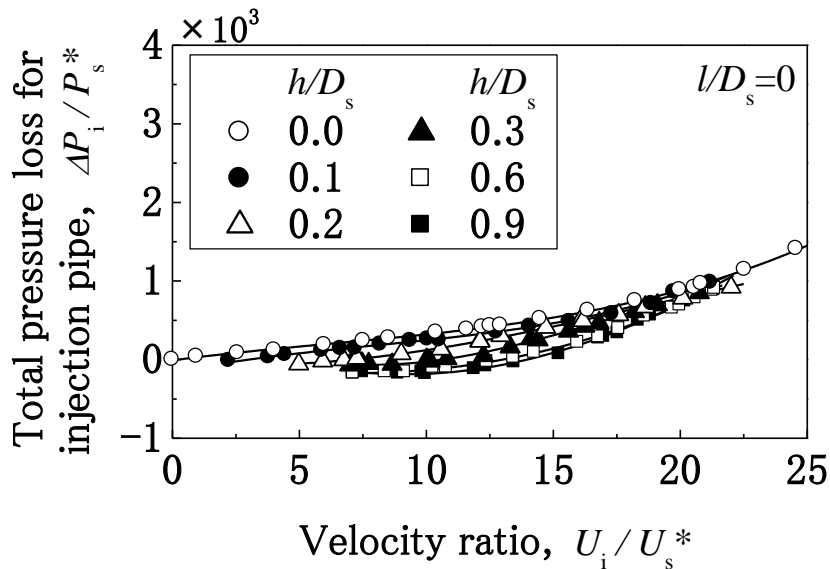


Fig.3-7 Relations between total pressure loss for injection pipe and velocity ratio

る管出口損失の影響を受け、徐々に増加している。流速比が10付近で比較すると、ノズル深さ比が大きくなるにつれ、 $\Delta P_i/P_s^*$ は若干低下している。 $h/D_s=0$ の場合、吸込みノズル入口端は粉粒体表層面に近いことから、この近傍ではほぼ大気圧になると思われる。そのため、 $l/D_s=0$ では吹出し管出口近傍においても同様に大気圧になるであろう。一方、ノズル深さ比が大きくなる、すなわち吸込みノズル入口端より外周上方に粉粒体が存在すると、吸込みノズル入口端近傍では粉粒体を吸込むため負圧になるものと予想される。そのため、吹出し管出口端近傍でも同様に負圧になるであろう。本報では、吹出し管出口端近傍では大気圧と仮定して全圧損失を求めているため、 $\Delta P_i/P_s^*$ は見かけ上負の値を示す場合もある。つまり、 $\Delta P_i/P_s^*$ の低下量についてはこの影響が含まれているものと考えられる。

吹出し管全圧損失に及ぼすノズル深さの影響を定量的に調べるため、挿入長さ比 l/D_s を変化させた場合の吹出し管全圧損失 $\Delta P_i/P_s^*$ とノズル深さ比 h/D_s との関係を図3-8に示す。ここで、流速比 U_i/U_s^* を12と一定にした。 $h/D_s=0$ かつ $l/D_s \neq 0$ の場合、前報⁽³⁵⁾で示したように、挿入長さ比が大きくなるにつれ、ほぼ直線的に増加している。これは、粉粒体層内の深さに伴う粉粒体圧の影響が主因と考えられる。 $l/D_s=0$ の場合、前述したようにノズル深さ比が大きくなるにつれ、 $\Delta P_i/P_s^*$ は若干低下している。 $l/D_s=0.4$ の場合、 $l/D_s=0$ の場合と同様の傾向を示しているが、 $l/D_s=1.0$ 以上になるとあまり変化しなくなることがわかる。この場合、

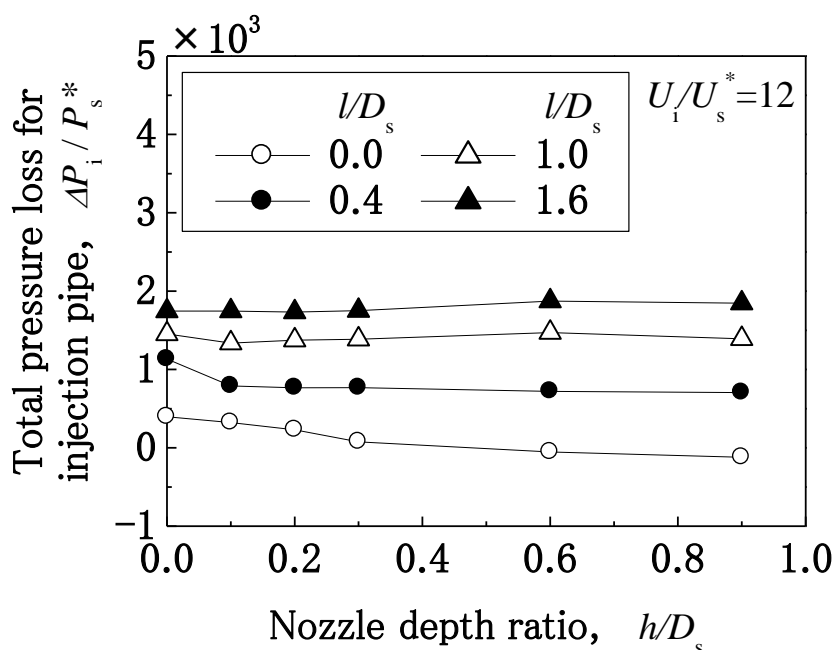


Fig.3-8 Relations between total pressure loss for injection pipe and nozzle depth ratio

吹出し管が粉粒体内へ挿入され，吹出し管出口端が吸込みノズル入口端から離れる。そのため，上述したノズル深さの影響を受け難くなることから， $l/D_s=1.0$ 以上では実測に近い傾向が示されたものと考えられる。

次に，ノズル深さ比 h/D_s を変化させた場合の吸込みノズル全圧損失 $\Delta P_s/P_s^*$ と流速比 U_i/U_s^* との関係を **Fig. 3-9** に示す。ここでは， $l/D_s=0$ の場合について取り上げる。いずれのノズル深さにおいても， $\Delta P_s/P_s^*$ は付加圧力損失の影響を受け，**Fig. 3-1** に示した混合比と同様な分布を示している。

吸込みノズル全圧損失に及ぼすノズル深さの影響を定量的に調べるため，挿入長さ比 l/D_s を変化させた場合の吸込みノズル全圧損失 $\Delta P_s/P_s^*$ とノズル深さ比 h/D_s との関係を **Fig. 3-10** に示す。ここで，流速比

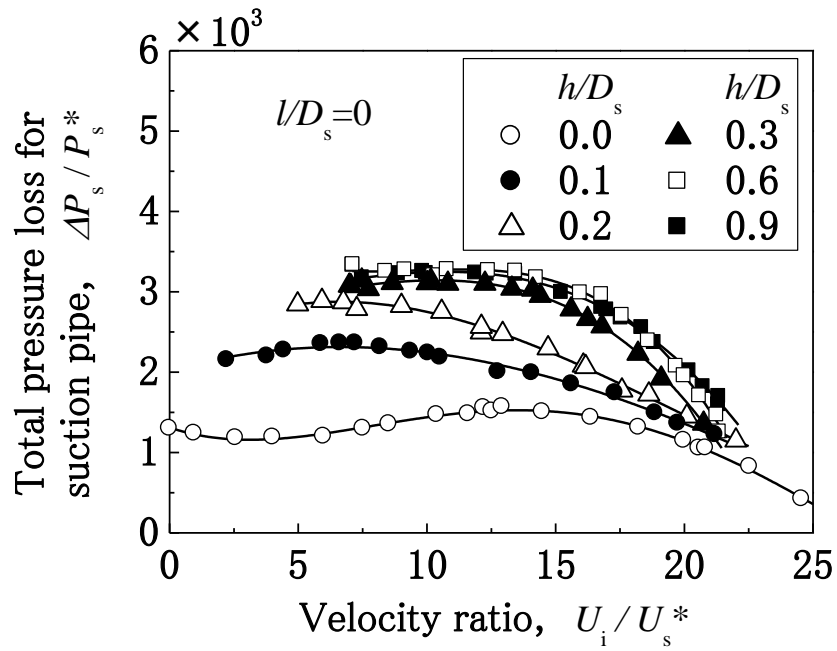


Fig.3-9 Relations between total pressure loss for suction pipe and velocity ratio

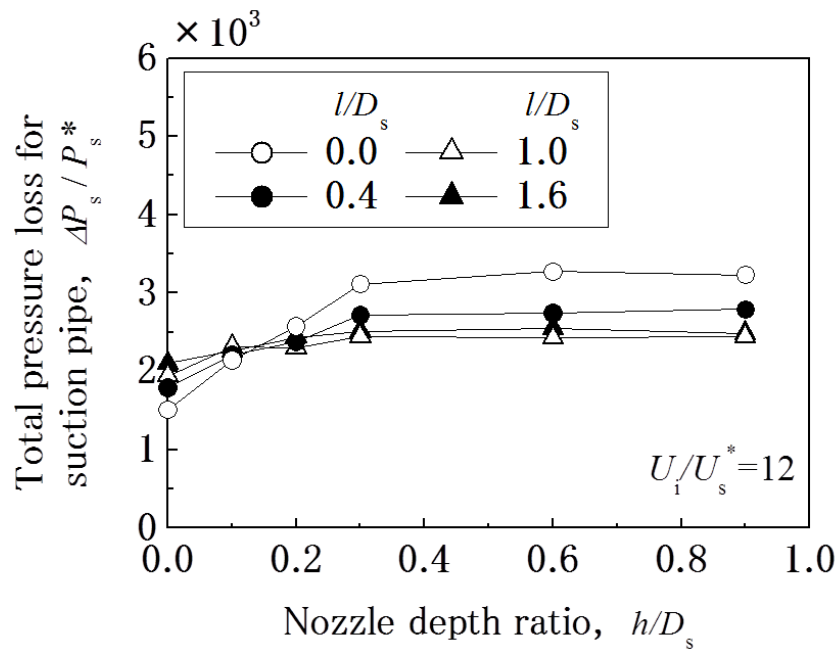


Fig.3-10 Relations between total pressure loss for suction pipe and nozzle depth ratio

U_i/U_s^* を 12 と一定にした。 $h/D_s > 0.3$ の範囲では、**Fig.3-3** に示した混合比とほぼ同様な分布を示している。ただし、混合比に及ぼす挿入長さの差異はあまり見られないが、吸込みノズル全圧損失については顕著な差異が見られる。つまり、 $l/D_s=0$ の場合、その影響が最も大きい。 $\Delta P_s/P_s^*$ は、 $l/D_s=1.0$ の場合まで小さくなり、 $l/D_s=1.6$ になると若干大きくなる。前者は、3.2.2 節で述べたように半径方向からの粉粒体流入の影響を受け、その流入による損失分が表れているものと考えられる。一方、後者は、挿入長さによる混合比増加に伴う付加圧力損失分が表れているものと考えられる。

3. 2. 4 ノズル効率

ノズル深さ比 h/D_s を変化させた場合の吸込みノズル効率 η と流速比 U_i/U_s^* との関係を **Fig.3-11** に示す。ここでは、 $l/D_s=0$ の場合について取り上げる。**Fig.3-1** に示した混合比と同様な分布を示している。

ノズル効率に及ぼすノズル深さの影響を定量的に調べるため、挿入長さ比 l/D_s を変化させた場合のノズル効率 η とノズル深さ比 h/D_s との関係を **Fig.3-12** に示す。ここで、流速比 U_i/U_s^* を 12 と一定にした。**Fig.3-3** に示した混合比と同様な分布を示している。特に、いずれの挿入長さにおいても、 $h/D_s > 0.3$ の範囲では、ノズル効率はほとんど変化しないことから、ノズル深さの影響をあまり受けないことがわかる。 $h/D_s > 0.9$ の範囲では、粉粒体の流入過多になるという飽和状態の流動様相を考慮すると、混合比あるいはノズル効率の更なる

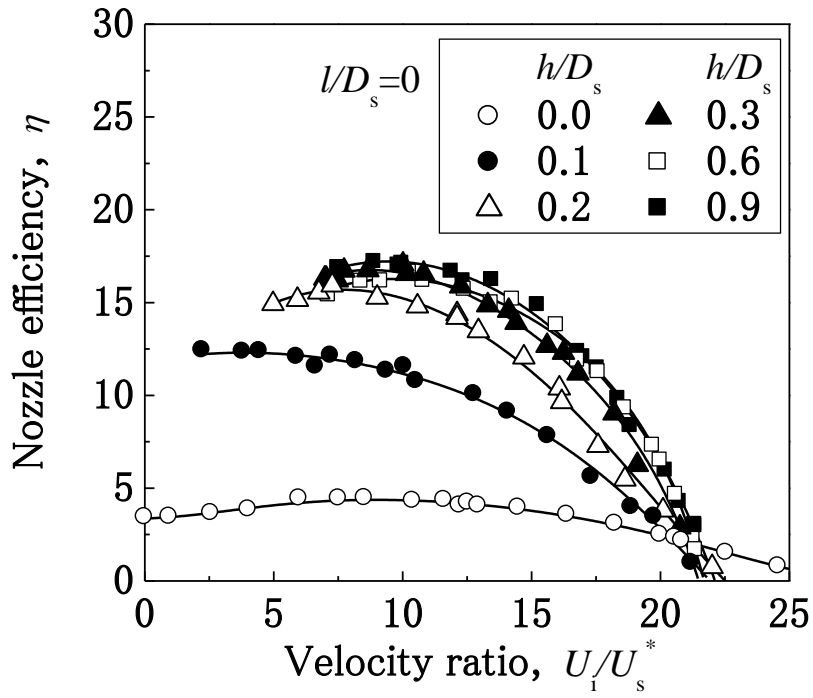


Fig.3-11 Relations between nozzle efficiency and velocity ratio

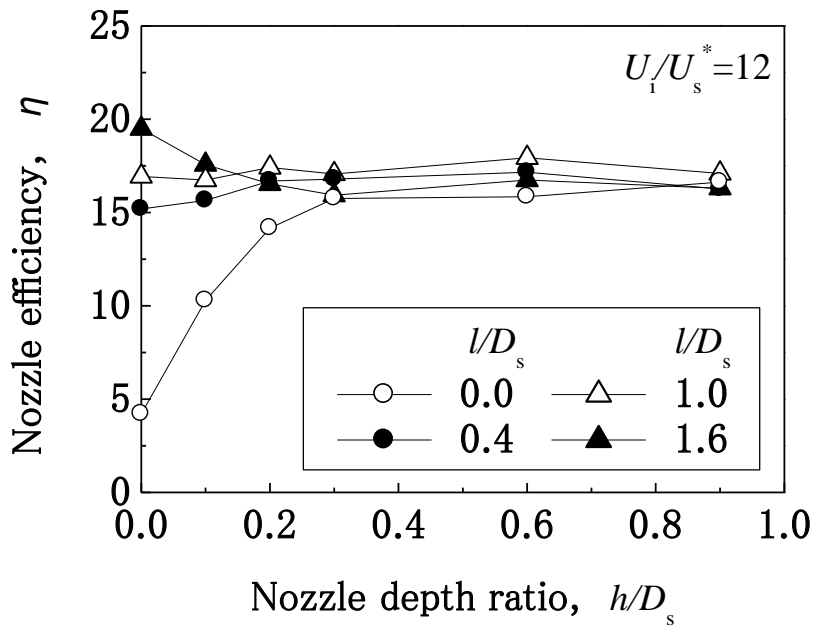


Fig.3-12 Relations between nozzle efficiency and nozzle depth ratio

改善は期待できないであろう。また，ノズルが粉粒体内により深く埋め込まれることにより，粉粒体の吸込みに伴う吸込み側全圧損失の増加の可能性も想定され，ノズル効率がさらに増加することはないであろう。

3.3 むすび

空気輸送法のうち，粉粒体供給部の一つである粉粒体吸込みノズルについて性能評価を行った。吸込みノズルの粉粒体層内への埋込み深さ，すなわちノズル深さについて混合比等の性能実験および吸込みノズル入口近傍の粉粒体挙動の可視化実験を行い，以下の結論を得た。

- 1) ノズル深さ比が 0 以外では，流速比が 0 の条件では作動できない。よって，吹出し流を与えないと作動できないことから，吹出し流の有効性を確認できた。
- 2) 本実験の条件に対してノズル深さ比が 0 から 0.3 までの範囲では，混合比に及ぼすノズル深さの影響は大きい。特に，挿入長さ比が 0 の場合，最も顕著である。
- 3) 上述した混合比と可視化画像で得られた粉粒体の崩落および流動境界の関係から，粉粒体の挙動を明らかにした。すなわち，挿入長さ比の小さい 0 の場合，半径方向からの粉粒体流入を促進しているのに対し，挿入長さ比の大きい 1.6 の場合，管中心側では半径方向からの粉粒体流入を抑制している。

- 4) ノズル深さ比が 0.3 以上では，いずれの挿入長さにおいても，混合比に及ぼすノズル深さの影響は小さい。
- 5) この条件では，半径方向からの粉粒体流入の促進あるいは抑制の効果がほとんど見られず，飽和状態にあることがわかる。
- 6) ノズル効率についても，混合比と同様な分布を示している。特に，ノズル深さ比が 0.3 以上では，いずれの挿入長さにおいてほとんど変化しないことから，ノズル深さの影響をあまり受けないことがわかる。

第 4 章 空気輸送特性に及ぼす吸込み流速の影響

4.1 はじめに

前章では，吸込みノズルの幾何形状に着目し，ノズル深さの影響について調査し，吸込みノズルの性能に及ぼす最適な寸法を求めた。本章では，被輸送物の粉粒体に着目する。粉粒体の物性には，粒子形状，粒子径，粒子密度等がある。その中で，吸込みノズルの性能に及ぼす粒子径の影響について取り上げる。粒子密度が一定の場合，粒子の大きさによってその浮遊速度が異なることは既知の事実である⁽⁸³⁾。そうすると，粒子径の影響を計測上正確に評価するには，最も大きい粒子の浮遊速度を満足するという点，すなわち粉粒体を回収する際のノズル内の吸込み流速の影響を十分に把握する必要がある。しかしながら，これまで著者らは吸込み流速を一定として調査しているのでその影響について議論していない⁽³⁴⁾⁽³⁵⁾。また，一般に運転操作性の観点から，本装置の特徴である吹出し流の制御範囲の把握とともに広い運転条件が望まれる。そのため，吸込み流速の影響を考慮に入れた運転性能に関する吸込みノズルの幾何形状の最適化を行う必要もある。

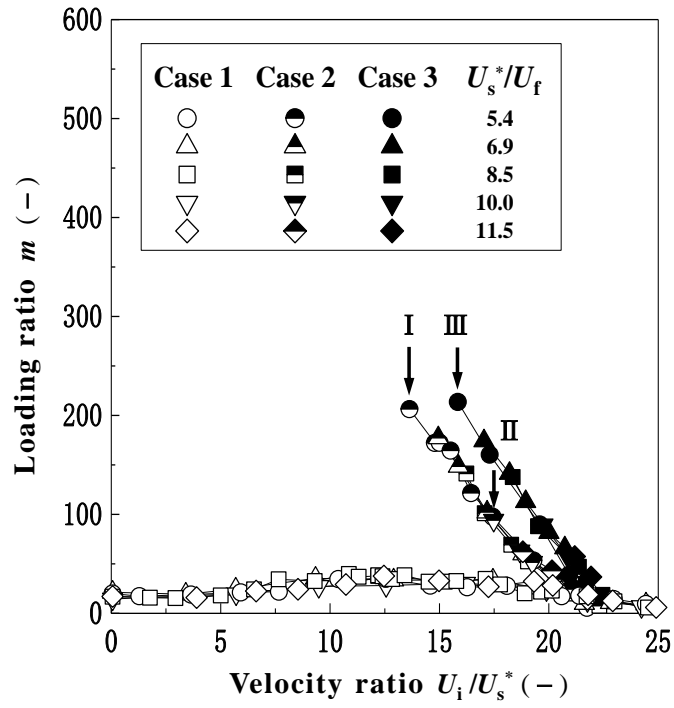
粒子径の影響について調査する際の第 5 章のための準備段階として，本章では，従来通り平均粒子径として $64\ \mu\text{m}$ を用い，吸込み流速の影響について調べ，運転性能に関する吸込みノズルの幾何形状の最適化の一評価を行った。また，異なる吸込み流速および幾何形状による粉粒体挙動を吸込みノズル近傍の可視化画像

から明らかにした。このように，本章では吸込み流速の影響について調べることにより，粒子径の影響について調査する際の基礎資料を得ることができた。

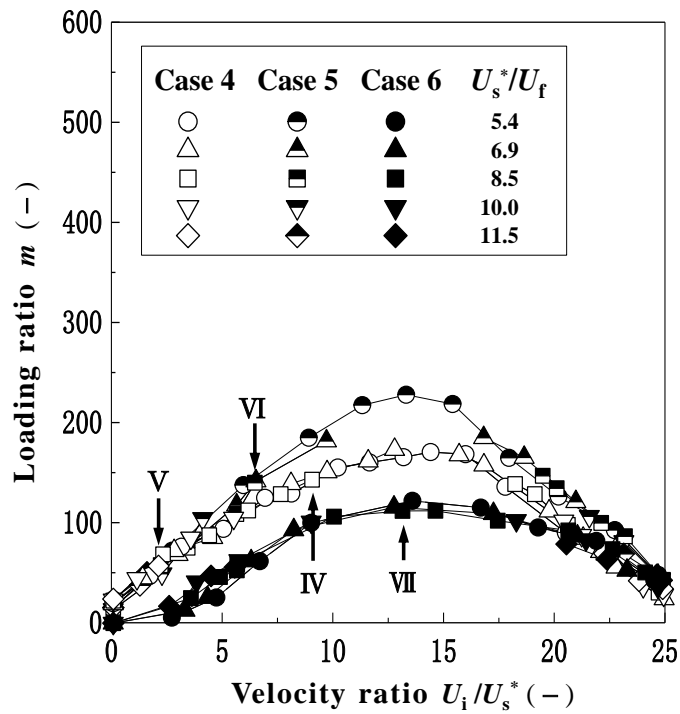
4. 2 実験結果および考察

4. 2. 1 混合比

浮遊速度 U_f で無次元化した吸込み流速 U_s^*/U_f を変化させた場合の混合比 m と流速比 U_i/U_s^* との関係を図 4-1 に示す。Table 2-1 に示した幾何条件のうち，Case 1～Case 3 の場合および Case 4～Case 6 の場合をそれぞれ Fig. 4-1(a) および Fig. 4-1(b) にプロットした。ここで，Case 6 の場合を除き，既報⁽³⁵⁾で示した $U_s^*/U_f=5.4$ の条件ではほぼ同じ値が得られており，計測の信頼性を確認している。ただし，Case 2 および Case 3 の場合，前章で定義した下限流速比 $(U_i/U_s^*)_1$ (Fig. 4-1(a) 中の矢印 I および III) は前章で示した値よりも大きくなっている。前章では起動時を含む解析を行っていたため，本章で示す解析に対しその値は過大評価していたことになる。Fig. 4-1(a) および Fig. 4-1(b) に示す全ての幾何条件において，混合比は流速比に対して吸込み流速を種々変化させてもほとんど同じ分布上に存在することから，吸込み流速の影響を受けないことがわかる。Fig. 4-1(a) に示す Case 1 の場合，いずれの流速比においても作動できるが，混合比が必ずしも高いとは言えない。例えば，Case 2 の場合，Fig. 4-1(a) 中の矢印 I ($U_s^*/U_f=5.4$ の場合) および II ($U_s^*/U_f=10.0$ の場合) を比較すると，つまり吸込み流速が大きくなる



(a)



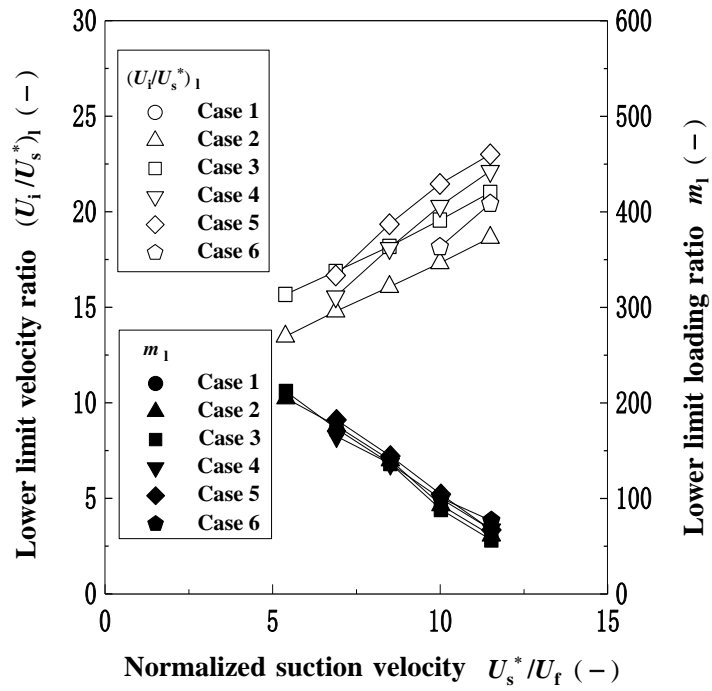
(b)

Fig. 4-1 Relations between loading ratio and velocity ratio

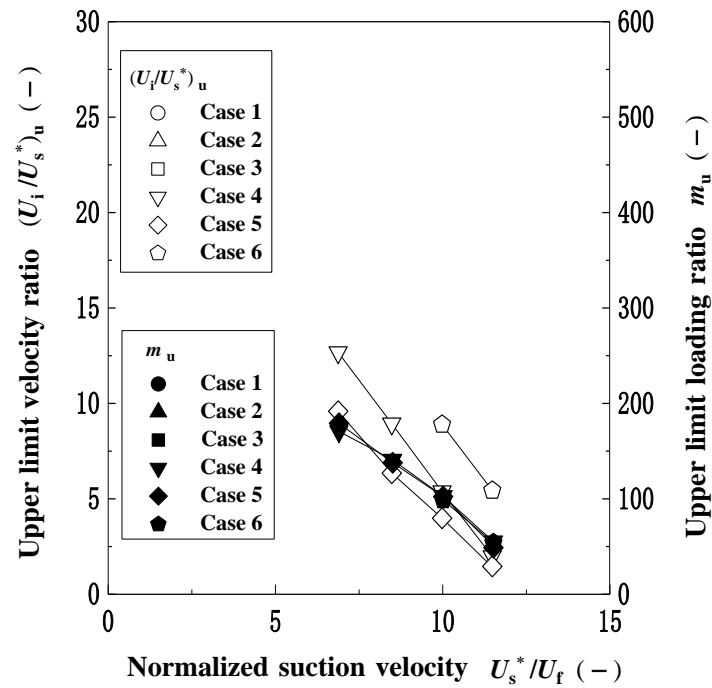
と，下限流速比は大きくなる。この傾向は，Case 3 の場合でも同様である。例えば， $U_s^*/U_f=5.4$ の条件では，前章でも示したように，**Fig.4-1(a)**中の矢印 I (Case 2 の場合)および III (Case 3 の場合)を比較すると，つまりノズル深さが大きくなると，下限流速比は大きくなる。この傾向は， $U_s^*/U_f \neq 5.4$ の条件でも同様である。つぎに，**Fig.4-1(b)**に示す Case 4 および Case 5 の場合， $U_s^*/U_f \neq 5.4$ の条件でも流速比に対して混合比の増加傾向を示す，低流速比域において作動できることがわかる。この要因については，4.2.3 節において考察する。 $U_s^*/U_f=8.5$ の条件では，低流速比域において吹出し流を与えると，作動できなくなる流速比が存在する。この流速比を上限流速比 $(U_i/U_s^*)_u$ と定義する。例えば，Case 4 の場合，**Fig.4-1(b)**中の矢印 IV ($U_s^*/U_f=8.5$ の場合)および V ($U_s^*/U_f=11.5$ の場合)を比較すると，つまり吸込み流速が大きくなると，上限流速比は小さくなる。この傾向は，Case 5 の場合でも同様である。例えば，**Fig.4-1(b)**中の矢印 IV (Case 4 の場合)および VI (Case 5 の場合)を比較すると，つまり吹出し管挿入長さが大きくなると，上限流速比は小さくなる。この傾向は， $U_s^*/U_f \neq 8.5$ の条件でも同様である。**Fig.4-1(b)**に示す Case 6 の場合，混合比は Case 4 および Case 5 の場合に比べてやや低下するが，上限流速比は存在しなくなる，つまり上限流速比の改善が得られる。**Fig.4-1(b)**中の矢印 VII (Case 6 の場合)については上限流速比を表しているわけではないが，4.2.3 節において使用するため，付記する。

4. 2. 2 作動範囲

上述した限界流速比（下限流速比あるいは上限流速比）に及ぼす吸込み流速の影響を定量的に調べるため、幾何条件を変化させた場合の限界流速比（ $(U_i/U_s^*)_l$ および $(U_i/U_s^*)_u$ ）と吸込み流速 U_s^*/U_f との関係を図 4-2 に示す。高流速比域に存在する下限流速比および低流速比域に存在する上限流速比の値をそれぞれ Fig. 4-2(a) および Fig. 4-2(b) にプロットした。Fig. 4-2(a) を見ると、Case 1 の場合、全ての吸込み流速において下限流速比は存在しないため、プロットしていない。Case 2～Case 5 の場合、吸込み流速が大きくなるにつれ、下限流速比はほぼ直線的に増加する。吸込み流速に対するこの傾きは例えば、Case 2 と Case 4 の両者を比較すると異なる。これは、Fig. 4-1(a) および Fig. 4-1(b) に示すように流速比に対する混合比の右下がり勾配が異なることから説明できる。Case 2 の場合に比べ Case 3 の場合、つまりノズル深さが大きくなると、下限流速比は大きくなる。Case 4 の場合に比べ Case 5 の場合、つまり吹出し管挿入長さが大きくなると、下限流速比は大きくなる。Case 4 および Case 5 の場合、 $U_s^*/U_f=5.4$ の条件では、下限流速比は存在しないため、プロットしていない。一方、Case 6 の場合、それに加え、 $U_s^*/U_f=6.9$ および 8.5 の条件もプロットしていない。残りの 2 条件を見ると、Case 5 の場合と同様な傾きを示しており、ノズル深さが小さくなるため、下限流速比は逆に小さくなる。ただし、ノズル深さをこれ以上小さくしても、さらに改善されるわけで



(a) Lower operating limit



(b) Upper operating limit

Fig. 4-2 Correlations between velocity ratio or loading ratio of operating limit and normalized suction velocity

はないことを 4.2.3 節において説明する。下限流速比における混合比 m_1 の分布を見ると，吸込み流速が大きくなるにつれ，ほぼ直線的に減少する。種々の幾何条件においてほぼ一致することから，下限流速比における流動状態の違いがあまりないことを確認した。つぎに，**Fig.4-2(b)**を見ると，Case 1～Case 3 の場合，上限流速比が存在しないため，プロットしていない。Case 4～Case 6 の場合，吸込み流速が大きくなるにつれ，上限流速比はほぼ直線的に減少する。Case 4 の場合に比べ Case 5 の場合，つまり吹出し管挿入長さが大きくなると，上限流速比は小さくなる。ノズル深さが小さい Case 6 の場合，上限流速比は逆に大きくなる。上限流速比における混合比 m_u の分布を見ると，吸込み流速が大きくなるにつれ，ほぼ直線的に減少する。種々の幾何条件においてほぼ一致することから，上限流速比における流動状態の違いがあまりないことを確認した。

上述した限界流速比（下限流速比あるいは上限流速比）に基づき，得られる作動範囲に及ぼす吸込み流速の影響を定量的に評価するため，幾何条件を変化させた場合の作動範囲 $\Delta(U_i/U_{s^*})$ と吸込み流速 U_{s^*}/U_f との関係を図 **Fig.4-3** に示す。ここで，本装置の高濃度化を図るため，混合比が 50 以上の流速比を作動状態と見なし，その流速比から上限流速比までの領域と下限流速比からそれまでの領域を足し合わせたものを作動範囲として求めることとした。このしきい値を 100 として解析しても，第 4 章のむすび 3) の内容が定性的に異

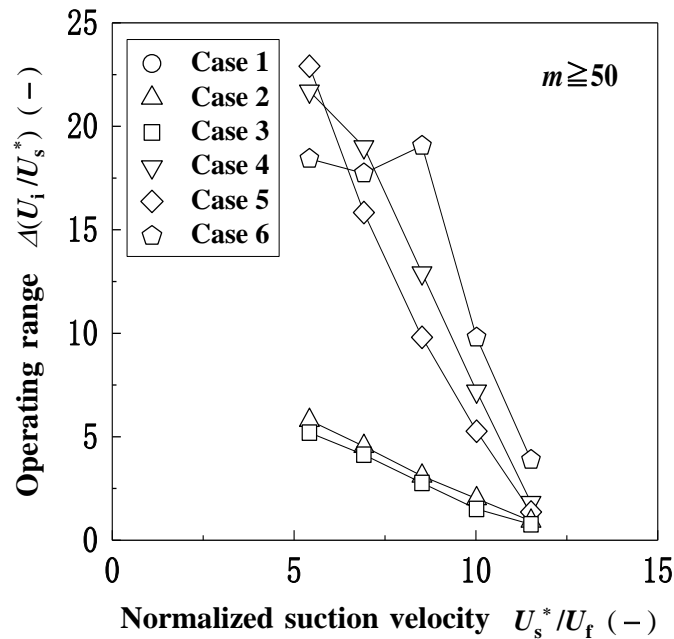


Fig. 4-3 Relations between operating range and normalized suction velocity

なることのないことを付記する。Case 1 の場合，適用条件がないのでプロットできない。Case 2～Case 5 の場合，吸込み流速が大きくなると，作動範囲はほぼ直線的に減少する。各条件において Case 2 および Case 3 の場合，ほぼ一致する。Case 4 および Case 5 の場合，特に吸込み流速が小さい条件では，Case 2 および Case 3 の場合に比べて作動範囲が広い。これは，上限流速比の存在により広い作動範囲を得ることができるためである。また，Case 6 の場合かつ $U_s^*/U_f \geq 8.5$ の条件において Case 4 の場合よりも作動範囲は改善している。したがって，本実験装置を用いて粒子径の影響を調査するならば，本実験条件の中では高い吸込み流速まで作動範囲の広い，Case 6 の幾何条件を用いると良いことがわかる。

4.2.3 流動境界

4.2.1 節で述べた混合比の特性と、可視化画像で得られた粉粒体の流動化による境界（以下、流動境界と呼ぶ）の両者を用い、限界流速比における粉粒体の流動様相を吹出し流による粉粒体流入量とノズル周りからの粉粒体流入量との大小関係から考察する。可視化画像は不鮮明なため、既報⁽³⁴⁾⁽³⁵⁾と同様、静止画像の目視観察により境界線を抽出した。既報⁽³⁵⁾と同様、その線を定量的に評価するため、0.5s 間隔に 10 個取り出し、さらに 3 回計測を行うことにより、サンプリング平均された曲線を求めた。こうして得られた粉粒体の流動境界の結果を **Fig.4-4** に示す。なお、**Fig.4-1(a)** 中の各条件（I : Case 2, $U_s^*/U_f=5.4$, II : Case 2, $U_s^*/U_f=10.0$, III : Case 3, $U_s^*/U_f=5.4$) を **Fig.4-4(a)** に、**Fig.4-1(b)** 中の各条件（IV : Case 4, $U_s^*/U_f=8.5$, V : Case 4, $U_s^*/U_f=11.5$, VI : Case 5, $U_s^*/U_f=8.5$, VII : Case 6, $U_s^*/U_f=8.5$) を **Fig.4-4(b)** にそれぞれ対応して示す。軸対称性を確認しているため、片側のみを表した。これらの吹出し流速 U_i/U_f の値は、それぞれ記号順に **Fig.4-4(a)** では 73.4, 174.0 および 85.3, また **Fig.4-4(b)** では 76.5, 24.2, 54.4 および 110.5 となる。軸方向の流動境界を見ると、図中の管中心 ($r/D_s=0$) における吹出し管出口端から流動境界点までの距離は吹出し流速の大小に応じた位置関係を示すことから、吹出し流による流動様相の定性的な傾向を確認できた。半径方向の流動境界を見ると、全ての条件において $z/D_s=0$ 付近においてノズル径 ($r/D_s=0.5$) 内に存在して

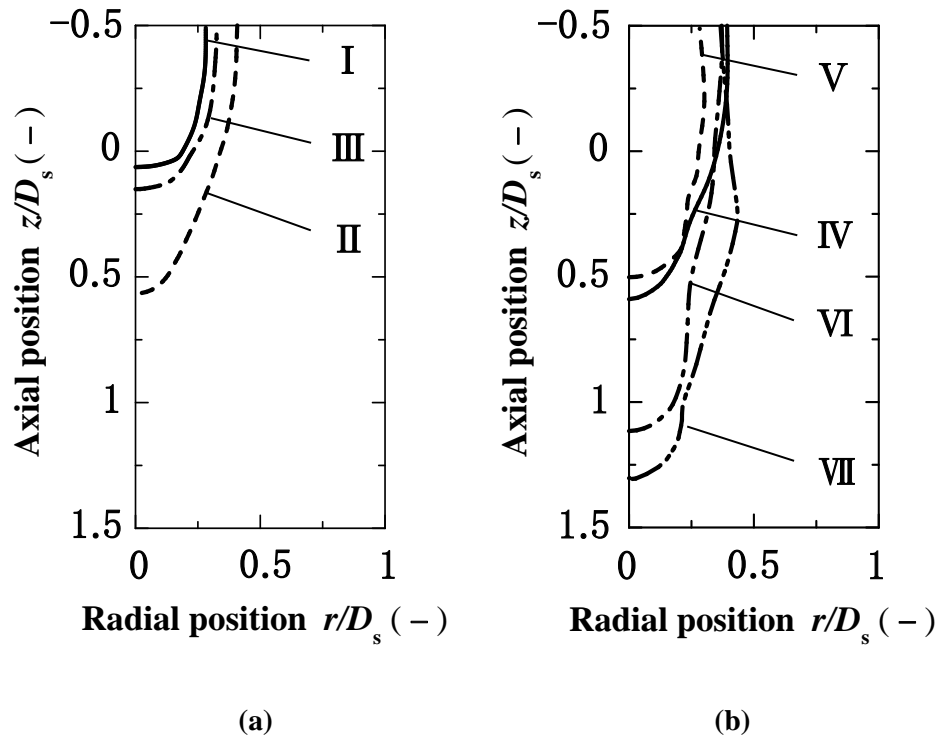


Fig. 4-4 Fluidized boundary of powders

いることから時間平均的に粉粒体が飛散せずに流入している様子が観察できた。まず，吹出し流がない場合，すなわち吸込みノズル周りからのみの粉粒体流入量を考える。**Fig. 4-1(b)**に示す $U_i/U_s^*=0$ の場合，異なる吸込み流速 U_s^* に対し，混合比はほぼ等しい。つまり， U_s^* すなわち吸込み空気の質量流量 G_a が大きくなると，吸込みノズル周りからの粉粒体流入量 G_{ps} が式(2-1)により増加する。そこで，**Fig. 4-4(a)**に示す条件 I および II の両者を比較する。 U_s^* が大きくなるので，前述の通り G_{ps} は増加する。そのため， G_{ps} の増加を抑制するために U_i をより付加する必要がある。**Fig. 4-4(a)**に示す条件 I および III の両者を比較する。ノズル深さが大き

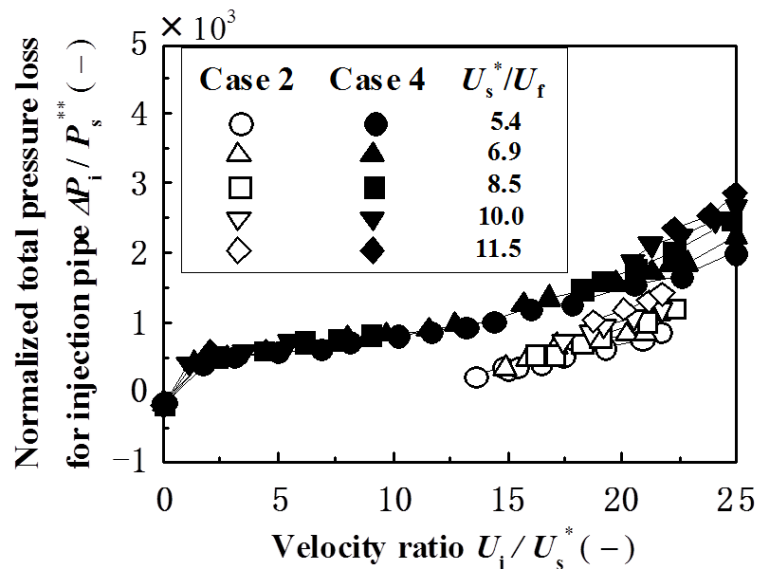
くなるため、混合比が大きくなる。すなわち、 G_{ps} は増加する。前述と同様、 G_{ps} の増加を抑制するために U_i をより付加する必要がある。つぎに、**Fig.4-4(b)**に示す条件IVおよびVの両者を比較する。 U_s^* が大きくなるので、前述の通り G_{ps} は増加する。4.2.1節で述べたように、低流速比域では流速比が大きくなるにつれ、混合比が増加傾向を示す。つまり、 U_i に伴い、吹出し流による粉粒体流入量 G_{pi} は増加する。前述した G_{ps} の増加を抑制するために U_i をより除去する必要がある。半径方向の流動境界を見ると、流動化を抑制するためにその幅は小さくなることを確認できた。**Fig.4-4(b)**に示す条件IVおよびVIの両者を比較する。吹出し管挿入長さが大きくなるため、混合比が大きくなる。すなわち、 G_{pi} は増加する。前述と同様、 G_{pi} の増加を抑制するために U_i をより除去する必要がある。以上の結果から、これらの流動様相を、吹出し流による粉粒体流入量と吸込みノズル周りからのそれとの大小関係により定性的に考察できた。さらに、**Fig.4-4(b)**に示す条件VIIの場合、ノズル深さを逆に小さくし、 G_{ps} を抑制することにより、 G_{pi} を増加できる条件となっている。半径方向の流動境界の幅はノズル径内で最も広く分布していることから、 G_{pi} の促進効果を十分に表している。ただし、ノズル深さをさらに小さくすると、ある程度の G_{ps} を確保できなくなる。この現象は $h/D_s = -0.4$ の場合に確認している。ところで、4.2.1節においてCase 2およびCase 3の場合、混合比の右上がり特性が見られないことを述べた。これまでの議論から、これらの条件で

は G_{ps} が元々存在するため，吹出し流が促進効果として機能しないことから，作動できない。言い換えれば， $h/D_s \leq 0$ の場合，低流速比域において促進効果として機能することから，作動できるものと考えられる。

4. 2. 4 ノズル効率

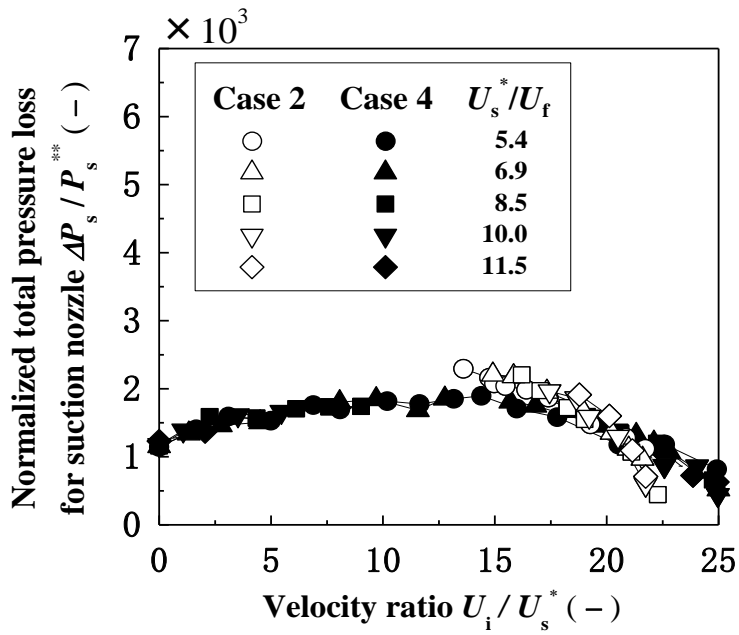
吸込み流速 U_s^*/U_f を変化させた場合の吸込みノズル性能と流速比 U_i/U_s^* との関係を図 4-5 に示す。吸込みノズル性能のうち，吹出し管全圧損失 $\Delta P_i/P_s^{**}$ ，吸込みノズル全圧損失 $\Delta P_s/P_s^{**}$ および吸込みノズル効率 η をそれぞれ Fig. 4-5(a)，Fig. 4-5(b) および

Fig. 4-5(c) に示す。ここで， P_s^{**} は $U_s^*/U_f = 5.4$ における動圧を表す。ここでは，Case 2 および Case 4 の場合について取り上げる。Fig. 4-5(a) ~ Fig. 4-5(c) を見

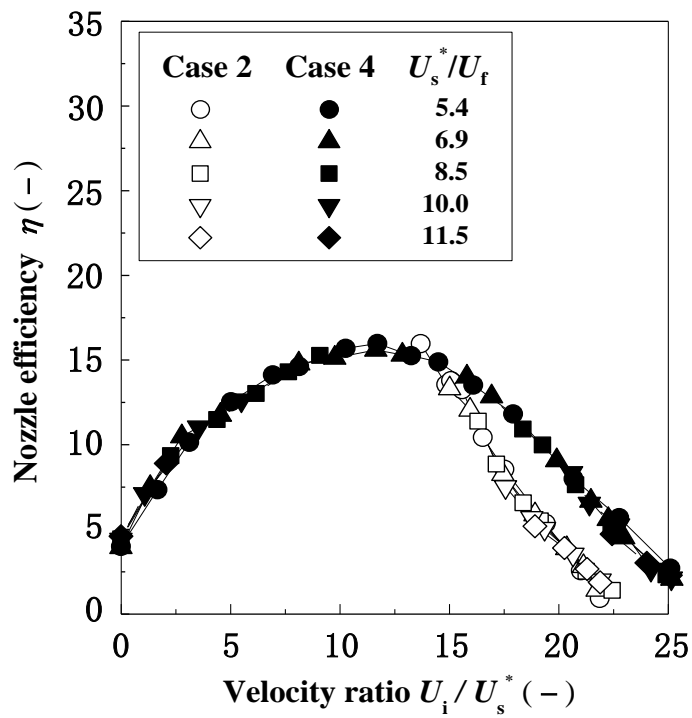


(a) Total pressure loss for injection pipe

Fig. 4-5 Relations between suction nozzle performance and velocity ratio



(b) Total pressure loss for suction nozzle

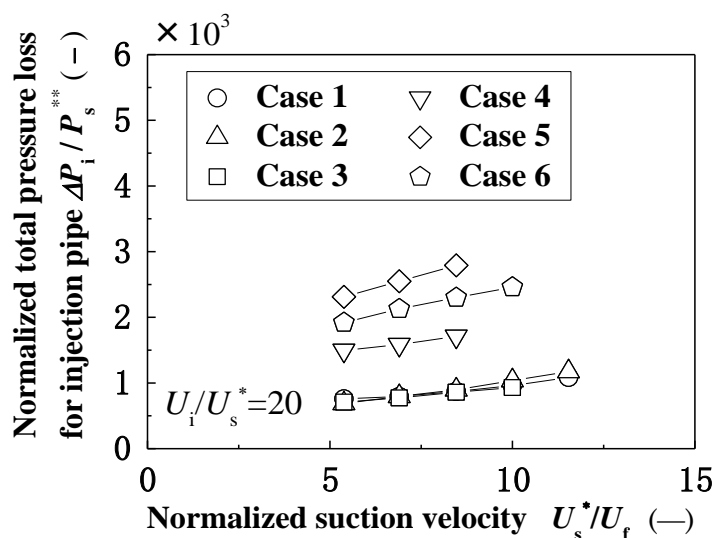


(c) Nozzle efficiency

Fig. 4-5 Relations between suction nozzle performance and velocity ratio

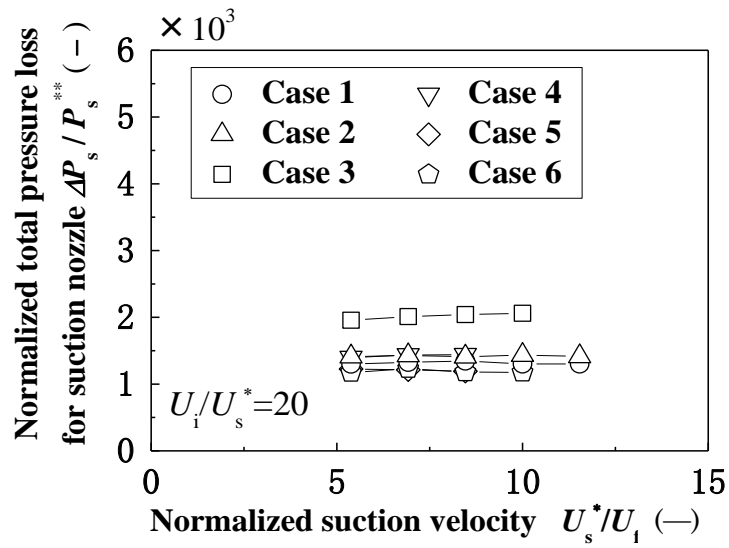
ると既報⁽³⁵⁾および前章で示した $U_s^*/U_f=5.4$ の条件ではほぼ同じ値が得られており，計測の信頼性を確認している。**Fig. 4-5(a)**を見ると，吹出し管全圧損失は流速比が大きくなるにつれ，しかも吸込み流速が大きくなるにつれ，増加する傾向を示している。一方，**Fig. 4-5(b)**および**Fig. 4-5(c)**を見ると，吸込みノズル全圧損失および吸込みノズル効率はずべての流速比において吸込み流速を大きくしてもほとんど変化していない。

吸込みノズル性能に及ぼす吸込み流速の影響を定量的に調べるため，幾何条件を変化させた場合の吸込みノズル性能と吸込み流速 U_s^*/U_f との関係を **Fig. 4-6** に示す。吹出し管全圧損失 $\Delta P_i/P_s^{**}$ ，吸込みノズル全圧損失 $\Delta P_s/P_s^{**}$ および吸込みノズル効率 η をそれぞれ **Fig. 4-6(a)**，**Fig. 4-6(b)** および **Fig. 4-6(c)** に示す。ここ

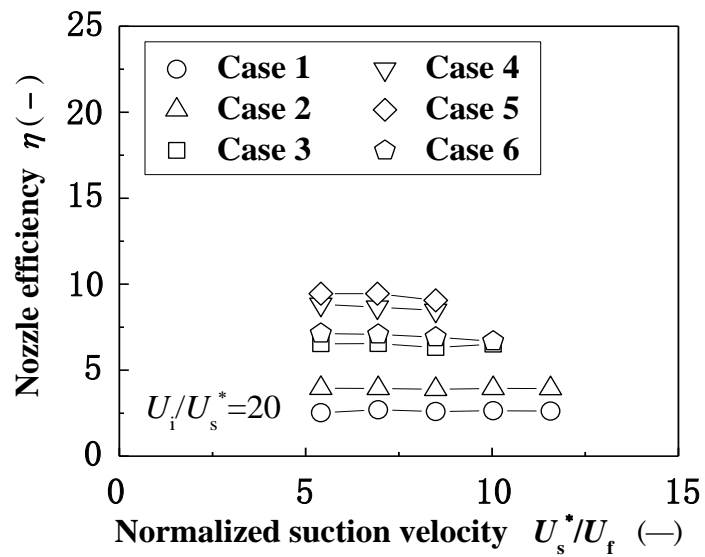


(a) Total pressure loss for injection pipe

Fig. 4-6 Effects of suction velocity on suction nozzle performance



(b) Total pressure loss for suction nozzle



(c) Nozzle efficiency

Fig. 4-6 Effects of suction velocity on suction nozzle performance

では，流速比 U_i/U_s^* を 20 と一定にした。Fig. 4-6(a)を見ると，吸込み流速が大きくなるにつれ，吹出し管全圧損失はやや増加している。これは，流速比が同じ条件において，吸込み流速を大きくすると吹出し流速も

同様に大きく設定されることから妥当であろう。しかしながら、**Fig.4-6(b)**および**Fig.4-6(c)**を見ると、吸込み流速を大きくしても、上述した影響を受けずにほとんど変化していない。よって、全ての幾何条件において、ノズル効率も混合比と同様、流速比に対して吸込み流速を種々変化させてもほとんど変化しないことを確認した。

4.3 むすび

空気輸送法のうち、粉粒体供給部の一つである粉粒体吸込みノズルについて性能評価を行った。そのノズル内吸込み流速を種々変化させた場合の混合比等の性能実験および吸込みノズル入口近傍の粉粒体挙動の可視化実験を行い、以下の結論を得た。

- 1) 全ての幾何条件において、混合比は流速比に対して吸込み流速を種々変化させてもほとんど変化しないことを確認した。
- 2) 吸込み流速を大きくするにつれ、またノズル深さおよび吹出し管の挿入長さを大きくするにつれ、高流速比域では下限流速比は大きくなり、低流速比域では上限流速比は小さくなる。
- 3) 作動範囲を求めると、本装置の場合、ノズル深さを付加するより吹出し管の挿入長さを付加したほうが広くなることがわかる。また、ノズル深さを調整することによって作動範囲の改善も示唆した。
- 4) 吹出し流と粉粒体との境界を表す流動境界を可視化計測することにより、上述した下限流速比およ

び上限流速比の流動状態を確認した。その結果、これらの流動様相を、吹出し流による粉粒体流入量とノズル周りからのそれとの大小関係により定性的に考察できた。

- 5) 全ての幾何条件において、ノズル効率 は混合比と同様、流速比に対して吸込み流速を種々変化させてもほとんど変化しないことを確認した。

第 5 章 空気輸送特性に及ぼす粒子径の影響

5.1 はじめに

本章では，被輸送物としての粉粒体に着目する。この粒子は，粒子径，粒子形状，粒子密度等のさまざまな特性を有している。粒子径の大きさはナノからミリのオーダーと広範囲に存在することから，上述した因子の中でまずは影響の大きいと思われる粒子径について取り上げる。前章では，粒子径の影響に関する準備段階として，吸込み流速の影響について調べるとともに，本装置の特徴である吹出し流に関する作動範囲についても最適な幾何形状の寸法を求めることができた。よって，本章では粉粒体の粒子形状および粒子密度を一定とし，平均粒子径を中位径（体積基準）で表示すると $49\ \mu\text{m}$ から $272\ \mu\text{m}$ までの範囲内で，吸込みノズルの性能に及ぼす粒子径の影響について調査する。文献⁽⁷⁸⁾によれば，粉粒体と粒体の境界は粒子の自重と付着力が等しくなる付着平衡粒子径（ $30\sim 50\ \mu\text{m}$ ）であると報告されている。そうすると，本章ではほとんど粒体の範囲に限定して粒子径の影響について調査することになる。そして，種々の粒子径による粒子挙動を，吸込みノズル近傍の可視化画像およびノズル内壁面圧力の変動から考察した。

5.2 実験結果および考察

5.2.1 供試粒子の適用範囲

平均粒子径 x_m を変化させた場合の混合比 m と平均粒

子径 $64\ \mu\text{m}$ の浮遊速度 U_f^* で無次元化した吸込み流速 U_s^*/U_f^* との関係を図 5-1 に示す。2.4.3 節で述べたように、吸込み流速は 2.4.2 節で示した値を用いる。そのため、その無次元化する量にはそれぞれの平均粒子径における浮遊速度より、前節と同一粒子における一定値を用いたほうが理解しやすい。幾何条件は Case 1 であり、流速比 U_i/U_s^* は 0 である。前章で示した $x_m = 64\ \mu\text{m}$ の場合、吸込み流速を大きくすると、混合比は $U_s^*/U_f^* = 3.2$ 付近から増加し始め、 $U_s^*/U_f^* = 7.3$ 付近以降では 24 程度とほぼ一定となる。平均粒子径が大きくなるにつれ、上述したそれぞれの吸込み流速は図中の矢印（前者の場合：上向き、後者の場合：下向き）

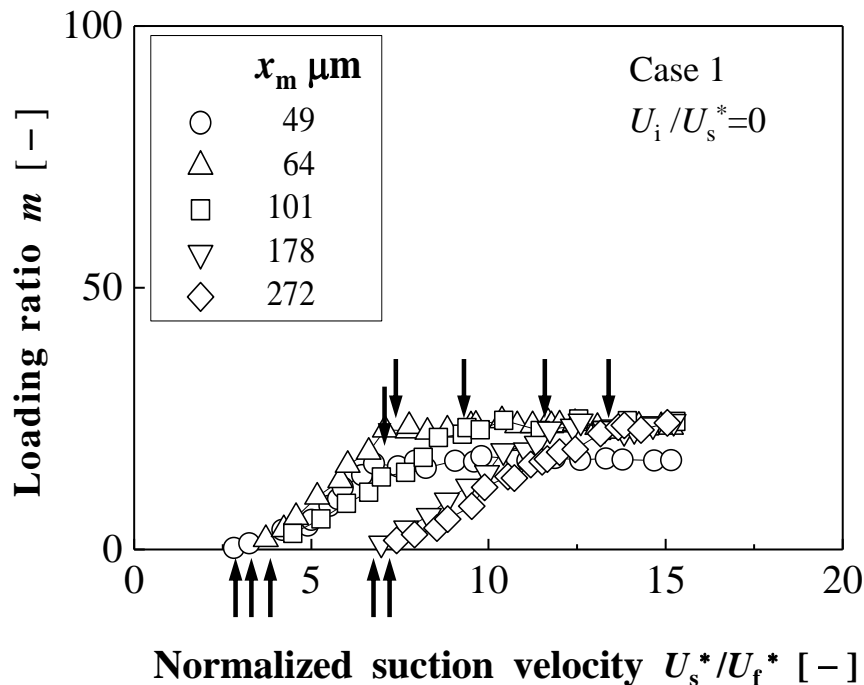


Fig. 5-1 Relations between loading ratio and normalized suction velocity

で示す通り，大きくなる。これは，**Fig.2-3(b)**に示した平均粒子径とその浮遊速度との関係と同様な傾向を示している。 $x_m=272\mu\text{m}$ の場合，混合比のほぼ一定となり始める吸込み流速は $U_s^*/U_f^*=13.4$ 付近となることから，この値以上でなければ，粒子径の影響を調査することはできない。よって，本装置では $U_s^*/U_f^*=11.6$ の場合， $x_m=272\mu\text{m}$ の場合を除く供試粒子4種類，また $U_s^*/U_f^*=13.4$ の場合，供試粒子5種類で粒子径の影響について調査可能である。なお， $x_m=49\mu\text{m}$ の場合，ほぼ一定となる混合比は他の平均粒子径の場合と比べてやや小さい。この特性については後述する。

5.2.2 混合比

平均粒子径 x_m を変化させた場合の混合比 m と流速比 U_i/U_s^* との関係を図 **Fig.5-2** に示す。幾何条件は **Case 6** であり，平均粒子径 $64\mu\text{m}$ の浮遊速度 U_f^* で無次元化した吸込み流速 U_s^*/U_f^* は 11.6 および 13.4 である。ここで，前章で示した $x_m=64\mu\text{m}$ の場合にはほぼ同じ値が得られており，計測の信頼性を確認している。前章では，以下のように報告している。流速比に対して混合比の増加傾向を示す低流速比域において，吹出し流を与えると作動できなくなる流速比が存在する。また，流速比に対して混合比の減少傾向を示す高流速比域において，吹出し流を与えないと作動できなくなる流速比が存在する。これらの限界流速比をそれぞれ上限流速比および下限流速比と定義している。吹出し流による混合比の増減傾向が促進あるいは抑制の効果を示す

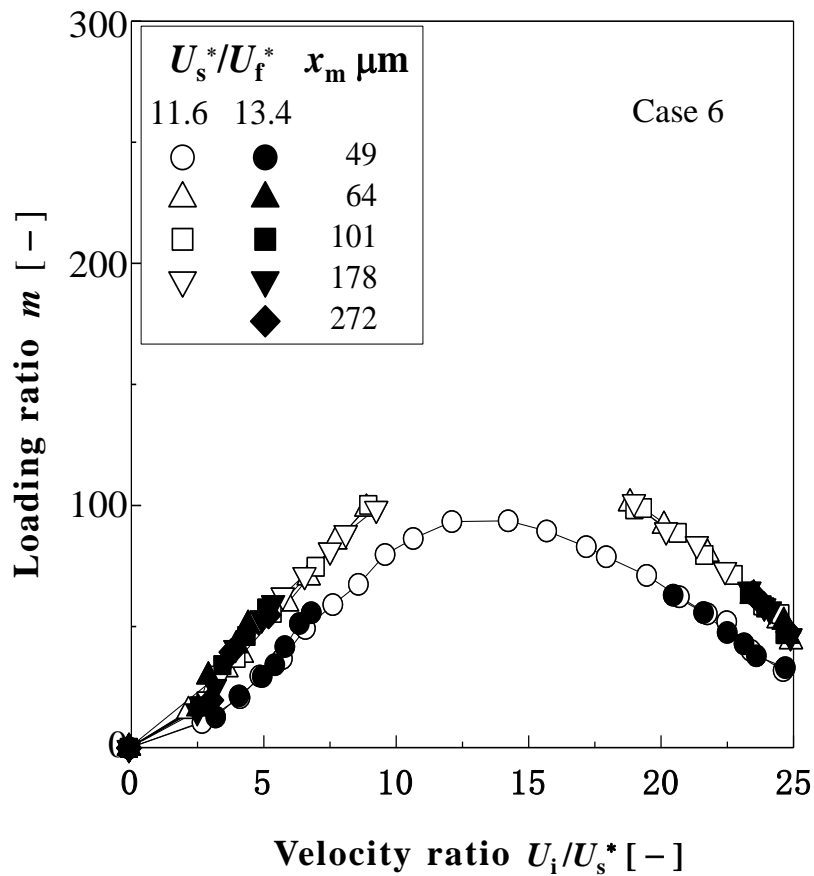
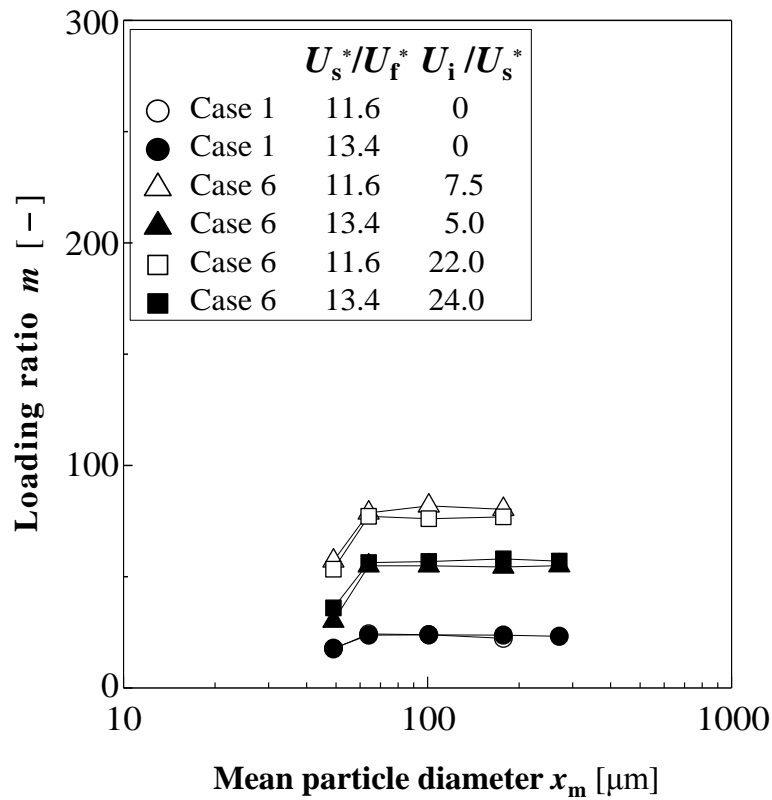


Fig. 5-2 Relations between loading ratio and velocity ratio

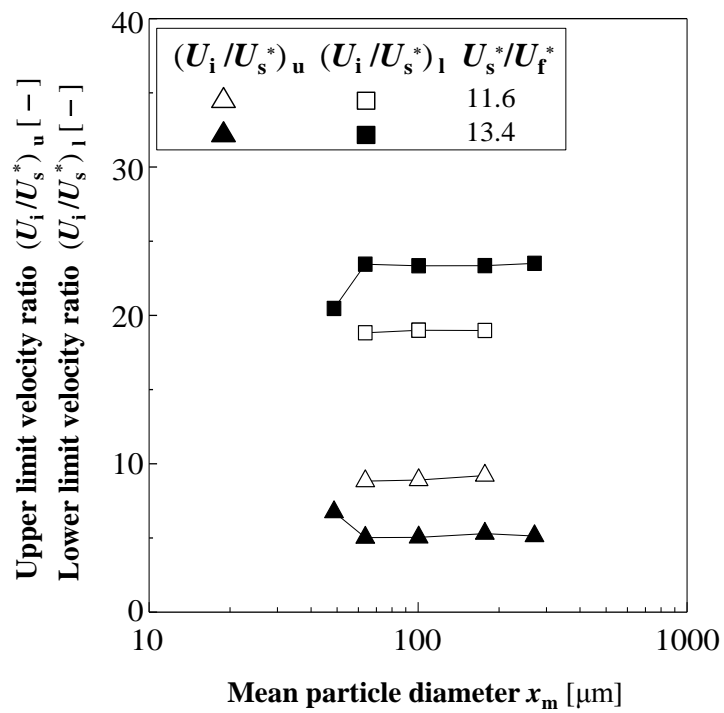
中で，混合比の作動限界をノズル内への粉粒体流入量により明らかにした。このような $x_m = 64 \mu\text{m}$ の場合の特性に対し，他の粒子径における分布について調査する。**Fig. 5-2** を見ると， $x_m = 49 \mu\text{m}$ の場合を除き，混合比は流速比に対して平均粒子径を種々変化させてもほとんど同じ分布上に存在している。なお， $x_m = 49 \mu\text{m}$ の場合，他の粒子径の場合より混合比が小さくなるため， $U_s^*/U_f^* = 11.6$ の場合には全ての流速比において分布している。この混合比の低下する特性については後述する。

混合比に及ぼす粒子径の影響を定量的に調べるため、混合比と平均粒子径との関係を **Fig.5-3** に示す。Case 1 の場合、(a) $U_s^*/U_f^*=11.6$ 、 $U_i/U_s^*=0$ 、(b) $U_s^*/U_f^*=13.4$ 、 $U_i/U_s^*=0$ であり、Case 6 の場合には一例として、(c) $U_s^*/U_f^*=11.6$ 、 $U_i/U_s^*=7.5$ 、(d) $U_s^*/U_f^*=13.4$ 、 $U_i/U_s^*=5$ 、(e) $U_s^*/U_f^*=11.6$ 、 $U_i/U_s^*=22$ 、(f) $U_s^*/U_f^*=13.4$ 、 $U_i/U_s^*=24$ を選び、合計 6 条件について調査する。**Fig.5-1** および **Fig.5-2** に示した結果を用い、上述した条件における値を **Fig.5-3(a)** にプロットした。また、**Fig.5-2** に示した限界流速比（上限流速比 $(U_i/U_s^*)_u$ および下限流速比 $(U_i/U_s^*)_l$ ）の値を **Fig.5-3(b)** にプロットした。**Fig.5-3(a)** を見ると、 $x_m=49\mu\text{m}$ の場合を除き、混合比は平均粒子径に対してほとんど変化しない。よって、任意の流速比において、混合比に及ぼす粒子径の影響はほとんど見られないことがわかる。なお、 $x_m=49\mu\text{m}$ の場合の混合比の低下量を求めると、吹出し流の有無により、23 および 6 と異なる。つまり、特に吹出し流が存在する場合のほうが混合比の低下量が大きい。また、**Fig.5-3(b)** を見ると、 $x_m=49\mu\text{m}$ の場合、**Fig.5-2** に示したように限界流速比は存在しないことからプロットしていない。 $x_m=49\mu\text{m}$ の場合を除き、限界流速比に関しても平均粒子径に対してほとんど変化しないので粒子径の影響を顕著に受けないことがわかる。

Fig.5-3(a) において、 $x_m=49\mu\text{m}$ の場合を除き、吸込みノズル内への粉粒体回収量を表す混合比に及ぼす粒子径の影響はほとんど見られないことを明らかにした。



(a) Loading ratio



(b) Limit velocity ratio

Fig. 5-3 Relations between loading ratio and mean particle diameter

そうすると，吸込みノズル入口近傍の粒子挙動からも同様な現象を示しているのか確認する必要がある。前報と同様，可視化画像で得られた粉粒体の流動化による境界（以下，流動境界と呼ぶ）により調査する。可視化画像は不鮮明なため，静止画像の目視観察により境界線を抽出した。その線を定量的に評価するため，0.5 s 間隔に 10 本取り出し，サンプリング平均された曲線を求めた。一例として，Case 6， $U_s^*/U_f^*=11.6$ ， $U_i/U_s^*=22$ の場合において，平均粒子径 x_m を変化させた場合の粉粒体の流動境界の結果を **Fig.5-4** に示す。軸対称性を確認しているため，片側のみを表した。 $x_m=49\ \mu\text{m}$ の場合を除き，他の条件では深さ方向に対してほぼ同様な分布を示している。つまり，粒子挙動についても粒子径の影響をほとんど受けていないことがわかる。なお， $x_m=49\ \mu\text{m}$ の場合，深さ方向に対してやや浅くなる分布を示している。

前述したように， $x_m=49\ \mu\text{m}$ の場合，特に吹出し流が存在する場合に，他の条件に比べて混合比が小さくなるという現象について考察する。まず，2.4.3 節で述べた粉粒体の凝集性の影響が顕著ではないが，可視化観測し現象把握しやすい $U_i/U_s^*=0$ の場合を取り上げる。 $x_m=49\ \mu\text{m}$ と他の粒子径において吸込みノズルへの粒子の流入状態を可視化により比較すると，前者のほうが粉粒体の凝集性の影響を受けてやや連続的でない挙動を目視により観察できた。その粒子挙動を吸込みノズル入口近傍において定量的に調べることも考えられるが，本報では簡易的に吸込みノズル内壁面の変動圧力

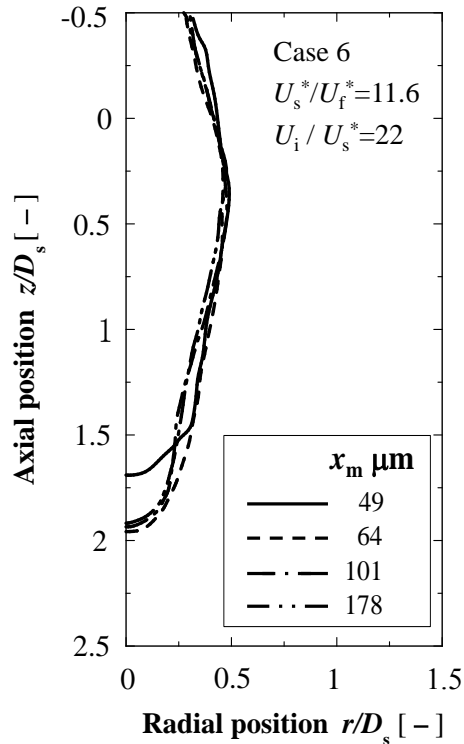


Fig. 5-4 Fluidized boundary of powders and particles

P_s' を示すことにより評価する。この値は、

$$P_s' = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (p_s - P_s)^2} \quad \text{----- (5-1)}$$

で求められる。ここで、 p_s は瞬時圧力、 P_s は平均圧力、 n はサンプリング数であり、その個数を1000とした。**Fig. 5-3(a)**の場合と同条件において、動圧 P_s^{**} で無次元化した変動圧力 P_s'/P_s^{**} の結果を**Fig. 5-5**に示す。ここで、 P_s^{**} は $U_s^*/U_f^*=11.6$ における動圧である。 $U_i/U_s^*=0$ の場合の結果を見ると、粒子径が大きくなるにつれ、変動圧力は徐々に大きくなる。これは、レーザ流速計による鉛直管内固気二相流中の乱流強度の測

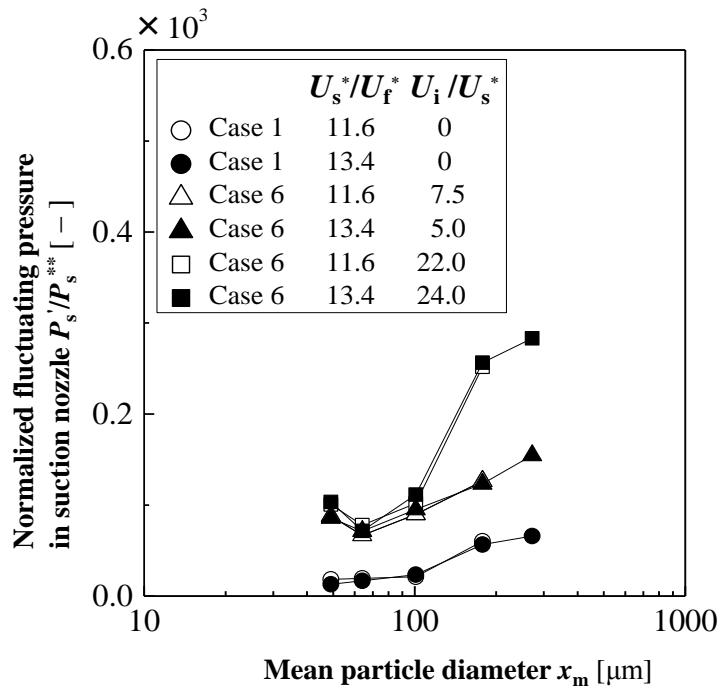


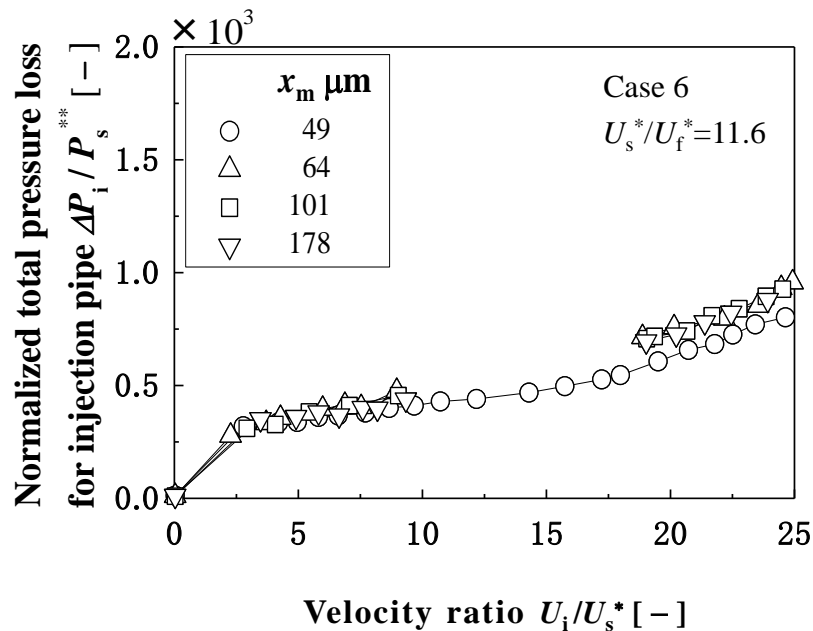
Fig. 5-5 Relations between fluctuating pressure and mean particle diameter

定結果(77)と定性的に同様な傾向を示していることから、変動圧力の結果の信頼性を裏付けている。一方、 $U_i/U_s^* \neq 0$ の場合の結果を見ると、 $x_m = 49 \mu\text{m}$ の場合、変動圧力は $U_i/U_s^* = 0$ の場合の傾向とは異なり、大きくなる。これは、吹出し流による流動化に伴い、粉体の凝集性の影響を強く受けて吸込みノズルへの粉体の流入状態がやや連続的でないことから、吸込みノズル壁面の気流に伴う瞬時圧力の変動が大きくなったものと考えられる。つまり、 $x_m = 49 \mu\text{m}$ の場合、流動性の良い粉体ではなく、粉体の特性が表れたことから、他の粒子径とは異なる特性を示したものと考えられる。よって、混合比の低下の要因となる粉体の凝集性の影響を吸込みノズル壁面の変動圧力の評価から考察できた。

ところで，本実験条件内の種々の粒子径において，変動圧力は吹出し流の有無あるいは大小に関わらず，変化している。つまり，変動量を表す気流の変動圧力は粒子径の影響を受けているにも関わらず，平均量を表す粉粒体の混合比はその変動圧力の影響を受けていないことを確認した。

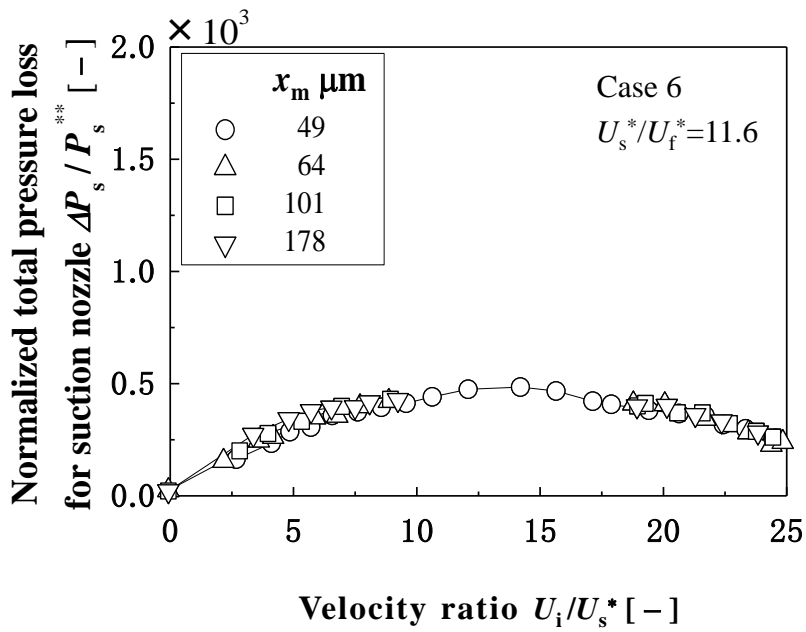
5. 2. 3 ノズル効率

平均粒子径 x_m を変化させた場合の吸込みノズル性能と流速比 U_i/U_s^* との関係を図 5-6 に示す。吸込みノズル性能のうち，吹出し管全圧損失 $\Delta P_i/P_s^{**}$ ，吸込みノズル全圧損失 $\Delta P_s/P_s^{**}$ および吸込みノズル効率 η をそれぞれ Fig. 5-6(a)，Fig. 5-6(b) および Fig. 5-6(c) に

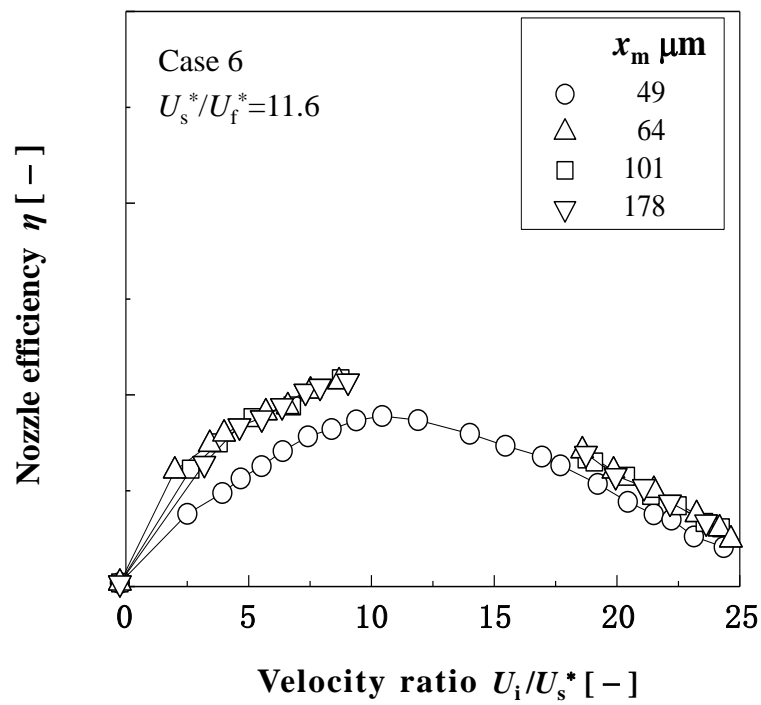


(a) Total pressure loss for injection pipe

Fig. 5-6 Relations between suction nozzle performance and velocity ratio



(b) Total pressure loss for suction nozzle

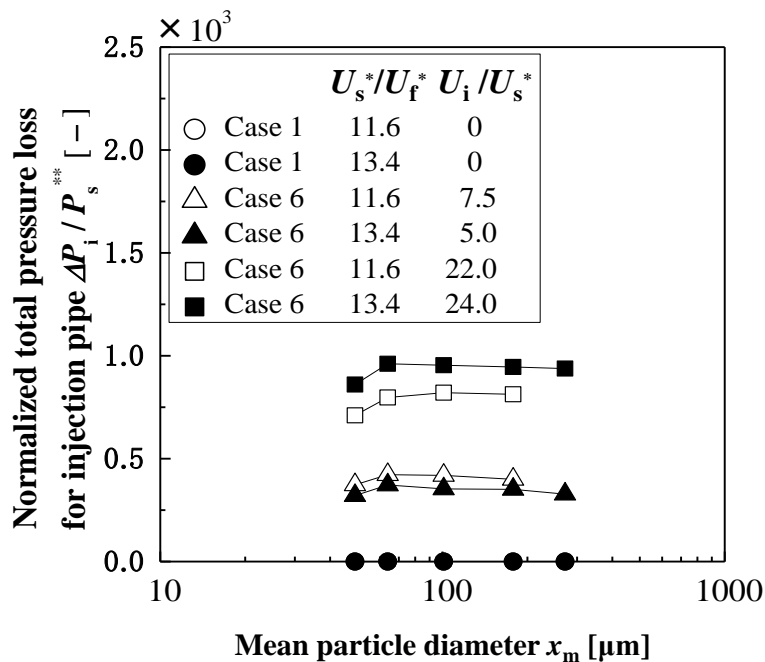


(c) Nozzle efficiency

Fig. 5-6 Relations between suction nozzle performance and velocity ratio

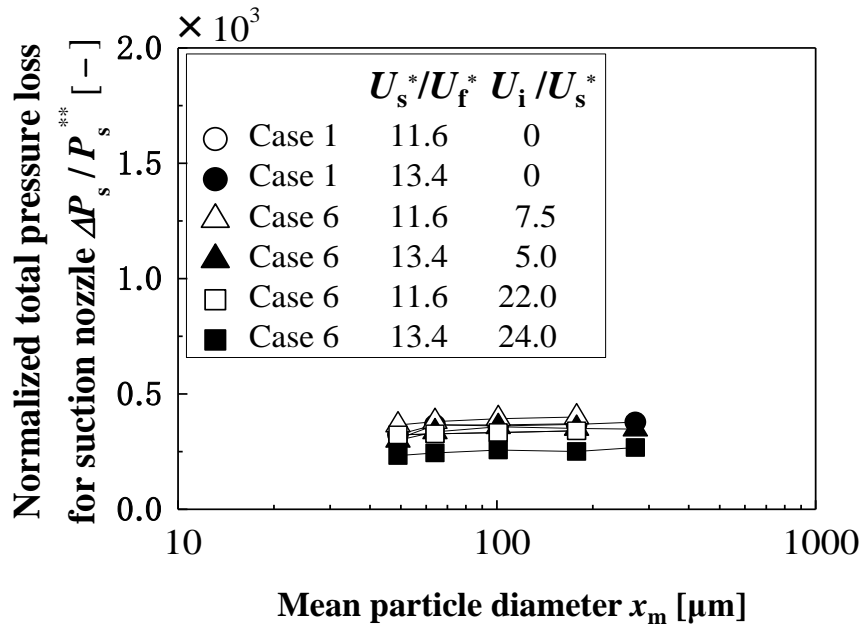
示す。平均粒子径 $64 \mu\text{m}$ の浮遊速度 U_f^* で無次元化した吸込み流速 U_s^*/U_f^* が 11.6 の結果を一例としてプロットした。前章で示した $x_m = 64 \mu\text{m}$ の場合にはほぼ同じ値が得られており，計測の信頼性を確認している。 $x_m = 49 \mu\text{m}$ の場合を除き，吹出し管全圧損失，吸込みノズル全圧損失および吸込みノズル効率はその流速比に対して平均粒子径を種々変化させてもほとんど同じ分布上に存在している。

吸込みノズル性能に及ぼす粒子径の影響を定量的に調べるため，吸込みノズル性能と平均粒子径との関係を Fig. 5-7 に示す。吹出し管全圧損失 $\Delta P_i/P_s^{**}$ ，吸込みノズル全圧損失 $\Delta P_s/P_s^{**}$ および吸込みノズル効率 η

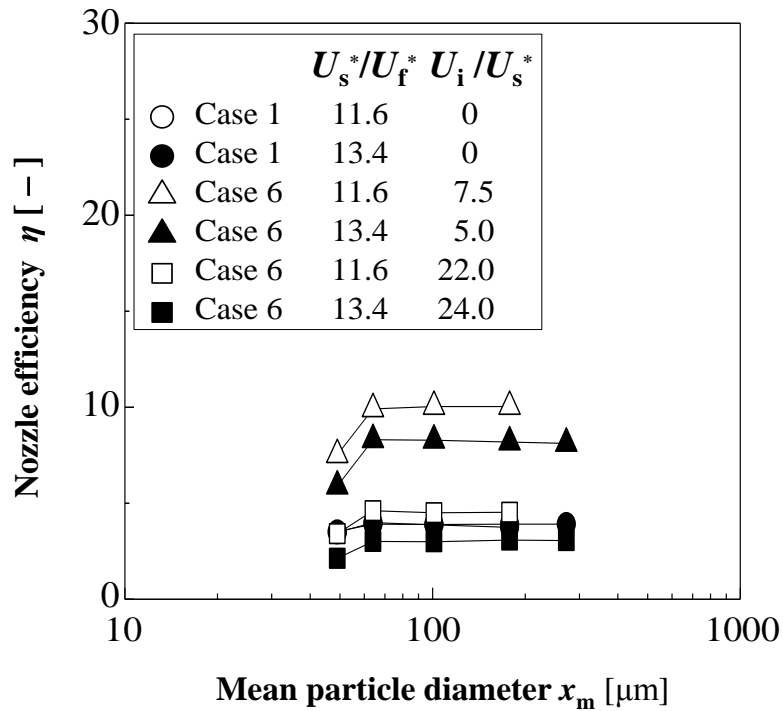


(a) Total pressure loss for injection pipe

Fig. 5-7 Relations between suction nozzle performance and mean particle diameter



(b) Total pressure loss for suction nozzle



(c) Nozzle efficiency

Fig. 5-7 Relations between suction nozzle performance and mean particle diameter

をそれぞれ **Fig.5-7(a)**, **Fig.5-7(b)** および **Fig.5-7(c)** に示す。混合比における分布を **Fig.5-3(a)** に示したが、この場合と同条件である。いずれの図においても、 $x_m = 49 \mu\text{m}$ の場合を除き、吹出し管全圧損失、吸込みノズル全圧損失および吸込みノズル効率 は平均粒子径に対してほとんど変化しないことから、粒子径の影響を受けないことがわかる。ここで、混合比について特異な特性を示した $x_m = 49 \mu\text{m}$ の場合について考察する。**Fig.5-7(a)** に示す吹出し管全圧損失を見ると、その値は他の平均粒子径の場合よりも、特に吹出し流が大きい場合に小さくなる。粉体の凝集性の影響を受けて流動化が抑制されたために生じたものと推測できる。**Fig.5-7(b)** に示す吸込みノズル全圧損失を見ると、その値は他の平均粒子径の場合と同程度である。**Fig.5-3(a)** に示すように、混合比が小さくなるため、これも同様に小さくなるものと予想されたが、そのようにはならなかった。これも、混合比に基づく付加圧力損失のみでなく、凝集性の影響を受けた粉体層の流体抵抗に基づく圧力損失がさらに付加されたためであると考えられる。

以上の結果を踏まえ、さらに本実験条件の粒子径範囲外について推論する。まず、 $x_m = 49 \mu\text{m}$ より小さい粒子径の場合、粉体の流動性が悪く、しかも凝集性の影響を強く受け、粉体のノズルへの流入速度が遅くなることから、混合比の抑制効果が予想される。また、 $x_m = 272 \mu\text{m}$ より大きい粒子径の場合、ある粒子径になると、粒子の重力の影響を受けて流動化が抑制されるこ

とから，この場合も混合比の抑制効果が予想される。よって，粉体ではなく粒体の粒子特性を有し，流動化による重力の影響を顕著に受けていない今回の粒子径の範囲においては，性能に及ぼす粒子径の影響はほとんど見られないことがわかる。上述した定性的な考察について今後定量的に明らかにする必要がある。また，粒子の形状あるいは密度等によっても，性能に影響を及ぼす可能性があるため，それらの因子についても今後検討する必要がある。

5.3 むすび

空気輸送法のうち，粉粒体供給部の一つである粉粒体吸込みノズルについて性能評価を行った。供試粒子に球形ガラスビーズを用い，平均粒子径は中位径（体積基準）で表示すると $49\mu\text{m}$ から $272\mu\text{m}$ までの範囲内で 5 種類について調査した。粒子を種々変化させた場合の混合比等の性能実験および吸込みノズル入口近傍の粒子挙動の可視化実験を行い，以下の結論を得た。

- 1) 吹出し流を付加せず，混合比に及ぼす吸込み流速の影響を調べた結果，本装置では平均粒子径 $64\mu\text{m}$ の浮遊速度 U_f^* で無次元化した吸込み流速 U_s^*/U_f^* を 11.6 とした場合に供試粒子 4 種類， U_s^*/U_f^* を 13.4 とした場合に 5 種類で調査可能である。
- 2) 本装置の特徴である吹出し流を付加する場合，平均粒子径 $49\mu\text{m}$ の場合を除き，混合比に及ぼす粒子径の影響はほとんど見られない。
- 3) 吹出し流に関する混合比の上限および下限流速比

についても，平均粒子径 $49\ \mu\text{m}$ の場合を除き，粒子径の影響を顕著に受けない。

- 4) 吹出し流と粉粒体との境界を表す流動境界を可視化計測すると，平均粒子径 $49\ \mu\text{m}$ の場合を除き，ほぼ同様な分布を示すことから，粒子径の影響はほとんど見られない。
- 5) 平均粒子径 $49\ \mu\text{m}$ の場合，特に吹出し流が存在する場合，他の条件に比べて混合比が小さくなる。その要因となる粉体の凝集性の影響を吸込みノズル壁面の変動圧力の評価から考察できた。
- 6) 上述の2)で示した混合比の特性と同様，平均粒子径 $49\ \mu\text{m}$ の場合を除き，吹出し管全圧損失，吸込みノズル全圧損失および吸込みノズル効率に及ぼす粒子径の影響はほとんど見られない。

第 6 章 結 論

空気輸送装置の主要構成部である粉粒体供給部の粉粒体吸込みノズルについて性能評価を行った。粉粒体は様々な属性を有し，性能評価を行う上で種々のパラメータに対する性能評価が考えられるが，その中から本論文では第 3 章から第 5 章の研究において吸込みノズル深さの影響，ノズル吸込み流速の影響，粒子径の影響について調査したので，それらの結果について総括する。

第 3 章では，吸込みノズルの沈積粉粒体層内への埋込み深さ，すなわちノズル深さについて混合比等の性能実験および吸込みノズル入口近傍の粉体挙動の可視化実験を行い，以下の結論を得た。

- 1) ノズル深さ比が 0 以外では，流速比が 0 の条件では作動できない。よって，吹出し流を与えないと作動できないことから，吹出し流の有効性を確認できた。
- 2) 本実験の条件に対してノズル深さ比が 0 から 0.3 までの範囲では，混合比に及ぼすノズル深さの影響は大きい。特に，挿入長さ比が 0 の場合，最も顕著である。
- 3) 上述した混合比と可視化画像で得られた粉体の崩落および流動境界の関係から，粉体の挙動を明らかにした。すなわち，挿入長さ比の小さい 0 の場合，半径方向からの粉体流入を促進しているのに対し，挿入長さ比の大きい 1.6 の場合，管中心側

では半径方向からの粉体流入を抑制している。

- 4) ノズル深さ比が 0.3 以上では，いずれの挿入長さにおいても，混合比に及ぼすノズル深さの影響は小さい。
- 5) この条件では，半径方向からの粉体流入の促進あるいは抑制の効果がほとんど見られず，飽和状態にあることがわかる。
- 6) ノズル効率についても，混合比と同様な分布を示している。特に，ノズル深さ比が 0.3 以上では，いずれの挿入長さにおいてほとんど変化しないことから，ノズル深さの影響をあまり受けないことがわかる。

以上より，以下の留意点を考慮すべきことを示唆するものである，と考える。すなわち，粉粒体空気輸送の技術動向は高濃度低速輸送であるが，輸送管内での閉塞現象防止等の為に所要の空気量は必要である。従って，吸込みノズルの設計にあたっては，粉粒体の吸込み機能確保はもちろんのこと，併せて空気の吸込み流路確保を考慮する必要がある，と考える。福原らにより研究が続けられている吸込みノズルの中心軸上に吹出し管を備えることの有効性が実証されたものと考ええる。

第 4 章では，粉粒体吸込みノズル内吸込み流速を種々変化させた場合の混合比等の性能実験および吸込みノズル入口近傍の粉体挙動の可視化実験を行った。これは，4.1 節にも述べたとおり，異なる浮遊速度を有する種々の粒子径の影響を調査する準備段階とし

て、粒子径を固定にして本吸込みノズルの吸込み流速の影響を調査するために行い、以下の結論を得た。

- 1) 全ての幾何条件において、混合比は流速比に対して吸込み流速を種々変化させてもほとんど変化しないことを確認した。
- 2) 吸込み流速を大きくするにつれ、またノズル深さおよび吹出し管の挿入長さを大きくするにつれ、高流速比域では下限流速比は大きくなり、低流速比域では上限流速比は小さくなる。このことは、吸込みノズルの作動範囲が狭くなっていることを表している。すなわち、粉粒体の吸込み量に対して、空気の吸込み量の十分な確保が困難となるために、作動範囲が狭くなっていると考えられる。
- 3) 作動範囲を求めると、本装置の場合、ノズル深さを付加するより吹出し管の挿入長さを付加したほうが広くなることがわかる。このことはノズル深さを付加するより吹出し管の挿入長さを付加した方が、所定の空気流量の確保が可能となったからである、と考えられる。また、ノズル深さを調整することによって作動範囲の改善も示唆した。
- 4) 吹出し流と粉体との境界を表す流動境界を可視化計測することにより、上述した下限流速比および上限流速比の流動状態を確認した。その結果、これらの流動様相を、吹出し流による粉体流入量とノズル周りからのそれとの大小関係により定性的に考察できた。
- 5) 全ての幾何条件において、ノズル効率も混合比と

同様，流速比に対して吸込み流速を種々変化させてもほとんど変化しないことを確認した。

第5章では，供試粒子として球形ガラスビーズで平均粒子径は中位径（体積基準）で表示すると $49\ \mu\text{m}$ から $272\ \mu\text{m}$ までの範囲内の5種類のものを用いて，吸込みノズルの性能について調査した。実験では，粒子を種々変化させた場合の混合比等の性能実験および吸込みノズル入口近傍の粒子挙動の可視化実験を行い，以下の結論を得た。

- 1) 吹出し流を付加せず，混合比に及ぼす吸込み流速の影響を調べた結果，本装置では平均粒子径 $64\ \mu\text{m}$ の浮遊速度 U_f^* で無次元化した吸込み流速 U_s^*/U_f^* を 11.6 とした場合に供試粒子 4 種類， U_s^*/U_f^* を 13.4 とした場合に 5 種類で調査可能である。
- 2) 本装置の特徴である吹出し流を付加する場合，平均粒子径 $49\ \mu\text{m}$ の場合を除き，混合比に及ぼす粒子径の影響はほとんど見られない。
- 3) 吹出し流に関する混合比の上限および下限流速比についても，平均粒子径 $49\ \mu\text{m}$ の場合を除き，粒子径の影響を顕著に受けない。
- 4) 吹出し流と粉粒体との境界を表す流動境界を可視化計測すると，平均粒子径 $49\ \mu\text{m}$ の場合を除き，ほぼ同様な分布を示すことから，粒子径の影響はほとんど見られない。
- 5) 平均粒子径 $49\ \mu\text{m}$ の場合，特に吹出し流が存在する場合，他の条件に比べて混合比が小さくなる。その要因となる粉体の凝集性の影響を吸込みノズ

ル壁面の変動圧力の評価から考察できた。

- 6) 上述の2)で示した混合比の特性と同様，平均粒子径 $49\mu\text{m}$ の場合を除き，吹出し管全圧損失，吸込みノズル全圧損失および吸込みノズル効率に及ぼす粒子径の影響はほとんど見られない。

本論文では，福原らにより研究が続けられている中心軸上に吹出し管を備えた吸込みノズルの有効性を実証するとともに，吸込みノズル性能について，粉粒体粒子径の影響を調査することができた。粉粒体は更に多様化すると思われるために，今後の課題としてより広範囲な粒子径の影響さらには形状の影響について調査することが考えられる。

参 考 文 献

- (1) 横山：“電池の性能と品質向上を支える粉体プロセスの役割”，粉砕 No. 54, pp.19-27, (2011).
- (2) 長門：“微粒子コーティング技術と電池容量アップの為の表面改質”，(株)Powrex 社 社外発表資料, pp.2-55, (2011).
- (3) 吉野：“リチウムイオン二次電池と粉体技術”，粉体工学会誌, Vol. 49 No.1, p.3, (2012).
- (4) Ahsan, Siraj, Javed, Irshad, Raza, Latif, Ahsan :”Synthesis of NiO-SDC Cermet Material for Low Temperature Solid Oxide Fuel Cell Using One Step Co-Precipitation Process and Characterizations.”, Sei.Int.(Lahore), Vol.28 No.3, pp.2195-2198, (2016).
- (5) 近藤, Cheng-Yen Hsu, 小澤, 内藤：“複合粒子により作製された SOFC カソードの電極特性評価”，粉体工学会誌, Vol. 53 No.6, pp.380-385, (2016).
- (6) 豊田：“(総説)製粉工業における粉体工学”，粉体工学研究会誌, Vol.7 No.1, pp.50-56, (1970).
- (7) Mills :”A Quick Check Method For The Design of Pneumatic Conveying Systems”, Powder/Bulk Solids, pp.7-17, (2001).
- (8) Ommen, Ellis :”Fluidization”, JMBC/OSPT course Particle Technology, pp.1-25, (2010).
- (9) Ueda, Natsui, Fan, Nogami, Soda, Kano, Inoue, Ariyama :”Influences of Physical Properties of Particle I Discrete Element Method on Descending Phenomena and Stress Distribution in Blast Furnace”, ISIJ International, Vol.50 No. 7, pp.981-986, (2010).
- (10) Yuu, Umekage, Matsuzaki, Kadowaki, Kunitomo :”Large Scale Simulation of Coke and Iron Ore Particle Motions and Air Flow in Actual Blast Furnace”, ISIJ International, Vol.50 No.7, pp.962-971, (2010).
- (11) 粉体工学会, :”粉体工学ハンドブック”，p.471, 朝倉書店, (2014).

- (12) 上滝：“粉粒体の空気輸送”，p.15, 日刊工業新聞社, (1974).
- (13) 粉体工学会,：“粉体工学ハンドブック”，p.476, 朝倉書店, (2014).
- (14) 上滝：“粉粒体の空気輸送”，p.4, 日刊工業新聞社, (1974).
- (15) 上滝：“粉粒体の空気輸送”，pp.180-183, 日刊工業新聞社, (1974).
- (16) 上滝：“粉粒体の空気輸送”，pp.170-173, 日刊工業新聞社, (1974).
- (17) 広田：“(資料)粉粒体の空気輸送”，日本海水学会誌, 第 38 卷 第 1 号, pp.56-66, (1984).
- (18) 上滝：“粉粒体の空気輸送”，p.10, 日刊工業新聞社, (1974).
- (19) 上滝：“粉粒体の空気輸送”，pp.12-13, 日刊工業新聞社, (1974).
- (20) 川上, 田所, 伊藤, 奥：“(参考資料)粉粒体の高濃度低速空気輸送装置”，粉体工学研究会誌, Vol.10 No.9, pp.622-624, (1973).
- (21) 狩野, 広野, 竹内, 杉山, 月居：“(研究報告)粉粒体空気輸送装置の輸送圧力と輸送動力効率に関する研究”，粉体工学会誌, Vol.15 No.3, pp.134-142, (1978).
- (22) 狩野：“(総説)粉粒体輸送装置計画上の要諦”，粉体工学会誌, Vol.15 No.7, pp.424-431, (1978).
- (23) 森川：“(参考資料)外国における粉粒体の低速高濃度輸送の計画方針の例”，粉体工学会誌, Vol.18 No.11, pp.831-834, (1981).
- (24) J.S., Behera：“Friction Factor for Fluidized Dense Phase Pneumatic Conveying of Fine Particles”, International Journal of Innovative Research in Science, Engineering and Technology, Vol.5 Issue 7, pp.12139-12153, (2016).
- (25) Tsuji：“Turbulence in Gas-Particle Flow”, tsfp-conference.org proceedings, Vol.1 No.1, pp.1-7, (2003).
- (26) Fan：“Particle Dynamics in Fluidization and Fluid-Particle Systems”, Chemical Engineering Education, Winter 2000, pp.40-47, (2000).
- (27) Cocco, Karri, Knowlton：“Introduction to Fluidization”, American Institute of Chemical Engineers, CEP, pp.21-29, (2014).
- (28) 粉体工学会,：“粉体工学ハンドブック”，p.469, 朝倉書店, (2014).

- (29) 森, 神保 : “(研究報告) エジェクタ・フィーダによる粉粒体の供給”, 粉体工学研究会誌, Vol.1 No.1, pp.27-31, (1964).
- (30) 上滝 : “(参考資料) 空気輸送の混入機としてのインゼクション・フィーダーの特性”, 粉体工学研究会誌, Vol.5 No.4, pp.1206-1212, (1968).
- (31) 上滝 : “粉粒体の空気輸送”, pp.158-162, 日刊工業新聞社, (1974).
- (32) 上滝 : “粉粒体の空気輸送”, pp.150-157, 日刊工業新聞社, (1974).
- (33) 野崎, 堀之内, 福原, 李 : “(研究論文) 吹出し口を備えた粉粒体吸込みノズルに関する研究”, 粉体工学会誌, Vol.34 No.6, pp.400-404, (1997).
- (34) 福原, 大牟礼, 池口, 片野田, 飯野, 椎 : “(論文) 吹出し管を備えた吸込みノズルの空気輸送特性に及ぼす管径比の影響”, 粉体工学会誌, Vol.44 No.11, pp.790-797, (2007).
- (35) 福原, 池口, 蔵ノ下, 高本, 片野田, 飯野, 椎 : “(論文) 吹出し管を粉体層内へ挿入した場合の吸込みノズルの空気輸送特性に及ぼす挿入長さの影響”, 粉体工学会誌, Vol.46 No.2, pp.90-97, (2009).
- (36) 植松, 森川, 趙, 森国, 朝田, 山本 : “粒体の鉛直空気輸送”, 日本機械学会論文集 (第2部), 30巻219号 (昭39-11), pp.1317-1322, (1964).
- (37) 富田, 上滝, 湯谷 : “粉体の垂直空気輸送における管圧力損失”, 日本機械学会論文集 (B編), 49巻443号 (昭58-7), pp.1434-1439, (1983).
- (38) 森川, 田中 : “(研究報告) 鉛直管内固気二相流の圧力損失係数の評価について”, 粉体工学会誌, Vol.21 No.2, pp.87-94, (1984).
- (39) 森川 : “(参考資料) 鉛直空気輸送における定速部の圧力損失の見積用線図”, 粉体工学会誌, Vol.21 No.5, pp.282-285, (1984).
- (40) 森川 : “(参考資料) 鉛直空気輸送の速度比および付加圧力損失係数”, 粉体工学会誌, Vol.21 No.8, pp.503-505, (1984).
- (41) Chladek, Enstad, Melaaen : “Effect of Operating Conditions and Particle Properties on Performance of Vertical Air-Lift”, Powder Technology, Vol.207 Issue1-3, pp.1-22, (2011).

- (42) Dzido, Palica, Raczek : "Investigations of the acceleration region in the vertical pneumatic conveying", *Powder Technology*, Vol.127, pp.99-106, (2002).
- (43) Wang : "Pressure Gradient and Particle Adhesion in the Pneumatic Transport of Fine Particles", Faculty of Graduate Studies, The University of Western Ontario, London, Ontario, National Library of Canada, pp.71-100, (1997).
- (44) Narimatsu, Ferreira : "Vertical Pneumatic Conveying in Dilute and Dense-Phase Flows: Experimental Study of The Influence of Particle Density and Diameter on Fluid Dynamic Behavior", *Brazilian Journal of Chemical Engineering*, Vol.18 No.3, pp.221-232, (2001).
- (45) Kovacs, Varadi : "Two-Phase Flow in The Vertical Pipeline of Air Lift", *Periodica Polytechnica ser. Mech. Eng.*, Vol.43 No.1, pp.3-18, (1999).
- (46) Barbosa, Pinho : "Dilute Phase Vertical Pneumatic Conveying of Cork Stoppers", *Thermal Engineering*, Vol.5 No.2, pp.36-41, (2006).
- (47) Capes, Nakamura : "Vertical Pneumatic Conveying: An Experimental Study with Particles in the Intermediate and Turbulent Flow Regimes", *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, Vol.51, pp.31-38, (1973).
- (48) Rajan : "Simulation of Vertical Gas-Solid Flow: Comparison of Correlations for Particle-Wall Friction And Drag Coefficient", *International Journal of Chem. Tech Research*, Vol.4 No.4, pp.1314-1321, (2012).
- (49) Dasgupta, Jackson, Sundaresan : "Developing Flow of Gas-Particle Mixtures in Vertical Ducts", *Ind. Eng. Chem. Res.*, Vol.36 No.8, pp.3375-3390, (1997).
- (50) Fan, Zhang, Chen, Cen : "Numerical Simulation and Experimental Study of Two-Phase Flow in a Vertical Pipe", *Aerosol Science and Technology*, Vol.27 No.3, pp.281-292, (1997).
- (51) Lun : "Numerical simulation of dilute turbulent gas-solid flows", *International Journal of Multiphase Flow*, Vol.26, pp.1707-1736, (2000).
- (52) Pan, Joseph, Bai, Glowinski, Sarin : "Fluidization of 1204 spheres: simulation and

- experiment”, DDJ, Qualitative comparison of experiment and simulation, pp.1-28, (2001).
- (53) Kajishima, Takiguchi, Hamasaki, Miyake : ”Turbulence Structure of Particle-Laden Flow in a Vertical Plane Channel Due to Vortex Shedding”, JSME International Journal, Series B, Vol. 44 No. 4, pp.526-535, (2001).
- (54) McNamara, Strauß, Zeller : ”Simulations of Dense-phase Pneumatic Conveying”, Proceeding Issue: Behavior of Granular Media, pp.1-7, (2006).
- (55) Singh, Lo : ”Predicting Pressure drop in Pneumatic Conveying Using The Discrete Element Modeling Approach”, Seventh International Conference on CFD in the Minerals and Process Industries, pp.1-6, (2009).
- (56) Padua, Bettega, Freire : ”Gas-Solid Flow Behavior in a Pneumatic Conveying System for Drying Applications: Coarse Particles Feeding with a Venturi Device”, Advances in Chemical Engineering and Science, Vol.5, pp.225-238, (2015).
- (57) 富田 : “(総説) 粉体輸送の現状と課題”, 粉体工学会誌, Vol.34 No.6, pp.411- 417, (1997).
- (58) Janssen, H.A. : ”Versuche über Getreidedruck in Silozellen”, *VDI Zeitschrift*, 39, pp.1045–1049, (1895).
- (59) 森川, 森本, 荒木, 大川, 置塩, 藤田 : ”(参考資料)固気二相流における連続エルボの損失”, 粉体工学研究会誌, Vol.13 No.10, pp.541- 545, (1976).
- (60) 近藤, 森川 : “(研究報告)エルボにおける固体-気体二相流の圧力損失”, 粉体工学研究会誌, Vol.13 No.10, pp.531- 534, (1976).
- (61) 辻, 森川, 実谷 : ”(研究報告)鉛直空気輸送におけるベンドの圧力損失に関する実験”, 粉体工学会誌, Vol.19 No.11, pp.646-652, (1982).
- (62) Ratnayake, Melaaen, Datta : ”Pressure Drop Prediction in Dense Phase Pneumatic Conveying Using CFD”, Fourth International Conference on CFD in the Oil and Gas, Metallurgical & Process Industries, pp.1-6, (2005).
- (63) Mohanaragam, Yang, Zhang, Tu : ”Effect of Particles in a Turbulent Gas-Particle

- Flow Within a 90° Bend”, Seventh international Conference on CFD in the Minerals and Process Industries, pp.1-8, (2009).
- (64) Kumar, Gupta, Kanwarpal, Kaushal : ”CFD Modeling for Pressure Drop in Pneumatic Conveying through Pipe Bend”, International Journal of Advances in Engineering Science, Vol.4 Issue 3, pp.16-19, (2014).
- (65) 富田, 上滝, 井上 : ”(研究報告) 水平輸送の最適条件”, 粉体工学会誌, Vol.15 No.7, pp.389-394, (1978).
- (66) 上滝 : ”(総説) 粉粒体のパイプ輸送について”, 粉体工学会誌, Vol.17 No.11, pp.638-645, (1980).
- (67) 越智, 池森 : ”(研究報告) 低流速域での水平管内空気輸送特性 (第 1 報) —粒子群の流動状態—”, 粉体工学会誌, Vol.26 No.4, pp.255-259, (1989).
- (68) 越智 : ”(研究報告) 低流速域での水平管内空気輸送特性 (第 2 報) —粒子速度と空気速度比—”, 粉体工学会誌, Vol.26 No.11, pp.781-787 (1989).
- (69) 越智 : ”(研究報告) 低流速域での水平管内空気輸送特性 (第 3 報) —付加圧力損失と損失係数—”, 粉体工学会誌, Vol.27 No.8, pp.510-514, (1990).
- (70) 尾形 : ”流動化操作を用いた粉体の高濃度輸送”, 混相流 27 卷 3 号, pp.234-241, (2013).
- (71) 池森 : ”(総説) サイクロン形集じん器の性能と価値評価”, 粉体工学研究会誌, Vol.2 No.3, pp.377-385, (1965).
- (72) 上滝, 富田, 吉田 : ”(研究報告) サイクロン分離器の圧力損失について”, 粉体工学研究会誌, Vol.9 No.6, pp.363-370, (1972).
- (73) 上滝, 富田, 吉田 : ”(ノート) サイクロン分離器の分離効率”, 粉体工学研究会誌, Vol.9 No.6, pp.415-417, (1972).
- (74) Kuo, Tsai : ”On the Theory of Particle Cutoff Diameter and Collection Efficiency of Cyclones”, Aerosol and Air Quality Research, Vol.1 No.1, pp.47-56, (2001).
- (75) Altmeyer, Mathieu, Jullemier, Contal, Midoux, Rode, Leclerc : ”Comparison of different models of cyclone prediction performance for various operating

- conditions using a general software”, *Chemical Engineering and Processing*, Vol. 43, pp.511-522, (2004).
- (76) 椎, 野崎, 福原, 徳満 : ”円筒型サイクロン分離器内の流動特性”, *粉体工学会誌*, Vol.43 No.1, pp.13-19, (2006).
- (77) Sakura, Leung : ”Experimental Study of Particle Collection Efficiency of Cylindrical Inlet Type Cyclone Separator”, *International Journal of Environmental Science and Development*, Vol.6 No.3, pp.160-164, (2015).
- (78) 神保 : ”総論—多機能・高精度化 進む粉体技術”, *化学装置*, Vol.31, pp.28-33, (1989).
- (79) Hinds : ”*Aerosol Technology*”, p.40, Wiley, New York, (1982).
- (80) 粉体工学会, : ”粉体工学ハンドブック”, p.271, 朝倉書店, (2014).
- (81) Roller : ”The Bulk Properties of Microscopic Particles”, *Ind. Eng. Chem.*, Vol.22, pp.1206–1208, (1930).
- (82) 辻, 森川, 潮海 : ”レーザ流速計による鉛直管内固気二相流の測定”, *日本機械学会論文集 (B編)*, 50 卷 452 号, pp.1000-1008, (1984).
- (83) 森川, 鮎川, 辻 : ”流れ学 “, p.83, 朝倉書店, (1993).

謝 辞

鹿児島大学大学院理工学研究科における研究成果を博士論文にまとめるにあたり、大変多くの皆様からご指導、ご鞭撻、激励、ご協力を賜りました。

鹿児島大学大学院理工学研究科物質生産科学専攻に社会人学生として入学、福原研究室に所属致しました。本論文の取りまとめに至るまでの全般にわたり、終始変わらぬ有益で懇切丁寧なご指導とご鞭撻を賜りました鹿児島大学大学院理工学研究科の福原稔教授に心より感謝申し上げます。期限の3ヶ年で学位取得は果たせませんでした。が、学位取得の活動継続の相談に快く応じてくださいます。退学後も熱心にご親切なご指導を賜りましたこと、衷心より感謝申し上げます。

論文審査の過程におきまして、副査として本論文に対して貴重なご助言と有益なご指導・激励を賜りました鹿児島大学大学院理工学研究科の木下英二教授、片野田洋教授、洪定杓准教授に心より御礼申し上げます。

本実験の遂行にあたりましては、当時鹿児島大学大学院生の小嶋良昌氏、山口洋和氏、矢野喬寛氏、森山晃貴氏、田中達也氏、現大学院前期課程学生の峰浩希さん、小松大介さん、林田洸利紀さん、内村直人さん他、多くの福原研究室の学生の皆様のご協力を頂きました。ここに心より感謝申し上げます。

また、退学後におきましても研究を継続することについてご理解をお示し下さり、暖かく見守って頂きました第一工業大学工学部長の山尾和廣教授、航空工学科高橋成男コース主任教授に心より感謝申し上げます。

最後に、著者が健康であることを心から願ってくれる両親と妻の瞳、娘の佳子に心より感謝いたします。