

マイクロバブル発生装置とそれを応用した  
ミスト発生装置の性能評価に関する研究

2009年3月

熊本大学大学院自然科学研究科

松山 史憲

# 目次

## 第一章 序論

1.1 研究背景.....	1
1.2 従来の流体混合装置.....	2
1.3 本研究の目的と内容.....	3
参考文献.....	4

## 第二章 MB 発生装置の性能実験

2.1 緒言.....	7
2.2 実験概要.....	7
2.2.1 MB 発生原理.....	7
2.2.2 供試 MB 発生装置.....	9
2.2.3 実験装置概要.....	9
2.3 基本性能実験（流体力学的基本性能の評価）.....	12
2.3.1 測定パラメータと測定方法.....	12
2.3.1.1 空気流量.....	12
2.3.1.2 液流量.....	12
2.3.1.3 空気圧力.....	13
2.3.1.4 液圧力.....	13
2.3.2 評価パラメータ.....	13
2.3.2.1 水動力.....	13
2.3.2.2 気泡発生効率.....	14
2.3.3 実験方法.....	14
2.4 基本性能実験の結果及び考察.....	15
2.4.1 空気弁全開.....	15
2.4.2 液流量固定.....	17
2.5 溶存酸素特性実験.....	17
2.5.1 測定パラメータと測定方法.....	17
2.5.1.1 空気流量, 液流量.....	17
2.5.1.2 溶存酸素濃度.....	17
2.5.2 評価パラメータ.....	17
2.5.2.1 物質移動容量係数.....	17
2.5.2.2 酸素吸収効率.....	19
2.5.3 実験方法.....	19
2.6 溶存酸素特性実験の結果及び考察.....	22
2.6.1 溶存酸素濃度の時間変化.....	22
2.6.2 物質移動容量係数, 酸素吸収効率.....	22
2.7 気泡径評価実験.....	28
2.7.1 測定パラメータと測定方法.....	28

2.7.1.1	空気流量, 液流量.....	28
2.7.1.2	気泡径分布表.....	28
2.7.2	評価パラメータ.....	28
2.7.2.1	平均気泡径.....	28
2.7.2.2	ザウター平均径.....	28
2.7.3	実験方法.....	29
2.8	気泡径評価実験の結果及び考察.....	29
2.9	溶存酸素濃度評価実験.....	44
2.9.1	測定パラメータと測定方法.....	44
2.9.2	評価パラメータ.....	44
2.9.3	実験方法.....	44
2.10	溶存酸素濃度評価実験の結果及び考察.....	47
2.10.1	溶存酸素濃度の時間変化.....	47
2.10.2	物質移動容量係数, 酸素吸収効率.....	47
2.11	気泡径評価実験 (塩分濃度の影響).....	54
2.11.1	測定パラメータと測定方法.....	54
2.11.2	評価パラメータ.....	54
2.11.3	実験方法.....	54
2.12	気泡径評価実験の結果及び考察.....	54
2.13	ボイド率評価実験.....	59
2.13.1	測定パラメータと測定方法.....	59
2.13.2	評価パラメータ.....	59
2.13.2.1	気泡上昇速度.....	59
2.13.2.2	界面面積濃度.....	59
2.13.2.3	物質移動係数.....	61
2.13.3	実験方法.....	61
2.14	ボイド率評価実験の結果及び考察.....	61
2.14.1	ボイド率, 気泡上昇速度.....	61
2.14.2	物質移動容量係数, 界面面積濃度, 物質移動係数.....	61
2.15	各種 MB 発生装置との性能比較.....	65
2.16	本章の結論.....	68
	参考文献.....	69

### 第三章 MB 発生装置の吸気特性予測モデル実験と解析

3.1	緒言.....	70
3.2	モデル実験.....	70
3.2.1	実験装置及び実験方法.....	70
3.2.2	供試 MB 発生装置.....	72
3.3	モデル実験の結果及び考察.....	72
3.4	モデル解析.....	72
3.4.1	MB 発生装置を高水深位置に設置した場合.....	72
3.4.1.1	エネルギー保存式.....	72

3.4.1.2	各損失係数の同定方法.....	76
3.4.1.3	解析コードの計算方法.....	76
3.4.2	MB 発生装置を水面位置に設置した場合.....	76
3.4.2.1	エネルギー保存式.....	76
3.4.2.2	解析コードの計算方法.....	78
3.5	モデル解析の結果及び考察.....	78
3.5.1	MB 発生装置を高水深位置に設置した場合.....	78
3.5.2	解析結果のポンプ選定への応用.....	81
3.5.3	MB 発生装置の設置位置の影響.....	81
3.5.4	異なる配管径の影響.....	81
3.6	本章の結論.....	85
	参考文献.....	85

#### 第四章 酸素の溶存特性に関する性能予測

4.1	緒言.....	88
4.2	ボイド率の予測.....	88
4.3	物質移動係数の予測.....	93
4.4	物質移動容量係数の予測.....	97
4.5	各種 MB 発生装置実験データへの新しい予測法の適用性.....	103
4.6	本章の結論.....	103
	参考文献.....	105

#### 第五章 MB 発生装置を転用したミスト発生装置

5.1	緒言.....	107
5.2	実験概要.....	107
5.2.1	供試ミスト発生装置.....	107
5.2.2	実験装置.....	109
5.3	実験結果及び考察.....	111
5.3.1	球状物体と円筒パイプの直径比の影響.....	111
5.3.2	吸水孔位置の影響.....	111
5.3.3	吸水直径の影響.....	111
5.3.4	装置拡大と吸水孔数の影響.....	115
5.3.5	ミスト径分布.....	115
5.4	解析と評価.....	119
5.4.1	解析方法.....	119
5.4.2	評価結果及び考察.....	122
5.5	本章の結論.....	122
	参考文献.....	125

#### 第六章 MB 発生装置の応用可能性

6.1	緒言.....	127
6.2	ビニールハウスにおける実験.....	127



6.2.1	研究背景.....	127
6.2.2	実験.....	128
6.3	バブル噴流式エアリフトポンプ.....	128
6.3.1	研究背景.....	128
6.3.2	作動原理と利点.....	130
6.3.3	実現可能性モデル試験.....	130
6.3.4	実地試験.....	133
6.3.5	水産業への応用.....	133
6.4	本章の結論.....	137
	参考文献.....	137
<b>第七章</b>	<b>総括.....</b>	<b>138</b>
	<b>記号.....</b>	<b>142</b>
	<b>謝辞.....</b>	<b>145</b>

# 第一章

## 序 論

### 1.1 研究背景

マイクロバブル（以後、MB と省略）とは、直径が 1 mm 以下の気泡を指すこともあるが、通常の気泡とは異なった特性を持つ 100  $\mu\text{m}$  程度以下の微細気泡を意味することが一般化しつつある<sup>(1)</sup>。その特徴としては、浮上速度が極めて遅く、液相への溶存性や水平方向への拡散性に優れている。また単位体積あたりの界面積が大きく通常の気泡に比べ液相との反応速度が速いことが期待でき<sup>(2)</sup>、表面張力の作用による内圧の上昇により液相への溶存特性が良いことも挙げられる。さらに電氣的にマイナスに帯電しているため<sup>(3)</sup>、水中浮遊物に対する吸着性を持つことも確認されている。このような物理的、化学的諸特性を活かして MB 技術は国内において湖沼の水質改善や農水産物の育成促進、化学反応促進など、さまざまな産業への応用が図られている<sup>(4)</sup>。国際的には、日本における上記の MB 技術への関心は高まりつつあるものの、研究はほとんど行われていないのが現状である。

例えば、食品・水産業分野においては、塩素の 10 倍以上の殺菌効果を持つオゾンガスを含んだ MB を海水中に発生させ、カキを入れて食中毒の原因となるノロウイルスの不活性化に成功している<sup>(3),(5)</sup>。また、広島湾の養殖カキをはじめ、ホタテ、アコヤ貝などの養殖貝に MB を用いて、成長の促進、病害の抑制などに成功している<sup>(6)</sup>。医療分野においては、超音波をあてることにより微細キャビテーション気泡を発生させる方法や MB を血管中に送り込み、可視化造影剤として用いる手法が注目されている<sup>(7)</sup>。また、MB に強い超音波をあけると、バブルはおよそ 70°C まで発熱するので、これにより癌細胞を焼く技術も開発されている。工業利用としては、船首側面から MB を吹き出すことで摩擦抵抗低減を図る研究が行われており、実験船において正味で 2% のエネルギー削減率を得ている<sup>(8)</sup>。環境分野では、ダムや湖などの閉鎖水域において酸素及び空気を MB として発生させることで、底泥の巻上げ障害を生じさせずに、底層の溶存酸素を上昇させて金属塩類・栄養塩類からなる懸濁物質の酸化・沈殿を促進させ、その結果として底層の浮遊物質量、全リン濃度、電気伝導度が低下し水質が改善したとの報告がある<sup>(9)</sup>。身近な例としては、氷室<sup>(10)</sup>はカレー汚染布に対して洗剤の量を変えながら洗浄前後の白さの変化と MB 使用有無との関係を調べており、明らかに MB により洗剤量の減少が可能という結果を報告している。

## 1.2 従来の流体混合装置

1.1 節で述べたように MB は幅広い分野で活用が期待されており、その発生方法・発生装置も様々なものが研究、実験、開発されている。

大成<sup>(11)</sup>は、ポンプで加圧された液により装置内部に液旋回流を形成させ、装置中心に生じる減圧部に空気が自吸され気体旋回流が発生し、装置出口付近でせん断、粉碎される装置を開発した。この方法は、MB を工業規模で容易に生成することが出来るとしている。

(株) オーラテック<sup>(12)</sup>は、流路縮小による液流速の変動から生じる負圧を利用して気体を吸引し、乱流およびキャビテーションの効果も利用して気体を微細化するエジェクター式の装置を開発している。また、装置下流に急拡大管路を設けることで再微細化をしている。

伊藤ら<sup>(13)</sup>は、空気ノズルの周囲に液体ジェットノズルを配置し、噴流の力で気泡を引きちぎって微細化する方法で研究を行っている。この方法では、流量によって気泡径を制御でき、サブミリオーダーの気泡を大量に発生できるとしている。

竹村ら<sup>(14)</sup>は、気液混合流体の流れ方向に流路断面積が急拡大する構造を持たせることで流れ方向へ圧力差を生成させて衝撃波を生じさせ、多数の微小気泡を生成するベンチュリー管に類似した装置を開発した。その特徴は、生成された多数の微小気泡が合体することなく放出する構造を持つことである。

(株) OHR 流体工学研究所<sup>(15)</sup>は、螺旋状の流路によって旋回流を生じさせ、きのこ状の衝突体によって螺旋状に流れる気液二相流を粉碎し、MB を発生させる装置を開発した。その特徴は、混合部に可動部分が無いために目詰まりがなくメンテナンスフリーなことである。

藤原ら<sup>(16)</sup>は、ベンチュリー管に気液混合物を流動させ、ベンチュリー管拡大部において気泡流の超音速流れの急激な圧力上昇によって、入ってきた気泡を微細化する装置を開発した。これにより、高ボイド率の MB 群が期待できるとしている。

稲葉ら<sup>(17)</sup>は、ヘンリーの法則に従って、加圧した水中に一旦気体を多量に溶かし込み、それを急激に減圧することで MB を発生させる加圧溶解法を用いている。

長谷川ら<sup>(18),(19)</sup>は、パイプに斜めのスリットを設けたシンプルな発生装置を開発した。その特徴としては、家庭レベルでの幅広い実用化を考慮して、駆動源として低動力なバスポンプを用いて MB が発生可能なことである。

池田ら<sup>(20)</sup>は、超音波を液中にあてることで生じるキャビテーション気泡について研究を行っている。これは、医療用超音波周波数帯域におけるキャビテー

ション現象をコントロールし、高圧力・高エネルギーを患部に集束させ結石破碎治療に役立てるものである。

梅田<sup>(21)</sup>は、菱形角柱群でのフリップ・フロップ流れを利用して気泡の微細化を行っている。この簡単な構造により、小径かつ気泡径の分布が整った多量のMB及びマイクロミストを発生でき、広範囲に拡散できるとしている。

寺坂ら<sup>(22)</sup>は、スチームと非凝縮性ガスとの混合蒸気を冷却液中で直接接触させてMBを得る方法を提案している。この方法は、工場に既設のスチームラインを転用することで省電力・省設備投資につながるとしている。

### 1.3 本研究の目的と内容

1.1, 1.2 節で述べた以外にも、これまでにMBを用いた応用技術およびその発生装置に関する研究・開発が行われており、今後益々発展していく分野であると考えられる。しかし、これらのMB発生機構の多くは、MBの発生に大きなエネルギーを必要とするため機械的動力が大きく、特にスケールアップした場合のエネルギーコストが高い、構造が複雑で装置の製作に手間がかかるうえに製造コストが高い、気泡サイズを小さくすると発生量が少なくなる等の欠点が挙げられる。

そこで、熊本大学工学部 佐田富道雄 教授が考案されたMB発生装置<sup>(23)</sup>について研究・開発を行うこととした。この装置の特徴は、旋回流式の装置に比べてより低エネルギーでMBが発生可能であり、ベンチュリー式や加圧溶解式の装置に比べて構造が簡単のため製作が容易であり、空気調節弁を使用することで気泡径を容易に調節することが出来る点である。

本研究は、佐田富道雄のMB発生装置<sup>(23)</sup>について性能向上および産業への応用を目的として、実験および解析を行った成果についてまとめており、全七章からなる。

緒言の第一章に続き、第二章では、MB発生装置について自吸する空気流量・ポンプから供給すべき水流量と水動力・気泡発生効率・溶存酸素濃度変化・気泡径など装置性能の向上を目的とした基礎実験の結果を述べる。その際、その使用場所として湖や海、養殖場等が考えられるため、供試液体として水道水と人工海水(10%, 30%)を使用して塩分濃度の違いが溶存酸素濃度変化・ボイド率・気泡径へ及ぼす影響を調査している。さらに、近年発表されている様々なエアレータと本研究で用いたMB発生装置の性能比較も行っている。

第三章では、MB発生装置の高水深域での使用を想定して、まず任意の水深(1, 3, 5 m)における性能評価を行ったモデル実験について述べる。次に、その結果を基にして装置に供給すべきポンプの必要動力を予測するために、任意の水

深における MB 発生装置の流体力学的性能予測の解析コードを導き、その妥当性を調べる。さらに、MB 発生装置の設置位置の違いが装置性能や MB 発生に必要な動力へ及ぼす影響について、解析的に調査した結果を紹介する。

貧酸素状態にあるダムや養殖場における深水域での酸素供給において液体中に酸素を効率良く溶かすには、その溶存特性を把握する必要がある。そこで、第四章では、二章に示した塩分濃度の違いによる水への溶存酸素特性の比較実験結果に基づいて、既に提案されているいくつかの予測式の妥当性を検討し、必要に応じてその修正を行うと共に、新たな相関式の提案を行う。

第五章では、本研究で用いた MB 発生装置<sup>(23)</sup>が流体の組み合わせを変えることにより霧状の液滴（ミスト）の発生が可能であることがわかった<sup>(24)</sup>ため、ミスト発生装置としての性能を調べた結果を述べる。その際、装置の諸元を変えて、噴霧量の大流量化と液滴径の微細化のためには、どのようにすべきかを考察している。また、実用化に備えて、ミスト発生に必要な動力を予測する解析モデルを提案し、その妥当性を調べている。

第六章では、MB 発生装置の応用可能性を調べた途中経過を紹介する。まず、前述のミスト発生装置の産業利用の一例として、農業におけるビニールハウス内の気化冷却や加湿を目的として行った実験の結果を紹介する。次に、海底や湖底などに堆積した汚泥や土砂の回収・除去を目的として開発された MB 発生装置を応用したバブル噴流式エアリフトポンプ<sup>(25)</sup>について、実証試験の結果を紹介する。

第七章では、本研究で得られた結果を総括している。

## 参考文献

- (1) 高橋正好，第一章微細気泡の特性，微細気泡の最新技術，3-13（株）エヌ・ティー・エス(2006).
- (2) 松本洋一郎，竹村文男，高木周，微小気泡を活用した高効率液相反応器の開発，第 20 回混相流シンポジウム講演論文集，25-30(2001).
- (3) 高橋正好，小さな気泡の工学的な利用，混相流，Vol.18, 324-331(2004).
- (4) 上山智嗣，宮本誠，マイクロバブルの世界 水と気体の織りなす力，工業調査会(2006).
- (5) 高橋正好，マイクロバブル／ナノバブルの特性と応用展開，マイクロバブル／ナノバブルの特性と応用展開講習会テキスト，1-33（株）技術情報センター(2005).

- (6) 大成博音, 原田規章, 大成博文, 中川孝志, マイクロバブルの生理活性, 日本混相流学会年会講演会 2004 講演論文集, 335-336(2004).
- (7) 吉澤晋, 松本洋一郎, 超音波造影剤の非線形振動, 別冊「医学のあゆみ」超音波医学最前線新技術と臨床応用, 125-129(2004).
- (8) Kodama, Y., Takahashi, T., Makino, M., and Ueda, T., Conditions for Microbubbles as a Practical Drag Reduction Device for Ships, Proc. 5th International Conference on Multiphase Flow, ICMF2004, Paper No.535(2004).
- (9) 松尾克美, 山原康嗣, 尾田敏範, 前田邦男, 赤対秀明, 大成博文, マイクロ・ナノバブル技術によるダム貯水池下層の水質浄化, 日本混相流学会年会講演会 2004 講演論文集, 341-342(2004).
- (10) 氷室昭三, 微細気泡を用いた洗浄技術, 日本混相流学会年会講演会 2006 講演論文集, 15-16(2006).
- (11) 大成博文, 旋回式微細気泡発生装置, 国際特開 WO00/69550 (2000).
- (12) (株) オーラテックホームページ <http://www.kumin.ne.jp/aura-tec/>
- (13) 伊藤博展, 富所尚史, 竹村文男, 菱田公一, 水噴流群による微細気泡発生と気泡系制御, 日本混相流学会年会講演会 2002 講演論文集, 157-158(2002).
- (14) 竹村文男, 松本洋一郎, 微細気泡生成装置および方法, 特開 2003-230824 (2003).
- (15) (株) OHR 流体工学研究所ホームページ <http://www.ohr-labo.com/>
- (16) Fujiwara, A., Watanabe, K., Takagi, S., Matsumoto, Y., Mechanism of Micro-bubble Generation through Venturi Tube, Proc. 5th International Conference on Multiphase Flow, ICMF'04, Paper No.470(2004).
- (17) 稲葉英男, 堀部明彦, 春木直人, 中尾紹男, 減圧状態の水中からの微細気泡の生成挙動, 日本混相流学会年会講演会 2004 講演論文集, 325-326(2004).
- (18) 長谷川裕晃, 松内一雄, 吉田勇介, マイクロバブル発生方法およびその装置, 特開 2005-334869 (2005).
- (19) 長谷川裕晃, 正木康寛, 松内一雄, 吉田勇介, スリットを有する流路によるマイクロバブルの発生, 日本機械学会論文集 (B 編), Vol. 72-721, 2242-2248(2006).
- (20) 池田貞一郎, 吉澤晋, 戸崎正崇, 金子幸生, 高木周, 松本洋一郎, クラウドキャビテーションの崩壊現象を利用した結石破碎法, 日本機械学会論文集 (B 編), Vol. 70-692, 904-911(2006).
- (21) 梅田眞三郎, マイクロバブル及びマイクロミスト発生装置, 特開 2007-229674 (2007).

- (22) 寺坂宏一，液体中に気泡または液滴を生成する装置及び液体中に気泡または液滴を生成する方法，特開 2007-98227(2007).
- (23) 佐田富道雄，マイクロバブル製造装置，特許 4069211 号(2008).
- (24) 佐田富道雄，村井詠一，微細液滴発生器および微細液滴発生装置，並びに微細液滴発生方法，特開 2007-00829(2007).
- (25) 佐田富道雄，バブル噴流式エアリフトポンプ，特開 2005-291171(2005).

## 第二章

### MB 発生装置の性能実験

#### 2.1 緒言

本章では、熊本大学工学部 佐田富道雄 教授が考案された MB 発生装置<sup>(1)</sup> について、自吸する空気流量・ポンプから供給すべき水流量と水動力・気泡発生効率・溶存酸素特性など装置性能の向上を目的とした基礎実験を行った。また、その使用場所として湖や海、養殖場等が考えられるため、塩分濃度の違いが溶存酸素濃度へ及ぼす影響を調査した<sup>(2)</sup>。さらに、近年発表されている様々なエアレータと本研究で用いた MB 発生装置の性能比較を行った。以下にこれらの結果を示す。

#### 2.2 実験概要

##### 2.2.1 MB 発生原理

Fig. 2.1 は、本研究で用いた MB 発生装置<sup>(1)</sup> の概略を、Fig. 2.2 はその実物写真を示す。本装置は、真鍮製のパイプ管とテフロン製の球状物体、アクリル製の環状スペースからなる。点 1 は装置入口、点 2 は球状物体の周りの流路が最も狭い位置をそれぞれ示す。パイプへ高圧の水を供給すると、球の周りでは流路が狭いため、次式のとおり連続の式により点 2 では高速水流となる。

$$A_1 v_1 = A_2 v_2 \quad (2.1)$$

$$v_2 = \frac{A_1}{A_2} v_1 \quad (2.2)$$

ここで  $v$  は平均流速、 $A$  は断面積である。添え字 1, 2 はそれぞれ点 1, 2 にあることを示す。

また、点 1, 2 間におけるエネルギーの損失が無視できると仮定してエネルギー保存式 (Bernoulli の式) をたてると次式のようになる。

$$\frac{P_1}{\rho_L g} + \frac{v_1^2}{2g} = \frac{P_2}{\rho_L g} + \frac{v_2^2}{2g} \quad (2.3)$$



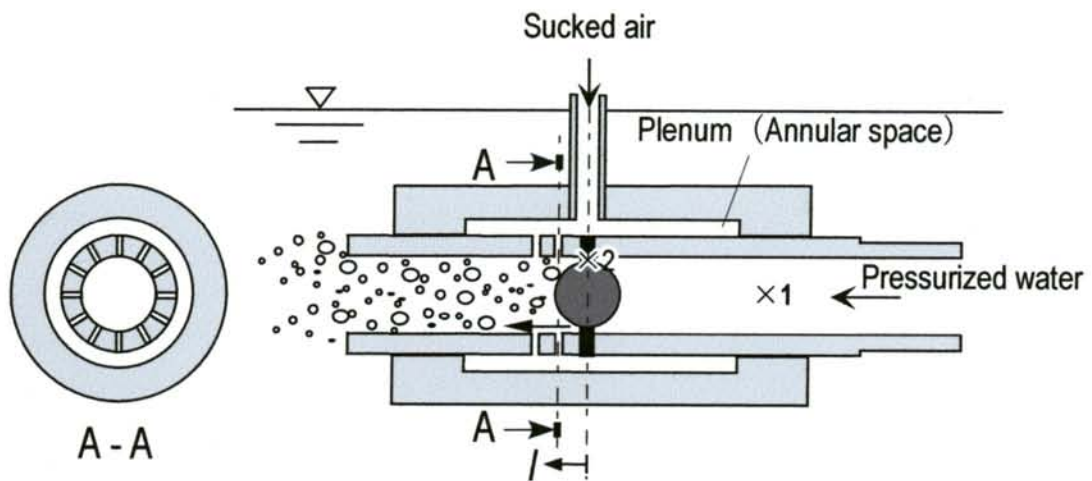


Fig. 2.1 Micro-bubble generator by Sadatomi

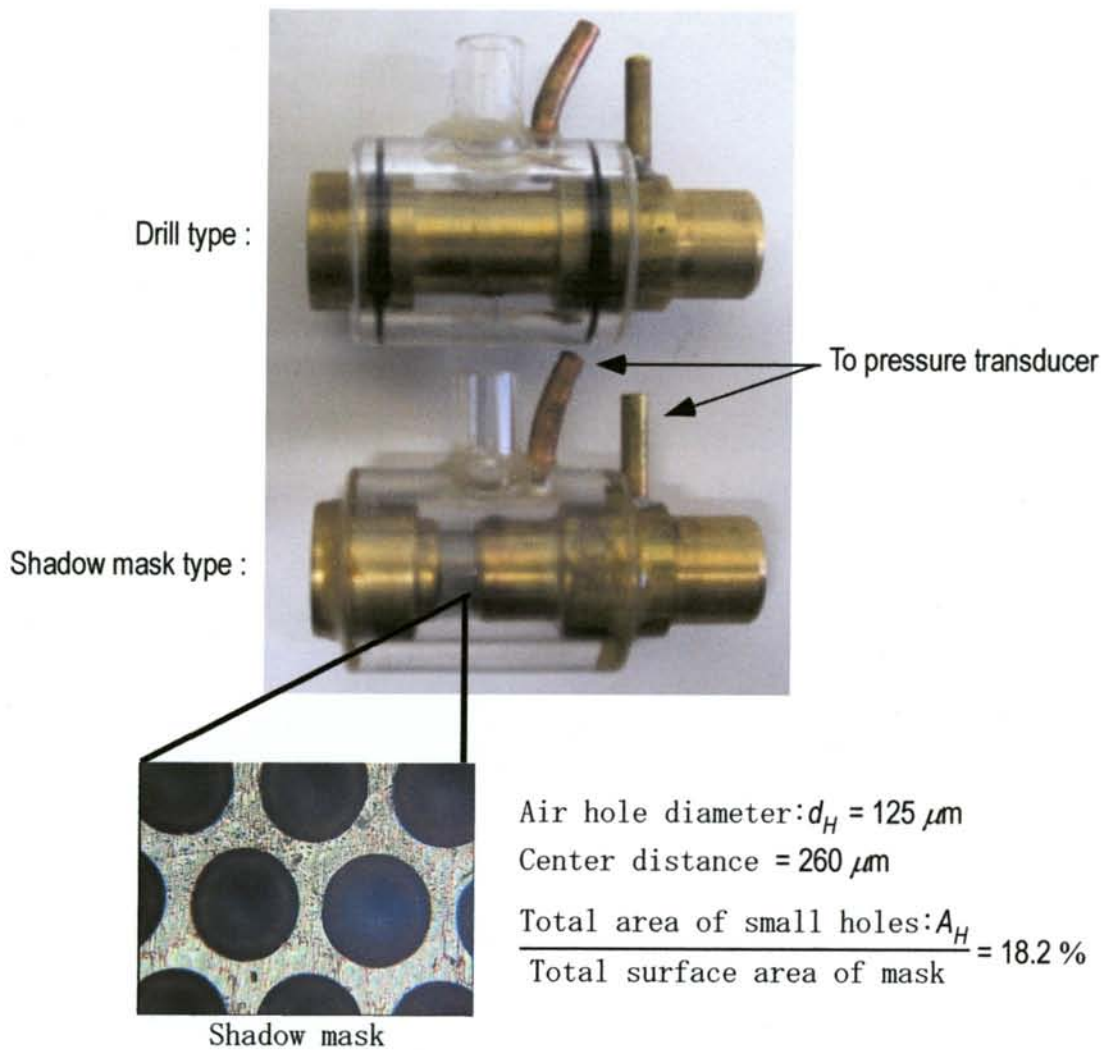


Fig. 2.2 Photo of Micro-bubble generator

ここで  $P$  は圧力,  $\rho_L$  は液密度である. 式 (2.3) を整理すると次式のようにになる.

$$P_2 = P_1 - \frac{\rho_L}{2}(v_2^2 - v_1^2) \quad (2.4)$$

つまり  $v_2$  が大きくなると  $P_2$  は小さくなり,  $v_2$  を極めて大きくすると  $P_2$  は負圧となる. 実験中は  $P_2$  は負圧となり, 装置に設けられた大気へ通じる孔から空気を自吸することができた. そして, 吸込まれた空気は, 水流によりせん断され, 微細な気泡となって水と共に排出される.

Fig. 2.2 の上にドリル孔式, 下に Shadow mask 式の装置写真をそれぞれ示す. ドリル孔式は, 球状物体下流の断面に直径 0.7 mm 以下の孔を円周方向一列に 12 個, もしくは 24 個設けている. Shadow mask とは, 直径 125  $\mu\text{m}$  の多数の孔がピッチ 260  $\mu\text{m}$  で千鳥配列に設けられている, 厚さ 0.125 mm の薄板であり, テレビのブラウン管などに用いられている. なお, Shadow mask 式における孔の有効面積比 (= 孔の面積の合計 / 全表面積) は 0.182 であった.

### 2.2.2 供試 MB 発生装置

Table 2.1 に本研究で試験した MB 発生装置の仕様を示す. 円筒パイプ内径は  $D = 14.7$  mm, 球状物体直径は  $d = 12.7$  mm で, 全装置で共通である. 表中の  $d_H$  は, Fig. 2.1 の環状室から空気を水流へ導くための小孔の直径である. 小孔は, Type E を除く全ての装置において, 円筒パイプの全周に直径 0.4 mm あるいは 0.7 mm のドリルで開けてある. その直径の基準値を 0.4 mm とした理由は, MB の発表に関する事前試験の成果<sup>(3)・(5)</sup> より最も低動力で気泡発生効率が高かったためである. Type E では, ドリル孔の代わりに Fig. 2.2 に示す Shadow mask の幅 5 mm のリングが挿入されている.

### 2.2.3 実験装置概要

Fig. 2.3 に MB 発生装置の基本性能実験 (流体力学的基本性能の評価・気泡径評価) に使用した装置を, Fig. 2.4 に塩分濃度の違いによる溶存酸素特性の比較実験 (溶存酸素濃度評価・気泡径評価・ボイド率評価) に使用した装置をそれぞれ示す.

MB 発生装置の基本性能実験は, 直方体型水槽 (外寸 900 mm×450 mm×450 mm) に貯水 (118.4 l) し, MB 発生装置の円筒パイプ中心までの水深が  $H = 210$  mm になるように設置して行った.

塩分濃度の違いによる溶存酸素特性の比較実験は, 円筒型水槽 (内径 300 mm, 高さ 2000 mm, 厚さ 10 mm) に貯水 (118.4 l) し, MB 発生装置の円筒パイプ中

Table 2.1 Specifications of MB generators tested

Type	Bore dia.	Air hole dia.	Air hole position	Number of holes	Total area of small holes
	$D$ mm	$d_H$ mm	$l$ mm	(-)	$A_H$ mm <sup>2</sup>
A	14.7	0.4	1.3	12	1.508
B	14.7	0.4	2.7	12	1.508
C	14.7	0.7	2.7	12	4.618
D	14.7	0.7	2.7	24	9.236
E	14.7	0.125	0 - 5	3424	42.02

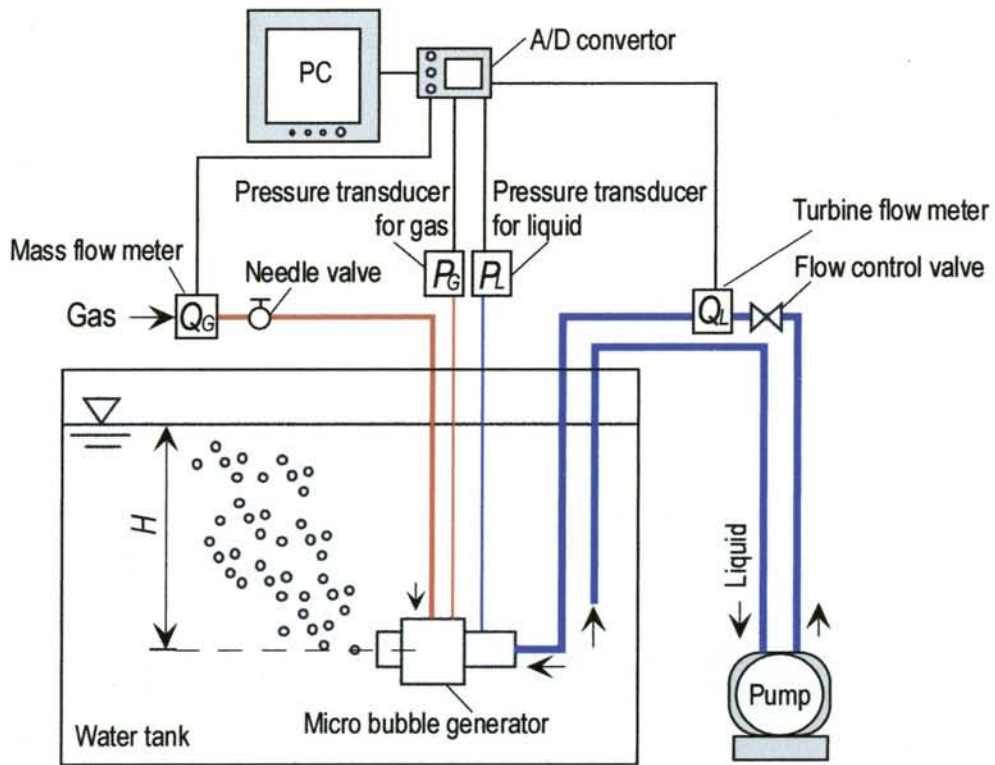


Fig. 2.3 Test apparatus for MB generator performance

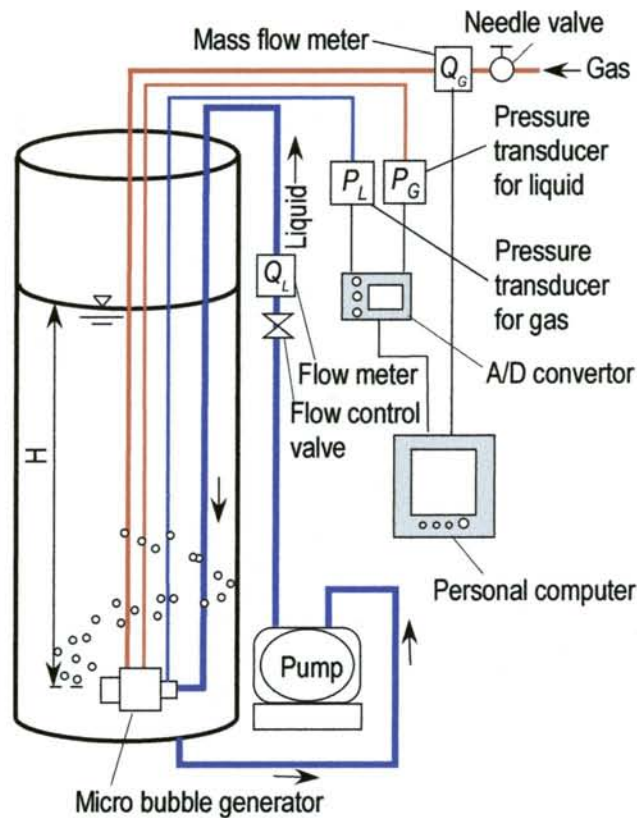


Fig. 2.4 Test apparatus for dissolution of oxygen in water etc.

心までの水深が  $H=1400$  mm になるように設置して行った。

両実験に共通して、水槽内の水はポンプにより MB 発生装置へ加圧流水として供給された。空気は大気より MB 発生装置に設けられた小孔を介して自吸され、水流によってせん断されて微細な気泡となって水槽内へ放出された。自吸された空気の流量（以後、空気流量  $Q_G$  と略記）は、空気導入口に取り付けた空気流量調節バルブ（以後、空気弁と略記）により調節され、検定済みの空気流量計<sup>(6)</sup>でその流量を測定した。MB 発生装置へ供給された液体の流量（以後、液流量  $Q_L$  と略記）は、ポンプとの間に設置した液流量調節バルブにより調節され、検定済みの液流量計<sup>(5)</sup>で測定した。また、MB 発生装置の空気導入口と水の供給口に設けられた圧力タップより、それぞれの圧力（以後、空気圧力  $P_G$ 、液圧力  $P_L$  と略記）を検定済みの空気圧力計・液圧力計<sup>(5)</sup>で測定した。液流量、空気流量、各圧力の測定データは、A/D コンバータを介してコンピュータへ収録された。また、水温を一定に保つために冷却装置を用いて 20 °C に設定した。

なお、基本性能実験における測定パラメータは、空気流量、水流量と水動力、気泡径であり、塩分濃度の違いによる比較実験においては、溶存酸素濃度変化、気泡径、ボイド率であった。

## 2.3 基本性能実験（流体力学的基本性能の評価）

### 2.3.1 測定パラメータと測定方法

#### 2.3.1.1 空気流量 $Q_G$

空気流量  $Q_G$  は、瞬間流量計（エステック（株）製 SEF-51, SEF-52. 以後、空気流量計と略記）で測定した。空気流量計の出力電圧  $E_{QG}$  V をサンプリング周波数 1 kHz, サンプリング時間 60 s として A/D 変換器を介してパーソナルコンピュータへ収録し、平均化した。その値を空気流量計の検定式に代入して空気流量  $Q_G$  を算出した。空気流量の範囲によって二つの異なるレンジの流量計（最大流量 5.0, 20 l/min）を使い分けた。測定精度は、両者ともフルスケールの  $\pm 3\%$  である。検定式を以下に示す。

$$\text{SEF-51}(0 \sim 5.0 \text{ l/min}) : Q_G = 1.026E_{QG} - 0.122 \quad \text{l/min} \quad (2.5)$$

$$\text{SEF-52}(0 \sim 20.0 \text{ l/min}) : Q_G = 4.383E_{QG} - 0.185 \quad \text{l/min} \quad (2.6)$$

#### 2.3.1.2 液流量 $Q_L$

液流量は、精密流量センサ（サヤマトレーディング（株）製 IR-OPFLOW. 以後、液流量計と略記）で測定した。液流量計の出力電圧  $E_{QL}$  V を空気流量の場合

合と同様の処理をして平均化した。その値を液流量計の検定式に代入して液流量  $Q_L$  を算出した。測定精度はフルスケールの  $\pm 1\%$  である。以下に検定式を示す。

$$\text{IR-OPFLOW50} : Q_L = 7.4437E_{QL} + 0.1336 \quad \text{l/min} \quad (2.7)$$

### 2.3.1.3 空気圧力 $P_G$

空気圧力  $P_G$  は圧力変換器（日本電産コパル電子製 PA-500-102V。以後、空気圧力計と略記）で測定した。空気圧力計の出力電圧  $E_{PG}$  V を空気流量の場合と同様の処理をして平均化した。その値を空気圧力計の検定式に代入して空気圧力  $P_G$  を算出した。空気圧力計の測定範囲は  $0 \sim -98.1$  kPa（ゲージ圧）で、測定精度はフルスケールの  $\pm 0.5\%$  である。以下に検定式を示す。

$$\text{PA-500-102V} : P_G = -24.618E_{PG} + 24.62 \quad \text{kPa} \quad (2.8)$$

### 2.3.1.4 液圧力 $P_L$

液圧力  $P_L$  は圧力変換器（日本電産コパル電子製 PA-500-103G。以後、液圧力計と略記）で測定した。液圧力計の出力電圧  $E_{PL}$  V を空気流量の場合と同様の処理をして平均化した。そして、その値を液圧力計の検定式に代入して液圧力  $P_L$  を算出した。液圧力計の測定範囲は  $0 \sim 981$  kPa（ゲージ圧）で、測定精度はフルスケールの  $\pm 0.5\%$  である。以下に検定式を示す。

$$\text{PA-500-103G} : P_L' = 245.62E_{PL} - 247.27 \quad \text{kPa} \quad (2.9)$$

ただし、液圧力計を設置した高さを考慮して、

$$P_L = 245.62E_{PL} - 247.27 + \rho_L g h_p \quad \text{kPa} \quad (2.10)$$

とした。ここで  $\rho_L$  は液密度、 $g$  は重力加速度である。また、 $h_p$  は MB 発生装置の円筒パイプ中心から圧力変換器まで高さであり、全ての実験条件において  $h_p = 0.4$  m であった。

## 2.3.2 評価パラメータ

### 2.3.2.1 水動力 $L_L$

MB を発生させるために必要な供給動力 (= 単位時間あたりの供給エネルギー) として、次式で定義する水動力を用いた。

$$L_L = \left( P_1 + \frac{\rho_L v_1^2}{2} \right) Q_L \quad (2.11)$$

ここで、 $P_1$ はMB発生装置入口の圧力、 $\rho_L$ は液密度、 $Q_L$ は液流量である。また、 $v_1$ はMB発生装置入り口の液流速であり、次式で表される。

$$v_1 = \frac{Q_L}{\left( \frac{\pi}{4} D^2 \right)} \quad (2.12)$$

### 2.3.2.2 気泡発生効率 $\eta_B$

MBを発生させるためには、2.3.2.1節で求めた水動力のエネルギーの一部が使われると考えられ、そのエネルギーの変換割合を気泡発生効率と定義し、次式より算出した。

$$\begin{aligned} \eta_B &= \frac{\text{空気に与えた単位時間当たりのエネルギー}}{\text{水動力}} \\ &= \frac{\rho_L g H Q_G}{L_L} \end{aligned} \quad (2.13)$$

ここで、 $\rho_L$ は液密度、 $g$ は重力加速度、 $H$ はMB発生装置の円筒パイプ中心までの水深、 $Q_G$ は空気流量、 $L_L$ は水動力である。これに、2.3.2.1節で与えられた式(2.11)を代入すると、気泡発生効率 $\eta_B$ は次式で表される。

$$\eta_B = \frac{\rho_L g H Q_G}{\left( P_1 + \frac{\rho_L v_1^2}{2} \right) Q_L} \quad (2.14)$$

### 2.3.3 実験方法

基本性能実験では、空気弁を全開にしたまま液流量を漸次変えていく実験（以後、空気弁全開と略記）と、液流量を一定値に固定し、空気弁の開度により自吸される空気流量を変えていく実験（以後、液流量固定と略記）の2種類を行った。

空気弁全開では、液流量 $Q_L$ を液流量調節バルブにより10 l/min～バルブ全開（以後、MAXと略記）まで10 l/minずつ増加させたときの $Q_G$ 、 $Q_L$ 、 $P_G$ 、 $P_L$ を

各測定機器で測定した。

液流量固定では、液流量  $Q_L$  を液流量調節バルブにより  $Q_L = 36 \text{ l/min}$  に固定し、空気流量  $Q_G$  を空気弁の開閉により  $0 \sim \text{MAX l/min}$  まで  $1 \text{ l/min}$  ずつ増加させたときの  $Q_G$ ,  $Q_L$ ,  $P_G$ ,  $P_L$  を各測定機器で測定した。ここで、液流量  $Q_L = 36 \text{ l/min}$  とした理由は、予備試験の結果<sup>(5)</sup>を考慮してMB発生装置パイプ内液流速が同等になるように決定したためである。

## 2.4 基本性能実験の結果及び考察

### 2.4.1 空気弁全開

Fig. 2.5 に空気弁全開条件における基本性能比較結果を示す。

(a)の横軸は液流量  $Q_L$ 、縦軸は空気流量  $Q_G$  である。まず、孔総断面積が等しく、孔位置  $l$  が異なる二装置 (Type A, Type B) を比較すると、Type B の方が空気流量が若干多く、優れていることがわかった。

また、 $Q_L = 30 \sim 50 \text{ l/min}$  では、孔総断面積  $A_H$  に比例して  $Q_G$  が大きくなる一方で、 $Q_L < 30 \text{ l/min}$  の範囲では、必ずしも  $A_H$  に比例しているとは言えない。これは、液流量が小さいと空気を自吸するための十分な負圧が得られず、孔の総断面積が大きくてもその全ての孔から空気を吸い込むことが出来ないためである。それに対し、液流量が大きいと、十分な負圧が得られるようになり、また孔の総断面積が大きいくほど空気吸込みにおける抵抗が少なくなるため、 $Q_G$  は  $Q_L$  と  $A_H$  の両者に比例して増える。実際、実験中に液流量が小さい場合に、空気吸込み用の環状スペース下部が浸水している様子が観察された。

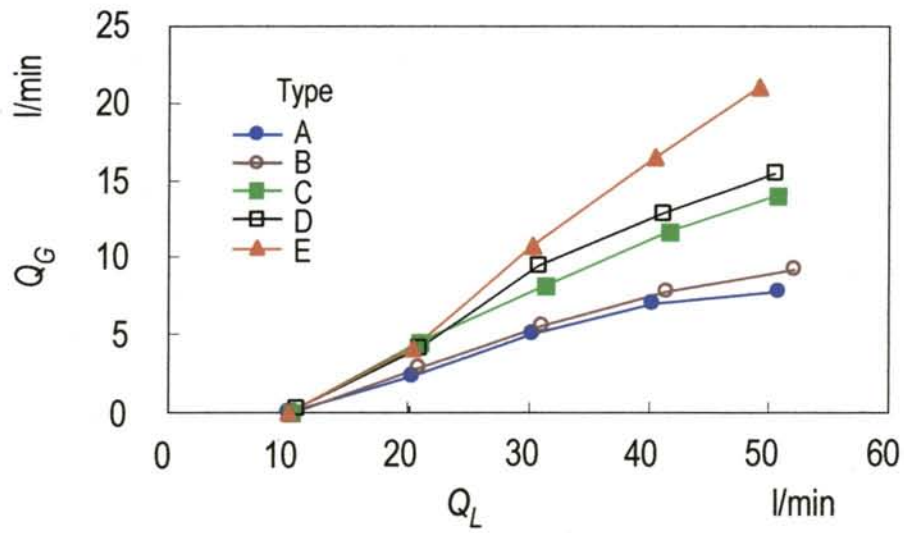
(b)の横軸は液流量  $Q_L$ 、縦軸は水動力  $L_L$  である。液流量  $Q_L$  が増えるにつれ、大きい水動力  $L_L$  を必要とする。また、水動力は装置間にほぼ違いが見られなかった。これは、式 (2.11) から明らかなように、水動力は空気吸込み部の形状 (孔径、孔位置、孔数など) の違いが影響しにくいためである。

(c)の横軸は液流量  $Q_L$ 、縦軸は気泡発生効率  $\eta_B$  である。 $Q_L = 20 \text{ l/min}$  を境に液流量が大きくなるほど気泡発生効率  $\eta_B$  は小さくなっている。これは、式 (2.13) より、 $Q_L$  に対する  $Q_G$  の増加割合よりも水動力  $L_L$  の増加割合のほうが  $Q_L > 20 \text{ l/min}$  では大きくなったためである。また、(b)より水動力は装置間で大差がなかったため、式 (2.14) において(c)の  $\eta_B$  に影響するのは(a)の  $Q_G$  のみであり、(a)の傾向は(c)の傾向にもよく反映されている。

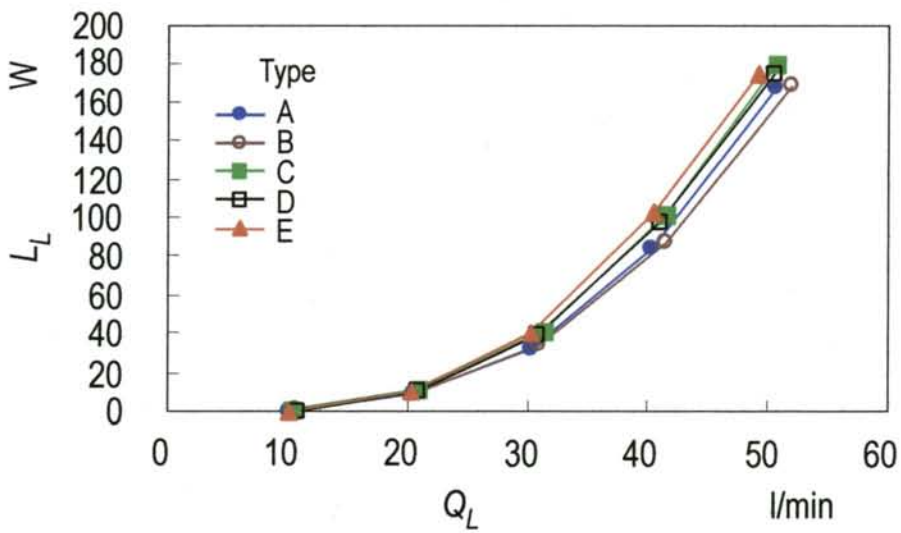
また、 $Q_L = 10 \text{ l/min}$  において装置によってばらつきがあるのは、 $\eta_B$  自体が非常に小さな値であり、 $Q_G$  の若干の差が(c)のグラフ上では大きな差になって表れてしまったと考えられる。

以上のことから、大きな空気流量を必要とする場合は液流量を大きくする必

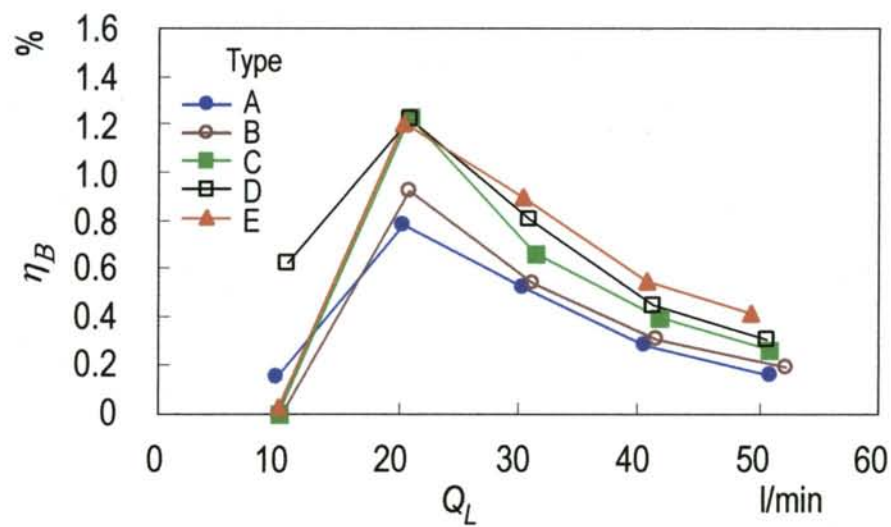




(a) Air suction rate against liquid supply rate



(b) Water power against liquid supply rate



(c) Bubble generation efficiency against liquid supply rate

Fig. 2.5 Effect of the total area of small holes and the small hole position on performance (Air valve is fully open condition)

要があり、結果として水動力・気泡発生効率が悪条件となってしまう。その点を考慮すると、同じ液流量で最も大きな空気流量が得られる Type E が優れているといえる。

## 2.4.2 液流量固定

Fig. 2.6 に液流量固定条件における基本性能比較結果を示す。ここで、固定液流量は  $Q_L = 36 \text{ l/min}$  であった。(a)の横軸は空気流量  $Q_G$ 、縦軸は水動力  $L_L$  であり、(b)の横軸は空気流量  $Q_G$ 、縦軸は気泡発生効率  $\eta_B$  であった。水動力  $L_L$ 、気泡発生効率  $\eta_B$  とともに、装置間で顕著な違いは見られなかった。これは、液流量  $Q_L$ 、空気流量  $Q_G$  が同じ値であるため、式 (2.11)、(2.14) より明らかである。

## 2.5 溶存酸素特性実験

### 2.5.1 測定パラメータと測定方法

#### 2.5.1.1 空気流量 $Q_G$ 、液流量 $Q_L$

空気流量  $Q_G$ 、液流量  $Q_L$  共に、2.3.1 節に述べたとおりである。

#### 2.5.1.2 溶存酸素濃度 $DO$

溶存酸素濃度  $DO$  とは、Dissolved Oxygen の略で、水 1 l 中に溶解込んでいる酸素量 [mg/l] を表す。 $DO$  は  $DO$  メータ ((株)堀場製作所製 OM-14) で測定した。電極を温度センサ部が水中に十分浸かる深さまで沈め、電極内に次々と供試液体を取り込むために電極を左右に振りながら攪拌し、 $DO$  メータの表示を読み取った。測定精度は  $\pm 0.1 \text{ mg/l}$  であった。

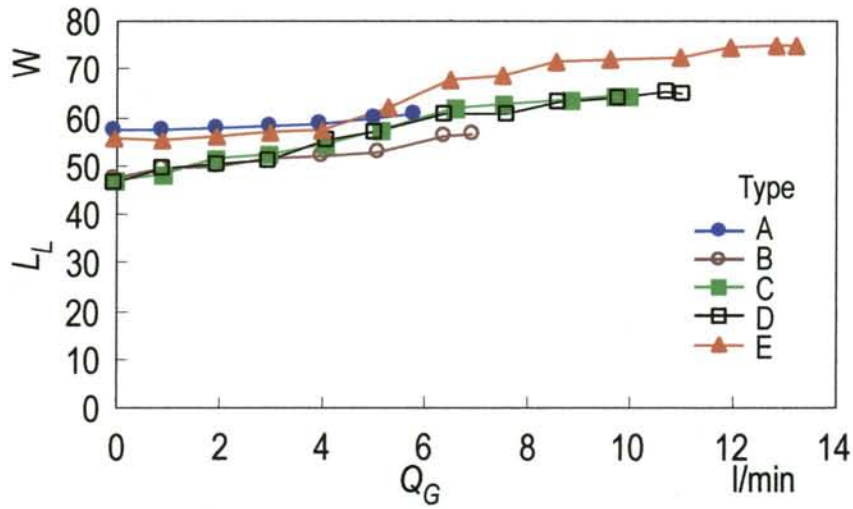
### 2.5.2 評価パラメータ

#### 2.5.2.1 物質移動容量係数 $K_L a$ <sup>(7)</sup>

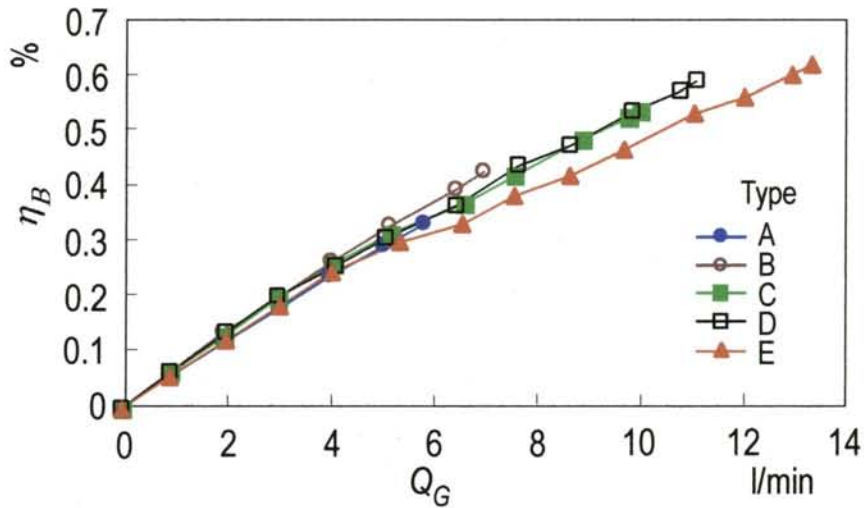
物質移動容量係数  $K_L a$  とは、 $DO-t$  特性の評価に用いられる値であり、物質移動係数  $K_L$  と界面面積濃度  $a$  の積 ( $K_L \times a$ ) からなる。この値は  $DO$  に関する時間変化の実験値を次の酸素移動速度式にあてはめることによって求めることができる。

$$\frac{dDO}{dt} = K_L a (DO_s - DO) \quad (2.15)$$

$$\ln(DO_s - DO) = -K_L a \cdot t \quad (2.16)$$



(a) Water power against air suction rate



(b) Bubble generation efficiency against air suction rate

Fig. 2.6 Effect of the total area of small holes and the small hole position on performance (Fixed liquid supply:  $Q_L = 36$  l/min)

ここで、 $DO_S$ は飽和溶存酸素濃度、 $t$ は気泡発生開始後の経過時間を表す。Fig. 2.7(a)に溶存酸素濃度曲線の例を示す。この図の縦軸を酸素飽和不足度( $DO_S - DO$ )に変換し、片対数グラフで示したものがFig. 2.7(b)である。このとき得られる直線の勾配が $K_L a$ であり、任意の時刻 $t_1, t_2$ に対する溶存酸素濃度 $DO_1, DO_2$ を測定すると式(2.16)から $K_L a$ が求められる。

### 2.5.2.2 酸素吸収効率 $E_A$ <sup>(7)</sup>

酸素吸収効率  $E_A$ とは、吸込んだ酸素量に対する吸収酸素量の割合である。 $E_A$ は以下の式で表される。

$$E_A = \frac{N_C}{W_{O_2}} \times 100 \quad (2.17)$$

ここで、 $W_{O_2}$ は1秒あたりの吸込み酸素量[g/s]であり、 $W_G$ の23.2 wt% (空気中の酸素の質量割合)とした。また、 $N_C$ は酸素移動速度の最大値で、次式により表される。

$$N_C = K_L a V D O_S \quad (2.18)$$

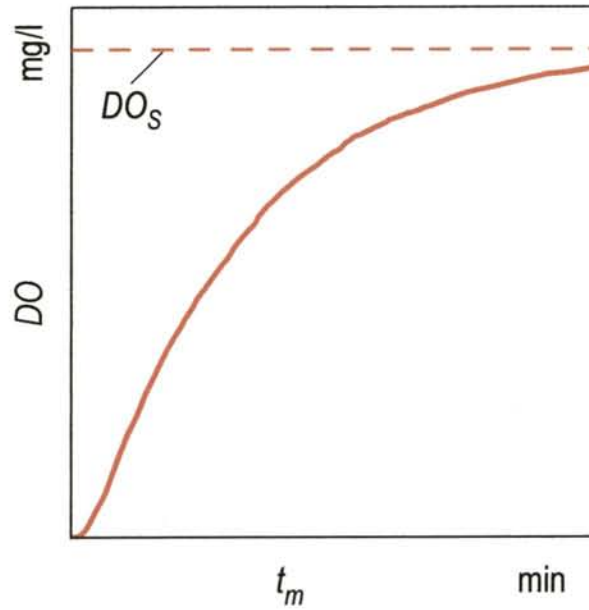
ここで $V$ は水の容積である。よって、式(2.17)に式(2.18)を代入すると、酸素吸収効率  $E_A$ は、次式により表される。

$$E_A = \frac{K_L a \cdot V \cdot D O_S}{W_{O_2}} \times 100 \quad (2.19)$$

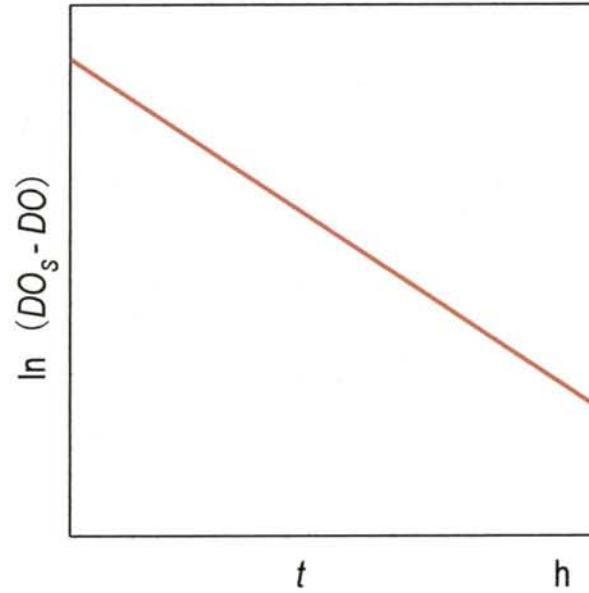
### 2.5.3 実験方法

溶存酸素濃度評価の実験方法は、まず、窒素置換法を用いて水中の溶存酸素濃度を $DO = 4.0 \text{ mg/l}$ まで下げた。その後、液流量を $Q_L = 23, 30, 36 \text{ l/min}$ と変化させた時に、空気流量を $Q_G = 0.6, 2.0, \text{MAX l/min}$ と変えて、DOメータを用いて $DO$ の時間変化を測定すると同時に、 $Q_G, Q_L, P_G, P_L$ を各測定機器で測定した。ここで、 $Q_G = \text{MAX l/min}$ とは、空気弁を全開とした時の値で、MB発生装置のType A ~ Eおよび $Q_L$ に依存して異なる値をとる。(Table 2.2 参照)なお、 $Q_L = 23, 30 \text{ l/min}$ については、 $Q_G = \text{MAX l/min}$ の値が小さく、 $Q_G = 2.0 \text{ l/min}$ に近い値を示しているために $Q_G = 2.0 \text{ l/min}$ の条件はない。

また、比較のためにFig. 2.8に写真で示す散気管を用いて同様の実験を行った。

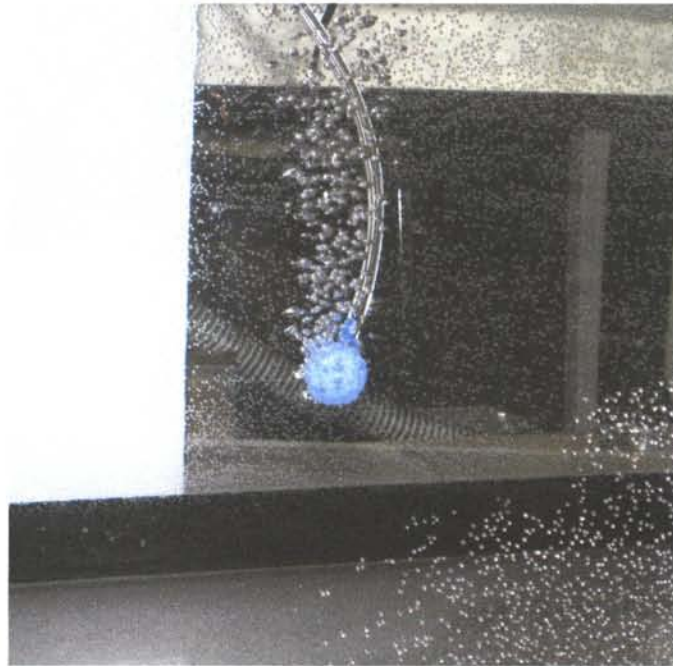


(a) Time-variation in dissolved oxygen

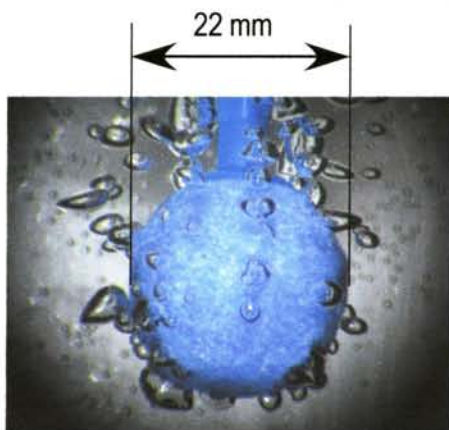


(b) Saturated dissolved oxygen deficiency

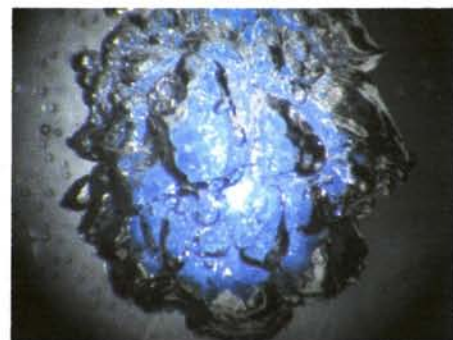
Fig. 2.7 Method for estimation of  $K_L a$



(a) Overall view



(b)  $Q_G = 0.6$  l/min



(c)  $Q_G = 15.0$  l/min

Fig. 2.8 Photo of air sparger

この場合、コンプレッサーで空気を供給し、 $Q_G = 0.6, 15.0 \text{ l/min}$  の 2 条件とした。 $Q_G = 15.0 \text{ l/min}$  としたのは、MB 発生装置の同実験における最大空気流量がおよそ  $Q_G = 15.0 \text{ l/min}$  であったためである。

## 2.6 溶存酸素特性実験の結果及び考察

### 2.6.1 溶存酸素濃度の時間変化

Fig. 2.9 ~ Fig. 2.12 に溶存酸素濃度時間変化の結果を示す。横軸は経過時間  $t$ 、縦軸は溶存酸素濃度  $DO$  である。図中の  $T_L$  は液温を表す。また  $Q_G = \text{MAX}$  については、実際の空気流量を図中に示している。MB 発生装置は、いずれの気液流量条件においても、溶存酸素濃度が飽和状態に近づくにつれてその増加割合が緩やかになっている。一方、散気管は、一定した直線的な増加を示し、全ての MB 発生装置よりも  $DO$  の上昇速度は遅い。

また、Fig. 2.8 より散気管の発生気泡径は、ミリバブルの範囲であるといえ、MB のサイズ効果は、溶存酸素濃度が低い状態で特に有効的であることがわかる。

さらに、本 MB 発生装置では、空気吸込み部形状に関わらず、空気流量  $Q_G$  が多い方がより早く飽和状態になることがわかった。

Fig. 2.12 より同じ液流量  $Q_L$  では空気流量  $Q_G$  が大きいほど、同じ  $Q_G$  では  $Q_L$  が大きいほど  $DO$  の増加速度が大きいことが分かる。ここでは、Type A についてのみ示しているが、他の装置に関しても同じ傾向であった。

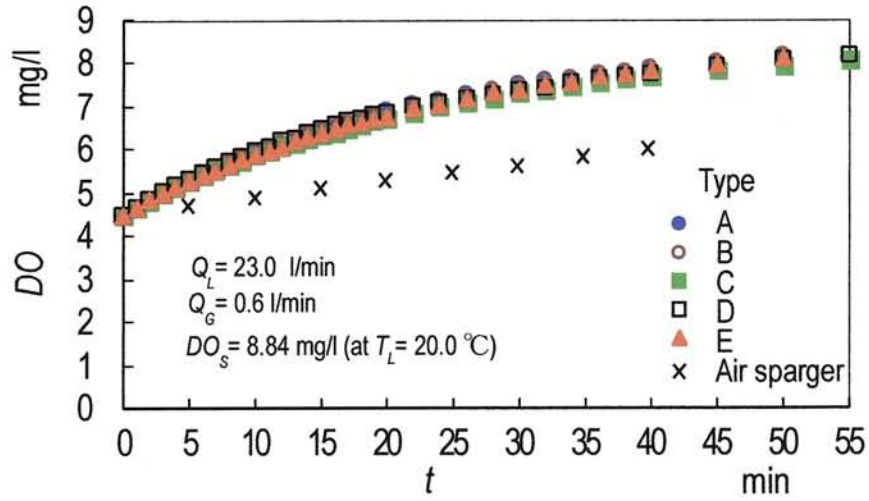
### 2.6.2 物質移動容量係数 $K_{La}$ 、酸素吸収効率 $E_A$

Table 2.2 に各気・液流量条件における物質移動容量係数  $K_{La}$  と酸素吸収効率  $E_A$  の比較を示す。 $DO-t$  特性から明らかなように、同じ液流量  $Q_L$  では空気流量  $Q_G$  が大きいほど  $K_{La}$  は大きいことがわかる。したがって、早く飽和状態にした場合は、Type E が最も適している。

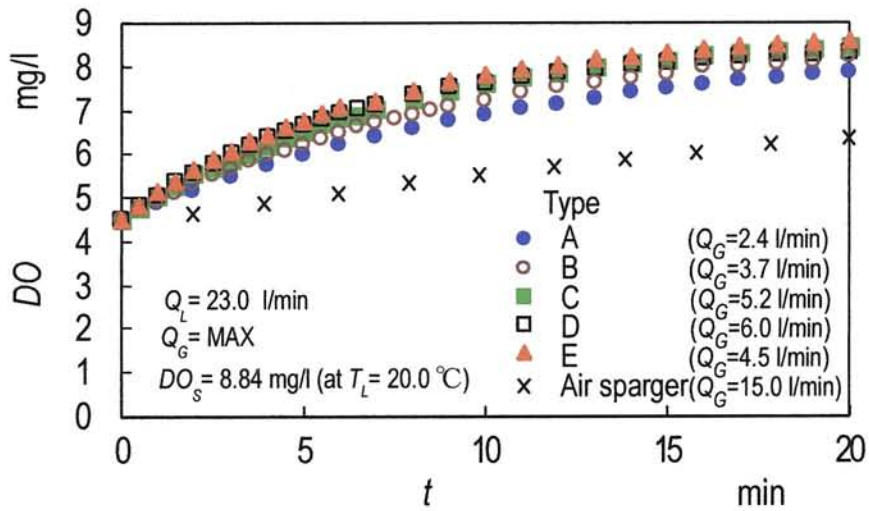
また、同じ  $Q_G$  では  $Q_L$  が大きくなるにつれて、若干ではあるが  $K_{La}$  が大きくなっている。これは、液流量が増加することで小孔から吸い込まれた空気をせん断する力が大きくなり、発生する気泡が小さくなったためと考えられる。実際に発生した気泡径に関する評価は、2.8 節において詳細に述べる。

さらに、散気管については、 $Q_G = 15.0 \text{ l/min}$  の条件であっても、MB 発生装置の全装置における  $Q_G = 0.6 \text{ l/min}$  の場合の  $K_{La}$  に及ばず、気泡の微細化が  $K_{La}$  の増加に有効であることを表している。

また、空気流量が小さい方が  $E_A$  は大きくなった。これは、空気流量を絞ることで、より小さな気泡が発生するためと考えられる。この気泡径に関する評価は、2.8 節において詳細に述べる。



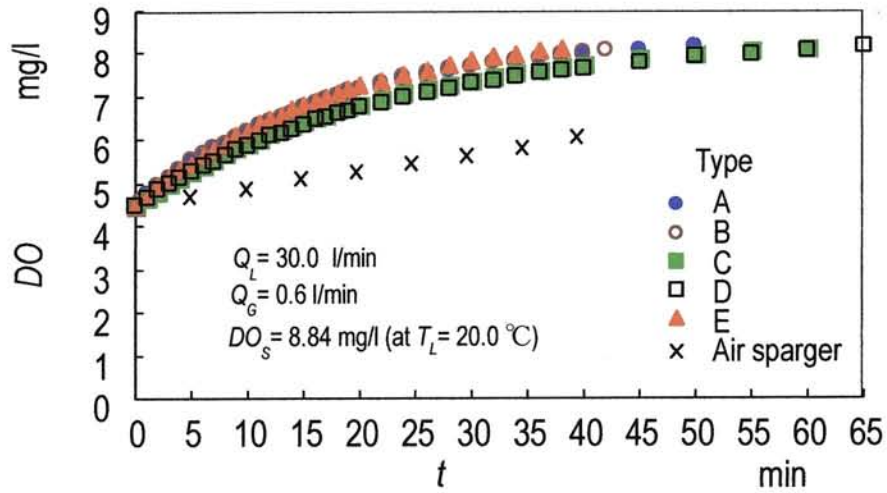
(a)  $Q_G = 0.6$  l/min



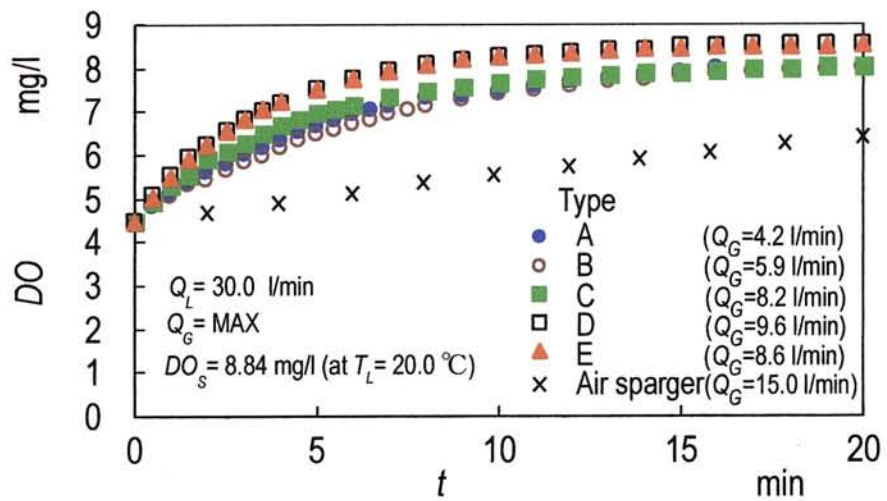
(b)  $Q_G = \text{MAX}$  (Actual values are shown in figure)

Fig. 2.9 Time-variation in dissolved oxygen in tap water ( $Q_L = 23.0$  l/min)



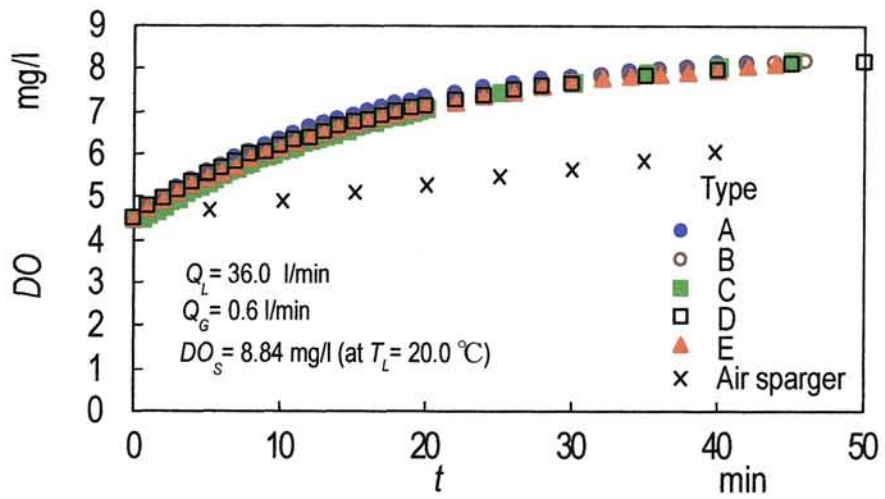


(a)  $Q_G = 0.6 \text{ l/min}$

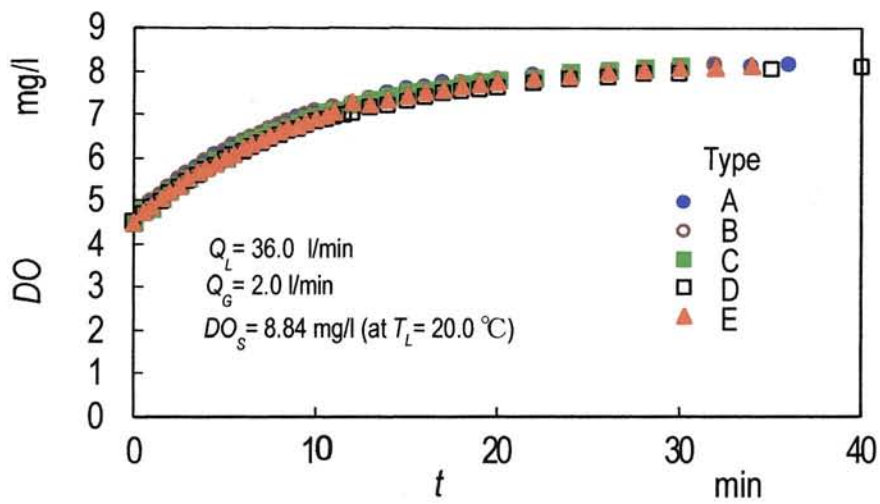


(b)  $Q_G = \text{MAX}$  (Actual values are shown in figure)

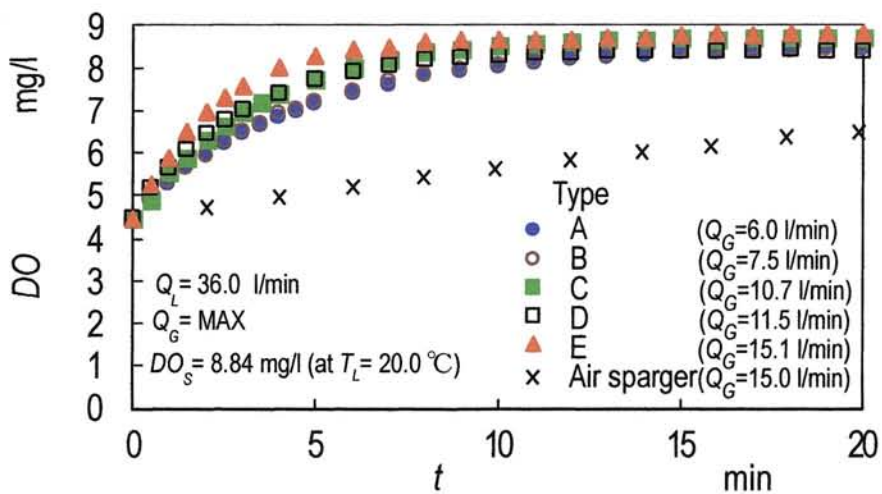
Fig. 2.10 Time-variation in dissolved oxygen in tap water ( $Q_L = 30.0 \text{ l/min}$ )



(a)  $Q_G = 0.6$  l/min



(b)  $Q_G = 2.0$  l/min



(c)  $Q_G = \text{MAX}$  (Actual values are shown in figure)

Fig. 2.11 Time-variation in dissolved oxygen in tap water ( $Q_L = 30.0$  l/min)

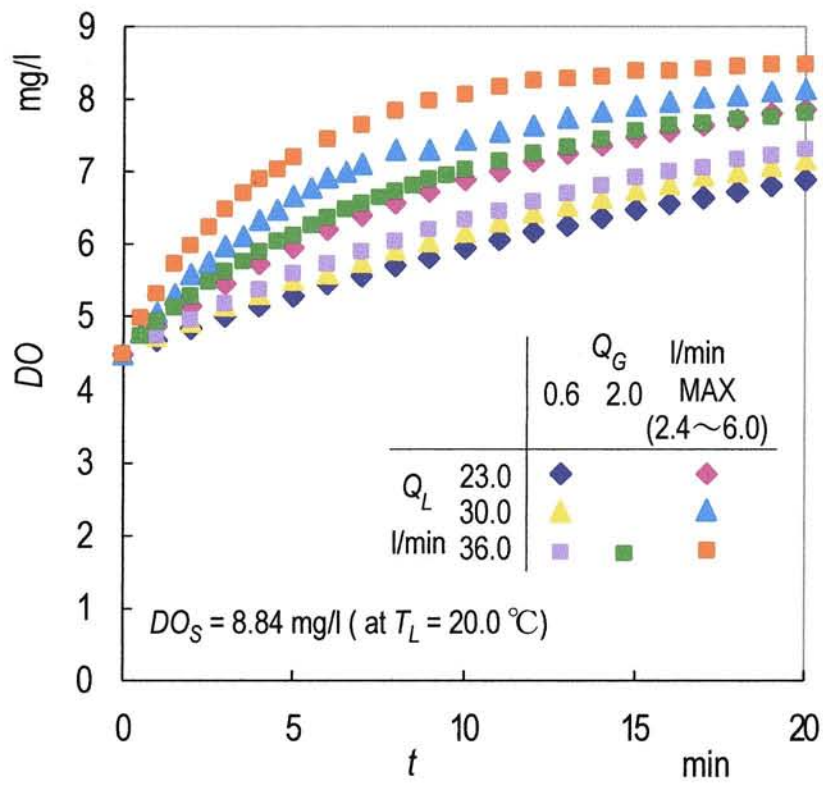


Fig. 2.12 Time-variation in dissolved oxygen in tap water for type A

Table 2.2 Evaluation for dissolved oxygen

(a)  $Q_L = 23$  l/min,  $Q_G = 0.6$  l/min

Type	$Q_G$	$K_{La}$	$E_A$	$\eta_B$
	l/min	1/h	%	%
A	0.6	2.4	28.4	0.124
B		2.3	27.1	0.157
C		2.1	23.9	0.136
D		2.3	28.2	0.132
E		2.2	25.8	0.136

(b)  $Q_L = 23$  l/min,  $Q_G = \text{MAX}$

Type	$Q_G$	$K_{La}$	$E_A$	$\eta_B$
	l/min	1/h	%	%
A	2.4	4.7	14.0	0.545
B	3.7	6.0	11.8	0.826
C	5.2	7.5	10.2	0.955
D	6.0	8.1	9.5	1.077
E	4.5	8.8	13.8	0.837

(c)  $Q_L = 30$  l/min,  $Q_G = 0.6$  l/min

Type	$Q_G$	$K_{La}$	$E_A$	$\eta_B$
	l/min	1/h	%	%
A	0.6	2.9	33.1	0.058
B		2.9	32.2	0.069
C		2.3	28.4	0.059
D		2.1	24.8	0.062
E		3.0	35.6	0.055

(d)  $Q_L = 30$  l/min,  $Q_G = \text{MAX}$

Type	$Q_G$	$K_{La}$	$E_A$	$\eta_B$
	l/min	1/h	%	%
A	4.2	8.0	13.5	0.365
B	5.9	6.8	8.2	0.583
C	8.2	9.7	8.4	0.667
D	9.6	14.9	11.0	0.747
E	8.6	15.1	12.4	0.652

(e)  $Q_L = 36$  l/min,  $Q_G = 0.6$  l/min

Type	$Q_G$	$K_{La}$	$E_A$	$\eta_B$
	l/min	1/h	%	%
A	0.6	3.2	38.5	0.037
B		2.9	34.7	0.042
C		2.8	37.3	0.036
D		2.8	33.9	0.038
E		2.8	32.9	0.037

(f)  $Q_L = 36$  l/min,  $Q_G = 2.0$  l/min

Type	$Q_G$	$K_{La}$	$E_A$	$\eta_B$
	l/min	1/h	%	%
A	2.0	5.2	18.2	0.120
B		5.2	17.9	0.136
C		5.0	17.0	0.127
D		4.4	15.1	0.125
E		4.7	16.3	0.125

(g)  $Q_L = 36$  l/min,  $Q_G = \text{MAX}$

Type	$Q_G$	$K_{La}$	$E_A$	$\eta_B$
	l/min	1/h	%	%
A	6.0	11.7	5.9	0.244
B	15.1	12.1	11.6	0.481
C	7.5	17.3	11.5	0.560
D	10.7	17.7	11.0	0.535
E	11.5	26.0	11.6	0.689

(h) Air sparger

$Q_G$	$K_{La}$	$E_A$	$\eta_B$
l/min	1/h	%	%
6.0	0.7	8.2	-
15.0	1.9	0.9	-

孔位置の違い (Type A と Type B), 孔径の違い (Type B と Type C) の比較より, 気・液流量が同じであれば, Type A が  $K_La$ ,  $E_A$  共に最も大きい値を示し, 最も効率的な装置であるといえる.

## 2.7 気泡径評価実験

### 2.7.1 測定パラメータと測定方法

#### 2.7.1.1 空気流量 $Q_G$ , 液流量 $Q_L$

空気流量  $Q_G$ , 液流量  $Q_L$  共に, 2.3.1 節に述べたとおりである.

#### 2.7.1.2 気泡径分布表

発生した MB の気泡径分布状況を把握するために, 気泡の撮影を行った. 撮影は, デジタルカメラ (COOLPIX4500) にコンバータレンズ (テレスコマイクロ) を装着して, 透過光によりマクロ撮影を行った. 影した画像は, ライブラリー製多機能汎用画像解析ソフト (Cosmos32 ver.5.7. 以後, 解析ソフトと略記) で解析して一つ一つの気泡径を測定し, 気泡直径の範囲で分級した.

### 2.7.2 評価パラメータ

#### 2.7.2.1 平均気泡径 $d_{B,Ave}$

気泡径を測定して出した気泡径分布表をもとに, 以下の式で求められる.

$$d_{B,Ave} = \frac{\sum m_i d_i}{M} \quad (2.20)$$

ここで,  $M$  はサンプルした気泡の総数,  $m_i$  は代表気泡径  $d_i$  の気泡の個数である.

#### 2.7.2.2 ザウター平均径 $d_{BS}$

ザウター平均径  $d_{BS}$  とは, 全気泡の総体積に対する総表面積の割合であり, 気泡の界面での反応を考える際に重要な気泡径の表し方である. 本実験においては, 近似的に次式で表される.

$$d_{BS} = \frac{\sum \left( \frac{m_i}{M} d_i^3 \right)}{\sum \left( \frac{m_i}{M} d_i^2 \right)}$$

$$= \frac{\sum m_i d_i^3}{\sum m_i d_i^2} \quad (2.21)$$

### 2.7.3 実験方法

Fig. 2.13 に気泡撮影の概略を示す. 水槽内に透明なアクリルボックスを沈め, 中にフラッシュライトを置いた. ゲージを MB 発生装置先端から前方約 350 mm, 水槽内壁から約 15 mm の位置に設置し, Fig. 2.14 に示すように撮影領域が 3 mm および 9mm になるように焦点距離を合わせて撮影を行った. これは, より広い範囲の気泡径分布を出すためであり, 気泡径 0.1 mm 未満は撮影領域 3 mm の気泡数を, 気泡径 0.1 mm 以上は撮影領域 9 mm の気泡数を用いることとした. 気・液の流量条件は, 2.5.3 節の溶存酸素特性実験と同じであった.

気泡径は解析ソフトを用いて測定した. 撮影領域 3 mm の画像で解析枚数を 90 枚, 撮影領域 9 mm の画像で 10 枚とした. これは, 撮影領域 9 mm に関して, 同じ気・液流量条件下で気泡画像を 5 枚, 10 枚, 15 枚, 20 枚解析し, それぞれの気泡径分布を比較したが, 10 枚を越えると気泡径分布に変化がなかったためである. また, 撮影領域 3 mm の画像で解析枚数を 90 枚にしたのは, 撮影領域 9 mm の画像と解析面積を等しくするためである.

## 2.8 気泡径評価実験の結果及び考察

Table 2.3, Fig. 2.15(a) ~ (g), Fig. 2.16 ~ 18 に気泡径分布の比較を示す. Fig. 2.15 では, 横軸に気泡径範囲  $d_B$ , 縦軸に気泡個数  $m_i$ , Fig. 2.16~18 では, 横軸に各装置と気泡総数  $M$ , 縦軸に気泡の分布割合をそれぞれとっている. 空気流量  $Q_G = 0.6$  l/min のとき, 液流量に関わらず, 気泡径  $d_B = 0.05 \sim 0.1$  mm 又は  $d_B = 0.1 \sim 0.3$  mm で気泡数がピークになり, 0.3 mm を越えると気泡数が減少するような分布の形になっている.

また, 液流量が大きくなるにつれ, 気泡の総数が増える傾向がある. これらのことから, 2.6.2 節で述べた, 液流量増大によるせん断力の増大は, 微小サイズの気泡数の増加に寄与すると考えられる. つまり, 液流量に比例して MB の発生数が増えるといえる.

空気流量  $Q_G = \text{MAX}$  l/min のときには, 気泡径  $d_B = 0.05 \sim 0.1$  mm または  $d_B = 0.1 \sim 0.3$  mm と  $d_B = 1.0 \sim 2.0$  mm の 2 箇所ピークを持っている. そして, 液流量が大きくなるにつれ, 気泡径が大きい側のピークが高くなる. これは, 液流量の増大に伴う空気流量の増大によるものと考えられる.

また, 同じ液流量のとき, 空気流量が大きくなるにつれ, 気泡の総数は減少し

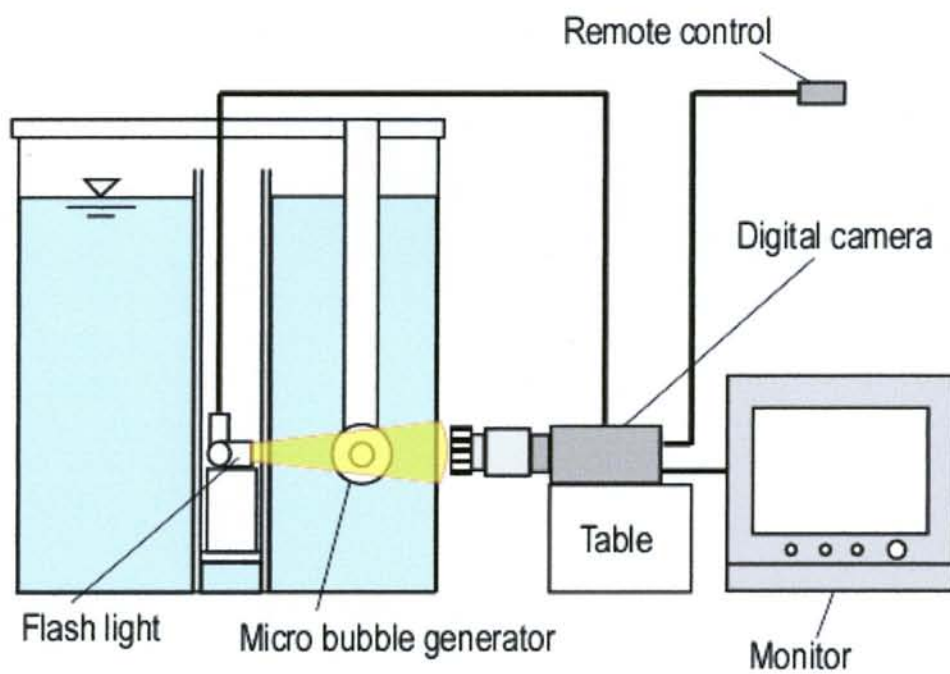


Fig. 2.13 Test apparatus for photo shoot of bubbles(No. 1)

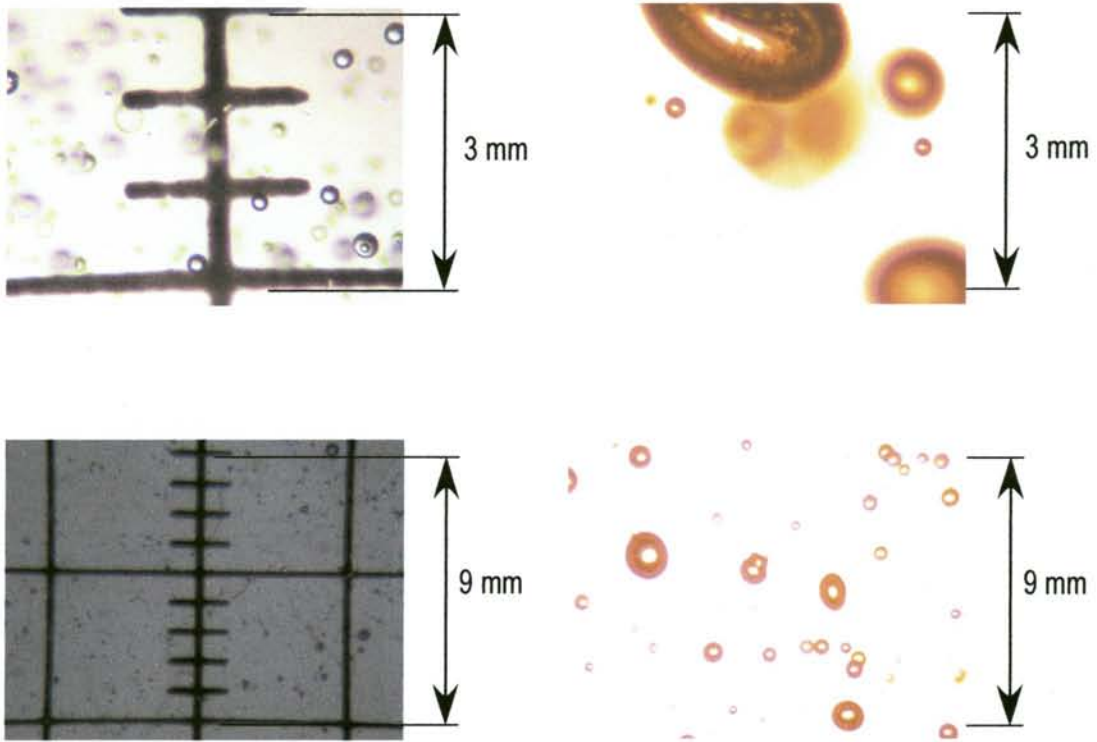


Fig. 2.14 Test apparatus for photo shoot of bubbles



Table 2.3 Bubble diameter distribution

(a)  $Q_L = 23$  l/min,  $Q_G = 0.6$  l/min

$d_B$ mm Type	0 ~ 0.05	0.05 ~ 0.1	0.1 ~ 0.3	0.3 ~ 0.5	0.5 ~ 1.0	1.0 ~ 2.0	2.0 ~ 3.0	3.0 ~ 4.0	Total	$d_{B,Ave}$ mm	$d_{BS}$ mm
A	140	202	418	153	145	46	1	0	1105	0.31	1.05
B	57	141	225	102	59	33	7	0	624	0.34	1.43
C	149	206	512	85	80	29	0	0	1061	0.24	0.97
D	152	275	176	79	49	16	0	0	747	0.20	0.96
E	196	287	184	80	74	40	2	0	863	0.25	1.23

(b)  $Q_L = 23$  l/min,  $Q_G = \text{MAX}$ (Actual values are shown in Table 2.2)

$d_B$ mm Type	0 ~ 0.05	0.05 ~ 0.1	0.1 ~ 0.3	0.3 ~ 0.5	0.5 ~ 1.0	1.0 ~ 2.0	2.0 ~ 3.0	3.0 ~ 4.0	Total	$d_{B,Ave}$ mm	$d_{BS}$ mm
A	36	50	59	35	50	104	30	3	367	0.84	1.97
B	21	34	57	12	19	26	19	11	199	0.80	2.65
C	32	32	32	14	21	35	12	3	181	0.68	2.16
D	23	36	17	11	15	40	16	1	159	0.79	2.04
E	9	19	20	9	18	40	31	1	147	1.11	2.17

(c)  $Q_L = 30$  l/min,  $Q_G = 0.6$  l/min

$d_B$ mm Type	0 ~ 0.05	0.05 ~ 0.1	0.1 ~ 0.3	0.3 ~ 0.5	0.5 ~ 1.0	1.0 ~ 2.0	2.0 ~ 3.0	3.0 ~ 4.0	Total	$d_{B,Ave}$ mm	$d_{BS}$ mm
A	130	190	392	141	134	57	2	0	1046	0.33	1.14
B	57	230	56	67	81	41	8	0	540	0.37	1.50
C	213	307	593	98	68	36	1	0	1316	0.22	1.06
D	85	207	218	95	64	18	0	0	687	0.25	0.94
E	186	238	244	101	94	52	0	0	915	0.28	1.13

(d)  $Q_L = 30$  l/min,  $Q_G = \text{MAX}$ (Actual values are shown in Table 2.2)

$d_B$ mm Type	0 ~ 0.05	0.05 ~ 0.1	0.1 ~ 0.3	0.3 ~ 0.5	0.5 ~ 1.0	1.0 ~ 2.0	2.0 ~ 3.0	3.0 ~ 4.0	Total	$d_{B,Ave}$ mm	$d_{BS}$ mm
A	29	50	51	19	53	152	33	1	388	0.97	1.84
B	45	66	10	12	23	112	49	3	320	1.03	2.10
C	40	54	72	18	40	121	30	0	375	0.84	1.83
D	8	32	27	16	62	91	20	2	258	0.99	1.86
E	5	21	42	18	49	158	42	0	335	1.18	1.86

Table 2.3 Bubble diameter distribution

(e)  $Q_L = 36$  l/min,  $Q_G = 0.6$  l/min

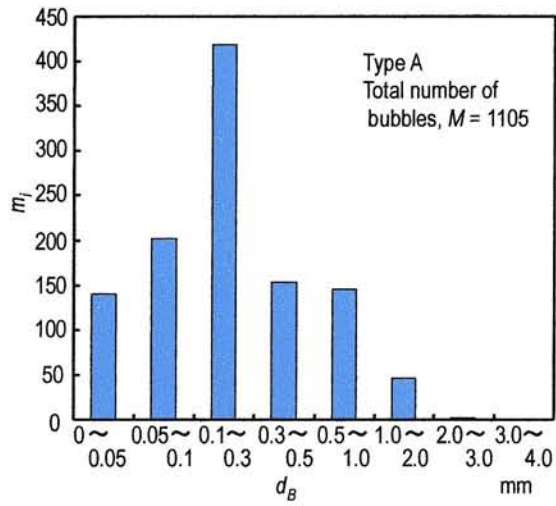
$d_B$ mm Type	0 ~ 0.05	0.05 ~ 0.1	0.1 ~ 0.3	0.3 ~ 0.5	0.5 ~ 1.0	1.0 ~ 2.0	2.0 ~ 3.0	3.0 ~ 4.0	Total	$d_{B,Ave}$ mm	$d_{BS}$ mm
A	191	280	649	226	200	58	0	0	1604	0.30	0.98
B	276	450	259	103	87	45	2	0	1222	0.22	1.19
C	341	454	772	95	97	31	0	0	1790	0.20	0.91
D	125	302	199	67	51	13	1	0	758	0.20	1.03
E	220	312	294	145	96	49	0	0	1116	0.26	1.08

(f)  $Q_L = 36$  l/min,  $Q_G = 2.0$  l/min

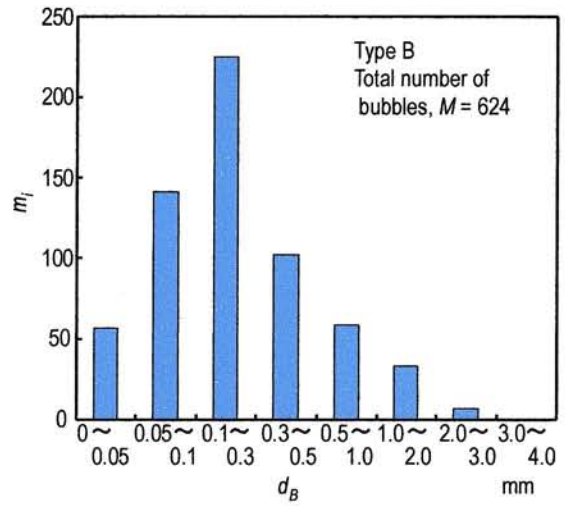
$d_B$ mm Type	0 ~ 0.05	0.05 ~ 0.1	0.1 ~ 0.3	0.3 ~ 0.5	0.5 ~ 1.0	1.0 ~ 2.0	2.0 ~ 3.0	3.0 ~ 4.0	Total	$d_{B,Ave}$ mm	$d_{BS}$ mm
A	120	100	146	72	108	127	14	1	688	0.55	1.60
B	86	129	29	34	51	73	3	0	405	0.46	1.45
C	178	197	220	61	50	55	9	0	770	0.30	1.55
D	68	121	189	53	76	63	2	0	572	0.40	1.31
E	31	107	99	50	67	102	14	0	470	0.61	1.62

(g)  $Q_L = 36$  l/min,  $Q_G = \text{MAX}$ (Actual values are shown in Table 2.2)

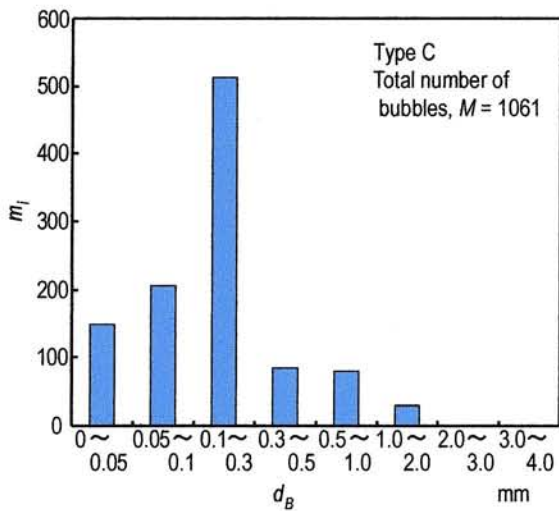
$d_B$ mm Type	0 ~ 0.05	0.05 ~ 0.1	0.1 ~ 0.3	0.3 ~ 0.5	0.5 ~ 1.0	1.0 ~ 2.0	2.0 ~ 3.0	3.0 ~ 4.0	Total	$d_{B,Ave}$ mm	$d_{BS}$ mm
A	22	33	17	26	104	46			248	1.23	2.00
B	13	49	39	7	22	146	28	2	306	1.07	1.89
C	5	19	40	16	93	237	13	0	423	1.12	1.56
D	0	20	38	13	57	157	26	0	311	1.15	1.74
E	19	20	11	96	268	30			444	1.26	1.67



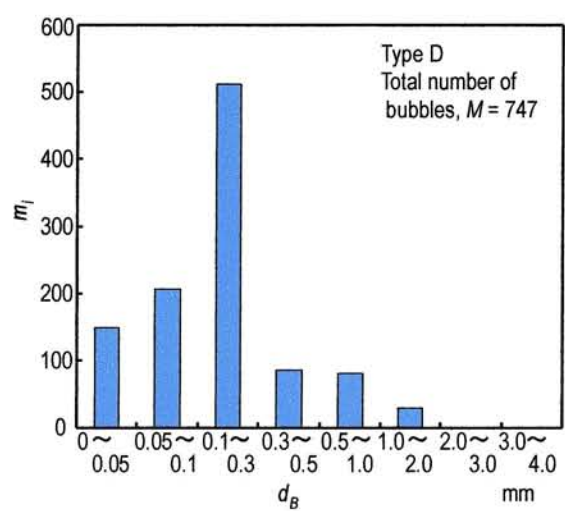
Type A



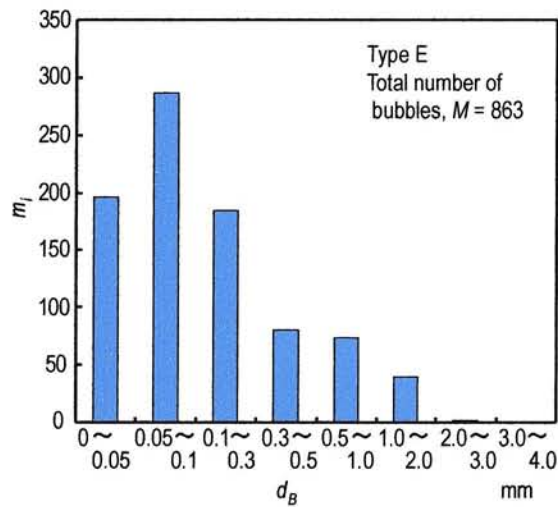
Type B



Type C



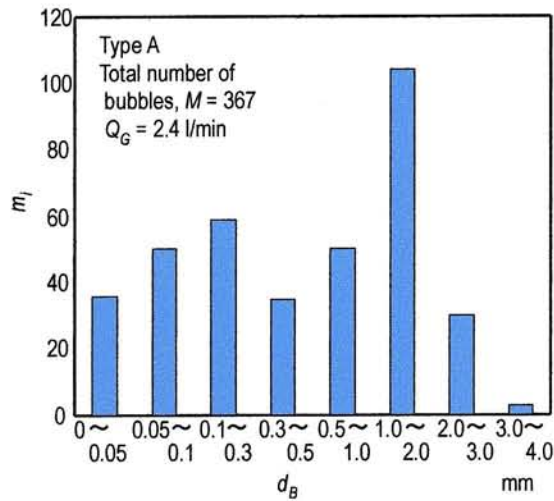
Type D



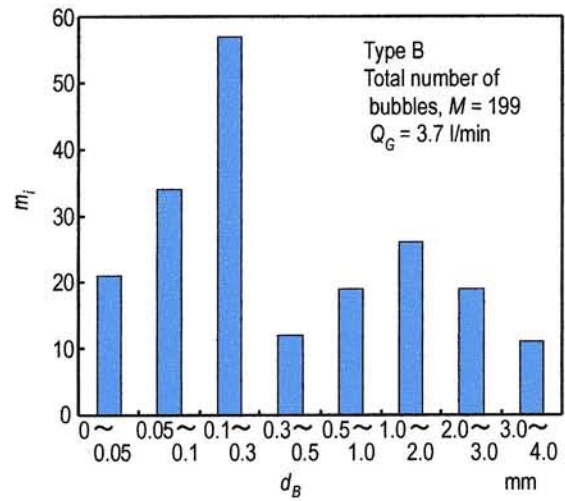
Type E

(a)  $Q_L = 23.0$  l/min,  $Q_G = 0.6$  l/min

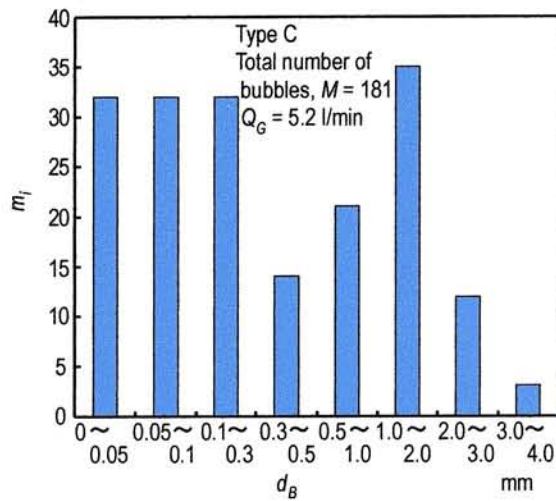
Fig. 2.15 Bubble diameter distribution I



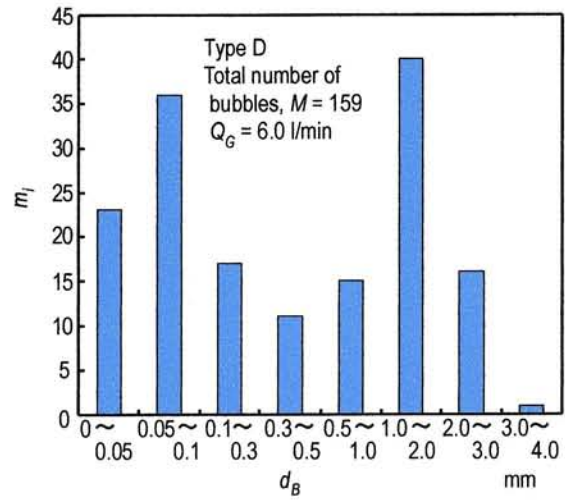
Type A



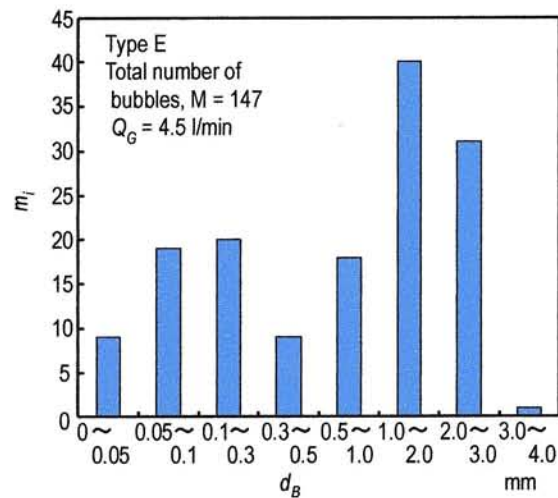
Type B



Type C



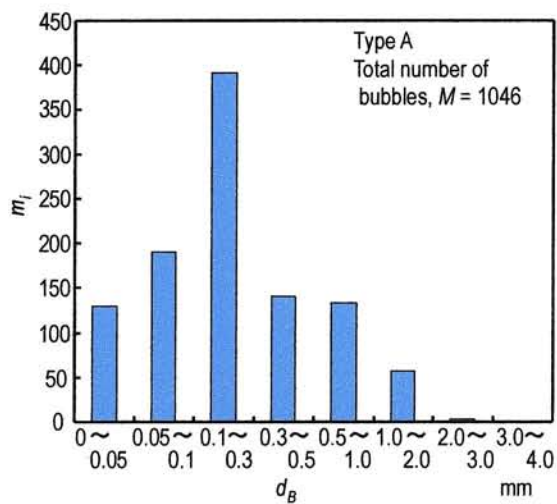
Type D



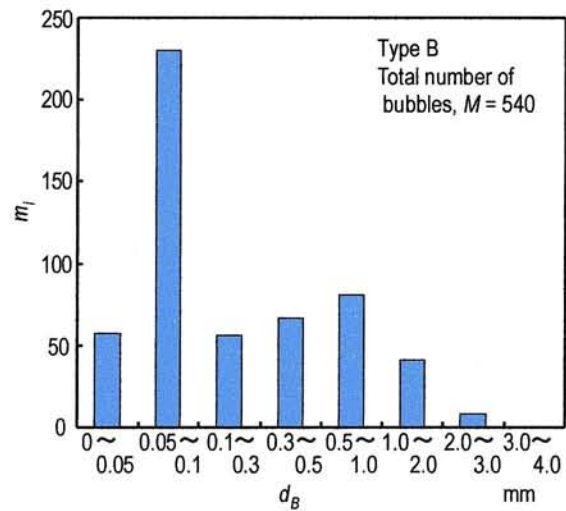
Type E

(b)  $Q_L = 23.0$  l/min,  $Q_G = \text{MAX}$ (Actual values are shown in figure)

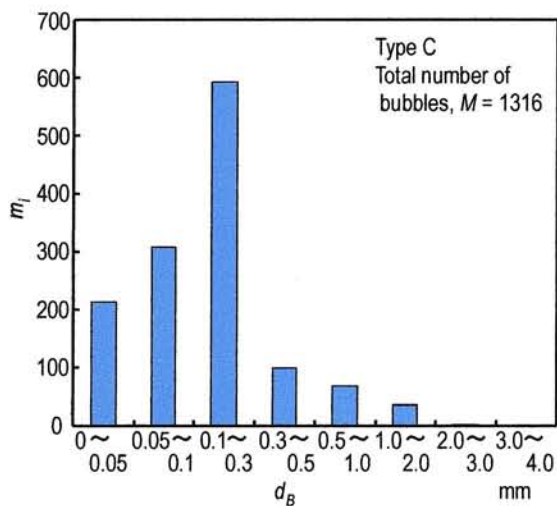
Fig. 2.15 Bubble diameter distribution I



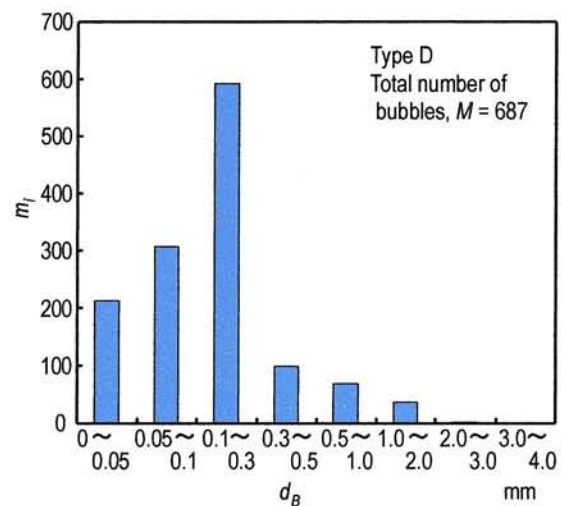
Type A



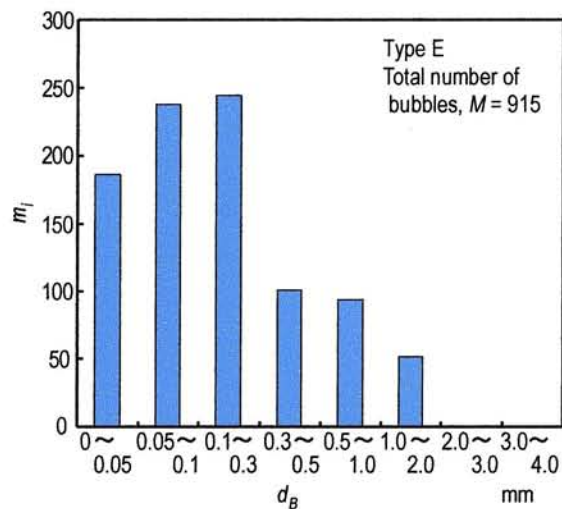
Type B



Type C



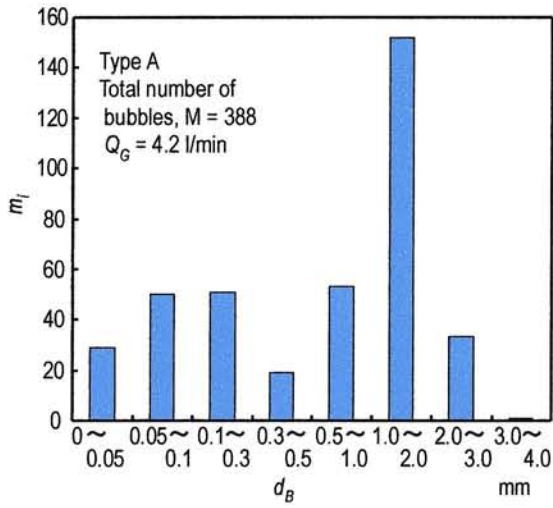
Type D



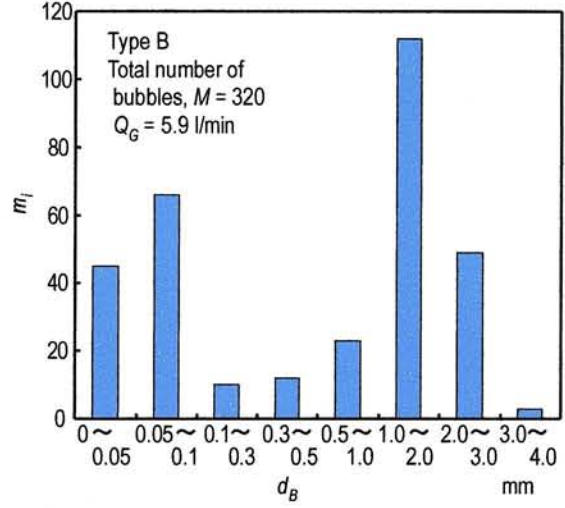
Type E

(c)  $Q_L = 30.0$  l/min,  $Q_G = 0.6$  l/min

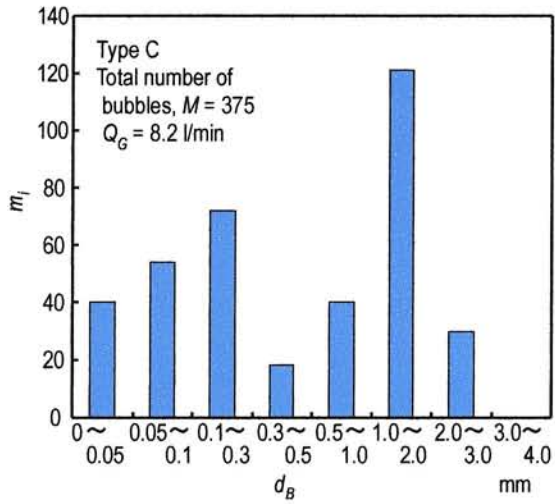
Fig. 2.15 Bubble diameter distribution I



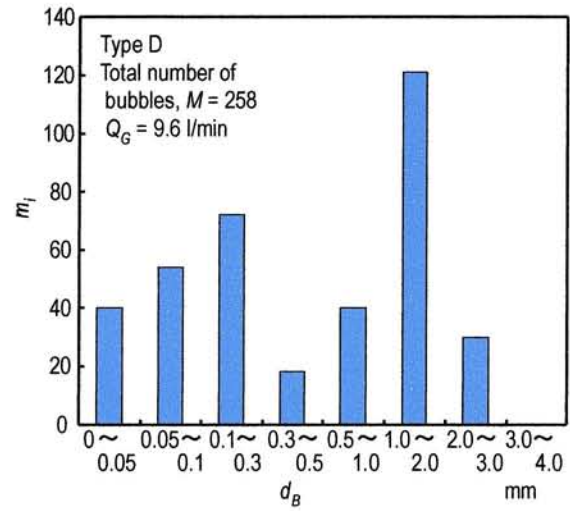
Type A



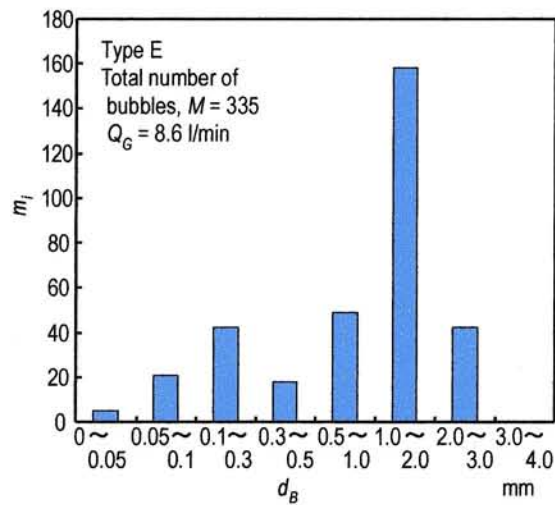
Type B



Type C



Type D

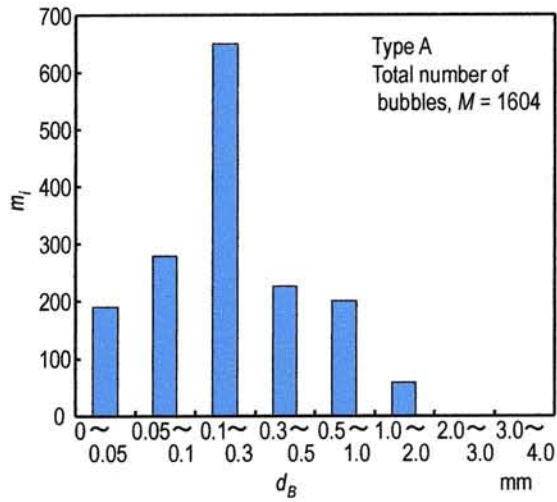


Type E

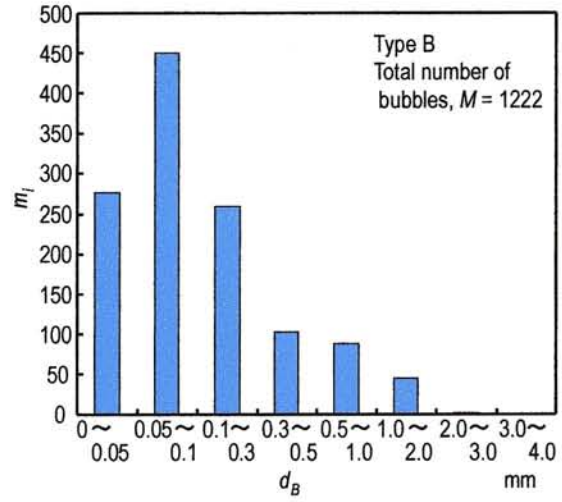
(d)  $Q_L = 30.0$  l/min,  $Q_G = \text{MAX}$ (Actual values are shown in figure)

Fig. 2.15 Bubble diameter distribution I

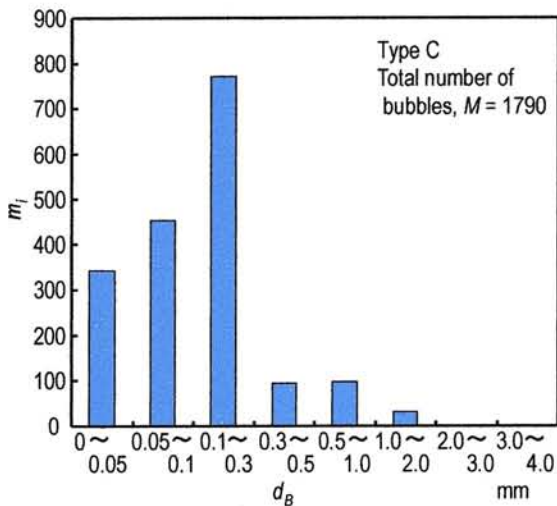




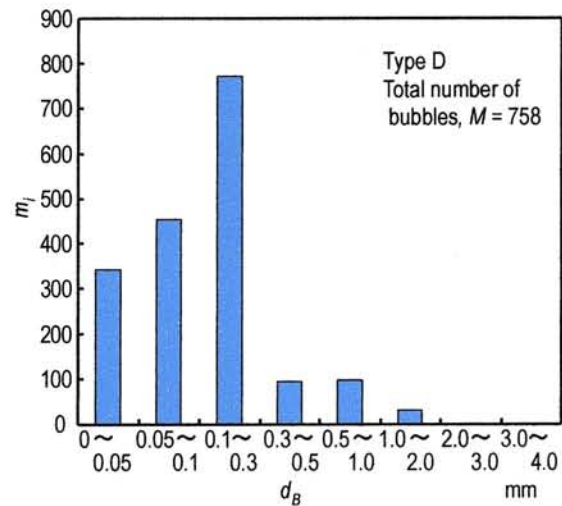
Type A



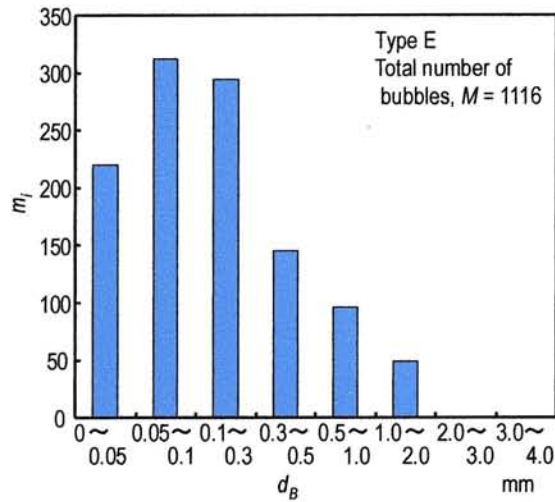
Type B



Type C



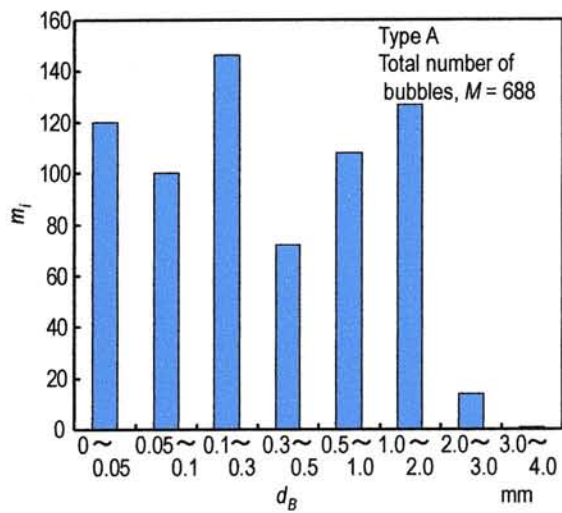
Type D



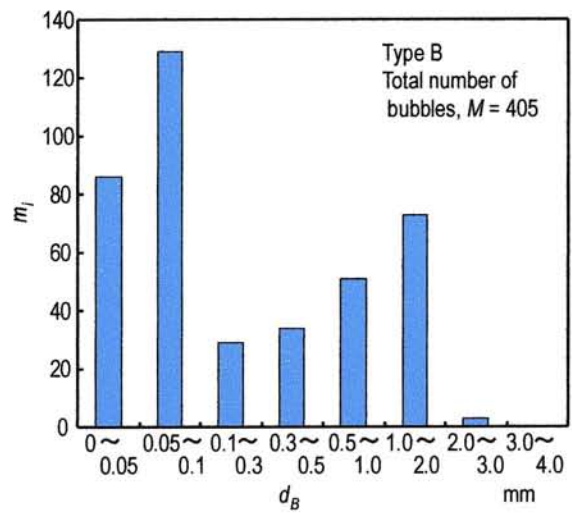
Type E

(e)  $Q_L = 36.0$  l/min,  $Q_G = 0.6$  l/min

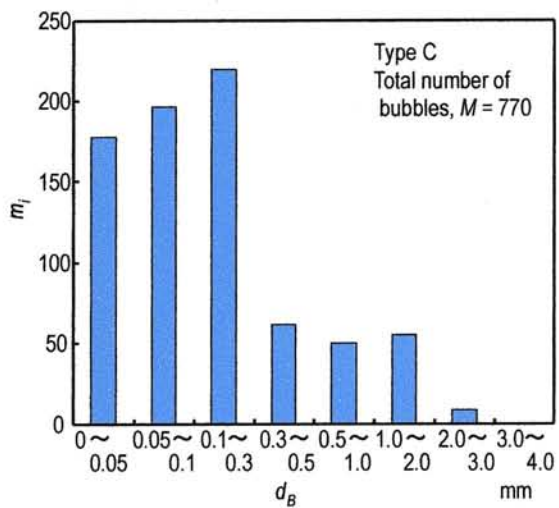
Fig. 2.15 Bubble diameter distribution I



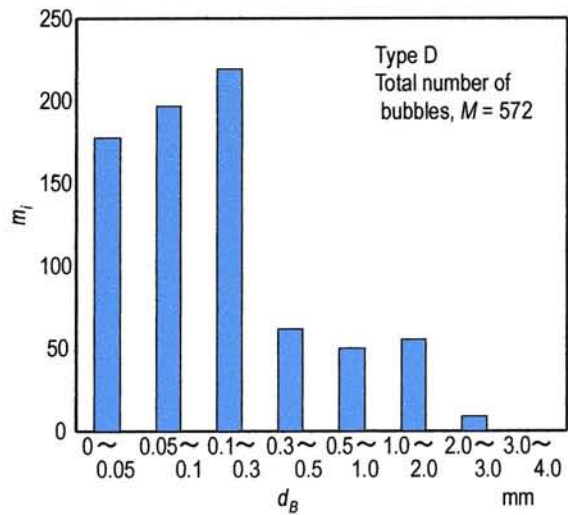
Type A



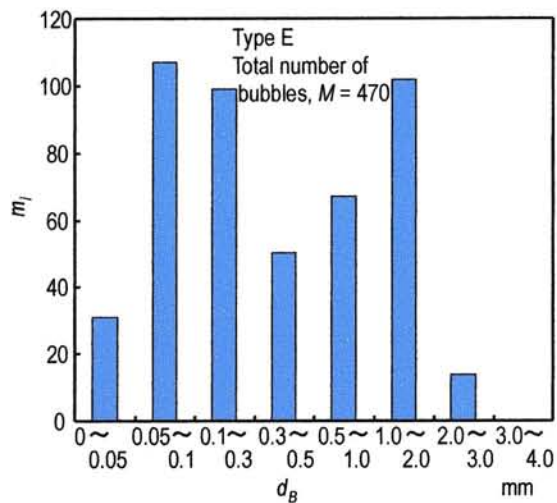
Type B



Type C



Type D

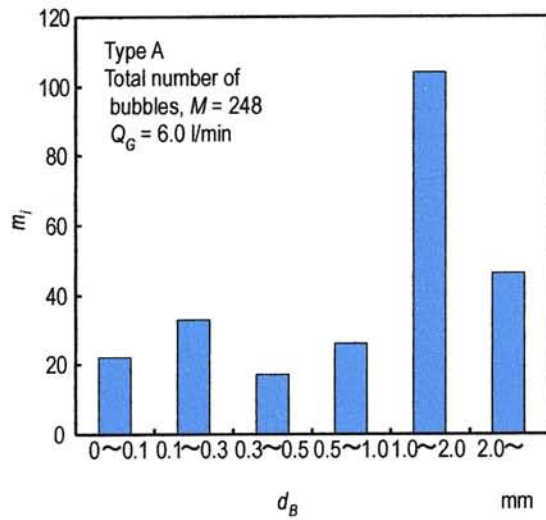


Type E

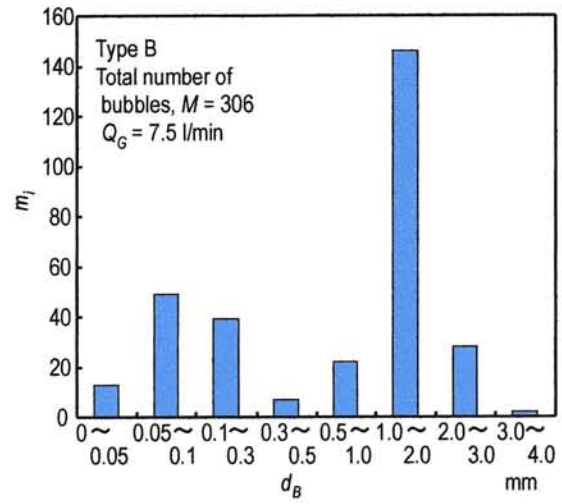
(f)  $Q_L = 36.0$  l/min,  $Q_G = 2.0$  l/min

Fig. 2.15 Bubble diameter distribution I

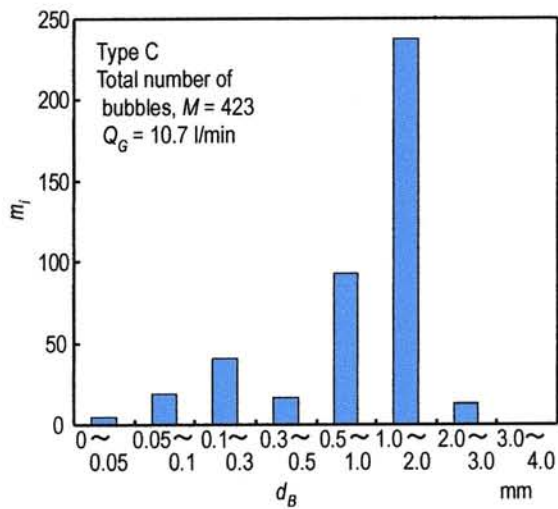




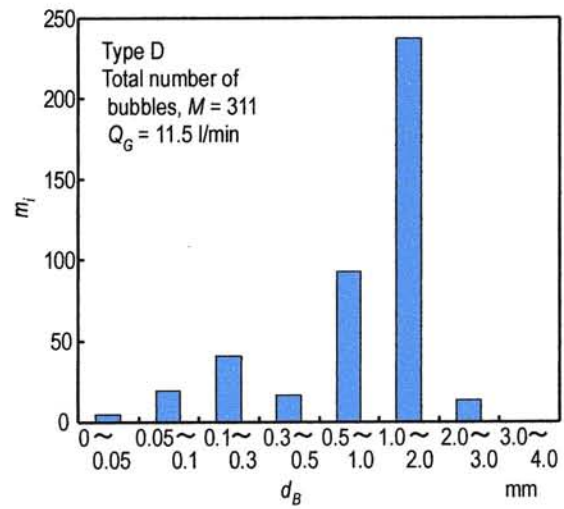
Type A



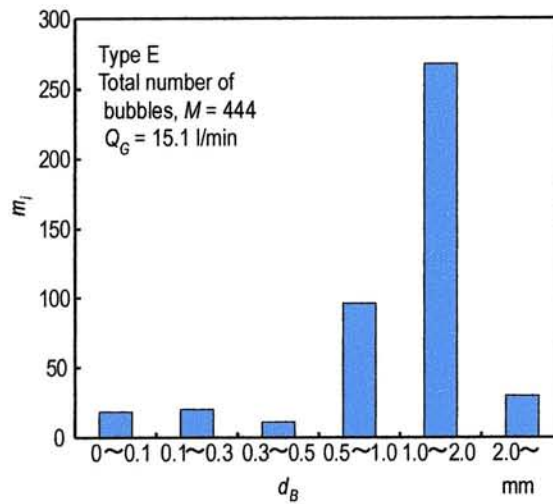
Type B



Type C



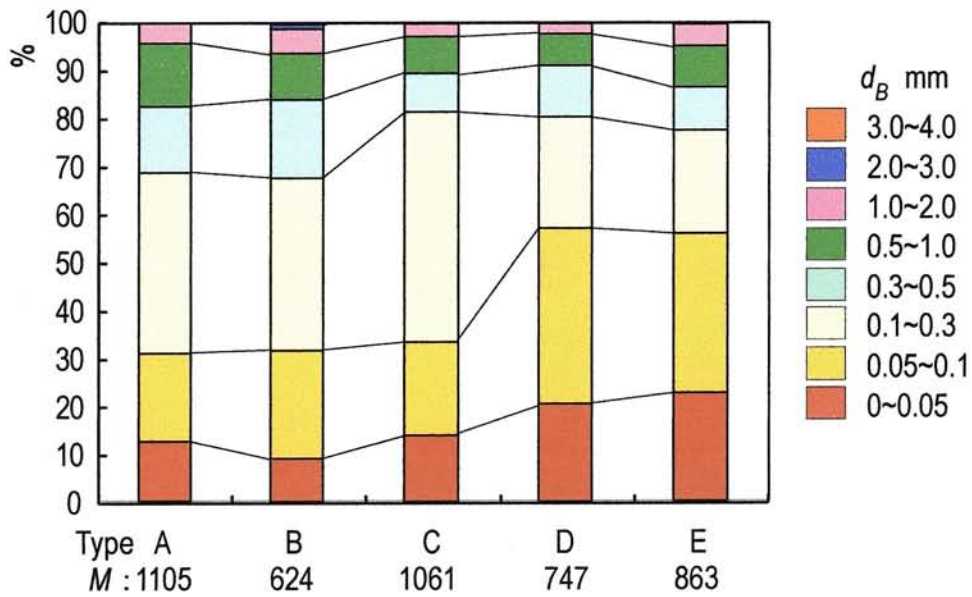
Type D



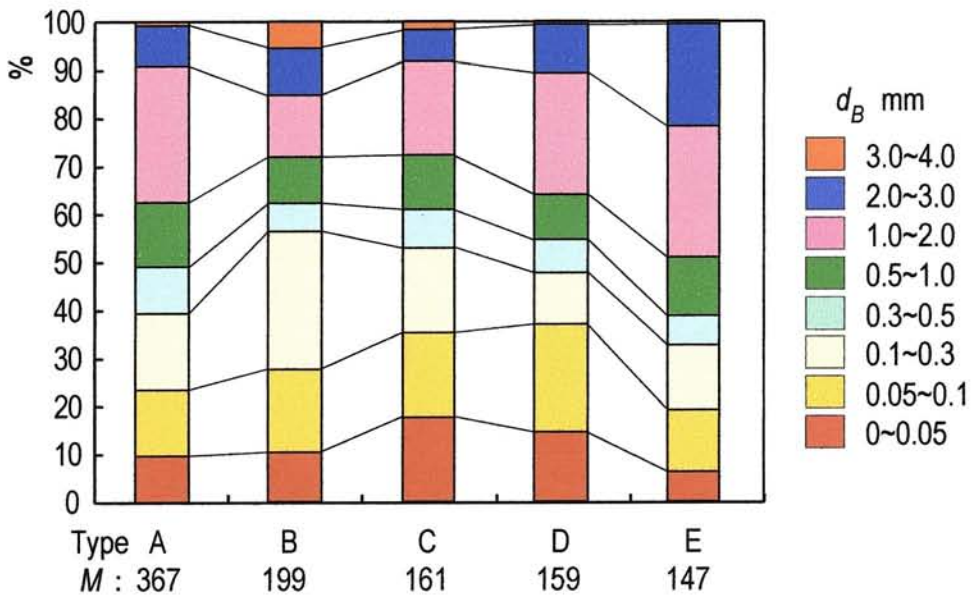
Type E

(g)  $Q_L = 36.0$  l/min,  $Q_G = \text{MAX}$ (Actual values are shown in figure)

Fig. 2.15 Bubble diameter distribution I

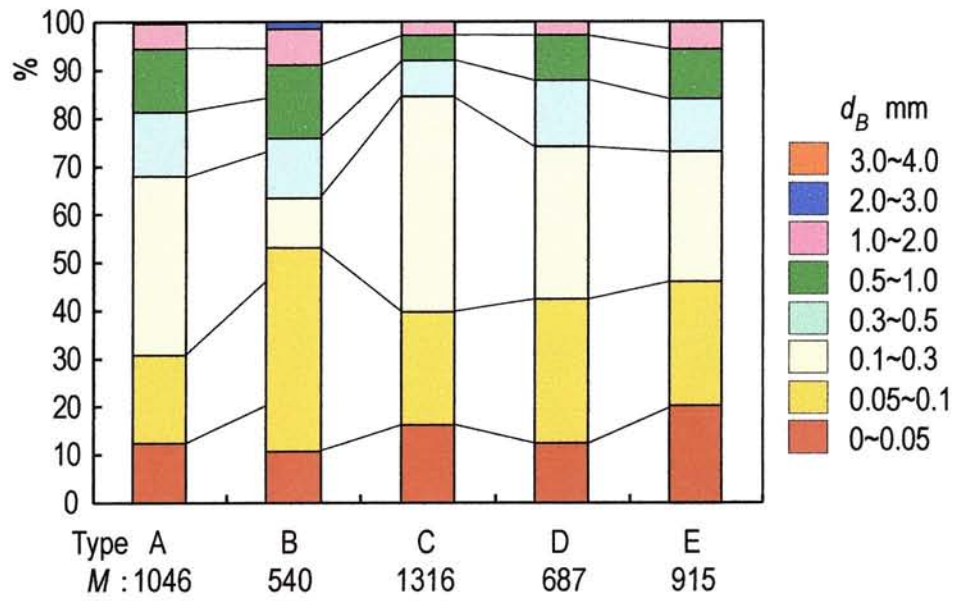


(a)  $Q_G = 0.6$  l/min

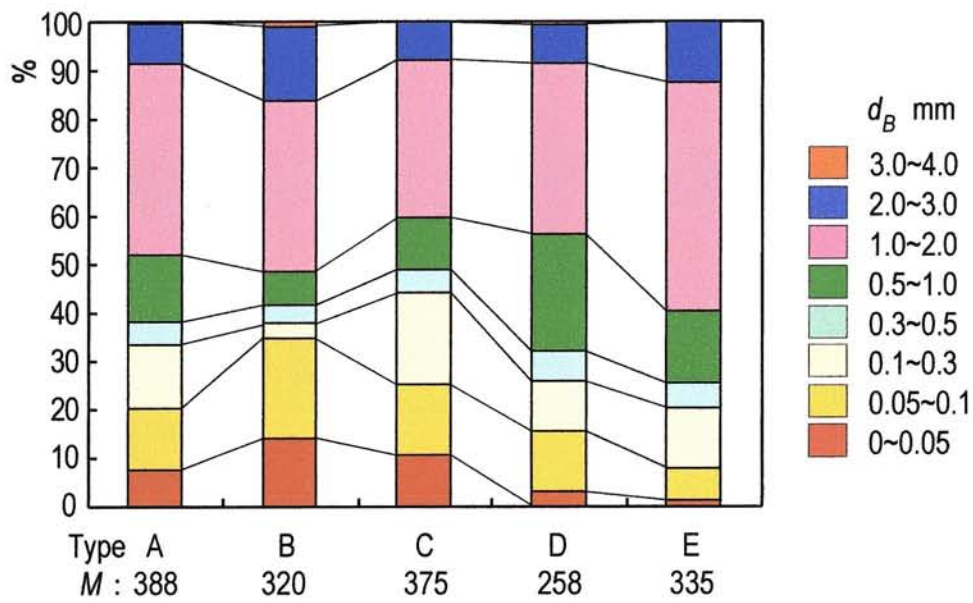


(b)  $Q_G = \text{MAX}$  (Actual values are shown in Table 2.2)

Fig. 2.16 Bubble diameter distribution II ( $Q_L = 23.0$  l/min)



(a)  $Q_G = 0.6$  l/min



(b)  $Q_G = \text{MAX}$  (Actual values are shown in Table 2.2)

Fig. 2.17 Bubble diameter distribution II ( $Q_L = 30.0$  l/min)

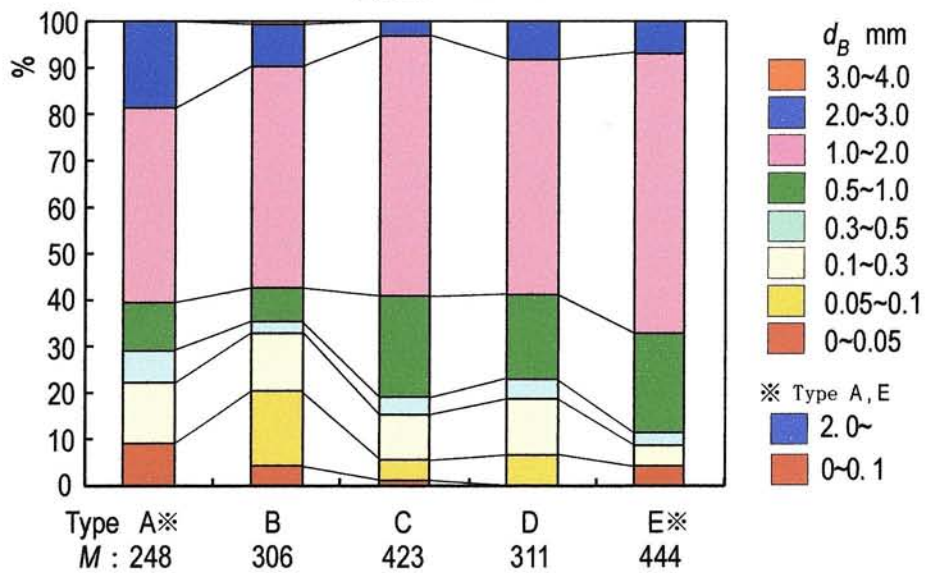
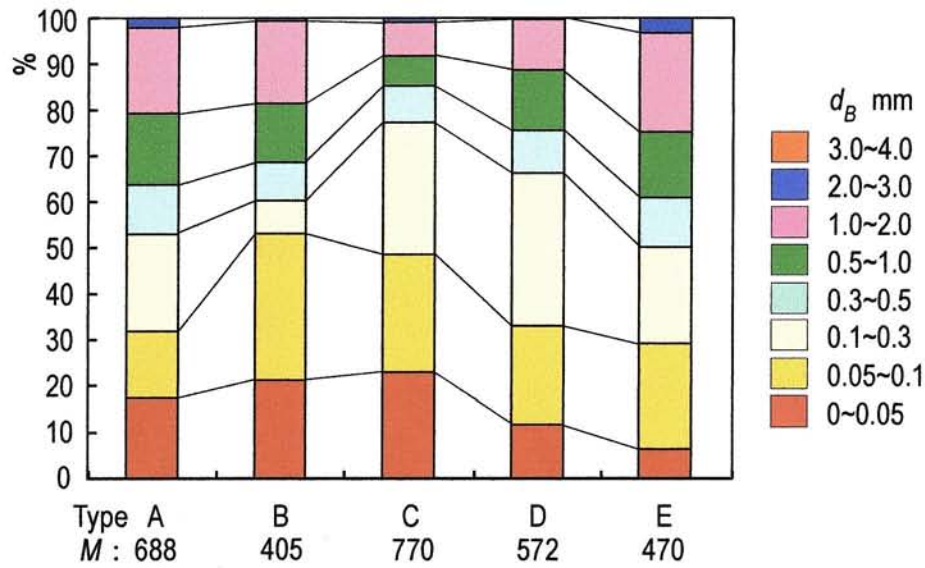
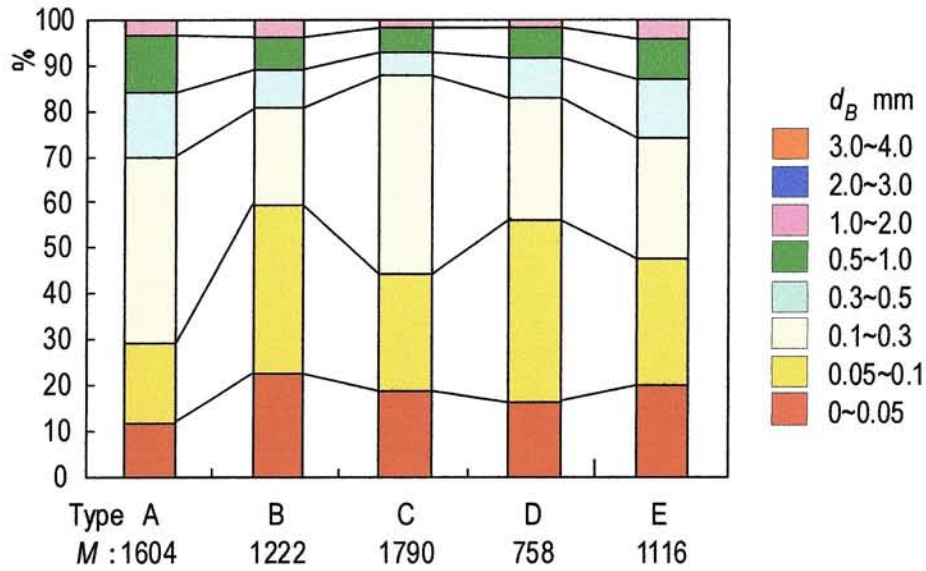


Fig. 2.18 Bubble diameter distribution II ( $Q_L = 36.0$  l/min)

ていることが分かった。これは 2.6.2 節の酸素吸収効率における見解と一致する。

## 2.9 溶存酸素濃度評価実験

本研究で用いた MB 発生装置の使用場所として湖や海、養殖場等におけるエアレーションが考えられる。そこで、2.3 ～ 2.8 節における基本性能実験より、最も効率的に溶存酸素濃度を上昇させることが可能な Type A についてのみ塩分濃度の違いによる影響を調べた。

### 2.9.1 測定パラメータと測定方法

測定は、空気流量  $Q_G$ 、液流量  $Q_L$ 、溶存酸素濃度  $DO$  を測定した。 $DO$  はポータブル溶存酸素計 ((株)東亜ディーケーケー, DO-24P) で測定した。測定精度は  $\pm 0.02 \text{ mg/l} \pm 1 \text{ digit}$  であった。測定方法は、2.5.1 節と同様であった。

### 2.9.2 評価パラメータ

評価には物質移動容量係数  $K_L a$ 、酸素吸収効率  $E_A$  を用い、それぞれの算出方法は 2.5.2 節で述べたとおりであった。

### 2.9.3 実験方法

溶存酸素濃度評価の実験方法は、2.5.3 節と同様であり、流量条件については、Table 2.4 に示すとおり、液流量を  $Q_L = 23, 30, 36 \text{ l/min}$  と変化させた時に、空気流量を  $Q_G = 0.6, \text{MAX} \text{ l/min}$  と変えた。なお、 $Q_L = 23 \text{ l/min}$  については、 $Q_G = \text{MAX} \text{ l/min}$  の値が小さく、 $Q_G = 0.6 \text{ l/min}$  の条件はない。また、Fig.2.19 に示す水面からの  $DO$  の測定位置  $h_{DO}$  については、以前の研究<sup>(8)</sup>より、 $h_{DO} = 0, 700, 1400 \text{ mm}$  の 3ヶ所いずれにおいても、 $DO$  の時間変化はほぼ同じであったため、今回は測定が容易な  $h_{DO} = 100 \text{ mm}$  の地点を選んで  $DO$  値を測定し、その値を装置全体における代表値とした。

供試液体は、水道水と人口海水 10 %、30 %を用いた。塩分濃度 10 %とは、川と海との合流地点での海水の塩分濃度、もしくは、魚の陸上養殖に使用されている塩分濃度と同じであり、30 %とは、一般的な海水の濃度をそれぞれ想定している。それぞれの 20 °Cにおける物性値を Table 2.5 に示す。

また、比較のために Fig.2.20 に写真で示す粒径 5  $\mu\text{m}$  の微細な黄銅粒子を焼結した多孔質製の散気管を用いて水道水の場合と同様の実験を行った。この場合、コンプレッサーで空気を供給し、 $Q_L = 36 \text{ l/min}$ 、 $Q_G = 0.6, 3.4 \text{ l/min}$  の 2条件とした。 $Q_G = 3.4 \text{ l/min}$  としたのは、MB 発生装置に対する同実験における最大空気流量と同等としたためである。



Table 2.4 Flow rates conditions

Run	$Q_L$ l/min	$Q_G$ l/min	$T_L$ °C	$H$ mm
I	23	0.3 (MAX)	20	1400
II	30	0.6		
III		2.1 (MAX)		
IV	36	0.6		
V		3.4 (MAX)		

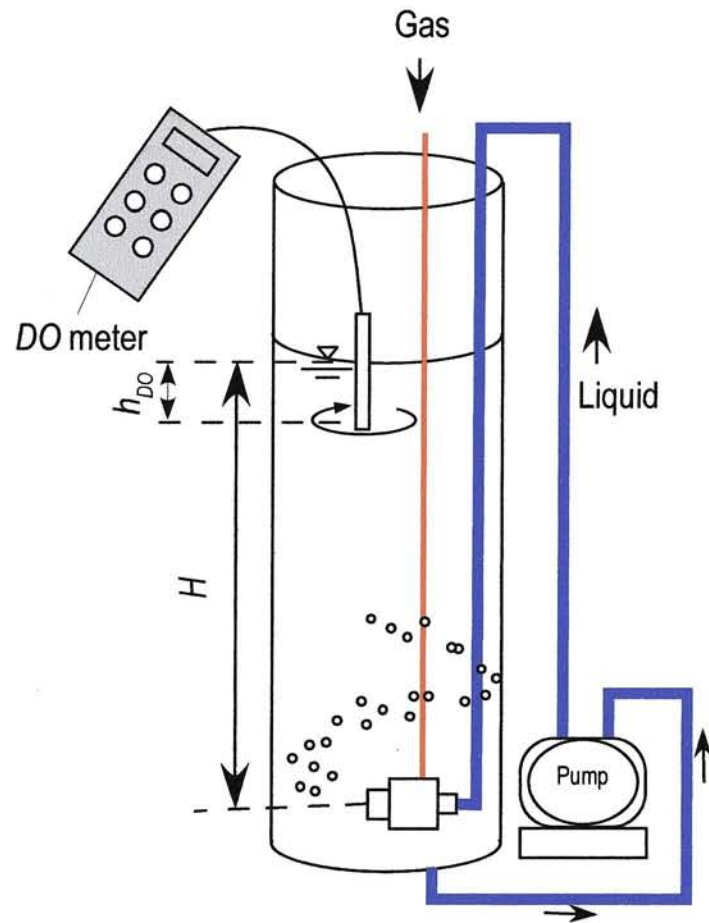


Fig. 2.19 Test apparatus for dissolved oxygen

Table 2.5 Characteristics of solutions at 20°C

	Density	Surface tension	Kinetic viscosity	Viscosity
	$\rho_L$ kg/m <sup>3</sup>	$\sigma$ N/m	$\nu_L$ m <sup>2</sup> /s	$\mu_L$ Pa·s
Tap water	998.2	0.071	1.004E-06	1.002E-03
Seawater 10 ‰	1005.3	0.069	1.015E-06	1.020E-03
Seawater 30 ‰	1019.6	0.066	1.032E-06	1.052E-03

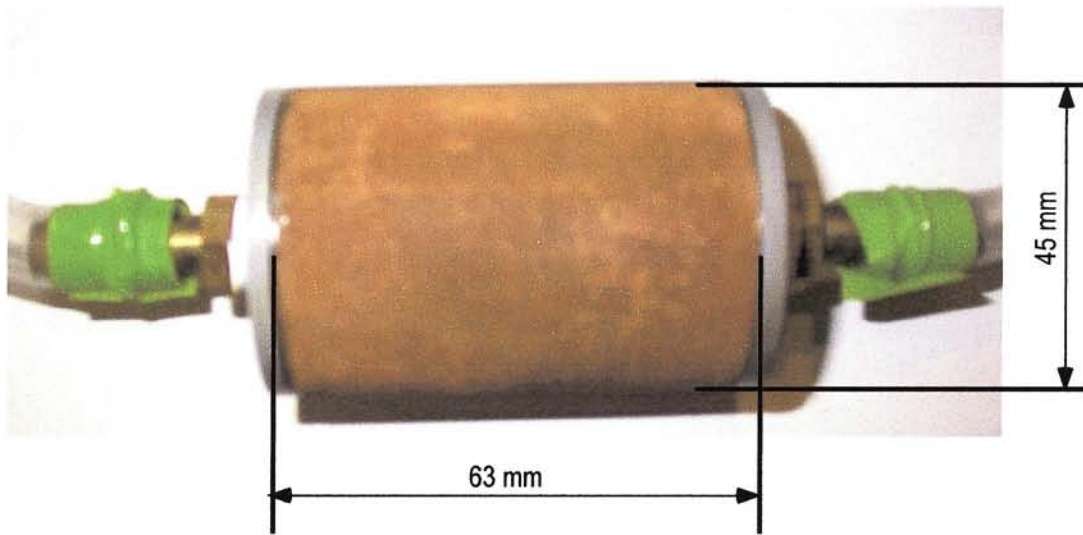


Fig. 2.20 Air sparger tested

## 2.10 溶存酸素濃度評価実験の結果及び考察

### 2.10.1 溶存酸素濃度の時間変化

Fig. 2.21 に溶存酸素濃度時間変化の結果を示す。横軸は経過時間  $t$ 、縦軸は溶存酸素濃度  $DO$  である。図中の破線は、それぞれの溶液の飽和溶存酸素濃度を示している。全ての気・液流量条件において、水道水よりも人工海水の方が飽和溶存酸素に達するまでの時間が短く、さらに、塩分濃度が高い方がその時間もより短いことが分かった。これは、塩分濃度が高いほど溶液の表面張力は小さくなり、より微細な MB が発生し、界面面積濃度  $a$  が高くなるためと考えられる。実際に、Fig. 2.22 に見られるように人工海水においては、発生した気泡が小さく、溶液が白濁したように観察される。また、気泡サイズが小さいため、気泡の上昇速度が遅くなり水中の滞在時間（反応時間）が長くなるので  $DO$  の増加速度が速くなるのであろう。

散気管との比較においては、MB 発生装置の方が、散気管の 1/3 程度の時間で飽和値に達した。

### 2.10.2 物質移動容量係数 $K_La$ 、酸素吸収効率 $E_A$

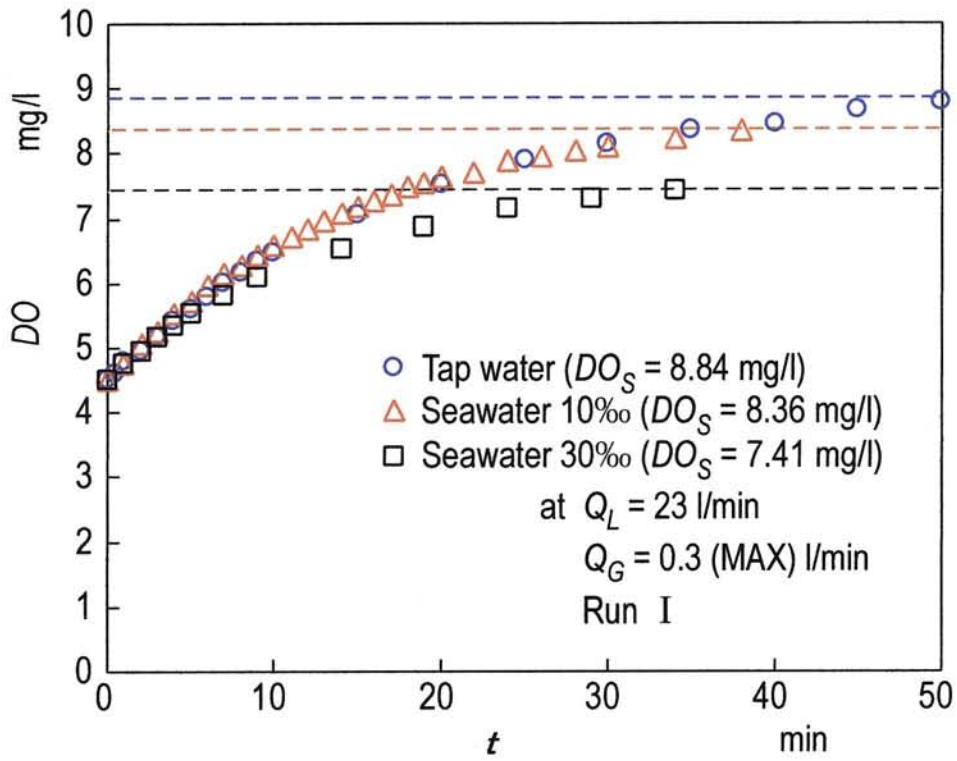
Fig. 2.23, Table 2.6 に各気・液流量条件における物質移動容量係数  $K_La$  と酸素吸収効率  $E_A$  の値を示す。

$DO - t$  特性から明らかなように、同じ液流量  $Q_L$  では空気流量  $Q_G$  が大きいほど  $K_La$  は大きいことがわかる。一方で  $E_A$  は、 $Q_G$  が小さい方が大きくなった。これは、空気流量を絞ることで、より微細な気泡が発生するためである。

また、同じ気・液流量条件では、人工海水の方が  $K_La$ 、 $E_A$  ともに高くなった。これは、2.10.1 節で述べたとおり、水道水の場合よりも気泡が小さくなるためである。

散気管との比較においては、MB 発生装置の方が、散気管よりも  $K_La$  は約 2 倍、 $E_A$  は 2~2.5 倍程度大きくなった。これは、発生した気泡サイズが MB 発生装置の方が散気管のそれより小さく、界面面積濃度  $a$  が高くなったためと考えられる。また、気泡サイズが小さいため、気泡の上昇速度が遅くなり水中の滞在時間が長くなっていることが考えられる。ただし、MB 発生装置は空気量が大きくなると  $E_A$  が小さくなるのに対し、散気管は空気量に依らずほぼ同じ値を示した。





(a) Run I ( $Q_L = 23$  l/min,  $Q_G = 0.3$ (MAX) l/min)

Fig. 2.21 Time-variation in dissolved oxygen at tap water, seawater 10 ‰ and seawater 30 ‰ – air condition

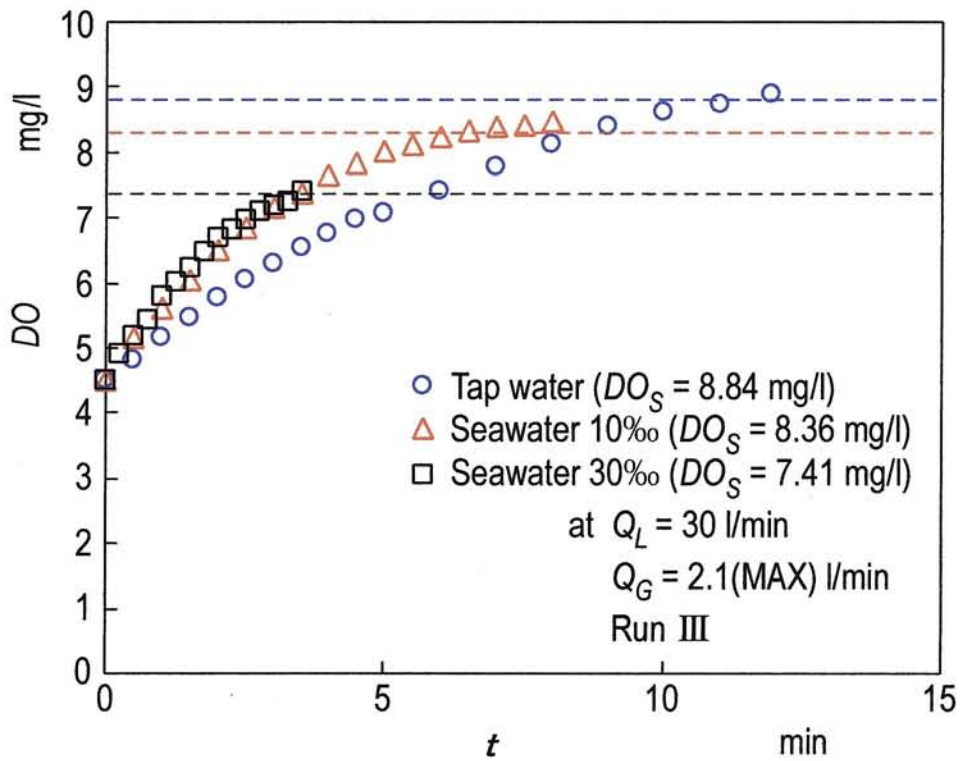
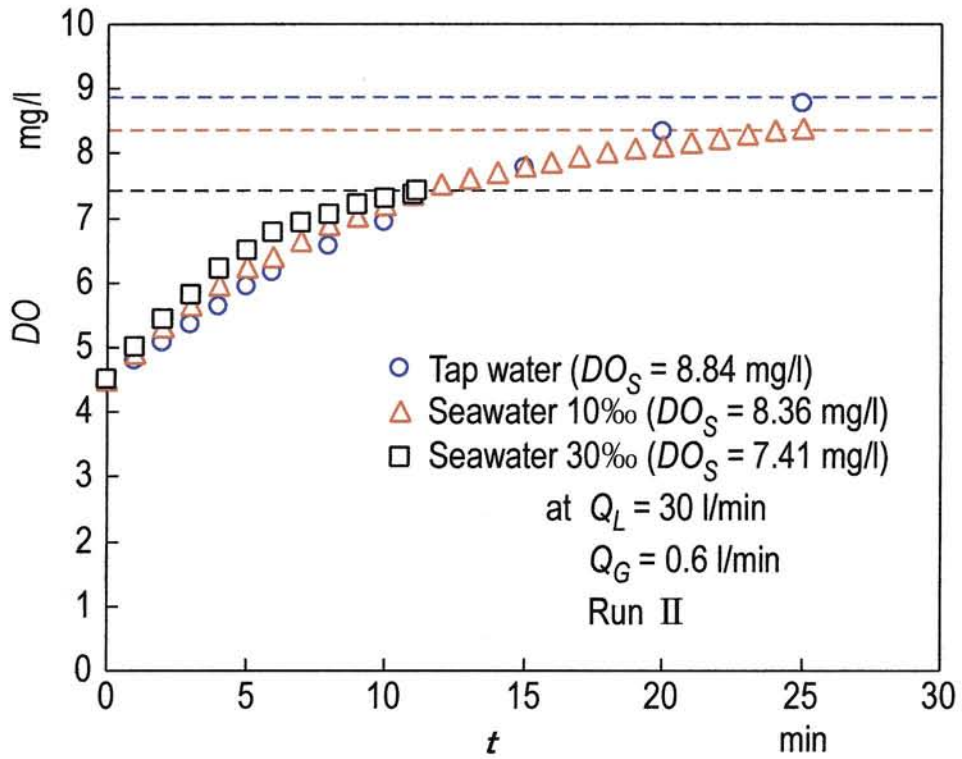
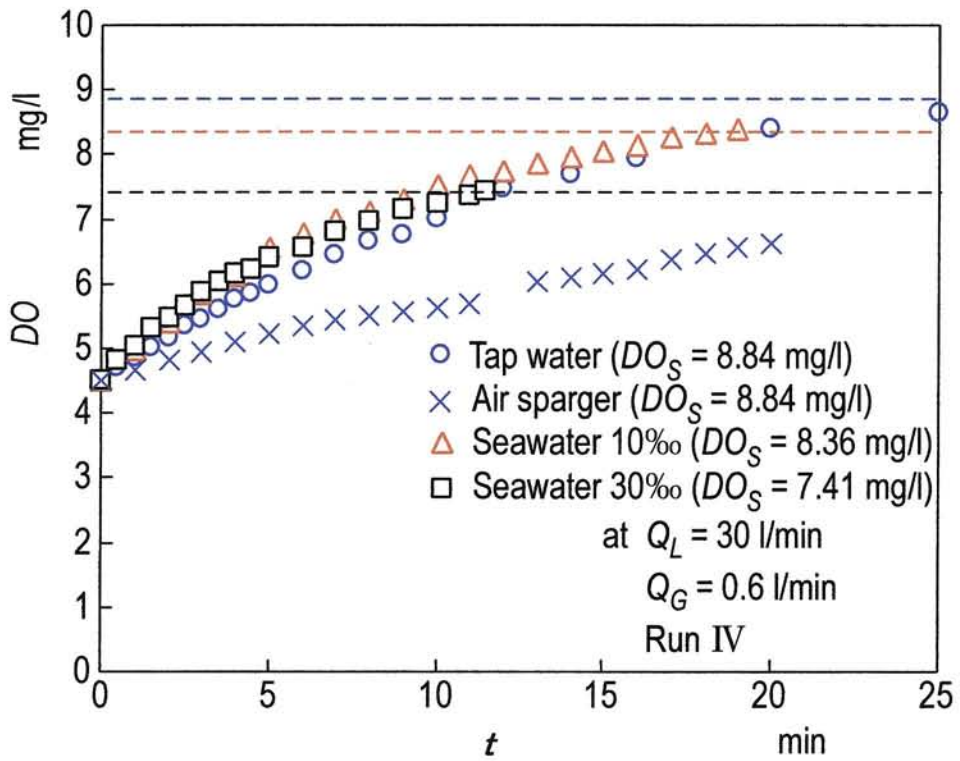
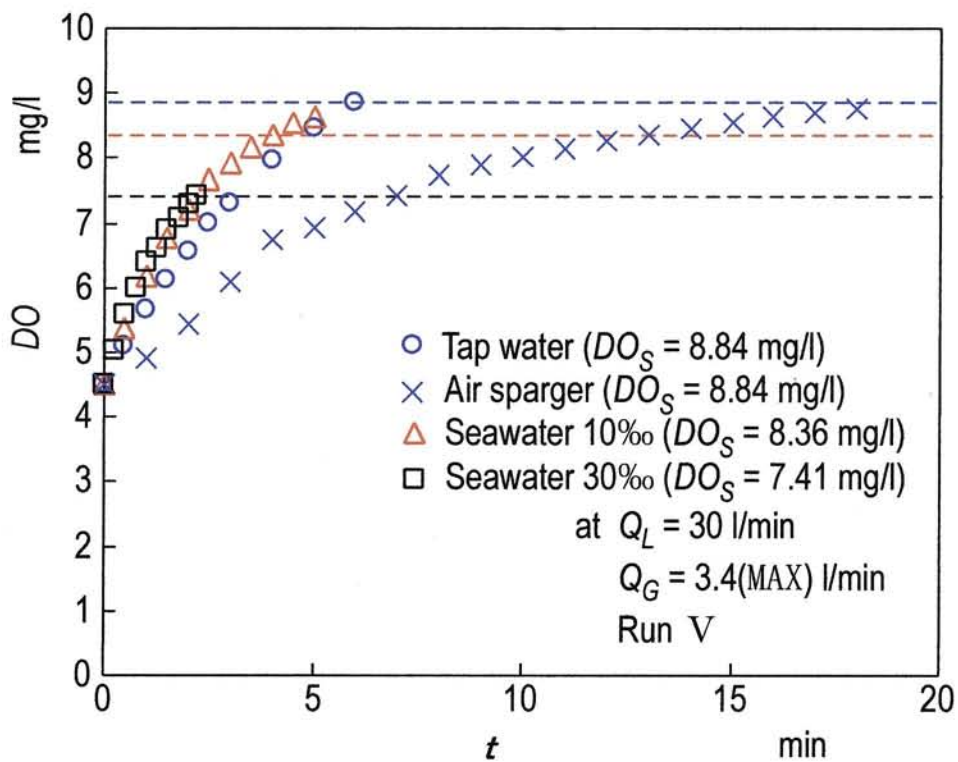


Fig. 2.21 Time-variation in dissolved oxygen at tap water, seawater 10 ‰ and seawater 30 ‰ – air condition



(d) Run IV ( $Q_L = 36$  l/min,  $Q_G = 0.6$  l/min)



(e) Run V ( $Q_L = 36$  l/min,  $Q_G = 3.4(\text{MAX})$  l/min)

Fig. 2.21 Time-variation in dissolved oxygen at tap water, seawater 10 ‰ and seawater 30 ‰ – air condition

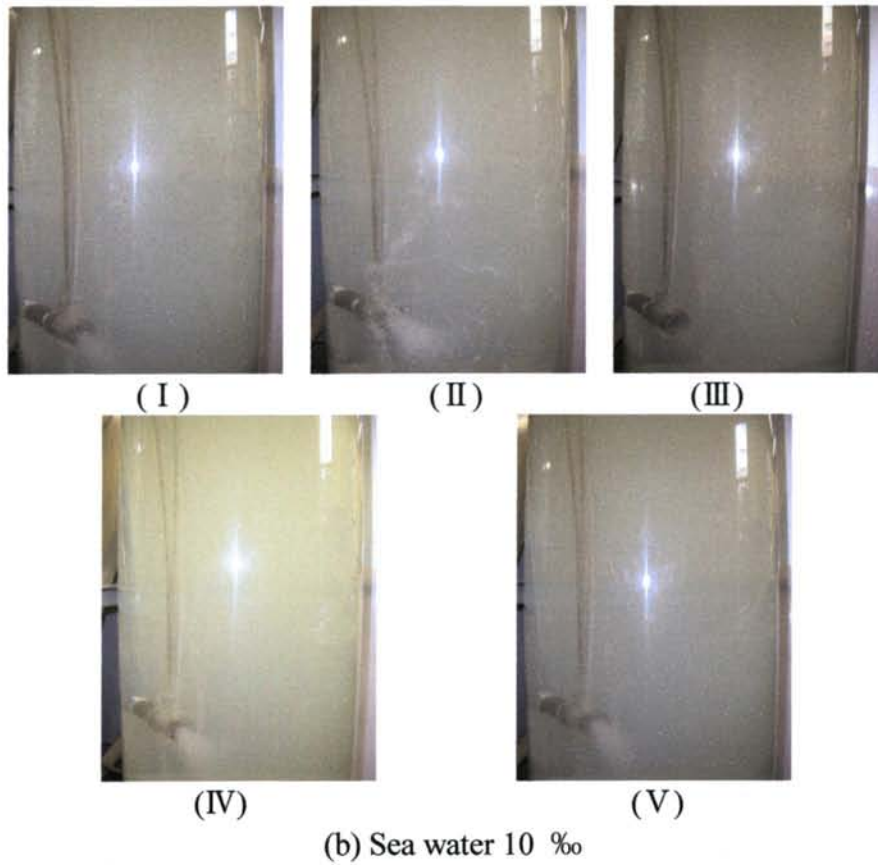
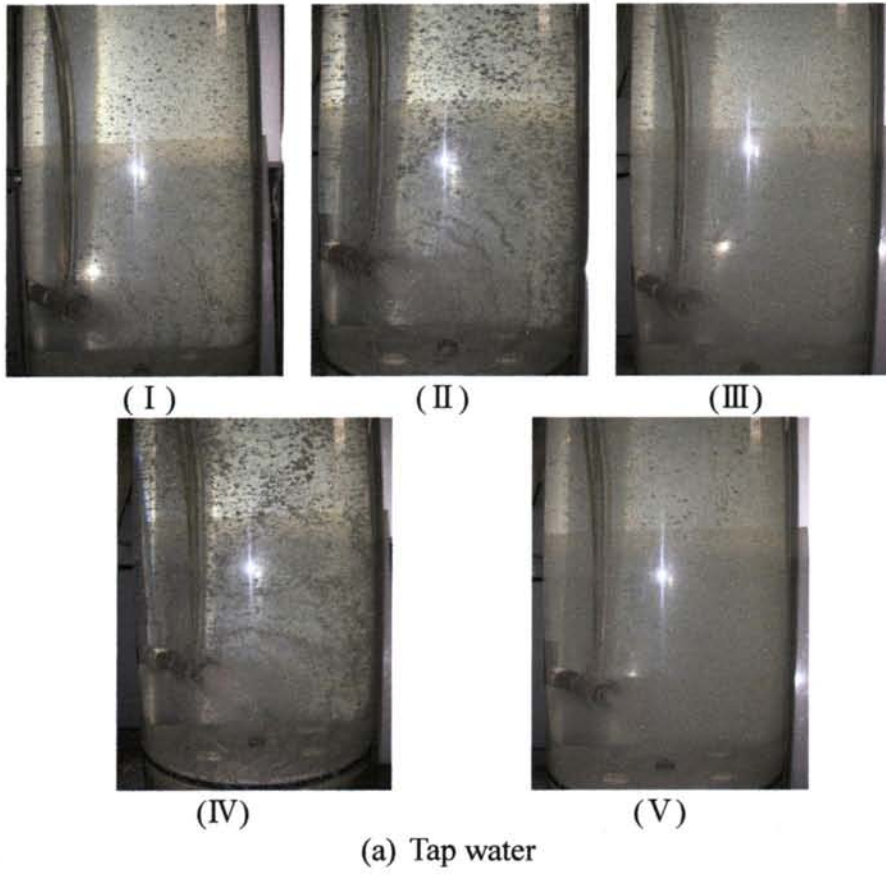


Fig. 2.22 Photos of aeration by type A generator in tap water and the sea water 10 ‰ at five experimental conditions.

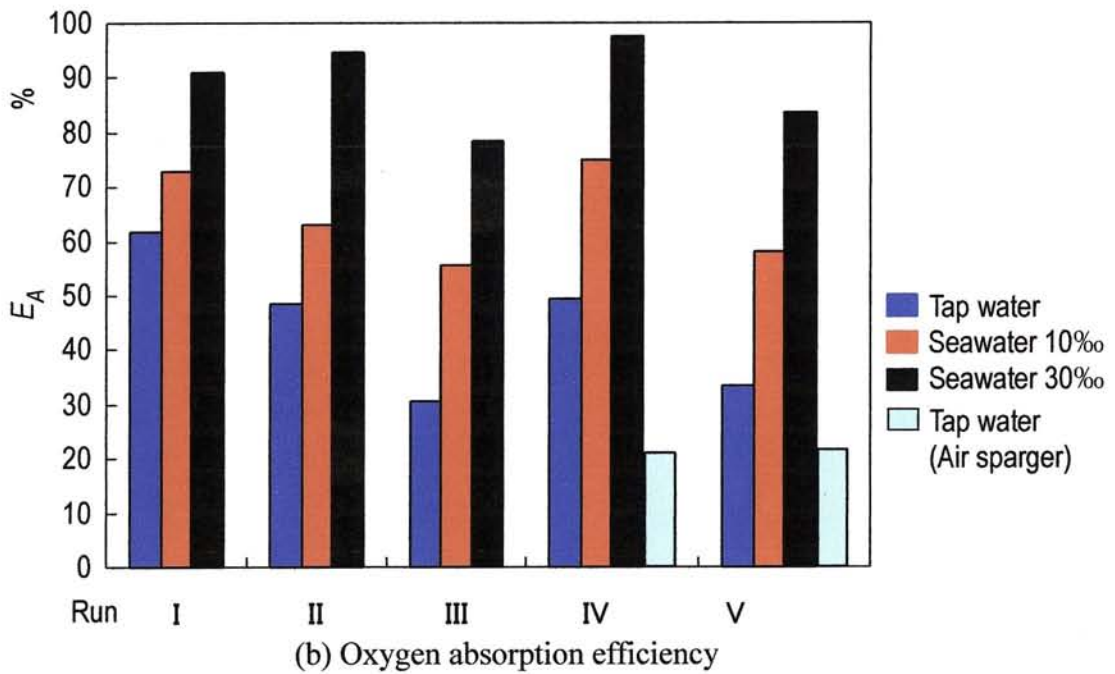
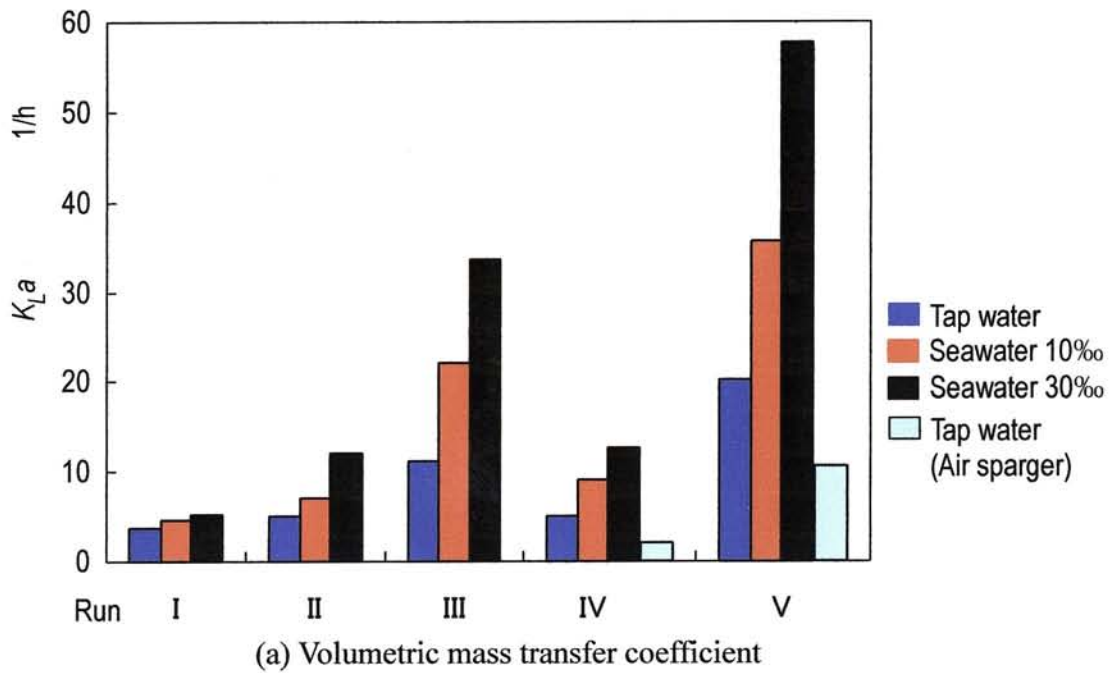


Fig. 2.23 Characteristic of dissolved oxygen at tap water, seawater 10 ‰ and seawater 30 ‰ – air condition

Table 2.6 Characteristics of solutions at 20°C

(a) Tap water – Air for type A

Flow rates/ conditions	Oxygen mass flow rate	Volumetric mass transfer coefficient	Oxygen absorption efficiency
	$W_{O_2}$	$K_L a$	$E_A$
[ l/min ]	[ kg-O <sub>2</sub> /h ]	[ 1/h ]	[ % ]
Run I : $Q_L=23, Q_G=0.3$ (MAX)	6.16E-03	3.64	61.83
Run II : $Q_L=30, Q_G=0.6$	1.07E-02	4.95	48.45
Run III : $Q_L=30, Q_G=2.1$ (MAX)	3.84E-02	11.16	30.40
Run IV : $Q_L=36, Q_G=0.6$	1.05E-02	4.96	49.39
Run V : $Q_L=36, Q_G=3.4$ (MAX)	6.31E-02	20.16	33.41

(b) Seawater 10 ‰ – Air for type A

Flow rates/ conditions	Oxygen mass flow rate	Volumetric mass transfer coefficient	Oxygen absorption efficiency
	$W_{O_2}$	$K_L a$	$E_A$
[ l/min ]	[ kg-O <sub>2</sub> /h ]	[ 1/h ]	[ % ]
Run I : $Q_L=23, Q_G=0.3$ (MAX)	6.32E-03	4.64	72.74
Run II : $Q_L=30, Q_G=0.6$	1.12E-02	7.11	63.01
Run III : $Q_L=30, Q_G=2.1$ (MAX)	3.96E-02	22.2	55.48
Run IV : $Q_L=36, Q_G=0.6$	1.19E-02	9.01	74.97
Run V : $Q_L=36, Q_G=3.4$ (MAX)	6.10E-02	35.7	57.96

(c) Seawater 30 ‰ – Air for type A

Flow rates/ conditions	Oxygen mass flow rate	Volumetric mass transfer coefficient	Oxygen absorption efficiency
	$W_{O_2}$	$K_L a$	$E_A$
[ l/min ]	[ kg-O <sub>2</sub> /h ]	[ 1/h ]	[ % ]
Run I : $Q_L=23, Q_G=0.3$ (MAX)	5.04E-03	5.22	91.02
Run II : $Q_L=30, Q_G=0.6$	1.12E-02	12.09	94.75
Run III : $Q_L=30, Q_G=2.1$ (MAX)	3.76E-02	33.59	78.46
Run IV : $Q_L=36, Q_G=0.6$	1.13E-02	12.59	97.48
Run V : $Q_L=36, Q_G=3.4$ (MAX)	6.05E-02	57.73	83.75

(d) Tap water – Air for air sparger

Flow rates/ conditions	Oxygen mass flow rate	Volumetric mass transfer coefficient	Oxygen absorption efficiency
	$W_{O_2}$	$K_L a$	$E_A$
[ l/min ]	[ kg-O <sub>2</sub> /h ]	[ 1/h ]	[ % ]
Run IV : $Q_L=36, Q_G=0.6$	9.77E-03	1.96	20.96
Run V : $Q_L=36, Q_G=3.4$ (MAX)	5.15E-02	10.63	21.62



## 2.11 気泡径評価実験（塩分濃度の影響）

### 2.11.1 測定パラメータと測定方法

空気流量  $Q_G$ , 液流量  $Q_L$ , 気泡径分布表であり, 2.7.1 節と同様である.

### 2.11.2 評価パラメータ

平均気泡径  $d_{B,Ave}$  とザウター平均径  $d_{BS}$  であり, 2.7.2 節と同様である.

### 2.11.3 実験方法

Fig. 2.24 に気泡撮影の概略を示す. デジタルカメラとフラッシュライトを水槽を挟むように設置し, ゲージは水面からの水深  $h = 700$  mm, 水槽内壁から約 15 mm の位置に設置した. 撮影位置に関しては, 以前の研究<sup>(8)</sup>より,  $h = 100, 700, 1050$  mm の三カ所で気泡径の撮影比較を行ったところ,  $h = 700$  mm における平均気泡径が三カ所のその平均値と近い値であったため, 今回は  $h = 700$  mm において測定した気泡径を装置全体における代表値とした. 撮影領域は, 2.7.3 節同様 3 mm および 9 mm に焦点距離を合わせて撮影を行った. 気・液の流量条件は, 2.9.3 節の溶存酸素濃度評価実験の場合と同じで Table 2.4 に示すとおりである. 溶液についても同様で, 水道水, 人工海水 10 %, 人工海水 30 % の 3 種類の比較を行った.

## 2.12 気泡径評価実験の結果及び考察

Table 2.7, Fig. 2.25 に気泡径分布の比較を示す. ほぼ全ての条件において, 0.3 mm 以下の気泡が多く発生していることがわかる.

また, 人工海水 10 % では  $Q_G = \text{MAX}$  (Run III, Run V) のとき, 0.3 mm 以上の気泡の割合が多くなっている. これは, 実験において人工海水中で MB を発生させると白濁するため, 小さい気泡の撮影が困難となり, 結果として比較的大きな気泡が多く写ったためと考えられる. 一方で, 人工海水 30 % でも同じことが予想されるが, 10 % よりも表面張力がさらに小さいため, 0.3 mm 以上の気泡も小さくなったものと考えられる.

Fig. 2.26 にザウター平均径の比較を示す. 横軸は, 気体の見かけ速度  $j_G$ , 縦軸はザウター平均径  $d_{BS}$  である. 気体の見かけ速度  $j_G$  は, 水槽内の断面積を  $A$  とすると次式で表される.

$$j_G = \frac{Q_G}{A} \quad (2.22)$$

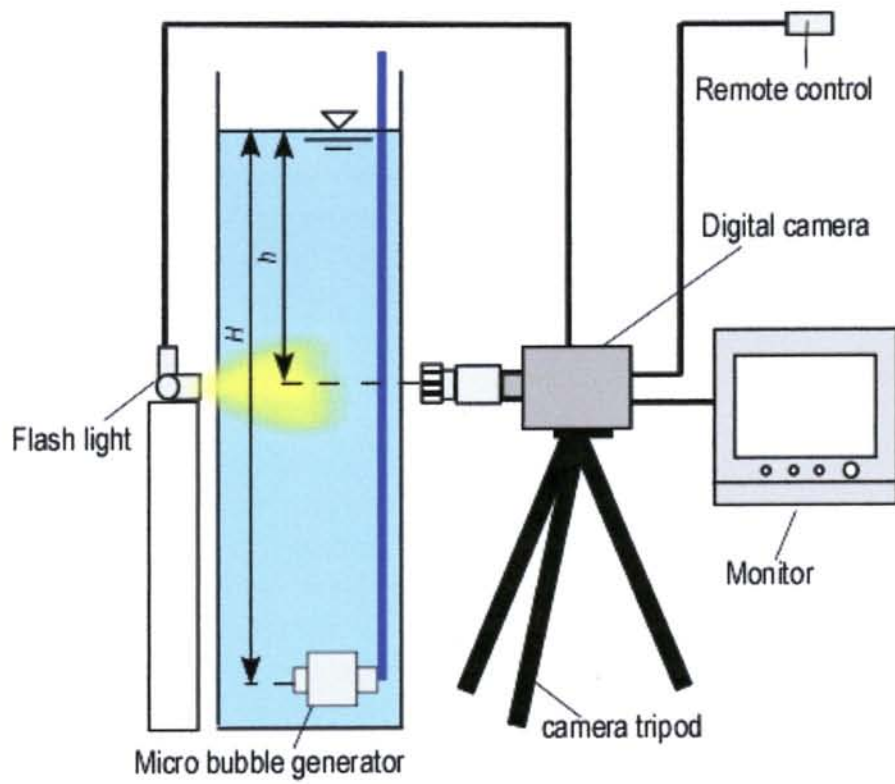


Fig. 2.24 Test apparatus for photo shoot of bubbles(No. 2)



Table 2.7 Bubble diameter distribution

(a) Run I ( $Q_L = 23$  l/min,  $Q_G = 0.3(\text{MAX})$  l/min)

$d_B$ mm \ Test water	0 ~ 0.05	0.05 ~ 0.1	0.1 ~ 0.3	0.3 ~ 0.5	0.5 ~ 1.0	1.0 ~ 2.0	2.0 ~	Total	$d_{B,Ave}$ mm	$d_{BS}$ mm
Tap water	161	381	124	26	6	0	0	698	0.10	0.36
sea water 10 ‰	326	412	951	211	37	0	0	1937	0.18	0.39
sea water 30 ‰	330	913	3192	14	0	0	0	4449	0.16	0.20

(b) Run II ( $Q_L = 30$  l/min,  $Q_G = 0.6$  l/min)

$d_B$ mm \ Test water	0 ~ 0.05	0.05 ~ 0.1	0.1 ~ 0.3	0.3 ~ 0.5	0.5 ~ 1.0	1.0 ~ 2.0	2.0 ~	Total	$d_{B,Ave}$ mm	$d_{BS}$ mm
Tap water	547	481	192	19	14	4	0	1257	0.07	0.47
sea water 10 ‰	227	318	118	105	89	1	0	858	0.19	0.64
sea water 30 ‰	201	722	5274	384	1	0	0	6582	0.19	0.24

(c) Run III ( $Q_L = 30$  l/min,  $Q_G = 2.1(\text{MAX})$  l/min)

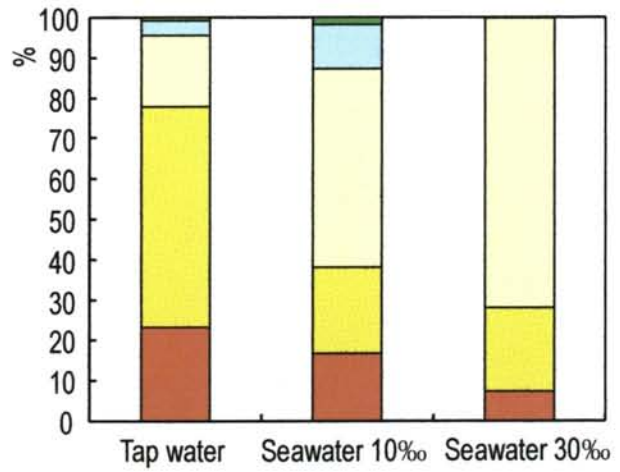
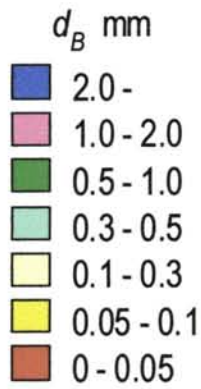
$d_B$ mm \ Test water	0 ~ 0.05	0.05 ~ 0.1	0.1 ~ 0.3	0.3 ~ 0.5	0.5 ~ 1.0	1.0 ~ 2.0	2.0 ~	Total	$d_{B,Ave}$ mm	$d_{BS}$ mm
Tap water	449	359	70	8	13	8	5	912	0.10	1.78
sea water 10 ‰	72	84	100	179	197	1	0	633	0.39	0.68
sea water 30 ‰	63	247	4775	1303	60	0	0	6448	0.24	0.34

(d) Run IV ( $Q_L = 36$  l/min,  $Q_G = 0.6$  l/min)

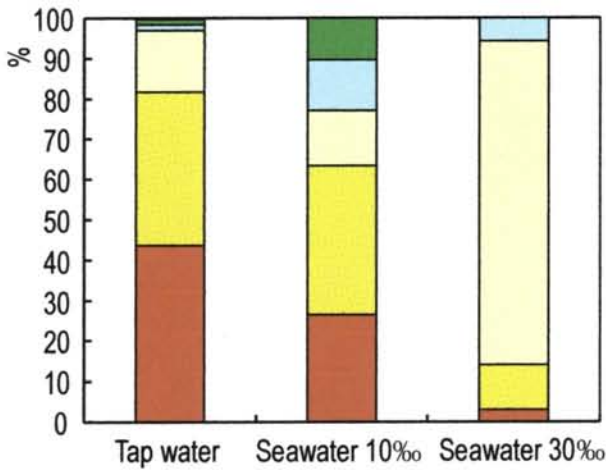
$d_B$ mm \ Test water	0 ~ 0.05	0.05 ~ 0.1	0.1 ~ 0.3	0.3 ~ 0.5	0.5 ~ 1.0	1.0 ~ 2.0	2.0 ~	Total	$d_{B,Ave}$ mm	$d_{BS}$ mm
Tap water	1285	1182	539	32	8	4	0	3050	0.08	0.50
sea water 10 ‰	442	514	781	282	217	0	0	2236	0.22	0.58
sea water 30 ‰	466	1409	7330	50	0	0	0	9255	0.17	0.20

(e) Run V ( $Q_L = 36$  l/min,  $Q_G = 3.4(\text{MAX})$  l/min)

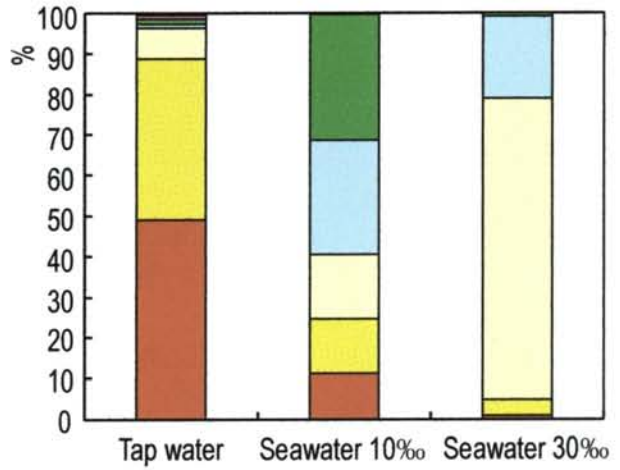
$d_B$ mm \ Test water	0 ~ 0.05	0.05 ~ 0.1	0.1 ~ 0.3	0.3 ~ 0.5	0.5 ~ 1.0	1.0 ~ 2.0	2.0 ~	Total	$d_{B,Ave}$ mm	$d_{BS}$ mm
Tap water	371	223	127	9	13	10	10	763	0.14	1.97
sea water 10 ‰	139	39	120	209	369	17	0	893	0.47	0.80
sea water 30 ‰	5	73	2097	1191	96	0	0	3462	0.28	0.41



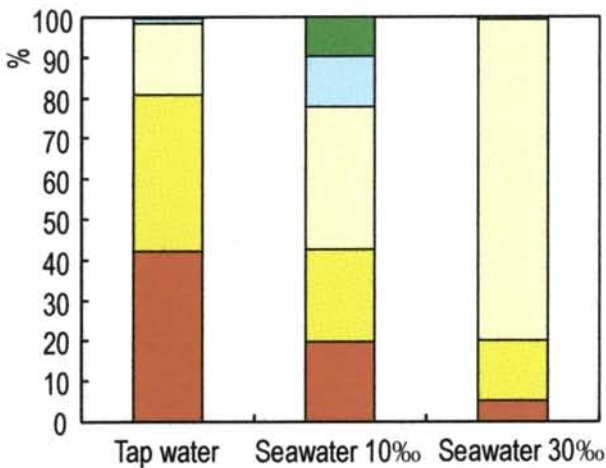
(a) Run I ( $Q_L = 23$  l/min,  $Q_G = 0.3(\text{MAX})$  l/min)



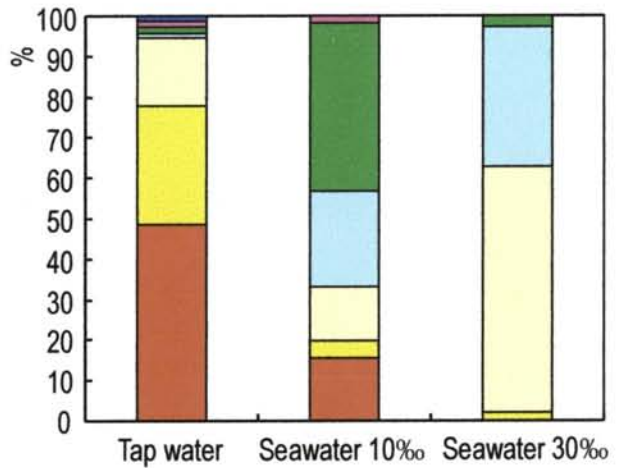
(b) Run II ( $Q_L = 30$  l/min,  $Q_G = 0.6$  l/min)



(c) Run III ( $Q_L = 30$  l/min,  $Q_G = 2.1(\text{MAX})$  l/min)



(d) Run IV ( $Q_L = 36$  l/min,  $Q_G = 0.6$  l/min)



(e) Run V ( $Q_L = 36$  l/min,  $Q_G = 3.4(\text{MAX})$  l/min)

Fig. 2.25 Distribution of bubble size (ratio) at tap water, seawater 10 ‰ and seawater 30 ‰ – air condition

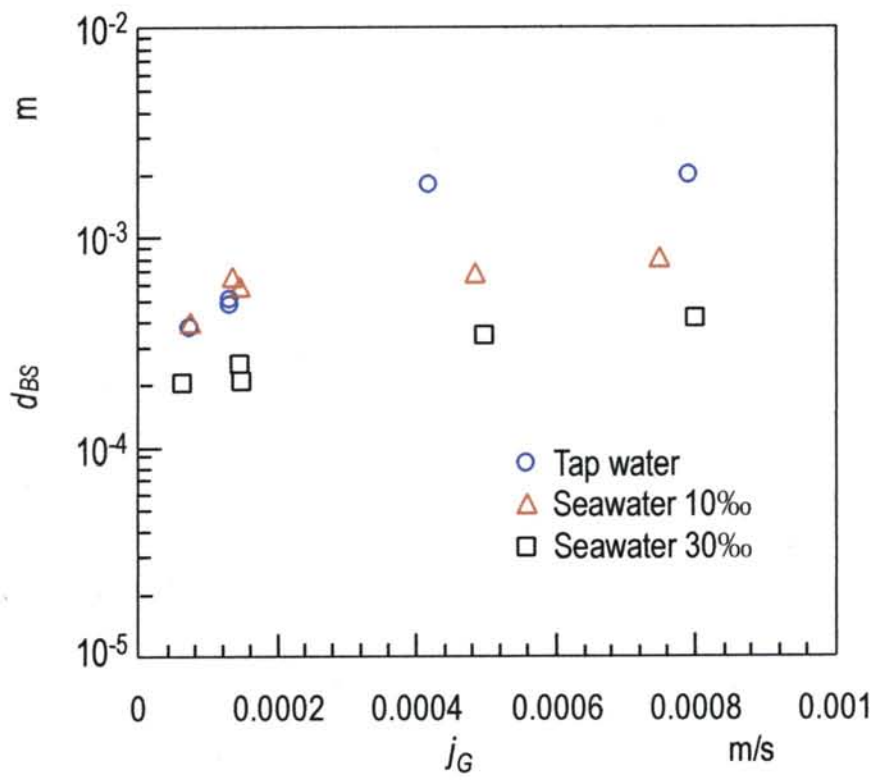


Fig. 2.26 Sauter mean diameter against superficial air velocity

図より気泡径は、 $j_G$ の増加に伴って大きくなり、塩分濃度が高くなるほど、つまり表面張力が小さくなるほど、小さくなることが分かる。

## 2.13 ボイド率評価実験

### 2.13.1 測定パラメータと測定方法

ボイド率 $\alpha$ の測定を行った。ボイド率 $\alpha$ は、エアレーション前後の水面の位置変化を測定することで求めた。Fig. 2.27 にボイド率測定装置の概略を示す。水槽上部にボイド率測定装置を設置し、液のみをMB発生装置へ供給した場合の水面位置を測定する。その後、空気も供給してエアレーションをおこない、十分に時間が経過した後再び水面位置を測定し、上昇した水面高さ $\Delta z$ を算出する。そのとき、ボイド率 $\alpha$ は次式で表される。

$$\alpha = \frac{\frac{\pi}{4} D_G^2 \Delta Z}{V + \frac{\pi}{4} D_G^2 \Delta Z} \quad (2.23)$$

ここで、 $V$ は水槽内の水の体積 ( $V = 0.118 \text{ m}^3$ )、 $D_G$ はボイド率測定装置の円筒部内径 ( $D_G = 55 \text{ mm}$ ) である。

### 2.13.2 評価パラメータ

#### 2.13.2.1 気泡上昇速度 $u_G$

気泡の上昇速度  $u_G$  は、気体の見かけ速度  $j_G$  とボイド率  $\alpha$  の実験値より次式で表される。

$$u_G = \frac{j_G}{\alpha} \quad (2.24)$$

#### 2.13.2.2 界面面積濃度 $a$

界面面積濃度  $a$  は、ボイド率  $\alpha$  とザウター平均径  $d_{BS}$  の実験値より次式で表される。

$$a = \frac{6\alpha}{d_{BS}} \quad (2.25)$$

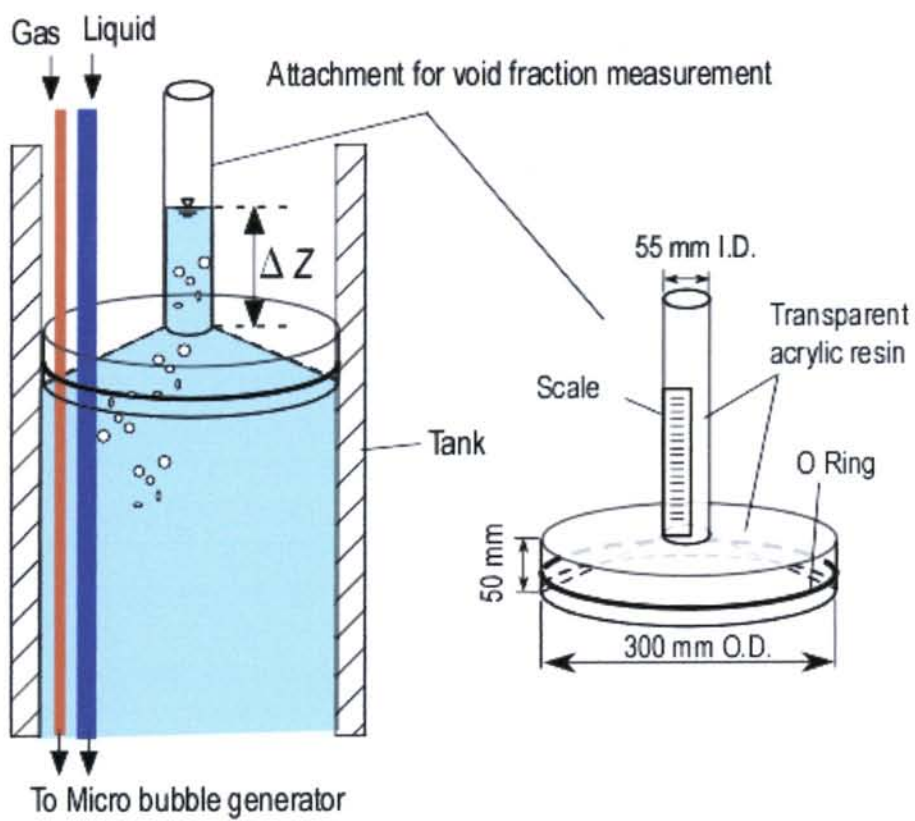


Fig. 2.27 Void fraction measurement system

### 2.13.2.3 物質移動係数 $K_L$

物質移動係数  $K_L$  は, 物質移動容量係数  $K_L a$  と界面面積濃度  $a$  の実験値より次式で表される.

$$K_L = \frac{K_L a}{a} \quad (2.26)$$

### 2.13.3 実験方法

気・液の流量条件は, 2.9.3 節の溶存酸素濃度評価実験の場合と同様で Table 2.4 に示したとおりである. 溶液についても同様で, 水道水, 人工海水 10 %, 人工海水 30 % の 3 種類の比較を行った.

## 2.14 ボイド率評価実験の結果及び考察

### 2.14.1 ボイド率 $\alpha$ , 気泡上昇速度 $u_G$

Fig. 2.28 にボイド率  $\alpha$  の比較結果を示す. 横軸は気体の見かけ速度  $j_G$ , 縦軸はボイド率  $\alpha$  である. ボイド率  $\alpha$  は, 溶液に関係なく気体の見かけ速度  $j_G$  の増加に伴って増加することが分かる.

また, 同じ  $j_G$  では, 塩分濃度が高いほどボイド率が高くなった. これは, 2.12 節 Fig. 2.26 から明らかなように, 塩分濃度が高いほど溶液の表面張力は小さくなり, より微細な MB が発生し, 気泡の上昇速度が遅くなり水中の滞在時間が長くなったためである.

Fig. 2.29 に気泡上昇速度  $u_G$  の比較結果を示す. 横軸は気体の見かけ速度  $j_G$ , 縦軸は気泡の上昇速度  $u_G$  である. まず上記の予測どおり, 塩分濃度が高いほど気泡の上昇速度が遅くなることが分かった.

また, 気泡の上昇速度  $u_G$  は, 全ての溶液において気体の見かけ速度  $j_G$  に依らずほぼ一定値を示すことがわかった.

### 2.14.2 物質移動容量係数 $K_L a$ , 界面面積濃度 $a$ , 物質移動係数 $K_L$

Fig. 2.30, Fig. 2.31 に物質移動容量係数  $K_L a$  の比較結果を示す. 横軸は気体の見かけ速度  $j_G$  とボイド率  $\alpha$ , 縦軸は物質移動容量係数  $K_L a$  である. 物質移動容量係数  $K_L a$  は, 溶液に関係なく気体の見かけ速度  $j_G$ , およびボイド率  $\alpha$  の増加に伴って増加することが分かる.

また, 同じ  $j_G$  では塩分濃度が高いほど物質移動容量係数  $K_L a$  は高くなった.

Fig. 2.32 に界面面積濃度  $a$  の比較結果を示す. 横軸は気体の見かけ速度  $j_G$ , 縦軸は界面面積濃度  $a$  である. 界面面積濃度  $a$  は, 溶液に関係なく気体の見か

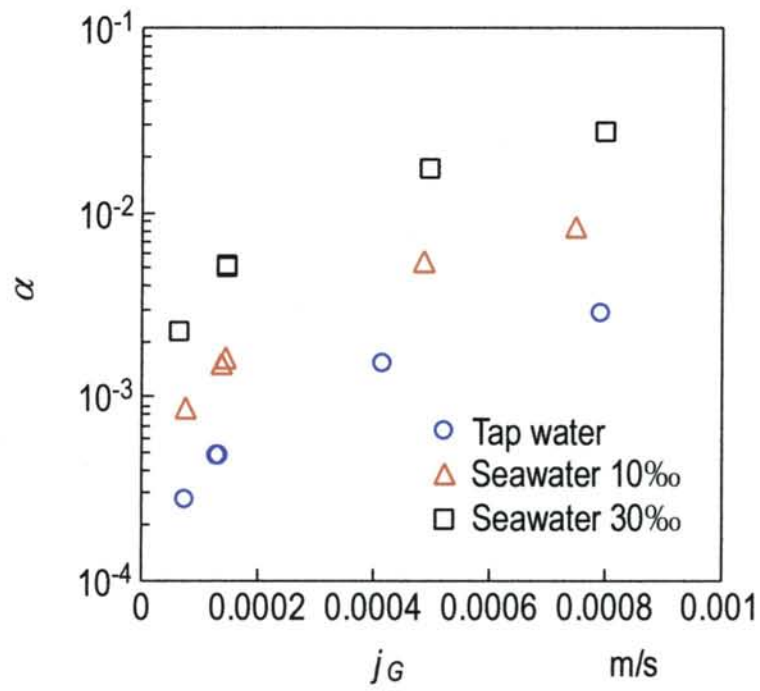


Fig. 2.28 Void fraction against superficial air velocity

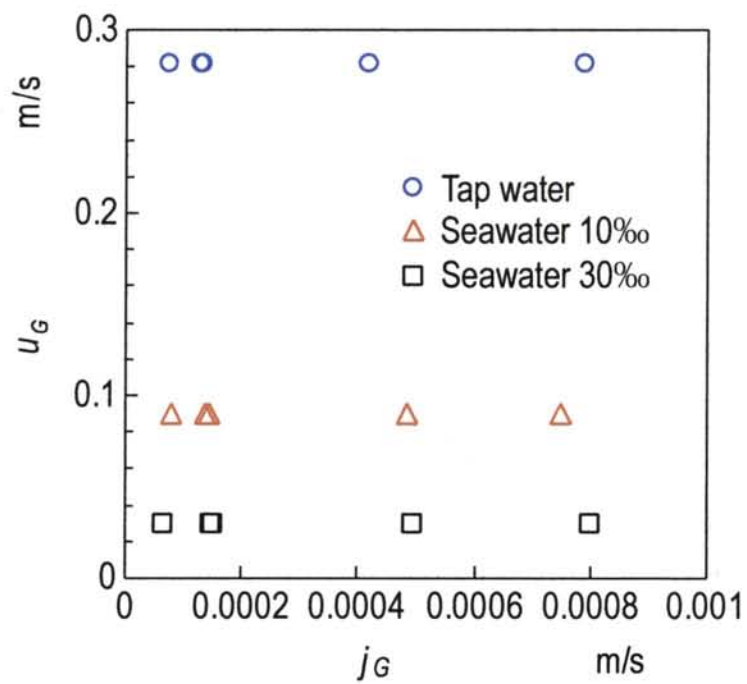


Fig. 2.29 Bubble rising velocity against superficial air velocity

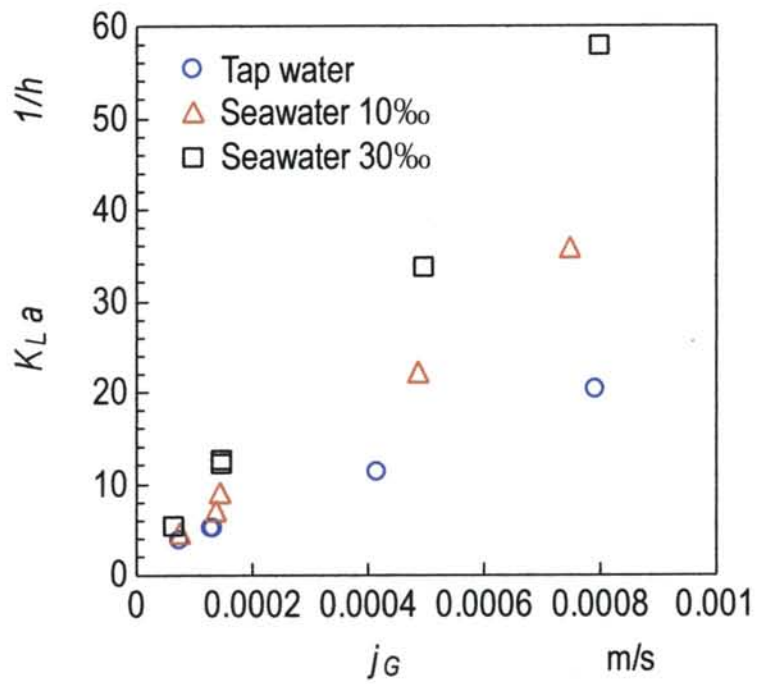


Fig. 2.30 Volumetric mass transfer coefficient against superficial air velocity

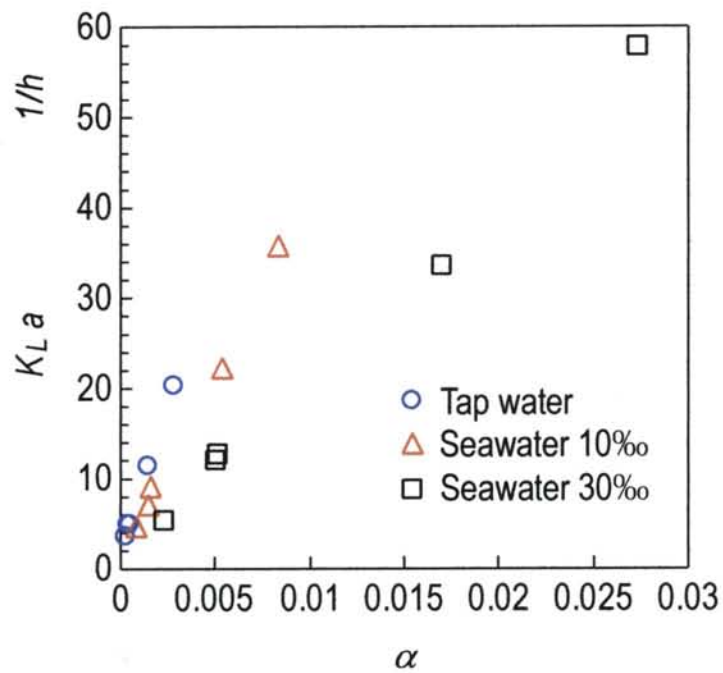


Fig. 2.31 Volumetric mass transfer coefficient against superficial air velocity



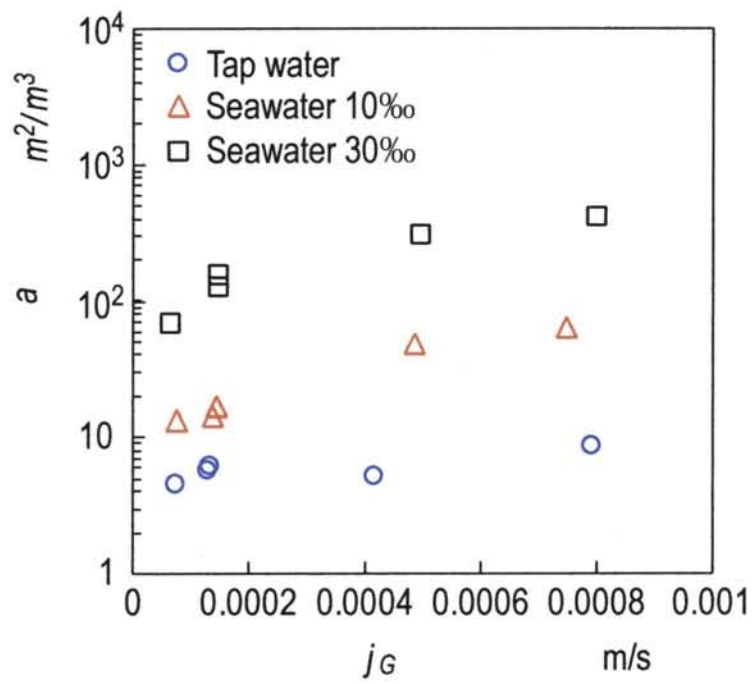


Fig. 2.32 Interfacial area concentration per unit volume against superficial air velocity

け速度  $j_G$  の増加に伴って増加することが分かる。

また、同じ  $j_G$  では、塩分濃度が高いほど界面面積濃度  $a$  が高くなり、人工海水 30 ‰では水の 50 倍程度となった。

Fig. 2.33 に物質移動係数  $K_L$  の比較結果を示す。横軸は気体の見かけ速度  $j_G$ 、縦軸は物質移動係数  $K_L$  である。物質移動係数  $K_L$  は、溶液に関係なく気体の見かけ速度  $j_G$  の増加に伴って増加することが分かる。

また、同じ  $j_G$  では、塩分濃度が高いほど物質移動係数  $K_L$  が小さくなり、人工海水 30 ‰では水の 1/20 倍程度となった。

以上のことより、Fig. 2.30 に示した物質移動容量係数  $K_L a$  の塩分濃度の上昇に伴う増加は物質移動係数  $K_L$  よりも、界面面積濃度  $a$  の増加によるものといえる。

## 2.15 各種 MB 発生装置との性能比較

近年、MB 発生装置の種類として、旋回液流式、ベンチュリ式、エジェクター式及び加圧溶解式などの様々な形状<sup>(9)・(12)</sup>が発表され、養殖や湖水浄化などをはじめとする分野で大きな成果を上げている。実際にこうしたエアレータを適用するためには、各装置の定量的な性能評価が必要である。そこで、西野ら<sup>(13)</sup>が行った各種エアレータの溶存酸素特性試験結果と本研究のMB発生装置(Type A)および散気管のそれとを比較した。西野らは内径 200 mm、水深  $H = 1.25$  m の気泡塔(透明樹脂製円筒)の底に各種エアレータを設置し、ボイド率 $\alpha$ と物質移動容量係数  $K_L a$  を測定している。供試流体には空気と水道水(水温  $T_L = 27 \pm 3$  °C)が使用されている。

Fig. 2.34, Fig. 2.35 は物質移動容量係数  $K_L a$  の比較結果で、横軸は気体の見かけ速度  $j_G$  とボイド率 $\alpha$ である。パラメータは、MB 発生器と従来型のエアレータとで大別した。

Fig. 2.34 より、 $K_L a$  は MB 発生器の方が従来型のエアレータよりも大きいことが分かる。特に、 $j_G$  が小さい領域では、その差が大きくなった。

また、本研究の MB 発生装置と他の MB 発生装置の  $K_L a$  は、Type I を除いてほぼ同じであった。ここで、Type I は気体の見かけ速度が  $j_G < 0.00005$  に限られており、さらに、 $K_L a$  の最大値は他の装置のそれよりも小さいことから、必ずしも優れている装置であるとは言えない。吸気用の小孔の数を増やして  $j_G$  がより広い範囲まで MB が発生できるように改善する必要がある。

Fig. 2.35 より、本研究の MB 発生装置は、特に $\alpha$ が小さい領域において他の装置よりも  $K_L a$  は高い値を示すことがわかった。

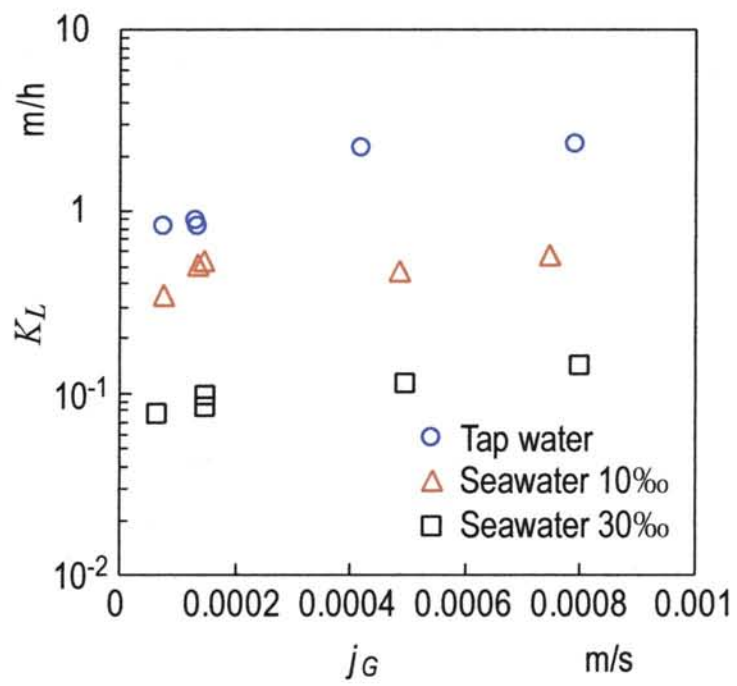


Fig. 2.33 Mass transfer coefficient against superficial air velocity

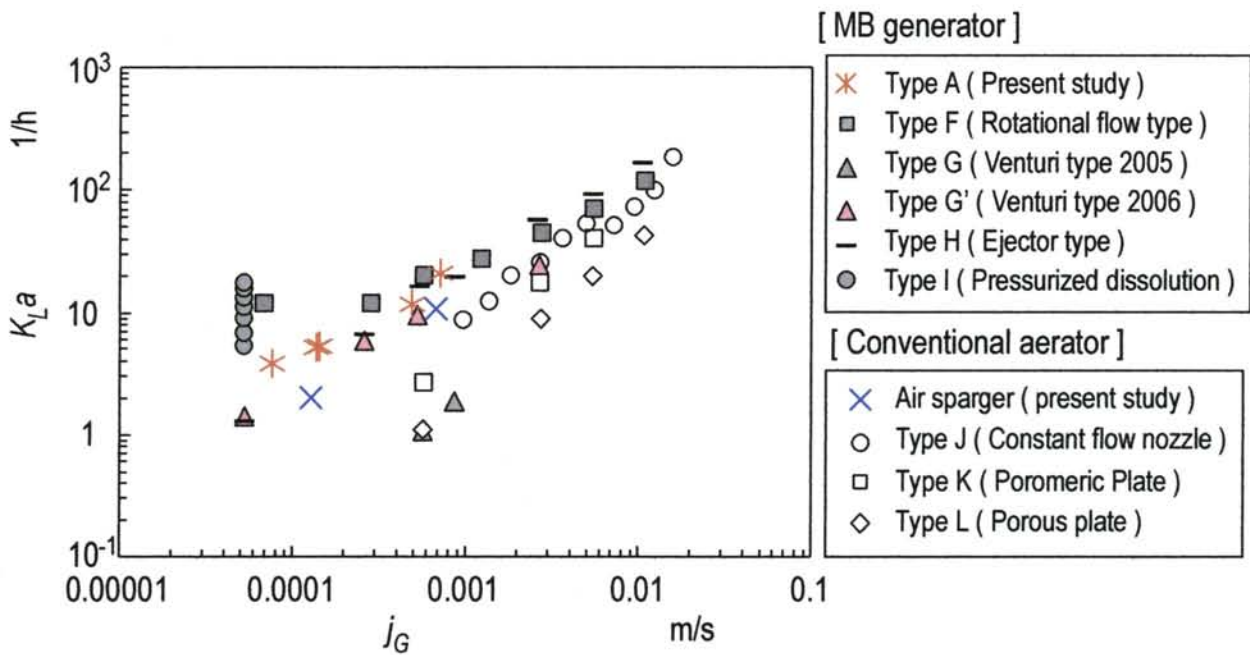


Fig. 2.34 Comparison of volumetric mass transfer coefficient vs. superficial air velocity in each generator

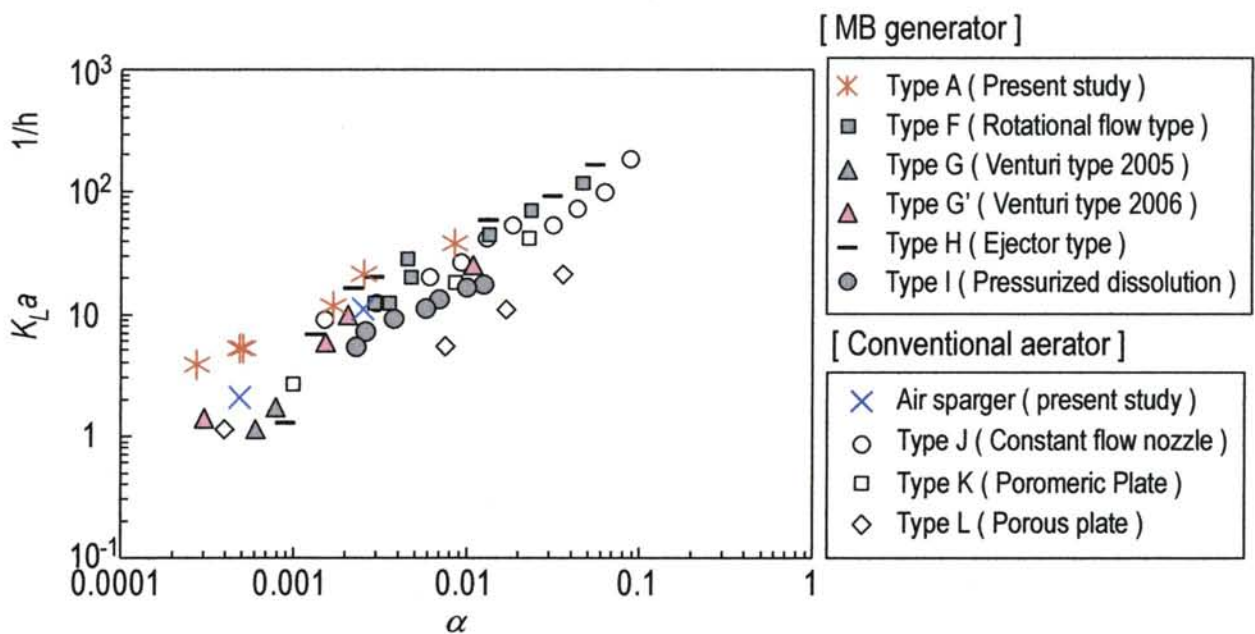


Fig. 2.35 Comparison of volumetric mass transfer coefficient vs. void fraction in each enerator

## 2.16 本章の結論

本章では、熊本大学の佐田富道雄教授が考案された MB 発生装置<sup>(1)</sup>について性能の向上を目的とした基礎実験を行った。また、その使用場所として湖や海、養殖場等におけるエアレーションが考えられるため、塩分濃度の違いが溶存酸素濃度へ及ぼす影響を調査した。供試液体としては、水道水と人工海水 (10 %、30 %) を使用した。さらに、近年発表されている様々なエアレータと本研究で用いた MB 発生装置の性能比較を行った。得られた主な結論は以下のとおりである。

- (1) 基本性能実験：本研究で用いた MB 発生装置は、ポンプが水に供給すべき水動力は空気流量に依存しないため、空気弁を全開にした状態で使用することが望ましい。その場合、最も空気流量が多い Type E が優れているといえる。
- (2) 溶存酸素特性実験：物質移動容量係数  $K_La$  は、空気流量に依存する。したがって、早く飽和状態にするには空気流量が最も大きい Type E が最も適している。また、同じ気・液流量条件下では、Type A が物質移動容量係数  $K_La$ 、酸素吸収効率  $E_A$  共に最も大きい値を示し、最適である。
- (3) 気泡径評価実験：本 MB 発生装置においては、液流量に比例して MB の発生数が増えるといえる。
- (4) 溶存酸素濃度評価実験：水道水よりも人工海水が、さらには塩分濃度がより高い方が飽和溶存酸素濃度へ達する時間が短いことが分かった。これは、塩分濃度が高いほど溶液の表面張力は小さくなり、より微細な MB が発生し、界面面積濃度  $a$  が高くなるためである。さらに、気泡サイズが小さいため、気泡の上昇速度が遅くなり水中の滞在時間が長くなるためでもある。
- (5) 気泡径評価実験 (塩分濃度の影響)：気泡径は、塩分濃度が高くなるほど、つまり表面張力が小さくなるほど、小さくなることが分かった。
- (6) ボイド率評価実験：ボイド率は空気流量にほぼ比例し、塩分濃度が高くなるほど高くなった。これは、上記の表面張力の影響であると考えられる。また、物質移動容量係数  $K_La$  は物質移動係数  $K_L$  よりも、界面面積濃度  $a$  に強く依存することが明らかとなった。
- (7) 各種 MB 発生装置との性能比較：MB 発生装置は、一般的な従来型のエアレータに比べて、見かけの空気速度が小さい領域で  $K_La$  が高い値を示した。また、本研究で用いた MB 発生装置は、他に発表されている装置に比べて、低いボイド率領域で  $K_La$  は高い値を示した。

## 参考文献

- (1) 佐田富道雄, マイクロバブル製造装置, 特許 4069211 号 (2008).
- (2) Kawahara, A. and Sadatomi, M., Matsuyama, F. and Matsuura, H., Tominaga, M., and Noguchi, M., Prediction of Micro-Bubble Dissolution Characteristics in Water and Seawater, Proc. of US-JAPAN Seminar on Two-phase Flow Dynamics (2008).
- (3) 東誠, マイクロバブルジェネレーターの開発と性能評価, 熊本大学工学部卒業論文 (2002).
- (4) 鈴木健嗣, マイクロバブル発生装置の高性能化に関する研究, 熊本大学大学院修士論文 (2003).
- (5) 中野吉伸, 松山史憲, 新型マイクロバブル発生装置の性能と応用性に関する研究, 熊本大学工学部卒業論文 (2004).
- (6) 田端朝美, 新型マイクロバブル発生装置による気泡の溶存特性等に関する研究, 熊本大学工学部卒業論文 (2006).
- (7) 井出哲夫, 水処理工学, 243-250 (1976).
- (8) 富永植世, 新型マイクロバブル発生装置の酸素溶存特性に関する研究, 熊本大学大学院修士論文 (2007).
- (9) 大成博文, 旋回式微細気泡発生装置, 国際特開 WO00/69550 (2000).
- (10) 竹村文男, 松本洋一郎, 微細気泡生成装置および方法, 特開 2003-230824 (2003).
- (11) 八尋俊彦, 芹澤昭示, マイクロバブル発生装置, 特開 2003-12665 (2003).
- (12) Terasaka, K. and Tsuge, H., Mass Transfer in Highly Viscous Liquids in a Bubble Column with Constant - Flow Nozzles, J. Chem. Eng. Japan, Vol. 24, 424-429 (1991).
- (13) 西野貴則, 寺坂宏一, 石田麻友美, 各種マイクロバブル発生装置のガス吸収器への適用, 日本混相流学会年会講演会 2006 講演論文集, 276-277 (2006).

## 第三章

### MB 発生装置の吸気特性予測モデル実験と解析

#### 3.1 緒言

これまで、比較的浅い水深の湖沼における水環境改善には、圧縮空気を水底まで押し込んで放出するエアレーション方式が主に採られてきたが、最近では MB が使われ始めている。MB は水質改善のみならず、農水産物の育成促進、化学反応促進、洗浄などにも有効とされている。南川・山田ら<sup>(1)・(2)</sup>は微細気泡を水噴流と共に深い水深の水域へ放出して水質を改善する方法を提案し、微細気泡による酸素供給効果が従来から利用されてきた比較的大きな気泡を用いるエアレーション方法よりも格段によいことを示した。そこで、二章の基本性能実験において同じ気・液流量条件下で、物質移動容量係数  $K_La$  と酸素吸収効率  $E_A$  が共に最大値を示した Type A と最も空気流量が多かった Type E の二種類の MB 発生装置について、高水深での使用を想定した性能評価に関するモデル実験を行った。また、その装置に供給するポンプの必要動力を予測するために、任意の水深における MB 発生装置の流体力学的性能予測の解析コードを導き、その妥当性を調べた<sup>(3)</sup>。以下にこれらの結果を示す。

#### 3.2 モデル実験

##### 3.2.1 実験装置及び実験方法

MB 発生装置の応用性を考えるうえでは、高水深において MB を発生させるために必要な動力を予測することが不可欠である。そこで、任意の水深における MB 発生装置の性能評価を行った。Fig. 3.1 にモデル実験装置の概略を示す。実験は、「アクアドームくまもと」の飛び込み専用プールにおいて MB 発生装置を水深  $H=1, 3, 5$  m のところで水平に設置した状態で行った。水中ポンプから供給する液流量を  $Q_L=10\sim 50$  l/min と変化させ、その都度、自吸する空気流量  $Q_G$ 、空気室の圧力  $P_G$ 、MB 発生装置内の球の上流 25 mm における液圧力  $P_L$  を測定した。液流量  $Q_L$  はタービン式流量計、空気流量  $Q_G$  はマスフローメーター、空気・液圧力  $P_G$ 、 $P_L$  は図に示す位置で圧力変換器によりそれぞれ測定された。測定精度は、 $Q_L$  が  $\pm 2\% \pm 0.5$  l/min RS、 $Q_G$  が  $\pm 3\%$  FS、 $P_L$  が  $\pm 0.5\%$  FS、 $P_G$  が  $\pm 0.5\%$  FS であった。液流量、空気流量、各圧力の測定データは A/D コンバータ (サン

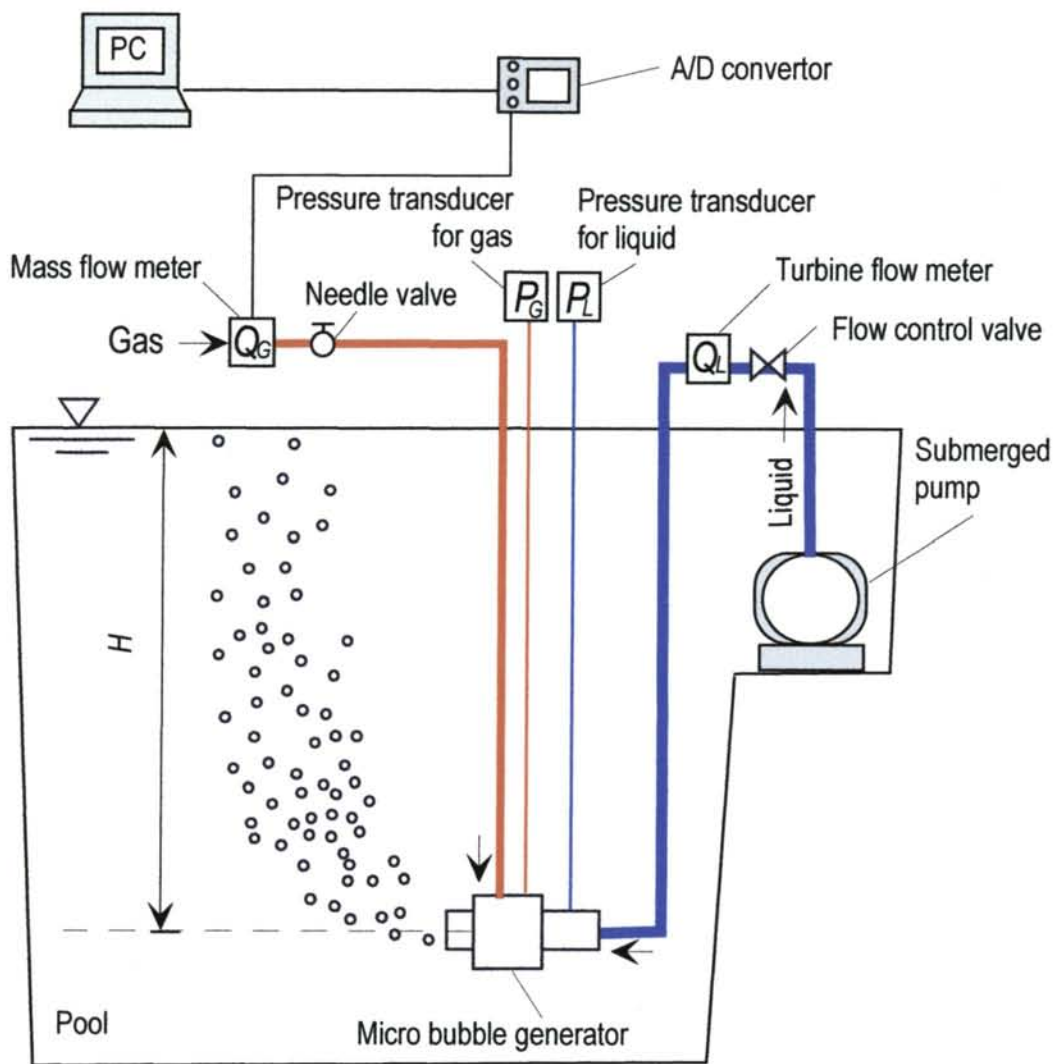


Fig. 3.1 Test rig for experimental model



プリング周波数 10000 Hz, 収集時間 10 s 以上) を介してコンピュータへ収録された<sup>(4)</sup>.

### 3.2.2 供試 MB 発生装置

モデル実験に使用した MB 発生装置は, 2 章の基本性能実験において同じ気・液流量条件下で, 物質移動容量係数  $K_L a$  と酸素吸収効率  $E_A$  が共に最大を示した Type A と最も空気流量が多かった Type E の二種類とした. (Table 2.1 参照)

## 3.3 モデル実験の結果及び考察

Fig. 3.2 に MB 発生装置へ供給した液流量  $Q_L$  と自吸された空気流量  $Q_G$  の関係を示す. 図中の記号は装置の種類および水深  $H$  の違いで区別している. 両装置とも,  $Q_G$  は水深  $H$  が深くなるにつれて低下することがわかる. これは MB 発生装置の出口圧力が  $H$  と共に高くなるために, 空気吸込孔を負圧にするためには,  $H$  の増加分だけ多くの液流量を必要とするからと考えられる. また, 両装置を比較すると, Type E の  $Q_G$  が Type A のそれより大きいことがわかる. これは, Type E の方が総断面積  $A_H$  が広いためである.

Fig. 3.3 に水動力  $L_L$  と液流量  $Q_L$  の関係を示す.  $L_L$  は装置の種類および水深に依らず, ほぼ同じ特性を示した. これは, 2.4 節でも述べたように, 管内径  $D$  と球状物体径  $d$  が両装置で同じであるためである. このように  $L_L - Q_L$  特性は水深  $H$  に依存しないため, 3.4 節のモデル解析においては式 (3.1) ~ (3.3) の損失係数も水深に依存しないと仮定した.

## 3.4 モデル解析

### 3.4.1 MB 発生装置を高水深位置に設置した場合

#### 3.4.1.1 エネルギー保存式

本節では MB 発生装置を高水深位置に設置して MB を発生させるときの流体力学的性能予測を行うために, エネルギー保存の原理に基づいて解析コードを導いた. その際, 次のように 4 地点を選んだ. (Fig. 3.4 参照)

- ① MB 発生装置の入口地点.
- ② 断面積が最も小さくなる地点.  
(平均液流速が最も速くなる地点.)
- ③ 装置出口より十分離れた地点.  
(噴流の持つ運動エネルギーが消散された地点.)
- ④ 空気吸入口より十分離れた地点.

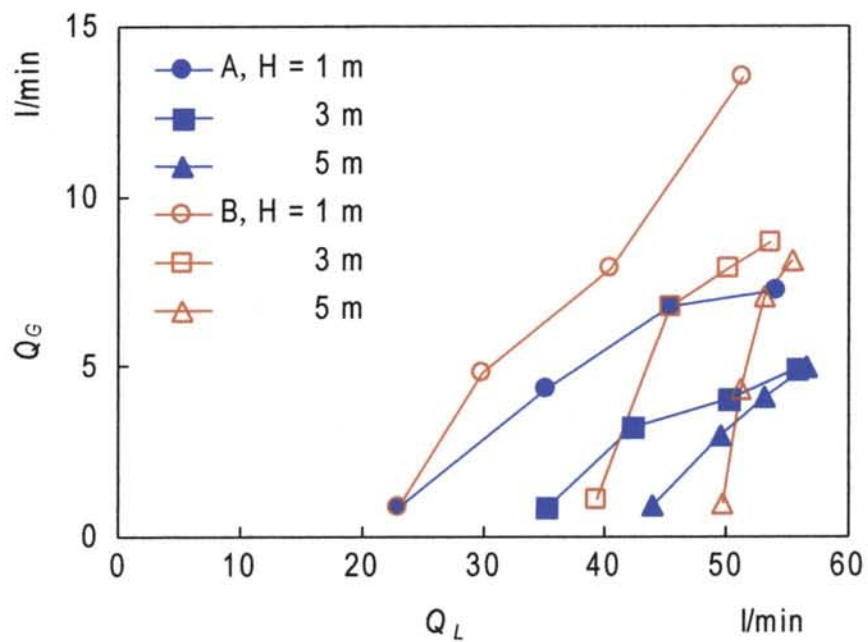


Fig. 3.2 Air suction rate against supply rate

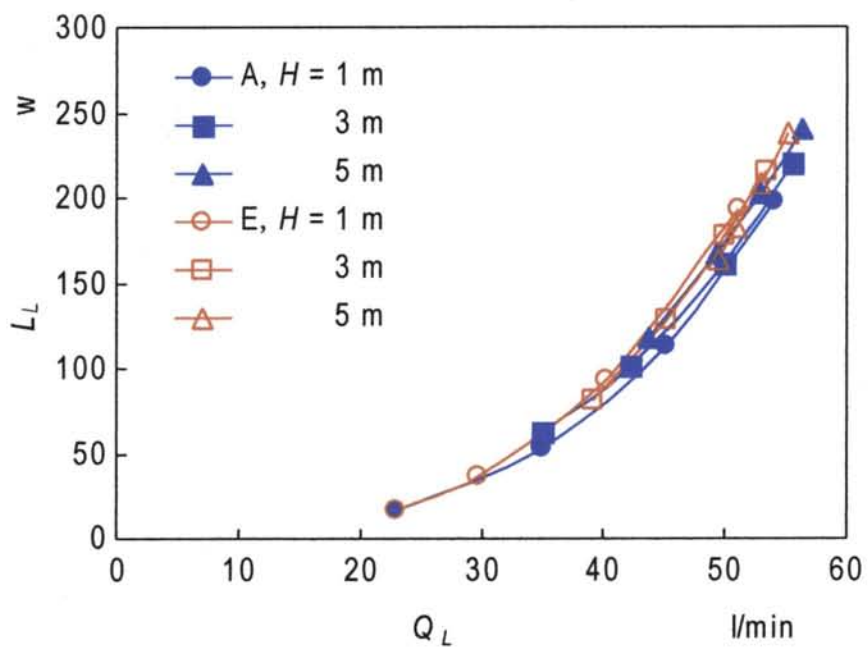


Fig. 3.3 Water power against liquid supply rate

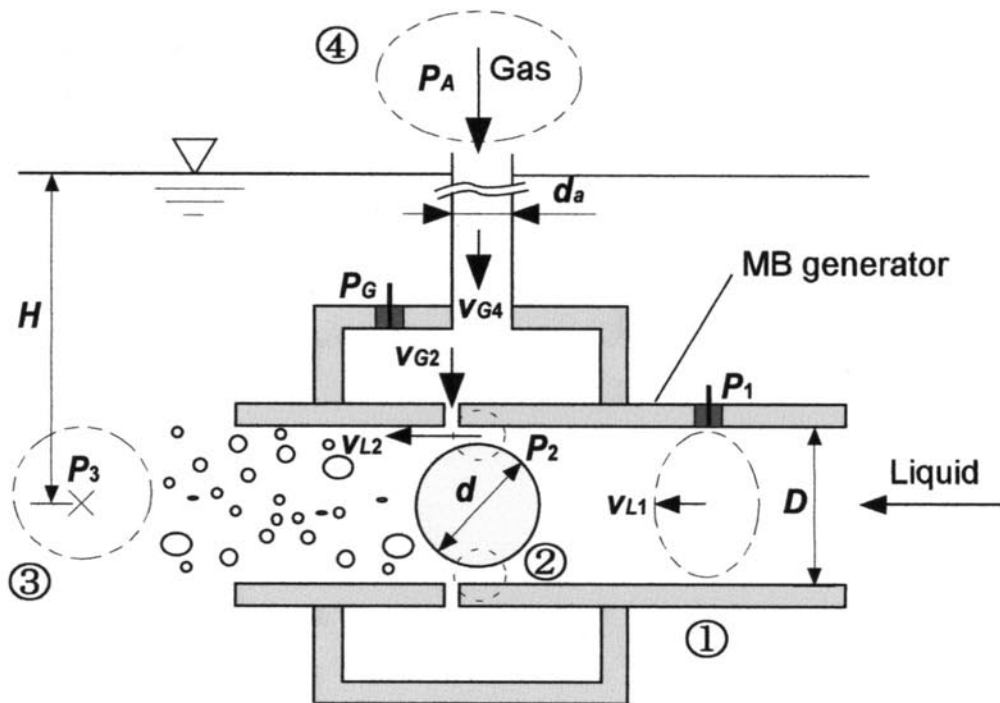


Fig. 3.4 Parameter in analytical model(No.1)

各地点間のエネルギー保存式は以下の通りである。

$$\textcircled{1} - \textcircled{2}\text{間} : P_1 + \frac{\rho_L v_{L1}^2}{2} = P_2 + \frac{\rho_L v_{L2}^2}{2} + \zeta_1 \frac{\rho_L v_{L1}^2}{2} \quad (3.1)$$

$$\textcircled{2} - \textcircled{3}\text{間} : P_2 + \frac{\rho_L v_{L2}^2}{2} = P_3 + \zeta_2 \frac{\rho_H v_H^2}{2} \quad (3.2)$$

$$\textcircled{2} - \textcircled{4}\text{間} : P_2 + \frac{\rho_G v_{G2}^2}{2} = P_A - \zeta_3 \frac{\rho_G v_{G2}^2}{2} \quad (3.3)$$

ここで、 $P$ 、 $v$ 、 $\rho$ 、 $\zeta$  はそれぞれ圧力、速度、密度、損失係数である。式 (3.2) では、 $\textcircled{2} - \textcircled{3}$ 間における MB の混入による影響を考慮するために、エネルギー損失の評価に際しては次式で定義する二相均質密度  $\rho_H$  と二相均質流速  $v_H$  を使用した。

$$\rho_H = \frac{\rho_G Q_G + \rho_L Q_L}{Q_G + Q_L} \quad (3.5)$$

$$v_H = \frac{Q_G + Q_L}{\frac{\pi}{4} D^2} \quad (3.6)$$

さらに、式 (3.3) では直径  $d_a$  の吸気管における管摩擦等の損失は、直径 0.4 mm あるいは 0.125 mm の吸気孔における損失と比較して小さく、無視できると仮定した。

空気の圧縮性は等温変化 ( $P/\rho_G = \text{一定}$ ) で考慮できると考えられるが、まずは簡単化のために圧縮性の影響を無視する。そうすると  $Q_G$  は吸気管の入口から MB 発生装置の内部まで一定となるので、次式が成り立つ。

$$Q_G = A_H \cdot v_{G2} = \frac{\pi}{4} d_a^2 \cdot v_{G4} \quad (3.7)$$

ここで、 $A_H$  は孔総断面積である。また、水についても圧縮性が無視できるので連続の式より次式が成り立つ。

$$Q_L = \frac{\pi}{4}(D^2 - d^2)v_{L2} = \frac{\pi}{4}D^2v_{L1} \quad (3.8)$$

### 3.4.1.2 各損失係数の同定方法

まず、式 (3.2) の損失係数 $\zeta_2$ を同定する。各水深 $H$ において $Q_G = 0$ となる時の $Q_L$ を Fig. 3.2 の実験値の外挿から求め、その液流量を $Q_{L0}$ とする。各水深の $Q_{L0}$ に対応する式 (3.2) の $v_{L2}$ 、 $\rho_H (= \rho_L \because \text{空気が吸入されていないため})$ 、 $v_H (= v_L)$ を求め、 $P_2 (= 0)$ 、 $P_3 (= \rho g H)$ と共に式 (3.2) へ代入すると、 $\zeta_2$ が同定できる。この $\zeta_2$ は $H$ と $Q_L$ に依存しない値と考えられるため、三つの $H$ における平均値を採用することにした。

次に、式 (3.1) の損失係数 $\zeta_1$ を同定する。先に同定した $\zeta_2$ 、任意の $H$ における $Q_G - Q_L$ 特性の各実験値 (Fig. 3.2) と $P_3$ を式 (3.2) に代入することによって、 $P_2 - Q_L$ 特性が算出できる。 $P_2 - Q_L$ 特性の各値と $P_1$ の実験値を式 (3.1) に代入することで $\zeta_1$ が同定できる。この $\zeta_1$ も $H$ と $Q_L$ に起因しない値と考えられるため、三つの $H$ における平均値を採用することにした。

最後に、式 (3.3) の損失係数 $\zeta_3$ を同定する。 $P_2 - Q_L$ 特性の各値と $Q_G$ の実験値を式 (3.3) に代入することで $\zeta_3$ が同定できる。この $\zeta_3$ も $H$ と $Q_L$ に起因しない値と考えられるため、三つの $H$ における平均値を採用することにした。

Table 3.1 は各損失係数の同定結果を示す。括弧内の数値はそれぞれの平均に用いた値の最大値と最小値を示している。 $\zeta_1$ と $\zeta_2$ は Type A, Type E で大差ないが、 $\zeta_3$ は Type E の方が 5 倍程度大きい。

### 3.4.1.3 解析コードの計算方法

式 (3.1), (3.2), (3.3) を連立して解くために、 $Q_G$ を仮定して式 (3.2) の $P_2$ と、式 (3.3) の $P_2$ を求め、両者の $P_2$ が等しくなる (実際には 0.001 Pa 以内で一致する) まで $Q_G$ を仮定し直して繰返し計算を行った。そして、 $P_2$ の収束値が得られたら、式 (3.1) より $P_1$ が計算できる。

## 3.4.2 MB 発生装置を水面位置に設置した場合

### 3.4.2.1 エネルギー保存式

MB 発生装置の設置位置の影響を調べるために、Fig. 3.5 に示すように MB 発生装置を水面近くに設置し、空気を自吸させた後 MB を水流と共に高水深域へ送り込む場合のモデルもエネルギー保存の原理に基づいて導いた。

その際、代表点として次の 3 地点を選んだ。

- ⑤ MB 発生装置の出口地点。
- ⑥ MB が放出される管出口地点。(水深が $h$ の地点。)

Table 3.1 Energy loss coefficient in each type MB generator

Type	$\zeta_1$	$\zeta_2$	$\zeta_3$
A	2.77 (2.05–3.63)	10.0 (9.56–10.9)	13.9 (8.2–22.7)
E	1.82 (1.01–3.10)	11.3 (11.2–11.4)	76.2 (30.1–153)

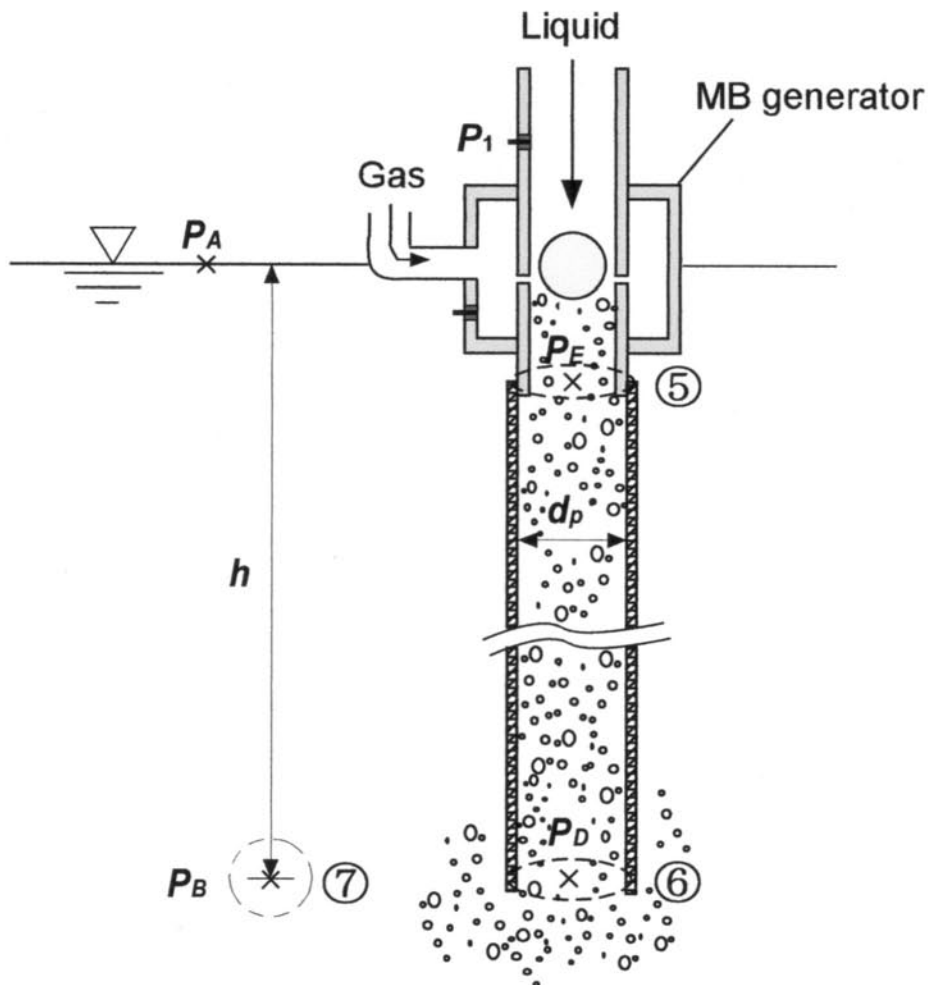


Fig. 3.5 Parameter in analytical model(No.2)

⑦ 管出口より十分離れた地点.

⑤ - ⑥間のエネルギー保存式は次式である.

$$P_E + \frac{\rho_H v_H^2}{2} + \rho_H gh = P_D + \frac{\rho_H v_H^2}{2} + \lambda_H \frac{h}{d_p} \frac{\rho_H v_H^2}{2} \quad (3.9)$$

式 (3.9) では、摩擦損失以外の損失は小さいと仮定した。また、3.4.1 節の解析の場合と同様に MB の混入による影響を考慮するために、二相均質密度  $\rho_H$  と均質流速  $v_H$  を使用した。

また、⑥ - ⑦間のエネルギー保存式は次式である。

$$P_B = (P_D + \frac{\rho_H v_H^2}{2}) - \frac{\rho_H v_H^2}{2} = P_D \quad (3.10)$$

ここで、 $P_B = \rho_L gh$  である。これらの関係を式 (3.9) に代入して整理すると次式を得る。

$$P_E = \frac{Q_G}{Q_G + Q_L} (\rho_L - \rho_G) gh + \lambda_H \frac{h}{d_p} \frac{\rho_H v_H^2}{2} \quad (3.11)$$

### 3.4.2.2 解析コードの計算方法

初めに、 $Q_G = 0$  として式 (3.11) から  $P_E$  を求める。次に、式 (3.2) の  $P_3$  に  $P_E$  を代入し、 $Q_G$  を仮定して式 (3.2) の  $P_2$  と式 (3.3) の  $P_2$  を求め、両者の  $P_2$  が等しくなるまで  $Q_G$  を仮定し直して計算を繰り返す。そして、 $P_2$  が収束した時の  $Q_G$  を式 (3.11) に代入して  $P_E$  を再計算する。この繰り返しを  $P_E$  の値が一定値に漸近するまで行う。

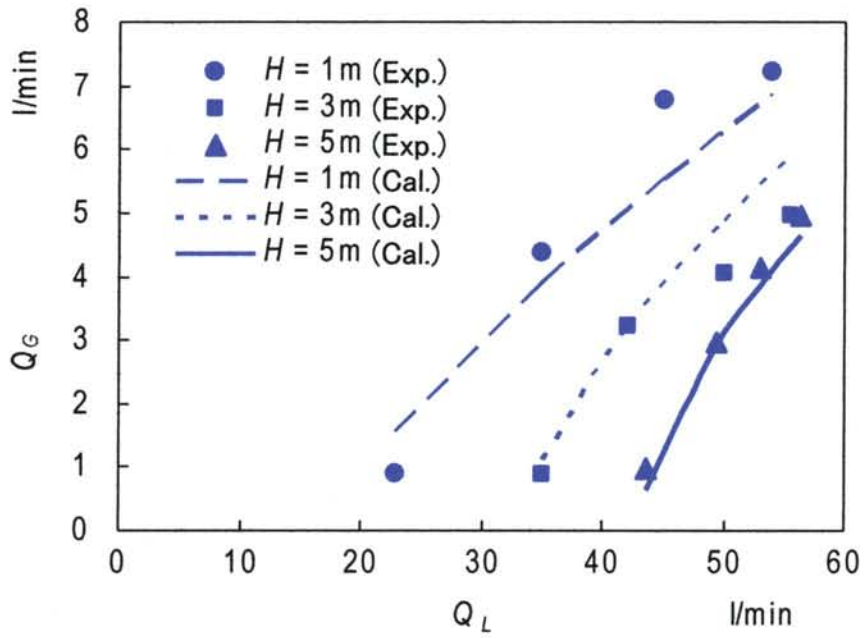
## 3.5 モデル解析の結果及び考察

### 3.5.1 MB 発生装置を高水深位置に設置した場合

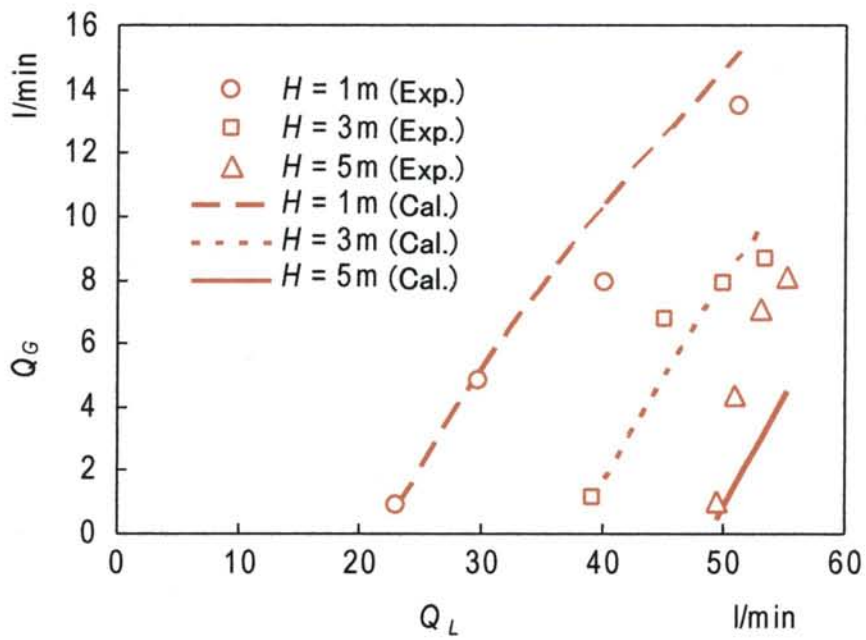
Fig. 3.6 に  $Q_G - Q_L$  特性の実験値と予測値の比較を示す。予測値 (曲線) は、 $Q_G - Q_L$  特性の実験値を定性的に表している。

また、Type E の予測精度が悪いのは、主として空気吸込孔の浸水による空気流量の低下を捉えることができなかったためである。

Fig. 3.7 に  $P_1 - Q_L$  特性の実験値と予測値の比較を示す。予測値 (曲線) は、 $P_1 - Q_L$  特性をよく表すことができた。



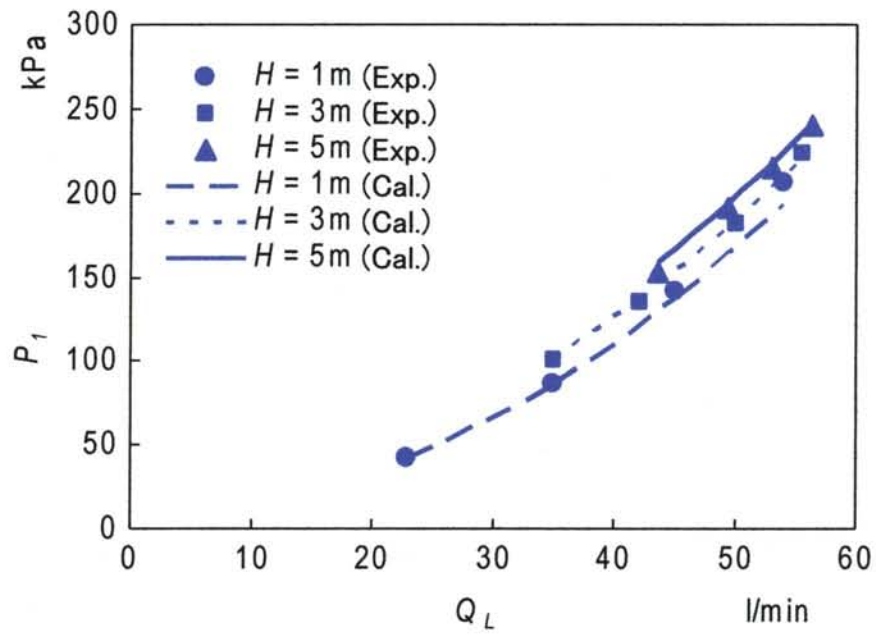
(a) Type A



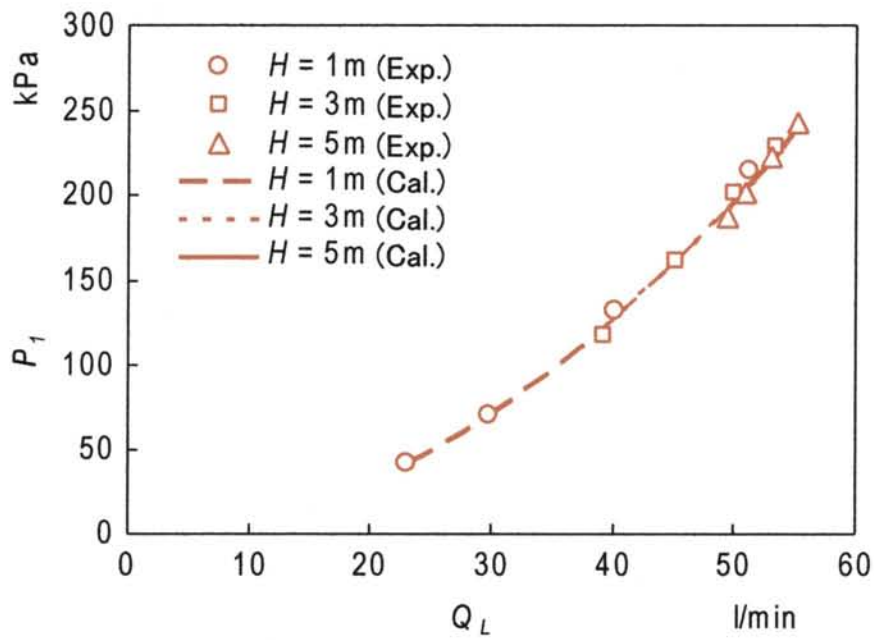
(b) Type E

Fig. 3.6 Comparison of air suction rate between experiment and calculation





(a) Type A



(b) Type E

Fig. 3.7 Comparison of inlet liquid pressure between experiment and calculation

### 3.5.2 解析結果のポンプ選定への応用

3.5.1 節より提案モデルは実験値の特性を定性的に表すことが分かった。そこで、このモデルを使って MB 発生装置を高水深域（とりあえず 50 m まで）に設置した時の  $Q_G-Q_L$  特性（Fig. 3.8 参照）と  $P_1-Q_L$  特性（Fig. 3.9 参照）を計算した。Fig. 3.8 と Fig. 3.9 は、任意の水深において希望する  $Q_G$  を与えるためのポンプの選定に役立つ。例えば、MB 発生装置の Type A を  $H=50$  m に設置して  $Q_G=8$  l/min の MB を発生させたいとすれば、Fig. 3.8 (a) より  $Q_L \approx 150$  l/min となり、Fig. 3.9 (a) より  $P_1 \approx 1900$  kPa となる。したがって、その  $P_1$  にポンプから MB 発生装置までの水の配管系で生じる諸損失を合計することで、ポンプの全揚程が評価可能となり、ポンプの選定に役立つ。

### 3.5.3 MB 発生装置の設置位置の影響

MB 発生装置を高水深に設置した場合と同装置を水面近くに設置して MB を発生させた後で高水深域に導いた場合について吸込空気流量  $Q_G$  を計算し、それらの比較を行った。その際、配管径は両者とも  $d_p=0.019$  m (3/4 in) で試算した。

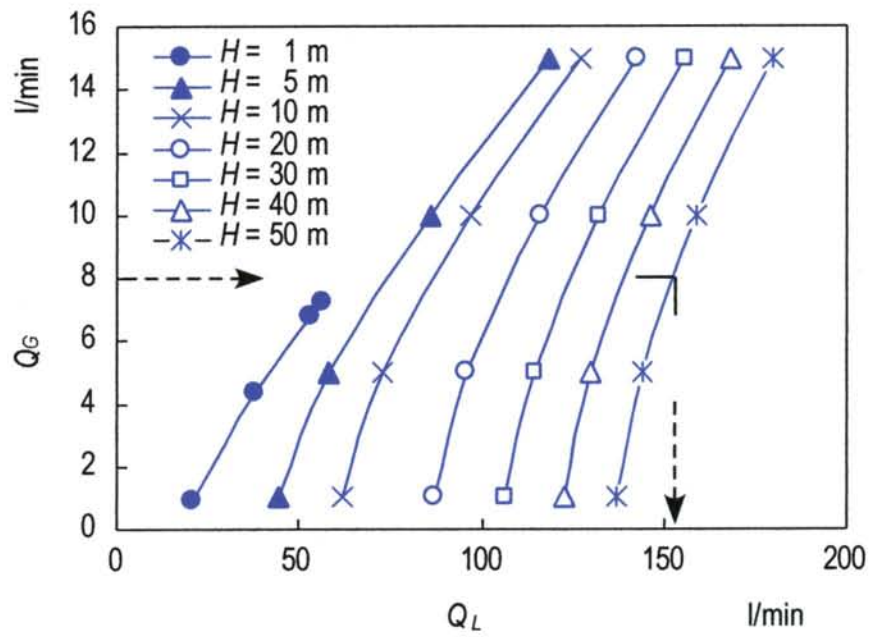
Fig. 3.10 に比較結果を示す。図中の  $H$  は MB 発生装置を高水深域に設置した場合の水深を、 $h$  は水面近くに設置した場合の水深をそれぞれ表している。装置及び水深に依らず、 $Q_L$  が小さい場合には水面近くに MB 発生装置を設置した方が  $Q_G$  が大きくなるので有利である。しかし、水深が深く、 $Q_L$  が大きい場合は水面近くに設置する法が不利となる。これは、MB 発生装置下方の配管における損失が  $Q_L$  に依存するためである。

また、実用面を考慮すると、用いた装置の大きさから希望する最大の空気流量  $Q_G$  は 8 ~ 10 l/min 程度であり、水深 5 m までは水面近くに MB 発生装置を設置した方が小さい  $Q_L$  で済むことがわかる。

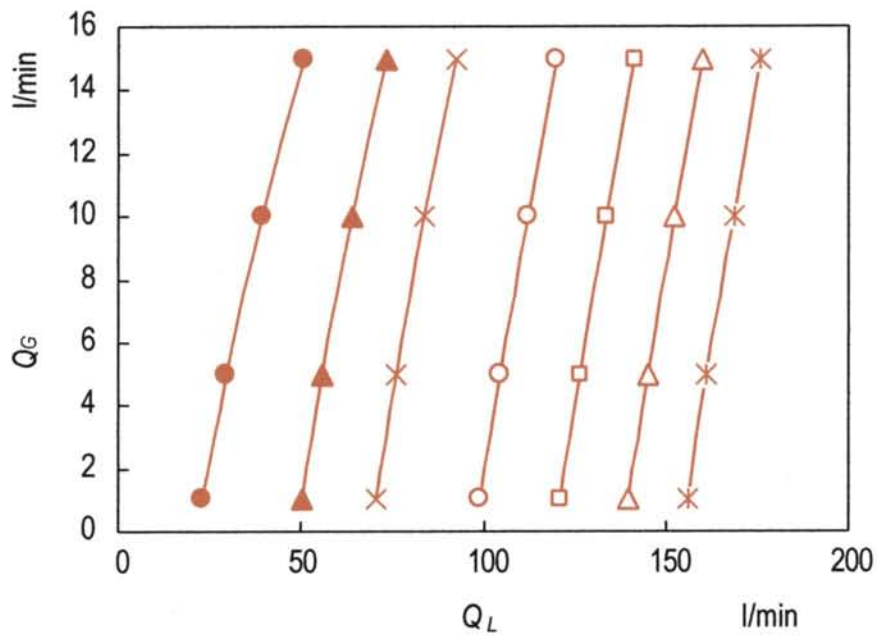
### 3.5.4 異なる配管径の影響

3.5.3 節の検討により  $Q_L$  が小さい領域では MB 発生装置を水面近くに設置する方が  $Q_G$  は大きくなることがわかった。そこで、さらに  $Q_G$  を増加させる手段として MB 発生装置の下流あるいは上流の配管径  $d_p$  を大きくすることを考えた。その妥当性を検証するために配管径を  $d_p=0.019$  m (3/4 in), 0.038 m (3/2 in), 0.057 m (9/4 in) と変化させた時の  $Q_G$  を計算した。この計算では、水深は  $H=h=10$  m で一定とした。また、配管の拡大縮小による損失ヘッド  $h_{loss}$  は以下の式を用いた<sup>(5)</sup>。

$$h_{loss} = \zeta_e \frac{(v_A - v_B)^2}{2g} \quad (3.12)$$

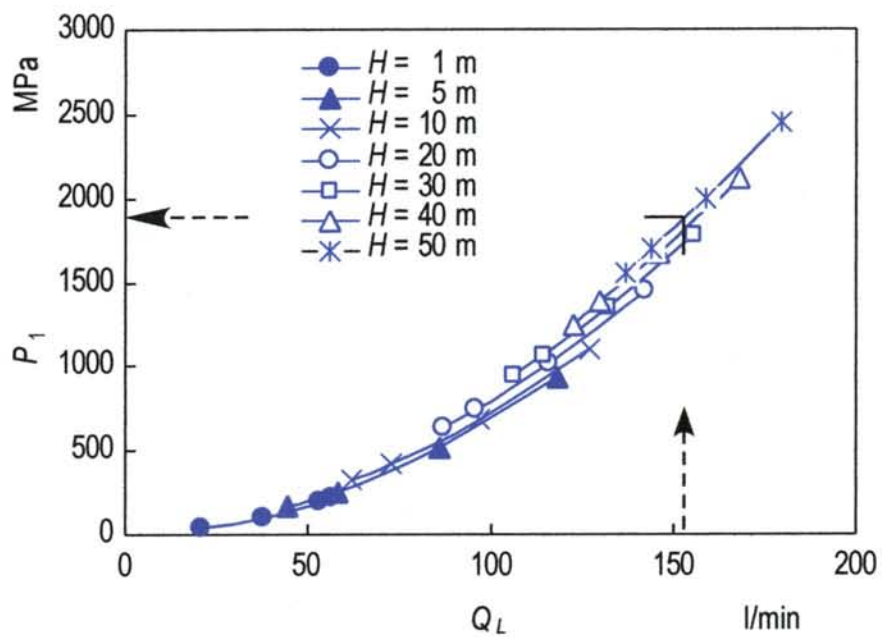


(a) Type A

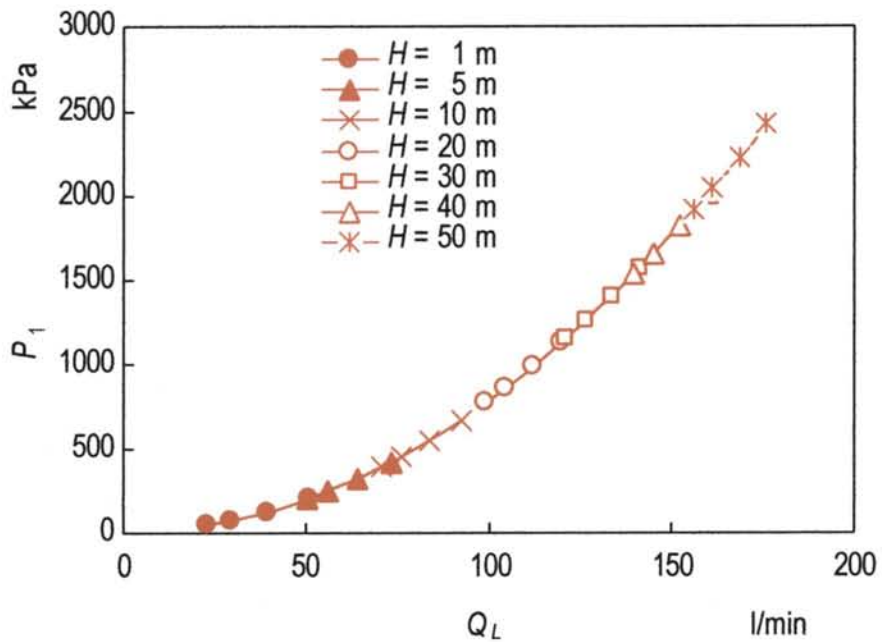


(b) Type E

Fig. 3.8 Calculation of air suction rate against liquid supply rate

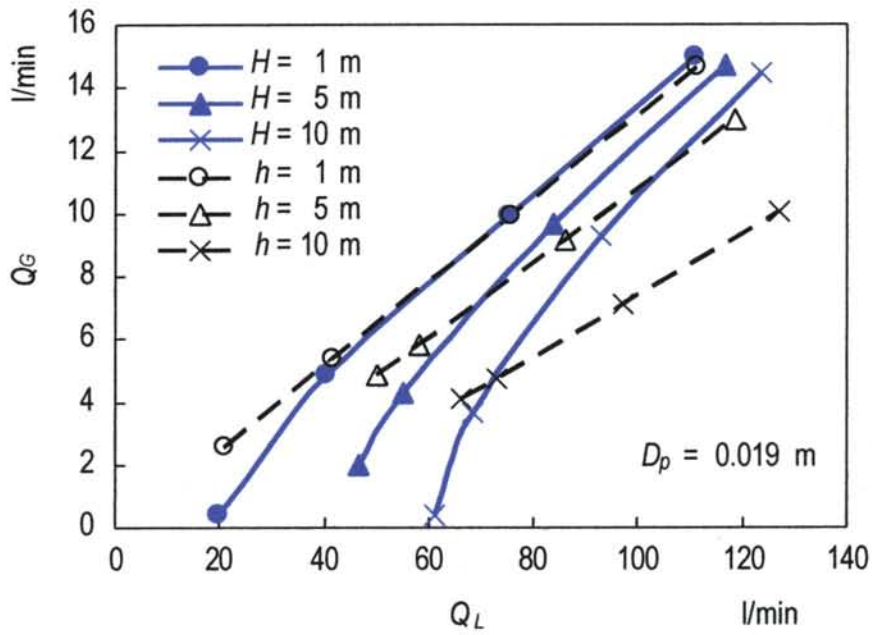


(a) Type A

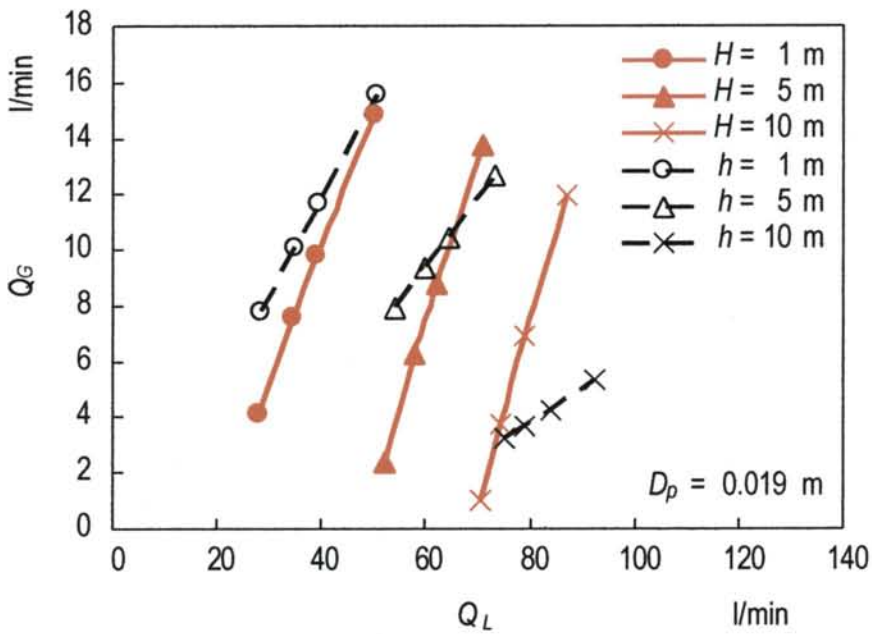


(b) Type E

Fig. 3.9 Calculation of inlet liquid pressure against liquid supply rate



(a) Type A



(b) Type E

Fig. 3.10 Effect of MB generator installation position on air suction rate

ここで、 $\zeta_e$ は広がりによる損失係数、 $v_A$ 、 $v_B$ はそれぞれ配管拡大前と拡大後の管内平均液流速である。計算では $\zeta_e = 1.2$  ( $d_p = 0.038$  m),  $1.0$  ( $d_p = 0.057$  m) とした<sup>(5)</sup>。なお、式 (3.12) において縮小管における損失は、流れの損失のほとんどが摩擦損失のみで一般に小さいとして無視している。

Fig. 3.11 に比較結果を示す。図中の青塗り・赤塗り記号は MB 発生装置を高水深に、白抜き記号は水面近くに、それぞれ設置した場合である。MB 発生装置を高水深域に設置した場合は、配管径の違いによる  $Q_G - Q_L$  特性の変化は見られなかった。一方で、水面近くに設置した場合は、配管を大きくすると  $Q_G$  も大きくなることがわかった。しかしながら、 $d_p = 0.038$  m と  $0.057$  m では大きな違いがないので、経費を考えると  $0.057$  m を選ぶ必要はないといえる。

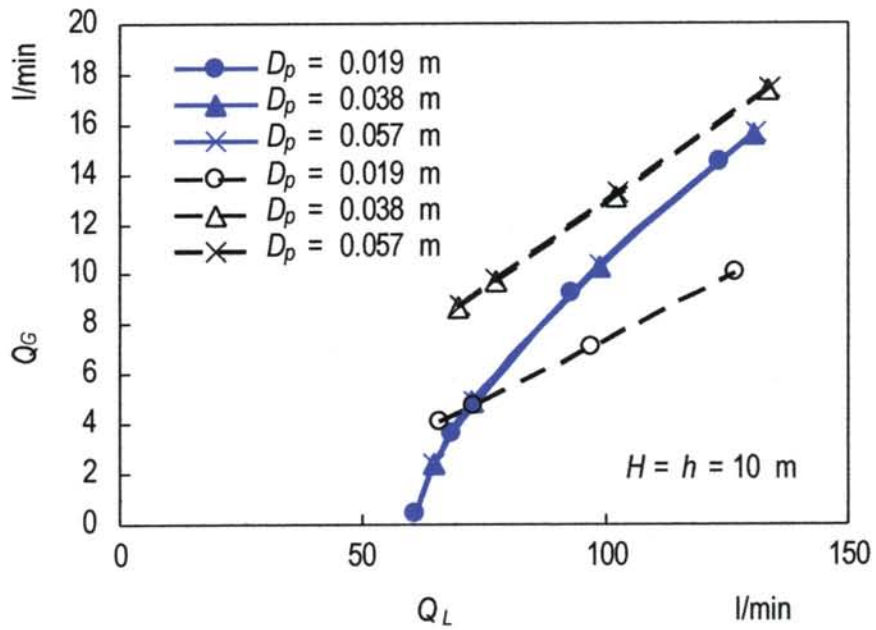
### 3.6 本章の結論

本章では、高水深域で本 MB 発生装置の使用を想定した性能評価に関する実験と解析を行った。得られた主な結論は以下のとおりである。

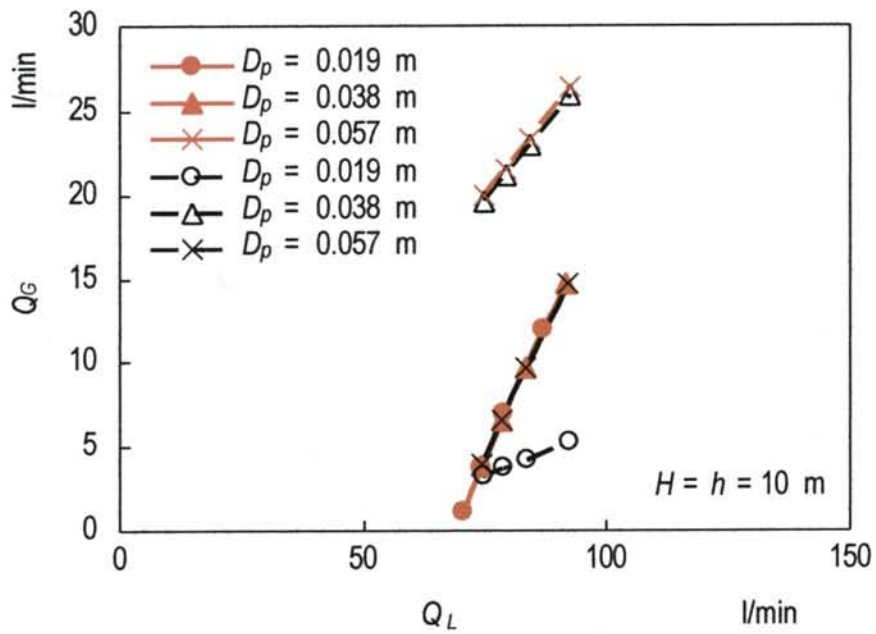
- (1) 任意の水深における  $Q_G - Q_L$  特性と  $P_1 - Q_L$  特性の予測法を構築できた。
- (2) この予測法により、任意の  $H$  と  $Q_G$  において  $Q_L$  と  $P_1$  を予測することができる。さらに、 $P_1$  にポンプから MB 発生装置までの水の配管系で生じる諸損失を合計することで、ポンプの全揚程が評価でき、MB の発生に必要なポンプの選定が可能となる。
- (3) MB 発生装置の設置位置を水面近くに移動させ、さらに配管径を拡大することで損失を軽減させ、より低動力で  $Q_G$  を増大させることができることを解析的に示した。

### 参考文献

- (1) 南川久人, 山田哲史, 微細気泡による大深度水域への酸素供給, 第 9 回オーガナイズド混相流フォーラム講演論文集, 67-72 (2005).
- (2) 山田哲史, 天野誉之, 南川久人, 微細気泡群の分布と水への酸素供給効果との関係に関する研究, 機論 B, Vol.71, No.705, 1301-1306 (2005).
- (3) 松山史憲, 金沢智史, 佐田富道雄, 川原顕磨呂, 加野敬子, 新型マイクロバブル発生装置の性能と応用性に関する研究 (高水深域における流体力学的性能予測), 混相流研究の進展 I (年会講演会 2005 論文精選集), 25-32(2006).



(a) Type A



(b) Type E

Fig. 3.11 Effect of water pipe line diameter on air suction rate

- (4) 金澤智史, 新型マイクロバブル発生装置の性能と応用性に関する研究, 熊本大学大学院修士論文 (2005).
- (5) 技術資料 管路・ダクトの流体抵抗, 56-62 (1979).



## 第四章

### 酸素の溶存特性に関する性能予測

#### 4.1 緒言

MB の使用目的の一つとして、貧酸素状態にあるダムや養殖場における深水域での酸素供給が挙げられる。このような環境下で液体中に酸素を効率良く溶かすためには、その溶存特性を把握する必要がある。また、ミリメートルサイズの気泡を発生させる気泡塔は化学反応塔として数多く使用されており、その設計には、気液間の熱・質量移動の要因となる気泡の滞留時間や気液界面積濃度を決定するボイド率および気泡径の予測が不可欠である<sup>(1)</sup>。そこで、本章では MB による酸素溶存特性に関わるパラメータとしてボイド率 $\alpha$ 、物質移動係数 $K_L$ 及び物質移動容量係数 $K_L a$ をとりあげ、これらの予測に関する検討を行う。

二章で示した塩分濃度の違いによる水への溶存酸素特性の比較実験結果を基に、提案されている様々な相関式との適合性を検討し修正を行うと共に、新たな相関式の提案を行った<sup>(2)</sup>。以下にこれらの結果を示す。

#### 4.2 ボイド率 $\alpha$ の予測

ミリメートルサイズの気泡を発生させる気泡塔におけるボイド率の予測に関しては、これまでに様々な相関式が提案されている<sup>(1)</sup>。その中でも、Godble and Shah<sup>(3)</sup>は粘性の低い液体 ( $\mu_L < 0.02 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ ) に関する Akita and Yoshida<sup>(4)</sup>の相関式を推奨している。そこで、二章で示したボイド率の実験値への適用性を検討した。Akita and Yoshida は水力学相当直径 15.2 ~ 60 cm、高さ 126 ~ 350 cm の気泡塔内で物性値が異なる各種液体-気体についてボイド率を測定し、次式を提案している。

$$\frac{\alpha}{(1-\alpha)^4} = 0.20 (g D_{equ}^2 \rho_L / \sigma)^{1/8} (g D_{equ}^3 / \nu_L^2)^{1/12} (j_G / \sqrt{g D_{equ}})^{1.0} \quad (4.1)$$

ここで、 $g$  は重力加速度、 $D_{equ}$  は水槽の水力学相当直径、 $\rho_L$  は液密度、 $\sigma$  は表面張力、 $\nu_L$  は液体の動粘度、 $j_G$  は空気の見かけ速度である。また、よく知られている Hugmark<sup>(5)</sup> と Hikita and Kikukawa<sup>(6)</sup> の相関式の本実験値への適用性の検討を行った。それぞれの式は次に示すとおりである。

$$\text{Hugmark : } \alpha = \frac{1}{2 + (0.35/j_G)[(\rho_L/1)(\sigma/72)]^{1/3}} \quad (4.2)$$

$$\text{Hikita and Kikukawa : } \alpha = 0.505 j_G^{0.47} (\sigma/72)^{2/3} (1/\mu_L)^{0.05} \quad (4.3)$$

ここで、 $\mu_L$ は液粘度である。またそれぞれの適用範囲は、 $j_G = 0.0053 \sim 0.419$  m/s と  $j_G = 0.004 \sim 0.45$  m/s と  $j_G = 0.07 \sim 0.338$  m/s である。

Fig. 4.1(a) - (c)に上記三つの相関式による計算値と本実験値の比較結果を示す。Akita and Yoshida と Hugmark の相関式は、本実験の水道水のデータを精度良く予測できたが、人工海水のデータに関しては、三つの式による計算値と実験値の一致は良くなかった。この不一致の原因として、人工海水では水の場合と比較してより微細な気泡が多く発生するうえに、本実験の  $j_G$  の範囲が三つの相関式の適用範囲外であったことが考えられる。したがって、本実験値への適用に関しては更なる検討が必要であることがわかった。

次に、気泡の上昇速度を用いたボイド率の新しい相関式の検討を行った。気泡の上昇速度  $u_G$  については、一般的に次のように仮定されている。(Lapidus and Elgin<sup>(7)</sup> 参照)

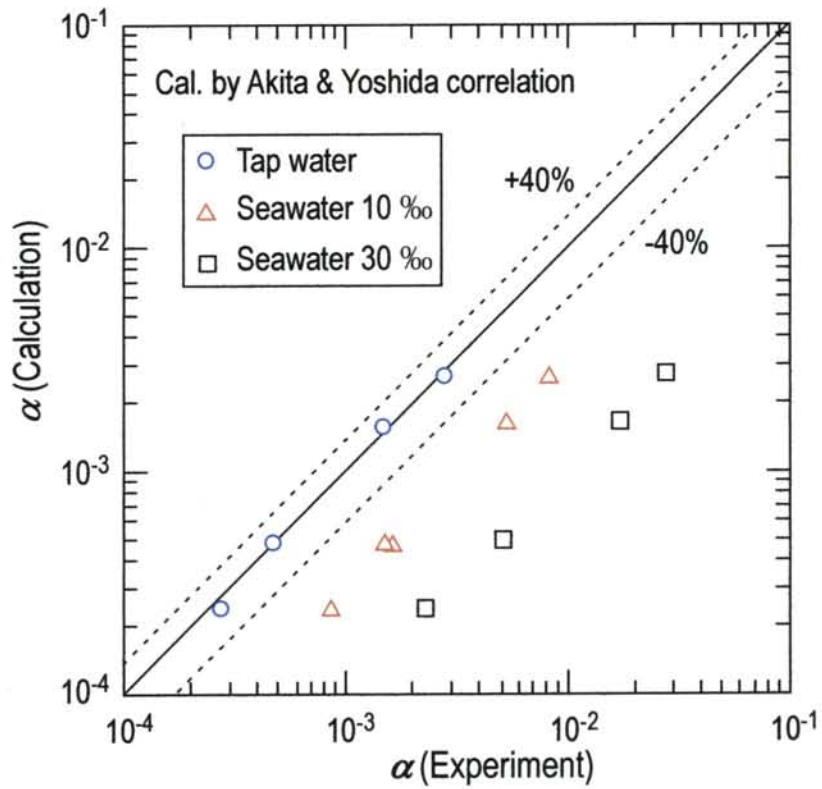
$$u_G = \frac{j_G}{\alpha} = u_{B0} f(\alpha) \quad (4.4)$$

ここで、 $u_{B0}$ は静止液体中における単一気泡の終端上昇速度であり、 $f(\alpha)$ は隣接する気泡の影響を考慮したボイド率 $\alpha$ の関数である。また、ザウター平均径が  $d_{BS}$  である一個の球状気泡の  $u_{B0}$  は浮力、重力、抗力の釣り合いから次式で表される。

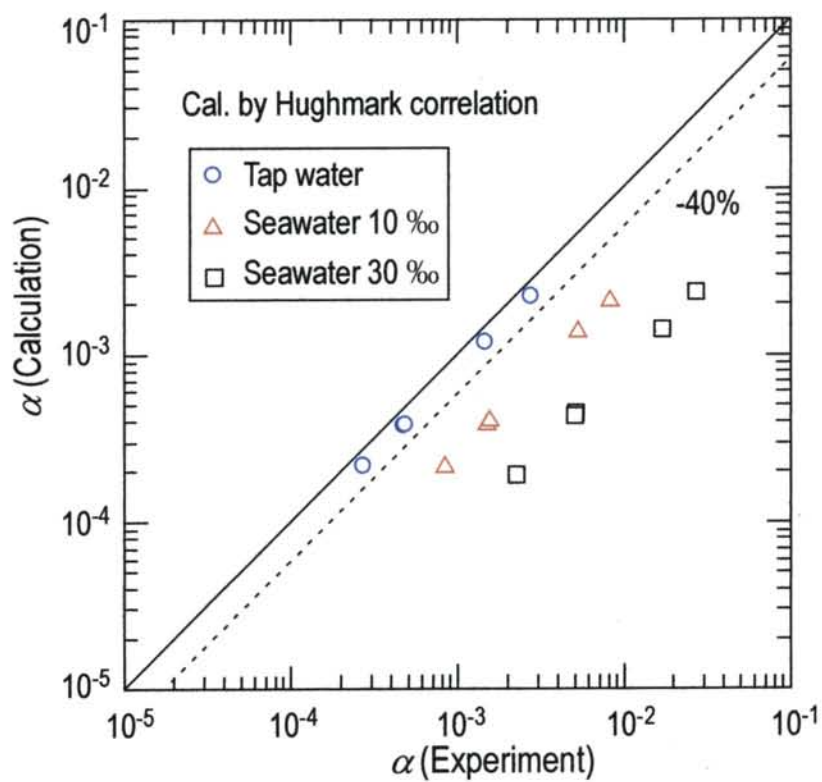
$$u_{B0} = \sqrt{\frac{4(\rho_L - \rho_G)d_{BS}g}{3C_D\rho_L}} \quad (4.5)$$

ここで、 $g$ は重力加速度であり、 $C_D$ は抗力係数である。本論文において  $C_D$ は、Tomiya et al.<sup>(8)</sup> のモデルより算出した。

Fig. 4.2 にボイド率の本実験値に対する  $u_G/u_{B0}$ 、すなわち式 (4.4) の  $f(\alpha)$ 、を示す。 $u_G/u_{B0}$  の実験値は、塩分濃度の如何によらず次式で表すことができた。

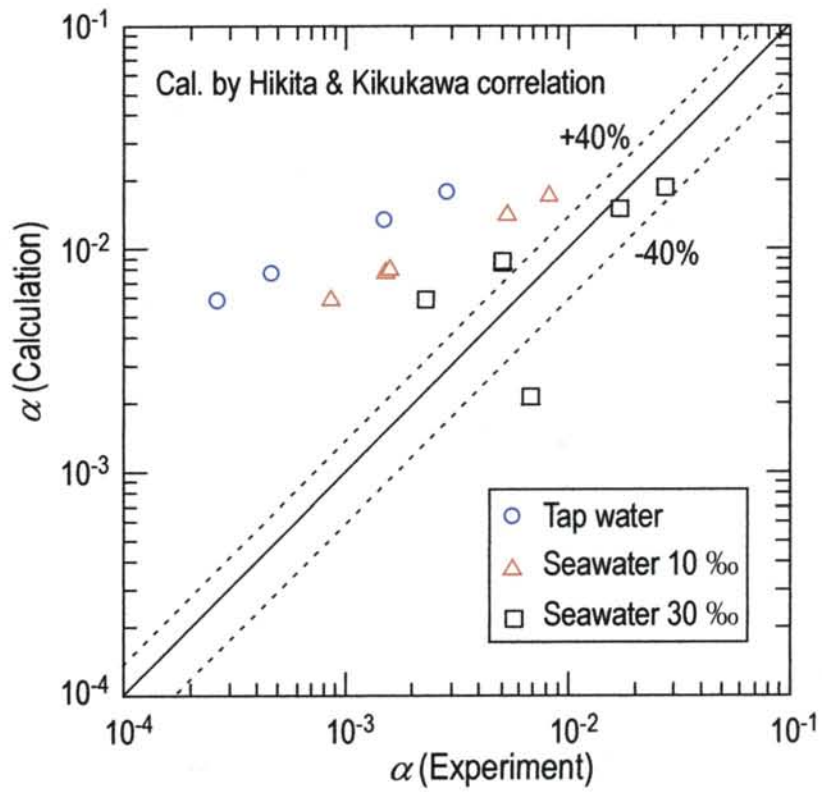


(a) Calculation by Akita and Yoshida correlation.



(b) Calculation by Hughmark correlation.

Fig. 4.1 Comparisons of void fraction between experiments and calculations



(c) Calculation by Hikita & Kikukawa correlation.

Fig. 4.1 Comparisons of void fraction between experiments and calculations.

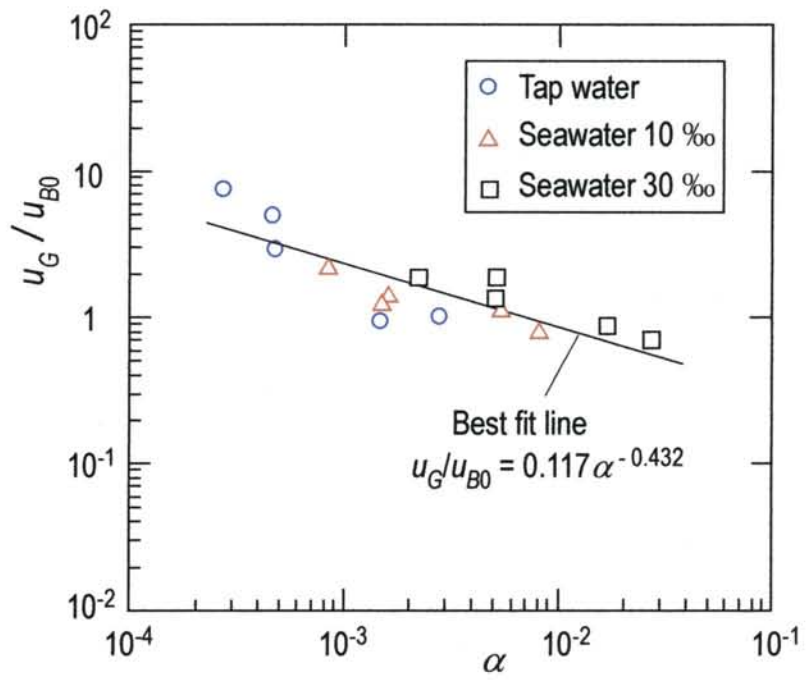


Fig. 4.2 Relation between bubble rising velocity ratio and void fraction.

$$u_G / u_{B0} = f(\alpha) = 0.117\alpha^{-0.432} \quad (4.6)$$

Fig. 4.3 にボイド率の本実験値と式 (4.5), (4.6) より算出した計算値の比較を示す. 計算値は塩分濃度の如何に関わらず,  $\pm 40\%$ 以内で実験値と一致した.

### 4.3 物質移動係数 $K_L$ の予測

物質移動係数  $K_L$  は, 気泡径に依存することが良く知られている (Higbie<sup>(9)</sup>, Frössling<sup>(10)</sup>). また, 一般的に大きな気泡は流動的な界面を持つ流体粒子のように動き, 小さな気泡は球状固体のような動きをする (Clift et al.<sup>(11)</sup>). 流動的な気液の界面に関しては, 次式の Higbie<sup>(12)</sup> の理論が妥当であるとされている.

$$K_{L,Higbie} = \sqrt{\frac{4D_L u_r}{\pi d_{BS}}} \quad (4.7)$$

ここで,  $u_r$  は気泡・液体間のすべり速度,  $D_L$  は液相の分子拡散係数である.

固体状の界面に関しては, 次式に示す層流境界層の理論から導かれた Frössling<sup>(10)</sup> の式が適用できるとされている.

$$K_{L,Frössling} = c \sqrt{\frac{u_B}{d_{BS}}} D_L^{2/3} \nu_L^{-1/6} \quad (4.8)$$

ここで  $c \approx 0.6$ ,  $\nu_L$  は液体の動粘度である.

Fig. 4.4 にそれぞれの溶液に対する  $K_L$  の本実験値と式 (4.7), (4.8) より算出した計算値の比較を示す.  $K_L$  の本実験値は, 気泡径の増加にともなって増加し, 塩分濃度の増加にともなって減少する. 気泡直径の増加による  $K_L$  の増加は気泡が誘起する乱れによるものと思われる<sup>(14)</sup>. しかし彼らの式による計算値は気泡直径の増加にともない  $K_L$  は減少しており, 実験値が表す傾向とは逆になった.

以上より, Higbie<sup>(9)</sup> と Frössling<sup>(10)</sup> の式を本実験値へ適用するには修正する必要があるため, まず次式に示すように実験値と計算値の比を算出した.

$$f_H = K_L(\text{Exp.})/K_L(\text{Higbie}) \quad (4.9)$$

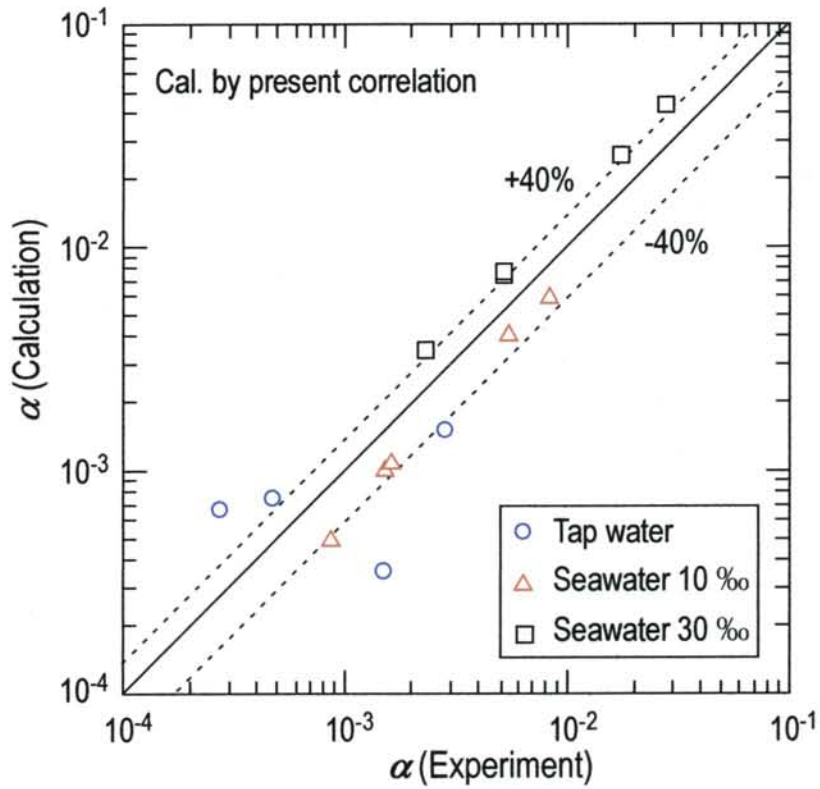


Fig. 4.3 Comparison of void fraction between experiment and calculation by the present correlation.

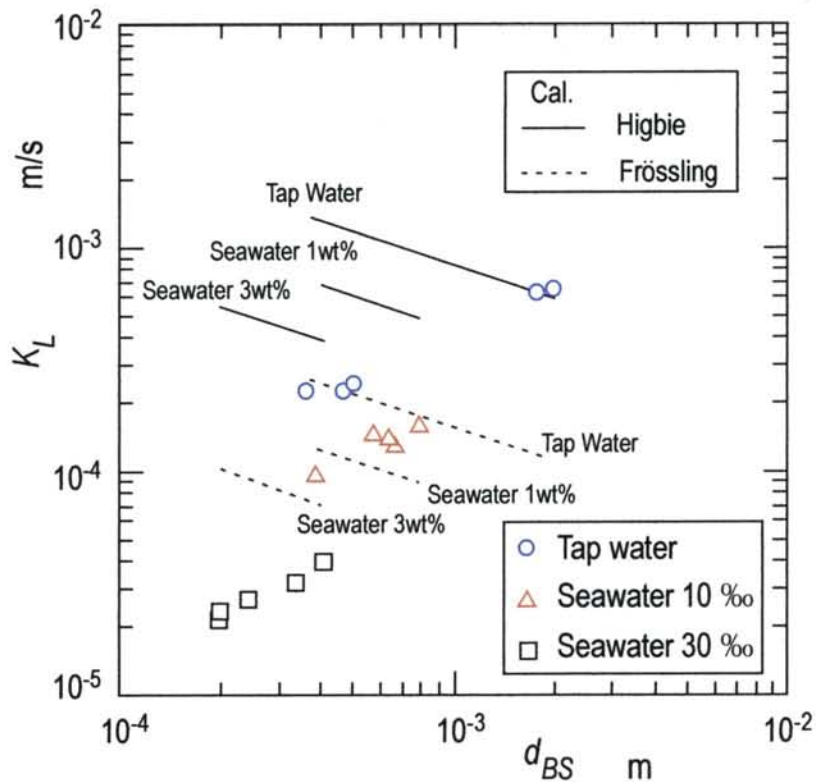


Fig. 4.4 Comparison of  $K_L$  between experiments and calculations by Higbie<sup>(9)</sup> and Frössling<sup>(10)</sup> equations.

$$f_F = K_L(\text{Exp.})/K_L(\text{Frössling}) \quad (4.10)$$

ここで、 $K_L(\text{Exp.})$ は実験値、 $K_L(\text{Higbie})$ と $K_L(\text{Frössling})$ はそれぞれ式 (4.7), (4.8)

より算出した計算値である。次に、Fig. 4.5(a), (b)に次式に示す Ohnesorge 数  $Z$  に対する  $f_H$ と $f_F$ を示した。ここで、Ohnesorge 数  $Z$ は Hetsroni ら<sup>(13)</sup>の論文に示されているように粘性と表面張力を考慮した無次元数であり、マイクロチャンネル内の流れの整理式によく用いられている。

$$Z = \frac{\mu_L}{(\rho_L d_{BS} \sigma)^{0.5}} = \left( \frac{Mo}{Eo} \right)^{0.25} \quad (4.11)$$

ここで、 $Eo$ は Eötvös 数であり次式で定義されている。

$$Eo = \frac{g(\rho_L - \rho_G)d_{BS}^2}{\sigma} \quad (4.12)$$

また、 $Mo$ は Morton 数であり次式で定義されている。

$$Mo = \frac{g\mu_L^4(\rho_L - \rho_G)}{\rho_L^2 \sigma^3} \quad (4.13)$$

Fig. 4.5(a), (b)より  $f_H$ と $f_F$ はそれぞれ以下の式で近似できた。

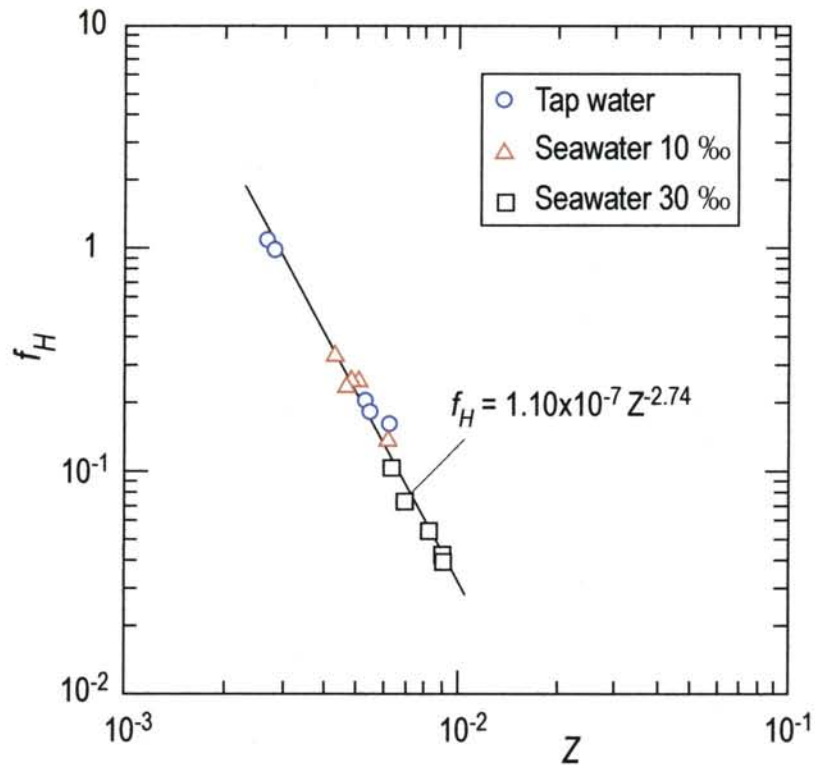
$$f_H = 1.10 \times 10^{-7} Z^{-2.74} \quad (4.14)$$

$$f_F = 6.87 \times 10^{-7} Z^{-2.71} \quad (4.15)$$

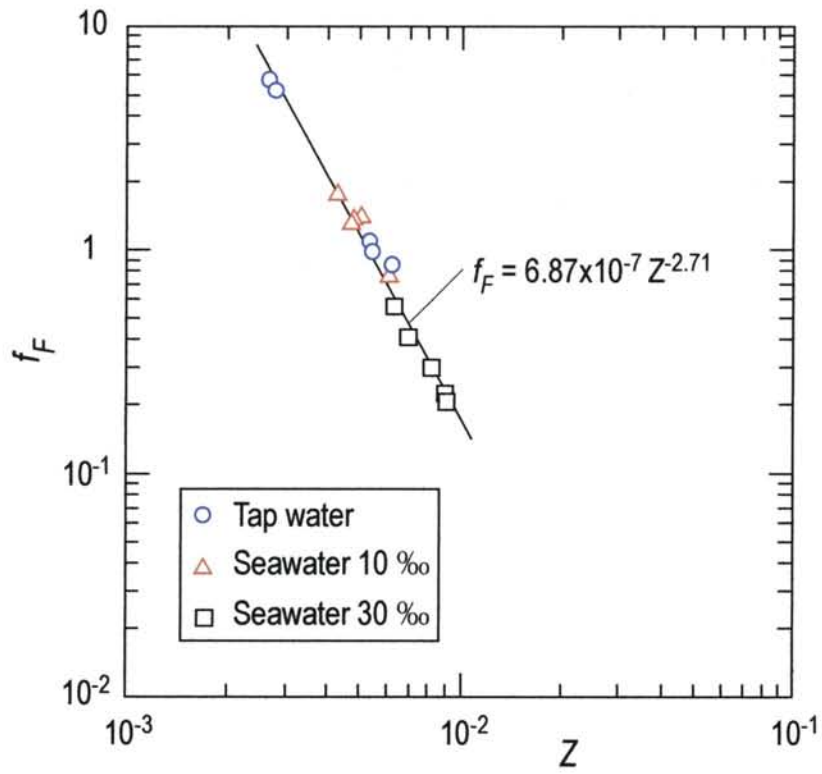
よって、 $K_L$ は次式で表すことができる。

$$K_L = 1.10 \times 10^{-7} Z^{-2.74} \sqrt{\frac{4D_L u_B}{\pi d_{BS}}} \quad (4.16)$$





(a)  $f_H$  vs.  $Z$



(b)  $f_F$  vs.  $Z$

Fig. 4.5  $f_H$  and  $f_F$  as a function of the Ohnesorge number.

$$K_L = 6.87 \times 10^{-7} Z^{-2.71} c \sqrt{\frac{4u_B}{d_{BS}}} D_L^{2/3} \nu_L^{-1/6} \quad (4.17)$$

Fig. 4.6(a), (b)に  $K_L$  の本実験値と式 (4.16), (4.17) による計算値の比較を示す。計算値は実験値と  $\pm 20\%$  以内で一致した。

さらに、新しい  $K_L$  の実験式を以下に提案する。前述したように気泡のかく乱による液の乱れは液体側の物質移動係数  $K_L$  に影響する可能性があり、Sato et al. <sup>(14)</sup> はその乱れは気泡直径と気泡上昇速度の積に比例すると提案している。そこで、Fig.4.7 に本実験におけるザウター平均径  $d_{BS}$  と気泡平均上昇速度  $u_G$  の積に対する  $K_L$  データのプロットを示した。すると  $K_L$  は  $u_G d_{BS}$  に比例することがわかった。

次に、Fig. 4.8 に  $K_L$  を表面張力  $\sigma$  と液体粘度  $\mu_L$  によって無次元化し、ペクレ数  $Pe$  に対してプロットした結果を示す。ペクレ数  $Pe$  は次式により定義される。

$$Pe = \frac{u_G d_{BS}}{D_L} \quad (4.18)$$

Fig. 4.8 より無次元化した  $K_L$  は、次に示す簡単な式で近似できた。

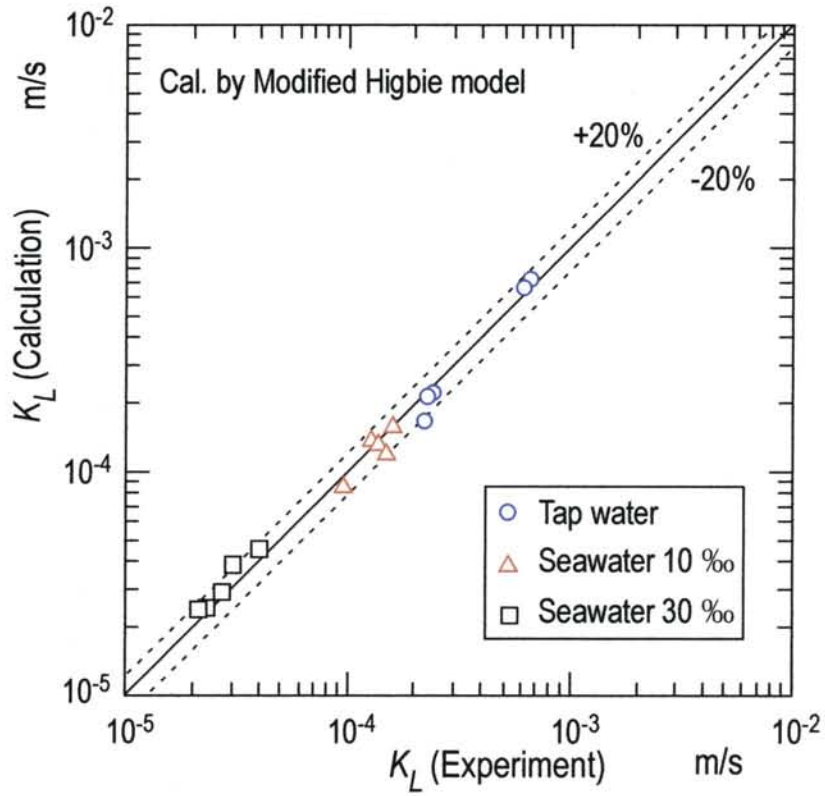
$$\frac{K_L \mu_L}{\sigma} = 7.46 \times 10^{-10} Pe^{0.756} \quad (4.19)$$

なお、式 (4.19) と前出の式 (4.16), (4.17) のいずれかが優れているかについては、今後、液の種類や気泡の発生条件などの異なる広範囲の実験値を収集して調べる必要がある。

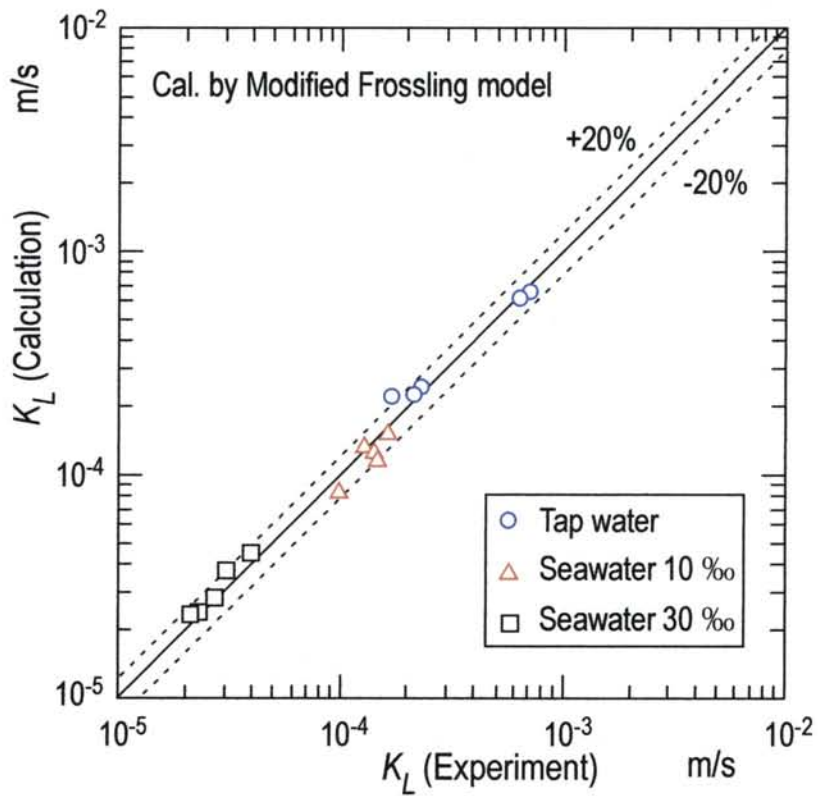
#### 4.4 物質移動容量係数 $K_L a$ の予測

Fig. 4.9(a), (b)に物質移動容量係数  $K_L a$  の実験値と広く知られている Akita and Yoshida <sup>(4)</sup> と Koide et al. <sup>(15)</sup> の相関式による計算値の比較を示す。両式ともに塩分濃度の減少にともない実験値を過小予測した。

また、Nedeltchev et al. <sup>(16), (17)</sup> は次式に示す Higbie <sup>(9)</sup> の理論を修正した  $K_L a$  の次式を提案している。



(a) Calculation by modified Higbie model



(b) Calculation by modified Frössling model

Fig. 4.6 Comparison of  $K_L$  between experiments and calculations by Eqs. (4.16) and (4.17).

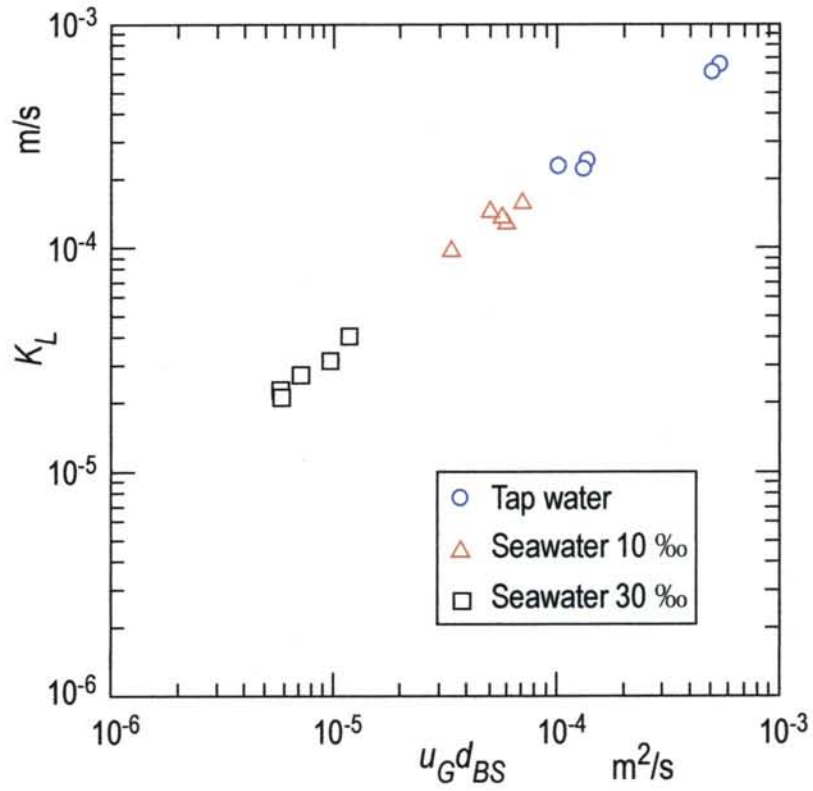


Fig. 4.7 Relation between  $K_L$  and  $u_G d_{BS}$ .

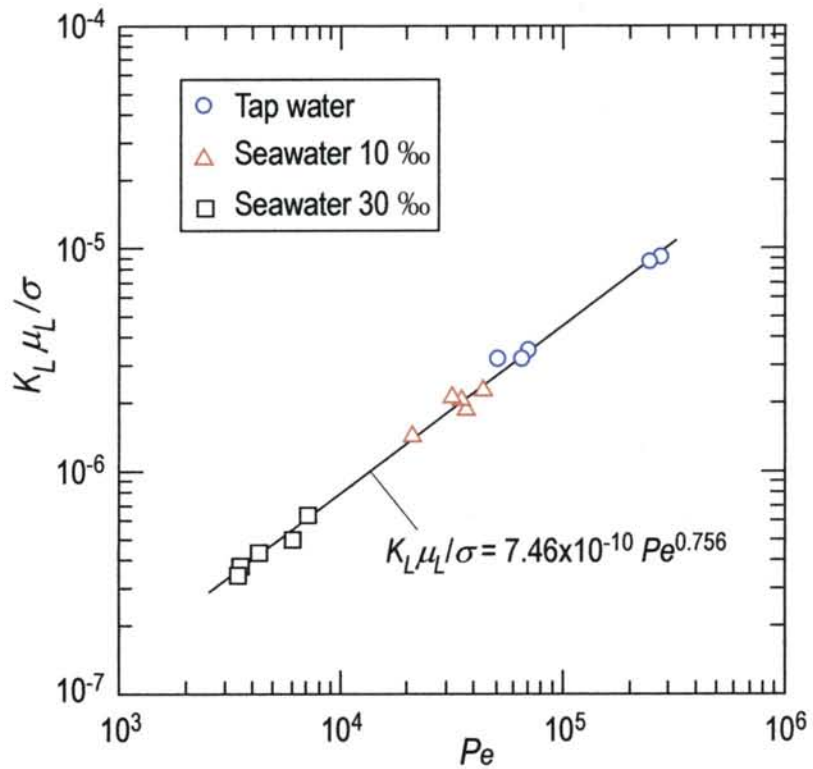
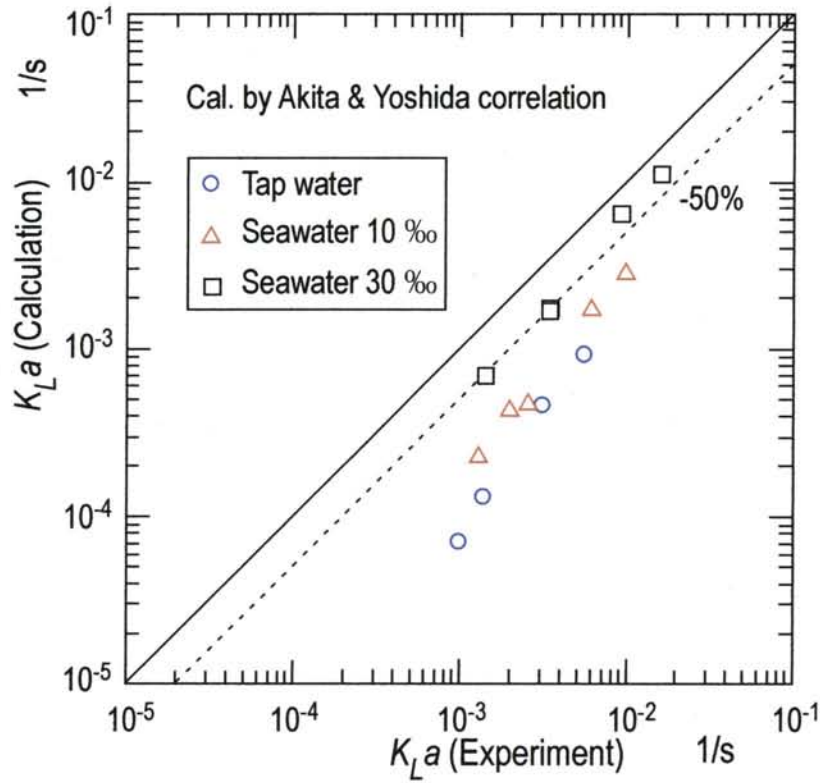
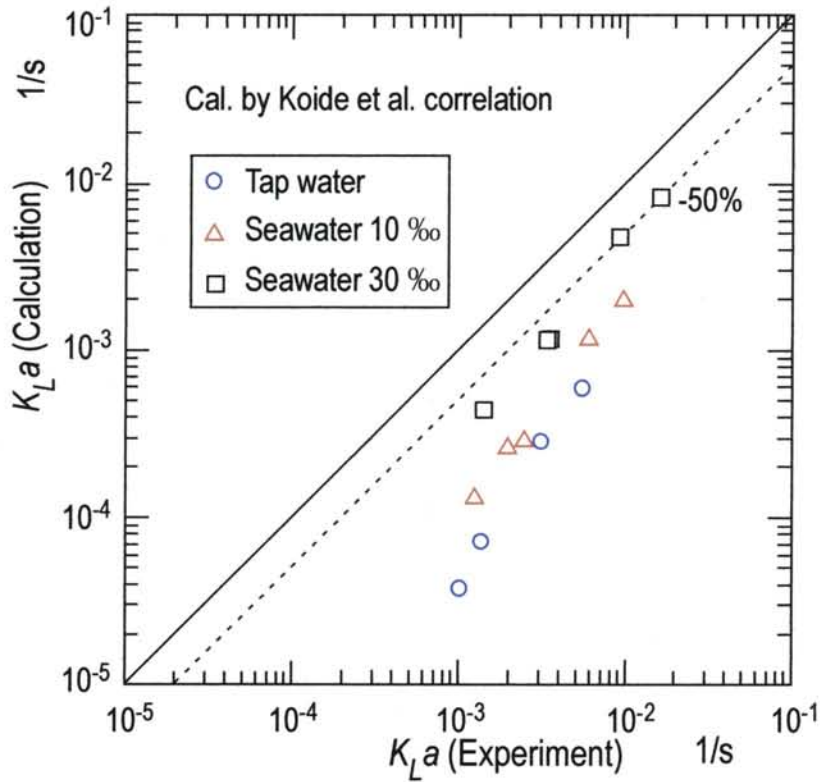


Fig. 4.8 Dimensionless  $K_L$  as function of the Peclet number



(a) Calculation by Akita and Yoshida<sup>(4)</sup> correlations.



(b) Calculation by Koide et al.<sup>(15)</sup> correlations.

Fig. 4.9 Comparison of  $K_L a$  between experiments and calculations by (a) Akita and Yoshida<sup>(4)</sup> and (b) Koide et al.<sup>(15)</sup> correlations.

$$K_L a = f_c \sqrt{\frac{4D_L u_G}{\pi d_{BS}} \frac{6Q_G H}{V_L d_{BS} u_G}} \quad (4.20)$$

ここで、 $Q_G$ は気相の体積流量、 $H$ は気泡塔内の液相の水深、 $f_c$ は Nedeltchev et al.<sup>(17)</sup> が提案した補正係数で次式である。

$$f_c = 0.185 Eo^{0.737} \quad (4.21)$$

ここで  $Eo$  は式 (4.12) に示した Eötvös 数である。式 (4.21) は気泡形状が錠剤形の回転楕円体となる Eötvös 数が 1.7 ~ 7 の範囲にわたる 14 種類の有機液体と水の実験データを基に作成されている。式 (4.20), (4.21) より算出した  $K_L a$  は、本実験値を過小予測したため、Fig. 4.10 に示すように式 (4.21) の代わりに次式の補正係数を導入するほうが実験値と良い一致を示すことがわかった。

$$f_c = 2.357 Eo^{0.735} \quad (4.22)$$

最後に新しい  $K_L a$  の予測方法を提案する。この予測方法では、先に提案した式 (4.19) で求めた  $K_L$  に第二章の式 (2.25) より算出した界面面積濃度  $a$  を乗じて  $K_L a$  を求めることができる。式 (2.25) において必要となるボイド率  $\alpha$  は、式 (4.6) より算出し、式 (4.19), (4.6), (2.25) において必要となるザウター平均径  $d_{BS}$  は本供試液体に適する次の実験式から暫定的に算出した。

$$d_{BS} = m j_G^n \quad (4.24)$$

ここで定数  $m$  と指数  $n$  は第二章の Fig. 2.26 における  $d_{BS}$  の実験値より決定し、それぞれ水の場合は  $m = 0.775$  と  $n = 0.816$ 、人工海水 10 ‰の場合は  $m = 0.0047$  と  $n = 0.254$ 、人工海水 30 ‰の場合は  $m = 0.0034$  と  $n = 0.703$  であった。Fig. 4.11 に上記の新しい  $K_L a$  の予測方法による計算値と実験値の比較を示した。計算値は全ての供試液体に対して、 $\pm 40\%$  以内で実験値と一致した。

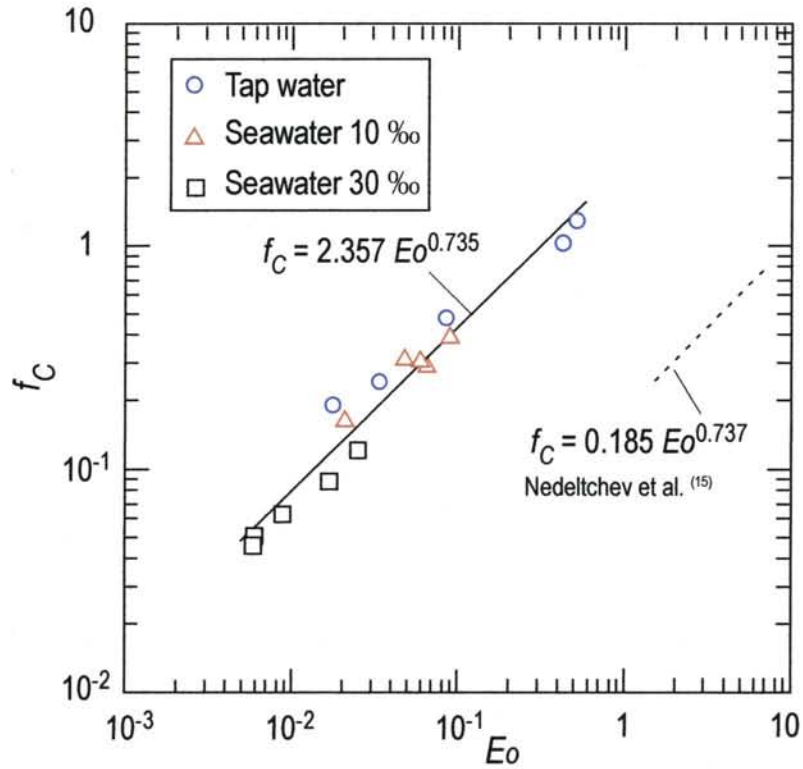


Fig. 4.10 Correction factor  $f_C$  in Eq. (4.20) vs. the Eötvös number.

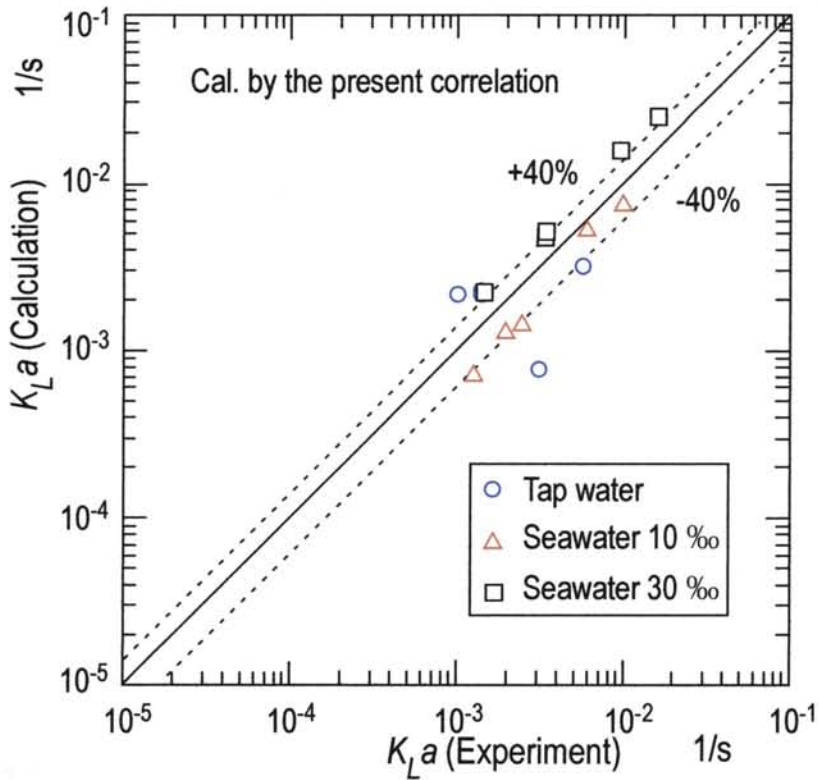


Fig. 4.11 Comparison of  $K_L a$  between experiment and calculation with the present method.

## 4.5 各種 MB 発生装置実験データへの新しい $K_L a$ 予測法の適用性

近年, MB 発生装置として, 旋回液流式, ベンチュリ式, エジェクター式及び加圧溶解式などの様々な種類<sup>(18) - (21)</sup>が発表されており, 多くの研究者がその溶存特性について研究を行っている. そこで, 各種 MB 発生装置への上記の  $K_L a$  予測法の適用性を検討した.

まず, 西野ら<sup>(22)</sup>が行った各種 MB 発生装置による酸素溶存特性の実験結果を用いて検討した. 西野らは内径 200 mm, 水深  $H=1.25$  m の気泡塔 (透明樹脂製円筒) の底に 4 種類の各種 MB 発生装置 (旋回液流式, ベンチュリ式, エジェクター式及び加圧溶解式) を設置し, ボイド率  $\alpha$  と物質移動容量係数  $K_L a$  を測定している. 供試流体には空気と水道水 (水温  $T_L = 27 \pm 3$  °C) が使用され, 気泡塔内の水体積は  $0.04 \text{ m}^3$  であった.

Fig. 4.12 に西野らの実験値と新しい  $K_L a$  予測法による計算値の比較を示す. 計算において,  $K_L$  は式 (4.19) より求め,  $a$  は水道水に関する式 (4.24) で求めた  $d_{BS}$  と西野らのボイド率,  $\alpha$ , の実験値を式 (2.25) に代入することでそれぞれ求めた. 計算値はベンチュリ式における一部の実験点を除き, 西野らの実験値とほぼ  $\pm 50\%$  以内で一致した.

次に, Li and Tsuge<sup>(23)</sup>が行った旋回液流式 MB 発生装置による酸素溶存特性の実験結果を用いて検討した. Li and Tsuge は内径 200 mm の気泡塔の底に MB 発生装置を設置し, 水体積は  $0.036 \text{ m}^3$  で実験を行っている. また実験では, 2 種類の気体の供給方法を用いている. すなわち, (a) MB 発生装置自体に気体が自吸される方法, (b) 遠心ポンプの吸込み部分に気体を自吸させ, 気体と水の混合流を MB 発生装置へ導く方法である. Fig. 4.13 に Li and Tsuge の実験値と新しい  $K_L a$  予測法による計算値の比較を示す. 計算値は Li and Tsuge の実験値と気体の供給法に依らず  $\pm 30\%$  以内で一致した.

## 4.6 本章の結論

本章では, 酸素の溶存特性 (ボイド率  $\alpha$  と物質移動係数  $K_L$  及び物質移動容量係数  $K_L a$ ) に関して, これまでに提案された様々な実験式の本実験値への適合性を検討して修正を行うと共に, 新たな実験式の提案を行った. 得られた主な知見は以下のとおりである.

- (1) ボイド率  $\alpha$  の予測に関して, 新しく式 (4.4) ~ (4.6) を用いる方法を提案し, 本実験値を良く表すことが確認できた.
- (2) 物質移動係数  $K_L$  の予測に関して, Higbie<sup>(9)</sup> と Frössling<sup>(10)</sup> のモデルに式 (4.14) と (4.15) の修正係数を乗じることで本実験値を良く表すことが



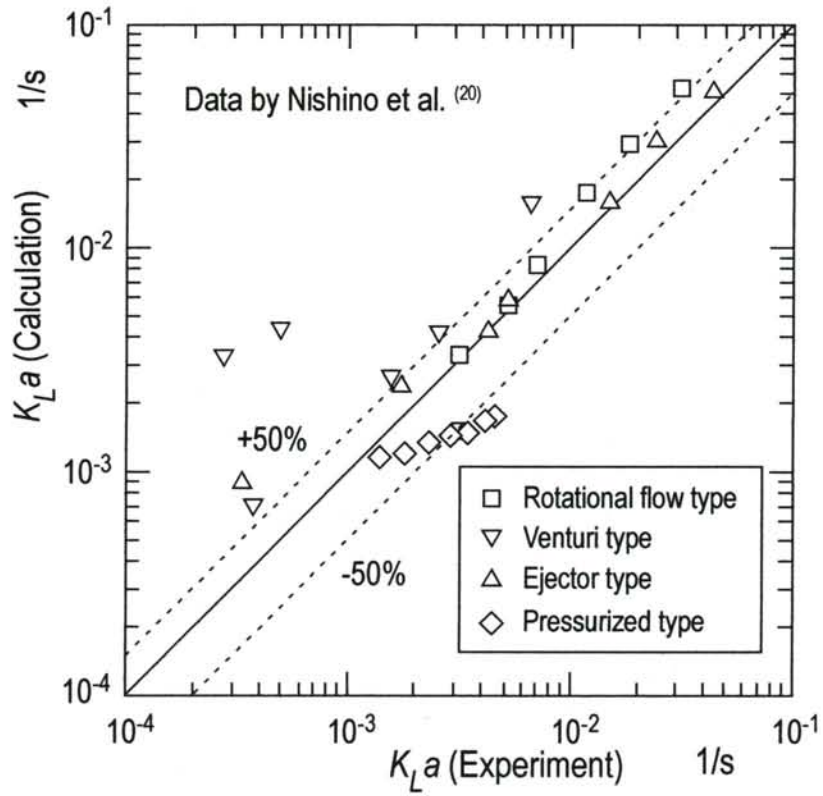


Fig. 4.12 Comparison of  $K_L a$  between Nishino et al.'s<sup>(22)</sup> experiments and the present calculation.

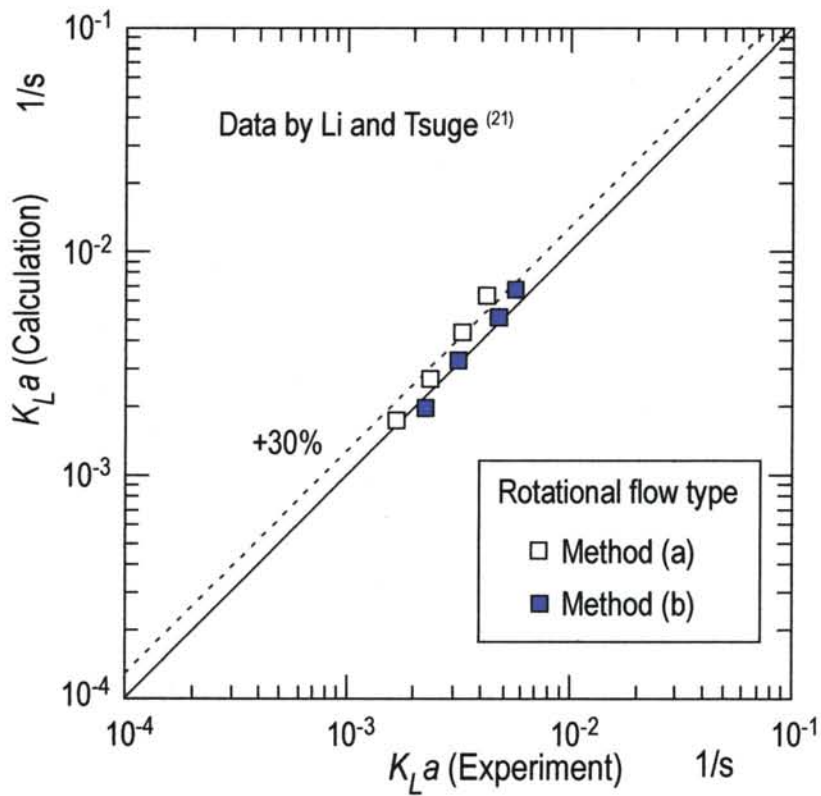


Fig. 4.13 Comparison of  $K_L a$  between Li and Tsuge's<sup>(23)</sup> experiments and the present calculation.

確認できた。また、表面張力、液体粘性、気泡のザウター平均径、液相分子拡散係数を変数として含む式 (4.18), (4.19) を用いた新しい  $K_L$  の相関式を提案した。

- (3) 物質移動容量係数  $K_L a$  の予測に関して、Nedeltchev et al. <sup>(16)</sup> <sup>(17)</sup> の式は彼らの補正係数を式 (4.22) に変更すれば、本実験値に合うことが確認できた。
- (4)  $K_L a$  の新しい予測方法として、式 (4.19) より算出した  $K_L$  と式 (4.6), 第二章の式 (2.25) より算出した界面面積濃度  $a$  を乗じて  $K_L a$  を求める方法を提案した。その方法は、異なる実験系で得られた西野ら <sup>(22)</sup> と Li and Tsuge <sup>(23)</sup> の実験値との比較によってその妥当性が確認された。

## 参考文献

- (1) Jamialahmadi, M., Müller-Steinhagen, H., Gas hold-up in bubble column reactors, Encyclopedia of Fluid Mechanics, Supplement 2. Advances in Multiphase Flows, 387-407 (1993).
- (2) Kawahara, A. and Sadatomi, M., Matsuyama, F. and Matsuura, H., Tominaga, M., and Noguchi, M., Prediction of Micro-Bubble Dissolution Characteristics in Water and Seawater, Proc. of US-JAPAN Seminar on Two-phase Flow Dynamics (2008).
- (3) Godbole, S.P. and Shah, Y.T., Design and operation of bubble column reactors, Encyclopedia of Fluid Mechanics 3, 1217-1239 (1986).
- (4) Akita, K., Yoshida, F., Gas holdup and volumetric mass transfer coefficient in bubble columns. Ind. Eng. Chem. Process Des. Develop., Vol. 12, 76-80 (1973).
- (5) Hughmark, G.A., Holdup and mass transfer in bubble columns. Ind. Eng. Chem. Process Des. Develop., Vol. 6, 218-220 (1967).
- (6) Hikita, H. and Kikukawa, H., Liquid-phase mixing in bubble columns: Effect of liquid properties, Chem. Eng. J., Vol. 8, 191-197 (1974).
- (7) Lapidus, L., Elgin, J.C., Mechanics of vertical-moving fluidized systems, AIChE J., Vol. 3, 63-68 (1957).
- (8) Tomiyama, A., Kataoka, I., Zun, I., Sakaguchi, T., Drag coefficients of single bubble under normal and micro gravity conditions, JSME International Journal, Series B, Vol. 41, 472-479 (1998).
- (9) Higbie, R., The rate of absorption of a pure gas into a still liquid during short

- periods of exposure, *Trans. AIChE*, Vol. 31, 365-389 (1935).
- (10) Frössling, N., Über die verdunstung fallenden tropfen (Evaporation of falling drops). *Gerlands Betitage zur Geophysik*, Vol. 52. 170-216 (1938). (Griffith, Mass transfer from drops and drops and bubbles, *Chemical Engineering Science*, Vol. 12, 198-213 (1960).)
  - (11) Clift, R., Grace, J.R., Weber, M.E., Bubbles, drops, and particles, Academic Press, London (1978).
  - (12) Higbie, R., The rate of absorption of a pure gas into a still liquid during short periods of exposure, *Trans. AIChE*, Vol. 31, 365-389 (1935).
  - (13) Hetsroni, G., Mosyak, A., Pogrebnyak, E., Segal, Z., Explosive boiling of water in parallel micro-channels, *International Journal of Multiphase Flow*, Vol. 31, 371-392(2005).
  - (14) Sato, Y., Sadatomi, M., Sekoguchi, K., Momentum and heat transfer in two-phase bubble flow -I. Theory, *International Journal of Multiphase Flow*, Vol. 7, 167-177(1981).
  - (15) Koide, K., Sato, H., Iwamoto, S., Gas holdup and volumetric liquid-phase mass transfer coefficient in bubble column with draught tube and with gas dispersion into annulus, *J. Chem. Eng. Japan*, Vol. 16, 407-413 (1983).
  - (16) Nedeltchev, S., Jordan, U., Schumpe, A., A new correction factor for theoretical prediction of mass transfer coefficients in bubble columns, *Journal of Chemical Engineering of Japan*, Vol. 39, 1237-1242 (2006).
  - (17) Nedeltchev, S., Jordan, U., Schumpe, A., Correction of the penetration theory applied to the prediction of  $K_L a$  in a bubble column with organic liquids, *Chem. Eng. Technol.*, Vol. 29, 1113-1117 (2006).
  - (18) 大成博文, 旋回式微細気泡発生装置, 国際特開 WO00/69550 (2000).
  - (19) 竹村文男, 松本洋一郎, 微細気泡生成装置および方法, 特開 2003-230824 (2003).
  - (20) 八尋俊彦, 芹澤昭示, マイクロバブル発生装置, 特開 2003-12665 (2003).
  - (21) Terasaka, K. and Tsuge, H. Mass Transfer in Highly Viscous Liquids in a Bubble Column with Constant – Flow Nozzles, *J. Chem. Eng. Japan*, Vol. 24, 424-429 (1991).
  - (22) 西野貴則, 寺坂宏一, 石田麻友美, 各種マイクロバブル発生装置のガス吸収器への適用, 日本混相流学会年会講演会講演論文集, 276-277 (2006).
  - (23) Li, P., Tsuge, H., Ozone transfer in a new gas-induced contactor with microbubbles, *Journal of Chemical Engineering of Japan*, Vol. 39, 1213-1220 (2006).

## 第五章

### MB 発生装置を転用したミスト発生装置

#### 5.1 緒言

微細液滴（ミスト）は，現代社会において必要不可欠なものとなっており，熱機関における燃料噴霧や製鉄プロセスにおける噴霧，噴霧塗装や洗浄，製薬・食品の製造，農薬散布といったエネルギー，化学工業，製薬，医療，食品，農業など多くの分野で利用されている<sup>(1)</sup>。

また，既存のミスト発生装置の性能を調べたところ<sup>(2)</sup>，一流体ノズルでは，噴霧量は二流体ノズルよりも少なく，一般的に液滴径は大きい．一方で，二流体ノズルでは，噴霧量の大流量化は実現されているものの，噴霧量が多いほど液滴径が大きくなる欠点があり，気体と液体の両方を加圧するために二つの動力源を要する欠点がある．

そこで，前章まで用いてきた MB 発生装置<sup>(3)</sup>を転用して流体の組み合わせを変えることにより，霧状の液滴の発生が可能である装置<sup>(4)</sup>（動力源が一つである液体自吸式の二流体ミスト発生装置）について，噴霧量の大流量化と液滴径の微細化を目的とした性能試験をおこなった．具体的には，高圧タイプのブロアでも駆動可能で，市販の液体自吸式の二流体ノズルよりも噴霧流量が 2 倍以上で所要動力が半分以下となるものを目指している．

性能試験では，球状物体直径，円筒パイプ内径，球状物体に対する吸込み孔の管軸方向位置，孔の直径，孔の数を様々に変え，吸水流量，消費空気動力，噴霧特性を表す気/液の質量流量比，ミスト径分布への影響を調べた．また，実用化に備えて，供給空気流量に対する吸水流量および装置入口圧力を予測する解析モデルを提案し，その妥当性を調べた<sup>(5)</sup>．以下にこれらの結果を示す．

#### 5.2 実験概要

##### 5.2.1 供試ミスト発生装置

Table 5.1 に本研究で用いたミスト発生装置の仕様を示す．球状物体直径は，Type S-1～S-6 では  $d = 9.53 \text{ mm}$  (3/8 inch)，Type L-1～L-3 では  $d = 12.7 \text{ mm}$  (1/2 inch)であった．表中の  $D_H$  はミスト発生装置内の環状室から水を空気流へ導くための小孔の直径である．小孔は Type L-3 を除く全ての装置では円筒パイプの全周に直径 0.5 mm あるいは 1.0 mm のドリルで開けてある．その直径の基準値を

Table 5.1 Specifications of mist generators tested

Type	$D$ mm	$d$ mm	$D_H$ mm	$l$ mm	$N$	$A_H$ mm <sup>2</sup>
S-1	11.5	9.53	0.5	2.0	12	2.36
S-2	11.0					
S-3	10.5					
S-4				1.0		
S-5				4.0		
S-6				1.0		
L-1	14.0	12.7	0.5	2.7	12	2.36
L-2					24	4.71
L-3				0.125	1-5	Ca. 3260

0.5 mm とした理由は、試作機を用いた予備実験においてミスト径はほとんどが 30  $\mu\text{m}$  以下となり、本研究で予定していた値に収まったためである。Type L-3 ではドリル孔の代わりに Fig. 5.1 に示す Shadow mask の幅 5 mm のリングが挿入されている。Shadow mask とは、内径 0.125 mm の小孔がピッチ 0.26 mm で千鳥配列状に開いている厚さ 0.125 mm の薄板であり、テレビのブラウン管などに用いられているものである。Type S-1~S-3 は、球状物体と円筒パイプの直径比  $d/D$  の最適値を求めるために、Type S-3~S-5 は球状物体から吸水孔までの距離  $l$  の最適値を求めるために、それぞれ用いられた。Type S-6 は、小孔の大きさ  $D_H$  による影響を調べるために用いられた。Type L-1 は、Type S-3 の  $D_H$  以外の諸寸法を相似的に 4/3 倍拡大したものであった。Type L-2 は、小孔の総断面積  $A_H (= \pi/4 \cdot D_H^2 \cdot N; N$  は小孔の数) による影響を調べるため、Type L-1 の孔数の 2 倍とした。

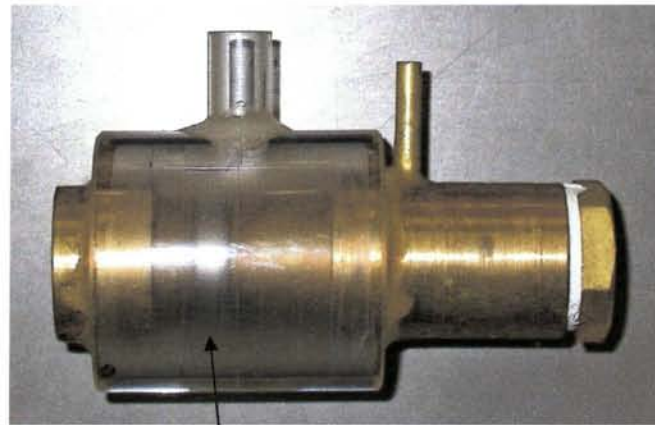
## 5.2.2 実験装置

Fig. 5.2 に実験装置の概略を示す。作動流体には、常温、大気圧の空気を使用した。コンプレッサーで加圧した空気を 100 kPa に減圧したのち、供給空気流量  $Q_G$  測定用のマスフローメータと流量調節バルブを介してミスト発生装置へ導いた。吸水用の水槽内の水位はミスト発生装置と同じ高さにした。これは、高低差によるミスト発生装置への流入を防ぐためである。吸水流量  $Q_L$  は、流量調整バルブによって調節することができ、タービン式流量計により測定された。また装置入口の空気圧力  $P_1$  は、球状物体上流 25 mm において圧力変換器により測定された。さらに、 $Q_G$ ,  $Q_L$ ,  $P_1$ , および装置入口における空気平均流速  $v_{G1}$  のデータを以下の式に代入することにより、ミストの発生に要する空気動力  $L_G$  と気/液の質量流量比  $m$  を求めた。

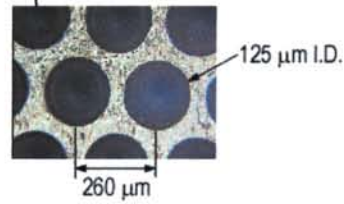
$$L_G = (P_1 + \rho_G v_{G1}^2 / 2) Q_G \quad (5.1)$$

$$m = \rho_G Q_G / \rho_L Q_L \quad (5.2)$$

また、ミスト径の分布状況を把握するために液浸法<sup>(6)</sup>を用いてミスト径の測定をおこなった。液浸法とは、スライドガラスに塗るか受け止め皿に満たすかした受止液（シリコンオイル等の水と混じり合わない液）の中に噴霧粒を飛び込ませて顕微撮影して計測する方法である。これにより算出されたミストのザウター平均径  $d_{MS}$  のデータを用いて微粒化効率  $\eta_{atom}$ <sup>(7),(8)</sup> を求めた。詳細は 5.3.5 節に



(a) Type L-3



(b) Shadow-mask

Fig. 5.1 Photograph of Type L-3 and shadow-mask

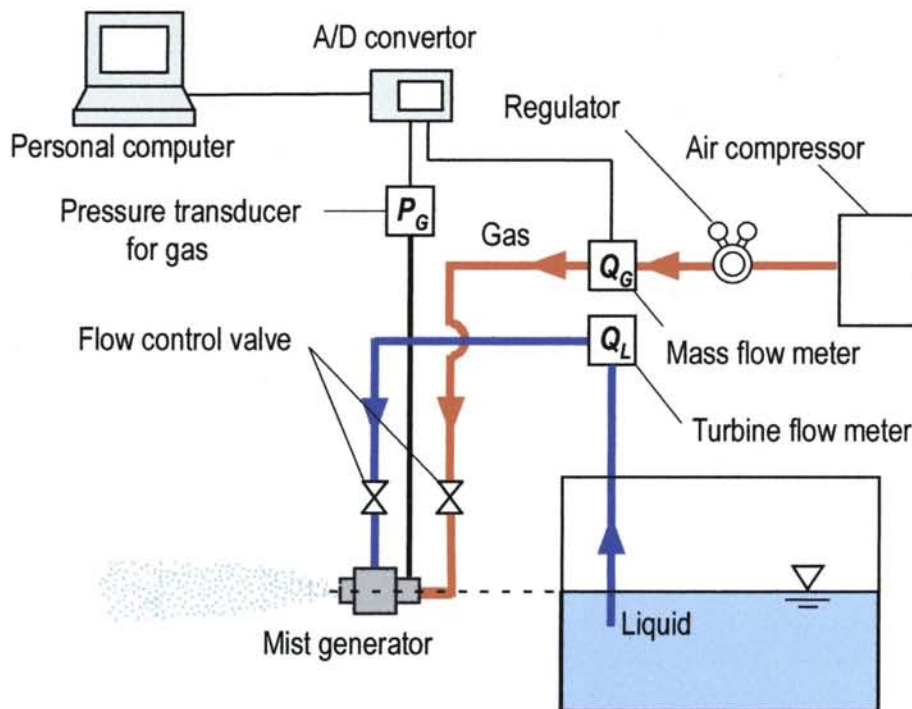


Fig. 5.2 Apparatus of mist generator and measuring system

述べる。

## 5.3 実験結果及び考察

### 5.3.1 球状物体と円筒パイプの直径比の影響

最適な球状物体と円筒パイプの直径比  $d/D$  を求めるために、球状物体直径 ( $d = 9.53 \text{ mm}$ )、吸水孔位置 ( $l = 2 \text{ mm}$ )、吸水孔直径 ( $D_H = 0.5 \text{ mm}$ ) を固定し、円筒パイプ内径を  $D = 11.5 \text{ mm}$ ,  $11.0 \text{ mm}$ ,  $10.5 \text{ mm}$  の三種類に変化させ、実験値を比較した。

Fig. 5.3(a), (b)に供給空気流量  $Q_G$  に対する吸水流量  $Q_L$  と気/液の質量流量比  $m$  の実験結果の比較を示す。Fig. 5.3(a)より全ての装置において、 $Q_G$  が増加するに伴い  $Q_L$  も増加することがわかる。また、Type S-3 ( $D = 10.5 \text{ mm}$ ) は、 $Q_G \approx 170 \text{ l/min}$  において、 $Q_L/Q_G = 0.0012$  の最高値を示し、 $Q_L/Q_G$  は他の二装置に比べて大きいので優れていることがわかる。Fig. 5.3(b)より Type S-3 は他の二装置よりもミスト生成能力が高いことが明らかとなり、 $Q_G > 100 \text{ l/min}$  の範囲では  $m$  はほぼ一定値となった。円筒パイプ直径  $D$  を Type S-3 の  $10.5 \text{ mm}$  よりも小さくすると  $m$  はより小さくなる可能性があるが、 $d/D$  が Type S-3 よりも 1 に近いと圧力損失が大きくなり、式 (5.1) の空気動力  $L_G$  は  $Q_G$  の三乗に比例して大きくなるので、所要動力の低減の観点から円筒パイプ直径は  $10.5 \text{ mm}$  よりも小さくすべきではないと考える。

### 5.3.2 吸水孔位置の影響

5.3.1 節より最適な円筒パイプの内径が明らかとなったので、円筒パイプ内径 ( $D = 10.5 \text{ mm}$ )、球状物体直径 ( $d = 9.53 \text{ mm}$ )、吸水孔直径 ( $D_H = 0.5 \text{ mm}$ ) を固定して、吸水孔位置を  $l = 1 \sim 4 \text{ mm}$  と変化させ、その影響を調べた。

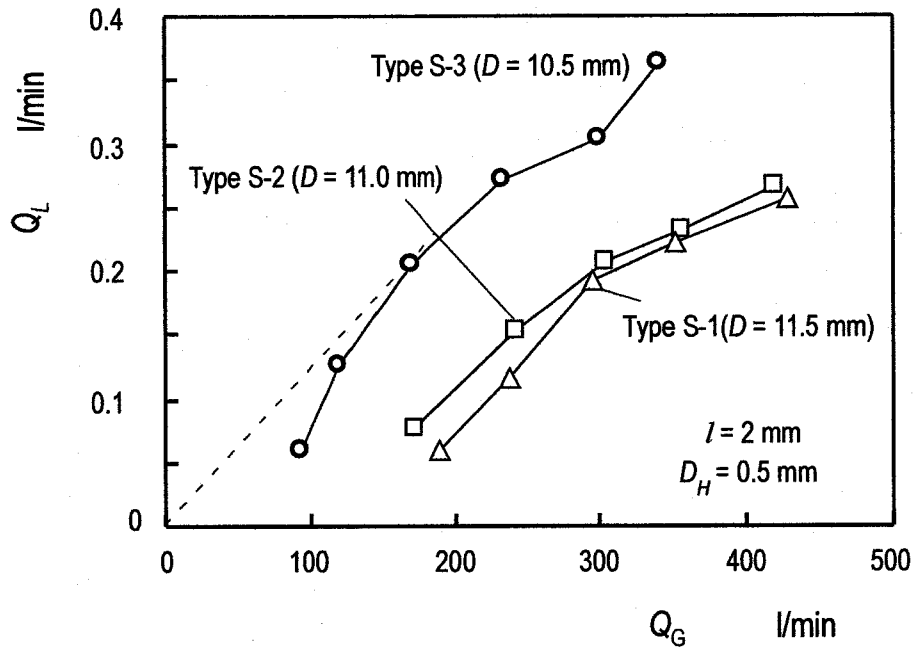
Fig. 5.4(a), (b)に吸水孔位置の違いによる実験結果の比較を示す。Type S-3 が他の二装置に比べて  $Q_L/Q_G$  は大きく  $m$  は小さくなるので、優れていることが分かる。

### 5.3.3 吸水孔直径の影響

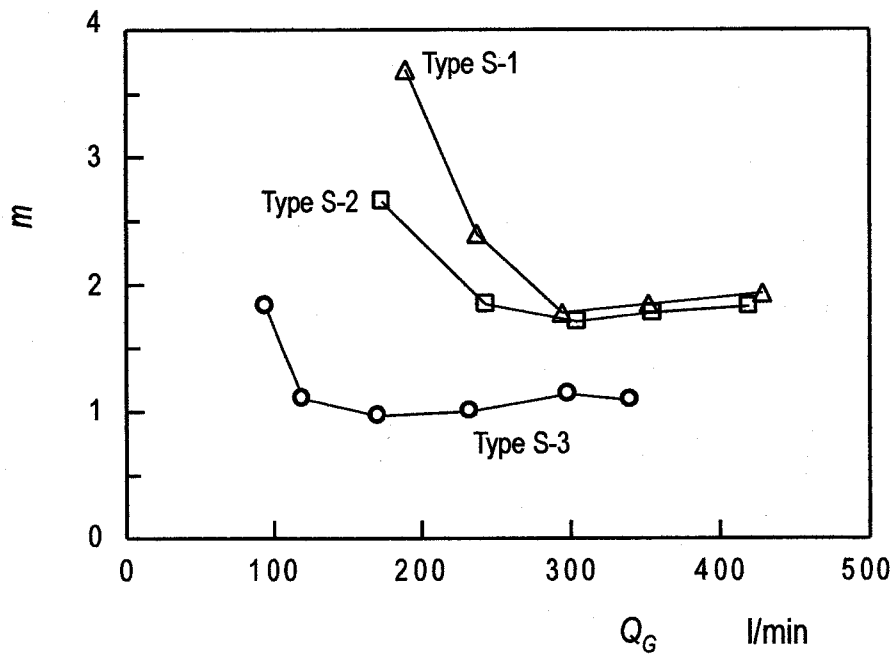
5.3.2 節より最適な吸水孔位置が明らかとなったので、吸水孔位置 ( $l = 2 \text{ mm}$ )、円筒パイプ内径 ( $D = 10.5 \text{ mm}$ )、球状物体直径 ( $d = 9.53 \text{ mm}$ ) を固定し、吸水孔直径を  $D_H = 0.5, 1.0 \text{ mm}$  と変化させ、その影響を調べた。

Fig. 5.5(a), (b)に吸水孔直径の違いによる実験結果の比較を示す。吸水流量  $Q_L$  は Type S-6 が Type S-3 の約 2 倍で、気/液の質量流量比  $m$  は約半分であることがわかる。しかし、吸水孔総断面積  $A_H$  は Type S-6 が Type S-3 の 4 倍であるこ



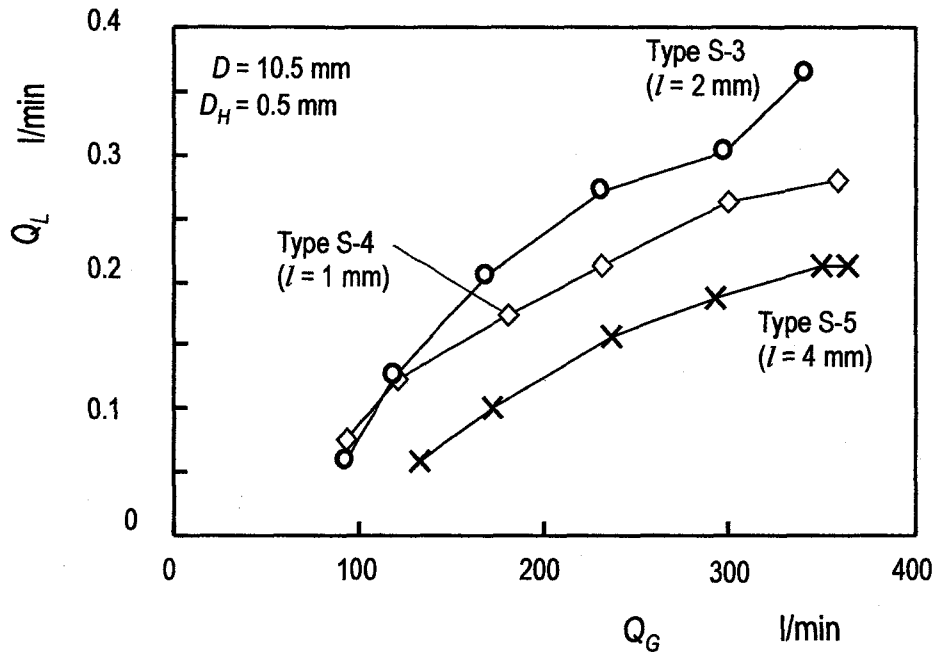


(a) Water suction rate against air supply rate

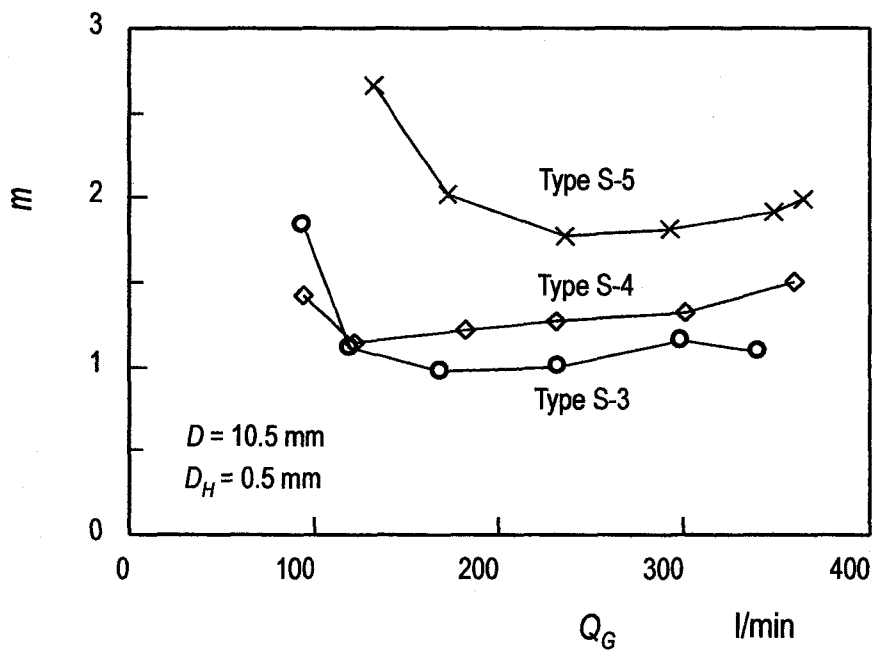


(b) Gas/liquid flow rate ratio against air supply rate

Fig. 5.3 Effects of sphere/tube diameter ratio on performance

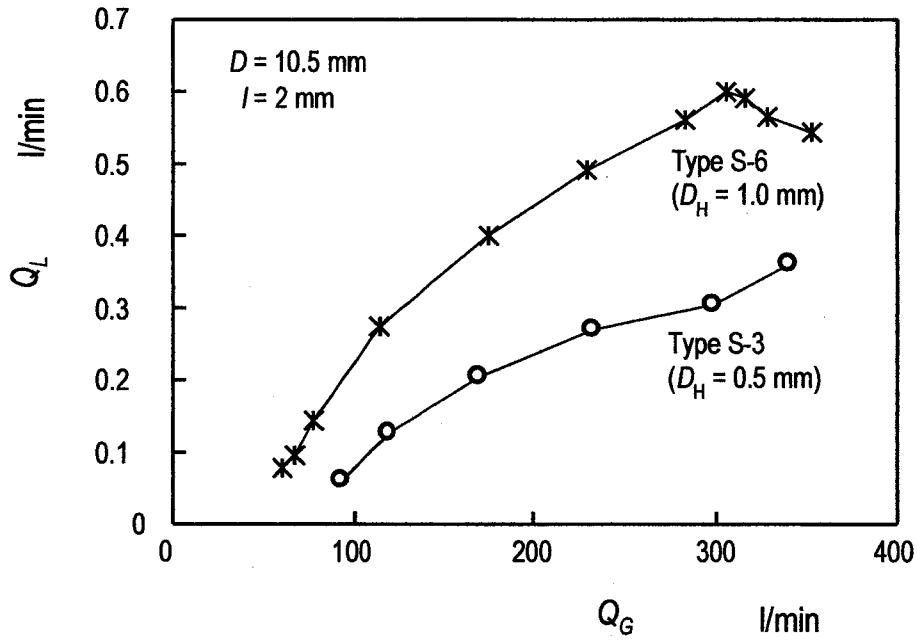


(a) Water suction rate against air supply rate

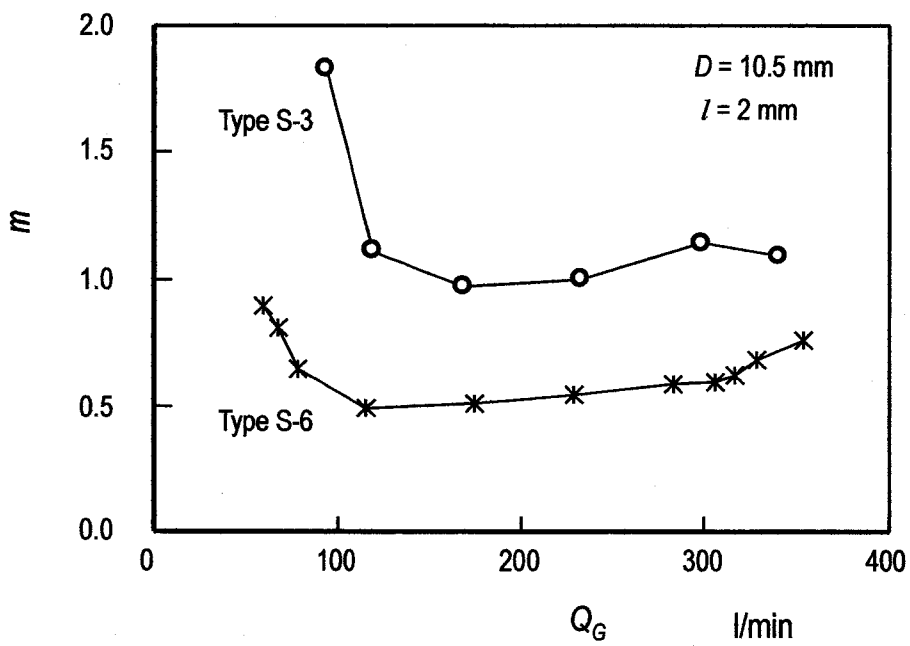


(b) Gas/liquid flow rate ratio against air supply rate

Fig. 5.4 Effects of small holes position on performance



(a) Water suction rate against air supply rate



(b) Gas/liquid flow rate ratio against air supply rate

Fig. 5.5 Effects of small holes diameter on performance

とを考慮するとその差は小さく、また、吸水孔直径の拡大はミスト径の増大につながるの、吸水孔直径はこれ以上拡大すべきではないと考える。

### 5.3.4 装置拡大と吸水孔数の影響

4/3 倍の相似的拡大と吸水孔数の影響を調べるため、Type L-1, L-2, L-3 と Type S-3 との比較をおこなった。Fig. 5.6(a), (b), (c)にそれぞれ吸水流量  $Q_L$ 、空気動力  $L_G$ 、気/液の質量流量比  $m$  の結果を示す。

Fig. 5.6(a)より、Type L-2 の  $Q_L$  は Type L-1 のおよそ 2 倍であり、Type L-3 の  $Q_L$  は Type L-1 のおよそ 5 倍である。このことから、 $Q_L$  は吸水孔の数（あるいは、吸水孔総断面積）に依存しているものの、比例関係にはないことがわかった。つまり、 $Q_L$  は吸水孔の数（あるいは、吸水孔総断面積）だけでなく、吸水孔直径や吸水部厚みにも依存するようである。因みに、吸水部厚みは、それぞれ Type L-1 と L-2 は 3.0 mm、Type L-3 は 0.125 mm、Type S-3 は 2.25 mm であった。

また、ミスト発生装置の拡大による影響を調べるには、横軸は供給空気流量  $Q_G$  よりも空気平均流速  $v_G$  のほうが比較しやすい。そこで、装置出口における  $v_G$  も横軸に示した。構造が同じである Type L-1 と Type S-3 のデータ比較から、 $Q_L$  は  $Q_G$  には依存せず、 $v_G$  に依存するといえる。

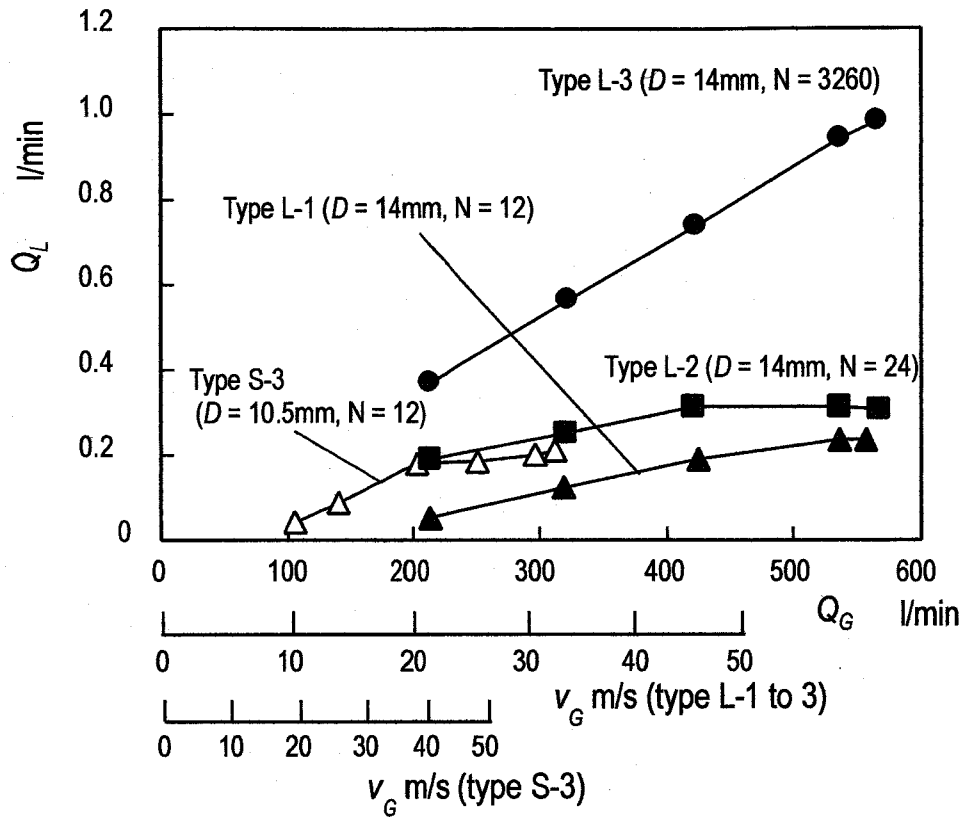
Fig. 5.6 (b)より、空気動力  $L_G$  は空気平均流速  $v_G$  とともに増加し、Type L-3 を除いて装置の寸法には無関係である。Type L-3 は、Shadow mask を挿入している部分の管断面積が少しだけ狭いためエネルギー損失が大きくなり、余計に空気動力を必要とする。

Fig. 5.6 (c)より、気/液の質量流量比  $m$  は吸水孔の数（あるいは、吸水孔総断面積）の増加にともなって減少した。これは、 $Q_L$  が吸水孔の数（あるいは、吸水孔総断面積）とともに増加するためである。

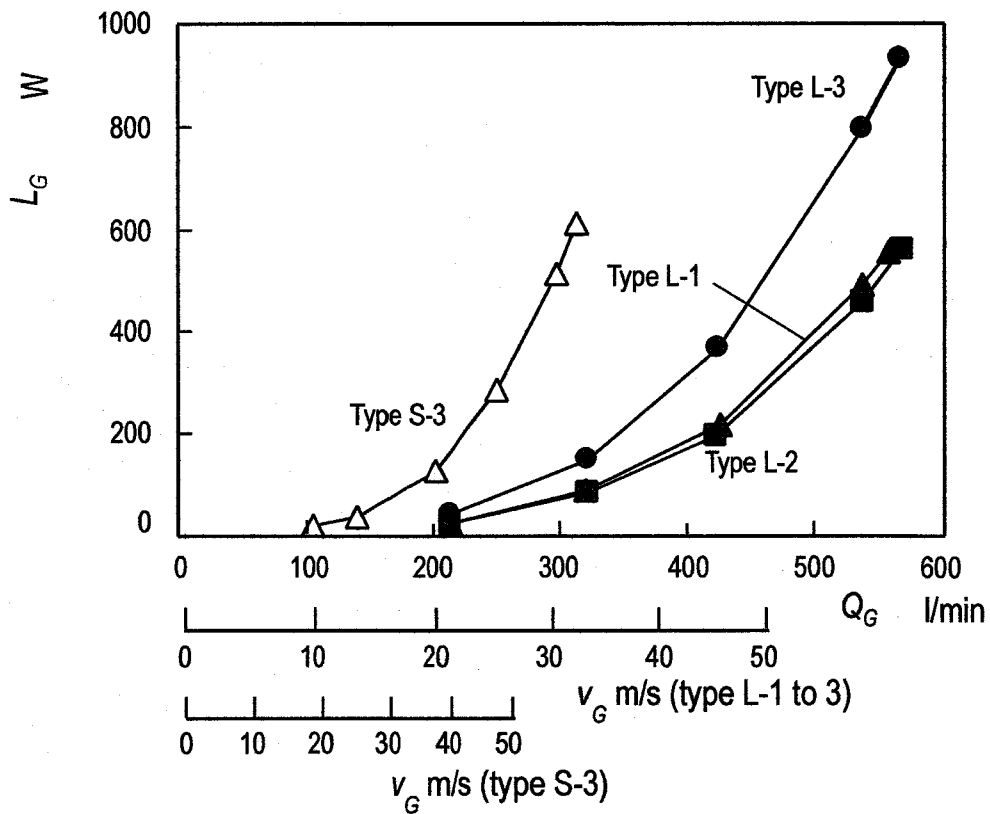
### 5.3.5 ミスト径分布

ミスト径分布を調べるために、ミスト発生装置出口から 0.5 m の位置において、窪みを有する手製の採取装置を用いてミストを採取した。ミスト採取装置の窪みには動粘度  $0.0010 \text{ m}^2/\text{s}$  のシリコンオイルを満たし、スライド式シャッターにより、約 0.1 秒の瞬間的な採取をおこなった。シリコンオイル中に飛び込んだミスト撮影にはテレスコマイクロスコープ付のデジタルカメラを使用し、ミスト径の計測には多機能汎用画像解析ソフトを用いた。

Fig. 5.7 にシリコンオイル中に飛び込んだミストの写真を示す。ミストの最大直径は  $200 \mu\text{m}$  であり、計測可能なミストの最小直径は  $2 \mu\text{m}$  であった。ミスト径分布は、ミストの計測数が 500 以上になるようにして求めた。Fig. 5.8 に  $Q_L = 0.2 \text{ l/min}$ 、 $v_{G2} = 326 \text{ m/s}$  における Type S-3, L-1, L-2, L-3 のミスト径分布の比

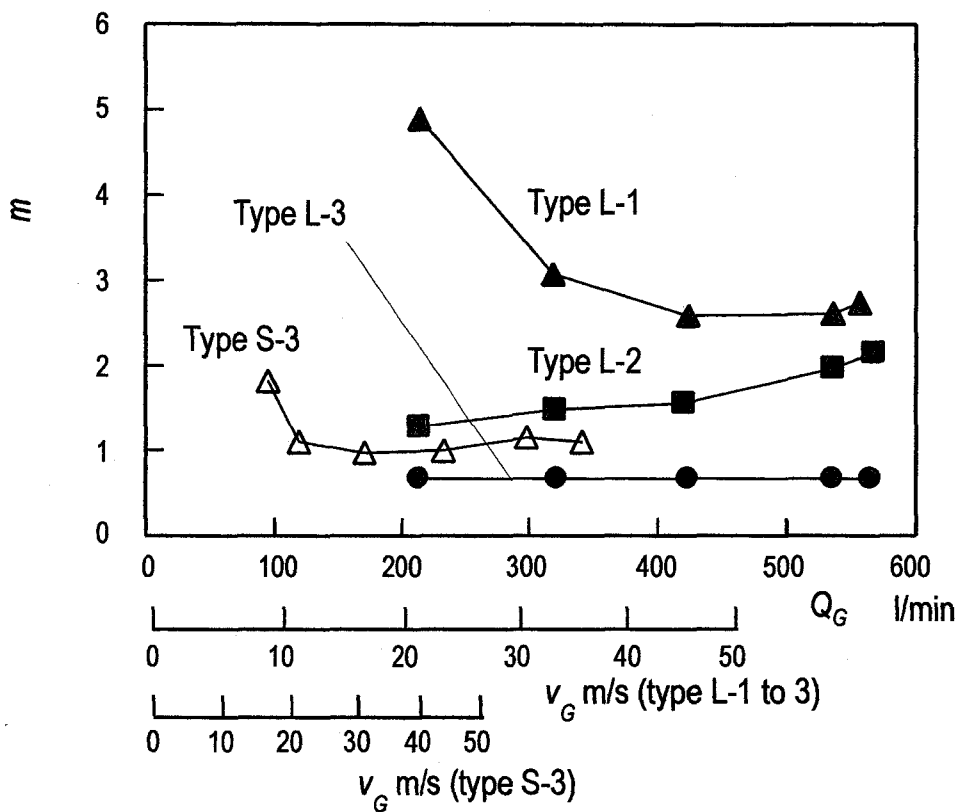


(a) Water suction rate against air supply rate



(b) Pneumatic power against air supply rate

Fig. 5.6 Effects of generator size and the number of small holes on performance



(c) Gas/liquid flow rate ratio against air supply rate

Fig. 5.6 Effects of generator size and the number of small holes on performance

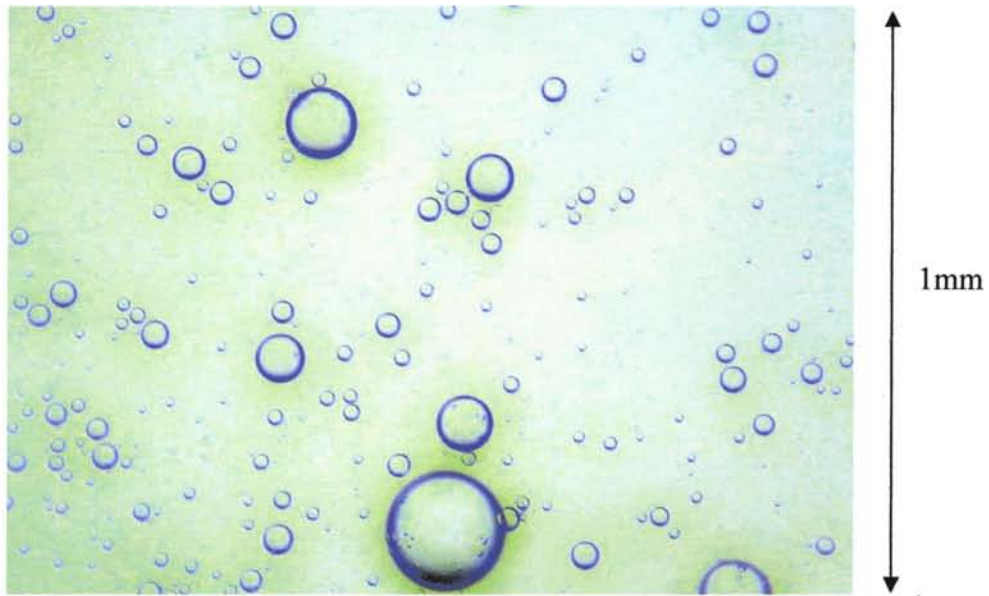


Fig. 5.7 Typical micrograph of mists in silicone oil pond

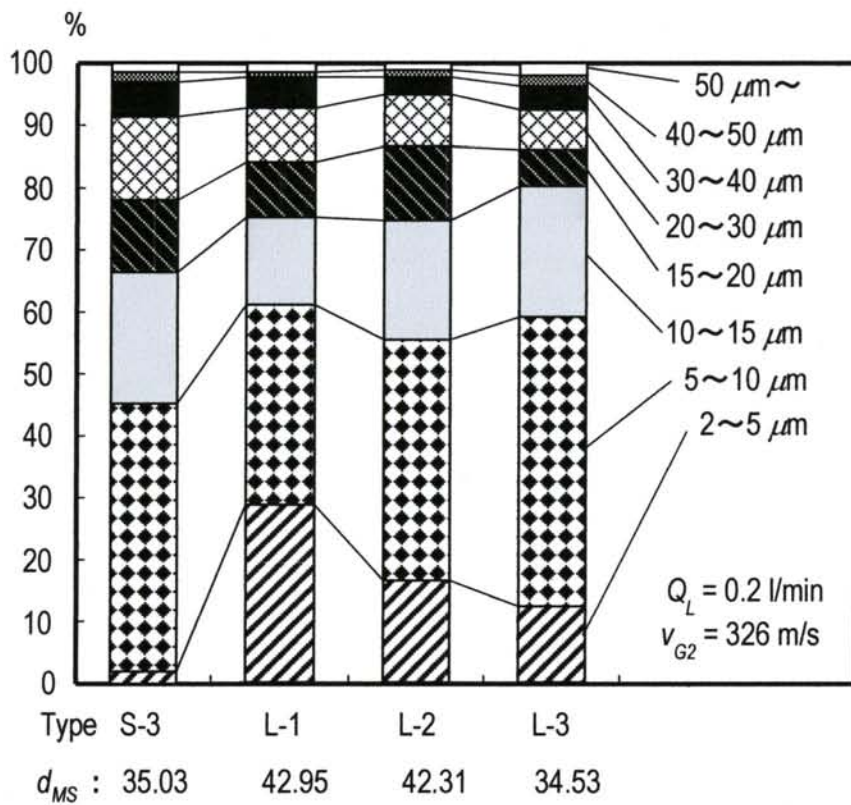


Fig. 5.8 Effects of generator size and the number of small holes on mist diameter distribution

較を示す。ここで  $v_{G2}$  は、円筒パイプと球状物体との隙間における平均の空気流速である。Type L-1, L-2, L-3 は  $10 \mu\text{m}$  以下のミスト径の割合がおよそ 60 % であるのに対して、Type S-3 はおよそ 40 % である。さらに、全ての装置において  $30 \mu\text{m}$  以下の割合が 90 % 以上であり、吸水孔径  $0.5 \text{ mm}$  と  $0.125 \text{ mm}$  の違いによる影響は見られない。なお、各装置におけるミストのザウター平均径  $d_{MS}$  を Fig. 5.8 の液滴径分布より算出したところ、Type S-3 :  $35.03 \mu\text{m}$ , Type L-1 :  $42.95 \mu\text{m}$ , Type L-2 :  $42.31 \mu\text{m}$ , Type L-3 :  $34.53 \mu\text{m}$  となった。これらの値は抜山・棚澤らの式<sup>(9)</sup>より求めた値 (Type S-3 :  $31.10 \mu\text{m}$ , Type L-1 :  $21.64 \mu\text{m}$ , Type L-2 :  $21.81 \mu\text{m}$ , Type L-3 :  $21.64 \mu\text{m}$ ) よりも若干大きくなった。

また、上記のザウター平均径  $d_{MS}$  の実験値を用いて、次式で定義される微粒化効率  $\eta_{atom}$ <sup>(7),(8)</sup> を求めた。

$$\eta_{atom} = \frac{\rho_L Q_L E_S}{L_G + \rho_L Q_L E_S} \times 100 \quad (5.3)$$

$$E_S = \frac{6\sigma}{\rho_L d_{MS}} \quad (5.4)$$

ここで、 $E_S$  は微粒化による単位質量当たりの表面エネルギーの変化量<sup>(8)</sup>、 $\sigma$  は表面張力である。算出した  $\eta_{atom}$  は、Type S-3 : 0.0114 %, Type L-1 : 0.0079 %, Type L-2 : 0.0091 %, Type L-3 : 0.0061 % となり、Type S-3 がより効率的に液滴を微粒化できることが分かった。

## 5.4 解析と評価

### 5.4.1 解析方法

三章に示した MB 発生装置の性能予測モデルを参考にして、ミスト発生装置 Type S-3, L-1, L-2, L-3 の性能を予測する解析モデルを導いた。そのモデルは、以下の 4 つの地点間における三つのエネルギー式からなる (Fig. 5.9 参照)

- ①球状物体の影響が無視できるミスト発生装置の入口地点。
- ②円筒パイプと球状物体の間の最も流路断面積が小さくなる地点。
- ③噴流の持つ運動エネルギーが完全に消散される装置出口下流の十分に離れた地点。
- ④液吸入口上流の十分に離れた地点。

各地点間のエネルギー式は以下の通りである。



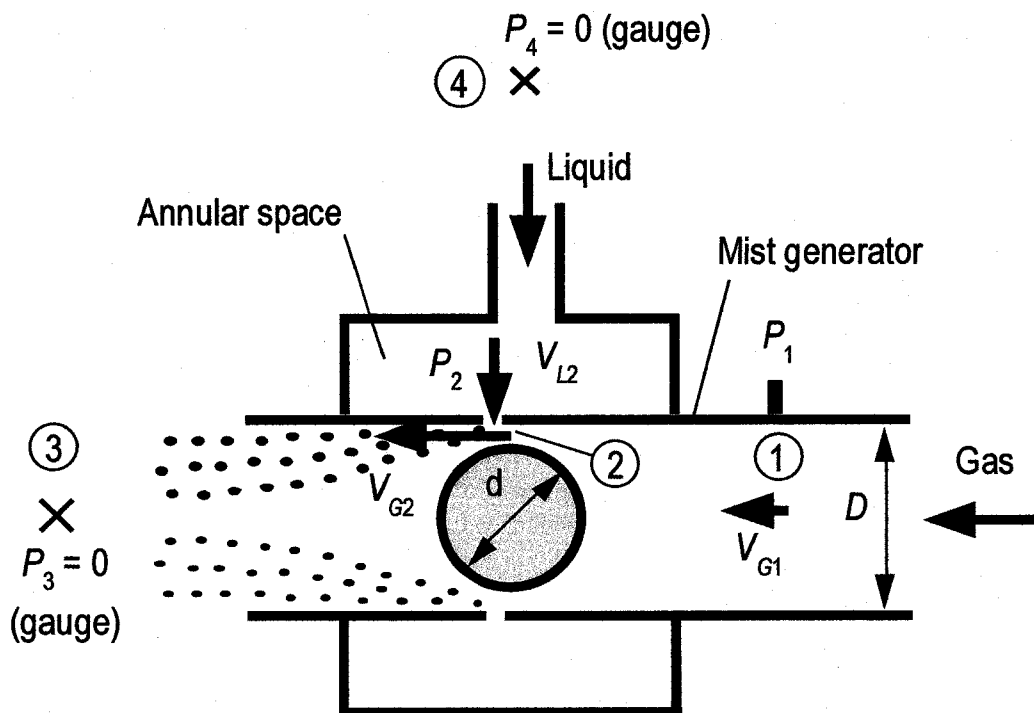


Fig. 5.9 Parameters in analytical model

$$\textcircled{1} - \textcircled{2}\text{間} : P_1 + \frac{\rho_G v_{G1}^2}{2} = P_2 + \frac{\rho_G v_{G2}^2}{2} + \zeta_1 \frac{\rho_G v_{G1}^2}{2} \quad (5.5)$$

$$\textcircled{2} - \textcircled{3}\text{間} : P_2 + \frac{\rho_G v_{G2}^2}{2} = P_3 + \zeta_2 \frac{\rho_H v_H^2}{2} \quad (5.6)$$

$$\textcircled{2} - \textcircled{4}\text{間} : P_2 + \frac{\rho_L v_{L2}^2}{2} = P_4 - \zeta_3 \frac{\rho_L v_{L2}^2}{2} \quad (5.7)$$

ここで、 $P$ 、 $v$ はそれぞれゲージ圧力と各断面における平均流速であり、 $\zeta_1$ 、 $\zeta_2$ 、 $\zeta_3$ は実験値より決定される損失係数である。式(5.6)では、 $\textcircled{2} - \textcircled{3}$ 間における空気流への水の混入による影響を考慮するために、エネルギー損失の評価に際しては次式で定義する均質密度 $\rho_H$ と均質平均流速 $v_H$ を使用した。

$$\rho_H = \frac{\rho_G Q_G + \rho_L Q_L}{Q_G + Q_L}, \quad v_H = 4 \frac{Q_G + Q_L}{\pi D^2} \quad (5.8)$$

また、式(5.7)では地点 $\textcircled{4}$ と環状室の間における管摩擦損失は、吸水孔(環状室と地点 $\textcircled{2}$ の間)における損失と比べて小さく、無視できると仮定した。簡単化のために空気の圧縮性の影響も無視すると、次式が成り立つ。

$$Q_G = \frac{\pi}{4} (D^2 - d^2) v_{G2} = \frac{\pi}{4} D^2 v_{G1} \quad (5.9)$$

水についても圧縮性が無視できるので次式が成り立つ。

$$Q_L = A_H \cdot v_{L2} \quad (5.10)$$

損失係数 $\zeta_1$ 、 $\zeta_2$ 、 $\zeta_3$ は、以下の手順で決定された。まず、 $\textcircled{2} - \textcircled{3}$ 間の流れを均質流とみなしたため、 $\zeta_2$ は流体の種類には依存せず装置の形状にのみ依存すると考え、MB発生装置に対して決定された値を参考に $\zeta_2 = 11.0$ を用いた。

次に、先に同定した $\zeta_2$ と $Q_L - Q_G$ 特性の各実験値を式(5.9)を介して式(5.6)に代入することにより、各実験条件における $P_2$ を求め、その $P_2$ と実験値 $P_1$ を式(5.5)に代入して $\zeta_1$ を同定した。 $\zeta_1$ は $Q_G$ に起因しないと考えられるため、 $Q_L - Q_G$ 特性の全ての実験値における平均値がそれぞれの装置に対して算出さ

れた。実際には、Type L-1 と L-2 は $\zeta_1 = 10.0$ 、Type L-3 は $\zeta_1 = 15.4$ 、Type S-3 は $\zeta_1 = 37.1$ であった。

最後に、前述の $Q_L - Q_G$ 特性の各実験条件において算出した $P_2$ を式(5.7)に代入すると、 $\zeta_3$ が決定される。 $\zeta_3$ も $Q_G$ に依存しないと考えられるため、 $Q_L - Q_G$ 特性の全ての実験値における平均値がそれぞれの装置に対して算出された。実際には、Type L-1 は $\zeta_3 = 25.7$ 、Type L-2 は $\zeta_3 = 34.7$ 、Type L-3 は $\zeta_3 = 119$ 、Type S-3 は $\zeta_3 = 20.6$ であった。Table 5.2 にそれぞれの装置に対する各損失係数の同定結果を示す。

損失係数 $\zeta_1, \zeta_2, \zeta_3$ が求まったので、任意の $Q_L$ における $Q_G$ が予測可能である。その計算コードでは、式(5.5)、(5.6)、(5.7)の連立方程式を解かなければならないので、 $Q_L$ を仮定して式(5.6)の $P_2$ と式(5.7)の $P_2$ を求め、両者の $P_2$ が等しくなる(実際には0.001 Pa以内で一致する)まで $Q_L$ を仮定し直して計算を繰り返した。そして、 $P_2$ の収束値を得たあとに、式(5.5)より $P_1$ を計算した。この $P_1$ に動力源からミスト発生装置までの配管系で生じる諸損失を合計すれば、本装置で必要とされる動力を評価可能である。

#### 5.4.2 評価結果及び考察

5.4.1 節の計算コードの妥当性を評価するために、実験値と計算値の比較をおこなった。Fig. 5.10 (a), (b)にそれぞれ吸水流量 $Q_L$ と装置入口圧力 $P_1$ について実験値との比較結果を示す。全ての装置において $Q_L - Q_G$ 特性、 $P_1 - Q_G$ 特性ともに、計算値は実験値の特性を良く表すことができた。したがって、5.4.1 節に示した計算コードおよびTable 5.2の損失係数 $\zeta_1, \zeta_2, \zeta_3$ は妥当であるといえる。

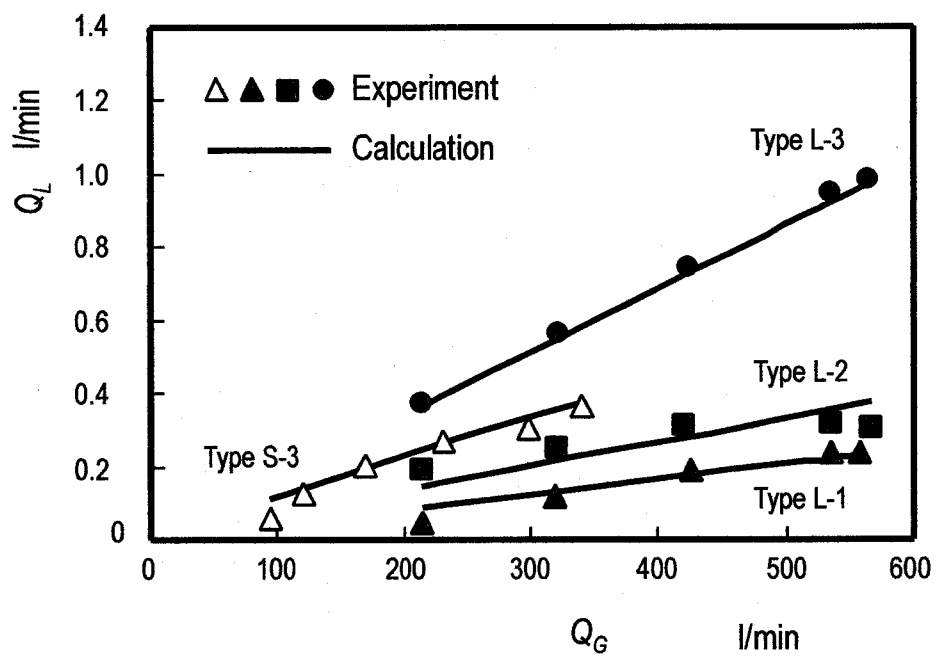
上記の計算コードによりミスト発生装置の流体力学的な性能を予測することが可能である。したがって、この計算コードは、必要とするミスト発生流量が与えられた時の動力源としてのコンプレッサーやブロー等々の選定に役立つ。選定においては、空気動力源からの放出すべき空気の圧力や流量が必要である。そこで、以下の三つのステップにより推定する。(i) ミスト発生装置へ供給すべき空気流量 $Q_G$ は、要求されたミスト発生流量 $Q_L$ からFig. 5.10 (a)に示される曲線によって決定され、(ii) ミスト発生装置入口における空気圧力 $P_1$ は、その空気流量 $Q_G$ からFig. 5.10 (b)に示される曲線によって決定される。さらに、(iii) 動力源から放出すべき空気圧力は、 $P_1$ に動力源からミスト発生装置までの圧力損失を合計することで求められる。

### 5.5 本章の結論

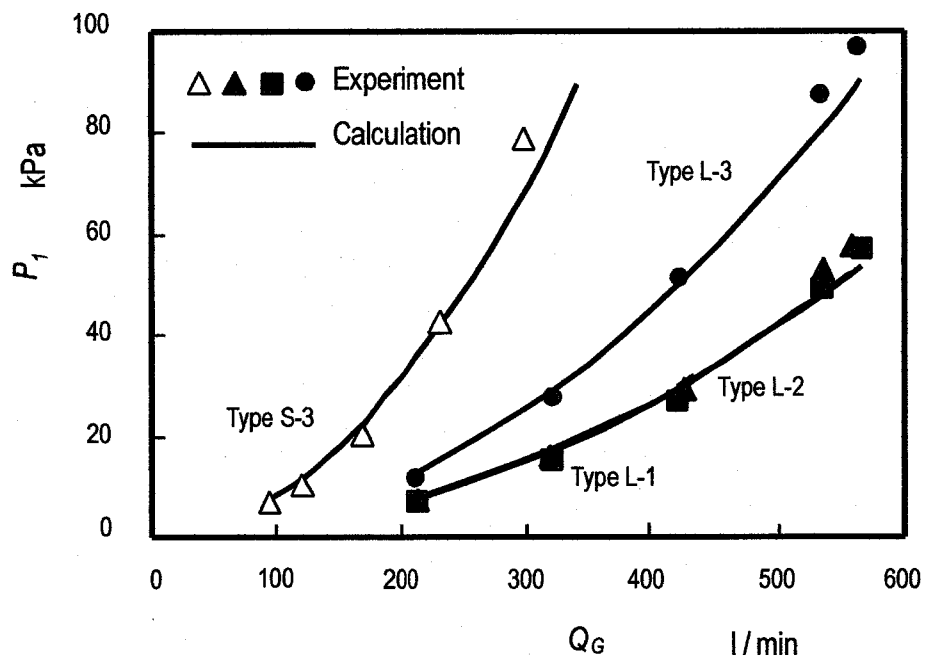
佐田富道雄 教授が考案されたMB発生装置<sup>(3)</sup>を転用した大流量ミスト発生装

Table 5.2 Pressure loss coefficients,  $\zeta_1$ ,  $\zeta_2$  and  $\zeta_3$

Type	$\zeta_1$	$\zeta_2$	$\zeta_3$
S-3	37.1	11.0	20.6
L-1	10.0		25.7
L-2	10.0		34.7
L-3	15.4		119



(a) Water suction rate against air supply rate



(b) Inlet pressure against air supply rate

Fig. 5.10 Comparison of experiment and calculation

置<sup>(4)</sup>の開発をおこなった。その装置では、高圧の空気流を導くと、水が自動的に吸引され、微細なミストとして放出される。装置における球状物体直径と円筒パイプ内径との比、球状物体に対する吸込み孔の管軸方向位置、水吸引用の小孔の直径、小孔の数が性能におよぼす影響を実験的に調べた。解析においては、任意の空気流量に対するミスト発生流量と装置の入口圧力を予測するために、解析モデルを検討した。また、モデルの妥当性を確認するために、実験値と計算値の比較をおこなった。得られた主な結論は以下のとおりである。

- (1) 球状物体と円筒パイプの最適な直径比  $d/D$  は 0.908 (= 9.53/10.5)，吸水孔位置と円筒パイプ直径の最適な比  $l/D$  は 0.190 (= 2.0/10.5) であった。
- (2) ミスト発生流量は、供給空気流量や吸水孔の数に応じて増加するが、装置の寸法が異なっても空気平均流速が等しければ、ほぼ同じであった。
- (3) ミスト発生流量は吸水孔径の増加に応じて増加するが、30  $\mu\text{m}$  以下の微細なミストを発生させるためには、その直径は 0.5 mm 以下が望ましい。また、本研究で用いたミスト発生装置は、発生したミストの約 60 % が直径 10  $\mu\text{m}$  以下であった。
- (4) 気/液の質量流量比は最適条件で 1 程度、微粒化効率 は 0.01 % 程度であった。
- (5) ミストの発生流量と装置入口での圧力を予測する解析モデルを検討し、その妥当性を実験値との比較により検証した。このモデルは、必要とするミストの発生流量が与えられた時の動力源の選定に役立つ。

## 参考文献

- (1) 日本液体微粒化学会編，アトマイゼーション・テクノロジー（微粒化の基礎と基本用語辞典），95-122 (2001)。
- (2) 例えば，[http://www.kirinoikeuchi.co.jp/eng/top\\_p.html](http://www.kirinoikeuchi.co.jp/eng/top_p.html)
- (3) 佐田富道雄，マイクロバブル製造装置，特許 4069211 号(2008)。
- (4) 佐田富道雄，村井詠一，特開 2007-00829。
- (5) 松山史憲，佐田富道雄，川原顕磨呂，深町健太郎，大流量ミスト発生装置の開発と性能予測，機論 B，Vol.74，No.742，1270-1277 (2008)。
- (6) 棚沢泰，武野真也，燃料油粒などの直径測定用受止め液について，日本機械学会論文集，Vol. 35，No. 276，1741-1751 (1969)。
- (7) Bayvel, L. and Orzechowski, Z., *Liquid Atomization*, Taylor & Francis, 6-7 (1993)。

- (8) 倉林俊雄, 液滴の微粒化技術, アイシーピー出版, 66-67 (1995)
- (9) 抜山四郎, 棚澤泰, 液体微粒化の実験, 日本機械学会論文集, Vol. 5, No. 18, 136-143 (1939).

## 第六章

### MB 発生装置の応用可能性

#### 6.1 緒言

本章では、熊本大学工学部 佐田富道雄 教授が考案された MB 発生装置<sup>(1)</sup>の応用可能性を調べた途中経過を紹介する。

まず五章で述べたように、流体の組み合わせを変えることにより、霧状の液滴（ミスト）を発生可能である<sup>(2)</sup>ことがわかった。そこでミスト発生装置の産業利用の一例として、農業におけるビニールハウス内の気化冷却や加湿が望めるのではないかと考え、熊本大学地域共同研究センターにて実験を行った。

次に、佐田富教授が考案されたバブル噴流式エアリフトポンプ<sup>(3)</sup>がある。そのポンプでは、ライザー下部のスカート内に複数のバブルジェット発生装置（MB 発生装置<sup>(1)</sup>の吸気孔を拡大して空気の吸引量を増やしたもの）を設置しており、海底や湖底などに堆積した汚泥や土砂の回収・除去が可能である。そのため、魚類養殖場での水質浄化やダム湖・沈砂池での水質浄化と貯水量の回復に役立つと期待できる。そこで、実験室でエアリフトポンプのモデル試験を行い、天草では実現可能性を計る実地試験を行った。また、その応用例としては、陸上養殖場における利用が考えられる。以下にこれらの概要を紹介する。

#### 6.2 ビニールハウスにおける実験

##### 6.2.1 研究背景

ビニールハウスは、一般的には効率的に太陽の熱を集め、外気と遮断することにより一定の温度を保つことを目的としている。しかしながら、農作物の生育に必要な温度が確保できない場合は、保温・加湿を行うため暖房設備を併設している。一方で、盛夏期のビニールハウス内の高温障害を防ぐ手段として、遮光幕の設置や換気窓および換気ファンによる換気が行われる。しかし、そのいずれか、あるいは両方の手段を講じても室温は外気温以下にはならない。昼間の室温は外気温よりも数度以上高いのが通常であり、温室内の蒸発散が少ない条件（植物が小さいまたは少ない、床面が乾燥している）では、快晴時の室温が外気温よりも 10℃近く高くなり、室温が 40℃を超えることも珍しくない。室温を外気温並み、あるいはそれ以下に下げるには、冷房以外に方法はない。そこで、細霧用ノズルをハウス内の全体に配置し、冷房・加湿だけではなく、



薬剤散布・葉面散布などの複数目的に利用できることを特徴とした、いわゆる多目的細霧システムの導入が最近増えており、夏期の細霧冷房に利用されている<sup>(4)</sup>。

その他にも細霧システムは、夜冷のように夜間に比較的低温で管理して、花芽分化や開花の促進・苗の徒長防止を図ることによる出荷時期のコントロールや作物の糖度増加などの品質向上のために用いられている。

そこで、佐田富道雄 教授が考案されたミスト発生装置<sup>(2)</sup>は、他のミスト発生装置と比較して 1 台あたりのミスト発生量が格段に多いので、盛夏期の細霧冷房や夜冷による作物の品質向上及び加湿に有効ではないかと考えられる。

## 6.2.2 実験

気化冷却による効果を検証するため、熊本テクノリサーチパーク内の熊本大学地域共同研究センターにビニールハウス（縦 7 m×横 15 m×高さ 3.6 m）を建設しミスト噴霧実験を行った。ミスト発生装置は、噴霧量を重視して 5 章のミスト発生装置 Type L-3 と相似のものを三つ設置した。Fig. 6.1 に実験風景を示す。ミストを発生してから 2 分程で (c) のようにハウス内にミストが充満した。

実験に関しては夏場の限られた天候においてのみデータを採取するため、評価できるデータはまだ揃っていないのが現状である。

今後は、ハウス内外の温度・湿度変化を測定し、5 章の性能予測と共に設計に生かしていく予定である。

## 6.3 バブル噴流式エアリフトポンプ

### 6.3.1 研究背景

近年、有明海や八代海などの内海では養殖漁業が盛んであり、海底に魚類の糞や食べ残した餌が汚泥として堆積して、水質悪化の原因となっている。また、ダム湖や沈砂池では、上流から流れてきた土砂や落ち葉が湖底に堆積して貯水量を低下させると共に水質も悪化させている。そこで、このような海・湖・ダムの底から砂や汚泥を除去することが望まれている。

従来の砂や汚泥等の固形物が混入する水を揚液する装置としては、インペラを回転させる非容積（ターボ）式ポンプ、負圧を利用するバキュームポンプ、高圧ジェット水を利用するジェットポンプ、圧縮空気を利用するエアリフトポンプ等が挙げられる。しかし、非容積（ターボ）式ポンプは、固体粒子がポンプ内を通過する際にインペラを傷付けたり、インペラ内に閉塞を起こしたりするため、粒子を含む揚液には不向きである。また、バキュームポンプは、揚液量がバキュームタンクの容量に依存し、ジェットポンプは、砂や汚泥等の



(a) Outside of greenhouse



(b) Before the ejection of mists



(c) After the ejection of mists

Fig. 6.1 Photos of outside and inside of a greenhouse before and after the ejection of mists

固形物の揚液能力が十分でないというそれぞれの問題がある。さらに、通常のエアリフトポンプは、垂直に立てられた管の中にブロワやコンプレッサーから圧縮空気を送り込んで揚液しており、沈殿している堆積物の除去には向いていない。

それに対し、佐田富 教授が考案したバブル噴流式エアリフトポンプ<sup>(3)</sup>は、海底や湖底などに直接バブルジェットを当て、さらにエアリフトの作用で揚液するため、堆積した汚泥や土砂の回収・除去が望めると考えられる。

### 6.3.2 作動原理と利点

佐田富 教授が考案したバブル噴流式エアリフトポンプ<sup>(3)</sup>の概略を Fig. 6.2 に示す。装置は、バブルジェット発生装置、給水用の水中ポンプと給水ライン、吸気ライン、エアリフト用ライザー、固液分離装置からなる。バブルジェット発生装置は、2章のMB発生装置のType Aと類似であり、吸気量を増加させるために吸込孔直径を大きくし、1.0 mmとした。

バブルジェット発生装置は、堆積した土砂・汚泥が浮揚し、かつ旋回流が生じるようにスカート下部に取り付けている。気泡は旋回流が持つ遠心力のためにスカート中心部に集まり合体してライザー内を上昇する。ライザー内は気泡の存在により平均密度が管外の水密度よりも低くなり、ライザー内の液位が上昇しエアリフト作用が起こる。その際、下部から水を吸込むため浮遊した土砂・汚泥は水と共に管内を上昇する。

従来のエアリフトポンプとの違いは、駆動源としてコンプレッサーではなくポンプを使うことと、バブルジェットの作用で堆積した土砂を強制的に浮揚できることである。また、その他の特徴として気泡の一部(MB)が水に溶け込むため、溶存酸素が上昇し水質改善が期待できる。そこで、実験室でバブル噴流式エアリフトポンプの実現可能性モデル試験を行い、天草では実地試験を行った。

### 6.3.3 実現可能性モデル試験

大型装置の設計情報を得るため、Fig. 6.3 に示す小型の装置を作りモデル試験を行った<sup>(5)</sup>。垂直なライザーには内径 26 mm、長さ 5 m の透明アクリルパイプを用い、同寸法の二つのバブルジェット発生装置（内径 11.0 mm の円筒パイプ、球状物体直径 9.53 mm、吸気孔直径 1.0 mm）をライザー下部のスカートに固定した。堆積物に見立てて、平均直径 1.94 mm、比重 2.74、自由沈降速度 0.28 m/s、粒子レイノルズ数 540 の赤色ガラス球を用いた。実験を容易に行うため、ライザーは水に沈めていないが、内径 50 mm の戻り管内に満たした液位  $H_S$  に応じた静水圧が作用することになる。その液位を変化させることで浸水率  $\sigma (= H_S / H)$

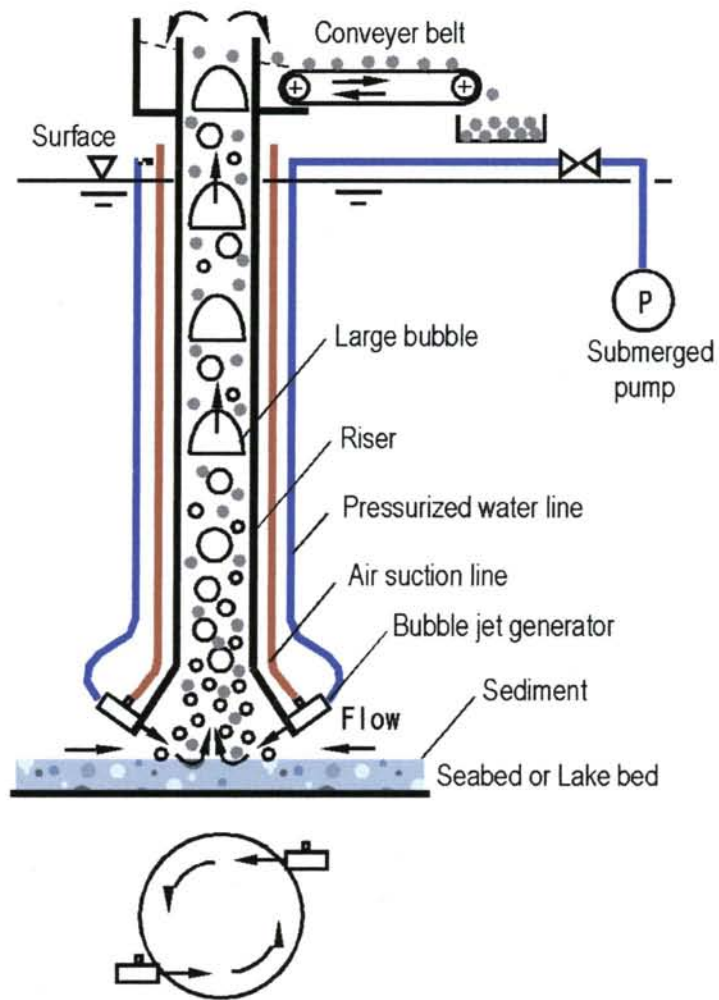


Fig. 6.2 Bubble-jet-type air-lift-pump patented by Sadatomi<sup>(3)</sup>.

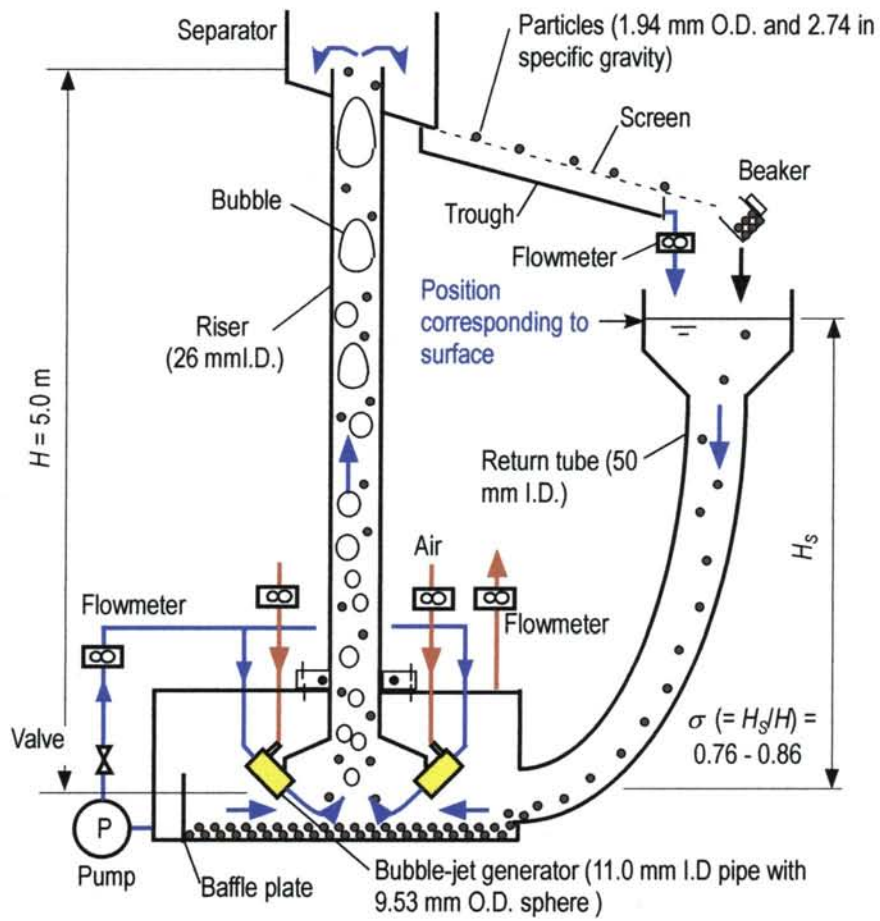


Fig. 6.3 Test apparatus of bubble-jet-type air-lift-pump by Sadatomi<sup>(3)</sup>.

を 0.76 - 0.86 の範囲で変えた。各浸水率に対して、二つのバブルジェット発生装置への総給水量を  $Q_{LI} = 40 - 62 \text{ l/min}$  の範囲で変え、空気の吸入量  $Q_{GI}$  と水の揚水量  $Q_{LO}$  を流量計で、粒子の揚固量  $Q_{SO}$  をビーカと電子天秤で測定した。また、ライザー上部からの排出空気量  $Q_{GO}$  は、ライザー下部のスカートから外に漏れた空気流量  $Q_{G leak}$  を流量計で測定し、吸入量  $Q_{GI}$  から差し引いて求めた。それぞれの流量の測定精度は 2% 以内であった。

Fig. 6.4 にバブルジェット発生装置への給水量  $Q_{LI}$  を 62 l/min まで増加させた時の排出空気量  $Q_{GO}$  と水の揚水量  $Q_{LO}$ 、粒子の揚固量  $Q_{SO}$  の変化を示す<sup>(5)</sup>。この流動様式は気泡流及びスラグ流の範囲であり、エアリフトポンプの性能は高ボイド率の流れでは低下するので、平均ボイド率は 0.35 以下とした。排出空気量  $Q_{GO}$  は、給水量  $Q_{LI}$  の増加に対して増加の割合が小さくなった。これは、前述したライザー外へ漏れた空気流量  $Q_{G leak}$  が給水量  $Q_{LI}$  の増加につれて増加するためである。また、浸水率  $\sigma$  の排出空気量  $Q_{GO}$  への影響は小さかった。次に水の揚水量  $Q_{LO}$  は、 $Q_{LI}$  の増加と共に増加した。これは、 $Q_{GO}$  が  $Q_{LI}$  の増加により増加し、ライザー内の空気・水・粒子の平均密度が減少して、駆動力が高まるためである。さらに、粒子の揚固量  $Q_{SO}$  は、 $Q_{LI}$  の増加と共に増加した。これは、 $Q_{LO}$  が  $Q_{LI}$  の増加につれて増加し、その時ライザー内では粒子のほとんどが液体スラグ内に存在するためである。また、 $Q_{LO}$  と  $Q_{SO}$  共に浸水率  $\sigma$  の増加に伴ない増加した。以上のことから、バブル噴流式エアリフトポンプは浸水率が高いほど、その性能が良くなると予想される。

経済的な観点では、粒子の揚固量と揚水量の比  $Q_{SO} / Q_{LI}$  が大きいほうが望ましい。そこで、 $\sigma = 0.86$  の条件において  $Q_{SO}$  の実験値に対して原点を通る接線を引いてみた。この場合、経済的な給水量は  $Q_{LI} = 57 \text{ l/min}$  程度であり、その時の  $Q_{LO}$  は 18.5 l/min 程度、 $Q_{GO}$  は 8.5 l/min 程度であった。

#### 6.3.4 実地試験

バブル噴流式エアリフトポンプの実現可能性を探るために、天草の五号橋周辺で行った実地試験の様子を Fig. 6.5 に示す。実地試験では、内径 50 mm、長さ 4.6 m のライザー下部のスカートに四つのバブルジェット発生装置を固定した装置を用いた。五号橋近くの水はとても綺麗に見えたが、ライザーから排出された水は Fig. 6.5(c) に見られるように、細かい金網を通り抜けることが出来る程の微細な堆積物を多く含んでいた。この周辺海域は、タイやヒラメやえび等の養殖で有名であるため、堆積物は魚の食べ残しや糞によるものと考えられる。

#### 6.3.5 水産業への応用

Fig. 6.6 に佐田富らが発明した陸上養殖施設<sup>(6)</sup>を紹介する。この施設では、水

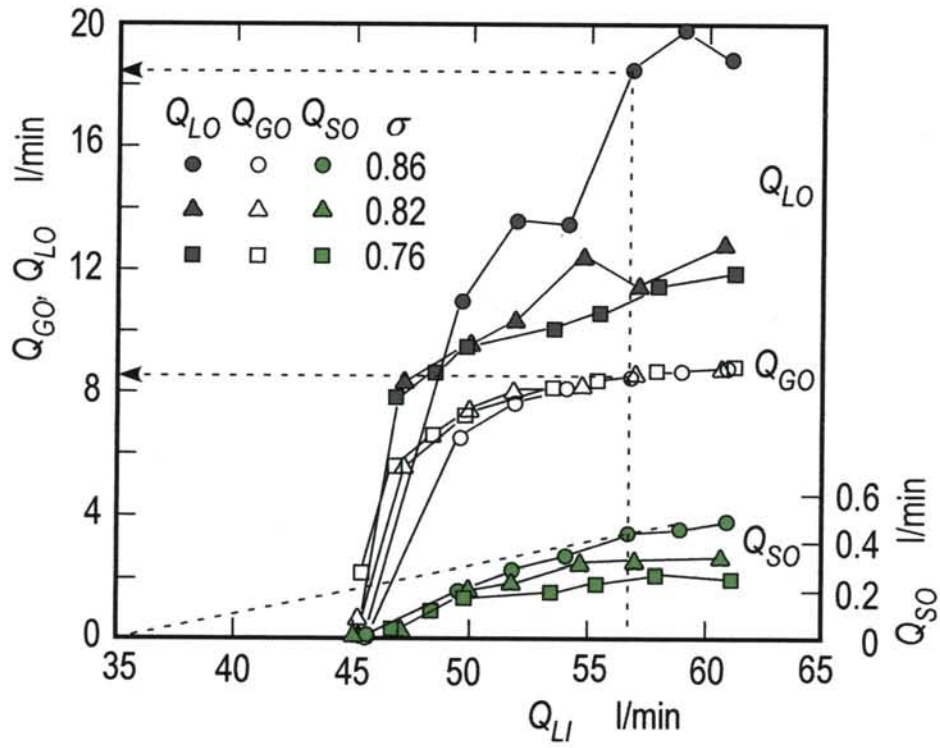


Fig. 6.4 Discharged rates of air, water and glass beads against water supply rate to bubble-jet generator.





(a) Bird's-eye view



(b) Four bubble jet generators at the riser skirt



(c) Discharge of sea water with fine deposits

Fig. 6.5 Photos of a field test in Amakusa Islands



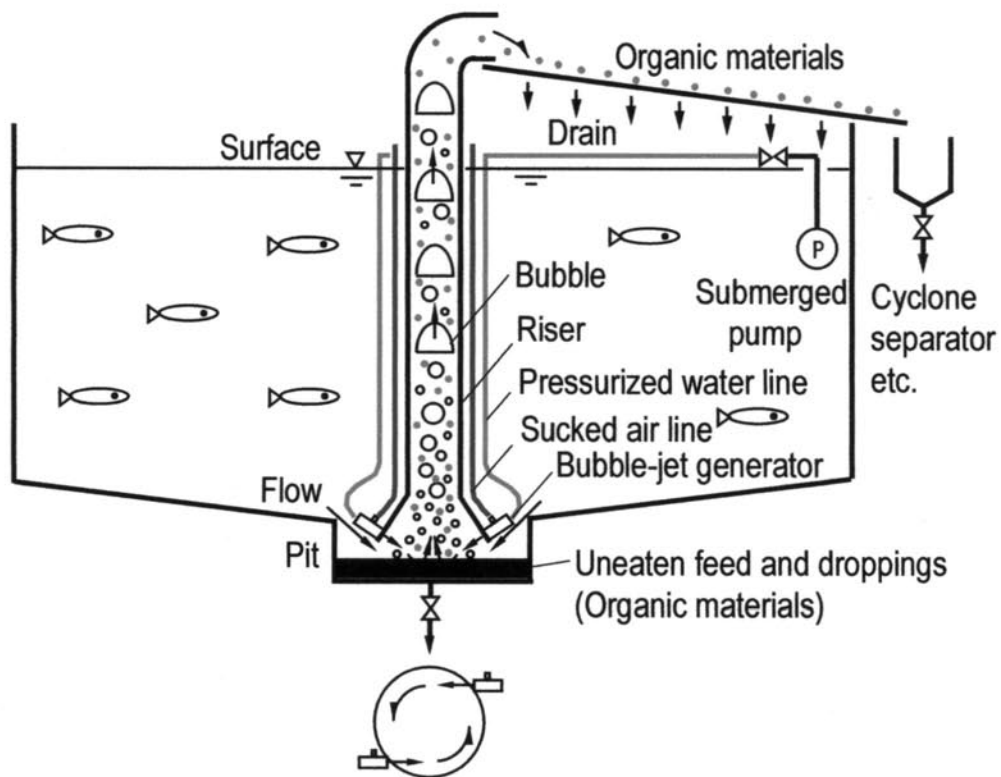


Fig. 6.6 Removal of uneaten feed and droppings with the bubble-jet-type air-lift-pump in a fishery on ground patented by Sadatomi et al.

質汚染を抑制するため、直径 10 m、深さ 3.3 m 程度の貯水槽の底が中心のピットへ向かって傾斜しており、そのピットに設置したバブル噴流式エアリフトポンプにより、魚の食べ残しや糞などを除去する仕組みとなっている。さらに、気泡の一部が MB として水に溶け込むことで、海水中の溶存酸素濃度の上昇が見込まれる。

## 6.4 本章の結論

佐田富道雄 教授が考案された MB 発生装置<sup>(1)</sup>の応用可能性を調べた途中経過を紹介した。すなわち、ビニールハウス内の気化冷却用としてのミスト発生装置<sup>(2)</sup>および、バブル噴流式エアリフトポンプ<sup>(3)</sup>を紹介した。得られた主な知見は以下のとおりである。

- (1) 熊本大学地域共同研究センターにビニールハウスを建設して噴霧を行ったところ、2分程でハウス内がミストで充満した。
- (2) バブル噴流式エアリフトポンプのモデル試験では、様々な給水条件における水・空気・粒子の排出量を測定し、堆積物を模擬した直径 2 mm のガラス粒子を水と共に排出可能であることを確認した。
- (3) 天草においてバブル噴流式エアリフトポンプの実地試験を行い、海底の微細な堆積物の吸上げが可能であることを実証した。

## 参考文献

- (1) 佐田富道雄, マイクロバブル製造装置, 特許 4069211 号(2008).
- (2) 佐田富道雄, 村井詠一, 微細液滴発生器および微細液滴発生装置, 並びに微細液滴発生方法, 特開 2007-00829.
- (3) 佐田富道雄, バブル噴流式エアリフトポンプ, 特開 2005-291171.
- (4) 林真紀夫, 冷房, 五訂施設園芸ハンドブック, 日本施設園芸協会, 142-157 (2003).
- (5) Sadatomi M., Kawahara, A., Matsuyama, F., Kimura, T., An Advanced Microbubble Generator and Its Application to a Newly Developed Bubble-Jet-Type Air-Lift Pump, *Multiphase Science and Technology*, Vol 19, 323-342(2007)
- (6) 佐田富道雄, 緒方和久, 桂真郎, 魚介類の養殖装置及び養殖法, 特開 2006-217822.

## 第七章

### 総 括

本研究では、熊本大学工学部 佐田富道雄 教授が考案されたマイクロバブル (略称 MB) 発生装置について、その性能向上を目的とした実験を行うと共に、産業への応用可能性を探るために実験的・解析的な検討を行った。

第一章では、MB の特性を説明し、それを利用した食品・水産業・医療・工業・環境分野への応用研究の現状を概説した。続いて、既存の MB 発生方法及び発生装置の例を紹介し、最後に本研究の目的ならびに本論文の構成について述べた。

第二章では、本研究で用いた MB 発生装置の構造について概説し、続いて、装置性能の向上を目的として行った基本性能実験の結果を述べた。すなわち、自吸する空気流量・ポンプで供給すべき水流量と水動力・気泡発生効率などの相互関係を実験によって調べ、装置の最適化を図った。さらに、酸素の液中への溶存特性に関わる溶存酸素濃度変化・気泡径・ボイド率の相互関係を調査してその結果を述べた。その実験では、MB 発生装置の用途として、湖や海、養殖場等におけるエアレーションが考えられるため、供試液体として水道水と人工海水 (10 %, 30 %) を使用して塩分濃度の違いが及ぼす影響を調査した。さらに、近年発表されている様々なエアレータと本 MB 発生装置の性能比較を行った。その結果、以下の結論が得られた。

- (1) 基本性能実験：本 MB 発生装置では、ポンプが水に供給すべき水動力は空気流量に依存しないため、空気弁を全開にした状態で使用することが望ましい。その場合、最も空気流量が多い Type E (吸水部にシャドウマスク (Shadow mask) を用いた装置) が優れているといえる。
- (2) 溶存酸素特性実験：物質移動容量係数  $K_La$  は、空気流量に依存する。したがって、早く飽和状態にするには空気流量が最も大きい Type E が最も適している。また、同じ気・液流量条件下では、Type A (吸水孔直径 0.4 mm, 孔位置 1.3 mm, 孔数 12) が物質移動容量係数  $K_La$ , 酸素吸収効率  $E_A$  共に最も大きい値を示すので、最適である。
- (3) 気泡径 (数密度) 評価実験：本 MB 発生装置においては、液流量に比例して MB の発生数が増えるといえる。
- (4) 溶存酸素濃度評価実験：水道水よりも人工海水が、さらに人工海水では

塩分濃度が高い方が飽和溶存酸素濃度へ達する時間が短いことが分かった。これは、塩分濃度が高いほど溶液の表面張力が小さくなり、より微細な MB が発生し、界面面積濃度  $a$  が高くなるためである。さらに、気泡サイズが小さいため、気泡の上昇速度が遅くなり水中の滞在時間が長くなるためでもある。

- (5) 気泡径評価実験 (塩分濃度の影響) : 気泡径は、塩分濃度が高くなるほど、つまり表面張力が小さくなるほど、小さくなることが分かった。
- (6) ボイド率評価実験 : ボイド率は空気流量にほぼ比例し、塩分濃度が高くなるほど高くなった。これは、上記の表面張力の影響であると考えられる。また、物質移動容量係数  $K_La$  は物質移動係数  $K_L$  よりも、界面面積濃度  $a$  に強く依存することが明らかとなった。
- (7) 各種 MB 発生装置との性能比較 : 一般的な従来型のエアレータに比べて、本研究の MB 発生装置は見かけの空気速度が小さい領域で  $K_La$  が高い値を示した。また、他に発表されている MB 発生装置に比べて、本研究の MB 発生装置は、低いボイド率領域で  $K_La$  が高い値を示した。

第三章では、本 MB 発生装置が高水深域において使用される事を想定して、まず任意の水深 ( $H=1, 3, 5$  m) における性能評価に関するモデル実験を行った。次に、その結果を基にして装置に供給すべきポンプの必要動力を予測するために、任意の水深における MB 発生装置の流体力学的性能予測の解析コードを導き、その妥当性を調べた。さらに、MB 発生装置の設置位置の違いが装置性能や MB 発生に必要な動力へ及ぼす影響について、解析的に調査した。その結果、以下の結論が得られた。

- (1) 任意の水深における  $Q_G-Q_L$  (供給した液流量に対する自吸された空気流量) 特性と  $P_1-Q_L$  (供給した液流量に対する装置入口圧力) 特性の予測法を構築できた。
- (2) この予測法により、任意の水深  $H$  と  $Q_G$  において  $Q_L$  と  $P_1$  を予測することができる。さらに、 $P_1$  にポンプから MB 発生装置までの水の配管系で生じる諸損失を合計することで、ポンプの全揚程が評価でき、MB の発生に必要なポンプの選定が可能となる。
- (3) MB 発生装置の設置位置を水面近くに移動させ、さらに配管径を拡大することで損失を軽減させ、より低動力で  $Q_G$  を増大させることができることを解析的に示した。

第四章では、二章で得られた塩分濃度の違いによる水への溶存酸素特性の比較実験結果とこれまでに提案された様々な相関式との適合性を検討し修正を行

うと共に、新たな相関式の提案を行った。その結果、以下の結論が得られた。

- (1) ボイド率 $\alpha$ の予測に関して、新しく気泡の上昇速度、気泡の終端上昇速度を用いる方法を提案し、本実験値を良く表すことが確認できた。
- (2) 物質移動係数 $K_L$ の予測に関して、Higbie と Frössling のモデルに修正係数を乗じることで本実験値を良く表すことが確認できた。また、表面張力、液体粘性、気泡のザウター平均径、液相分子拡散係数を変数として含む式を用いた新しい $K_L$ の相関式を提案した。
- (3) 物質移動容量係数 $K_La$ の予測に関して、Nedeltchev et al.の式は彼らの補正係数を変更すれば、本実験値に合うことが確認できた。
- (4) 新しく提案した $K_La$ の予測方法は、異なる実験系で得られた西野らと Li and Tsuge の実験値との比較によってその妥当性が確認された。

第五章では、本 MB 発生装置が流体の組み合わせを変えることにより霧状の液滴（ミスト）も発生可能であることがわかったため、ミスト発生装置として実用化する際の噴霧量の大流量化と液滴径の微細化を目的とした性能試験を行った。具体的には、球状物体直径、円筒パイプ内径、球状物体に対する吸込み孔の管軸方向位置、孔の直径、孔の数を様々に変え、吸水流量、消費空気動力、噴霧特性を表す気/液の質量流量比、ミスト径分布への影響を調べた。また、実用化に備えて、ミスト発生に必要な動力を予測する解析モデルを提案し、その妥当性を調べた。その結果、以下の結論が得られた。

- (1) 球状物体と円筒パイプの最適な直径比 $d/D$ は0.908 (=9.53/10.5)、吸水孔位置と円筒パイプ直径の最適な比 $l/D$ は0.190 (=2.0/10.5)であった。
- (2) ミスト発生流量は、供給空気流量や吸水孔の数に応じて増加するが、装置の寸法が異なっても空気平均流速が等しければ、ほぼ同じであった。
- (3) ミスト発生流量は吸水孔径の増加に応じて増加するが、30  $\mu\text{m}$ 以下の微細なミストを発生させるためには、その直径は0.5 mm以下が望ましい。また、本研究で用いたミスト発生装置は、発生したミストの約60%が直径10  $\mu\text{m}$ 以下であった。
- (4) 気/液の質量流量比は最適条件で1程度、微粒化効率も0.01%程度であった。
- (5) ミストの発生流量と装置入口での圧力を予測する解析モデルを検討し、その妥当性を実験値との比較により検証した。このモデルは、必要とするミストの発生流量が与えられた時の動力源の選定に役立つ。

第六章では、MB 発生装置の応用可能性を調べた途中経過を紹介した。五章で述べたミスト発生装置の産業利用の一例として、農業用のビニールハウス内の

気化冷却や加湿を目的とした実験を行った。また、MB 発生装置を擁したバブル噴流式エアリフトポンプは、海底や湖底などに堆積した汚泥や土砂の回収・除去が可能であるため、実験室でエアリフトポンプのモデル試験を行い、天草では実現可能性を探る実地試験を行った。その結果、以下の結論が得られた。

- (1) 熊本大学地域共同研究センターに約 320 m<sup>3</sup> のビニールハウスを建設して噴霧実験を行ったところ、2 分程でハウス内がミストで充満し、ミストによる気化冷却への道筋が確認できた。
- (2) バブル噴流式エアリフトポンプのモデル試験では、様々な給水条件における水・空気・粒子の排出量を測定し、堆積物を模擬した直径 2 mm のガラス粒子を水と共に排出可能である事を確認した。
- (3) 天草においてバブル噴流式エアリフトポンプの実地試験を行い、海底の微細な堆積物の吸上げが可能であることを実証した。

# 記号

$a$	:	界面面積濃度	$[\text{m}^2/\text{m}^3]$
$A$	:	断面積	$[\text{m}^2]$
$A_H$	:	MB・ミスト発生装置の穴総断面	$[\text{m}^2]$
$C_D$	:	抗力係数	$[-]$
$d$	:	球状物体直径	$[\text{m}]$
$d_a$	:	MB・ミスト発生装置の吸込み管内径	$[\text{m}]$
$d_B$	:	気泡径	$[\text{m}]$
$d_{B,Ave}$	:	平均気泡径	$[\text{m}]$
$d_{BS}$	:	ザウター平均径 (気泡)	$[\text{m}]$
$d_{MS}$	:	ザウター平均径 (ミスト)	$[\text{m}]$
$d_i$	:	代表気泡径	$[\text{m}]$
$d_H$	:	MB 発生装置の吸込み穴径	$[\text{m}]$
$d_P$	:	MB 発生装置に接続する配管径	$[\text{m}]$
$D$	:	MB・ミスト発生装置の管内径	$[\text{m}]$
$D_{equ}$	:	水槽の水力学相当直径	$[\text{m}]$
$D_G$	:	ボイド率測定器の円筒部分の直径	$[\text{m}]$
$D_H$	:	ミスト発生装置の吸込み穴径	$[\text{m}]$
$D_L$	:	液相側分子拡散係数	$[\text{m}^2/\text{s}]$
$DO$	:	溶存酸素濃度	$[\text{mg}/\text{l}]$
$DO_S$	:	飽和溶存酸素濃度	$[\text{mg}/\text{l}]$
$E_A$	:	酸素吸収効率	$[\%]$
$E_o$	:	Eötvös 数	$[-]$
$E_{PG}$	:	空気用圧力変換器の出力電圧	$[\text{V}]$
$E_{PL}$	:	液体用圧力変換器の出力電圧	$[\text{V}]$
$E_{QG}$	:	空気流量計の出力電圧	$[\text{V}]$
$E_{QL}$	:	液流量計の出力電圧	$[\text{V}]$
$E_S$	:	単位質量当たりの表面エネルギーの変化量	$[\text{N} \cdot \text{m}/\text{kg}]$
$f_C$	:	補正係数	$[-]$
$g$	:	重力加速度	$[\text{m}/\text{s}^2]$
$h$	:	水深 (測定位置)	$[\text{m}]$
	:	MB 発生装置を設置した水深 (水表面設置時)	$[\text{m}]$
$h_P$	:	MB 発生装置から圧力変換器までの高さ	$[\text{m}]$

$h_{loss}$	:	損失ヘッド (管拡大)	[m]
$H$	:	MB 発生装置を設置した水深	[m]
$H_S$	:	戻り管内に満たした液位	[m]
$j_G$	:	気体の見かけ速度	[m/s]
$K_L$	:	物質移動係数	[-]
$K_L a$	:	物質移動容量係数	[1/h]
$l$	:	吸水孔の球中心からの管軸方向距離	[m]
$L_G$	:	空気動力	[W]
$L_L$	:	水動力	[W]
$m$	:	気/液の質量流量比	[-]
$m_i$	:	代表気泡径の気泡の個数	[-]
$M$	:	サンプルした気泡の総数	[-]
$M_O$	:	Morton 数	[-]
$P_A$	:	大気圧	[Pa]
$P_B$	:	MB を放出する地点における圧力	[Pa]
$P_E$	:	MB 発生装置出口圧力 (水表面設置時)	[Pa]
$P_e$	:	Peclet 数	[-]
$P_G$	:	空気の圧力	[Pa]
$P_L$	:	液体の圧力	[Pa]
$P_1$	:	MB・ミスト発生装置内上流部静圧	[Pa]
$P_2$	:	MB・ミスト発生装置内縮流部静圧	[Pa]
$P_3$	:	装置出口より十分離れた地点での静圧	[Pa]
$Q_G$	:	空気流量	[l/min]
$Q_{GO}$	:	ライザー上部からの排出空気流量	[l/min]
$Q_L$	:	液流量	[l/min]
$Q_{LI}$	:	バブルジェット発生装置への総給水量	[l/min]
$Q_{LO}$	:	水の揚水量	[l/min]
$Q_{SO}$	:	粒子の揚固量	[l/min]
$t$	:	測定時間	[h]
$T_G$	:	気温	[°C]
$T_L$	:	液温	[°C]
$u_{B0}$	:	静止液体中における単一気泡の終端上昇速度	[m/s]
$u_G$	:	気泡の上昇速度	[m/s]
$u_r$	:	気泡・液体間のすべり速度	[m/s]
$V$	:	液体の体積	[m <sup>3</sup> ]
$v_A$	:	配管拡大前の管内平均液流速	[m/s]



$v_B$	:	配管拡大後の管内平均液流速	[m/s]
$v_G$	:	空気平均流速	[m/s]
$v_{G1}$	:	ミスト発生装置内の上流部平均空気流速	[m/s]
$v_{G2}$	:	MB 発生装置の空気吸込穴の平均空気流速	[m/s]
	:	ミスト発生装置内の縮流部平均空気流速	[m/s]
$v_{G4}$	:	MB 発生装置の吸込み管内の平均空気流速	[m/s]
$v_H$	:	MB・ミスト発生装置内の下流部均質流速	[m/s]
$v_{L1}$	:	MB 発生装置内の上流部平均液流速	[m/s]
$v_{L2}$	:	MB 発生装置の縮流部平均液流速	[m/s]
	:	ミスト発生装置内の液吸込穴の平均液流速	[m/s]
$v_{L4}$	:	ミスト発生装置の吸込み管内の平均液流速	[m/s]
$W_G$	:	空気質量流量	[g/s]
$W_{O_2}$	:	酸素質量流量	[g/s]
$Z$	:	ボイド率測定器内の水面の高さ	[m]
	:	Ohnesorge 数	[-]

#### ギリシャ文字

$\alpha$	:	ボイド率	[-]
$\eta_B$	:	気泡発生効率	[%]
$\eta_{atom}$	:	微粒化効率	[%]
$\mu_L$	:	液体の粘度	[Pa/s]
$\nu_G$	:	空気動粘度	[mm <sup>2</sup> /s]
$\nu_L$	:	液動粘度	[mm <sup>2</sup> /s]
$\rho_G$	:	気体の密度	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_H$	:	MB・ミスト発生装置内の下流部均質密度	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_L$	:	液体の密度	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\sigma$	:	表面張力	[N/m]
	:	浸水率 (バブル噴流式エアリフトポンプ)	[%]
$\zeta_1$	:	MB・ミスト発生装置内の上流部損失係数	[-]
$\zeta_2$	:	MB・ミスト発生装置内の下流部損失係数	[-]
$\zeta_3$	:	MB・ミスト発生装置内の吸込み穴の損失係数	[-]
$\zeta_e$	:	広がり管の損失係数	[-]

## 謝 辞

本研究を行うにあたり，研究の方向づけから論文の作成まで多岐にわたって多大な御指導と御助言を賜りました熊本大学大学院 自然科学研究科 佐田富道雄教授に心より厚く感謝申し上げます。

本研究の全般にわたって多大な御指導と御助言，御協力を賜りました熊本大学大学院 自然科学研究科 川原顕磨呂准教授に心より厚く感謝申し上げます。

本論文を取り纏めるにあたり，丁寧に審査頂き，有益な御助言と御教示を賜りました熊本大学大学院 自然科学研究科 鳥居修一教授，山田文彦教授に心より厚く感謝申し上げます。

本研究を行うにあたり，多方面において御配慮と御理解をいただいた佐世保工業高等専門学校先生方に心より厚く感謝申し上げます。

モデル実験において，実験場所の提供と実験準備の御協力をして頂きましたアクアドームくまもとの大森勲 館長ならびに吉田典充 主査に深く感謝いたします。

ミスト実験において，多くの研究助成を賜りました株式会社 初田製作所の初田和弘 取締役社長に深く感謝致します。同じく，株式会社 日農工業の大久保直純 課長ならびに山内良男 様に深く感謝致します。なお，本研究の経費の一部は株式会社初田製作所と日農工業株式会社との共同研究費で賄われたことを記し，両社の御支援に深く感謝致します。

本論文に関する実験は，熊本大学工学部流体工学研究室において行われたものであり，この間に携わられた多くの諸先輩方や修了生，卒業生により多大な御助力をいただきました。心より感謝致します。

最後に，日頃から支えてくれた両親と兄弟，友人達に深く感謝致します。

ここに，感謝の意を表すとともに，皆様の今後の御多幸と御活躍を心より御祈り申し上げます，謝辞を締めくくります。