

ディスクタービン付き攪拌槽における所要動力と物質移動に及ぼす

スパージャーの取付け位置の影響とスケールアップ

亀井 登¹・三橋和也¹・小田英貴²・古川陽輝²・加藤禎人²⁺⁺・多田 豊²

¹株式会社ダイセル、944-8550 新潟県妙高市新工町1-1

²名古屋工業大学 工学部 生命・物質工学科、466-8555 名古屋市昭和区御器所町

キーワード: 混合、攪拌、スケールアップ、スパージャー位置、物質移動

種々の容量の攪拌槽および種々のリング径のスパージャーを用いて攪拌所要動力および物質移動容量係数が測定された。スパージャー径と翼径の比が1.3以上のものを用いることで通気動力の低下を抑制することができ、推奨されるスパージャーの取付け位置を明らかにした。また、通気動力の挙動がスパージャー取付け位置と翼取付け位置の比で相関できることを示した。さらに、3m³と4m³の大きな攪拌槽の攪拌所要動力と物質移動容量係数を測定し、大スケールでも佐藤らの式(1989)が適用可能であることを示した。

結 言

気液攪拌操作は、空気酸化などの化学反応や発酵・酵素反応など、化学工業において非常に多く用いられている。空気酸化反応では、ガスの吸収能力によって装置能力が決まっている場合が多く、発酵・酵素反応でも反応槽の菌体や酵素の生産性を上げるための開発が進んできている。特に後者では、効率よく大量の酸素を液中に吸収させないと活性が低下するという問題もある。気液攪拌では、ガスを吹き込むにつれて攪拌所要動力が低下することが知られていることから、吐出性能が高くかつ動力の低下が少ない攪拌翼の開発が進められている。また、近年では、大容量のガス吹き込みに耐える攪拌翼の提案も行われている(Nishio and Takahashi, 2006)。しかしながら、前者ではガス通気量にやはり限界があり、後者も特殊な装置であるために、簡単な装置改造では目的を達成することは難しい。本研究では、一般的に用いられているディスクタービン翼付き攪拌槽を、容易に改造することで高いガス吸収を得ることを目的とし、リングスパージャーの形状や取付け位置が動力や物質移動に及ぼす影響を詳細に調査した。

一般的に、リングスパージャーの直径は翼径よりも小さくすることが多い。これは、攪拌翼のディスク部で吹き込みガスを受け止め、ディスクに取付けられたパドルの吐出流でガスを分散させる能力を発揮させるためと考えられている。一方、Kamei *et al.*(2009)は、翼径よりも大きなリング径のスパージャーを取付けることで、良好なガス分散が得られると共に、Sato *et al.*(1989)の

示した $K_L a$ の相関式 Eq.(1) で相関できることを示した。

$$K_L a = 1.8 \times 10^{-4} \{P_{av}(1/3 P_{av} + P_{gv})\}^{0.5} \quad (1)$$

しかしながら、このような大型のリングスパージャーを用いた場合も、リングスパージャーの取付け位置やガスの噴出方向（上方または下方）で通気時の攪拌動力の低下挙動は様々であり、多様なディスクタービン付きの攪拌槽の装置改造やスケールアップ方法に対する指針は得られていない。一方、Eq.(1)は、簡便で

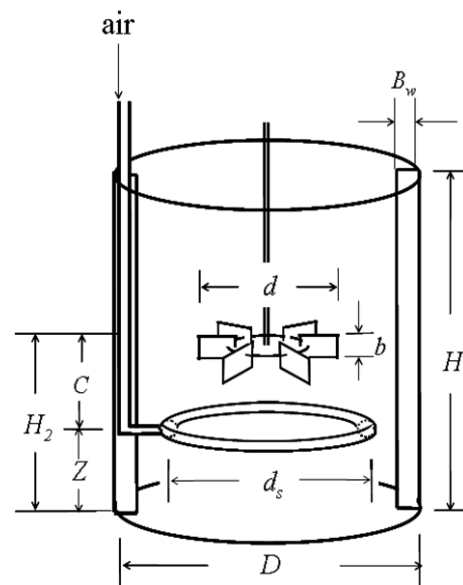


Fig.1 Schematic diagram of experimental apparatus

K_La の相関式として幅広く用いられているが、スケールアップを行った場合にも、良好な相関が得られるのかは明らかになっていない。Eq.(1)の導出過程は、攪拌槽の直径は 0.29m の装置のデータであり、筆者らの前報(Kamei *et al.*,2009)では0.24m が用いられているためである。しかし、Table 1 にスケールを変えた場合の計算例を示したように、スケールが変わった時に同じガス通気量と攪拌槽容量の比を保持した場合は、単位容積あたりの通気動力と攪拌所要動力の比が大きく異なる。これは、通気動力が攪拌槽内の空塔ガス速度で定義されているのに対し、実際の装置では容量当たりの生産性を等しくする観点から、ガス通気量と攪拌槽容量の比(vvm)を同一にするスケールアップが行われるためである。このようなスケールアップを行う場合でも、Eq.(1)が適用できるかどうかを調査することは、工業的には非常に重要な情報となる。

本報では、3 種の実験室スケールの攪拌槽で測定した K_La のデータを比較することと、数 m^3 レベルの大容量攪拌槽のデータも測定したので、その結果を報告する。また、リングスパージャーや攪拌翼の取付け位置を変えた場合の動力の挙動について詳細に調査し、実際の装置を改造する場合の指針を示す。

1. 実験装置および方法

用いた実験装置の概要を Figure 1 に、攪拌槽、攪拌翼およびリングスパージャーの寸法を Table 2 に示す。本報ではスパージャーからのガスの噴出し方向は主に下向きとし、翼の取付け高さ H_2 とスパージャーの取付け位置 Z を様々に変化させた。実験方法については、Kamei *et al.*(2009)と同様である。

また、大容量の攪拌槽の形状を、Table 3 に示した。2つの槽共に、槽底の形状は10%皿底で所定のリングスパージャーが取付け

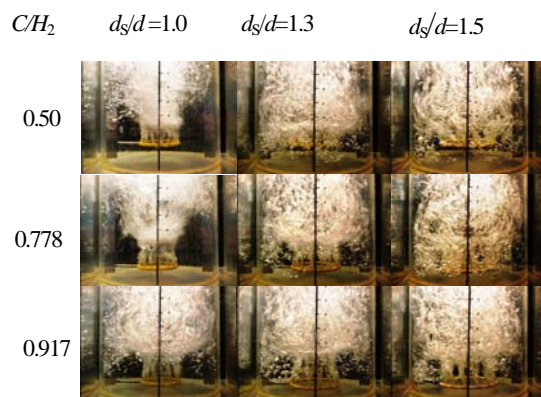


Fig.2 Photographs of gas dispersion

(Upward aeration $D=0.24m$, $H_2/D=0.30$, $Q=3.5 \times 10^4 m^3 s^{-1}$, $n=6s^{-1}$)
 である。また、大容量の攪拌槽に取付けた翼は多段であり、各段の攪拌翼の翼間距離は翼径の2倍以上の位置に取付けてある。攪拌所要動力の測定方法は次の通りである。まず、攪拌槽に所定量の水を入れ、所定の攪拌回転数で無通気状態での電流値と電圧値を測定する。そして、Rushton タービン翼とパドル翼の動力数は同等であるとの Kamei *et al.*(1995)の報告に基づき、Kamei *et al.*(1996)のパドル翼の相関式から動力 P_{ocal} を計算する。そして、 P_{ocal} と無通気時の動力測定値 P_0 の差 $P_0 - P_{ocal}$ を攪拌モーター軸シール部分の熱的あるいは機械的な動力損失 ΔP と仮定した。その上で、無通気時と同様に通気状態での動力 P_{gexp} を測定し、その値から動力損失値 ΔP を差し引いた値 $P_{gexp} - \Delta P$ を通気状態での攪拌所要動力 P_g とした。次に、物質移動容量係数の測定方法は Kamei *et al.*(2009)と同様であるが、大容量の攪拌槽に対しては電極としてポーラロ型を用いた。

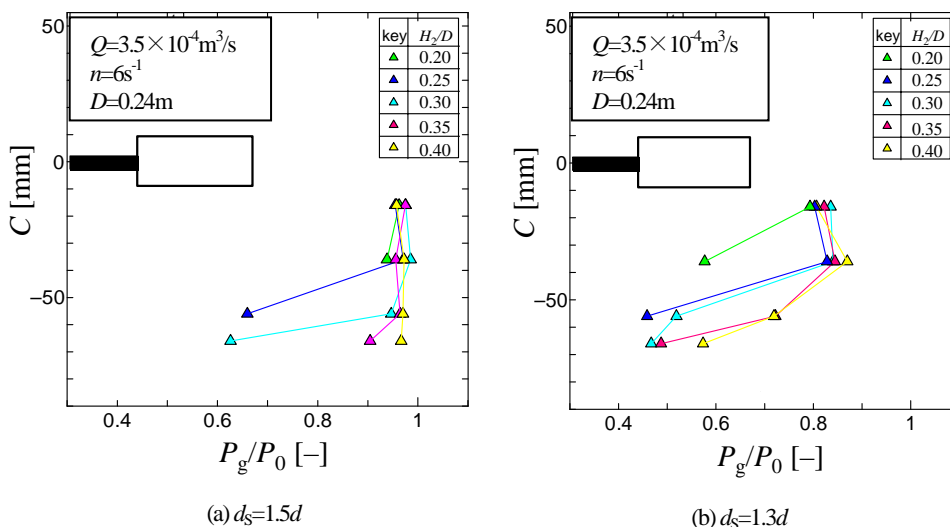


Fig.3 Effect of sparger and impeller position on power consumption (Upward aeration)

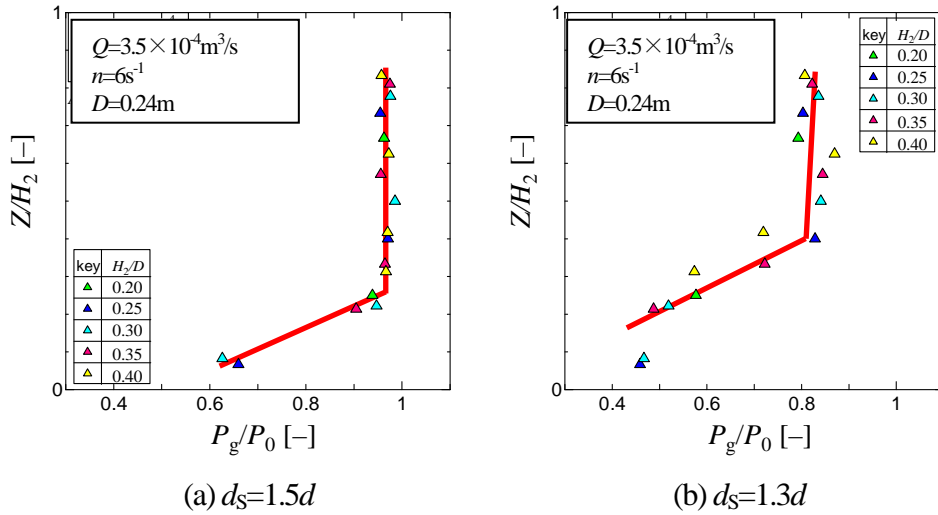


Fig.4 Effect of sparger and impeller position on power consumption (Upward aeration)

2. 通気時の攪拌動力の変化について

2.1 実験結果

Kamei *et al.* (2009)は、 $D=0.24 \text{ m}$ の攪拌槽を用いた場合の通気流量数 N_A と通気時の攪拌所要動力と無通気時の攪拌所要動力の比 P_g/P_0 の関係、そして攪拌翼を $H_2/D=0.4$ の位置に取付け、 $N_A=0.114$ の条件でのスパージャーの取付け位置と P_g/P_0 の関係を示した。スパージャー径と攪拌翼径の比 d_s/d が 1.0 以下の場合、どのスパージャー取付け位置においても P_g/P_0 が大きく低下するのに対して、 d_s/d が 1.3 および 1.5 のスパージャーを用いた場合は、スパージャーの取付け位置により P_g/P_0 は様々に変化する。こうした大型のスパージャーを翼付近に取付けることで、 P_g/P_0 の低下を防止できることがわかった。また、この条件では、ガスの吹出し方向は下向きよりも上向きの方が P_g/P_0 の低下を抑制できることも

示されている。本研究では、スパージャーの取付け位置の影響を詳細に調べる目的で $H_2/D=0.4$ と攪拌翼の取付け位置は中央部付近としているが、Figure 2 に示したように、スパージャーの下の部分にはガスが存在しないことから、実際の反応装置としてはその部分がガス吸収に寄与しないと推察されるので望ましくない。

そこで、 $D=0.24 \text{ m}$ の攪拌槽を用いて H_2/D を 0.20~0.40 に変化させた場合のスパージャーの取付け位置と P_g/P_0 の関係を検討した。通気条件は $Q=3.5 \times 10^4 \text{ m}^3/\text{s}$ ($N_A=0.114$) で上方噴出しとし、攪拌回転数は 6 s^{-1} とした。その結果を Figure 3 に示す。図の横軸は P_g/P_0 をとり、縦軸には攪拌翼とスパージャーまでの距離 C をとった。 H_2/D を変化させた場合、Fig.3(a) $d_s/d=1.5$ の場合も (b) $d_s/d=1.3$ の場合も P_g/P_0 が低下する位置は様々であり、縦軸の C が代表的な相関パラメータにはならないことがわかる。

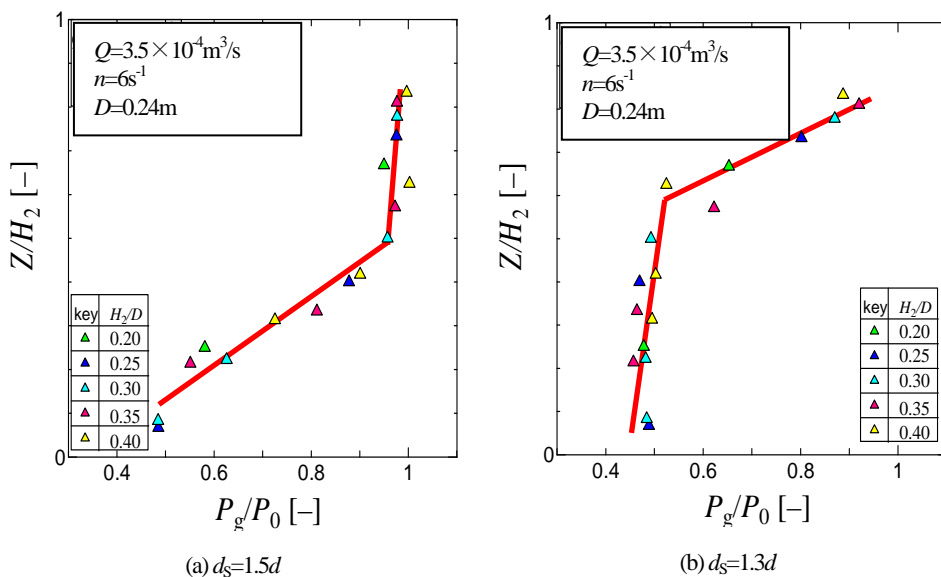


Fig.5 Effect of sparger and impeller position on power consumption (Downward aeration)

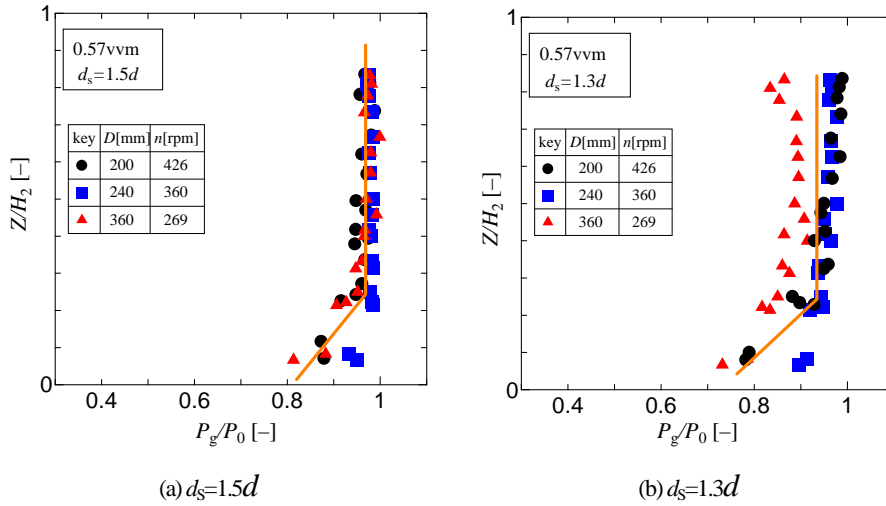


Fig.6 Effect of sparger and impeller position on power consumption (Upward aeration)

次に、槽底からスパージャーまでの距離を Z とし、縦軸に Z/H_2 をとって P_g/P_0 に対してプロットした結果を Figure 4 に示す。(a) $d_s/d = 1.5$ の場合はこのパラメータで極めてよい相関性を示しており、 $Z/H_2 = 0.25$ 以上の位置にスパージャーを取付けた場合は、 P_g/P_0 の低下がみられないことがわかる。(b) $d_s/d = 1.3$ の場合も、データのばらつきはあるものの概ね相関できており、 $Z/H_2 = 0.4$ 以上の位置では、 P_g/P_0 の大きな低下を防止できることがわかる。Figure 5(a),(b)には、ガスを下方噴出した場合の同様のプロットを示す。この場合も Z/H_2 のパラメータでそれぞれ良く相関できており、(a) $d_s/d = 1.5$ の場合は Z/H_2 は 0.5 以上、(b) $d_s/d = 1.3$ の場合はスパージャーは翼より下に取付けると直ちに P_g/P_0 が低下を始めることがわかる。

次に、Table 2 に示した 3 種の径の攪拌槽を用いて同様の実験を行った。それぞれのガス通気量は vvm が同一になるように、攪拌回転数は単位容積あたりの攪拌所要動力が一定になるように設定した。なお、通気量 Q (基準となる $D=0.24\text{m}$) は Figs.3,4 で用いた値の $1/3$ ($1.03 \times 10^4 \text{m}^3/\text{s}$) で行った。その結果を Figure 6 に示す。(a) $d_s/d = 1.5$ の場合は、各スケール共に同様の挙動を示しており、 Z/H_2 のパラメータで良好に相関できることがわかる。(b) $d_s/d = 1.3$ も同様であるが、槽底にスパージャーを取付けた場合の P_g/P_0 の低下割合はスケールによって異なり、また、 $D=0.36\text{m}$ の場合には全体的に低い P_g/P_0 を示していることがわかる。

2.2 考察

Kamei et al.(2009)は、大型のリングスパージャーを用いた場合、下方噴出ではガス吹き込みによる動力低下が大きい、上方噴出

ではこれが小さくなる理由として、下方噴出では攪拌翼の吸込み流にガスが乗り攪拌翼に吸引されるのに対し、上方噴出では攪拌翼の吐出流によってガスの攪拌翼への直接的な吸引が抑制されるためと考察している。このことは、 $d_s/d = 1.0$ 以下の小さなリング径のスパージャーを用いた場合、翼下部のどの位置にスパー

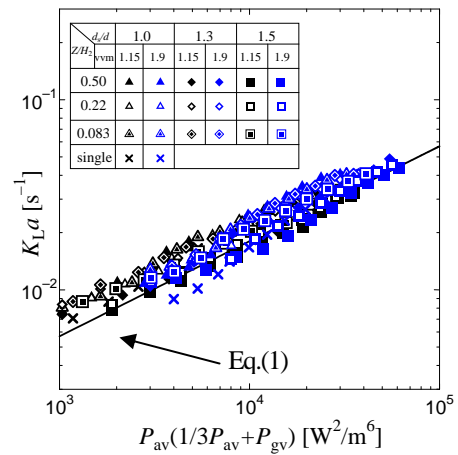


Fig.7 Correlation of $K_L a$ ($D=0.2\text{m}$: upward aeration)

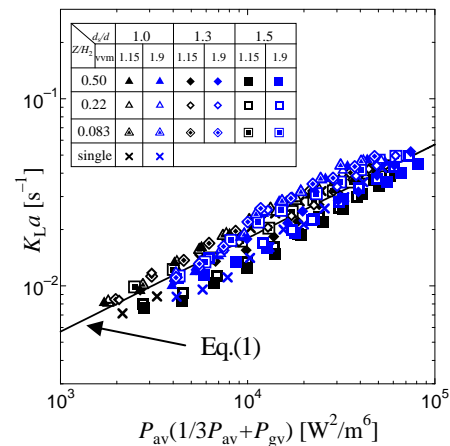


Fig.8 Correlation of $K_L a$ ($D=0.24\text{m}$: upward aeration)

ヤーを取付けても（上方・下方噴出共に） P_g/P_0 の低下は避けられないことも附合する。また、Fig.3のように縦軸に C をとってプロットすることは翼とスパージャーの距離による直接的な影響を調べる意味があるが、これではうまく相関されなかった。本報では示していないが、縦軸に Z をとってプロットしても相関性は低く、Fig.4 などのように Z/H_2 が良好な相関を示したことは、攪拌翼から下の部分のフローパターンは H_2/D の値に関わらず相似である（つまり放射流のフローパターンが保持されている）ことと関連付けられる。Kamei *et al.* (1995)は、パドル翼は H_2/D が小さくなるにつれて放射流から軸流に流れが変移して動力の低下がある一方で、ディスクタービン翼は $H_2/D = 0.1$ 以上あれば動力の変化がなく安定した放射流を形成していると報告している。本実験条件 ($H_2/D > 0.2$) では、安定した放射流が生み出されていると推定されるので、このことが Z/H_2 で相関できた理由と考えられる。

3. 物質移動容量係数の測定結果と考察

$D=0.20, 0.24, 0.36\text{m}$ の3種の攪拌槽を用いて測定した物質移動容量係数を、Figures 7,8,9 にそれぞれ示す。ここでは、スパージャーからのガス噴出方向は上向きとし、 $H_2/D=0.3$ の位置に攪拌翼を取付けた。また、 $D=0.20\text{m}$ および $D=0.24\text{m}$ でのガス吹込み条件は 1.15vvm および 1.90vvm とした。いずれの槽スケールのデータも、Eq.(1)の相関線と良好一致を示している。 d_s/d の大きなスパージャーを用いたデータと共に、 P_g/P_0 が大きく低下する $d_s/d=1.0$ のデータなどもこの相関線に乗ってくることから、良好なガス分散を示す条件からフラッディング状態まで、幅広い領域で Eq.(1)は有効であるといえる。一方、 $d_s/d=1.5$ の大型リングスパージャーで横軸のパラメータの小さい領域（通気支配領域）を除いて、やや低い値を示す傾向にあるが、これは、Fig.2 より、 $d_s/d=1.5$ のス

パージャーではガスが翼の外周を抜ける様子が認められることと関連しているものと思われる。ただ、 P_g/P_0 がほとんど低下しない動力特性と併せて考えると、非常に効果的な方法であることには変わりはない。

次に、Fig. 9 に、大容量攪拌槽で測定した結果も併せて示した。通気ガス量は 0.33vvm の条件の下で攪拌回転数を $80\sim 200\text{rpm}$ まで変えたものであるが、Eq.(1)の相関線と非常によく一致している。このスケールでは、Table 1 に示したように P_{av} の寄与が小スケールとは異なるが、それでも Eq.(1)で良好な相関が得られることが確認されたことになる。

結 論

気液攪拌槽のスケールアップを行う場合、一般には通気ガス量と槽容積の比を一定にする方法が実施されている。その場合のスケールアップの指針を明確にする目的で、種々の容量の攪拌槽および種々のリング径のスパージャーを用いて動力および物質移動容量係数を測定した。

(1) $d_s/d=1.3$ 以上の径のリングスパージャーを用いることで P_g/P_0 の低下を抑制することができ、推奨されるスパージャーの取付け位置を明らかにした。また、その場合の P_g/P_0 の挙動が Z/H_2 のパラメータで相関できることを示した。

(2) d_s/d が小さくフラッディング条件でも、大型リングスパージャーを用いた条件でも、物質移動容量係数は Eq.(1) で良好に相関できることを示した。

(3) 3m^3 と 4m^3 の気液攪拌槽を用いて攪拌所要動力と物質移動容量係数を測定し、このような大スケールでも Eq.(1) が適用可能であることを示した。

以上のことから、通気による動力低下を抑制する方法を明らかにすると共に、スケールアップの指針を明らかにした。

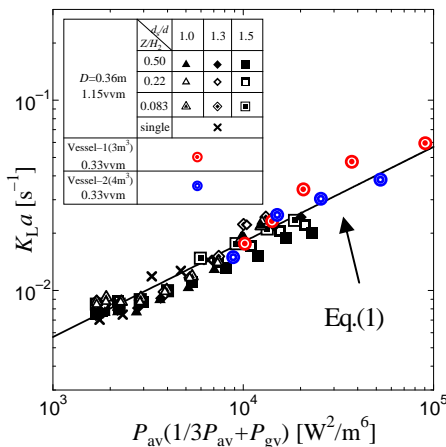


Fig.9 Correlation of $K_L a$

($D=0.36\text{m}$ and large vessels: upward aeration)

Nomenclature

- B_w = baffle width [m]
- b = height of impeller blade [m]
- C = clearance between sparger and impeller [m]
- D = vessel diameter [m]
- d = impeller diameter [m]
- d_s = sparger diameter [m]
- H = liquid depth [m]
- H_2 = clearance between vessel bottom and center of impeller blade [m]
- $K_L a$ = volumetric gas-liquid mass transfer coefficient [s^{-1}]

N_p = power number ($=P/\rho n^3 d^5$)	[-]	Yamaguchi, S.T. Koh; "Effects of Impeller Dimensions and Position on Power Consumption in a Baffled Agitated Vessel," <i>Kagaku Kogaku Ronbunshu</i> , 21 , 696-702(1995)
n = impeller rotational speed	[s ⁻¹]	
N = number of impeller stage	[-]	
N_A = aeration number ($=Q/nd^3$)	[-]	Kamei, N., S. Hiraoka, Y. Kato, Y. Tada, K. Iwata, K. Murai, Y.S. Lee, T. Yamaguchi, S.T. Koh; "Effects of Impeller and Baffle Dimensions on Power Consumption under Turbulent Flow in an Agitated Vessel with Paddle Impeller," <i>Kagaku Kogaku Ronbunshu</i> , 22 , 249-256 (1996)
n_b = number of baffle plates	[-]	
n_p = number of impeller blade	[-]	
P_0 = power consumption under no aeration	[W]	
P_g = power consumption under aeration	[W]	
P_{av} = aeration power consumption per unit volume ($=\rho gHQV$)	[W·m ⁻³]	Kamei, N., Y. Kato, Y. Tada, J. Ando and Y. Nagatsu; "Effects of Sparger Geometry on Power Consumption and Mass Transfer in Gas-Liquid Agitated Vessels with Disk Turbine," <i>J. Chem. Eng. Japan</i> , 42 ,664-668(2009)
P_{gv} = agitation power consumption per unit volume under aeration	[W·m ⁻³]	
Q = gas flow rate	[m ³ · s ⁻¹]	
T = shaft torque	[N · m]	Nishio, T. and K. Takahashi; "Gas-Liquid Mass Transfer Coefficient of a Pitched Bladed Paddle Up-Pumping at Extraordinary Large Gas Flow Rates," <i>J. Chem. Eng. Japan</i> , 39 ,783-789(2006)
V = liquid volume	[m ³]	
Z = clearance between vessel bottom and sparger	[m]	
ρ = liquid density	[kg · m ⁻³]	Sato, K., H. Shimada and Z. Yoshino; "Gas Absorption Efficiency of Gas-Liquid Constructors with Mechanical Agitation," <i>Kagaku Kogaku Ronbunshu</i> , 15 , 733—739 (1989)

Literature Cited

Kamei, N., S. Hiraoka, Y. Kato, Y. Tada, H. Ishizuka, K. Iwata, Y.S. Lee, T.

Table 1 $K_L a$ estimated by Eq.(1) with the gas flow rate (1.91vvm) and power consumption ($P_0/V=330W \cdot m^{-3}$)

V [m ³]	d/D [-]	P_0 [W]	n [rpm]*	$Q \times 10^4$ [m ³ s ⁻¹]	P_a [W]	P_g/P_{av} [-]**	$K_L a$ [s ⁻¹]
0.0063	0.33	2.06	425	2.00	0.392	3.7	0.023
0.037	0.33	12.0	276	11.7	4.12	2.0	0.031
3.0	0.33	1000	104	96.7	1490	0.47	0.079
10	0.33	3310	79.0	320	7350	0.32	0.11

* Estimated with $N_p=5$, ** Estimated with $P_g/P_0=0.7$

Table 2 Geometry of experimental scale vessels, impellers and spargers

D [mm]	d [mm]	d_s [mm]	d_s/d [-]
200	65	61, 82, 92	0.94, 1.26, 1.42
240	80	81, 103, 120	1.01, 1.29, 1.50
360	120	123, 152, 181	1.03, 1.27, 1.51

Table 3 Geometry of large scale vessels, impellers and spargers

Vessel	V [m ³]	D [m]	d/D [-]	H_2/D [-]	N [-]	d_s/d [-]	Z/D
1	3.0	1.2	0.33	0.38	3	0.75	0.66
2	4.0	1.6	0.33	0.34	2	0.75	0.63

Impeller of each stage: Rushton turbine ($b/d=0.2, n_p=6$)

Scale up and Effect of Sparger Position on Power Consumption and Mass Transfer in Mixing Vessel with Disk Turbine

Noboru KAMEI¹, Kazuya MITSUHASHI¹,
Eiki ODA², Haruki FURUKAWA², Yoshihito KATO²⁺⁺ and Yutaka TADA²

¹ Daicel Chemical Industries, Ltd., Shinkocho 1, Myoko-shi, Niigata, 944-8550, Japan

²Department of Life and Materials Engineering, Nagoya Institute of Technology, Gokiso-cho, Showa-ku, Nagoya-shi, Aichi 466-8555, Japan

E-mail address of corresponding author: kato.yoshihito@nitech.ac.jp

Keyword: Mixing, Agitation, Scale up, Sparger position, Mass Transfer

Power consumption and mass transfer volumetric coefficient were measured with several size of mixing vessels and ring spargers. When the large sparger (radius ratio of sparger to impeller ≥ 1.3) was used, the aerated mixing power consumption did not decrease and the suitable position of the sparger was proposed. The action of aerated mixing power was correlated with the ratio of sparger clearance to impeller clearance. In addition, the power consumption and the mass transfer volumetric coefficient in large scale vessels (3m³ and 4m³) were measured to be shown that the mass transfer volumetric coefficient can be correlated with the equation of Sato *et al.*(1989).