

コンケーブタービンと大型リングスパージャーを組み合わせた 気液攪拌槽における所要動力と物質移動

古川陽輝¹・小田英貴¹・賀成莉¹・亀井登²・加藤禎人¹⁺⁺・多田豊¹

¹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

²株式会社ダイセル、944-8550 新潟県妙高市新工町1-1

キーワード：混合、気液攪拌、大型スパージャー、所要動力、物質移動

キャビティが生成しにくいコンケーブタービンと動力低下が少ない翼径より大きな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を測定した。コンケーブタービンと、スパージャー径と翼径の比が1.3以上のスパージャーを組み合わせることで通気動力低下を完全に抑制することができた。さらに、コンケーブタービンを用いた物質移動容量係数も佐藤らの式(1989)で相関できることを示した。

結 言

気液攪拌槽の設計において、無通気時の動力と通気時の動力に大きな差が生ずることは経済的に大きな問題である。つまり、無通気時の攪拌所要動力を基準にしてモーターを選定しなければならないからである。通常のラシュトタービンとシングルスパージャーの組み合わせでは通気時の動力 P_g と無通気時の動力 P_0 の比 P_g/P_0 は0.5以下まで低下することが知られており、それを改善する目的でスカバ翼が開発された(Saito *et al.*,1992)。スカバ翼はあらゆる通気量で P_g/P_0 を1付近に保つことができ非常に効率のよい翼として知られている。この理由は、翼板背面にできるキャビティの生成を防ぐことができ、翼の形状抵抗の減少を抑えることができるからである。ただし、その形状が若干複雑であるため、より容易に制作が可能であるパイプを半分に切断した形状の羽根を持つコンケーブタービンも開発された。これはスカバ翼よりも通気動力の低下を抑えることはできないが、 P_g/P_0 を0.8程度に保つことは可能である(Kagaku Kogaku Binran,1999)。

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、通気動力の低下を防いで良好なガス分散が得られることを示している。さらにその際得られる物質移動容量係数は、Sato *et al.*(1989)の示した $K_L a$ の相関式Eq.(1)で良好に相関できることを示した。

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

さらに Kamei *et al.*(to be published)は、大型リングスパージャーを用いた場合のリングスパージャーの取付け位置やガスの噴出方向を詳細に検討し、その最適な幾何形状を見いだしている。また、Eq.(1)により、数 m^3 レベルへスケールアップした場合にも、良好な相関が得られることを示した。

そこで、本報では動力低下を比較的抑えることができるコンケーブタービンと大型リングスパージャーを組み合わせることで通気攪拌特性を検討し、有用な結果を得たので報告する。

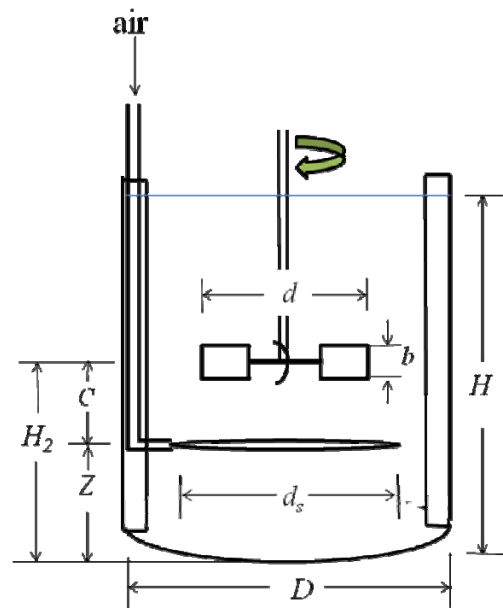


Fig.1 Dimension of mixing vessel



Fig.2 Photograph of concave turbine

1. 実験装置および方法

本実験に用いた攪拌槽の概要を **Figure 1** に、コンケーブタービンの写真を **Figure 2** に示す。攪拌槽は内径 240mm のアクリル樹脂製 10% 皿底円筒槽で、槽径の 1/10 の幅を持つ邪魔板を 4 枚取り付けた標準邪魔板条件とした。液はイオン交換水を用い、液深は槽径と等しくした。攪拌翼は翼径 80mm のラシュトンタービンとコンケーブタービンである。スパージャーは単孔ノズル（シングルスパージャー）と種々の直径のリングスパージャーを用いた。スパージャーのリング径と翼径の比 d_s/d は 0.75, 1.0, 1.3, 1.5 の 4 種

類を用いた。翼の取り付け位置は $H_2/H=0.3$ とし、スパージャー（上方吐出）の取り付け位置は $C/H_2=0.5$ とした。その他の装置条件や攪拌所要動力や物質移動容量係数の測定方法は Kamei *et al.* (2009) と同様であるので省略する。

2. 実験結果と考察

Figure 3 に一般的なラシュトンタービンとコンケーブタービンの動力低下（翼回転数は 360rpm）の比較を示す。前報(Kamei *et al.*, 2009)で報告したとおり、ラシュトンタービンと大型リングスパージャーの組み合わせでかなり動力低下を抑えられているが (Fig.3a)、コンケーブタービンを併用することにより、 P_g/P_0 を 1 付近に保つことができ、完全に動力低下を防ぐことができた (Fig.3b)。さらに通気量が 10L/min 以上の領域でも動力低下を抑えることができている。

最も動力の低下するラシュトンタービンとシングルスパージャーの組み合わせと、動力が低下しないコンケーブタービンと $d_s/d=1.3$ または 1.5 のリングスパージャーを組み合わせた場合の実際の動力の値を比較する。Fig. 3 の P_g/P_0 データに P_0 をかけると通気時の動力 P_g になる。ラシュトンタービンでは $P_0=3.3W$ 、コンケーブタービンでは $P_0=1.5W$ であり、コンケーブタービンの無通気時の動力 P_0 はラシュトンタービンのそれより約半分である。したがって、Fig.3(a)と(b)の比較からラシュトンタービンとコンケーブタービンの通気時の動力は 1.5W 近傍でほぼ同等となる。このことは、モーター選定時かなりのコストダウンにつながることを示している。

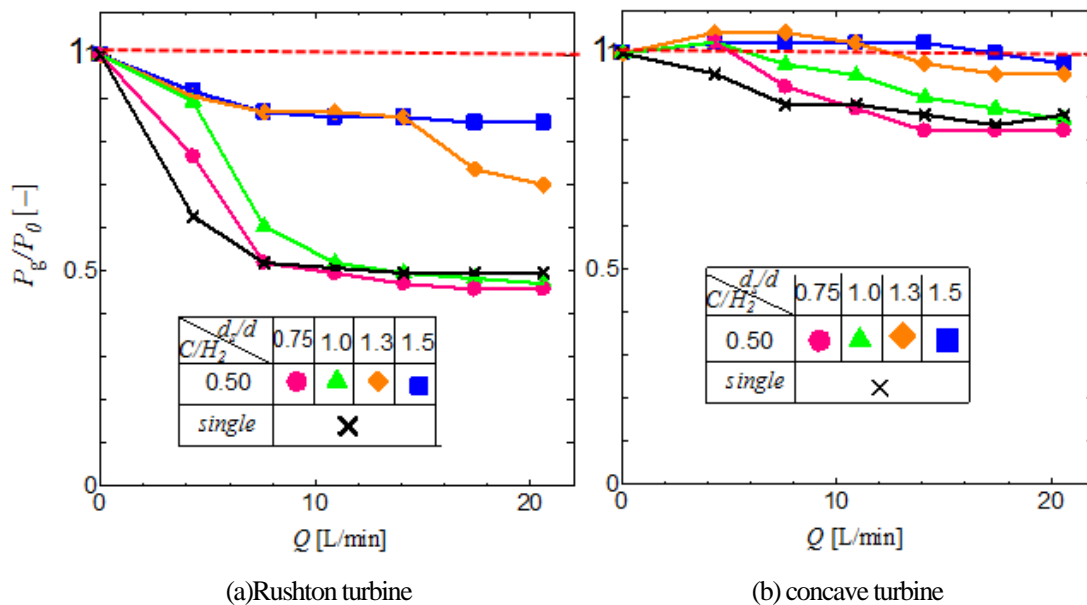


Fig.3 Effect of aeration on power consumption ($n=360\text{rpm}$)

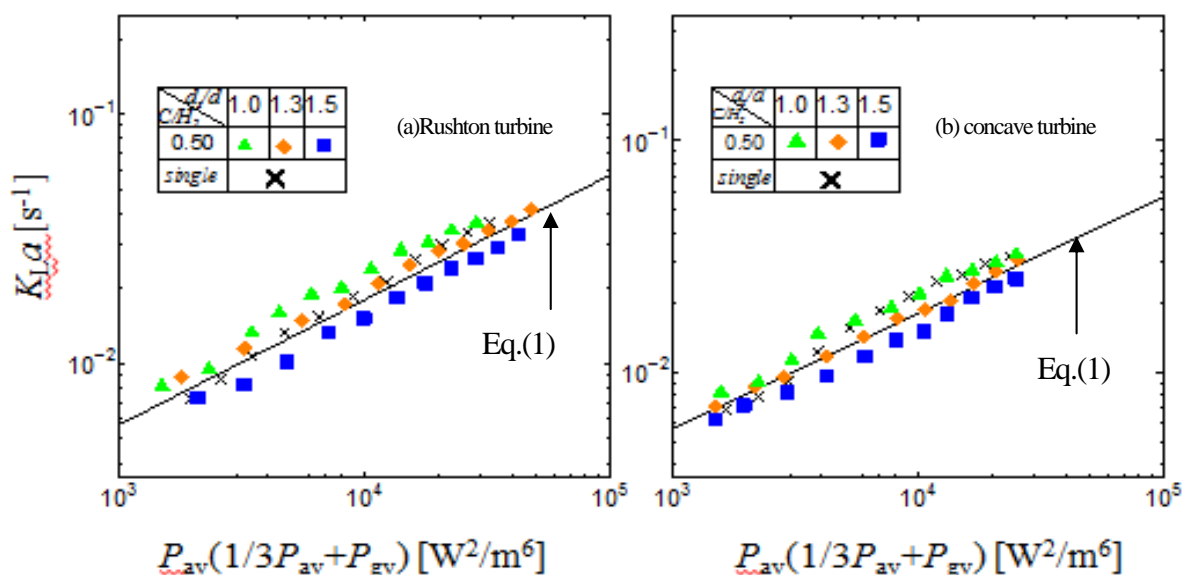


Fig.4 Correlation of mass transfer volumetric coefficient (a)Rushton turbine, (b) concave turbine

Figure 4 にはラシュトンタービンとコンケーブタービンの物質移動容量係数 K_{La} と、佐藤らが示した動力パラメータとの関係を示す。こちらも前報と同様に良好に相関でき、翼形式によらず攪拌所要動力が同じであれば同一の K_{La} が得られることがわかった。

結 論

コンケーブタービンと大型リングスパージャーを組み合わせることにより気液動力の低下を完全に抑制できることが明らかになった。さらに翼形式によらず物質移動容量係数は佐藤らの相関式で推算することが可能であり、その有用性も示された。

Nomenclature

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_{La}	= volumetric gas-liquid mass transfer coefficient	[s ⁻¹]
n	= impeller rotational speed	[s ⁻¹]
N_A	= aeration number ($=Q/nd^2$)	[-]
P_0	= power consumption under no aeration	[W]
P_g	= power consumption under aeration	[W]

P_{av}	= aeration power consumption per unit volume	[W·m ⁻³]
	($=\rho gHQ/V$)	
P_{gv}	= agitation power consumption per unit volume under aeration	[W·m ⁻³]
Q	= gas flow rate	[m ³ · s ⁻¹]
V	= liquid volume	[m ³]
Z	= clearance between vessel bottom and sparger	[m]

Literature Cited

- 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," *J. Chem. Eng. Japan*, **42**, 664-668 (2009)
- Kamei, N., K. Mitsuhashi, E. Oda, H. Furukawa, Y. Kato and Y. Tada; "Scale up and Effect of Sparger Position on Power Consumption and Mass Transfer in Mixing Vessel with Disk Turbine," *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **submitted**
- Saito, F., A.W. Nienow, S. Chatwin and I.P.T. Moore; "Power, Gas Dispersion and Homogenisation Characteristics of SCABA SRGT Rushton Impellers," *J. Chem. Eng. Japan*, **25**, 281-287 (1992)
- Sato, K., H. Shimada and Z. Yoshino; "Gas Absorption Efficiency of Gas-Liquid Constructors with Mechanical Agitation," *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **15**, 733-739 (1989)
- The Society of Chemical Engineers, Japan; *Kagaku Kogaku Binran*, 6th ed., p. 435, Maruzen, Tokyo, Japan (1999)

Power Consumption and Mass Transfer in Gas-Liquid Mixing Vessel with Concave Turbine and Large Ring Sparger

Haruki FURUKAWA¹, Eiki ODA¹, Chengli HE¹,
Noboru KAMEI², Yoshihito KATO¹⁺⁺ and Yutaka TADA¹

1Department of Life and Materials Engineering, Nagoya Institute of Technology, Gokiso-cho, Showa-ku, Nagoya-shi, Aichi 466-8555, Japan

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

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

Keyword: Mixing, Gas-Liquid Mixing, Large Sparger, Power Consumption, Mass Transfer

A gas-liquid mixing vessel without decreasing the power consumption with aeration is very useful. The power consumption and mass transfer volumetric coefficient were measured with mixing vessels having a concave turbine and a large ring sparger. When the concave turbine and the large sparger with the **diameter** of sparger to impeller ≥ 1.3 was used, the aerated mixing power consumption did not decrease. In addition, the mass transfer volumetric coefficient can be correlated with the equation of Sato *et al.*(1989).