

大型翼の攪拌所要動力に対する液高さの影響

加藤禎人^{††}・安井伸浩・古川陽輝・南雲亮

名古屋工業大学 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: 攪拌, 混合, 動力数, 相関式, 大型翼

日本の攪拌機メーカーによって開発された種々の大型2枚パドル翼の攪拌所要動力における液深さの影響を検討した。マックスブレンドおよびフルゾーン翼は翼上端部の高さ b と液面高さ H が同じ程度($H=b$)で操作するよりも液面高さが大きい場合($H=1.3b$ 程度)の方が混合性能が良かった(Kato *et al.*, 2015)。そこで、前報(Kato *et al.*, 2012)で提案した動力相関式を修正し、液面が変化した場合にも対応可能な動力相関式を作成した。

緒 言

攪拌翼には非常に多くの種類が存在するが、1980年代後半から1990年代前半にかけて日本の攪拌機メーカーが開発したFigure 1に示すマックスブレンド(住友重機械プロセス機器(株))、フルゾーン(株)神鋼環境ソリューション)およびスーパーミックス MR205(佐竹化学機械工業(株))などの大型2枚パドル翼と呼ばれる攪拌翼は化学品メーカーだけでなく食品メーカーでも多くの実績を上げ、非常に有用な翼として認知されている。近年、筆者らの研究(Kato *et al.*, 2015)において、これらの攪拌翼のうちマックスブレンドおよびフルゾーンは、Figure 2に示すように液面高さが高い方が混合性能が良いことが判明している。また、メーカーによっては生産量の増減により、常に一定の容量で生産可能であるとは言えない。筆者らの提案した大型翼の相関式(Kato *et al.*, 2012)は亀井ら(Kamei *et al.*, 1996)および平岡ら(Hiraoka *et al.*, 1997)の提案した動力相関式を基本にしており、液深さが変化しても動力相関が可能になっているが、大型翼に限ってはメーカーの

標準サイズの攪拌翼を使用し、液深さ=槽径という寸法比を固定して相関式を作ったため、実際には液深さを変化させたデータを採取してはいない。それは、当時、攪拌翼全体が液に浸かっていない状態や必要以上に液面が高い状態は翼の性能が発揮できないだろうという認識だったため、そのような偏った液深の条件では運転・操作されないだろうという先入観があったからである。また、3種の攪拌翼の動力数をまとめて一つの式で相関しようという考えもあったからである。Figure 2に示すように液面が高い条件の方が、性能が良好であるという結果が出た以上、その条件の動力相関も必要であることは明らかである。そこで、前報で提案したTable 1の相関式で $H=1.3D$ という条件の動力数を計算したところ、乱流域において液深さが大きいほど動力数が低下するという結果になった。(ここで、要旨では $H=1.3b$ の記述してあるところ、本文では $H=1.3D$ となっているのは標準型のマックスブレンドやフルゾーンでは結果的に $b \approx D$ という設計になっているからである。)これでは事実と反するので(Hiraoka *et al.*, 1997)、本報で

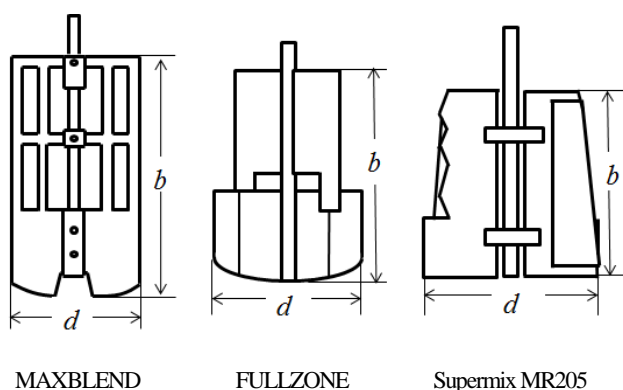


Fig.1 Schematic diagram of large paddle impellers

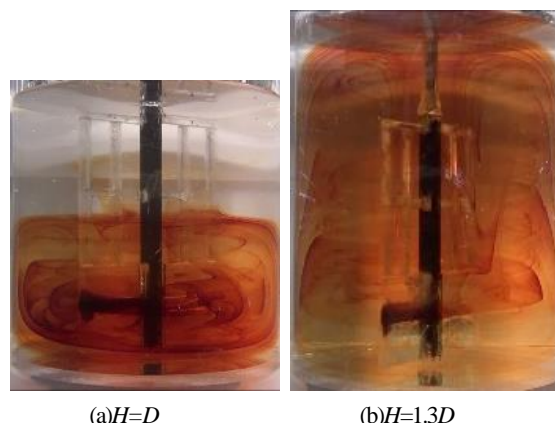


Fig.2 Streak line of Maxblend impeller

はその不具合を訂正すべく、種々の液深さで正確な動力数を計算可能な相関式を再構築することにした。

Table 1 Correlation for large paddle impellers (Kato *et al.*, 2012)

Unbaffled condition

$$N_{P0} = \{[1.2\pi^4\beta]/[8d^3/(D^2H)]\}f$$

$$f = C_L/Re_G + C_t\{[(C_w/Re_G) + Re_G]^{-1} + (f_{cz}/C_t)^{1/m}\}^m$$

$$Re_d = nd^2\rho/\mu$$

$$Re_G = \{[\pi\eta\ln(D/d)/(4d/\beta D)]Re_d$$

$$C_L = 0.215\eta_p(d/H)[1-(d/D)^2] + 1.83(b/H)(\eta_p/2)^{1/3}$$

$$C_t = [(1.1X^{2.5})^{-7.8} + (0.25)^{-7.8}]^{-1/7.8}$$

$$m = [(0.71X^{0.373})^{-7.8} + (0.333)^{-7.8}]^{-1/7.8}$$

$$C_{tr} = 1000(d/D)^{-3.24}(b/D)^{-1.18}X^{-0.74}$$

$$f_{cz} = 0.0151(d/D)C_t^{0.308}$$

$$X = \eta_p^{0.7}b/H$$

$$\beta = 2\ln(D/d)/[(D/d)-(d/D)]$$

$$\gamma = [\eta\ln(D/d)/(\beta D/d)^5]^{1/3}$$

$$\eta = 0.711\{0.157 + [\eta_p\ln(D/d)]^{0.611}\}/\{n_p^{0.52}[1-(d/D)^2]\}$$

Baffled condition

$$N_P = [(1+x^3)^{-1/3}]N_{Pmax}$$

$$x = 3.0(B_w/D)\eta_p^{0.8}/N_{Pmax}^{0.2} + N_{P0}/N_{Pmax}$$

Fully baffled condition

$$N_{Pmax} = 5.0(b/d)^{0.75}$$

Table 2 Geometry of large paddle impellers

Impeller	d[m]	b[m]	
MAXBLEND(MB)	0.098	0.180	MB(1)
	0.129	0.180	MB(2)
FULLZONE(FZ)	0.112	0.159	FZ(1)
	0.113	0.186	FZ(2)
Supermix MR205	0.132	0.140	MR205(1)
	0.130	0.151	MR205(2)

1. 実験方法

使用した攪拌槽はアクリル樹脂製の平底円筒槽と 10%皿底円筒槽であり、その内径 D は 0.183m とした。Figure 1 に各幾何形状の記号を示し、Table 2 に翼の寸法を示した。邪魔板幅 B_w は内径 D の 10% とし、槽上部から槽底部までとした。使用した液はイオン交換水および種々の粘度に調製した水飴水溶液である。粘度お

よび密度を Table 3 に示す。

Table 3 liquid properties

liquid	ρ [kg · m ⁻³]	μ [Pa · s]
desalted water	998	0.00106
starch syrup solution	1097	0.00249
	1143	0.00421
	1173	0.00782
	1231	0.0150
	1269	0.0475
	1307	0.178
	1336	0.620

液高さは翼が液面から露出する条件から、翼高さのほぼ 1.5 倍の液面まで $HD=0.8, 1.0, 1.2, 1.3, 1.5$ と幅広く変化させた。さらに、 $HD=0.6$ 以下の液深では測定に有効な回転数が危険領域になり、軸ブレが発生し、シャフト及びトルクメーター破損の恐れがあるため実験を中止した。また、槽底形状で皿底槽と平底槽の 2 つを検討した理由は以下の通りである。これらの大型翼は攪拌機メーカーが作成するため、ほぼすべてが実機仕様の皿底槽で使用される。一方、実験室レベルでは平底槽の仕様が多いため、スケールアップを検討する場合、皿底・平底両者の動力特性を知る必要があるからである。皿底槽に関する大型翼の相関式は Furukawa *et al.*, (2013) にも示されているが、この場合も液高さの考慮がなされていなかったので修正の必要がある。

攪拌所要動力は、最も一般的な軸トルク測定法を用い、使用したトルクメーターは SATAKE ST-3000 である。攪拌所要動力はその平均トルクを用いて $P=2\pi nT$ で求めた。

2. 結果と考察

Table 1 の動力相関式を使用したとき、式中に液高さ H が導入されているのにもかかわらず、液面変化に対応できていなかったのは、乱流項に含まれる C_t に関する式の中の相似パラメータ X ($=\eta_p^{0.7}b/H$) の指数が 2.5 とパドル翼に関する指数 1.19 に対して非常に大きいからだと考えた。この指数は実験データから経験的に決定される数値であるが、前報では液面を $HD=1$ と固定し、変化させずにすべての翼に対して一致するよう決定されていたからである。邪魔板有りの式中 x の項への HD の導入は過去の著者らの他の翼の式と同様な考え方である。

そこで、本研究で液面を種々変化させて C_t を算出したところ、

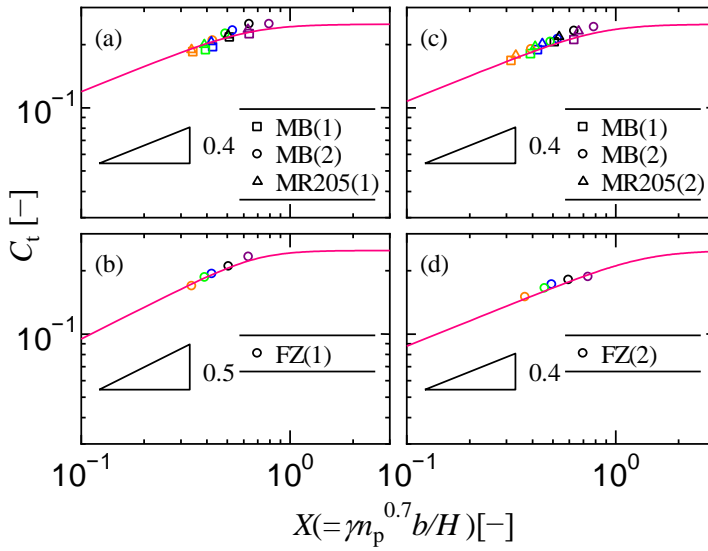


Fig.3 Correlation of turbulent parameter C_t
(a),(b):with flat bottom,(c),(d):with dish bottom

Figure 3 に示すような相関となり、 X の指数が 2.5 よりも小さい 0.4 が得られた。さらに、 m の値も **Figure 4** に示すように飽和値の 1/3 と見なしてもいいことがわかった。また、邪魔板条件におけるパラメータ x の項にもパドル翼の相関同様 H/D を追加することにより、液高さに対応できるようになった。さらに完全邪魔板条件の定数項も、より多くの攪拌翼の幾何形状で測定データを増やした結果、5.8 となった。修正した相関式を **Table 4** に示す。

Table 4 New correlation for large paddle impellers with flat bottom

Unbaffled condition

$$N_{P0} = \{[1.2\pi^4\beta^2]/[8d^5/(D^2H)]\}f$$

$$f = C_L/Re_G + C_t\{[(C_w/Re_G) + Re_G]^{-1} + (f_{\infty}/C_t)^{1/m}\}^m$$

$$Re_d = nd^2\rho/\mu$$

$$Re_G = \{[\pi\eta\ln(D/d)]/(4d/\beta D)\}Re_d$$

$$C_L = 0.215\gamma n_p(d/H)[1-(d/D)^2] + 1.83(b/H)(n_p/2)^{1/3}$$

$$C_t = [(0.3X^{0.4})^{-7.8} + (0.25)^{-7.8}]^{-1/7.8} \quad \dots \quad (a)$$

$$m = 0.333$$

$$C_{tr} = 1000(d/D)^{-3.24}(b/D)^{-1.18}X^{0.74}$$

$$f_{\infty} = 0.0151(d/D) C_t^{0.308}$$

$$X = \gamma n_p^{0.7} b/H$$

$$\beta = 2\ln(D/d)/[(D/d)-(d/D)]$$

$$\gamma = [\eta\ln(D/d)/(\beta D d^5)]^{1/3}$$

$$\eta = 0.711\{0.157 + [n_p\ln(D/d)]^{0.611}\}/\{n_p^{0.52}[1-(d/D)^2]\}$$

Baffled condition

$$N_P = [(1+x^3)^{-1/3}]N_{P_{\max}}$$

$$x = 3.5(B_w/D)n_B^{0.8}(H/D)N_{P_{\max}}^{0.2} + N_{P0}/N_{P_{\max}}$$

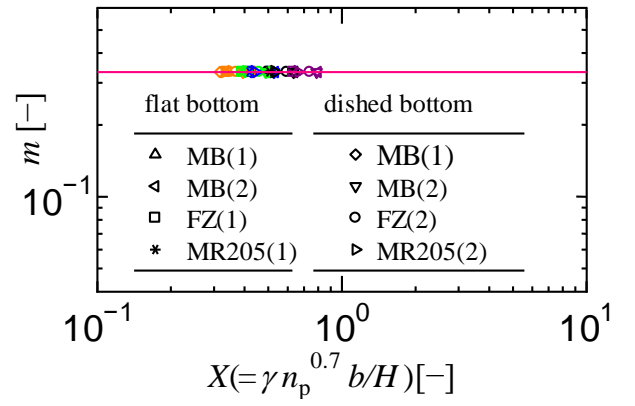


Fig.4 Correlation of parameter m

Fully baffled condition

$$N_{P_{\max}} = 5.8(b/d)^{0.75}$$

また、前報(Kato *et al.*, 2012)ではすべての攪拌翼で同一の相関式としていたが、実験を進めるうちに実験値と推算値が合わない条件が出てきたため、フルゾーンの相関式は別にした。さらに、皿底槽と平底槽でも動力数に差が発生したため、槽底形状についても相関式は別とした。その結果、**Table 4** 中の乱流項に対する式(a)は以下のように設定するとより精度の良い相関式になることがわかった。

(1)平底槽

- ・マックスブレンドおよびMR205

$$C_t = [(0.3X^{0.4})^{-7.8} + (0.25)^{-7.8}]^{-1/7.8} \quad (1)$$

- ・フルゾーン

$$C_t = [(0.3X^{0.5})^{-7.8} + (0.25)^{-7.8}]^{-1/7.8} \quad (2)$$

(2)皿底槽

- ・マックスブレンドおよびMR205

$$C_t = [(0.27X^{0.4})^{-7.8} + (0.25)^{-7.8}]^{-1/7.8} \quad (3)$$

- ・フルゾーン

$$C_t = [(0.22X^{0.4})^{-7.8} + (0.25)^{-7.8}]^{-1/7.8} \quad (4)$$

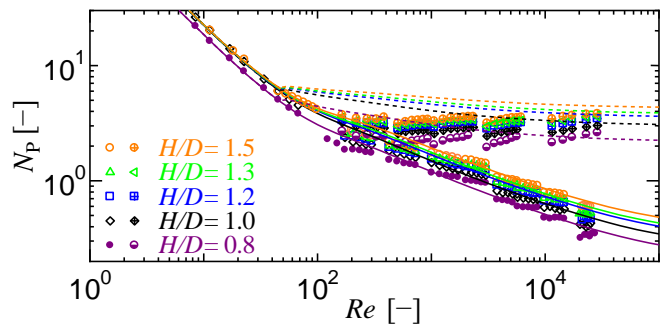


Fig.5 Power correlation of MAXBLEND(MB(2); flat bottom)

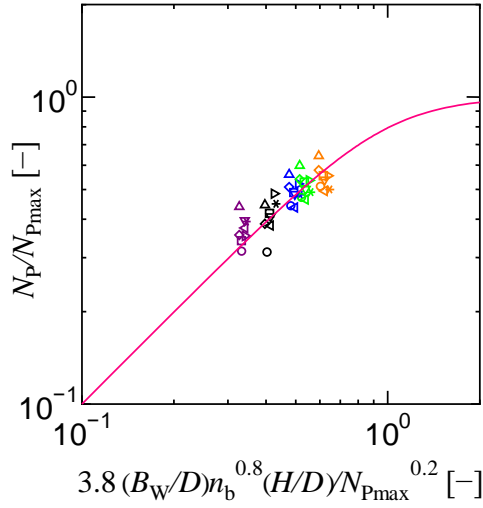


Fig.6 Correlation of parameter N_p/N_{pmax}
The symbols are the same as in Fig.4.

攪拌翼全体が液に浸かっている状態での操作は層流域では液

深によらず一定の動力数を示したが、翼が液面から露出する場合は動力数が小さくなる。したがって、翼が液に浸かっている翼幅を見かけの翼幅として相関式に代入すれば実測値と良い一致を示した。

邪魔板ありの場合の動力数の相関式を修正した結果、その定数項は3.5 となり、相関結果を **Figure 5** に示した。攪拌レイノルズ数が1 万以上の時は十分実験値を表現しているといえるが、攪拌レイノルズ数が低くなってくると相関線の方がかなり上方に位置し、邪魔板無し(実線)と邪魔板あり(点線)の相関線の分岐点がかんり低レイノルズ数側に存在する。これでは大型翼の特徴を表しているとは考えにくいため、邪魔板付きにおける動力数はレイノルズ数に因らず一定とみなした。つまり、邪魔板無しの動力数 N_{p0} の加算を省略することにした。そして、あらためて x の式を

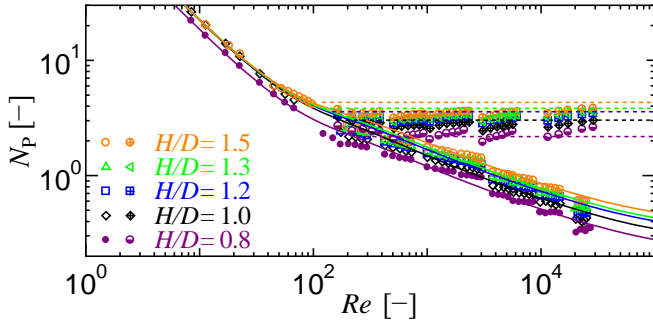


Fig.7 Power correlation of MAXBLEND(MB(2):flat bottom)

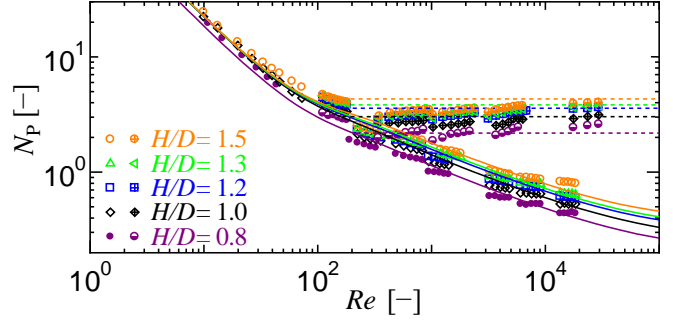


Fig.10 Power correlation of MAXBLEND(MB(2):dished bottom)

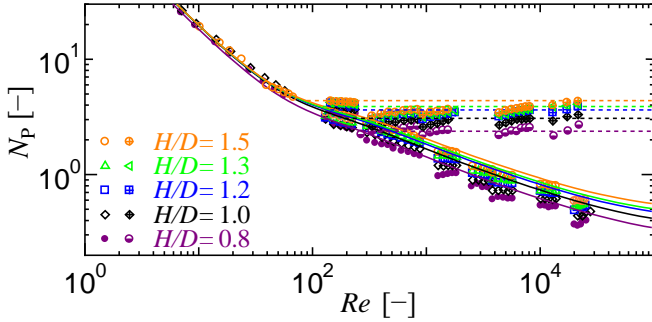


Fig.8 Power correlation of FULLZONE(FZ(1):flat bottom)

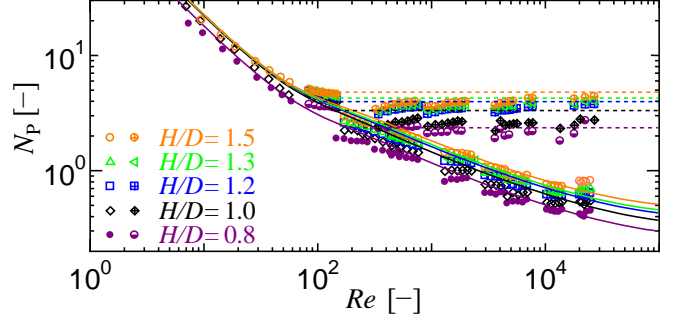


Fig.11 Power correlation of FULLZONE(FZ(2):dished bottom)

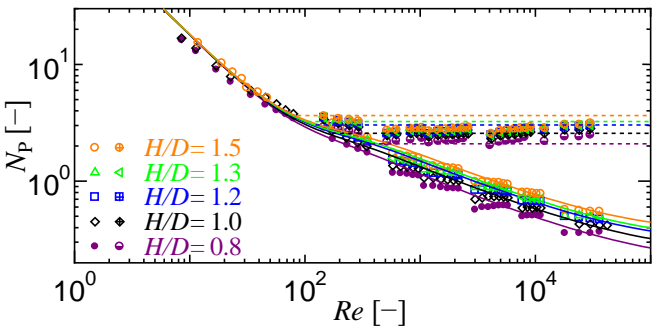


Fig.9 Power correlation of Supermix MR205
(MR205(1):flat bottom)

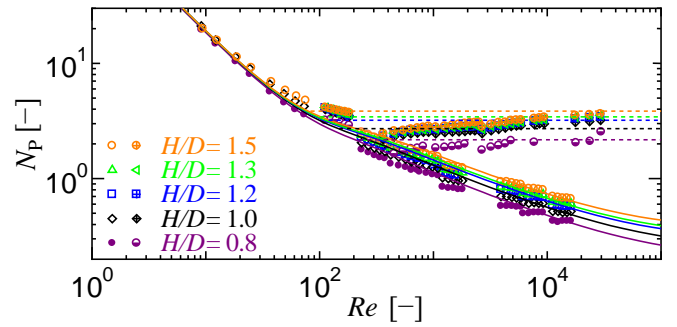


Fig.12 Power correlation of Supermix MR205
(MR205(2):dished bottom)

相関し直した結果, **Figure 6** が得られ, 定数項は 3.8 となった.

つまり, 邪魔板ありの動力数は次式で計算される.

$$N_P = [(1+x^3)^{-1/3}] N_{P_{\max}}$$

$$x = 3.8 (B_w/D) n_B^{0.8} (H/D) N_{P_{\max}}^{0.2} \quad (5)$$

最終的に得られた相関式で 3 種の翼の動力相関した例を, 平底については **Figures 7,8,9** に示し, 皿底については **Figures 10,11,12** に示した. いずれも実用上問題ない精度で相関できていると考えられる. なお, 実線が邪魔板無し、点線が邪魔板有りの相関線である。

結 言

日本の攪拌機メーカーによって開発された代表的な 3 種の優れた攪拌翼の動力相関式を液面変化および槽底形状変化に対応可能のように修正した. これにより大型翼を操作する上で必要な動力のデータをより推算しやすくなり, 操作の幅を広げることが可能になったと考えられる.

Nomenclature

b	= height of impeller blade	[m]
B_w	= baffle width	[m]
C	= clearance between bottom and impeller	[m]
D	= vessel diameter	[m]
d	= impeller diameter	[m]
H	= liquid depth	[m]
N_P	= power number ($=P/\rho n^3 d^5$)	[—]
N_{P0}	= power number at non-baffled condition	[—]
$N_{P_{\max}}$	= power number at fully baffled condition	[—]

n	= impeller rotational speed	[s ⁻¹]
n_B	= number of baffle plate	[—]
n_p	= number of impeller blade	[—]
P	= power consumption	[W]
Re_d	= impeller Reynolds number ($nd^2\rho/\mu$)	[—]
T	= shaft torque	[N · m]
μ	= liquid viscosity	[Pa · s]
ρ	= liquid density	[kg · m ⁻³]

Literature Cited

- Furukawa, H., Y. Kato, T. Kato and Y. Tada; “Power Correlations and Mixing Patterns of Several Large Paddle Impellers with Dished Bottom,” *J. Chem. Eng. Japan*, **46**, 255–261 (2013)
- Hiraoka, S., N. Kamei, Y. Kato, Y. Tada, H. G. Chun and T. Yamaguchi; “Power Correlation for Pitched Blade Paddle Impeller in Agitated Vessels With and Without Baffles,” *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **23**, 969–975 (1997)
- Kamei, N., S. Hiraoka, Y. Kato, Y. Tada, H. G. Chun, Y. S. Lee, T. Yamaguchi and S. T. Koh; “Note on Effect of Liquid Height on Power Consumption in a Non-Baffled Agitated Vessel,” *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **22**, 687–690 (1996)
- Kato, Y., A. Obata, T. Kato, H. Furukawa and Y. Tada; “Power Consumption of Two-Blade Wide Paddle Impellers,” *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **38**, 139–143 (2012)
- Kato, Y., Y. Inoue, M. Hiramatsu and S. Ohtani; “Mixing Mechanism of Large Paddle Impeller Based on Streak Line Observation,” *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **41**, 11–15 (2015)

Effect of Liquid Height on Power Consumption of Two-Blade Wide Paddle Impeller

Yoshihito KATO^{††}, Nobuhiro YASUI, Haruki FURUKAWA and Ryo NAGUMO

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

Keyword: Mixing, Agitation, Power Number, Correlation, Wide Paddle Impeller

The power consumption of several wide paddle impellers developed by mixer companies in Japan was measured over a wide range of Reynolds number, from laminar to turbulent flow regions. We must study the effect of liquid height on the power consumption of wide paddle impellers, because the mixing performance of wide paddle impellers (Maxblend and Fullzone) with H

(liquid height) = $1.3b$ (blade width) was better than that with $H = b$ (Kato *et al.*, 2015). The power consumption of some wide paddle impellers examined could be correlated by using author's expressions (Kato *et al.*, 2012) with the coefficients modified in this work under wide range of liquid level.