

新型大型2枚パドル翼GD220の開発と性能評価

高橋理輝¹・岩田真依¹・古川陽輝¹・加藤禎人¹⁺⁺
加藤好一²・根本孝宏²・吾郷健一²・高承台³

1 名古屋工業大学 生命・応用化学科, 〒466-8555 愛知県名古屋市昭和区御器所町

2 佐竹マルテミクス(株), 〒335-0021 埼玉県戸田市新菅66

3 韓国東洋大学校 生命化学工学科, 〒750-711 韓国慶北榮州市豊基邑校村洞1

キーワード: 混合, 攪拌, 動力相関, 新型翼, 通気攪拌

通気攪拌用の大型2枚パドル翼GD220を開発し, 攪拌所要動力, 混合時間, 通気動力を測定することによってその性能を評価した. GD220の動力数は, 既存の大型パドル翼よりも小さく, 同一の単位体積当たりの攪拌所要動力であれば回転数を増加させることが可能である. 混合性能は同社の類似の大型パドル翼MR203と同等の性能だった. また, 翼先端を後退させ, 切り抜きを設けているため, 通気攪拌の際, キャビティを形成しにくくなり, 通気動力が低下しないことが分かった.

緒 言

気液攪拌槽の操作特性に関する論文は極めて多い. とくに, Rushton タービン翼に関する無通気時の動力と通気時の動力に大きな差が生ずる(約半減)ことは古くから知られている大きな問題である. つまり, 攪拌モーターは無通気時の動力基準で決定されるため, 通常運転時の2倍の動力基準で選定されなければならない. ゆえに, その分設備コストが高くなる. その対策として攪拌羽根にラージキャビティの形状を模した Scaba 翼(Saito *et al.*,1992) やコンケーブタービンなどが開発され, 動力低下対策がなされている. しかしながら, 通気攪拌の場合, 気体の滞留時間を大きくする狙いで槽径に対し液深を大きくする傾向があるため, 多段翼を使用するケースも多々ある. ただし, 多段翼を使用すると翼間距離が漸微している場合, 混合不良が生じ槽内が均一になっているとはいえず, 完全混合の仮定が崩れることになる. したがって, 槽内全体を短時間で均一化することが可能な大型翼の使用が考えられる.

これまでの報告では, 気液攪拌の標準翼として使用されてきた Rushton タービン翼に関するものがほとんどである. 一方, 日本のメーカーが開発した2枚大型パドル翼に関する報告例も多くなってきた. ただし, マックスブレンド(MB)やフルゾーン(FZ)など大型攪拌翼を用いた気液攪拌の場合は自由表面からの表面吸収に関するもの(Yatomi *et al.*,2007)が多く, 通気時に関するものは多くない(Dohi *et al.*,2006). Aida and Shono(2014)が通気時の動力相関式を示しているが, 式の形状から大型翼で動力低下が起きるかどうか

かの判断はしにくい. 察するに, 底面から通気する場合, これらの翼は板型の翼であり, 気泡が翼で保持されることがなく, いわゆる素抜け状態になってしまうという杞憂から Rushton タービン翼が通気攪拌の標準翼とされていると考えられる.

しかしながら, 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. これは, 通気動力の低下は, 翼背面に気泡が保持されて動力低下につながるラージキャビティが原因であるので, それを発生させないようにするという発想である. その際得られる物質移動容量係数 K_{La} は, Sato *et al.*(1989)の示した空気-水系で測定された K_{La} の相関式 Eq.(1)で良好に相関され, 必ずしも翼のディスク部で気泡を保持する必要は無いことを示したものである.

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

さらに, Furukawa *et al.*(2017)は, 気泡を保持するディスクを持たない攪拌翼のうち混合性能が良いとされる大型2枚パドル翼を通気攪拌槽に用いても一定の成果が得られるだろうと考え, 大型2枚パドル翼の通気動力低下がどの程度であるか, さらにフラッディングからローディングまで表現できる Eq.(1)が大型翼でも成立するかどうかを検討し, 大型2枚パドル翼の通気動力における有用性を示し, 低粘度の流体の気液攪拌の時, 単位体積当たりの攪拌所要動力を同じにすることで, 翼の種類によらずほぼ同じ K_{La} が得られることを示した. しかしながら, 市販されている大型2枚パドル翼は格子状部分の存在, 2段翼で位相差の存在, 補助翼の存在が翼形状を複雑にし, 洗浄の困難さやコストの増大な

どを招き中小企業にとってはそれが大きな問題となることがある。そこで、佐竹マルチミクス(株)は大型2枚パドル翼の中でも比較的形狀が簡単な同社のスーパーミックス MR203 をベースにし、通気攪拌、あるいは液表面からのガス吸収を目的とした大型2枚パドル翼 GD220 を開発した。

攪拌槽を設計する際に最も重要なことは攪拌所要動力を把握することである。均相系だけでなく気液系攪拌においても、攪拌所要動力が把握できていないと、モーターの選定根拠が不明となるだけでなく、その流体が与えられた設計仕様で混合可能かどうかの判断根拠も不明となるからである(Kato *et al.*, 2009,2010)。亀井・平岡らによって開発された攪拌所要動力の相関式(Kamei *et al.*, 1995a, 1996; Hiraoka *et al.*, 1997)は、マックスブレンド、フルブーン、スーパーミックス MR205 などの大型翼(Kato *et al.*, 2012)に対して広いレイノルズ数範囲で適用できることが筆者らの検討により明らかになってきた。そこで本報でも、GD220 の攪拌所要動力の相関式はこれらの相関式をベースにして検討する。

また、混合特性、通気動力特性はベース翼である MR203 と低コストの代表翼であるピッチドパドル翼と実験的に比較検討し、優れた特性を持つことを見出したのでここに報告する。

1. 実験装置および方法

1.1 攪拌所要動力

実験装置概略図を Figure 1 に示す。攪拌槽は槽径 $D=0.18\text{m}$ のアクリル樹脂製平底円筒槽である。液高さ H と槽径 D の比 $H/D=0.8-1.5$ で検討した。動力相関式を作るための GD220 の翼径 d は $0.120-0.139\text{m}$ 、翼高さ b は $0.148-0.203\text{m}$ の5種類を用いた。攪拌翼は翼の下部先端が槽底面のわずかに上方になるように設置した。槽底から翼中心までの距離 C と液高さ H の比 $C/H=0.5$ に設置した。邪魔板幅は槽径の $1/10$ の幅である $B_w=0.018\text{m}$ 、邪魔板枚数 $n_B=4$ の標準邪魔板条件とした。攪拌翼 GD220 は、3D プリンターで成形した。攪拌液には種々の粘度に調整した水あめ水溶液を用いた。攪拌所要動力 P は、トルクメーター SATAKE ST-3000 で軸トルクを測定し、その平均トルク T を用いて $P=2\pi nT$ で求めた。

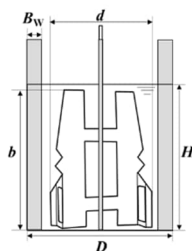


Fig. 1 Schematic diagram of mixing vessels

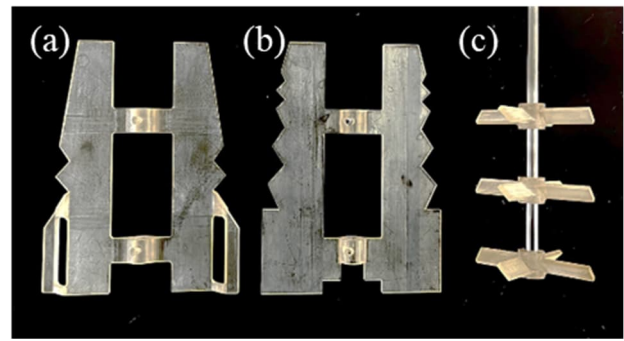


Fig.2 Photograph of (a)GD220 (b)MR203 (c)3stages pitched paddle

Table 1 Geometry of impellers in Fig.2

	d [m]	b [m]	B_w [m]
(a)	0.13	0.166	0.018
(b)	0.12	0.166	0.018
(c)	0.075	0.010	0.018

1.2 混合性能

混合性能は、混合時間と翼回転数の積である無次元混合時間 $n \cdot t_m$ により評価した。攪拌槽の寸法は動力測定時と同じものを用い、攪拌翼には Figure 2 に示す GD220 ($d=0.13\text{m}$)、MR203 ($d=0.12\text{m}$)、そして、GD220 と同様の動力特性を示す傾斜角 $\theta=45^\circ$ の3段ピッチドパドル翼 ($d=0.075\text{m}$) を用いた。また、Table 1 に GD220、MR203、3段ピッチドパドル翼の寸法を示す。そして、GD220 と MR203 は槽底から翼中心までの距離 C と液高さ H の比 $C/H=0.5$ に設置し、3段ピッチドパドル翼は3段の翼が液高さを等分するように設置した。邪魔板条件は、邪魔板幅 $B_w=0.018\text{m}$ の邪魔板枚数 $n_B=4$ とした。混合時間の測定および混合過程の観察には最も一般的なヨウ素-ヨウ化カリウム水溶液とチオ硫酸ナトリウム水溶液を用いた脱色法を使用した。

1.3 通気動力

実験装置については、混合時間測定に用いたものと同じとした。ただし、 $H/D=1.1$ とし、邪魔板条件を邪魔板幅 $B_w=0.018\text{m}$ 、邪魔板枚数 $n_B=2$ とした。また、邪魔板の背面に設置した配管を通してシングルスパージャーを槽底に設置し、槽下部中央から通気した。各攪拌翼の通気動力は、 $P_0(1.9 \times 10^3 \text{W} \cdot \text{m}^{-3})$ を一定にした場合と回転数(310rpm)を一定にした場合で比較した。通気量 Q については、以下のとおりである。 P_0 を一定にした場合、 $Q=2.9 \times 10^5 \sim 5.1 \times 10^4 \text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ であり、回転数を一定にした場合、GD220 および MR203 は、 $Q=2.9 \times 10^5 \sim 5.1 \times 10^4 \text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ 、3段ピッチドパドル翼は、 $Q=2.9 \times 10^5 \sim 2.7 \times 10^4 \text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ である。そして、攪拌液には水道水を使用した。

Table 2 Power correlation of GD220 impeller

Non-baffled condition

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

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

$$Re_a = d^2 n_p / \mu$$

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

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

$$C_t = \{ (0.16X^{0.60})^{-7.8} + (0.25)^{-7.8} \}^{-1/7.8}$$

$$m = 0.27$$

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

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

$$X = \eta n_p^{0.7} b^{1.6} / H$$

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

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

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

Baffled condition

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

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

$$N_P (GD220) = N_P - 0.1 N_P^{1.6}$$

Fully baffled condition

$$N_{Pmax} = 4.1 (b/d)^{0.40}$$

2. 実験結果と考察

2.1 GD220 の攪拌所要動力

GD220 は MR203 の形状に似ていることから、MR203 の相関式を基準にすることにした。MR203 の相関式をそのまま適用したところ、乱流域における相関値は実験値より大幅に大きくなったので乱流項のパラメータ C_t , m , 完全邪魔板条件の動力数 N_{Pmax} を **Table 2** に示すように修正した結果、**Figure 3** に示したように非常に良い相関が得られた。しかし、邪魔板条件の動力数の相関には以下の注意が必要だった。

邪魔板条件の動力数 N_P を相関するために、まず、完全邪魔板条件の動力数 N_{Pmax} を修正することを試みた。本来大型 2 枚パドル翼は皿底槽で使用する場合、槽底すれすれに翼下端を設置することが多いため、今までの大型翼の完全邪魔板条件の動力数は槽底に翼を設置した条件でのみで測定されてきた。パドル翼では邪魔板ありの場合、翼取付位置によって動力数が変化することは知られているが、槽底近傍で翼を取り付けたときの動力数は液高さの中央に翼を取り付けた時の動力数とほぼ等しいことも知られて

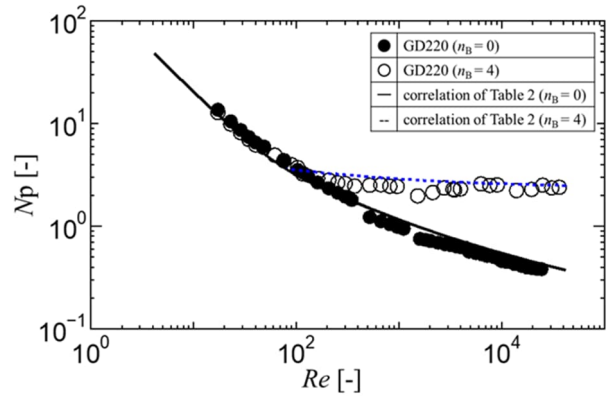


Fig.3 Power correlation of GD220 ($d=0.130$ m, $b=0.166$ m)

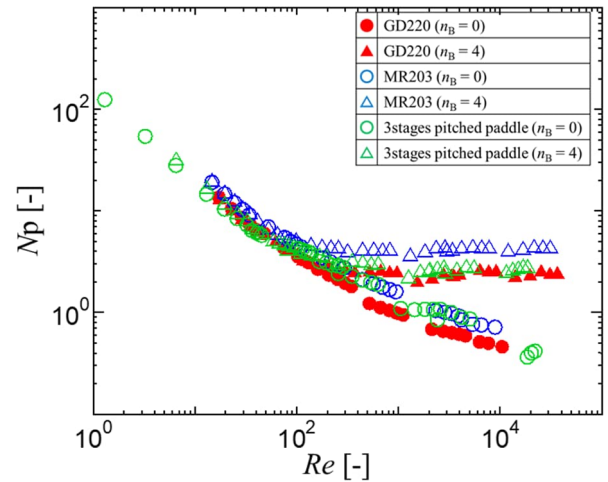


Fig.4 Effect of Reynolds number on power number

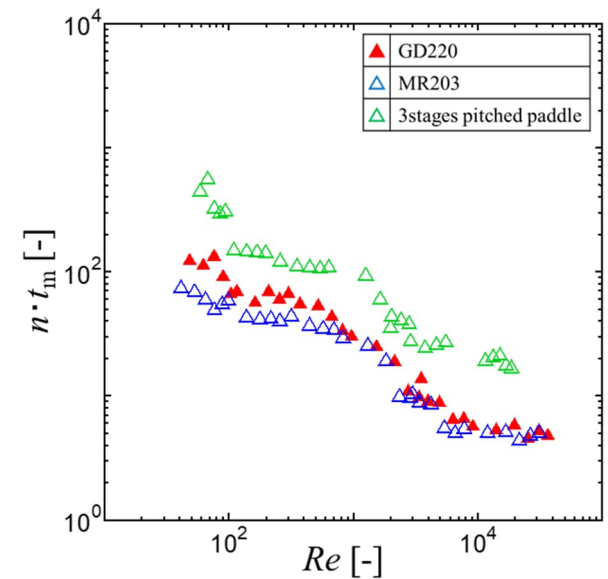


Fig.5 Comparison of nondimensional mixing time

いる(Kamei *et al.*, 1995b). その一方で HB 翼の動力数は槽底付近の動力数は槽底から浮かせた時の動力数より小さいことが報告されている(Kato *et al.*, 2015). そのため MR203 の動力数を槽底から離して測定したところ大きな動力数を示した。GD220 は気液系での使用が想定されるためスパージャーを槽底に設置したときは翼下端と槽底の距離が離れることになる。したがって、完全邪魔板条件の動力数は HB 翼の考え方(Kato *et al.*, 2015)が必要になる。

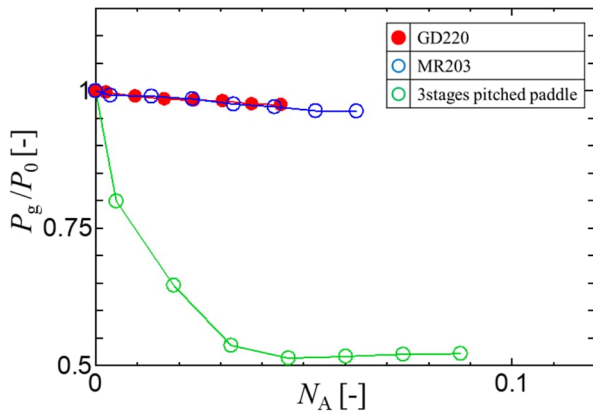


Fig.6 Effect of aeration on power consumption in air-water system ($P_{v0} = 1.9 \times 10^3 \text{ W/m}^3$)

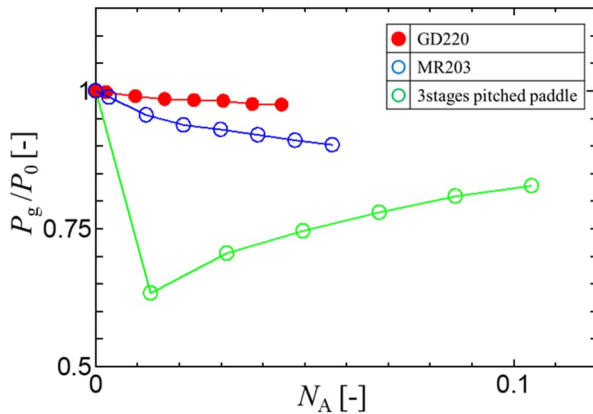


Fig.7 Effect of aeration on power consumption in air-water system ($n = 5.2 \text{ s}^{-1}$)

つまり、完全邪魔板条件の動力数の定義に立ち返り、あくまでその翼が発揮する最大の動力数を N_{Pmax} とし、邪魔板ありの動力数は翼取り付け高さも考慮に入れることにより調整することにした。つまり、具体的には N_{Pmax} の値は、翼を槽底付近に設置した場合 3.3 と、槽中央に設置した場合 4.4 と 2 種類あることになってしまうため、今までの大型翼の相関式と同じとした場合は槽底近傍で測定された N_{Pmax} を使用し、スパージャー設置を考慮した場合の邪魔板付きの動力数は、翼取付位置による動力の違いを考慮した HB 翼の考え方をを用いて、GD220 翼の動力数を $N_P(\text{GD220})$ とした。

2.2 GD220 の混合性能

Figure 4 に比較対象にした 3 種の翼の動力線図を示す。汎用翼の代表の 3 段ピッチドパドル翼は動力線図が GD220 と一致する幾何形状とした。Figure 5 に 3 種の翼の無次元混合時間 $n \cdot t_m$ と Re 数の関係をまとめた。GD220 は MR203 より若干劣るが、ほぼ同レベルの無次元混合時間であり、混合可能な Re 数範囲もほぼ同じであった。一方、3 段ピッチドパドル翼は、他 2 つの大型翼に比べてやはり混合時間が長いことが分かった。

2.3 GD220 の通気動力

通気時の動力 P_g と無通気時の動力 P_0 の比 P_g/P_0 と通気流量数 N_A の関係を Figure 6 (P_v 一定)、Figure 7 (n 一定) に示す。その結果、GD220 は通気流量によらずほとんど通気動力は低下しなかった。これは当初の予想通り、緒言で述べた通りキャビティが生成されにくい大型翼特有の性能が発揮されたことと、翼先端部の切り抜きの影響と考えられる。つまり、Fig. 6 では MR203 と GD220 の動力低下は同程度であるのに対して、Fig. 7 では MR203 の方が動力低下が大きい。これは、次のように考えられる。GD220 の回転数は、Fig. 6 と 7 ではともに 5.2 s^{-1} であるが、MR203 の回転数は Fig. 6 の場合は 4.7 s^{-1} である。つまり、翼回転数が大きくなると、MR203 は通気量と回転数の相対的關係で回転数が大きくなり、キャビティができやすくなる条件となり、動力の低下度が大きくなるからである。一方で、GD220 は切り抜きの影響でキャビティができないからである。これにより、GD220 は通気特性も良好で通気攪拌に適した攪拌翼と考えることができる。

結 言

新型大型 2 枚パドル翼 GD220 を開発し、動力相関式を確立し、混合特性、通気動力特性を実験的に評価した。混合性能は市販の大型 2 枚パドル翼とほぼ同等な性能を有し、通気動力の低下もないことが分かった。GD220 は、通気攪拌において有効な攪拌翼であると考えられる。

Nomenclature

b	= height of impeller blade	[m]
B_w	= baffle width	[m]
C	= clearance between bottom and impeller	[m]
C_L	= parameter in laminar region	[-]
C_t	= parameter in turbulent region	[-]
C_{tr}	= parameter in transition region	[-]
D	= vessel diameter	[m]
d	= impeller diameter	[m]
f	= friction factor	[-]
f_∞	= asymptotic value of f when $Re_G \rightarrow \infty$	[-]
H	= liquid depth	[m]
K_{La}	= volumetric gas-liquid mass transfer coefficient	[s ⁻¹]
m	= exponent	[-]
n	= impeller rotational speed	[s ⁻¹]
N_A	= aeration number ($= Q/hnd^3$)	[-]
N_P	= power number ($= P/\rho n^3 d^5$)	[-]
N_{P0}	= power number at non-baffled condition	[-]

N_{Pmax}	= power number at fully baffled condition	[—]	Vessels with and without Baffles," <i>Kagaku Kogaku Ronbunshu</i> , 23 , 969-975 (1997)
n_B	= number of baffle	[—]	
n_p	= number of impeller blade	[—]	Kamei, N., S. Hiraoka, Y. Kato, Y. Tada, H. Shiba, Y. S. Lee, T. Yamaguchi and S. T. Koh; "Power Consumption for Paddle Impellers in Spherical and Cylindrical Agitated Vessels," <i>Kagaku Kogaku Ronbunshu</i> , 21 , 41-48 (1995a)
$n \tau_m$	= dimensionless mixing time	[—]	
P	= power consumption	[W]	
P_v	= power consumption per unit volume	[W·m ⁻³]	
P_{v0}	= power consumption per unit volume under no aeration	[W·m ⁻³]	Kamei, N., S. Hiraoka, Y. Kato, Y. Tada, H. Ishizuka, K. Iwata, and Y. S. Lee.; "Effects of Impeller Dimensions and Position on Power Consumption in a Baffled Agitated Vessel" <i>Kagaku Kogaku Ronbunshu</i> , 21 , 696702- (1995b)
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., S. Hiraoka, Y. Kato, Y. Tada, K. Iwata, K. Murai, Y. S. Lee, T. Yamaguchi and 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)
P_{gv}	= agitation power consumption per unit volume under aeration	[W·m ⁻³]	
Q	= gas flow rate	[m ³ ·s ⁻¹]	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)
Re_d	= impeller Reynolds number ($=d^2 n \rho / \mu$)	[—]	
Re_G	= modified Reynolds number	[—]	
T	= shaft torque	[N · m]	Kato, Y., A. Obata, T. Kato, H. Furukawa and Y. Tada; "Power Consumption of Two-Blade Wide Paddle Impellers," <i>Kagaku Kogaku Ronbunshu</i> , 38 , 139-143 (2012)
t_m	= mixing time	[s]	
X	= baffled condition parameter	[—]	
X	= analogy parameter	[—]	Kato, Y., S.Ohtani and H.Furukawa; "Characteristics of Power Consumption and Mixing Time of New Large Paddle (HB Type) Impeller," <i>Kagaku Kogaku Ronbunshu</i> , 41 , 276-280 (2015)
β	= correction coefficient	[—]	
γ	= impeller dimension parameter	[—]	
η	= correction coefficient	[—]	Kato, Y., S. Hiraoka, N. Kamei and Y. Tada; "Importance of Power Consumption in Design and Operation of Mixing Vessels," <i>Kagaku Kogaku Ronbunshu</i> , 35 , 211-215 (2009)
μ	= liquid viscosity	[Pa · s]	
ρ	= liquid density	[kg · m ⁻³]	Kato, Y., Y. Tada, K. Urano, A. Nakaoka and Y. Nagatsu; "Differences of Mixing Power Consumption between Dished Bottom Vessel and Flat Bottom Vessel," <i>Kagaku Kogaku Ronbunshu</i> , 36 , 25-29 (2010)

Literature Cited

- Aida, M. and A. Shono; "Estimation of Power Consumption in Gas-Liquid Stirred Vessels with Various Types of Impellers," *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **40**, 366-371 (2014)
- Dohi, N., T. Takahashi, K. Minekawa and Y. Kawase; "Gas-liquid mass transfer characteristics of large-scale impellers: Empirical correlations of gas holdups and volumetric mass transfer coefficients in stirred tanks," *Chem. Eng. Comm.*, **193**, 689-701 (2006)
- Furukawa, H., K. Matsumoto, Y. Kato, M. Kamiya, M. Haituka and N. Kamei; "Mass Transfer of Oxygen and Power Consumption with Highly Viscous Liquid in Gas-Liquid Agitated Vessel," *J. Chem. Eng. Res. Updates*, **4**, 1-6 (2017)
- Hiraoka, S., N. Kamei, Y. Kato, Y. Tada, H. G. Chun and T. Yamaguchi; "Power Correlation for Pitched Blade Paddle Impeller in Agitated

Development and Evaluation Mixing Performance of New Type Large Paddle Impeller GD220

Riki TAKAHASHI¹, Mai IWATA¹, Haruki FURUKAWA¹, Yoshihito KATO¹⁺⁺, Yoshikazu KATO², Takahiro NEMOTO², Ken-ichi AGO² and Seung-Tae KOH³

1 *Department of Life Science and Applied Chemistry, Nagoya Institute of Technology, Gokiso-cho, Showa-ku, Nagoya-shi, Aichi 466-8555, Japan*

2 *SATAKE MultiMix Corporation., 66 Niizo, Toda-shi, Saitama, 335-0021, Japan*

3 *Department of Bio-Chemical Engineering, Dongyang University, 1 Kyochon, Punggi, Yeongju, Kyungbuk 750-711, Korea*

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

Keywords: Mixing, Agitation, Power Correlation, New Impeller, Axial Flow Impeller

A large two blade paddle impeller GD220 was developed for aeration agitation, and its performances were evaluated by measuring the power consumption, mixing time, and aeration power consumption. The mixing performance was equivalent to that of similar large paddle MR203. In addition, the impeller blade tips were retracted and provided with cutouts, which made it difficult to form cavities during aeration, and the aerated power consumption was not reduced much.