

# 種々のグラスライニング攪拌翼の動力相関

福澤研志<sup>1</sup>・高橋理輝<sup>1</sup>・古川陽輝<sup>1</sup>・加藤禎人<sup>1++</sup>  
加藤好一<sup>2</sup>・根本孝宏<sup>2</sup>・吾郷健一<sup>2</sup>・高承台<sup>3</sup>

- 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 佐竹マルチミクス(株), 〒335-0021 埼玉県戸田市新曽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, グラスライニング, 動力相関, 新型翼

産業界では古くからグラスライニング(GL)攪拌槽が使用されてきたが, GL攪拌槽設計の基礎となるGL翼の動力相関式は未だに提案されていない。そこで, 本報ではGL翼として3枚後退翼, ツインスター, 2ブレンド, さらに新規開発されたMR215G, HR603Gの動力相関を試みた。また, グラスライニング攪拌槽のために開発されたビーバーテールバップルやデルタバップルの動力特性も合わせて評価した。3枚後退翼, ツインスター, 2ブレンドはプロペラ翼の動力相関式で相関可能だった。また, MR215GとHR603GはそれぞれGD220とパドル翼の式を修正することで相関可能だった。

## 緒 言

グラスライニング(GL)攪拌翼は, 腐食環境から金属を保護するために金属の表面にガラスを焼き付けた複合材料で作られた翼であり, これまで多種多様な場面で使用されている。もっとも先駆的な翼はフィンガーバップルとともに使用される3枚後退翼と呼ばれるファウドラー翼であるが, 高粘度流体への使用には適していなかった。そこで神鋼環境ソリューション(株)が混合性能の高いフルゾーン翼を開発し, NGK ケミテック(株)(旧池袋瑛瑯工業(株))が住友重機械プロセス機器(株)のマックスブレンド翼のGL版を開発, さらに(株)GLHAKKO(旧八光産業(株))がベンドリーフ翼を開発した。しかし, これら大型翼のGL化には製造過程における技術的な問題点が多く, シャフトとの接合部分が長くなるとそこからGLの破損が生じやすくなり攪拌翼を2段に分けるといふ工夫が必要となる。また, 翼のエッジの角度が小さいほどGLできないため翼に厚みを持たせ, 丸みをつける工夫がなされている。この丸みは同じ幾何形状の攪拌翼でエッジのあるものと丸みを持たせたものを比較すると, 乱流域ではtrailing vortexの生成を困難にし, 動力数の低下を招く。さらに, バップルにも丸みを持たせる必要があるため, フィンガーバップル以外にもビーバーテールバップルやデルタバップルなど形状を工夫したものが開発された。ただし, これらのバップルが動力数にどのような影響を与えるかは単なる円柱状バップルの検討結果が報告されている(Kamei *et al.*, 2004)のみで定量的な報告はない。

一方, GL攪拌槽は腐食環境だけでなくコンタミネーションを嫌う環境への使用も多く, 攪拌槽の開口部をできるだけ小さくしたいという要求が混合性能よりも優先される場合がある。大型翼と呼ばれる攪拌翼は槽径に対し翼径が大きいので, オープンタイプと呼ばれる攪拌槽の上部を大きく開け, フランジ接合により攪拌翼を設置する必要があった。つまり, 大きな開口部を設けるためにその部分からコンタミの危険があり, やむをえず開口部を小さくしたクローズドタイプと呼ばれるフランジ接合のない攪拌槽が使用される場合がある。その目的のために3枚後退翼(Figure 1(a))よりも混合性能に優れたツインスター(TWS)(Fig. 1(b)), 2ブレンド(Fig. 1(c)), モールポー(Kato *et al.*, 2015b)といった攪拌翼がそれぞれのGLメーカーから開発された。

このように翼やバップルを含めたGL攪拌槽に関しては今なお技術開発が継続されている。今回, 新たに(株)旭製作所, (株)GLHAKKO および佐竹マルチミクス(株)三社の共同により, それぞ

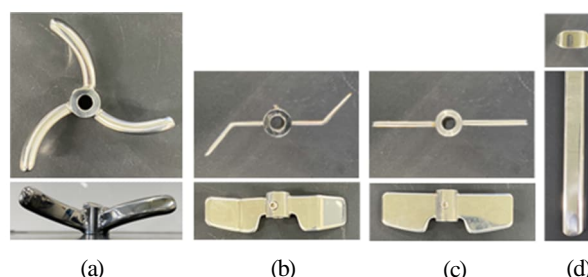


Fig. 1 Photograph of (a)pfaudler, (b)TWS, (c)Twoblend, (d)beavertail baffle

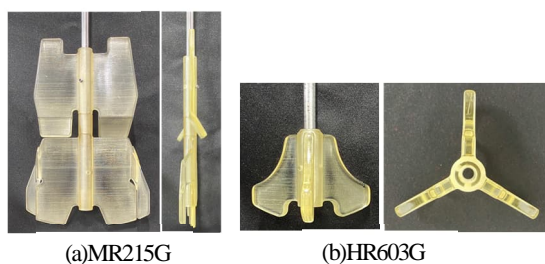


Fig. 2 Photograph of (a)MR215G, (b)HR603G

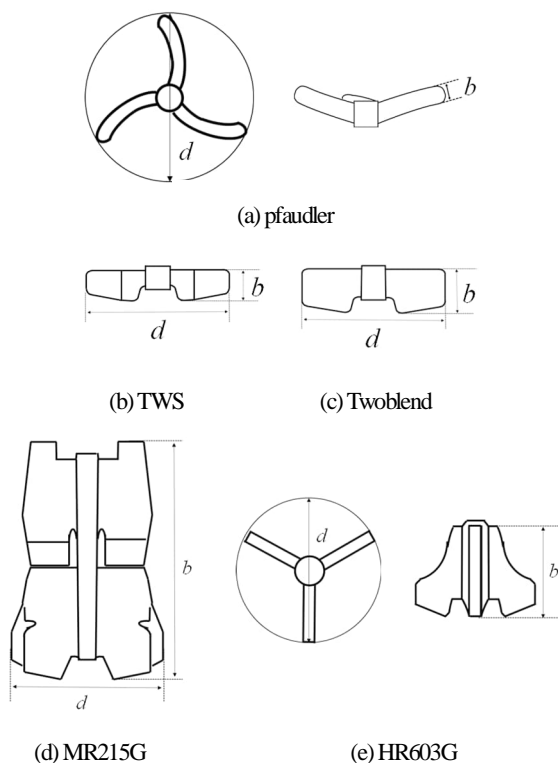


Fig.3 Schematic diagram of impellers



Fig. 4 Photograph of delta baffle

れのフィールドの強みを活かした2種類の新しいGL翼が開発された(Fig. 2(a),(b)). Fig. 2(a)はケミカルから医薬分野まで幅広く製造実績を積んだMR210をGL化したMR215Gであり, Fig. 2(b)は固液分散系で幅広く実績を積んだHR600をGL化したHR603Gである.

一方, 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や固液系攪拌, ニュートン流体だけでなく疑塑性流体やビンガム流体など, あらゆる攪拌系に対して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

Table 1 Geometry of impellers and liquid depth

	$d$ [m]	$b$ [m]	$H$ [m]
pfaudler	0.093	0.011	0.205
TWS	0.093	0.024	0.205
Twoblend	0.093	0.030	0.205
MR215G	0.13	0.20	0.215
HR603G	0.11	0.061	0.215

et al., 2009a, 2010). しかしながら, 乱流域で使用されるこれらの翼は通常の板型のステンレス翼より動力数が低いと言われているものの, 翼やバップルに厚みがあり, エッジに丸みを持ったGL攪拌槽専用の動力相関式はまだ提案されていない. そこで, 本報では, 動力特性が明らかになっていない丸棒型3枚後退翼, TWS, 2ブレード, MR215G, HS603Gに対して, 動力相関を試みた.

## 1. 実験装置および方法

攪拌槽には槽径  $D = 0.185$  m のアクリル樹脂製皿底円筒槽を用いた. 攪拌翼は Table 1 に示す寸法(翼径  $d$  および翼幅  $b$ ) の3枚後退翼, TWS, 2ブレード, MR215G, HR603G を用い, 実機の翼取り付け位置を想定し, 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. 3枚後退翼, TWS, 2ブレードは鏡面仕上げのステンレス, 開発中のMR215G, HR603G は, 3Dプリンターで成形し, 表面をサンドペーパー#2000 で仕上げた. 攪拌液には種々の粘度に調製した水あめ水溶液を用いた. 3枚後退翼, TWS, 2ブレードは, Fig. 1(d) に示した角がなくエッジには丸みがあるピーパーテールバップル(邪魔板幅  $B_w = 19$  mm, 板厚  $t = 9.5$  mm, 邪魔板長さは槽壁の直線部分までで皿底部にはかからない.) を用い, MR215G, HR603G は, Fig. 4 に示すデルタバップル(三角部の底辺からの高さ  $B_w = 24$  mm, 長さ  $L = 129$  mm, 底辺部の長さ  $l = 33$  mm, 槽中央部の壁面に密着) を用いた. 現在市販されているデルタバップルには槽上部のマンホールから槽内に挿入する棒状のものと今回のように槽と一体成型されたものが存在するが, 今回は一体成型されたものを想定した. 邪魔板枚数は  $n_b = 0, 1, 2$  の3種類とした. 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  $P = 2\pi n T$  より求めた.

## 2. 実験結果と考察

### 2.1 GL3枚後退翼

**Table 2** Power correlation of propeller impeller

**Non-baffled condition**

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

$$f = C_1 / Re_G + C_2 \{ [(C_w / Re_G) + Re_G]^{-1} + (f_w / C_1) \}^{1/m}$$

$$Re_d = d^2 n p / \mu$$

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

$$C_1 = 0.215 \eta m (d/H) [1 - (d/D)^2] + 1.83 (b \sin \theta / H) (m_p / 2 \sin \theta)^{1/3}$$

$$C_2 = [(3X^{1.5})^{-7.8} + (0.25)^{-7.8}]^{-1/7.8}$$

$$m = [(0.8X^{0.373})^{-7.8} + (0.333)^{-7.8}]^{-1/7.8}$$

$$C_w = 23.8 (d/D)^{-3.24} (b \sin \theta / D)^{-1.18} X^{0.74}$$

$$f_w = 0.0151 (d/D) C_1^{0.308}$$

$$X = \eta m^{0.7} b \sin^{1.6} \theta / H$$

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

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

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

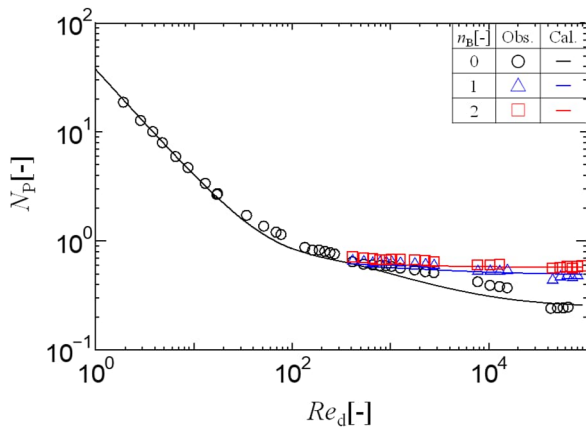
**Baffled condition**

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

$$x = 4.5 (B_w / D) n_B^{0.8} (H / D) / \{ (2\theta / \pi)^{0.72} N_{Pmax}^{0.2} \} + N_{P0} / N_{Pmax}$$

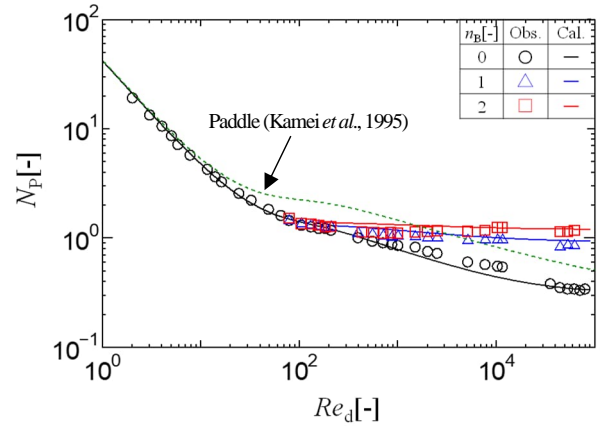
**Fully baffled condition**

$$N_{Pmax} = 6.5 (m^{0.7} b \sin^{1.6} \theta / d)^{1.7}$$

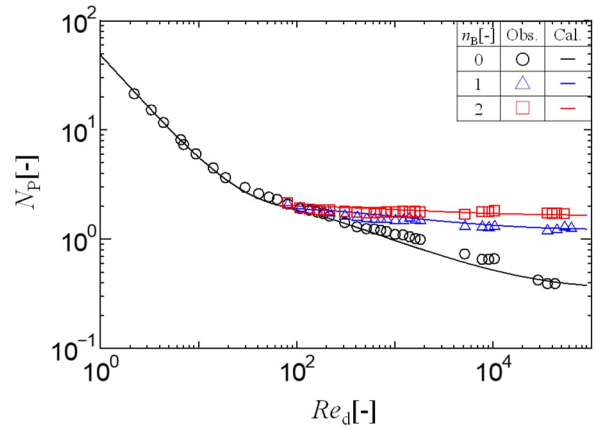


**Fig. 5** Power diagram of pfaudler

板型の3枚後退翼はTable 2に示すプロペラ翼の相関式で相関できる(Kato et al., 2009b)ため、翼が丸棒形状のGL3枚後退翼でも相関可能かを検討した。その結果、Figure 5に示したように非常に相関が得られた。3枚後退翼の板型と丸棒型で相関値に差が出なかったのは翼が後退しているため翼形状に丸みがあり板のエッジ部がtrailing vortexの形成にあまり影響が出なかったからだと考えられる。また、ビーバーテールバップルも板型のもと投影面積が等しければ同じ動力を示すことが分かった。



**Fig. 6** Power diagram of TWS



**Fig. 7** Power diagram of Twoblend

**2.2 ツインスター(TWS)**

TWSも後退翼でありかつ槽底設置型なので軸流翼と想定できることから、GL3枚後退翼同様プロペラ翼の相関式を用いて相関したところ、Figure 6に示したように非常に相関が得られた。図中の緑色点線は通常のパドル翼の相関線(Kamei et al., 1995)だが、相関値が実測値より大きくなり良い相関が得られなかった。

**2.3 2ブレンド**

2ブレンドはTWSに形状が似ていることから、同様にプロペラ翼の相関式を用いて相関したところ、Figure 7に示したように非常に相関が得られた。これら3種類の翼の動力相関結果から、槽底設置の軸流を発生させる小型GL翼はプロペラ翼の動力相関式が使用可能であることが分かった。

**2.4 MR215G**

MR215GはGD220の形状に似ていることから、GD220の相関式(Takahashi et al., 2023)を基準にすることとした。GD220の相関式をそのまま適用したところ、乱流域の邪魔板条件における相関値が実験値より大幅に大きくなった。そのため、完全邪魔板条件の動力数 $N_{Pmax}$ および邪魔板パラメータ $x$ をTable 3に示すように修

**Table 3** Power correlation of MR215G impeller**Non-baffled condition**

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

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

$$Re_d = d^2 n_p \rho / \mu$$

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

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

$$C_t = [(0.14 X^{0.60})^{-7.8} + (0.25)^{-7.8}]^{-1/7.8}$$

$$m = 0.27$$

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

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

$$X = \gamma m^{0.7} b \sin^{1.6} \theta / H$$

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

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

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

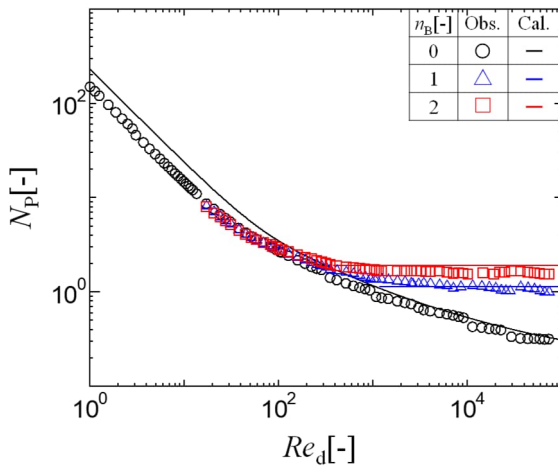
**Baffled condition**

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

$$x = 2.8 (B_w/D) m_B^{0.8} (H/D) / N_{Pmax}^{0.2}$$

**Fully baffled condition**

$$N_{Pmax} = 3.53$$

**Fig. 8** Power diagram of MR215G

正した。また、邪魔板条件における動力数は  $Re$  数によらず一定であるため、 $x$  における動力数の加算を省略した。その結果、乱流域では **Figure 8** に示したように非常によい相関が得られたが、層流域では相関値が実測値よりも大きくなった。これは種々の理由が考えられ、板厚がステンレス製の翼よりかなり大きいこと (Kato *et al.*, 2015a)、上段、下段含め翼の各部に補助翼が設けられており、上段下段一括した寸法の代入では相関が不可能なことを意

**Table 4** Power correlation of HR603G impeller**Non-baffled condition**

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

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

$$Re_d = d^2 n_p \rho / \mu$$

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

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

$$C_t = 0.076$$

$$m = 0.28$$

$$C_w = 23.8 (d/D)^{-3.24} (b \sin \theta / D)^{-1.18} X^{0.74}$$

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

$$X = \gamma m^{0.7} b \sin^{1.6} \theta / H$$

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

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

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

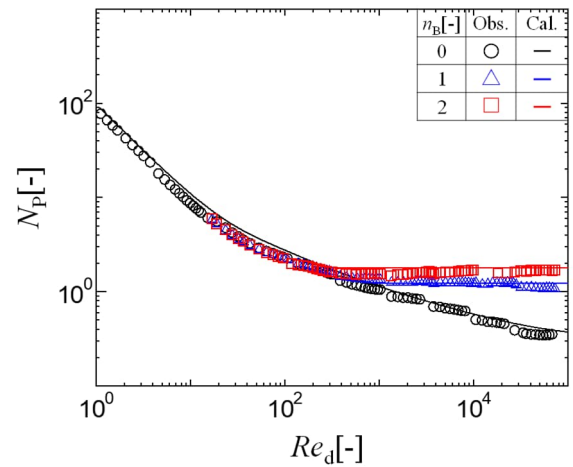
**Baffled condition**

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

$$x = 4.5 (B_w/D) m_B^{0.8} (H/D) / N_{Pmax}^{0.2}$$

**Fully baffled condition**

$$N_{Pmax} = 2.26$$

**Fig. 9** Power diagram of HR603G

味している。ベンドリーフ翼の動力相関の考え方 (Kato *et al.*, 2015b) を適用し、翼幅を  $b$  として下段翼の翼幅のみを代入すれば相関値を実測値に合わせることが可能であったが、乱流域で合わなくなる。この翼は他の大型翼と同様、攪拌  $Re$  数  $> 100$  での使用が基本であるため、遷移域から乱流域での使用が基本となること、層流域の動力相関式は理論的に導き出されたため修正は困難なことから、ここでは実用上の簡便さを重視し、翼幅  $b$  の層流と乱流での使い分けはしないこととする。

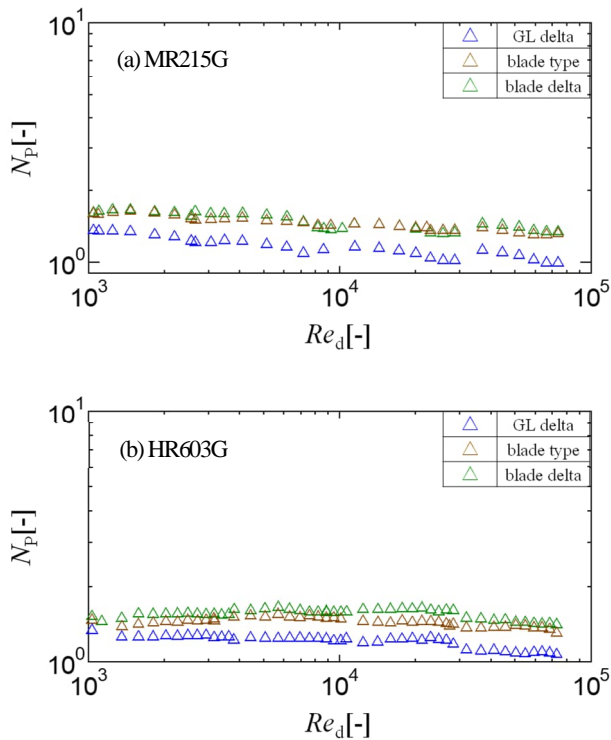


Fig. 10 Comparison of power number between GL and blade type delta baffle

## 2.5 HR603G

HR603G は動力相関の基礎に立ち返りパドル翼の相関式を基準にすることとした。当然ながらパドル翼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が実験値より大幅に大きくなった。そのため、 $N_{Pmax}$ ,  $x$  および乱流項のパラメータ  $C$ ,  $m$  を Table 4 に示すように修正した。HR603G も大型翼である MR215G と同様、遷移域における邪魔板無しと邪魔板ありの相関線の分岐点を実測値に合わせるため、さらには実機ではこの形状の相似形状が主となり計算の簡素化にもなるため、皿底槽を用いた大型翼の相関式の考え方(Kato et al., 2016)に基づき  $x$  に関する式を簡略化した。その結果、Figure 9 に示したように非常によい相関が得られた。

## 2.6 デルタバッフル

Fig.4 に示したデルタバッフル( $B_w = 24\text{mm}$ )は表面が滑らかであり、板型バッフルのようなエッジを持たないため Figure 10 に示したように通常と同じ長さの板型バッフル( $B_w = 24\text{mm}$ )やエッジ付きのデルタバッフル( $B_w = 29\text{mm}$ )より動力数が小さいことが分かった。したがって、今回提案した MR215G と HR603G の乱流邪魔板あり動力相関式は壁面一体成型 GL 攪拌槽に限定された相関式である。

## 結 言

動力特性の明らかになっていない種々の GL 翼について、動力相関式を提案した。3 枚後退翼, TWS, 2 ブレンドは槽底設置型の軸流翼であるため、プロペラ翼の相関式で相関可能であり、MR215G と HR603G はそれぞれ GD220 の相関式とパドル翼の相関式を修正することで相関可能だった。

## Nomenclature

$b$	= height of impeller blade	[m]
$B_w$	= baffle width	[m]
$C_L$	= parameter in laminar region	[-]
$C_t$	= parameter in turbulent region	[-]
$C_r$	= parameter in transition region	[-]
$D$	= vessel diameter	[m]
$d$	= impeller diameter	[m]
$f$	= friction factor	[-]
$f_\infty$	= asymptotic value of $f$ when $Re_G \rightarrow \infty$	[-]
$H$	= liquid depth	[m]
$m$	= exponent	[-]
$n$	= impeller rotational speed	[s <sup>-1</sup> ]
$N_p$	= power number(= $P/\rho n^3 d^5$ )	[-]
$N_{p0}$	= power number at non-baffled condition	[-]
$N_{pmax}$	= power number at fully baffled condition	[-]
$n_B$	= number of baffle	[-]
$n_p$	= number of impeller blade	[-]
$P$	= power consumption	[W]
$Re_d$	= impeller Reynolds number(= $d^2 n \rho / \mu$ )	[-]
$Re_G$	= modified Reynolds number	[-]
$T$	= shaft torque	[N·m]
$x$	= baffled condition parameter	[-]
$X$	= analogy parameter	[-]
$\beta$	= correction coefficient	[-]
$\gamma$	= impeller dimension parameter	[-]
$\eta$	= correction coefficient	[-]
$\theta$	= blade angle based on horizontal plane	[-]
$\mu$	= liquid viscosity	[Pa·s]
$\rho$	= liquid density	[kg·m <sup>-3</sup> ]

## Literature Cited

- Kamei, N., S. Hiraoka, Y. Kato, Y. Tada, H. Shida, Y. S. Lee, T. Yamaguchi and S. T. Koh; "Power Correlation for Paddle Impellers in Spherical and Cylindrical Agitated Vessels," *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **21**, 41-48 (1995)
- Kamei, N., S. Hiraoka, Y. Kato, Y. Tada and Y. Yamamoto; "Power Consumption in Turbulent Agitated Vessels with Cylindrical Baffles," *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **30**, 738-743 (2004)
- Kato, Y., H. Furukawa, K. Fujii, R. Nagumo, Y. Tada, S.T. Koh and Y.S. Lee ; "Effect of Thickness of Mixing Impeller Blade on Power Consumption," *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **41**, 215-219(2015a)
- Kato, Y., S. Hiraoka, N. Kamei and Y. Tada; "Importance of Power

- Consumption in Design and Operation of Mixing Vessels,” *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **35**, 211-215 (2009a)
- Kato, Y., Y. Oguri, M. Matsuno, H. Furukawa and R. Nagumo; “Evaluation of Mixing Performance Based on Streak Line Observation and Correlation of Power Consumption for BENDLEAF Impeller,” *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **41**, 184-189 (2015b)
- Kato, Y., Y. Tada, T. Takeda, Y. Hirai and Y. Nagatsu; “Correlation of Power Consumption for Propeller and Pfaudler Typer Impeller,” *J. Chem. Eng. Japan*, **42**, 6-9 (2009b)
- Kato, Y., Y. Tada, K. Urano, A. Nakaoka and Y. Nagatsu; “Differences of Mixing Power Consumption between Dished Bottom Vessel and Flat Bottom Vessel,” *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **36**, 25-29 (2010)
- Kato, Y., N. Yasui, H. Furukawa and R. Nagumo; “Effect of Liquid Height on Power Consumption of Two-Blade Wide Paddle Impeller,” *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **42**, 187-191(2016)
- Takahashi, R., M. Iwata, H. Furukawa, Y. Kato, Y. Kato, T. Nemoto, K. Ago and S. T.Koh; “Development and Evaluation Mixing Performance of New Type Large Paddle Impeller GD220,” *Kagaku Kogaku Ronbunshu* **49**, 114-118(2023)

## Power Correlation of Several Kinds of Glass-Lined Impellers

Kenshi FUKUZAWA<sup>1</sup>, Riki TAKAHASHI<sup>1</sup>, Haruki FURUKAWA<sup>1</sup>, Yoshihito KATO<sup>1++</sup>,  
Yoshikazu KATO<sup>2</sup>, Takahiro NEMOTO<sup>2</sup>, Ken-ichi AGO<sup>2</sup> and Seung-Tae KOH<sup>3</sup>

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

<sup>2</sup> SATAKE MultiMix Corporation., 66 Niizo, Toda-shi, Saitama, 335-0021, Japan

<sup>3</sup> 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, Glass Lined, Power Correlation, New Impeller

Although glass-lined (GL) mixing vessels have long been used in industry, power correlation equation for GL impeller has not yet been proposed as a basis for GL mixing vessel design. Therefore, this paper attempts to correlate the power consumption of pfaudler, Twinstar, Twoblend, and newly developed MR215G and HR603G as GL impellers. The power characteristics of beavertail baffles and delta baffles developed for glass-lined mixing vessels were also evaluated. Pfaudler, Twinstar, and Twoblend could be correlated using the correlation of propeller impeller. The MR215G and HR603G could be correlated by modifying the correlations for the GD220 and paddle impeller, respectively.