

種々の大型2枚パドル翼の攪拌所要動力

著者	小畑 あずさ, 加藤 知帆, 加藤 禎人, 古川 陽輝, 多田 豊
雑誌名	化学工学論文集
巻	38
号	3
ページ	139-143
発行年	2012-05-25
URL	http://id.nii.ac.jp/1476/00005645/

doi: 10.1252/kakoronbunshu.38.139(<http://dx.doi.org/10.1252/kakoronbunshu.38.139>)

種々の大型2枚パドル翼の攪拌所要動力

加藤禎人^{††}・小畑あずさ・加藤知帆・古川陽輝・多田豊

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多目的に使用可能な種々の大型2枚パドル翼について、攪拌所要動力を測定し動力相関を試みた。その結果、亀井・平岡らの相関式の係数を若干変更するのみで、検討したすべての大型翼の動力が、同一の式を用いて相関された。

緒言

攪拌槽に設置する攪拌翼には非常に多くの種類が存在する。その中でも、パドル翼、タービン翼、プロペラ翼は主に低粘度液攪拌用として用いられ、アンカー翼、ヘリカルリボン翼は主に高粘度液攪拌用として用いられる。20数年前までは液の粘度によって使用する攪拌翼を変更しなければならず、特に、粘度が時間とともに変化する液や中程度の粘度を持つ液を攪拌することは非常に困難な状況であった。ところが、このような液を攪拌するために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から次々と優れた攪拌翼が開発された。その草分け的存在がマックスブレンド（住友重機械プロセス機器(株)）であり、大型パドル翼という分類を作り出したのがフルゾーン（(株)神鋼環境ソリューション）であり、さらに、航空機の補助翼からヒントを得て開発されたのがスーパーミックスMR205（佐竹化学機械工業(株)）である。これらの攪拌翼は、物性変化を伴うような多品種少量生産に非常に有効である。これらの翼は2枚羽根パドル翼を基本として開発され、低動力（高トルク型翼なので回転数を低く抑えることができる。）で広い粘度範囲において適用可能である。これらの翼はいずれも翼下部から放射状に強い吐出流が出る構造になっており、翼上部はそれを補助する役目をしている。

しかしながら、これらの攪拌翼はメーカーが開発したものであり、その性能はカタログによるか、各メーカーに問い合わせるかしない限りユーザーではほとんどわからない。攪拌槽の設計だけでなく操作条件を決める上で最も重要な攪拌所要動力に関するデータもカタログに頼らなければ何も情報が得られない。現在は生産される製品も多様化し、多目的に使用可能なこれらの翼を採用する企業は非常に多い。そこで、本研究では主にこれらの攪拌

翼の動力特性を知るべく、幅広いレイノルズ数の範囲で攪拌所要動力を測定し、動力線図を作成するとともに、その線図が亀井・平岡らの式で推算できるかどうか検証した。

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183mmとした。Figure 1に各幾何形状の記号を示す。邪魔板条件は以下の通りとした。邪魔板幅 B_w/D は0.1とし、邪魔板枚数 n_B は0,2および4枚、また、邪魔板の挿入深さは槽壁に沿って、平底では自由表面から底面へ達するまで、皿底では直線部下端までとした。使用した流体は水飴水溶液および水道水であり、液高さ H は平底槽の場合、槽内径と等しくし、皿底槽の場合は平底槽と同体積の液を入れたため、平底槽より5mm液面が高くなった。使用した攪拌翼はマックスブレンド、フルゾーンおよびスーパーミックスとした。翼の概形をFigure 2に示す。ここで、それぞれの翼に対して、翼下端がフラットな形状のものには平底槽、翼下端が曲線を描いているものには皿底槽をそれぞれ適用した。

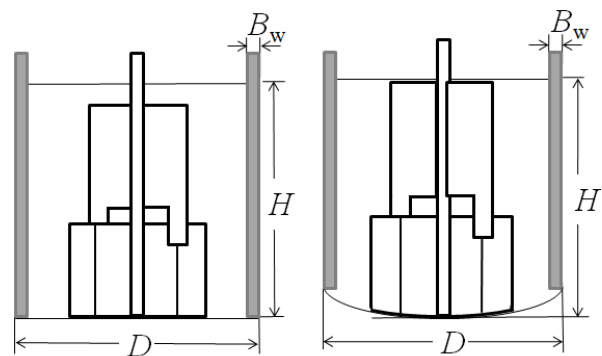


Fig. 1 Schematic diagram of mixing vessels

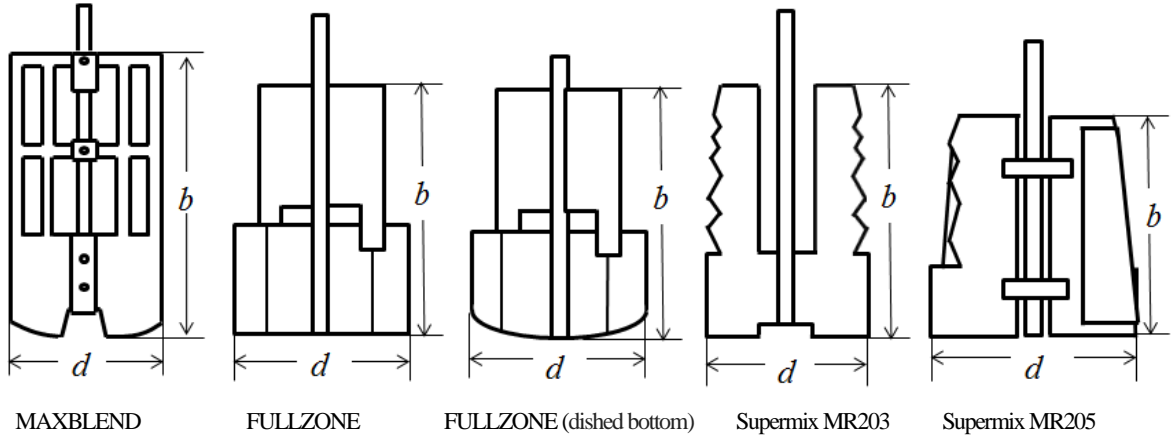


Fig.2 Schematic diagram of large two-blade impellers

攪拌所要動力は、最も一般的な軸トルク測定法を用いた。使用したトルクメーターはSATAKE ST-3000である。軸トルクは、定常運転時でも一定値としては出力されないため、波形データとしてその平均値を求めた。これらの大型翼は層流では比較的規則的な波形がえられ、平均値は求めやすいが、乱流では長周期の変動も含め、不規則に大きく波形が変動するためである。このことが、これら大型翼の混合性能の高さを裏付ける一つの要因であるが、ここではその詳細については触れない。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。

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

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

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

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

Baffled condition

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

$$x = 4.5(B_w/D) n_B^{0.8} / N_{pmax}^{0.2} + N_{p0} / N_{pmax}$$

Fully baffled condition

$$= 10(n_p^{0.7} b/d)^{1.3} \quad n_p^{0.7} b/d \leq 0.54$$

$$N_{pmax} \quad \{ = 8.3(n_p^{0.7} b/d) \quad 0.54 < n_p^{0.7} b/d \leq 1.6$$

$$= 10(n_p^{0.7} b/d)^{0.6} \quad 1.6 < n_p^{0.7} b/d$$

Table 1 Correlation of Nagata (1956) for two-blade paddle impeller

$$N_p = \frac{A}{Re} + B \left(\frac{10^3 + 1.2 Re^{0.66}}{10^3 + 3.2 Re^{0.66}} \right)^p \left(\frac{H}{D} \right)^{(0.35 + b/D)}$$

$$A = 14 + (b/D) \{670(d/D - 0.6)^2 + 185\}$$

$$B = 10^{\{1.3 - 4(b/D - 0.5)^2 - 1.14(d/D)\}}$$

$$p = 1.1 + 4(b/D) - 2.5(d/D - 0.5)^2 - 7(b/D)^4$$

Table 2 Correlation of Kamei et al. (1995,1996) for paddle impeller

Unbaffled condition

$$N_{p0} = \{[1.2\pi^4 \beta^2] / [8d^3 / (D^2 H)]\} f$$

$$f = C_L / Re_G + C_r \{ (C_r / Re_G) + Re_G \}^{-1} + (f_{\infty} / C_r)^{1/m} \}$$

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

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

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

$$C_r = [(1.96 X^{1.19})^{-7.8} + (0.25)^{-7.8}]^{-1/7.8}$$

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

$$C_r = 23.8 (d/D)^{-3.24} (b/D)^{-1.18} X^{-0.74}$$

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

Table 3 Geometry of large two-blade paddle impellers

Impeller	d[m]	b[m]
MAXBLEND	0.098	0.180
	0.109	0.180
	0.119	0.180
	0.129	0.180
FULLZONE	0.088	0.167
	0.112	0.159
(Dished Bottom)	0.113	0.186
Supermix MR203	0.104	0.160
MR205	0.132	0.140

2. 結果と考察

広いレイノルズ数範囲で使用可能な動力相関式には古くから有名な永田の式(1956)と亀井らの式(1995)の2種類しか存在しない。Table 1 に永田の式、Table 2 に亀井らの式を示す。

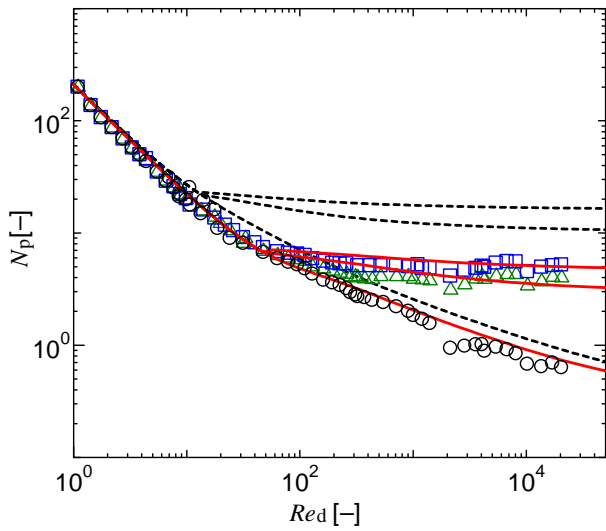


Figure 3 Effect of Reynolds number on power number for MAXBLEND $d=0.098\text{m}$ (dished bottom)

○:observed without baffle, △:observed with two baffles, □: observed with four baffles, black line: correlation line of Table 2, red line: correlation of this work

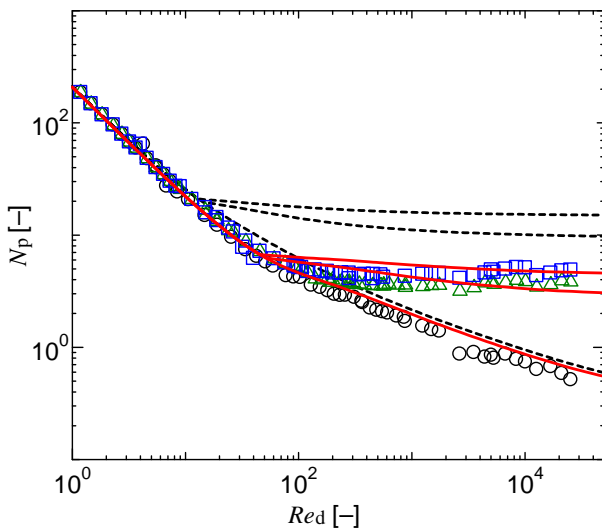


Figure 4 Effect of Reynolds number on power number for MAXBLEND $d=0.109\text{m}$ (dished bottom)

The symbols and lines are the same as in Figure 3.

永田の式は元々2枚羽根パドル翼に対して相関された式なので、これら大型翼に関しても適用可能に思われる。しかし、ほとんどの翼に対して層流域では相関が可能であったが、遷移域から乱流域にかけて相関値が実験値と一致しなかった。そこで、傾斜パドル翼(Hiraoka *et al.*, 1997), アンカー翼(Kato *et al.*, 2011), プロペラおよびファウドラ翼(Kato *et al.*, 2009)に適用可能だった亀井らの式を応用することを考えた。Figures 3~11 にすべての翼の動力数の実験結果と相関結果を示す。図中の記号が動力数の測定値であり、黒線が Table 2 を用いてそのまま相関した結果である。大型翼全般の特徴として、邪魔板無しの場合、通常のパドル翼に見

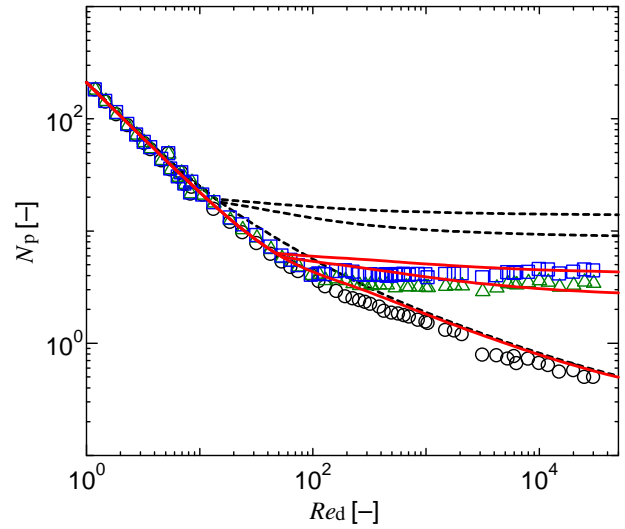


Figure 5 Effect of Reynolds number on power number for MAXBLEND $d=0.119\text{m}$ (dished bottom)

The symbols and lines are the same as in Figure 3.

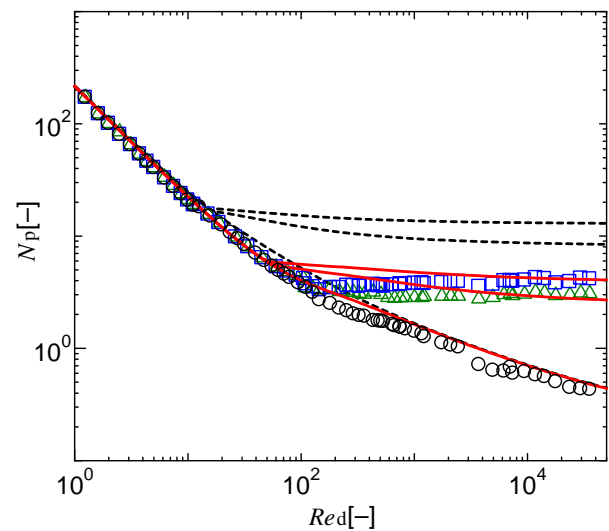


Figure 6 Effect of Reynolds number on power number for MAXBLEND $d=0.129\text{m}$ (dished bottom)

The symbols and lines are the same as in Figure 3.

られるような遷移域での曲線の盛り上がりがなく、非常になめらかになることがあげられる。

マックスブレンド翼は、アンカー翼と非常によく似た傾向(Kato *et al.*, 2011)を示したが、すべての翼に対して遷移域から乱流域にかけて相関値の方が大きくなる結果であった。ここで注意することは、すべての翼は単段2枚羽根パドルと見なし、Fig.2 に示すように、翼径 d は翼の最長径、翼幅 b は翼の上端から下端までの最長長さとしたことである。これは、例えばフルゾーン翼は明かな2段翼であるが、翼間距離がその翼径に比べ極端に狭いことから、2段翼としては機能せず単段翼として機能する(Nishikawa *et al.*, 1976)からである。

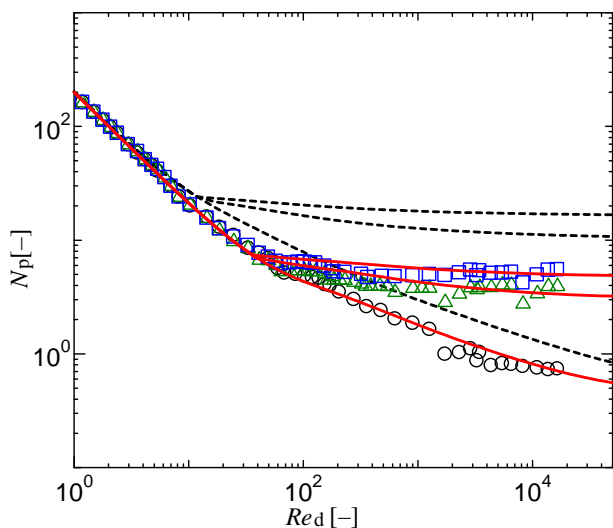


Figure 7 Effect of Reynolds number on power number for FULLZONE $d=0.088\text{m}$ (flat bottom)

The symbols and lines are the same as in Figure 3.

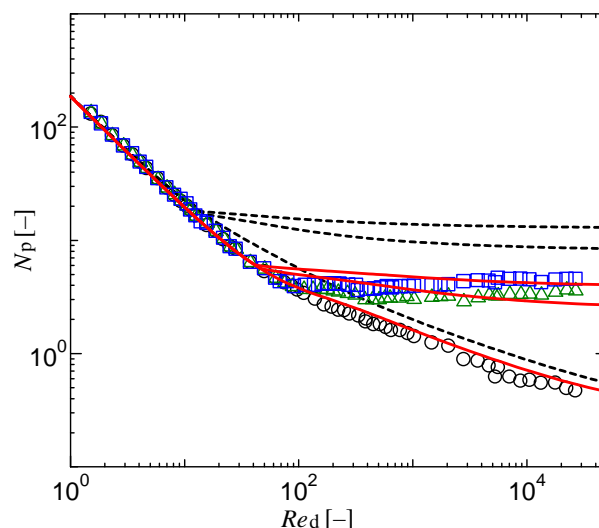


Figure 8 Effect of Reynolds number on power number for FULLZONE $d=0.112\text{m}$ (flat bottom)

The symbols and lines are the same as in Figure 3.

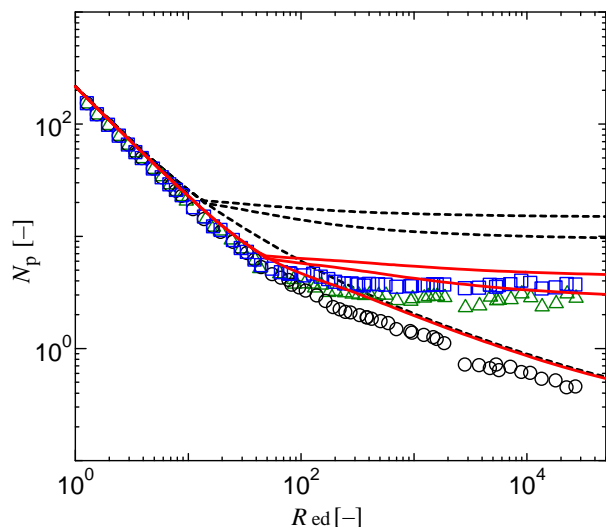


Figure 9 Effect of Reynolds number on power number for FULLZONE (dished bottom)

The symbols and lines are the same as in Figure 3.

2.1 遷移域および乱流域のパラメータの修正

すべての翼について、遷移域から乱流域で相関がはずれるので、相関式中のそれぞれの係数 C_u および C_l の修正を試みた。特に遷移域のパラメータはもともと実験値に合う様に次元解析を用いて決められたパラメータなので、データに合うように修正しても問題はない。また、邪魔板ありの場合、動力数が極端に大きくなるため、ファウドラ翼の係数を採用し、最大撪拌所要動力（完全邪魔板条件における動力）も通常のパドル翼とは異なる挙動を示すので修正した。大型翼は基本的に2枚羽根なので、 n_p には2を代入し、場合分けも必要なかったので式をシンプルにした。その結果、Table 2の一部の式を以下のようにおくことにより、

Figs.3~11の赤線に示すとおり、すべての翼を同一の式でほぼ相関できた。

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

$$C_u = 1000(d/D)^{-3.24}(b/D)^{-1.18}X^{0.74} \quad (2)$$

$$x = 3.0(B_w/D)n_B^{0.8}/N_{Pmax}^{0.2} + N_{P0}/N_{Pmax} \quad (3)$$

$$N_{Pmax} = 5.0(b/d)^{0.75} \quad (4)$$

2.2 マックスブレンド翼

Figures 3~6にマックスブレンド翼に対して、式(1)~(4)で修正された動力相関を赤線で示す。Table 3に示すように4種類の幾何形状のマックスブレンド翼を用いたが、いずれも修正された相関式で、良好に相関することができた。

2.3 フルゾーン翼

Figure 7~9にフルゾーン翼に対して修正された動力相関を赤線で示す。平底、皿底槽含め3種類の幾何形状のフルゾーン翼を用いたが、皿底槽のデータが大きくなる結果になった。ただし、平底槽の方は修正された相関式で、良好に相関することができた。

2.4 スーパーミックス翼

Figure 10にスーパーミックスMR203、Figure 11にMR205に対して修正された動力相関を赤線で示す。補助翼なしのMR203および補助翼付きのMR205ともに良好に相関することができた。

以上、種々のプロセスで非常に有用な大型撪拌翼の撪拌所要動力は、一部実測値と相関値で多少のずれはあり、見直しが必要な

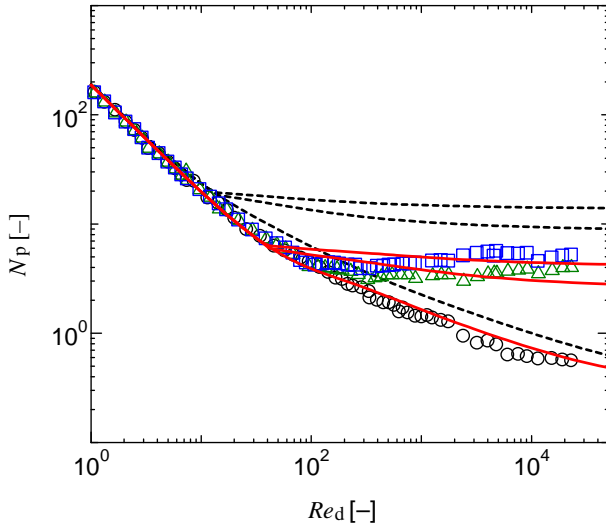


Figure 10 Effect of Reynolds number on power number for Supermix MR203 (flat bottom)

The symbols and lines are the same as in Figure 3.

点も見受けられるが、すべて同一の相関式で見積もられることが示された。このシンプルな事実は、攪拌機メーカーだけでなくユーザーにとっても工学的に非常に有用な知見であると考えられる。

ただし、以下の点は注意されたい。今回使用した大型翼の幾何形状は必ずしもすべてが最適な寸法比ではないこと、冷却コイル等が設置されている場合は適用できないこと、翼のエッジ部に丸みを持つガラスライニングされた翼には乱流域では適用できないことである。

大型翼に対して修正した動力相関式を以下まとめておく。

邪魔板無し

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

$$f = C_L / Re_G + C_r \{[(C_r / Re_G) + Re_G]^{-1} + (f_\infty / C_r)\}^{lm}$$

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

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

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

$$C_r = [(1.1X^{25})^{-7.8} + (0.25)^{-7.8}]^{-1/7.8}$$

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

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

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

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

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

$$\gamma = [\eta \ln(D/d) / (\beta D d^2)]^{1/3}$$

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

邪魔板あり

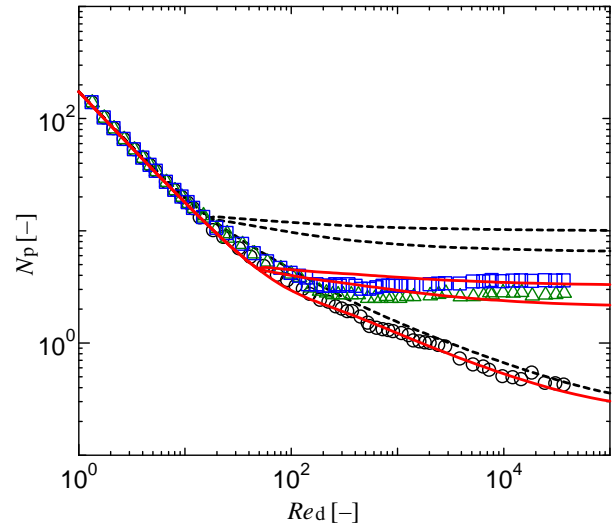


Figure 11 Effect of Reynolds number on power number for Supermix MR 205 (flat bottom)

The symbols and lines are the same as in Figure 3.

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

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

完全邪魔板条件

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

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優れた攪拌翼の動力相関を試みた。その結果、亀井らの相関式の一部のパラメータを修正するのみで、これら3種類の大型翼の攪拌所要動力が同一の式で相関することができた。これにより、ユーザーも条件設定が容易になり、攪拌翼を選択する際の根拠がえられ、スケールアップの検討の一助になると考えられる。同時に、この結果から、亀井・平岡らが考案した動力相関式は、パドル翼、タービン翼、傾斜パドル翼、プロペラ翼、ファウドラー翼、アンカー翼、マックスブレンド翼、フルゾーン翼、スーパーミックス翼に適用可能なことがわかり、非常に有用であることが示された。

謝辞

実験に使用した攪拌翼は、佐竹化学機械工業(株)の塩原克己氏、(株)神鋼環境ソリューションの今中照雄氏、住友重機械プロセス機器(株)の倉津正文氏にご提供いただきました。また、平底用フルゾーン翼は望月雅文先生から拝借させていただきました。ここに厚く御礼申し上げます。

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_{Pmax}	= 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

- 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. 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, 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," *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **22**, 249-256 (1996)
- Kato Y., N. Kamei, Y. Tada, N. Kato, T. Kato, T. Ibuki, H. Furukawa and Y. Nagatsu; "Power Consumption of Anchor Impeller over Wide Range of Reynolds Number," *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **37**, 19-21 (2011)
- Kato, Y., Y. Tada, Y. Takeda, Y. Hirai and Y. Nagatsu; "Correlation of Power Consumption for Propeller and Pfaudler Type Impeller," *J. Chem. Eng. Japan*, **42**, 6–9 (2009)
- Nagata, S., T. Yokoyama and H. Maeda; "Studies on the Power Requirement of Paddle Agitators in Cylindrical Vessels, " *Kagaku Kogaku*, **20**, 582-592 (1956)
- Nishikawa, M., K. Ashiwake, N. Hashimoto and S. Nagata; "Effect of Impeller Clearance on Power Consumption by Multi-Stage Impellers," *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **2**, 426–427 (1976)

Power Consumption of Two-Blade Wide Paddle Impellers

Yoshihito KATO[†], Azusa OBATA, Tomoho KATO, Haruki FURUKAWA and Yutaka TADA

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. The power consumption of all wide-paddle impellers examined could be correlated by using Kamei and Hiraoka's expressions with the coefficients modified in this work.