

流脈観察に基づくベンドリーフ翼の混合性能と動力特性評価

加藤禎人^{1*}・小栗良高¹・松野昌幸²・古川陽輝¹・南雲亮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

²八光産業(株), 871-8688 大分県中津市大字是則1136

キーワード: 混合, 攪拌, 流脈, 新型翼, 所要動力

井上らの開発した流脈の可視化法に基づき, 特殊な2段翼であるベンドリーフの混合特性を評価した. 類似の幾何形状を持つ他社の大型パドル翼とは異なり, 液深と槽径の比が小さい場合でも槽内全体を混合可能であることがわかった. また, 混合に適した翼径と槽径の比 d/D は0.6を超えるところであり, 0.5以下では混合性能がよいこともわかった. さらに, 本翼の動力数は, これも他社の大型翼とは異なり, 上部翼を無視することができ, 下部翼の寸法をプロペラ翼および3枚後退翼の相関式に代入することにより推算可能であることを示した.

緒 言

層流攪拌において流脈の可視化は攪拌翼の混合性能を評価するために非常に有力な手法である(Inoue *et al.* 2009a, 2009b, 2012). 日本で開発された幅広い粘度範囲や多相系で使用可能な, いわゆる大型パドル翼と呼ばれるマックスブレンド, フルゾーン, スーパーミックス MR205 は適切な操作条件の下では, 流脈が素早く槽内全体を覆い尽くし, 非常に優れた攪拌翼であることがわかっている(Kato *et al.* to be published). これらの攪拌翼は槽径に比して比較的大きな翼径比(d/D ≒約0.6)であることが特徴である. そこで, これらの大型翼と比較的類似の翼形状である(特にフルゾーンとはよく似ている)八光産業(株)のベンドリーフ翼の性能を評価したので報告する. 比較対象として, 同社のモールポーの評価も試みた. モールポーはベンドリーフのボトムパドル単独の形状の翼

である.

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擬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 *et al.*, 2009b, 2010). 最近, 亀井・平岡らによって開発された動力相関式(Kamei *et al.*, 1995, 1996, Hiraoka *et al.*, 1997) が, あらゆる攪拌翼に対して広いレイノルズ数範囲で適用可能であることが筆者らの検討により明らかになってきた. この相関式は, 元々, パドル翼および傾斜パドル翼に対して開発されたものであるが, 低粘度流体に対して幅広く用いられるプロペラ翼や三枚後退翼(Kato *et al.*, 2009a), 比較的高粘度流体に用いられるアンカー翼(Kato *et al.*, 2011), 幅広い粘度領域および異相系に対しても使用されるマックスブレンド, フルゾーン, スーパーミックス MR205 などの大型翼(Kato *et al.*, 2012), さらにには微粒子の分散や乳化に用いられるディスパー翼(Kato *et al.*, 2014)といった特殊な形状の攪拌翼にまで応用が可能であることがわかってきた. さらに, ドラフトチューブ(Furukawa *et al.*, 2013a), 伝熱コイル(Furukawa *et al.*, 2013c), 角槽(Furukawa *et al.*, 2013b), 偏芯 (Furukawa *et al.*, 2013d, 2013e, 2013f) などの特殊な攪拌槽形状に関してもそれらの特異な幾何形状を邪魔板換算することにより亀井・平岡らの式で動力推算が可能になることを明らかにした. したがって, ベンドリーフ翼に対しても, 筆者らの相関式が使用可能と考えられる.

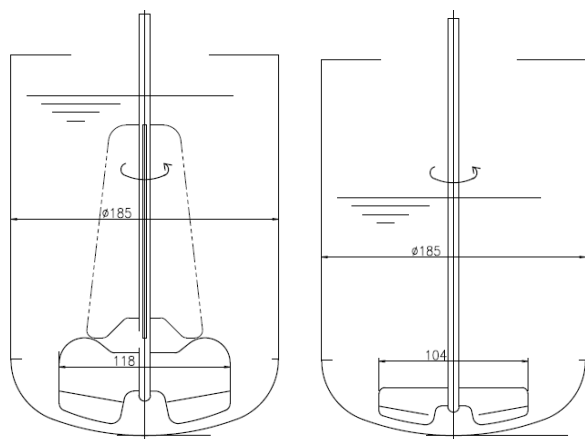
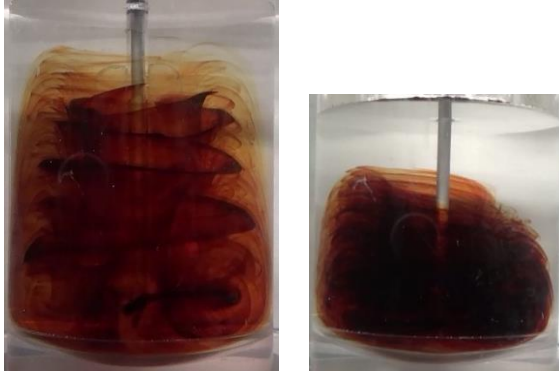
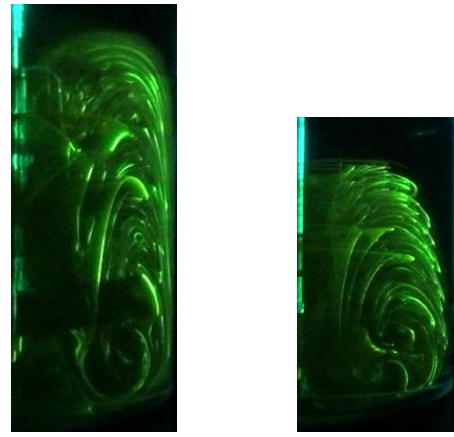


Fig.1 Schematic diagram of BENDLEAF and MOLEPAW



(a)BENDLEAF($Re=124$) (b) MOLEPAW($Re=98$)

Fig.2 Streak line at viscosity=40mPas after 15 rotations



(a) BENDLEAF (b) MOLEPAW

Fig.3 Streak line at $Re=100$

1. 実験装置および方法

流脈の可視化実験には内径 150mm のアクリル樹脂製皿底円筒槽および一部の試験に平底円筒槽を用いた、主に流脈が明確に可視化できる層流～遷移域（攪拌レイノルズ数で 10～200）を対象に検討した。また、攪拌液は種々の粘度(0.02～0.5Pa・s)に調製した水飴水溶液およびグリセリン水溶液を用いた。攪拌翼の回転数は流脈の観察のしやすさを重視し、経験的に25rpmを標準とした。翼の幾何形状を Figure 1 に示す。これら 2 種の翼は本図を参考に、ボトムパドルと呼ばれる下部のパドル翼から着色液を染み出させるように、アクリル板で自作したものを使用した。着色液には流脈の切断面を観察する場合に蛍光性を持つウラニン溶液を、三次元的に全体の流脈を観察する場合にヨウ素溶液を使用した。可視化はレーザースリット光を利用した。槽の中心の断面を観察するため、スリット光を槽中心に設置した攪拌シャフトに照射するようにした。このようにすることで攪拌槽の垂直断面の半分の流脈が可視化できる。実験結果の写真のうち 3 次元流脈を示した茶褐色のものは槽底から液面まで全体を示したものであり、緑色のものは槽の右半分を示したものである。従って槽の半分を示した写真は左端にシャフトが存在する。

攪拌所要動力の測定には流脈観察の時より一回りサイズの大きい内径 185mm のアクリル樹脂製皿底円筒槽を用いた。液量は約 5L 入るサイズである。攪拌液は種々の粘度に調製した水飴水溶液を用いた。動力測定手法に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。

Table 1 にマックスブレンド、フルゼーン、スーパーミックス MR205 などの大型翼の動力推算に共通に使用できる相関式(Kato

et al., 2012)を示した。ベンドリーフはフルゼーンの形状に似ているためこの式を基本として考えることにした。また、Table 2 に 3 枚後退翼やプロペラ翼などの小型翼に使用可能な動力相関式を示す。これは、3 枚後退翼と用途の似たモールポーの基本として考えることになる。ただし、表中の相関式では攪拌レイノルズ数 Re は修正レイノルズ数 Re_G と区別するため Re_a と表記する。

Table 1 Correlation of power number for large paddle impeller (Kato *et al.*, 2012)

Unbaffled condition

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

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

$$Re_a = nd^2 \rho \mu, \quad Re_G = \{ [\pi \eta \ln(D/d)] / (4d / \beta D) \} Re_a$$

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

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

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

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

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

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

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

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

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

Baffled condition

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

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

Fully baffled condition

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

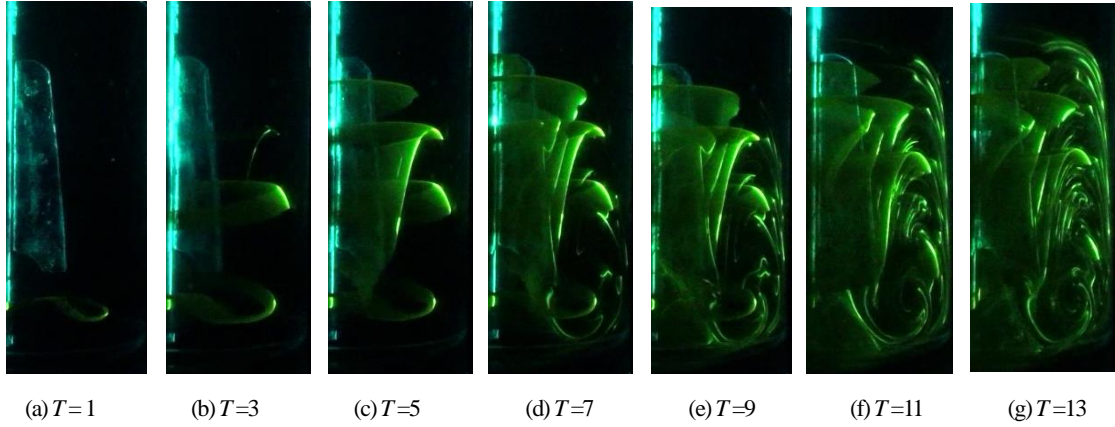


Fig.4 Streak line of BENDREAF at $Re=124$

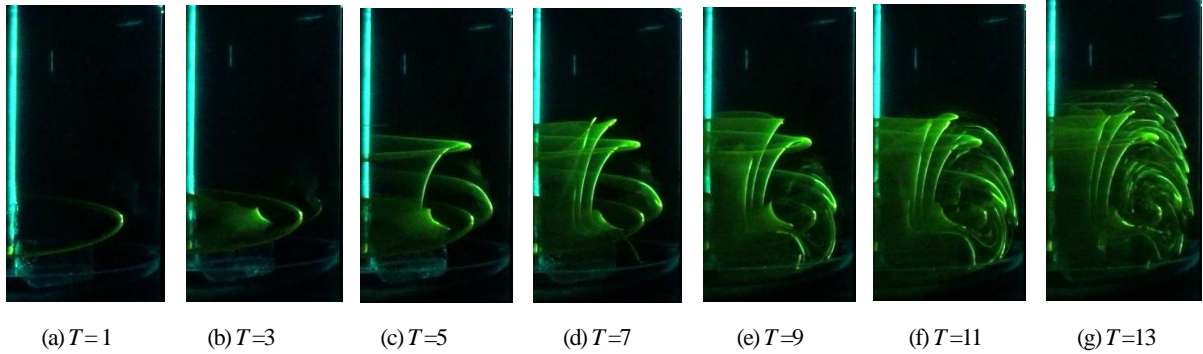


Fig.5 Streak line of MOLEPAW at $Re=98$

Fully baffled condition

$$N_{P_{\max}} = 6.5(n_p^{0.7} b \sin^{1.6} \theta d)^{1.7}$$

Table 2 Correlation of power number for propeller and pfaudler impeller

(Kato *et al.* 2009a)

Unbaffled condition

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

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

$$Re_d = nd^2 \rho / \mu, \quad Re_G = \{[\pi \eta \ln(D/d)] / (4d / \beta D)\} Re_d$$

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

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

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

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

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

$$X = n_p^{0.7} b \sin^{1.6} \theta H$$

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

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

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

Baffled condition

$$N_P = [(1 + x^3)^{-1.5}] N_{P_{\max}}$$

$$x = 4.5 (B_W / D) n_B^{0.8} / \{(2\theta / \pi)^{0.72} N_{P_{\max}}^{0.2}\} + N_{P0} / N_{P_{\max}}$$

2. 実験結果と考察

2.1 ベンドリーフの流脈

Figure 2 に (a)ベンドリーフ、(b)モールポーの液粘度が $40 \text{ mPa} \cdot \text{s}$ のときの 15 回転後の流脈パターンを示す。攪拌レイノルズ数が各翼によって若干異なっているのは最大翼径が各翼によって異なっているためである。これらの翼の中ではベンドリーフの流脈の広がりの方が早いことがわかる。

Figure 3 に $Re=100$ 近傍のそれぞれの翼の 60 秒後の流脈パターンを示す。ベンドリーフは槽全体に流脈が広がっているが、モールポーには上部は広い範囲にわたって流脈が行き渡っていない部分がある。モールポーには上部翼が存在しないので、槽上部にまで吐出流が行き渡らないことは予想がつく。ここにデータは示していないが、マックスブレンド-R 型およびスーパーミックス MR205 などの結果と比較すると、上部翼の三角部分の角度が重要ではないかと考えられる。

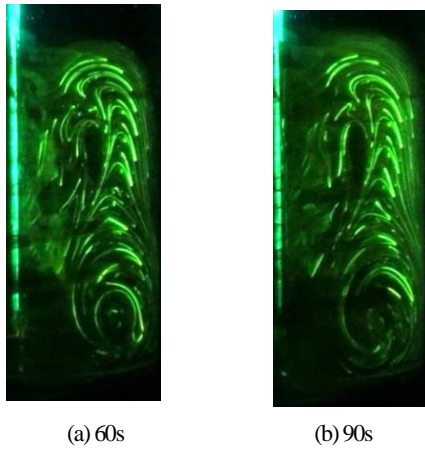


Fig.7 Streak line of BENDREAF $Re=65$

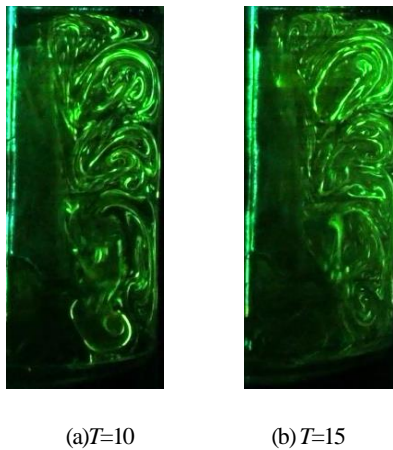


Fig.9 Streak line of BENDREAF $Re=244$

Figure 4 にベンドリーフ, Figure 5 にモールポーの流脈パターンの経時変化を示す. ベンドリーフの流脈パターンの広がる早さはモールポーと比較して非常に早いことがわかる. このことから, この流脈パターンの広がる早さは上部翼の有無と翼径比の大きさが大型翼の混合速度の早さに寄与していると考えられる. つまり, ベンドリーフは $d/D=0.64$, モールポーは $d/D=0.56$ という数値だからである. データは示していないが $d/D=0.50$ のベンドリーフはモールポーより流脈の広がりが遅かった. Figures 7 and 8 に粘度 $80\text{mPa}\cdot\text{s}$ の溶液を攪拌したときのある程度時間が経過したときの2種の翼の流脈パターンを示す. この程度の攪拌レイノルズ数になると各翼の差が明確になり, ベンドリーフの方が短時間での混合を可能にすることが判明した. Figures 9 and 10 に粘度 $23\text{mPa}\cdot\text{s}$ の溶液を攪拌したときの翼が 10 回転および 15 回転したときの流脈パターンを示す. この攪拌レイノルズ数ではモールポーでも十分な混合が得られるパターンとなり, さらにベンドリーフではあたかもテーラー渦のようなパターンが観察された. 以上のことから, 低および中レイノルズ数の混合では上部翼を持つベンドリーフの方が優れていることが明らかになった. 攪拌レイ

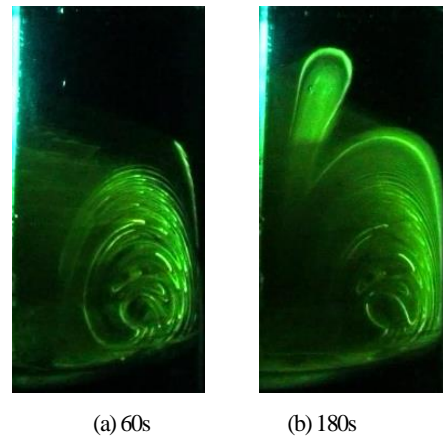


Fig.8 Streak line of MOLWPAW $Re=51$

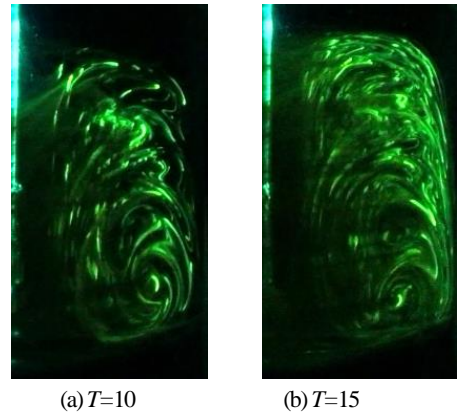


Fig.10 Streak line of MOLWPAW $Re=190$

ノルズ数が 300 以上の遷移域から乱流域に関しては, 邪魔板の効果を含め今後の検討事項である.

2.2 液面が変化したときのベンドリーフの混合

Figure 11 に粘度 $40\text{mPa}\cdot\text{s}$ 攪拌レイノルズ数 100 近傍の場合の種々の液面の溶液を攪拌したときのベンドリーフの流脈パターンを示した. マックスブレンドやフルゾーンと傾向が異なり(Kato *et al.* 2015), 液面が低い場合は十分に対応しているが, 液深が深くなってくると上部翼が届いていない部分の液混合に時間を要することが判明した.

2.3 ベンドリーフの動力相関式

Figure 12 にベンドリーフの動力相関を示す. 非常に良く相関されているが, 基本となった相関式は大型翼のものではなく, プロペラおよび3枚後退翼の相関式であった. 考察の過程では, 大型翼の相関式を使用すると相関値が実測値より大きな値を示し, 層流域も乱流域もまったく合わなかった. そこで, ベンドリーフの形状を観察したところ, 上部翼は下部パドル翼よりも翼径が小さいために上部翼を無視し, プロペラ翼の相関に当てはめたところ層

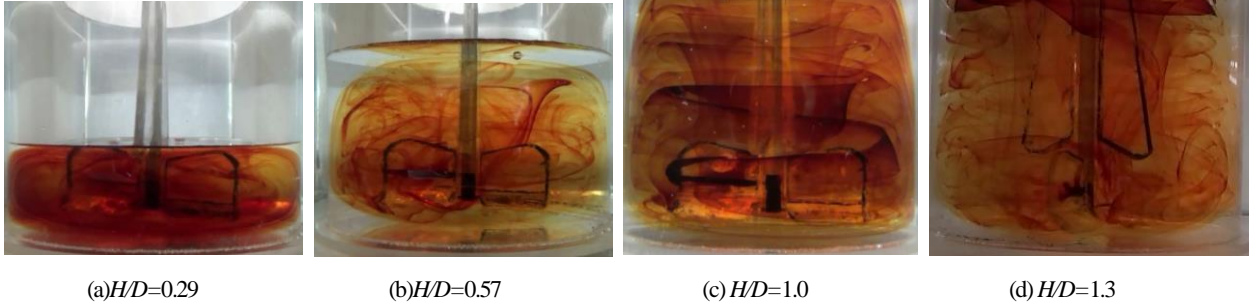


Fig.11 Streak line of BENDLEAF at $Re = 104$

流では非常に良い相関となった。そして、遷移域の相関を修正するため Table 2 中の C_r を実測値に合うように試行錯誤法で修正した。その結果, Fig.12 に示すように非常に良く合う相関式が完成し, それを Table 3 に示した。もちろん完全邪魔板条件の値は実測し, 実際に現場で使用される翼も相似形状であると仮定し, 定数項で表した。

Table 3 Power correlation of BENDLEAF

Unbaffled condition

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

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

$$Re_d = nd^2 \rho / \mu, \quad Re_G = \{[\pi \eta \ln(D/d)] / (4d / \beta D)\} Re_d$$

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

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

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

$$C_r = 150 (d/D)^{-3.24} (b/D)^{-1.18} X^{0.74}$$

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

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

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

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

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

Baffled condition

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

$$x = 4.5 (B_w / D) n_B^{0.8} / N_{Pmax}^{0.2} + N_{P0} / N_{Pmax}$$

Fully baffled condition

$$N_{Pmax} = 3.9$$

2.4 モールポーの動力相関式

Figure 13 にモールポーの動力相関を示す。非常に良く相関されており, 当初の仮定通り, プロペラおよび3枚後退翼に合う相関式の修正で可能であった。ベンドリーフとは異なり, 乱流域の部分修正するため Table 2 中の C_t を実測値に合うように試行錯誤法で修正した。その結果, Fig.13 に示すように非常に良く合う相関式が完成し, それを Table 4 に示した。完全邪魔板条件の値は2種類の b/d の翼で実測し b/d の関数として表した。

Table 4 Power correlation of MOLEPAW

Unbaffled condition

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

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

$$Re_d = nd^2 \rho / \mu, \quad Re_G = \{[\pi \eta \ln(D/d)] / (4d / \beta D)\} Re_d$$

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

$$C_r = [(4X^{1.5})^{-7.8} + (0.25)^{-7.8}]^{-1/7.8}$$

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

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

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

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

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

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

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

Baffled condition

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

$$x = 4.5 (B_w / D) n_B^{0.8} / N_{Pmax}^{0.2} + N_{P0} / N_{Pmax}$$

Fully baffled condition

$$N_{Pmax} = 3.6 (b/d)^{0.38}$$

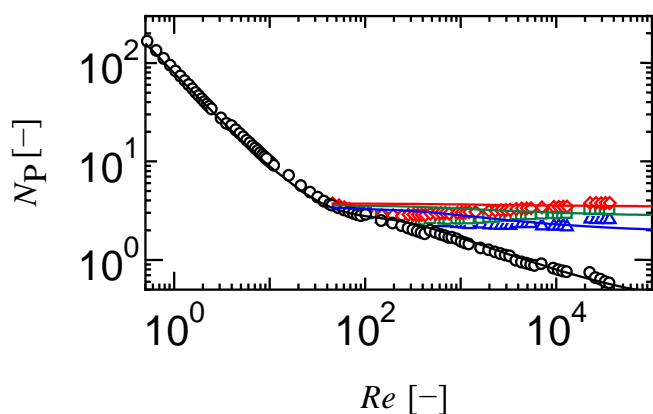


Fig.12 Correlation of power number for BENDLEAF

○:without baffle, △:one baffle, □:two baffle, ◇:four baffle

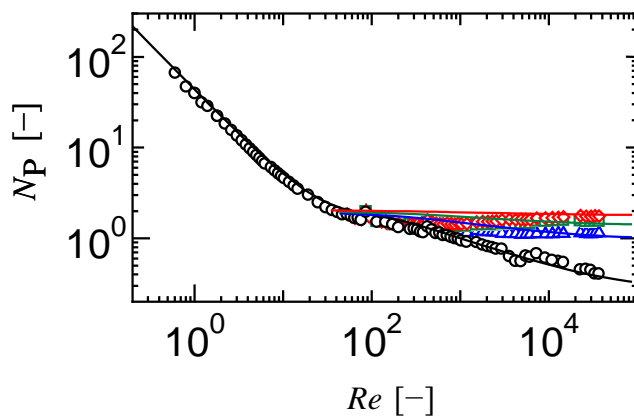


Fig.13 Correlation of power number for MOLEPAW

○:without baffle, △:one baffle, □:two baffle, ◇:four baffle

結 論

流脈観察によりベンドリーフの比較的低レイノルズ数領域の混合特性を検討した。上部翼を持たないモールポーと比較することにより、ベンドリーフの翼径比の効果、上部翼の有効性が明らかになった。また、他の大型翼とは異なり少量生産に対する液深が浅くなる変化に対応可能であることが判明した。さらに、ベンドリーフの動力相関は、他の大型翼と異なり、上部翼を無視し、代表長さとして下部翼の翼径、翼高さを用いたプロペラ翼および3枚後退翼の動力相関式の修正で可能なことを見いだした。ただし、上部翼を持たないモールポーの動力相関式と同一ではなく、モールポーは定数項の若干の修正が必要であった。

Nomenclature

b	= height of impeller blade	[m]
B_w	= baffle width	[m]
D	= vessel diameter	[m]
d	= impeller diameter	[m]
H	= liquid depth	[m]
n	= impeller rotational speed	[s ⁻¹]
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 plate	[-]
n_p	= number of impeller blade	[-]
P	= power consumption	[W]
Re_d	= impeller Reynolds number ($=nd^2\rho/\mu$)	[-]
T	= impeller period	[-]
μ	= liquid viscosity	[Pa · s]

ρ = liquid density [kg · m⁻³]

θ = angle of impeller blade [rad]

Literature Cited

- Furukawa H., Y. Kato, Y. Tada, S.T. Koh and Y.S.Lee ; "Power Consumption of Mixing Vessel with Draft Tube," *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **39**,9-12(2013a)
- Furukawa H., Y. Kato, F. Kato, Y. Fukatsu and Y. Tada ; "Correlation of Power Consumption for Rectangular Mixing Vessel," *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **39**,94-97(2013b)
- Furukawa H., Y. Kato, S. Ito and Y. Tada ; "Correlation of Power Consumption of Mixing Vessel with Helical Coil," *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **39**,171-174(2013c)
- Furukawa H., Y. Kato, Y. Fukatsu and Y. Tada ; "Correlation of Power Consumption for Eccentric Rectangular Mixing Vessel," *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **39**,175-177(2013d)
- Furukawa H., Y. Kato, Y. Fukatsu and Y. Tada ; "Correlation of Power Consumption for Eccentric Rectangular Mixing Vessel with Propeller Impeller," *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **39**,290-293(2013e)
- Furukawa H., Y. Kato, Y. Fukatsu, Y. Tada, S.T. Koh and Y.S. Lee ; "Correlation of Power Consumption for Eccentric Rectangular Mixing Vessel," *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **39**,479-484 (2013f)
- 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)
- Inoue, Y., B.Okada and S.Hashimoto, "Simplified Model of 3D Velocity Field in a Stirred Tank," *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **35**, 201-210 (2009a)
- Inoue, Y., D.Takaoka, B.Okada, K.Natami, S.Hashimoto and Y. Hirata, "Analysis of Fluid Mixing in an Agitated Vessel Based on a Streakline," *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **35**, 265-273 (2009b)

- Inoue, Y., Y. Kato, R. Osaka, K. Natami, O. L. Onyanfo, M. Kawamata and S. Hashimoto; "Enhancement of Fluid Mixing by Deformations of Streak Surface," *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **38**, 191–202 (2012)
- 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., Y. Tada, Y. Takeda, N. Atsumi and Y. Nagatsui; "Prediction of Mixing Pattern from Power Number Diagram in Baffled and Unbaffled Mixing Vessels," *J. Chem. Eng. Japan*, **43**, 46–51 (2010)
- 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., R. Nagumo, H. Furukawa, S. Ito, Y. Tada, S.T. Koh and Y.S. Lee; "Correlation of Power Consumption for Dispersing Impeller," *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **40**, 1–4 (2014)
- 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. Tada, T. Takeda and Y. Hirai and Y. Nagatsu; "Correlation of Power Consumption for Propeller and Pfaudler Type Impeller," *J. Chem. Eng. Japan*, **42**, 6–9 (2009a)
- 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 (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., 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)

Evaluation of Mixing Performance Based on Streak Line Observation and Correlation of Power Consumption for BENDLEAF Impeller

Yoshihito KATO¹⁺⁺, Yoshitaka OGURI¹, Masayuki MATSUNO²,
Haruki FURUKAWA¹ and Ryo NAGUMO¹

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

² Hakko Sangyo Co., Ltd., 1136 Oaza, Korenori, Nakatsu-shi, Oita, 871-8688, Japan

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

Keyword: Mixing, Agitation, Streak Line, New Type Impeller, Power Consumption

The mixing performance of a BENDLEAF impeller was evaluated by the streak line visualization method developed by Inoue *et al.* (2009a, 2009b, 2012). The mixing performance of this impeller was different from that of other large paddle impellers developed by other Japanese companies. This impeller was able to mix highly viscous liquid with a shallower liquid depth. The optimum ratio of impeller diameter to vessel diameter d/D was about 0.6 or over, and mixing performance declined when d/D was under 0.5. The power number of the BENDLEAF impeller was correlated by the modified equation of the propeller and Pfaudler impellers.