熱力学的効果がキャビテーションサージに与える影響

Thermodynamic Effects on Cavitation Surge in an Inducer

○ 正 吉田義樹 (JAXA), 渡邊 聡 (九州大学)

Yoshiki YOSHIDA, JAXA, 1 Koganezawa, Kimigaya, Kakuda, Miyagi 981-1525

Satoshi WATANABE, Kyusyu University, 744 Motoooka, Nishiki-ku, Fukuoka 819-0395

In the present study, we focused on the length of the tip cavitation as a parameter of cavitation in order to investigate the thermodynamic effect on a cavitating inducer. Comparison of the tip cavity length in liquid nitrogen (76 K and 80 K) with that in cold water (296 K) allowed us to estimate the strength of the thermodynamic effect. Sub-synchronous rotating cavitation appeared both in liquid nitrogen and in cold water. To the contrary, cavitation surge occurred only in cold water at lower cavitation numbers. It was inferred that the thermodynamic effect decreases mass flow gain factor M at lower cavitation numbers when the cavity length develops over the throat, and that its effect suppresses the cavitation surge in liquid nitrogen.

Key words; Thermodynamic Effect, Cavitating Inducer, Cavitation Instability, Cavity Length

1. 緒言

前報⁽¹⁾では、インデューサに発生するキャビテーションの熱力学的効果を調べるために、作動流体に水および液体窒素を選び、両者の翼端に発生するキャビティ長さを比較することにより、(1)キャビティがスロートを越える位に成長し、非定常性が高まるあたりから熱力学的効果の程度が大きくなってキャビティの成長が抑制されること、(2)揚程の低下は基本的にはキャビティ長さに依存し、キャビティ長さに熱力学的効果が現れることから“等価”吸込み性能が向上されること、(3)推定される温度降下量で見ると熱力学的効果が大きくなって、キャビティ内の温度が三重点に近づくとも温度降下率は鈍るようになり、インデューサ揚程が低下し始めること、等を明らかにした。

本報では、前報⁽¹⁾と同じ実験方法を用いて水(296K)、および液体窒素温度を意識的に4K変化させた実験(76Kと80K)を行い、作動流体の物性値の違いが熱力学的効果を通してキャビテーション不安定(本研究では亜同期旋回キャビテーション⁽²⁾とキャビテーションサージ)に与える影響について考察する。

2. 実験方法

実験装置⁽³⁾および実験方法は前報⁽¹⁾と同じであるのでその詳細は省略し、今回行った液体窒素の温度変化について以下に述べる。

2.1 液体窒素の物性 図1に Brennen⁽⁴⁾が流れの中にあるキャビテーション気泡の熱移動から示した、キャビティの成長に対する熱力学的効果の関与の大きさを示す thermodynamic function: $\Sigma(T) = (\rho_v/\rho_l)^2 \cdot (L^2/C_{p,l} T \alpha_L)^{1/2}$ [m/sec^{3/2}] を水素、窒素、酸素、および水について、三重点温度(T_t)と臨界点温度(T_c)で規格化して示す。大気圧(約0.1MPa)であれば水素20K、窒素77K、酸素90K、水373Kが飽和温度であり、これを○印で示すと各 $\Sigma(T)$ は水素>>窒素>液体酸素>水>>水(●常温296K)の順となる。このことは、比喩として「極低温流体は冷たいけれど、ロケットエンジンで使用されるような温度では冷水(常温)に比べて相対的に温かい(三重点から遠く、臨界点に近い)状態にある」と言える。 $\Sigma(T)$ は流れにある単一気泡のバブルダイナミクスから導き出された一つの指標値であり、これをインデューサに発生するような各種形態のキャビテーション群に適用するには定量的に無理があるが、経験的に実際のインデューサでも“等価”吸込み性能で見てこの順に熱力学的効

果が大きく現れる。また、この図中に示すように窒素であっても74K程度に降温すると $\Sigma(T)$ の上からは酸素(90K)とほぼ同等の値に出来ることが分かる。これが今回の窒素試験で降温した理由の一つである。

また、図1には同じく Brennen⁽⁴⁾がキャビティの成長に熱移動が関与する臨界時間を考察することによって提案した flow property $\Lambda = (U^3 \sigma / C)^{1/2}$ [m/sec^{3/2}] を今回の実験条件(窒素試験で $\Lambda \div 6 \times 10^2$, 水試験で $\Lambda \div 1 \times 10^2$, @ $\sigma = 0.04$)に合わせて記載している。窒素試験では $\Sigma \gg \Lambda$ であり、オーダ的に thermally controlled growth(キャビティの成長に熱力学的効果が関与する割合が大きい)範囲であり、また水試験では $\Sigma \ll \Lambda$ であり inertially controlled growth(キャビティの成長に熱力学的効果がほとんど影響しないで、力学的つり合いのみが支配的)の範囲であることが分かる。

Fig. 1 The thermodynamic function Σ (m/sec^{3/2}) for hydrogen, nitrogen, oxygen, and water (○: at 1atm, ●: experiment conditions of nitrogen (76K, 80K) and water (296K))

2.2 実験条件 水試験では回転数 7500rpm (アクリル透視管を用いた可視観察実験は強度上の制限から 6000rpm), 流量比 $Q/Q_d = 1.06$ (Q_d : 設計流量) で、水温は 296K で行った。一方、窒素試験は回転数 18300rpm, 流量比 $Q/Q_d = 1.05$ である。インデューサ上流の液体窒素温度は実測値で 76K と 80K で

あった。実験に用いたインデューサは水試験と窒素試験で同形同寸であり、インデューサの翼枚数は3で前縁にはスリップがあり、翼端でのソリディティは約1.9である。

2. 3. キャビテーションパラメータ 前報⁽¹⁾と同じくキャビテーションパラメータとしてキャビティ長さを採ることにする。しかし、窒素試験でインデューサに発生するキャビテーションを可視観察することは出来ないで、インデューサケーシング壁に翼に沿って8ヶの変動圧センサを配置し、測定される圧力変動をもとにキャビテーションの発生領域を推定し、翼前縁からキャビテーション領域の後縁までの翼に沿った長さをキャビティ長さ (L_c) として求めた。水試験において可視化観察により求めたキャビティ長さと、本方法を適用して同定したキャビティ長さが一致することは既に確認されている⁽¹⁾。

3. 実験結果

3. 1 キャビテーション性能 図2(a), (b)に水試験, および窒素試験におけるキャビテーション性能曲線を示す。横軸にキャビテーション数 σ , 縦軸に標準化した揚程係数 (ψ/ψ_0) をとっている。また図2(b)の窒素試験にはトルク特性 (τ/τ_0) も示す。図より窒素試験の方が小さなキャビテーション数まで揚程が低下しないことが分かる。これは Stepanoff⁽⁵⁾ が言う揚程低下をキャビテーションパラメータとする評価方法で見て、熱力学的効果が現れていると言える。また、窒素試験における揚程はキャビテーション数が減少するに従って漸増する傾向を示し、ポンプゲインが負 ($\mu = \partial \psi / \partial \sigma < 0$) の傾向を示しているが、トルク特性はフラットである。流量は一定に制御されているので、これは図3⁽⁶⁾に示すように、キャビテーションの発達とともに翼前縁負荷から翼後縁負荷へと翼負荷が最大となる位置が下流側に移動するに従って翼仕事が増大していることを示している。一方、水試験での揚程特性にも若干 $\mu = \partial \psi / \partial \sigma < 0$ の傾向は認められるが、窒素試験に比べてその程度は小さい。この違いは熱力学的効果による cavity shape (長さ、厚さ、ボイド率等) の違いがもたらす翼性能の相違と考えるが、残念ながらその詳細は今の所よく分っていない。

3. 2 キャビティ長さ 図2(a), (b)中にはキャビテーション数 σ に対して、キャビティ長さ C_{cl} (L_c/h , h : 翼列のスペーシング) の変化を併せて示す。図2(a)の水試験の場合は、瞬時画像からキャビティ長さを読み取ったものであり、多数の画像からキャビティ長さを読みとり、全ての読み値を図にプロットしている。これはインデューサのキャビテーションは非定常性が強く一枚の画像データからキャビティ長さを同定することが困難であったためである。従って、プロット点のちらばりの幅はデータの読み取り誤差としてばらついているのではなく、キャビティ長さの変動幅を表していることを注意しておく。参考に全読み取りデータの標準偏差 $S(C_{cl})=0.15$ の幅を赤線で表示する。

一方、窒素試験の場合は、圧力変動波形に軸回転で50回転分の平均化処理を行い、この時間平均されたものを使って圧力分布を描きキャビティ長さを求めているのでキャビテーションの非定常性はこの段階で消去されていて、プロット点は平均化された定常長さで見なせるものとなっている。そのため図2(b)に示すキャビティ長さのプロットに大きな散らばりはない。

図にはそれぞれのキャビティ長さのデータを元に最小二乗法で求めたフィット曲線を描いている。このフィット曲線で両試験でのキャビティ長さを比べると、同じキャビテーション数では窒素試験の方がキャビティ長さが短くなっており、キャビティの成長を抑制すると言う本来の観点から熱力学的効果が現れていることが分かる。 $C_{cl} < 1.0$ では両者(水、窒素)の差は比較的小さく、このあたりまでは熱力学的効果の程度はまだ小さい。しかし、キャビティ長さが $C_{cl} \approx 1.2$ を越える付近から両者の差は大きくなる。こういった傾向は液体窒素の温度差4Kの場合の両者(76K, 80K)のキャビティ伸長の差違にも同じ傾向が見てとれることが興味深い。

Fig. 2 (a) Cavitation performance Ψ/Ψ_0 , cavity length L_c/h , pressure amplitude of the unsteady cavitation in water (296K)

Fig. 2 (b) Cavitation performance Ψ/Ψ_0 , cavity length L_c/h , torque property τ/τ_0 , pressure amplitude of the unsteady cavitation in nitrogen (76K, 80K)

Fig. 3 Variation of the blade loading vs. cavitation number in nitrogen (80K) (broken lines show the component of the sub-synchronous rotating cavitation, and $\bullet$ shows the cavity length)⁽⁶⁾

3. 3 キャビテーション不安定 キャビテーション不安定の発生に関し、圧力変動の周波数分析結果を図4⁽⁷⁾に示す(軸回転角速度(Ω)に対する変動周波数(f)の比を無次元周波数 $f^* = 2\pi f / \Omega$ とする)。水試験(図4(a))ではキャビテーション数の低下に伴って、先ずサージモードの振動(Surge mode oscillation, 以下 SMO と略す)が $f^* \approx 0.16$ で出現し、次に

亜同期旋回キャビテーション⁽²⁾ (Sub-synchronous rotating cavitation, 以下 Sub-RC と略す) が $f^*=0.79\sim0.84$ で、最後にキャビテーションサージ (Cavitation surge, 以下 CS と略す) が $f^*=0.12\sim0.14$ で発生した。これに対して、室素試験 (図 4(b)) の 80K では Sub-RC が $f^*=0.82\sim0.84$ で発生した。また、76K の場合も Sub-RC が発生しその振動周波数は 80K の場合と殆ど同じであった (表 1 参照)。これらの発生範囲と振幅値を図 2 (a), (b) に併せて示す。CS の線形安定解析では、キャビテーションサージはキャビテーションの非定常特性 (マスフローゲインファクター, $M=-\partial V_c/\partial \phi$) とキャビテーションコンプライアンス, $K=-\partial V_c/\partial \sigma$), およびポンプゲイン ($\mu=\partial \psi/\partial \sigma$), システム (実験ループ) の特性と関係してその発散限界が決まる。今回の実験で発生するキャビテーション不安定の種類の違い, およびその発生の有無が, 作動流体の熱力学的効果がキャビテーションの非定常特性に影響して差を生んだものなのか, 実験を行ったシステムの違いによるものなのか, その判断は難しい。しかし, 著者らが行った他の実験, および Cervone ら⁽⁸⁾ が常温水 (293K) と熱水 (343K) を用いて同じ試験ループで行った実験結果 (熱水では CS の発生が抑制される) 等から推定すると, 熱力学的効果は $C_{cl} > 1.0$ で発生するような CS を抑制する効果を持つものと考えている。このことについては次章で改めて検討する。

Fig. 4 Comparison of FFT analyses of unsteady pressure on the casing wall in (a) water with that in (b) nitrogen⁽⁷⁾

Table 1 Comparison of the frequency of unsteady cavitation in water (296K) with that in nitrogen (76K, 80K)

Test conditions	Cavitation instability	Non-dimensional frequency $f^*=2\pi f/Q$
Nitrogen, 76K $Q/Q_d=1.05$	Sub-RC	0.82~0.85
Nitrogen, 80K, $Q/Q_d=1.05$	Sub-RC	0.82~0.84
Water, 296K, $Q/Q_d=1.06$	SMO	0.16
	Sub-RC	0.79~0.84
	CS	0.12~0.14

SMO: Surge mode oscillation,
Sub-RC: Sub-synchronous rotating cavitation
CS: Cavitation surge

4. 検討

4.1 キャビテーション不安定の熱力学的効果 3.3 に述べたように水試験と室素試験で異なるキャビテーション不安定の発生が観察された。水試験のみに SMO と CS が発生したが, 文献(2)に示したように SMO と Sub-RC は翼 1 枚のキャビティ

の振動から見ると非常に似通った特性を示す。つまり SMO は翼 3 枚で各々のキャビティが同相で振動するのに対して, Sub-RC は 120 度 (3 枚翼) づつ位相が異なってキャビティが振動していると思わせる。そのため近似的に“SMO の振動周波数+Sub-RC の振動周波数=軸回転周波数”という関係が多く, 今回の場合も概略その関係が成り立っている。このことから, この 2 種を類似のキャビテーション不安定現象と考えると, 水試験と室素試験 (室素温度変化試験も含めて) でいずれも $C_{cl} \approx 1.0$ 付近で発生しており, この種のキャビテーション不安定の発生は主にキャビティ長さに依存しており, 熱力学的効果により平均長さの伸長が抑制される分だけキャビテーション不安定の発生範囲がキャビテーション数の小さい方へシフトしていると考えることが出来る。この結果から, これらのキャビテーション不安定は, 熱力学的効果の影響よりも本質的にキャビティ長さに依存する流体力学的な不安定だと考えている。

次に, 水試験の低キャビテーション数 ($C_{cl} \geq 1.2$) のみで発生した deep な CS についてキャビテーションの非定常特性である M , K から考察する。そのために図 5 に, 同じインデューサで流量比 $Q/Q_d=1.00$ の場合⁽¹⁾ と今回の流量比 $Q/Q_d=1.05$ (水試験では 1.06) の場合の, キャビティ長さ (平均長さ) と見なすフィット曲線) を比較して示す。水試験における CS の発生範囲は $\sigma=0.022\sim0.03$ であり, この時 $Q/Q_d=1.00$ のキャビティ長さは $Q/Q_d=1.06$ に比べてやや長い。つまり, キャビティ体積 (V_c) がキャビティ長さ (L_c) に比例すると仮定し, 準定常的に考えると, このキャビテーション数の範囲でマスフローゲインファクタ $M (= -\partial V_c/\partial \phi)$ が正で大きくなる。これは, 線形安定解析から見たキャビテーションサージの発生限界⁽⁹⁾, $M > 2(1+\sigma)\phi K$ から見るとキャビテーションサージが発生しやすい方向となる。一方, 液体室素では $Q/Q_d=1.00$ と 1.05 でキャビテーション数全域で M が正に大きくなる傾向はなく, 室素試験では M は 0 に近い, もしくは負と推定され, キャビテーションサージは発生しにくい方向になっている。このように, 実験で得られた翼端キャビテーションからの限られた推論ではあるが, 水試験と室素試験では M が熱力学的効果によって影響され CS の抑制に影響しているものと考えている。

一方, 他方の非定常キャビテーション特性, キャビテーションコンプライアンス $K (-\partial V_c/\partial \sigma)$ から見ると, 熱力学的効果があるとキャビティの伸長が抑制されるので K は小さくなる。このことは, $M > 2(1+\sigma)\phi K$ から見ると熱力学的効果がある方が CS を発生させやすくなるが, 前述のように M が 0 に近いと考えればこれは差ほど影響しない。

一方, 今回の水試験に発生したキャビテーションサージは図 6 に示す可視化写真のように逆流渦キャビテーションを伴った振動であり, 画像で見る限り翼端に発生するキャビテーションと逆流渦キャビテーションの変動には相関があった。以下では逆流渦キャビテーションを伴うサージに関する山本⁽¹⁰⁾の実験を元に考察を進めることにする。

山本の実験結果によれば流量変動に対する逆流渦キャビティ体積変動の応答はその変動周波数が大きくなるほど遅れが大きくなり (これは, Murayama ら⁽¹¹⁾ のピッチング運動する単独翼の翼端渦キャビテーションの体積変動の応答についても, 同様な遅れが認められている。) この遅れ α が $-\pi/2$ となる限界周波数 (文献(10)では f_{90}) 以内に系の固有振動数 (f) がある場合 ($f < f_{90}$) にのみ, キャビティの排除仕事に系にエネルギーを与えることになって逆流渦キャビテーションの変動を伴う CS が発生するとされている。これから考えると, まず熱力学的効果により K が小さくなると, 系の固有振動数は $K^{-1/2}$ で高くなるので, 熱力学的効果がある方が系の固有振動数は高くなる。またキャビティの成長を抑制するのが熱力学的効果であるから流量変動に対するキャビティ体積変動の応答は, 熱力学的効果がある方が更にその遅れは大きくなり, f_{90} は小さくなるものと予想される。以上の 2 点は遅れ α が $-\pi/2$ となる限界周波数以内に系の固有振動数がある場合 ($f < f_{90}$) という発散条件に対して,

それぞれ逆の方向に作用するので、熱力学的効果がある方が、キャビティの排除仕事に系にエネルギーを与えることにはなりにくくなり、窒素試験ではキャビテーションサージの発生がなくなったものと考えられる。

Fig. 5 Comparison of cavity length in nitrogen (80K, $Q/Q_d=1.00$ and 1.05) with that in water (296K, $Q/Q_d=1.00$ and 1.06)

Fig. 6 Photos under the cavitation surge in water for $Q/Q_d=1.06$

4.2 熱力学的効果がキャビテーション特性 K , M に与える影響 (線形理論解析より)⁽¹²⁾

前節では図5に示した実験の平均キャビティ長さからキャビテーションの非定常特性 K , M を検討した。本節では2次元翼列のキャビテーション定常解析結果から考察することにする。図7の上段はWatanabe et al.⁽¹²⁾の定常キャビティ長さ(L_s)を $\sigma/2\alpha$ (σ :キャビテーション数, α :迎角)に対して示す。 Σ^* は熱力学的パラメータで図1の Σ 同様熱力学的効果の程度を示す指標であり、値が大きいくほど熱力学的効果が大きくなる。図より Σ^* が大きいほどキャビティの伸長は抑制されており、その抑制される傾向は実験結果と同様、 $L_s/h > 1.0$ で顕著である。

この計算結果を用いて、準定常的に σ , α に対して K (左図), M (右図)を算出した結果を下段に示す。 Σ^* が大きいほど $\sigma/2\alpha$ が小さい領域で K , M が急増する傾向がなくなるようになる。また、 $\sigma/2\alpha \approx 0.5$, すなわち定常キャビティ長さで $L_s/h \approx 1.0$ (すなわちスロット)より長くなる領域でキャビティ長さおよび K と M に与える Σ^* の効果が大きいことは、水実験の $L_s/h > 1.2$ で発生するキャビテーションサージが液体窒素では抑制されたことに何らかの示唆を与えていると考えている。いずれにせよ定常解析結果からではあるが、熱力学的効果が K , M を減少させるという図5からの推論と同じ結果が得られていることは非常に興味深い。最新の非定常解析結果については、文献(13)を参照されたい。

以上の推論の確証を得るには、実験で液体窒素中でのキャビテーションの非定常特性を調べることが必須であるが、それは容易なことではない。しかし、今後は吸込み性能だけでなく、熱力学的効果がキャビテーション不安定に与える影響を調べることも重要と考えており、数値解析や要素試験を通して引き続きこの方面の研究を続けて行きたいと考えている。

5. 結言

水と液体窒素中のインデューサの翼端に発生するキャビテーションの計測から、熱力学的効果がキャビテーション不安定に与える影響について考察した。

- (1) 亜同期回転キャビテーション、サージモードの振動の発生範囲は、主にキャビティ長さのみ依存しており、これらは熱力学的効果にさほど影響されない流体力学的不安定と考えられる。
- (2) 水試験ではキャビテーションサージが発生したが、窒素試験では発生しなかった。この原因は熱力学的効果がキャビテーションの非定常特性(K , M)に影響し、キャビティの排除仕事にシステムにエネルギーを与えにくい方向になったためと考えられる。

Fig. 7 Thermodynamic effect on quasi-steady cavitation characteristics, mass flow gain factor M and cavitation compliance K from Watanabe et al.^{(12),(13)}

参考文献

- (1) Yoshida, Y. et al., "Thermodynamic Effect on a Cavitating Inducer in Liquid Nitrogen," *Journal of Fluids Engineering*, Vol.128, (2006), in print
- (2) Yoshida, Y., et al., "An Overview of Sub-Synchronous Rotating Cavitation," *Turbomachinery (in Japanese)*, Vol. 34, No. 3, (2006), pp. 168-180.
- (3) Yoshida, Y., et al., "Cryogenic Inducer Test Facility in JAXA," *Turbomachinery (in Japanese)*, Vol. 33, No. 8, (2005), pp. 468-475.
- (4) Brennen C. E., "The Dynamic Behavior and Compliance of a Stream of Cavitating Bubbles," *Journal of Fluids Engineering*, Vol. 95, (1973), pp. 533-541.
- (5) Stepanoff, A. J., "Cavitation Properties of Liquids," *Journal of Engineering for Power*, Vol. 86, (1964), pp. 195-200.
- (6) Nagaura, K., et al., "Effects of Cavitation on Blade Load near the Tip in an Inducer," (in Japanese), *JSME Conference of Tohoku Branch*, (2005), pp.36-37
- (7) Nagaura, K., et al., "Influence of Thermodynamic Effect on Sub-synchronous Rotating Cavitation," (in Japanese), *JSME Conference of Tohoku Branch*, (2006), pp.13-14
- (8) Cervone, A., et al., "Thermal Effects on Cavitation Instabilities in Herical Inducers," *Journal of Propulsion and Power*, Vol. 21, No. 5, (2005), pp. 893-899.
- (9) Tsujimoto, Y. et al., "Unified Treatment of Flow Instabilities of Turbomachines," *Journal of Propulsion and Power*, Vol. 17, No. 3, (2001), pp. 893-899.
- (10) Yamamoto, K., "Instability in a Cavitating Centrifugal Pump (3rd report)," (in Japanese), *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series B*, Vol. 58, No. 545, (1992), pp. 180-186.
- (11) Murayama, M. et al., "Unsteady Tip Leakage Vortex Cavitation Originating From the Tip Clearance of an Oscillating Hydrofoil," *Journal of Fluids Engineering*, Vol. 128, (2006), pp.421-429.
- (12) Watanabe, S. et al. "Steady Analysis of Thermodynamic Effect of Partial Cavitation Using Singularity Method," *ASME FEDSM 2005-77387*, (2005).
- (13) Watanabe, S. et al. "Theoretical Analysis of Thermodynamic Effect on Cavitation Characteristics of Inducer," (in Japanese), to be presented at *JSME FED2006 G703*, Kawagoe, Japan, (2006).