単独翼まわりの常温水および極低温流体に対する 多重プロセス型キャビテーションモデルの適用

Application of Multi-process Cavitation Model for Cold Water and Cryogenic Fluid around a Hydrofoil

○正 津田 伸一 (九州大) 学 平井 琢磨 (信州大)
正 渡邊 聡 (九州大)

Shinichi TSUDA, Kyushu University, 744 Motooka, Nishi-ku, Fukuoka-shi, Fukuoka 819-0395
Takuma HIRAI, Graduate School of Shinshu University, 4-17-1 Wakasato, Nagano-shi, Nagano 380-8553
Satoshi WATANABE, Kyushu University, 744 Motooka, Nishi-ku, Fukuoka-shi, Fukuoka 819-0395

We have constructed and applied a new cavitation model called “Multi-process Cavitation Model”, which takes the various elementary processes in cavitation into account, for cavitation in cold water and that in liquid nitrogen as one of the cryogenic fluids. The proposed model was validated through CFD simulation around a hydrofoil, and compared the present results with the other simulation results and the experiments. As a result, the present model could predict the lift coefficient and surface pressure distribution better than the other cavitation models in the case of cold water while it could not accurately predict the temperature distribution in the case of liquid nitrogen, which is our near future work to be improved.

Key Words: Cavitation, Hydrofoil, CFD, Water, Cryogenic Fluid

1. 緒言

大型の液体ロケットでは、極低温流体である液体水素と液体酸素が主たる推進剤として使用されている。ロケットエンジンターボポンプにおけるインデューサの吸込特性は、極低温流体の熱力学的効果により、常温水での吸込特性と比べて優れていることが知られている。熱力学的効果は、キャビティ界面を介した潜熱移動に起因し、気泡周囲の流体温度が低下することで、キャビティの収縮をもたらす現象である。極低温キャビテーション時のインデューサの吸引性能や安定性を予測するためには熱力学的効果による温度変化を考慮する必要があるが、CFDはそのための最も強力なツールの一つとして位置づけられる。

以上の点を踏まえて、本稿では、キャビテーションにおける様々な素過程を考慮できるように我々が構築および改良してきている「多重プロセス型キャビテーションモデル」⁽¹⁾の適用妥当性を、単独翼まわりの常温水に加えて、極低温流体に対しても検討した。具体的には、常温水に対してはNACA0015翼まわりで計算をおこない、その結果を実験値⁽²⁾ならびに既存のキャビテーションモデルによる先行研究⁽²⁾⁽³⁾と比較した。また、極低温流体に対しては、NACA16-012翼まわりの液体窒素のCFD計算により、翼面温度分布を計測した実験⁽⁴⁾との比較をおこなった。

2. 多重プロセス型モデルの概要

多重プロセス型キャビテーションモデルでは、気泡の多分散性を間接的に反映するためにモーメント法⁽⁵⁾を用いている。以下にモーメント法を用いたキャビテーションモデルの概要を説明する。

気泡半径 R に対する時間 t 依存のサイズ分布関数を $f(R, t)$ とし、 i 次のモーメント積分として M_i を次のように定義する。

$$M_i = \int R^i f(R, t) dR \quad (1)$$

ここで、 $i=0, 1, 2, 3$ であり、 $f(R, t)$ を単位体積当たりで定義すれば、 M_0 , M_1 , M_2 , M_3 はそれぞれ気泡数密度、気泡半径密度、気泡表面積密度、気泡体積密度に相当する量である。な

お、 $f(R, t)$ の単位は m^{-4} である。

この4つの量に対して、モーメント法では以下の微分方程式(2)が成り立つとする。

$$\frac{DM_i}{Dt} = iG(\bar{R})M_{i-1} + S_{p,i} \quad (2)$$

ここで、 $G(R)$ は平均半径 $\bar{R}$ の気泡に対する膨張/収縮速度であり、 $S_{p,i}$ は気泡の初生/崩壊と合体/分裂による気泡数密度の変化速度を表している。式(2)において、具体的に M_0 から M_3 の各量に対して右辺の生成項を書き下したうえで、さらに気泡質量密度に相当する $\rho_{vap}M_3$ (ρ_{vap} は蒸気密度) の項についても式(2)と同様の扱いをおこなうと、以下のように多重プロセス型キャビテーションモデルが導かれる⁽¹⁾。

$$\frac{DM_0}{Dt} = J_0 + S_b - S_c \quad (3)$$

$$\frac{DM_1}{Dt} = C_g G(\bar{R}) M_0 \quad (4)$$

$$\frac{DM_2}{Dt} = 2C_g G(\bar{R}) M_1 \quad (5)$$

$$\frac{DM_3}{Dt} = 3C_g G(\bar{R}) M_2 \quad (6)$$

$$\frac{D(\rho_{vap}M_3)}{Dt} = \dot{m}_v (4\pi M_2) M_3 + \rho_{vap} \frac{DM_3}{Dt} \quad (7)$$

$$P_{vap} = \rho_{vap} R_v T \quad (8)$$

式(3)~(6)からわかるように、 M_0 から M_3 に対する各微分方程式は階層構造をなしている。また式(7)は気泡質量密度に対する微分方程式であり、式(8)は構成方程式としての気泡内部の状態方程式(理想気体の状態方程式)である。なお、式(8)の P_{vap} , R_v , T はそれぞれ気泡内部圧力、気体定数、温度である。さて、式(3)~(7)の各微分方程式の右辺の生成項には各素過程が反映されており、たとえば式(3)の M_0 は気泡数密度であ

Table 1 Computational conditions

	NACA0015 (Water)	NACA16-012 (LN ₂)
翼弦長[mm]	150	48.0
入口流速[m/s]	8.0	11.6
入口温度[K]	290	90.4
レイノルズ数 Re	1.2×10^6	$4.08 \times 10^6 \sim 5.12 \times 10^6$
キャビテーション ン数 σ	1.0~3.5	0.23~1.65

Fig. 1 Computational grid for NACA0015 (top side) and that for NACA16-012(bottom side)

るが、その右辺の生成項には気泡数を変える効果としての初生/崩壊速度 J_0 および、合体速度 S_c 、分裂速度 S_b が導入されている。本来ならば、式(4)~(6)の右辺には、合体/分裂の寄与も入るわけだが、その項の影響が小さいことを確認しており⁹⁾、本稿では省いている。また、 C_g はモデル定数であり、予備計算により $C_g=0.1$ とした。これは Rayleigh-Plesset 方程式を基にした膨張/収縮速度を高ボイド率に対しても適用できるように設けたモデル定数である。なお、 $\dot{m}_v$ は蒸発/凝縮による気泡表面での質量流束であり、気泡力学計算において最もよく適用されている Schrage の式⁷⁾のもとづいて与えている。

3. 計算条件

本研究では、多重プロセス型キャビテーションモデルを Tani and Nagashima によって構築された圧縮性を考慮できる Thermo-CCUP 法を用いたソルバ⁶⁾に導入して計算をおこなった。また乱流モデルとしては、Tani and Nagashima と同様に、ここでは Baldwin-Lomax モデルを適用した。そのうえで、常温水における計算対象は、先行研究でもあまりよい再現性が得られていない NACA0015 翼（迎角 8 度）とし、極低温流体における計算対象は、NACA16-012 翼（迎角 8 度）とした。詳細な計算条件は表 1 のとおりである。ここで、表中の Water は常温水を、LN₂ は液体窒素を表している。また、計算格子としては、図 1 のような C 型格子を用いた。総格子点数は双方ともに約 30,000 点(主流方向 500×翼面鉛直方向 60)である。境界条件としては、計算領域入口で流速と温度、出口で圧力を規定した。

4. 結果および考察

4-1 常温水における結果 図 2 は、NACA0015 翼まわりの常

Fig. 2 Lift coefficient against cavitation number (Cold water flow around NACA0015)

Fig. 3 Surface pressure distribution of NACA0015 ($\sigma=1.4$ in the case of cold water flow around NACA0015)

温水の CFD 計算から得られた揚力係数のキャビテーション数に対する変化を、実験結果²⁾とともに示したものである。また、図 3 には他の代表的な先行研究による CFD 結果²⁾⁽³⁾も併せて示している。これより、キャビテーション数が $\sigma=1.2$ の条件では再現性が大きく低下しているものの、少なくとも先行研究と比べる限り、その他の条件では揚力係数の再現性が比較的良好であることがわかる。なお、 $\sigma=3.5$ の条件では非キャビテーション状態となっているが、この条件で揚力係数が合っていない理由は、全域を乱流とみなして Baldwin-Lomax モデルを適用しているためであり、乱流モデルについては、別途本質的な見直しが必要である。

次に、揚力係数と関連して、図 3 にキャビテーション数 $\sigma=1.4$ における翼面圧力係数分布（時間平均値）について、先行研究による CFD 結果および実験値との比較結果を示す。これより、実験値と比べると主流方向への圧力回復が早いものの、先行研究の CFD 計算に比べると、改善の傾向があることがわかる。ここで、主流方向への圧力回復が実験と比べて早いのは、時間平均化したキャビティ長さを明らかに過小評価しているためである。本モデルでは「初生遅れ（飽和蒸気圧では直ちに気泡は初生しない影響）」を取り込んだことで、先行研究に比べるとキャビティ長さの改善ができたと考えられる。すなわち、多くのモデルでは圧力が飽和蒸気圧以下になった段階で直ちに発泡が始まるとするモデリングをおこなっているが、本モデルでは初生遅れの影響を考慮したために気泡の初生点が翼の後縁側にシフトし、この影響によりキャビティ長さも後縁側に長くなる効果がもたらされた。

Fig. 4 Test section around NACA16-012 by Niiyama et al.⁽⁴⁾

ためである。一方、よりキャビテーションが発達した $\sigma=1.2$ の条件では、初生遅れの影響を考慮することによる再現性向上には限界があり、翼面上のキャビティそのものの再現性向上を図らない限り、現状の多重プロセスモデルによる揚力係数ならびに翼面圧力分布の精度向上には限界がある可能性も高い。これについては、乱流モデルの改良と併せて検討を進める必要がある。

4-2 極低温流体における結果 続いて、多重プロセス型モデルを用いた CFD 計算を極低温流体に適用した結果を示す。ここでは、Niiyama らによる、液体窒素を用いた NACA16-012 翼まわりの実験結果⁽⁴⁾との比較をおこなった。彼らは、図 4 の模式図のように翼の負圧面上に埋め込んだ 5 つの温度センサを用いることで、熱力学的効果の程度を詳細に評価している。

図 5 は、実験における温度低下量と本計算における温度低下量を 5 つのセンサに対して示した結果である。ただし、温度低下量 B は、式(9)により無次元化して示していることに注意する。

$$B_N = \frac{T_{IN} - T_N}{T^*}, \quad N=1, \dots, 5 \quad (9)$$

ただし、

$$T^* = \frac{\rho_{vap}(T_{IN})L(T_{IN})}{\rho_{liq}(T_{IN})C_{p,L}(T_{IN})} \quad (10)$$

ここで、 T_m は入口温度、 L は潜熱、 $C_{p,L}$ は液相の定圧比熱である。また、 ρ は密度であり、添え字の liq と vap はそれぞれ液相側と気相側を意味している。また、図 5 において、Location 1～Location 5 までは各位置の温度センサであり、それぞれ図 4 の①～⑤に対応している。

図 5(a)より、実験ではキャビテーション数が小さくなるにつれて無次元温度低下量が大きくなっており、また後縁側の方が温度低下量は小さくなっていることがわかる。これに対して、図 5(b)の本計算結果では、キャビテーション数の低下に伴い温度低下量が大きくなるという傾向は見られるものの、実験では温度低下がほとんど生じていない、キャビテーション数 $\sigma=1.19$ の段階から顕著に温度低下が表れていることがわかる。一方、実験では $\sigma=0.23$ の場合に翼前縁の無次元温度低下量が 1.3 であるのに対し、本計算では翼前縁ではなく翼後縁側で温度低下が大きくなり、最大温度低下量も 0.4 程度となった。この結果から、NACA16-012 翼では低キャビテーション数領域において熱力学的効果の程度を過小評価することが確認された。

さて、熱力学的効果は気液界面における質量輸送に伴う潜熱移動に起因するため、気泡表面積の予測精度は、熱力学的

(a) Experimental measurement by Niiyama et al.

(b) This work

Fig. 5 Temperature decrease at the five measurement points against cavitation number

効果を考慮するうえで重要なファクターである。常温水においては比較的良好な結果が得られているのに対して、極低温流体において温度低下量を適切に予測できていない原因としては、気泡表面積の予測精度が低いためであると考えている。また、本モデルにおける気泡表面積は、式(3)～式(6)の階層的構造を見てもわかるように、気泡数密度の影響を受けており、より本質的には、気泡数密度のモデリングが不適切である可能性が高い。実際に、常温水の場合には(初期の気泡数密度分布を与える)既存気泡核の分布が概ねわかっているが、極低温流体の場合、このような実験データは皆無に等しく、本稿での計算結果はすべて常温水と同じ気泡核分布を与えたものとなっている。したがって、今後は適切な気泡核分布の与え方を検討するとともに、適切な気泡表面積のモデリングをおこなう必要がある。

5. 結言

本稿では、キャビテーションの多重プロセス性を考慮したモデルを組み込んだ CFD 計算を、常温水に対しては NACA0015 翼まわりの流れ場でおこない、実験値や既存のキャビテーションモデルと比較した。また、極低温流体の一つである液体窒素に対しては、NACA16-012 翼まわりの CFD 計算をおこない、熱力学的効果による温度低下量を実験値と比較した。以下に得られた知見を示す。

1. 常温水では、既存のキャビテーションモデルよりも再

現性の向上が見られ、実験値と比較的良好な一致を示した。この要因としては、本モデルでは初生遅れを反映した結果、キャビティ長さの予測精度が改善したことが挙げられる。

2. 液体窒素では、熱力学的効果の予測において十分な精度が得られなかった。この本質的要因としては、常温水の既存気泡核分布を参照した数密度予測をおこなっているために気泡の表面積密度が正しく予測できていないことが挙げられる。

今後は極低温流体中における気泡核分布の推定⁽⁹⁾とともに、乱流場の予測精度の改善を図る予定である。

謝辞

本研究を進めるにあたり、宇宙航空研究開発機構（現 IHI）の谷直樹博士には、多重プロセス型モデルの CFD ソルバへの導入に際して多大なご協力をいただいた。また、金沢工業大学の新井山 一樹 博士（現 IHI）にも極低温流体における実験データを快くご提供いただいた。ここに記して深く謝意を表す。

引用文献

- (1)津田伸一，谷直樹，山西伸宏，常温水に対する多重プロセス型キャビテーションモデルの構築および検証（初生/崩壊および合体/分裂の導入），機論 B，78（2012），1165-1180.
- (2)C. Kato, Industry-University Collaborative Project on Numerical Predictions of Cavitating Flows in Hydraulic Machinery: Part 1—Benchmark Test on Cavitating Hydrofoils, *Proc. ASME-JSME-KSME Joint Fluids Engineering Conference 2011*, (2011), AJK2011-06084.
- (3)A. K. Singhal, Mahesh M. Athavale, Huiying Li, Yu Jiang, Mathematical Basis and Validation of the Full Cavitation Model, *Trans. ASME Journal of Fluids Engineering*, 124 (2002), 617-624.
- (4)K. Niiyama, Y. Yosihida, S. Hasegawa, M. Watanabe, M. Oike, Experimental Investigation of thermodynamic effect on cavitation in liquid Nitrogen, *Proceedings of the 8th International Symposium on Cavitation*, (2012), No. 231.
- (5)A. L. Randolph and M. A. Larson, *Theory of Particulate Processes*, Academic Press., San Diego, California, (1988).
- (6)津田伸一，茂田大樹，平井琢磨，能見基彦，均質媒体近似にもとづいたキャビテーション CFD における気泡の合体/分裂の影響，ターボ機械，42（2014），256-263.
- (7)R. W. Schrage, *A Thermal Study of Interface Mass Transfer*, Columbia University Press, New York, (1953).
- (8)N. Tani and T. Nagashima, Cryogenic Cavitating Flow in 2D Laval Nozzle, *J. Thermal Sci.*, 12 (2002), 157-161.
- (9)S. Tsuda, S. Takagi, Y. Matsumoto, A Study on the Growth of Cavitation Bubble Nuclei Using Large-Scale Molecular Dynamics Simulations, *Fluid Dyn. Res.*, 40(2008), 606-615.