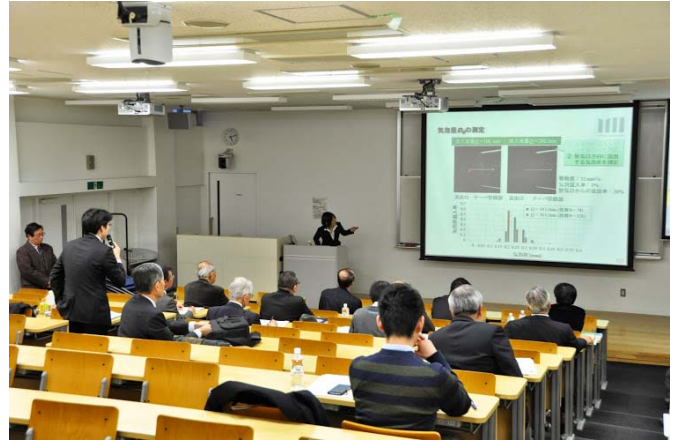


坂間清子氏 学位論文公聴会



2015 年 / 月 28 日

学位論文審査委員会

委員長 溝渕 利明 殿

学位論文審査小委員会

主査 教授 田中 豊 

副査 教授 小林 尚登 

副査 教授 竹内 則雄 

副査 東京工業大学
教授 横田 真一 

試問による学識確認の報告

法政大学学位規則第 19 条により、坂間 清子 氏について、その論文を中心
に関連する学問領域の試問を行った結果、合格と判定した。

以 上

(報告様式 I)

2015年 1 月 28 日

学位論文審査委員会

委員長 溝渕 利明 殿

学位論文審査小委員会

主査 教授 田中 豊 

副査 教授 小林 尚登 

副査 教授 竹内 則雄 

副査 東京工業大学
教授 横田 真一 

坂間 清子 氏 提出学位請求論文

「油圧動力伝達システムにおける油中気泡の分離除去に関する研究」

論文内容の要旨と審査結果の要旨（報告）

（報告様式Ⅱ）

1. 論文内容の要旨

油圧動力伝達システムは、油の高い剛性とパスカルの原理を利用することで大きな力の伝達を可能にし、小形で大出力を必要とする産業分野で広く利用されている。油圧システムが利用されている建設機械や航空機では、機器のさらなる小形化・軽量化・高出力化への要求が高まっており、それにともないシステムの高圧化が進んでいる。システムの高圧化は、油圧機器の小形高出力化に有効であるが、同時にキャビテーションによる機器部材の壊食や作動油の劣化の促進等の問題の原因にもなる。キャビテーション壊食と作動油の劣化には、作動油に含まれる空気の影響が大きく影響している。作動油中には大気圧下で8～10%程度の空気が溶解しており、ポンプ内のノッチやバルブオリフィス部等の流路が狭く、圧力が急激に低下するところでキャビテーション噴流が発生し、溶解していた空気は気泡となって析出する。一度析出した気泡は、再度溶解するまでに長い時間を要し、油のみかけの剛性を低下させるため、システムの動特性へも影響をおよぼす。本研究では、気泡除去装置を用いて油中気泡を積極的に分離除去することで油圧動力伝達システムに生じる諸問題を解決することを目的としており、気泡除去装置の有用性を実験的に検証し、さらに装置内部の流れの可視化実験と数値解析の結果から気泡除去装置の設計法を確立している。

本論文は、緒論と結論を含む全7章で構成されており、各章の概要は以下の通りである。

第1章「緒論」では、近年の油圧動力伝達システムの動向と問題を示し、油圧機器で生じる問題の原因の一つに油中気泡の存在が挙げられること、さらにそれらの問題の解決に旋回流を利用して油中気泡を分離除去する気泡除去装置が有効であることを述べている。また、この気泡除去装置の動作原理を説明し、装置の各部の形状パラメータの最適化と流体の条件を考慮した装置の設計法の確立の必要性について述べている。

第2章「気泡除去装置が油圧動力伝達システムにあたえる効果」では、気泡除去装置の有用性を明らかにすることを目的として、気泡除去装置を用いた作動油の劣化試験、キャビテーション噴流実験装置を用いたキャビテーションの可視化実験と部材の壊食量測定実験、気泡の混入した作動油の等価体積弾性係数の測定実験の結果を示している。作動油の劣化試験では、気泡除去装置を用いて作動油中の気泡を取り除くことで作動油の酸化劣化の原因となる作動油中の酸素量を減少させ、作動油の劣化の進行を大幅に遅らせることを明らかにしている。また、キャビテーション噴流の可視化とキャビテーションによる部材の壊食量測定実験では、気泡を除去することでキャビテーションの発生を減少させ、結果としてキャビテーション壊食の低減につながることを示している。作動油の等価体積弾性係数の測定実験では、油中の気泡が作動油の剛性に大きく影響をおよぼすことを明らかにし、油中気泡の除去の必要性を示している。

第3章「気泡除去装置の流れの解析」では、油圧システムで生じる気泡に起因した問題を確実に解決するために、使用環境を考慮した気泡除去装置の設計法の確立が必要であることを示し、装置の設計法を検討するために実施した気泡除去装置内の流れ解析の概要について述べている。本研究では、気泡除去装置内部の流れを観察するために、透明アクリ

ルで作製した気泡除去装置を用いた流れの可視化実験と、装置内部の流れを詳細に比較検討するために装置内部の流れの数値解析を実施しており、本章ではこれらの概要を説明している。また、可視化実験と数値解析の結果から装置の性能を正確に評価するための準備として、気泡の分離性能に関わる装置断面の気泡含有率分布を用いた評価法と、気泡の除去性能を表す指標となる気泡除去率を用いた評価法について説明している。

第4章「流体条件と気泡除去装置の性能」では、気泡除去装置に流入する流体の流入流量や動粘度、流体に混入した気泡の径と混入量を変更して実施した可視化実験と数値解析の結果を示している。数値解析の結果から、流入流量が多く、動粘度が低い、すなわちレイノルズ数が高いほど気泡の分離除去性能が高いことを明らかにしている。しかし、可視化実験の結果では流入流量が少ないほど気泡が装置内部で集合する傾向にあることが確認され、数値解析と可視化実験では異なる傾向を示すことが明らかとなった。ここで、装置に流入する気泡径が装置の性能に影響をおよぼしているとの予測から、装置内部に流入する気泡径の分布を測定し、さらに数値解析で気泡径の違いによる装置の性能を比較検討した。その結果、装置に流入する気泡の径が装置の性能に大きく影響をおよぼすことを明らかにした。以上のことから、作動油の物性値と装置の代表長さで決まるレイノルズ数を考慮するだけでは装置の設計は困難であり、作動油中の気泡の条件を考慮した装置の設計法の確立が必要であることを明らかにしている。

第5章「形状パラメータと気泡除去装置の性能」では、気泡除去装置の形状パラメータの違いが装置の性能におよぼす影響を明らかにするために、気泡除去装置の流出口径、放気口径、テーパ管路部長さを種々変更して可視化実験と数値解析を実施し、これらのパラメータが装置内部の気泡の挙動に影響をおよぼすことを明らかにした。また、気泡除去後の作動油が流出する流出口径と、分離除去された気泡が流出する放気口径は、気泡の挙動に大きく影響をおよぼすだけでなく、相互に影響をおよぼし合うことが明らかになり、装置の個々の形状パラメータを単独で最適化することは困難であること、そして装置の形状パラメータを最適化するには複数のパラメータの関係を考慮する必要があることを示している。

第6章「気泡除去装置の設計法」では、第4章と第5章の結果を考慮してさらに詳細に気泡除去装置内の気泡の挙動を比較し、特定の流体条件における装置の最適形状と流体条件の違いを考慮した装置の設計法を検討している。装置の形状パラメータを最適化するために、はじめに気泡径を基準に装置の中心軸上に気泡を十分に集合させることが可能な流出口径を探索した。その結果、流出口径に対する気泡径の比で表される無次元気泡径を新たに導入し、この無次元数がある一定値を超えるように流出口径を決定することで、確実に気泡を装置の中心軸上に集合させられることを明らかにした。次に、装置内部の気泡の挙動に影響をおよぼすテーパ管路部形状を最適化するために、流入管路部径とテーパ管路部長さを変更して数値解析を実施し、流入管路部径によってテーパ管路部の最適な長さが異なること、そして装置内部の旋回の挙動の変化からこれらのパラメータの最適化が可能

であることを示した。また第5章では、放気口径は流出口径と相互に影響をおよぼしあうことを明らかにしたが、放気口径については新たに導入したスパイラル係数という指標を用いて決定できることを示した。以上のことから、装置に流入する気泡径から流出口径、装置内部で生じる旋回の挙動の変化から流入管路部径とテーパ管路部長さ、そしてスパイラル係数を用いて放気口径を決定することが可能になり、装置の形状パラメータの最適化が可能になることを示した。ここで示した装置の最適形状は、流体条件の違いを考慮して装置の設計を行うための基準形状としている。第4章では作動油の物性値と装置の内径を代表長さにとったレイノルズ数を一致させるだけでは装置の性能の維持が困難であることを示したが、本章でさらに詳細に結果を比較検討し、前述した無次元気泡径を導入することで、流体の条件が異なる場合でも装置の性能の維持が可能であることを明らかにした。以上のことから装置の最適形状からレイノルズ数と無次元気泡径を考慮して装置の寸法を決定することで、流体の条件が異なる場合でも高い気泡除去性能が得られることが明らかになり、流体条件を考慮した装置の設計が可能となることを示した。

第7章「結論」では、本研究で得られた結果をまとめ、気泡除去装置の有用性と高性能化について本論文で明らかになった知見がまとめられている。

2. 審査結果の要旨

建設機械や航空機などで利用される油圧動力伝達システムでは、機器のさらなる小形化・軽量化・高出力化への要求が高まっており、それにともないシステムの高圧化が進んでいる。しかしシステムの高圧化はキャビテーションによる機器部材の壊食や作動油の劣化の促進等の問題の原因となる。キャビテーション壊食と作動油の劣化には、作動油に含まれる空気の影響が大きく影響している。作動油中には大気圧下で8~10%程度の空気が溶解しており、ポンプ内のノッチやバルブオリフィス部等の流路が狭く、圧力が急激に低下するところでキャビテーション噴流が発生し、溶解していた空気は気泡となって析出する。一度析出した気泡は、再度溶解するまでに長い時間を要し、油のみかけの剛性を低下させるため、システムの動特性へも影響をおよぼす。

本論文では、油中気泡を積極的に分離除去することで油圧動力伝達システムに生じる諸問題を解決することを目的として、旋回流を利用して油中気泡を分離除去する気泡除去装置の有用性を実験的に検証するとともに、装置内部の流れの可視化実験と数値解析の結果を詳細に検討し、高性能な気泡除去装置の設計法を提案している。

まず気泡除去装置を用いた作動油の劣化試験、キャビテーション噴流実験装置を用いたキャビテーションの可視化実験と部材の壊食量測定実験、気泡の混入した作動油の等価体積弾性係数の測定実験が実施された。これらの実験結果から、油中気泡の分離除去が油圧動力伝達システムに生じる諸問題を解決する鍵となることが明らかとなり、油圧動力伝達システムにおける気泡除去装置を用いた積極的な油中気泡の除去の必要性が示された。

次に気泡除去装置内部の流れの可視化実験と数値解析を実施し、従来は経験的に決めら

れていた気泡除去装置の形状パラメータの影響が詳細に検討された。その結果、作動油の物性値と装置の代表長さで決まるレイノルズ数を考慮するだけでは装置の設計は困難であり、作動油中の気泡の条件、特に気泡径を考慮した装置の設計が重要であることが初めて明らかとなった。また装置の個々の形状パラメータを単独で最適化することは困難で、複数のパラメータの関係を考慮する必要があることが示された。

さらに高性能な気泡除去装置の設計法を確立するため、これまでの可視化実験や数値解析の結果がより詳細に検討された。その結果、新たに導入した無次元気泡径というパラメータを用いて装置に流入する気泡径から流出口径を、装置内部で生じる旋回流の挙動が遷移する様子から流入管路部径とテーパ管路部長さを、新たに提案したスパイラル係数から放気口径を、それぞれ決定する設計手法が提案され、高い分離除去性能を有する気泡除去装置の基準形状の設計が可能となった。またレイノルズ数と無次元気泡径を考慮して、この基準形状から装置の寸法を修正することで、流体の条件が異なる場合でも高い気泡除去性能が得られる装置を設計できることが示された。最後にこれらの設計手法がまとめられ、高性能な気泡除去装置の設計手順が具体的に示された。

以上、本論文は、気泡除去装置による積極的な油中気泡の分離除去が油圧動力伝達システムの課題解決に有効であることを具体的に示し、実験と数値解析を駆使することにより、高い分離除去性能を持つ装置の設計手法を提案し、その設計手順を確立した。こうした設計手順を確立するための着眼点、その学術的かつ工業的意義、新規性や独創性、工業的有用性において、本論文の内容とその成果は非常に高く評価することができる。

よって、本審査小委員会は全会一致をもって、提出論文が博士（工学）の学位に値するという結論に達した。

油圧動力伝達システムにおける 油中気泡の分離除去に関する研究

RESEARCH ON BUBBLE SEPARATION AND ELIMINATION FOR HYDRAULIC SYSTEM

坂間 清子

Sayako SAKAMA

主査 田中 豊

副査 横田 眞一・小林 尚登・竹内 則雄

法政大学大学院デザイン工学研究科システムデザイン専攻博士後期課程

Air bubble entrained in oils cause many problems, such as the acceleration of oil degradation, cavitation erosion, and decline of effective bulk modulus of oil. Air bubbles in working fluids must be actively separated and eliminated to realize performance improvement of hydraulic systems. To remove air bubbles from hydraulic oil, it is possible to use an active “bubble eliminator” that uses swirl flow to remove air bubbles. In this paper, the improvement of oil aging, cavitation erosion, and the effective bulk modulus by the bubble eliminator was experimentally investigated. Moreover, to enhance the performance of the bubble eliminator, experimental flow visualization and numerical simulation of the bubble eliminator were conducted, and the importance of design index of the bubble eliminator considering the fluid condition was mentioned. To establish the new design index of the bubble eliminator, the effect of the shape parameters of the device and fluid condition on the performance of the bubble eliminator was clarified. As a result, it became possible to design the bubble eliminator considering the fluid condition.

Key Words : Bubble eliminator, Hydraulic system, Oil, Swirl flow

1. 緒論

油圧動力伝達システムは、油の高い剛性とパスカルの原理を利用することで大きな力の伝達を可能にし、小形で大出力を必要とする産業分野で広く利用されている。油圧システムが利用されている建設機械や航空機では、機器のさらなる小形化・軽量化・高出力化への要求が高まっており、それにともないシステムの高圧化が進んでいる¹⁾。システムの高圧化は、油圧機器の小形高出力化に有効であるが、同時にキャビテーションによる機器部材の壊食や作動油の劣化の促進等の問題の原因にもなる^{2),3)}。キャビテーション壊食と作動油の劣化には、作動油に含まれる空気の影響が大きい。作動油中には大気圧下で 8~10%程度の空気が溶解しており、ポンプ内のノッチやバルブオリフィス部等の流路が狭く、圧力が急激に低下するところでキャビテーション噴流が発生し、溶解していた空気は気泡となって析出する。一度析出した気泡は、再度溶解するまでに長い時間を要し、油のみかけの剛性を低下させるため、システムの動特性へも影響をおよぼす。

油中気泡に起因する油圧システムで生じる問題の解決には作動油から気泡を積極的に分離除去することが必要

であり、それには旋回流により油中気泡を分離除去する気泡除去装置が有用である。Fig.1 に気泡除去装置の構造と原理を示す。気泡除去装置は、流入口、流入管路部、テーパ管路部、流出口、放気口により構成される。流入口は流入管路部に接線方向から油が流入するように取り付けられており、流入口から油を流入させることで旋回流を発生させる。気泡の比重は油に比べて極めて小さく、気泡は旋回流により装置の中心軸上に集合する。集合した気泡は流出口側に背圧をかけることで放気口から押し出され、油タンクへ戻る。

本研究では、気泡除去装置を用いて油中気泡を積極的に分離除去することで油圧動力伝達システムに生じる諸

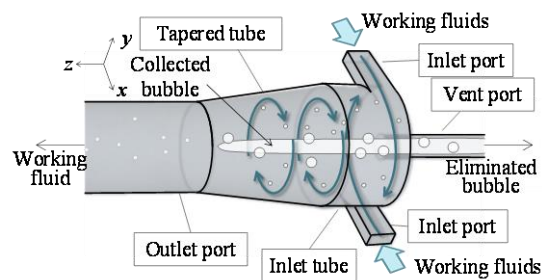


Fig.1 Design and principle of bubble eliminator

問題を解決することを目的としており、気泡除去装置の有用性を実験的に検証し、さらに装置内部の流れの可視化実験と数値解析の結果から気泡除去装置の設計法を確立した。

2. 気泡除去装置が油圧システムに与える効果

(1) 実験回路図

本研究では、油圧システムで生じる問題の解決に対する気泡除去装置の有効性を確認するために、キャビテーションによる部材の壊食量測定実験と作動油の等価体積弾性係数測定実験を実施した。

Fig. 2 に実験装置の油圧回路図を示す。本実験装置は、キャビテーション噴流実験装置、あるいは作動油の等価体積弾性係数測定実験装置が取り付けられたメイン回路とタンク内の気泡を除去する気泡除去回路で構成される。噴流実験装置や等価体積弾性係数測定実験は、メイン回路の a-b 間に取り付けられており、気泡除去装置は気泡除去回路に取り付けられている。

(2) キャビテーション壊食低減実験

Fig.3 に本実験で使用したキャビテーション噴流実験装置断面の概略図を示す。ポンプで加圧された作動油は、円筒形絞りを通過するときに急激に減圧され、円筒形絞りからはキャビテーションを伴う噴流が流出する。円筒形絞りから流出する噴流の先に試験片を取り付け、その試験片の質量減少量を測定することでキャビテーションによる壊食量を評価した。装置内の円筒形絞りとは試験片は、それぞれステンレス鋼 (JIS SUS304) とアルミニウム合金 (JIS A1070) 製のものを使用している。また、実験には油温 40℃ のときに動粘度 32 mm²/s の一般的な鉱油系作動油を使用し、油温は 50±1℃ で実験を実施している。噴流実験装置の上流側圧力が 40MPa になるように装置に作動油を流入させており、そのときのポンプの吐出流量は 5.8 L/min である。また、噴流実験装置の下流側圧

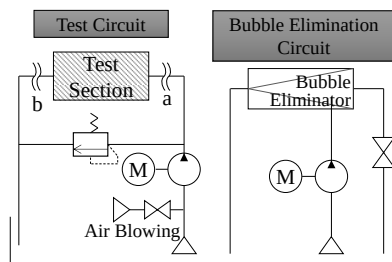


Fig.2 Hydraulic circuit of the test apparatus

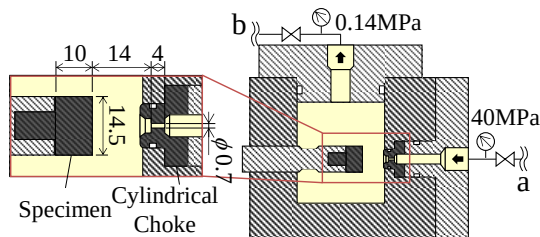


Fig.3 Schematic of the test chamber for cavitation erosion test

力は 0.14 MPa である。気泡除去の有無がキャビテーションの発生にあたる効果を明らかにするために、気泡除去装置を使用しない条件 (Bubble eliminator OFF) では、ポンプの吸込み側に取り付けられたコンプレッサによって 0.58 L/min の空気を混入させながら実験を実施し、気泡除去装置を使用する条件 (Bubble eliminator ON) では、気泡除去回路で油タンク内の気泡を十分に取り除いた油を使用して実験を実施している。

気泡除去装置による油中気泡の除去がキャビテーションによる部材の壊食量にあたる効果を検証するために、試験片にキャビテーション噴流を 10 分間あててそのときの試験片の質量減少量を 2 分毎に測定した。Fig.4 にキャビテーションによる試験片の壊食量の測定結果を示す。気泡除去装置を使用して油中気泡を除去することで試験片の壊食量が大幅に減少し、実験開始から 10 分後の壊食量を比較すると、気泡除去装置を使用しない場合に比べて壊食量は 4 分の 1 まで低減していることがわかる。

(3) 作動油の等価体積弾性係数の向上

空気は油と比較して圧縮性が極めて高く、油圧システムの作動油中に気泡が混入すると、作動油の見かけの圧縮性が増大し、機器の動特性の低下やポンプの吐出効率の低下等の問題が生じる。本節では、流体の剛性を表す指標である体積弾性係数を用いて、油中気泡の除去が作動油の剛性にあたる効果を明らかにする。体積弾性係数は、圧力と体積の微小変化の比から算出され、以下の式(1)で表される。

$$K = -V \frac{dp}{dV} \quad (1)$$

ここで p は圧力、 V は動作点における体積である。

作動油の等価体積弾性係数を算出するために、圧力容器に封入した油をサーボシリンダで加圧し、そのときの油の圧力と体積の変化を測定する。Fig.5 に体積弾性係数の測定に用いた実験装置を示す。本装置は、キャビテーション壊食低減実験で使用していた Fig.3 の装置のテストセクションに取り付けられており、圧力容器と油圧サーボシリンダで構成されている。圧力容器は、油を循環するメイン回路に取り付けられており、油を毎分 6 L で循環させた後、容器内に油を充填している。圧力容器の

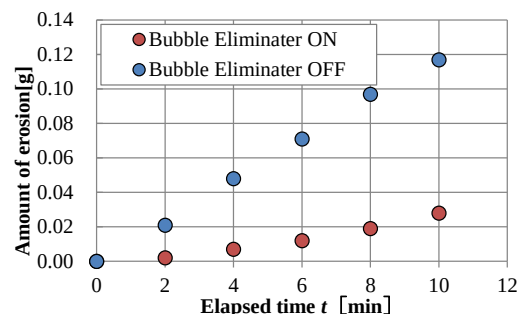


Fig.4 Amount of cavitation erosion

容積は 1132 cm^3 、循環時の油温は 40°C で実験を行った。圧力容器内に油を充填した後、油圧サーボシリンダで容器内の油を加圧し、その時のシリンダ変位から換算した体積変化と容器内の圧力変化から体積弾性係数を求めた。本実験では、油中の気泡量と油の等価体積弾性係数の関係を明らかにするために、油に気泡を強制的に混入させた条件と油中の気泡を気泡除去回路で除去した条件で実験を実施した。気泡を混入させた条件では、作動油を循環させる際にポンプの吸い込み側に取り付けられたコンプレッサにより毎分 120 mL 気泡を混入させた油を容器内に充填し、気泡を除去した条件ではタンク内の気泡を十分に取り除いた油を容器内に充填して実験を実施している。

Fig.6 に実験で得られた圧力と体積の変化から算出した体積弾性係数の値を示す。高压領域では体積弾性係数の値に大きな違いは見られないが、 5 MPa 以下の低压領域では、油中気泡を除去しない場合と除去した場合とで明らかに正接体積弾性係数の値に違いがみられ、除去しない場合はその値は小さく、油の見かけの剛性が低下していることがわかる。以上のことから、油中の気泡が作動油の体積弾性係数に大きく影響をおよぼすこと、また、気泡除去装置が作動油の体積弾性係数低下の抑制に有効であることが明らかになった。

3. 流体条件と気泡除去装置の性能

(1) レイノルズ数の違いによる比較

前章では、気泡除去装置が油圧動力伝達システムで生じる問題の解決に有効であることを示した。しかし、従来使用されてきた気泡除去装置は、従来の実績に基づいて設計されたものであり、使用環境に合わせた最適設計が行われているわけではない。したがって、装置に流入する作動油や気泡の条件に合わせた装置の設計法を明ら

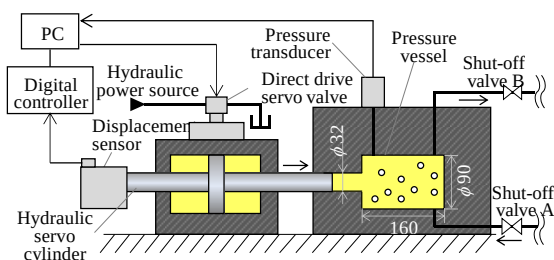


Fig.5 Experimental setup for measurement of effective bulk modulus

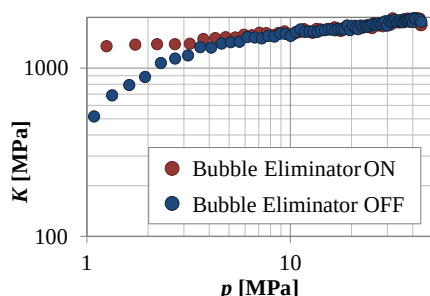


Fig.6 Bulk modulus change

かにし、気泡除去装置の性能を向上させることができれば、気泡除去装置によって得られる効果もさらに向上すると考えられる。本章では、気泡除去装置の形状パラメータを最適化する準備として、数値解析の結果から装置に流入する流体の条件の違いが装置の性能にあたる影響を明らかにする。数値解析には解析ソフトウェア STAR-CCM+ を使用し、混相流モデルにはオイラー混相流モデル、乱流モデルには $k-\epsilon$ 乱流モデルを使用している。また、装置内部の挙動は定常流と仮定し、気泡の拡大・縮小や合体は考慮せず、気泡は一定の径で流れる完全な球体の粒子とする。Fig.7 と Table 1 に装置内部の基準の形状パラメータを示す。流体条件は、流入流量 $Q_i = 20 \text{ L/min}$ 、作動油の動粘度 $\nu = 32 \text{ mm}^2/\text{s}$ 、気泡径 $D_B = 0.1 \text{ mm}$ 、気泡混入率 $R_{QB} = 1\%$ を基準の条件とする。

はじめに、本節では装置に流入する流体の流入流量 Q_i と作動油の動粘度 ν を種々変更して実施した数値解析の結果から、レイノルズ数 Re の違いが装置の性能におよぼす影響を明らかにする。形状モデルは Table 1 に示される基準の形状パラメータを使用し、流体条件は流入流量を基準の 20 L/min ($\nu = 32 \text{ mm}^2/\text{s}$, $Re = 667$) から 15 ($\nu = 32 \text{ mm}^2/\text{s}$, $Re = 500$)、 10 L/min ($\nu = 32 \text{ mm}^2/\text{s}$, $Re = 334$)、作動油動粘度を $32 \text{ mm}^2/\text{s}$ ($Q_i = 20 \text{ L/min}$, $Re = 667$) から 42 ($Q_i = 20 \text{ L/min}$, $Re = 500$)、 $64 \text{ mm}^2/\text{s}$ ($Q_i = 20 \text{ L/min}$, $Re = 334$) と変更して数値解析を実施した。なお、レイノルズ数の算出には流出口径 D_2 と流出口の平均流速から算出している。Fig.8 に装置横断面の気泡含有率分布と気泡除去率を示す。気泡除去率 E_B は以下の(2)式で計算される。

$$E_B = \frac{Q_{Bv}}{Q_{Bo} + Q_{Bv}} \quad (2)$$

ここで、 Q_{Bv} は放気口から流出する気泡の体積流量、 Q_{Bo} は流出口から流出する気泡の体積流量である。レイノルズ数が変化しても気泡除去率は大きく変化しないが、レイノルズ数が高い方が気泡は装置の中心軸上に集合する傾向にあることがわかる。放気口から油タンクに戻った気泡の消泡性を向上させるには、気泡除去率を向上させるだけではなく、気泡除去装置内部で気泡を可能な限り集合・合体させ、大きな気泡を放気口から流出させる必要がある。したがって、レイノルズ数が高い条件ほど、

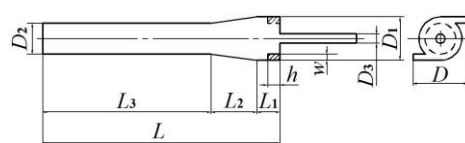


Fig.7 Geometry of bubble eliminator

Table 1 Dimensions of standard model [mm]

D	D_1	D_2	D_3	L	L_1	L_2	L_3	w	h
36	28	20	6	265	15	30	220	3	6

装置の性能は高いと評価できる。さらに、レイノルズ数が同じ条件で比較すると気泡含有率分布は同様の傾向を示すことがわかる。したがって、流入流量と動粘度の2つのパラメータのみを変更する場合にはレイノルズ相似則は成り立つと言える。

(2) 気泡径の違いによる比較

前節では、装置に流入する流体の流入流量と動粘度のみを変更して装置の性能を比較したが、流入流量や動粘度だけでなく、装置に流入する気泡の径も装置の性能に影響をおよぼすことが予想される。本節では、気泡径 D_B を基準の 0.1 mm から 0.2, 0.3 mm と変更して実施した数値解析の結果を比較し、気泡径 D_B の違いが装置の性能におよぼす影響を明らかにする。装置の形状は、前節と同じ基準の形状パラメータを使用し、流入流量と作動油の動粘度はそれぞれ基準の 20 L/min, 32 mm²/s としている。Fig.9 に装置断面の気泡含有率分布と気泡除去率の結果を示す。 D_B が大きいほど、気泡は装置の中心軸上に集合しやすく、気泡除去率 E_B は高い値を示すことがわかる。

以上のことから、レイノルズ数が一致していても気泡径が異なれば装置の性能は大きく変化することがわかった。したがって、気泡除去装置の性能を向上させるには、レイノルズ数だけではなく気泡の条件を考慮した設計が

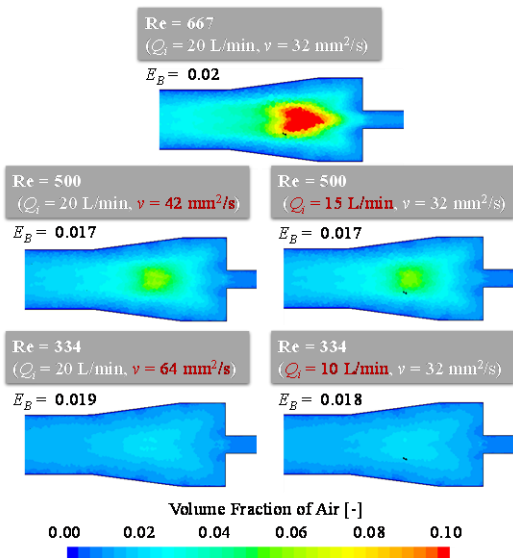


Fig.8 Geometry of bubble eliminator

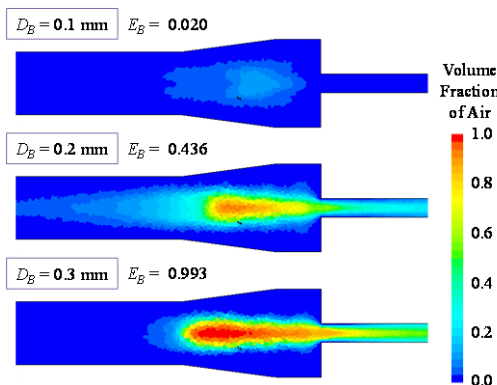


Fig.9 Geometry of bubble eliminator

必要である。

4. 形状パラメータと気泡除去装置の性能

前章では、装置に流入する流体の条件の違いが装置の性能に大きく影響をおよぼすことを確認したが、流体条件だけではなく、装置の形状パラメータの違いも装置の性能に影響をおよぼす。本章では、気泡除去装置の流出口径 D_2 と放気口径 D_3 を種々変更して実施した可視化実験の結果を比較し、これらのパラメータが装置に流入する気泡の挙動におよぼす影響を明らかにする。

Fig.10 に実験装置の回路図を示す。可視化実験には透明アクリルで製作した気泡除去装置を使用しており、この気泡除去装置の内部の流れの様子を、高速度カメラを用いて撮影する。実験に用いる気泡除去装置は、10 個の透明アクリルパーツで構成されており、ロッドとナットにより固定されている。それぞれのパーツを組み替えて使用することで、異なる形状パラメータで実験を行うことが可能である。気泡除去装置の上流側と下流側には、それぞれコリオリ式流量センサが取り付けられており、各ポートを通過する流体の質量流量と密度のデータが得られる。また、ポンプの吸い込み側にはコンプレッサが設けられている。作動油に一定量の空気を混入させることが可能である。

本論文では、 D_2 を基準の 20 mm から 15, 10 mm, D_3 を基準の 6 mm から 8, 10 mm と変更して可視化実験を実施した。Fig.11 に可視化実験の結果を示す。 D_3 が同じ条件で比較すると、いずれの条件でも D_2 が小さいほど気柱が生成される傾向にあるが、集合した気泡が流出口方向に移動する。一方、 D_2 が同じ条件で比較すると、 D_3 が大きいほど気柱が生成されやすく、集合した気泡は流出口方向に移動する。特に $D_2 = 10$ mm で $D_3 = 8, 10$ mm の条件では、集合した気泡は全て流出口方向に流出することがわかる。

以上のことから、流出口径 D_2 と放気口径 D_3 は相互に影響をおよぼしあい、いずれか一方だけに注目してパラメータを最適化することは困難であることがわかる。また、気泡の分離性能を向上させるには D_2 を小さく、あるいは D_3 を大きく設計して中心軸上の放気口に向かう流

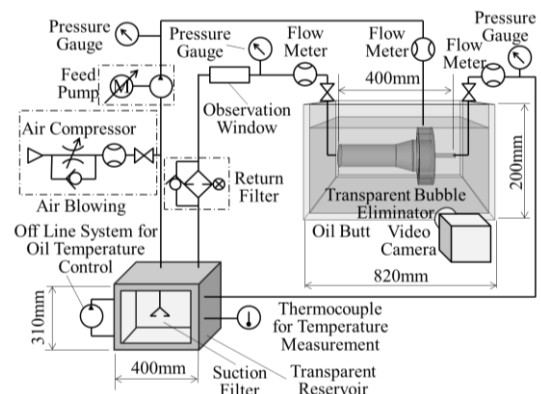


Fig.10 Experimental fluid circuit for flow visualization

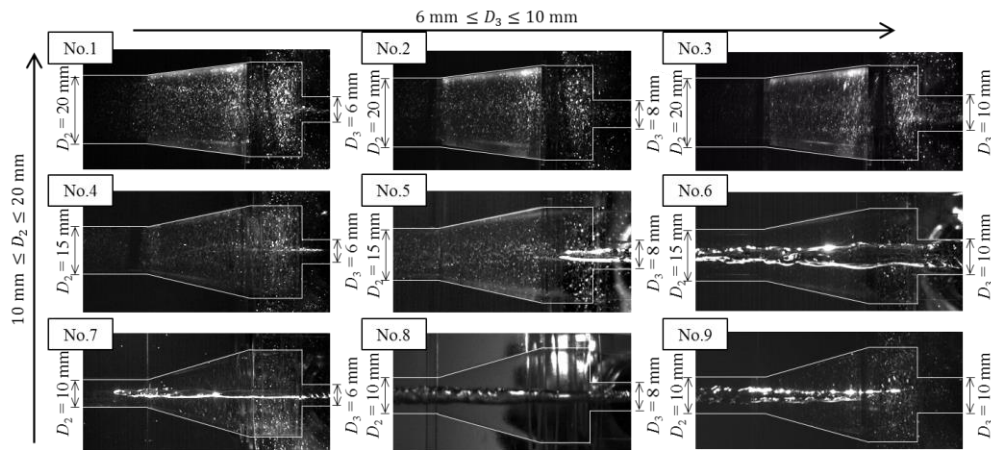


Fig.11 Experimental results with changes in the diameter of the outlet port and the vent port

速を低下させる必要があるが、 D_2 が小さく、 D_3 が大きい条件では気泡が流出口方向に流出しやすく、気泡除去率 E_B が低下する可能性が高いことがわかる。

5. 気泡除去装置の設計法

(1) レイノルズ数と無次元気泡径の影響

作動油の動粘度と流入流量の条件が変化する場合、レイノルズ数が等しければ装置の性能は等しくなるが、気泡径 D_B が変化するとレイノルズ相似則が成り立たなくなることが確認されている。したがって、特定の条件下で気泡除去装置の形状パラメータを最適化しても、使用環境が変わったときに装置の性能を維持することは困難になる。本節では、気泡径 D_B を含む流体のパラメータの違いを考慮した装置の設計法を検討する。なお、本節では複数のパラメータが相互におよぼし合う影響を小さくし、気泡と装置の大きさの関係を明確にするためにテーパ管路部のないストレート形状の気泡除去装置を用いて数値解析を実施した。

Table 2 に解析で使用した装置の形状パラメータと気泡径 D_B [mm], 流入流量 Q_i [L/min]を示す。ここでは装置の形状パラメータは相似形状で拡大、縮小している。流体の動粘度 ν は $32 \text{ mm}^2/\text{s}$, 気泡混入率 R_{QB} は1%で一定としている。表中の D_B / D_2 は、気泡の相対的な大きさを表すために新たに導入した指標であり、装置の流出口径に対する気泡の径の比で定義される。ここで、この指標を無次元気泡径と呼ぶ。No.1～3 はすべてレイノルズ数が同じ条件であり、No.2のみ無次元気泡径が異なる。解析には前節と同じオイラー混相流モデルを用いて作動油と気泡の挙動を解析する。

Fig.12 に装置断面の気泡含有率分布の気泡含有率分布を示す。No. 1 と No. 2 で比較すると、気泡径が小さくなることで気泡が装置の中心軸上に集合し難くなることがわかり、気泡径の違いが気泡の挙動に大きく影響していることがわかる。レイノルズ数と無次元気泡径のそれぞれの値が等しいNo.1 と No.3 の条件では、気泡の集合の様子がよく一致していることがわかる。以上のことから、無次元気泡径が大きいほど、装置に流入した気泡は装置

Table 2 Analysis conditions for comparison with Reynolds number and non-dimensional bubble diameter

No.	D_1	D_2	D_3	w	h	D_B	Q_i	Re	D_B / D_2
1	20	20	6	3	6	0.3	20	667	0.015
2	20	20	6	3	6	0.15	20	667	0.008
3	10	10	3	1.5	3	0.15	10	667	0.015

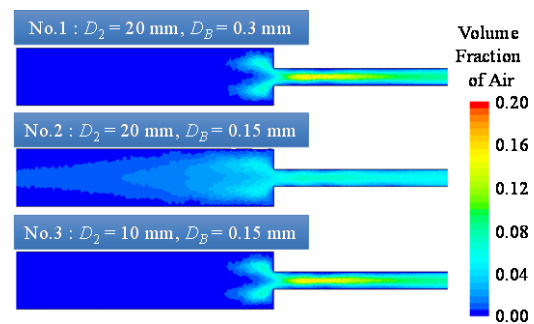


Fig.12 Volume fraction with changes in Reynolds number and non-dimensional bubble diameter

の中心軸上に集合すること、また、装置に流入する流体の条件が異なる複数の条件を比較する場合、レイノルズ数と無次元気泡径のそれぞれの値が一致していれば装置の性能は維持されることがわかる。

(2) 流出口径の最適化

前節までの結果から、レイノルズ数 Re が高く、無次元気泡径 D_B / D_2 が大きいほど気泡の分離除去性能は高いことがわかる。したがって、流出口径 D_2 を変更する場合には、流出口径が小さいほど装置の性能は高いと評価できる。しかし、 D_2 が小さくなると圧力損失が増大してしまう。すなわち、無次元気泡径とレイノルズ数は、装置の中心軸上に気泡を十分に集合させるために大きく設定する必要があるが、圧力損失の増大を防ぐために、それぞれの最小値を把握する必要がある。本項では、気泡径 $D_B = 0.1 \text{ mm}$ の気泡を装置の中心軸上に集合させる最小無次元気泡径と最小レイノルズ数を見つけるために、流出口径 D_2 を種々変更して数値解析を実施した。

Table 3 に解析の条件を示す。なお、オイラー混相流モデルで利用していた $k-\epsilon$ 乱流モデルは旋回流の挙動の予

測に適さないことが知られており⁴⁾、本項では混相流モデルをラグランジェ混相流モデルに変更し、乱流モデルはレイノルズ応力方程式モデルを使用している。流入流量 Q_i は 20 L/min、動粘度 ν は 32 mm²/s、気泡混入率 R_{OB} は 0.1%としている。

Fig.13 に $y = 0$ mm, $z = 7.5$ mm を通る x 軸に平行な直線上の気泡含有率分布を示す。横軸は x 座標の値を各流出口径 D_2 で除して無次元化している。流出口径 D_2 が小さいほど、気泡は装置の中心軸上に細く集合し、放気口内の気泡含有率が向上することがわかる。また、流出口径 D_2 が大きい 20 mm と 15 mm の条件では、 $x / D_2 = -0.3, 0.3$ 付近での気泡含有率分布がわずかに高く、気泡が装置の中心軸上に集合しづらいことが確認でき、 D_2 が小さくなると気泡は装置の中心軸上に集合しやすくなることがわかる。したがって、本条件の中では、 D_2 は 12.5 mm よりも小さい条件が気泡の分離性能が高いと評価できる。しかし、 D_2 が小さいほど圧力損失が増大するため、ここでは $D_2 = 12.5$ mm を最適な径とする。また、このときの無次元気泡径とレイノルズ数はそれぞれ 0.008 と 1067 であり、気泡除去装置で気泡を分離除去する上で高い性能を得るために必要な最小無次元気泡径 D_B / D_2 と最小レイノルズ数は、それぞれ 0.008 と 1067 である。

(3) 流入管路部径とテーパ管路部長さの最適化

前節では、テーパ管路部のないストレート形状で実施した数値解析の結果から流出口径 D_2 の選定法を検討したが、本節ではさらに装置の性能を向上させるためにテーパ管路部を付加し、流入管路部径 D_1 とテーパ管路部長さ L_2 を変更して実施した数値解析の結果から、最適なテーパ管路部形状を検討する。なお、 D_1 と L_2 の最適値を検討するために、はじめにオイラー混相流モデルで実施した数値解析の結果から装置内部の作動油の流れと気泡の挙動の関係を比較し、その結果を考慮して単相流モデルの解析結果から D_1 と L_2 を最適化する。

本節では、装置内部の旋回の挙動と気泡の除去性能の関係を明らかにするために、スパイラル係数という新たな指標を導入する。スパイラル係数 S は、以下の式(3)で定義する。

$$S = \frac{U_z}{U_s} \quad (3)$$

ここで、 U_z は装置の中心軸方向の流速、 U_s は装置の旋回方向の流速を表している。本節では、装置の x - z 断面のスパイラル係数の分布を比較することで、装置内部の流れを分析する。

はじめに、オイラー混相流モデルで実施した数値解析の結果から比較する。Table 1 の基準条件の流入管路部径 D_1 を 24, 28, 32 mm、テーパ管路部長さ L_2 を 10, 20, 30, 40, 50 mm と変更して数値解析を実施した。なお、放気口からの流出比 R_v は 20 %としている。

Table 3 Analysis conditions for comparison with the diameter of the outlet port

No.	D_1	D_2	D_3	w	h	D_B	Q_i	D_B / D_2	Re
1	20	20	6	3	6	0.1	20	0.005	667
2	15	15	4.5	3	6	0.1	20	0.0067	889
3	12.5	12.5	3.75	3	6	0.1	20	0.008	1067
4	10	10	3	3	6	0.1	20	0.01	1334

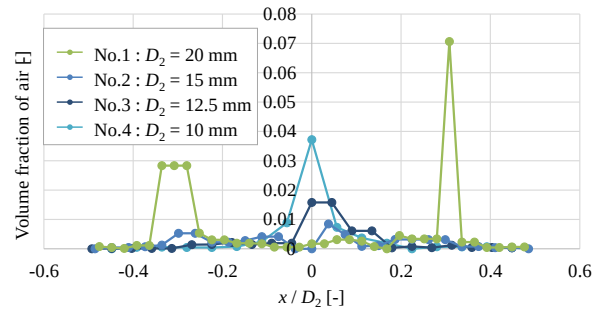


Fig.13 Volume fraction of air along x - axis of the bubble eliminator with changes in the diameter of the outlet port

Fig.14 に装置断面のスパイラル係数の分布と気泡除去率 E_B を示す。 $D_1 = 24$ mm の条件では全ての条件で装置の壁面側ではスパイラル係数は正の値を示し、中心軸付近では負の値を示す。また、気泡除去率は L_2 が変化しても全体に低い値を示しており、 D_1 が小さい条件ではテーパ管路部の有無が装置の性能に影響をあたえないことがわかる。 $D_1 = 28$ mm と $D_1 = 32$ mm の条件で比較すると、 L_2 が大きい条件では $D_1 = 24$ mm の条件と同じように装置の壁面側で流出口に向かう流れと中心軸付近では放気口に向かう流れの 2 種類の流れに明確に分かれることが確認できる。便宜的に、この流れを二重旋回流と呼ぶ。 L_2 が短くなると、中心軸上の放気口に向かう流れを示す領域 ($-1 < S < 0$) は細く、流出口に向かう流れを示す領域 ($0 < S < 1$) は広くなり、さらに中心軸から離れた赤い破線で囲われた領域で放気口に向かう流れ ($-1 < S < 0$) が生じることがわかる。この領域において、装置の中心軸から壁面までの流速の z 軸方向成分の正負の変化を見ると、流れの正負が負→正→負→正と変化することがわかる。便宜的にこの流れを四重旋回流とする。 $D_1 = 28$ mm, 32 mm の条件では、テーパ管路部長さ L_2 が短くなることで、旋回流の挙動が二重旋回流から四重旋回流へと変化することがわかる。また、 $D_1 = 28$ mm 条件では、旋回の挙動が二重旋回流から四重旋回流に変化する $L_2 = 30$ mm のときに、 $D_1 = 32$ mm 条件では旋回の挙動が二重旋回流から四重旋回流に変化する $L_2 = 40$ mm のときに気泡除去率 E_B も最も高い値を示すことがわかる。したがって、 L_2 を変化させるときには、装置内部の旋回の挙動が二重旋回流から四重旋回流に遷移するときに最も気泡の除去性能が高いと評価できる。また、 D_1 の違いで比較すると、 $D_1 = 28$ mm の条件の方が $D_1 = 32$ mm の条件に比べて最大気泡除去率は高く、 D_1 が小さい方が気泡の除去性能は向

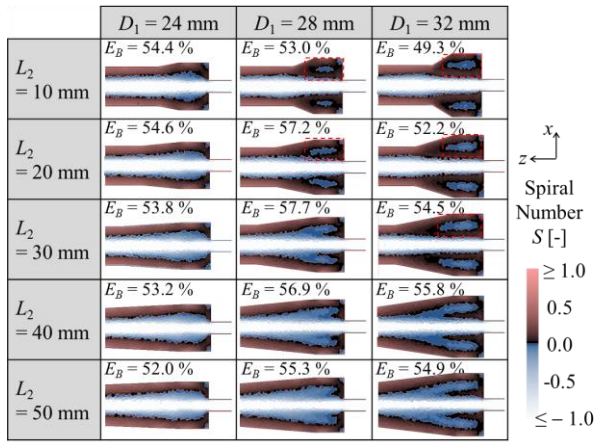


Fig.14 Spiral number in various the lengths of the tapered tube and diameter of the inlet tube

上する。しかし、 L_2 が短くても四重旋回に遷移しない $D_1=24$ mm の条件では気泡除去率は全体に低い。したがって、 L_2 が短い条件で四重旋回の流れが確認できる程度に D_1 は大きく設計する必要がある。

以上の結果を踏まえ、流入管路部径 D_1 とテーパ管路部長さ L_2 は以下の方法で決定する。

- L_2 が短い条件で D_1 を種々変更して数値解析を実施し、装置内部で四重旋回流が生じる条件の中で最も値が小さい D_1 を最適な流入管路部径とする。
- L_2 を短い条件から徐々に長くしていき、装置内部の旋回流が四重旋回流から二重旋回流に変化する L_2 を最適なテーパ管路部長さとする。

旋回の流れの予測に適した乱流モデルを用いて D_1 と L_2 を最適化するために、解析モデルを単相流モデルに変更し、以上の流れで数値解析を実施した。ここでは、径が 0.1 mm の気泡の除去に最適とした流出口径 $D_2 = 12.5$ mm のときの最適な D_1 と L_2 を明らかにする。Table 4 に解析条件、Fig. 15 に装置断面のスパイラル係数の分布を示す $L_2 = 5$ mm で D_1 のみ異なる条件である No.1 ~ 3 の結果を比較すると、四重旋回流が生じるのは $D_1 = 20$ mm のときである。したがって、 $D_1 = 20$ mm を最適な流入管路部径とする。次に、 D_1 を 20 mm に固定し、 L_2 が短い条件から比較すると (No.2, 4, 5), $L_2 = 10$ mm のときに四重旋回から二重旋回に遷移することがわかる。したがって、 $D_1 = 20$ mm の条件では $L_2 = 10$ mm のときに最も装置の性能は高くなると推察できる。

(4) 放気口径の最適化

4 章の結果から、流出口径 D_2 と放気口径 D_3 は相互に影響をおよぼし合うことが明らかになっており、放気口径 D_3 の選定には流出口径 D_2 の値を考慮する必要がある。これらのパラメータは装置内部の旋回流速と軸方向流速の変化に大きく影響をおよぼすパラメータであり、旋回方向と軸方向の流速の変化を考慮することでパラメータの選定が可能になると考えられる。流出口と放気口内の旋回方向と中心軸方向の流れの影響を考慮して D_3 を最適化するために、装置内部の油を剛体と仮定して放気口

Table 4 Analysis conditions for optimization of the diameter of the inlet tube and length of tapered tube

No.	D_1	D_2	D_3	L_1	L_2	w	h	Q_i
1	18	12.5	3.75	15	5	3	6	20
2	20	12.5	3.75	15	5	3	6	20
3	24	12.5	3.75	15	5	3	6	20
4	20	12.5	3.75	15	10	3	6	20
5	20	12.5	3.75	15	15	3	6	20

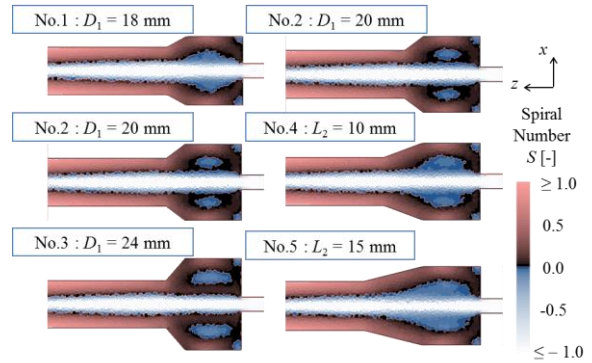


Fig.15 Spiral number for optimization of the diameter of the inlet tube and the length of tapered tube

と流出口の管路内のスパイラル係数を計算した。スパイラル係数は式(3)で定義され、このときの放気口内のスパイラル係数 S_v と流出口内のスパイラル係数 S_o は、それぞれ以下の式(4)と式(5)で表される。

$$S_v = \frac{U_{zv}}{U_{sv}} \quad (4)$$

$$S_o = \frac{U_{zo}}{U_{so}} \quad (5)$$

ここで、 U_{zv} と U_{zo} は放気口と流出口の軸方向平均流速、 U_{sv} と U_{so} は装置内部の油を剛体と仮定したときの放気口と流出口内壁面上の周速度である。本章では、流出口径と放気口径の相互の関係を考慮するために、これらの比 ($= S_v / S_o$) を用いて装置の性能を比較する。

Fig. 16 に可視化実験でコリオリ式流量センサの値から算出した気泡除去率 E_B とそのときのスパイラル係数の比 S_v / S_o の関係を示す。●は 5 章で実施した No.1~9 の結果、△は D_3 をさらに小さくした条件、流出口と放気口からの流出比 R_v を変更した条件の結果である。 $S_v / S_o < 0.59$ の条件では E_B が大幅に低下し、 $S_v / S_o > 2.66$ の条件では流入管路部とテーパ管路部内で気泡が合体しづらいたことが確認された。したがって、流入管路部とテーパ管路部内で気泡を合体させ、気泡を放気口から効率よく除去させる条件は $0.59 < S_v / S_o < 2.66$ の範囲に存在することがわかる。気泡を作動油から効率よく分離除去するには、気泡除去装置内で気泡を合体させて大きな気泡をつくること、また、集合させた気泡を可能な限り多く放気口から流出させる必要がある。すなわち、気泡除去装置

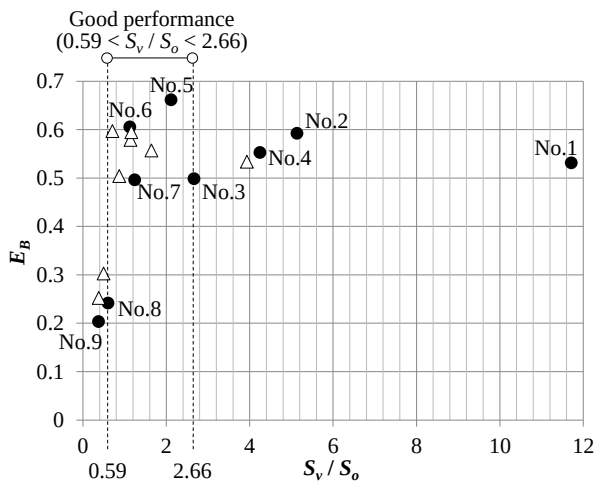


Fig.16 Correlation of spiral number and rates of bubble removal

の性能を向上されるには、 $0.59 < S_v/S_o < 2.66$ の範囲内の値を示すように D_2 と D_3 を選定することが望ましいと言える。

以上の結果を踏まえ、放気口径 D_3 を選定する。ここでは、放気口からの流出比 R_v を 1% と仮定する。また、本章の(2)項において D_2 は 12.5 mm を最適値としている。したがって、 $0.59 < S_v/S_o < 2.66$ の範囲内となる $S_v/S_o = 0.6$ となるように D_3 を決定すると、 D_3 は 3.2 mm となる。本章では、この値を放気口径の最適値とする。

(5) 流体条件を考慮した気泡除去装置の設計法

前節までで気泡除去装置の最適な形状パラメータを検討し、流入管路部径 D_1 、流出口径 D_2 、放気口径 D_3 、テーパ管路部長さ L_2 を最適化した。しかし、これらの条件は、装置に流入する流体の条件を固定しており、流体の条件が異なれば装置の性能も変化することが予想される。本節では、装置に流入する流体の条件の違いを考慮した装置の設計法を示す。

流体条件の違いを考慮して装置を設計するために、はじめに基準の流体条件と基準の装置形状を決定する。ここでは流入流量 $Q_i = 20$ L/min、作動油動粘度 $\nu = 32$ mm²/s、気泡径 $D_B = 0.1$ mm を流体の基準の流体条件とし、この条件を基準に本章で最適化した形状を基準の装置形状とする。Table 5 に最適形状のパラメータを示す。

前述した通り、流体の条件の違いを考慮して装置の選定を行うには、レイノルズ数と無次元気泡径を考慮する必要がある。本章の(2)において、気泡を装置の中心軸上に集合させるために必要な無次元気泡径とレイノルズ数は、それぞれ 0.008 と 1067 であることがわかっている。基準の流体条件と異なる条件で装置を使用する場合には、無次元気泡径 D_B/D_2 とレイノルズ数のそれぞれの値が、0.008 と 1067 を超えるように流出口径 D_2 を決定する必要がある。流出口径の選定は以下の流れで行う。

- D_B を基準に、 $D_B/D_2 \geq 0.008$ となるように D_2 を決定する。
- レイノルズ数を算出し、 $Re < 1067$ となる場合に

Table 5 Optimal shape parameter

D_1	D_2	D_3	L_1	L_2	L_3	w	h	Re	D_B/D_2
20	12.5	3.2	15	10	140	3	6	1067	0.008

は $Re \geq 1067$ となるように D_2 を設定し直す。

次に、 D_2 以外の形状パラメータを設定する。(1)項の解析結果から、無次元気泡径が一致していれば、レイノルズ相似則が成り立つことが明らかになっており、基準の流体条件で最適化された形状から相似形状で装置各部のパラメータを設定することで高い性能を得られる。したがって、無次元気泡径とレイノルズ数から決定した D_2 を基準に、Table 5 のパラメータから相似形状で装置の寸法を拡大あるいは縮小することで、 D_2 以外の形状パラメータを決定することが可能である。

6. 結論

本論文では、油圧動力伝達システムで生じるキャビテーション壊食や作動油の等価体積弾性係数の低下などの油中気泡に起因して生じる問題の解決に気泡除去装置の利用が有効であることを実験的に示した。さらに、気泡除去装置の性能を向上させるために気泡除去装置の流れの可視化実験や数値解析を実施し、流体条件の違いを考慮した装置の設計法を確立した。装置の設計指針が確立されたことで、常に高い性能で気泡除去装置を使用することが可能となり、新たな産業分野への応用も期待できる。

謝辞：本研究を実施するにあたり、長期間にわたり丁寧なご指導とご鞭撻を頂いた法政大学デザイン工学部システムデザイン学科教授の田中豊先生にこの場を借りて謝意を表す。

また、本研究は、戦略的基盤技術高度化支援事業「油圧動力伝達システムに使用する油中気泡除去技術の開発」と JSPS 科研費 25・9669 の助成を受けて実施されたことを付記して、関係者に謝意を表す。なお、本研究の数値解析は法政大学情報メディア教育研究センターのソフトウェアを用いて実施された。

参考文献

- 駒田浩一：斜板ポンプ開発の歴史と高出力密度化への取り組み，日本工業出版，Vol.51，No.11，pp.9-14，2012
- 新井澄夫：油圧作動油，日刊工業新聞社，pp. 58，1964
- 風間俊治，三浦頼仁：噴流キャビテーション壊食の低減(絞り出口および噴流衝突面近傍形状による流れ場制御)，日本フルードパワーシステム学会論文集，Vol.38，No.6，p.77-82，2007
- 平井秀一郎，高城敏美，松本全陽：管内旋回流における層流化現象の予測，日本機械学会論文集.B 編，Vol.52，No.476，pp.1608-1616，1986