2021年度会長就任挨拶 -コロナ禍での学会活動の発展を目指して-

Message from the President

- Development of Academic Society Activities under COVID-19 Pandemic -



挨

拶

太田 有^{*1} OHTA Yutaka

このたび2021年度日本ガスタービン学会会長を拝命す ることになりました太田 有です。1987年10月に五反田 "ゆうぼうと"で開催された国際会議IGTC1987での研究 発表が本会との最初の出会いになります。その前年1986 年の入会ですので、今年で在会35年になりました。多く の諸先輩方を差し置いて、ガスタービンが専門ではない 私が会長という重責を担うことを考えたとき、自己の力 不足は否めませんが、会員の皆様にご指導・ご鞭撻を賜 りながら、微力ですが本会発展のために尽力する所存で すので、何卒、よろしくお願い申し上げます。

新型コロナウイルスの世界的な感染爆発から約一年が 経過しましたが、この間、緊急事態宣言の度重なる発令 や外出・移動自粛など、公私ともに今まで経験したこと がない一年になりました。楽しみにしていた東京オリン ピックは延期になり、通勤を控えた在宅勤務という新し い労働形態が定着すると共に、会議や集会行事のあり方 もWebを利用したオンライン開催へと移行してきまし た。現在でもまだ予断を許さない状況が続いております。

本会の各種事業もこの新型コロナウイルスの影響を強 く受け,理事会や各委員会はほとんどがオンライン開催 となり、顔を突き合わせての議論や情報交換の重要性を 再認識する契機にもなりました。数多くの集会行事が中 止または延期を余儀なくされた状況下においても,理 事や委員の皆様のご尽力により、学会誌や英文論文集な どの定期刊行物は粛々と刊行され、オンライン開催とは なりましたが定期講演会や市民フォーラム、ガスタービ ンセミナーなどの集会行事も継続して参りました。また, 新しい試みとして本年1月に開催された学生フォーラム には、全国の大学から140名を越える参加者がありまし た。参加費を無料に設定したことが幸いとなった可能性 もありますが、ガスタービン学会やその関連分野の学 術・技術に興味を持っている学生が数多くいることを再 認識すると共に、今後の学会活動を担う若手会員の増強 に向けて大きなヒントが得られたように感じています。 さて, 学会の外に目を転じますと, 昨年10月に菅首相

原稿受付 2021年4月26日

が臨時国会で行った"2050年カーボンニュートラル宣 言"が本会と関連する大きなニュースになりました。先 月開催された気候変動サミットでは、温室効果ガスの新 たな削減目標として2013年度比で46%削減という挑戦的 な目標値が設定されました。政府が発表している主な 施策の中には,再生可能エネルギーの最大限の活用や, CO2の回収・再利用を前提とした火力発電の高効率化と 技術開発、安全を担保した原子力政策の推進、水素やア ンモニアを始めとする新燃料に関する技術革新など、本 会と密接に関連する数多くの技術課題が列挙されており, 2050年に向けて本会の果たす役割の大きさと重要性,責 任の重さを痛感します。既に本会が端緒となってNEDO の基盤技術開発プロジェクトとして研究開発が進んでい る「機動性に優れた広負荷帯高効率GTの開発」や、調 査研究委員会が昨年度からSIP事業として実施している 「材料データベースの構築に向けたプロジェクト」、本年 度より新規NEDO事業として開始予定の「航空機エンジ ン向け材料開発・評価システム基盤整備事業 | など、本 会は当該分野の技術開発に多くの貢献を行って参りまし た。これからの約30年間は、ガスタービンや関連するエ ネルギー分野を統括的に扱う学術団体としての当学会の 責務が問われることになります。会員の皆様により一層 のご協力を仰ぎ、公益社団法人としての役割も果たしな がら、脱炭素化に向けた世界規模の大きな動きの中で本 会が貢献できることを模索していく一年にしたいと考え ております。特に,ガスタービン関連学術・技術分野で 多くの会員の方々が参画できる研究・開発が企画立案で きるように尽力したいと思っております。

本会は来年の2022年に創立50周年という節目の年を迎 えると共に、2023年には次期国際会議IGTC2023が関西 地区で開催される予定です。既に50周年記念事業実行委 員会やIGTC準備委員会が組織されて準備が着々と進ん でおります。新型コロナウイルスの影響で集会行事の多 くは制限を受けることが予想されますが、学術・技術情 報の交換のみならず、当該分野に携わる人の交流も本会 の大きな使命と役割です。福泉靖史副会長をはじめ、理 事、委員、事務局の皆様とこの難局を乗り越え、ポスト コロナに向けた学会の運営方針を模索する一年間になる と思いますので、会員の皆様にはご支援とご協力を賜り ますよう、宜しくお願い申し上げます。

 ^{*1} 早稲田大学 基幹理工学部 機械科学・航空宇宙学科 〒169-8555 新宿区大久保三丁目4-1 E-mail: yutaka@waseda.jp

巻 頭

特集:水素・脱炭素燃料の最新動向(その2)

カーボンニュートラル化へ向かう日本 II

The Carbon Neutralization of Japan II



古谷 博秀^{*1} FURUTANI Hirohide

キーワード: カーボンニュートラル化, ガスタービン, 水素, アンモニア **Key Words**: Carbon Neutralization, Gas-turbines, Hydrogen, Ammonia

2021年3月号に続き、5月号も水素・脱炭素燃料の最 新動向の特集となることから、引き続き巻頭言を担当さ せていただくことになった。前回の特集では、水素に重 みを置いて特集が組まれたが、今回の特集は、もう少 し幅を広げたカーボンニュートラル燃料と、その利用 技術についての特集となる。具体的には、自動車の水素 やカーボンニュートラル燃料とその利用、次に航空機用 の燃料のカーボンニュートラル化、二酸化炭素のリサイ クルとして注目されるメタネーションやメタノール製造, 最後に、国の多くの産業が電化によって二酸化炭素排出 抑制を図ろうとする中、発電でのカーボンニュートラル 化に必須な、発電用燃料としてのアンモニアとその利用 技術が紹介される。

前回紹介した成長戦略のシナリオでは、多くのセク ターで電化がカーボンニュートラルのキーワードとなる 中,発電もゼロエミッション化が求められる。発電で再 生可能エネルギーの割合を増やすことは必須と思われる が,太陽光や風力などの主力となる再生可能エネルギー は変動性を持ち,これを調整し、安定して使いやすくす るためには、将来においてもガスタービンや蒸気タービ ンなどの発電技術は必要と考えられる。これらをカーボ ンニュートラル化するためには、発電時に排ガスから二 酸化炭素を除去してこれを貯留または利用する方法か、 空気中から直接集めた二酸化炭素やバイオマスからの二 酸化炭素で合成したカーボンニュートラルな燃料もしく は、もともと二酸化炭素の発生しない燃料を利用するこ とが必要になる。 二酸化炭素を発生しない発電用燃料としては,前回中 心に紹介をした水素(液体水素やMCH)のほか,アン モニアが注目されており,アンモニアを燃料に利用する 技術開発は,7年前に開始された内閣府のSIPでの研究 開発が国内では核になっていると認識している。研究を 始めたころは,燃焼速度の極端に遅いアンモニアを燃 料にして,かつ,窒素酸化物を抑えることは至難の業と 思えたが,実際に挑戦をしてみると,その実験結果から, アンモニア燃料の特徴が明らかとなり,その特徴を活か して,石炭火力への混焼や,ガスタービン燃料としての 応用が可能になることが示唆された。産総研での実験で 小型のガスタービンでも思ったよりも簡単に燃料として 使えること,電中研での石炭火力への混焼実験で予測に 反して窒素酸化物の量がそれほど多くならないことが分 かったのは,いい意味での衝撃的結果だった。

日本にとってカーボンニュートラル化は容易ではない かもしれないが、世界がそれを目指している中、将来の 産業競争力のためには、これを実現する必要がある。こ れを支える技術として、多くの燃料に対応が可能なガス タービン技術は必ず必要になり、これまで培ってきた技 術がさらに重要度を増すと考えられる。

前回に引き続き、今回の特集が、ガスタービン学会の 皆様のカーボンニュートラルに対する意識向上につなが るとともに、将来の日本の糧を生む技術開発のヒントに なることを祈念して巻頭言としたい。

原稿受付 2021年4月6日

 *1 産業技術総合研究所再生可能エネルギー研究所 〒963-0298 郡山市待池台2-2-9
 E-mail: furutani.h@aist.go.jp

- 2 -

特集:水素・脱炭素燃料の最新動向(その2)

Hondaにおける脱炭素へ向けた燃料の取組み Honda's Approach for Decarbonization of Fuel



橋本 公太郎^{*1} HASHIMOTO Kohtaro

キーワード: 脱炭素, 燃料, ハイブリッド, 電動化, 水素 **Key Words**: Decarbonization, Fuel, Hybrid, Electrification, Hydrogen

1. はじめに

2018年, IPCC(気候変動に関する政府間パネル)は, 地球温暖化による生活への影響を最小限に抑えるために, 気温の上昇を1.5℃に保つ必要があるという警告を出し ている。産業革命以降,約1℃の気温上昇が人為的にも たらされたと考えられている。そのため,気温の上昇を 今後1.5℃に抑えるためには,2050年までに,二酸化炭 素(CO₂)の排出を正味ゼロにする必要がある。日本 国においては,2020年に,菅義偉首相が,国内の地球温 暖化ガスの排出を2050年までに「実質ゼロ」とする方針 を表明した。このように,地球温暖化ガス排出をゼロと するためには,運輸部門においても,化石燃料から再生 可能エネルギーへの転換を進める必要がある。

Hondaは二輪,四輪,マリン,パワープロダクツ,空 の商品群を有する会社である。2019年には,全世界に 約3200万台のパワーユニットをお客様に提供している。 Hondaは「2030年ビジョン」として,「すべての人に 『生活の可能性が拡がる喜び』を提供する」を2017年に 策定している(Fig. 1)⁽¹⁾。



Fig. 1 Honda vision 2030 and Honda's responsibility for customers ⁽¹⁾

原稿受付 2021年3月4日

 *1 (㈱本田技術研究所 先進パワーユニット・エネルギー研究所 〒351-0193 和光市中央1-4-1
 E-mail: Kohtaro_hashimoto@honda.jp Honda は脱炭素に向けてFig. 2に示す,「マルチパス ウェイ(複数の経路)で再生可能エネルギーの利用を促 進する」というシナリオを描いている⁽²⁾。再生可能エネ ルギーを使って発電した電気は,そのままバッテリー EV (BEV) およびプラグインハイブリッド車(PHEV) に提供することも可能である。そして,電気を水素に変 えて燃料電池自動車(FCV)に供給することもできる。 また,水素とCO₂から合成燃料を製造し(e-fuel),ハイ ブリッド車や航空機に供給することもできる。このよう に,再生可能エネルギーを運ぶ道筋は,必ずしも電気だ けではない。マルチパスウェイとは,最もエネルギー効 率が高くなるよう,全方位で技術の可能性を模索し,複 数の経路でカーボンフリー社会をめざすという考え方で ある。

本稿では、まず、Hondaの主力商品である自動車にお ける、脱炭素化に向けたパワーユニットの電動化のパス を示し、それぞれのパワーユニットからのCO₂排出に ついて比較検討結果を示し、マルチパスウェイの必要性 を示す。次に、マルチパスウェイの一つの柱である、水 素を燃料とするFCVおよび水素製造についてのHonda の取り組みを説明する。そして、内燃機関の脱炭素とし て注目されているe-fuelについて解説する。最後に、航 空機の脱炭素に必要とされる、航空機用再生可能燃料 (Sustainable Aviation Fuel) について説明を行う。

2. 自動車のパワーユニットの電動化パスとCO₂排 出比較

Fig. 3にマルチパスウェイコンセプトに基づく, Hondaの自動車のパワーユニット電動化の様々なパス を示す⁽¹⁾。Hondaは, FCV, BEV, PHEVでゼロエミッ ション技術を強化する一方で,搭載する内燃機関(ICE) の熱効率とクリーンな排出ガス性能をさらに高めた独 自の2モーターハイブリッドシステム「i-MMD」を中 心としたハイブリッド自動車(HEV)への進化を推 進している。これら, Hondaの電動化製品は「Honda

- 3 -



Fig. 2 Image of multi-pathway strategy ⁽²⁾



Fig. 3 Honda "e:Tecnology" : Honda automotive electrification paths $^{\scriptscriptstyle (1)}$

e:Technology」と名付けられている。

Fig. 4に, i-MMDのシステムと走行パターンを示す⁽³⁾。 バッテリーに蓄えられた電気でモーターを駆動するEV モード,エンジンによって生成された電気エネルギーに よってモーターを駆動するハイブリッドモード,エンジ ンの出力を使用して直接駆動するエンジン走行モードで ある。

それぞれのパワーユニットを搭載した車両について のCO₂排出の比較については,燃料製造や発電時から 自動車に使用して排出するまでの合計(Well to Wheel) で比較する必要がある。Fig. 5 に,ガソリンHEV,ガ ソリンPHEV, BEV, FCVを同一車両に搭載した場合 の,欧州におけるエネルギー環境下でのWell to Wheel でのCO₂排出の比較を示す⁽¹⁾。PHEV, BEV, FCVは, HEVと比較するとCO₂排出量は小さい。一方で,HEV にバイオエタノールや再生可能電力からのe-fuelを使用 した場合は,CO₂排出が大きく減少することを示して いる。このことから、地域でのエネルギー事情に応じて、 CO₂削減に最適なパワーユニットを供給することが重 要であると言える。



Fig. 5 Well to Wheel analysis of SUV for WLTC on Europe energy background ⁽¹⁾

FCVおよび水素

3.1 FCV

多様なエネルギー源,特に再生可能電力から製造でき る水素を燃料とする燃料電池自動車(FCV)について は,Hondaでは,1980年代から基礎研究を開始し,1999 年には,実験車を公開した⁽⁴⁾。2002年にはFCXを開発 し,世界で初めて米国認可を取得し,日米でリース販 売を開始した⁽⁴⁾。2003年には世界で初めて氷点下始動を 可能にした燃料電池スタックを自社開発し⁽⁵⁾,2008年に は,セダンタイプのFCX CLARITYを市場に導入した。 そして,2016年には,世界初の5人乗りセダンタイプの CLARITY FUEL CELLを市場に導入している⁽⁶⁾。

CLARITY FUEL CELLは、燃料電池パワートレイン



Fig. 4 i-MMD system operations (3)

の小型化により、セダンのフロントフード内への搭載 を実現している⁽⁶⁾。Fig. 6に燃料電池パワートレインを 示す。小型化は、(1)燃料電池(FC)スタックの小型化、 (2)電動ターボ型エアコンプレッサの採用、(3)FC昇圧コ ンバータ(FCVCU)の採用、(4)駆動ユニットの小型化 の四つのキーとなる技術によって実現している。



Fig. 6 Downsized fuel cell powertrain ⁽⁶⁾

FCスタックの小型化のために、電流密度を1.5倍に引き上げてセル数を約30%削減した。セルの構造をFig.7 に示す。2セルごとの冷却構造を維持しながらの1セル あたり1mmの薄型化と、膜電極接合体(MEA)のガ ス拡散性の向上によるセパレーターのガス流路幅と高さ の低減を実現した。その結果、Fig.8に示す通り、出力 密度3.1kW/Lを実現し、従来スタック比33%の小型化を 実現している⁽⁶⁾。





Fig. 8 Evolution of power density of FC stack (6)

3.2 水素製造技術

FCVの燃料として用いられる水素は,再生可能エネ ルギーを利用して製造することが望まれている。一方で, 太陽光発電のような再生可能エネルギーからの電力は変 動電力となるため,入力される電力の変動に対して高効 率運転できる水素製造システムが要求される。 Hondaでは、変動電力に対応できる小型水素ステー ションの開発に取り組んできた。2002年には米国カリ フォルニア州ロサンゼルスに常圧水電解型ソーラー水素 ステーション(Solar Hydrogen Station: SHS1)を設 置し、太陽光発電からの水素製造の実証実験を行ってき た⁽⁷⁾。SHS1はシステムの高効率化を行った後、4年以 上の実証試験を行い、太陽光発電の電力のみで年間水素 製造効率53.1±1%、年間水素製造量1500Nm³を達成し ている⁽⁸⁾。

SHS1の実証試験では、機械式コンプレッサーの消費 電力がシステム補機の4割を占めており、さらなる小型 化と高効率化には機械式コンプレッサーの削減が有効で ある。2010年より、固体高分子型差圧式水電解セルを 用いた水電解技術を利用したソーラー水素ステーショ ン(SHS2)へ更新して実証試験を行った⁽⁹⁾。Fig. 9に 差圧式水電解セルの模式図を示す⁽⁰⁾。製造水素を閉空間 に貯蔵し続けることで高圧水素が得られ、水素極のみが 高圧となる。そのため、電解質膜(PEM)の水素極と 酸素極との差圧を保持できるようにすることが課題とな る。表面開口を緻密化し、強度を向上させた粉末焼結体 を酸素極側給電体として用いることで、電解質膜での 35MPaの差圧を達成している。



Fig. 9 Schematic of high differential pressure water electrolysis⁽¹⁰⁾

Fig. 10にSHS2の電解ユニットのシステム構成を示 す⁽⁹⁾。水道水から製造された純水を差圧式水電解スタッ クで水電解し,高圧水素中の水分を気液分離器,熱交換 器,ペルチェ冷却器,吸着剤を通して除去し,ドライ水 素を供給する。

2014年には、世界で初めて高圧水電解システムをパッ ケージ型に収納したプロトタイプの「スマート水素ス テーション」を開発し、さいたま市と北九州市にて稼働 を開始した。2015年には、差圧式高圧水電解システム に「Power Creator」と命名し、市販モデルの「スマー ト水素ステーション (SHS)」の接地稼働を開始した。 Fig. 11にSHSの内部構成を示す⁽¹¹⁾。この構成により、同 様の水素製造能力と水素貯蔵量を有する実証試験機と比 較して設置面積を約4分の1に削減できた。2021年3月





Fig. 10 Electrolysis unit configuration diagram of SHS2 (9)



4. e-fuel

e-fuelとは再生可能電力からの水素とCO₂から製造さ れた燃料である。Fig. 12にe-fuel製造プロセス概要を示 す⁽¹²⁾。e-fuelの中でも,液体燃料についてはPtL (Power to Liquid) と呼ばれており, PtLが自動車用燃料として



Fig. 12 e-fuel production process and overview (12)

注目されている。2章で示した通り, e-fuelを使用した 場合は, HEVからのCO₂排出が大きく減少する。従って, e-fuelの普及は重要である。

再生可能電力からの液体燃料であるPtLはFig. 13 に示す,Fischer-Tropsch合成と,Fig. 14に示すメタ ノールを経由した合成の二つが主に検討されている¹³³。 Fischer-Tropsch合成からは、ディーゼルとJet燃料が主 に製造される。一方で、メタノールを経由した合成で は、ガソリンとJet燃料が主に製造される。また、水素 とCO₂から製造されたメタノールの火花点火(SI)エン ジンへの利用も検討されている。



Fig. 13 PtL production via Fischer-Tropsch pathway



Fig. 14 PtL production via methanol pathway (13)

Hondaは、e-fuelも脱炭素社会に向けて、地域別、用 途別の選択肢の一つとして大きな役割を果たすと考え ている。e-fuelの普及のためには、経済性検討、燃料製 造技術開発、燃焼技術開発の三つの領域からなる研究 を進め、高効率化低EM燃焼を目指した燃料設計を行う 必要がある(Fig. 15)⁽¹⁾。e-fuelの市場投入は、レース 用途などの特殊燃料から、Sustainable Aviation Fuel、 陸上輸送用の燃料へと段階的に進めていくことになる。 Hondaは、これらの研究活動をマルチパスウェイシナリ オの中で進めている。

5. Sustainable Aviation Fuel

航空機の分野の脱炭素は、国際民間航空機関 (ICAO) では、CORSIA (Carbon Offsetting and Reduction Scheme for International Aviation) の枠組みで進められてい る。Hondaが製造・販売しているビジネスジェットの ような一般航空 (General Aviation, GA) についても、

- 6 -





Fig. 15 Research area for e-fuel utilization ⁽¹⁾

General Aviation Manufacturer's Association (GAMA) より、2020年からCO2排出増加をゼロにし、2050年に はCO2排出を2005年から半減させると言うコミットメ ントが出されている¹⁴。

航空機の分野の脱炭素は、電動化では難しく、 Sustainable Aviation Fuel (SAF) と言われている再生 可能燃料導入が必要となる。石油由来以外の合成燃料を 航空機用燃料として利用する場合, FAAの認証を受け, ASTM D7566のAnnexに追加される必要がある。2021 年3月時点で、Annex7まで認証されている。その中で も、Annex2に規定されている、油脂を水素化して製造 するHEFA (Hydroprocessed Esters and Fatty Acids) が、現在のSAFの主流である。これは、植物油を水素 化してディーゼル燃料を製造するHVO(Hyrdrotreated Vegetable Oil) と同一プロセスで製造されるため、プ ロセスや原料が普及していることと、 プロセスが他の SAF製造プロセスと比較してシンプルであることが挙 げられる。

一方で、SAFのCO2削減率は、その炭素強度から算 出される。ICAOは、2019年に、CORSIA Eligible Fuel (CORSIAでCO₂削減が認められる燃料)に関するSAF の炭素強度の基準値をLife Cycle Analysis (LCA) を もとに, Life Cycle Emission Valueとして定めている¹⁵。 炭素強度が低いほど、CO2削減効果が大きいとみなさ れる。Table 1に示す通り、HEFAの場合は、廃食油由 来のもの以外は比較的高い炭素強度となっている。従っ て、CO2削減効果を考えると、HEFAは廃食油由来が使 われることになる。一方, Fischer-Tropsch合成 (FT) の燃料の炭素強度は低く、今後の普及が期待されている。

SAFの普及の課題は、原料、コスト、認証・保証を 含めた流通と考えられている。バイオ由来で、炭素強度 が低い原料は量が限られており、今後は4章で示した、 e-fuelのSAFへの適用が期待されている。Hondaとして は、SAFの普及への使う側からの貢献を含めて、空の 脱炭素社会に向けての取り組みを進めていく。

Fuel Conversion Process	Region	Fuel Feedstoch.	Core LCA Value	ILUC LCA Value	LSr (gCO2e/MJ)
	Global	Agricultural residues	7.7		7.7
	Global	Forestry residues	8.5	1	8.5
Fischer- Tropsch (FT)	Global	Municipal solid waste (MSW), 0% non-biogenic carbon (NDC)	5.2	0.0	5.2
	Global	Municipal solid waste (MSW) (NBC given as a percentage of the non-biogenic carbon content)	NBC*170.5 + 5.2		NBC*170.5 + 5.2
	USA	Poplar (short-rotation woody crops)	12.2	-5.2	7.0
	USA	Miscanthus (herbaceous energy crops)	10.4	-32.9	-22.5
	EU	Miscanthus (herbaceous energy crops)	10.4	-22.0	-11.6
	USA	Switchgrass (herbaceous energy crops)	10.4	-3.8	6.6
	Global	Tallow	22.5		22.5
	Global	Used cooking oil	13.9		13.9
Hydroprocessed esters and farty acids (HEFA)	Global	Palm fatty acid distillate	20.7	0.0	20.7
	Global	Corn oil (from dry mill ethanol plant)	17.2	1	17.2
	USA	Soybean oil	40.4	24.5	64.9
	Brazil	Soybean oil	40.4	27.0	67.4
	EU	Rapeseed oil	47.4	24.1	71.5
	Malaysia & Indonesia	Palm oil closed pond	37.1	30.1	76.5
	Malaysia & Indonesia	Palm oil – open pond	60.0	30 1	00 1
	Giobal	Agricultural residues	29.5	0.0	29.3
	Global	Forestry residues	23.8		23.8
Alcohol	Brazil	Sugarcane	24.0	7.3	31.3
(isobutanol) to	USA	Corn grain	55.8	22.1	77.9
Jet (ATJ)	USA	Miscanthus (herbaceous energy crops)	43.4	-54.1	-10.7
	EU	Miscanthus (herbaceous energy crops)	43.4	-31.0	12.4
	USA	Switchgrass (herbaceous energy crops)	43.4	-14.5	28.9
Alcohol	Brazil	Sugarcane	24.1	8.7	32.8
(ethanol) to jet (ATJ)	USA	Согд grain	63.7	25.1	90.8
Synthesized	Brazil	Sugarcane	32.8	11.3	44.1
150-paratitins (SIP)	EU	Sugar beet	32.4	20.2	52.6

Table 1 CORSIA Default Life Cycle Emission Values for CORSIA Eligible Fuel (15

6. まとめ

本稿においては,自動車における,脱炭素化に向けた パワーユニットの各方式の解説とCO2排出について比 較検討結果から、マルチパスウェイの必要性を示した。 燃料の取り組みとして, FCVおよび水素製造について の取り組み, e-fuelについての取り組みを示した。そし て, 航空機の脱炭素に必要とされる, SAFの説明を行っ た。

運輸部門の脱炭素に向けた燃料の取り組みは、様々な 業界との連携が必要となる。Hondaとしても、社外の各 機関と協力して、脱炭素に向けた動きを加速させていき たい。

参考文献

- (1) Kimura, E., Aikawa, K., Yasuda, D., Saeki, H., Brachmann, T., Barth, S., Challenge for Sustainable Carbon Free Mobility and Society: Honda's Multi-Pathway Approaching Concept with Electrified Power Unit Technologies, 41st International Vienna Motor Symposium Volume1 (2020), pp. 151-170.
- (2) Honda サステナビリティレポート2020 < https://www. honda.co.jp/sustainability/report/>(参照日 2021年 3 月1日).
- (3) 若松健,坂口元康,赤石伸行,久保田賢司,吉本康時, 石神佳治,泉慎介,中村賢治,新型アコードハイブ リッド用2.0 Lエンジンの開発,Honda R&D Technical Review, Vol. 30, No. 1 (2018), pp. 35-40.
- (4) 川崎聡志,小野徹,小椋正巳,加美陽三,世界初の燃料
 電池乗用車Honda FCXの開発,Honda R&D Technical Review, Vol. 15, No. 1 (2003), pp. 1-6.
- (5) 川崎聡志,内堀憲治,清水潔,藤本幸人,次世代燃料電 池スタックを搭載したNew Honda FCXの開発, Honda R&D Technical Review, Vol. 18, No. 1 (2006), pp. 45-50.
- (6) 木村顕一郎,河崎輝明,大村孝之,渥美淑弘,清水潔, 新型燃料電池自動車CLARITY FUEL CELLの開発, Honda R&D Technical Review, Vol. 28, No. 1 (2016), pp. 1-7.
- (7) 上山雅樹, 喜多真佐人, 田口聡, 中沢孝治, 長岡久史, 荒川慎一, 太陽電池を使った水素ステーションの紹介, Honda R&D Technical Review, Vol. 15, No. 2 (2003), pp. 31-38.
- (8) 岡部昌規,中沢孝治,樽家憲司,判田圭,太陽電池を 使った水素ステーション (SHS)の実証試験, Honda R&D Technical Review, Vol. 20, No. 1 (2008), pp. 67-73.

- (9) 長岡久史,吉田喜祐, Cun, D.,山下郁也,岡部昌規, 差圧式高圧水電解型ソーラー水素ステーション(SHS 2)の実証試験,Honda R&D Technical Review, Vol. 24, No. 2 (2012), pp. 72-78.
- (10) 針生栄次,中沢孝治,樽家憲司,石川博之,岡部昌規, 差圧式高圧水電解セルの構造とその性能評価,Honda R&D Technical Review, Vol. 23, No. 2 (2011), pp. 90-97.
- (11) 吉田哲也,武内淳,浅野裕次,ワンパッケージ型スマート水素ステーションの開発,Honda R&D Technical Review, Vol. 29, No. 2 (2017), pp. 43-49.
- (12) Siegemund, S., 《E-FUELS》 STUDY The potential of electricity-based fuels for low-emission transport in the EU, (2017), p. 9, Deutsche Energie-Agentur GmbH (dena).
- (13) Schmidt, P., Weindorf, W., Roth, A., Batteiger, V., Riegel, F., Power-to-Liquids — Potentials and Perspectives for the Future Supply of Renewable Aviation Fuel, (2016), p. 12-13, Umweltbundesamt.
- (14) Global Business Aviation Community Announces Commitment On Climate Change, https://gama.aero/news-and-events/press-releases/global-business-aviation-community-announces-commitment-on-climate-change/> (accessed on 1 March, 2021).
- (15) CORSIA Life Cycle Emissions Values for CORSIA Eligible Fuel, https://www.icao.int/environmental-protection/CORSIA/Documents/ICAO%20 document%2006%20-%20Default%20Life%20Cycle%20 Emissions.pdf> (accessed on 1 March, 2021).

- 8 -



特集:水素・脱炭素燃料の最新動向(その2)

JAXAにおけるバイオジェット燃料の燃焼研究

Combustion Research using Sustainable Aviation Fuel (SAF) at JAXA



藤原 仁志^{*1} 水野 拓哉^{*1} FUJIWARA Hitoshi MIZUNO Takuya



岡井 敬一*1 OKAI Keiichi

キーワード:再生可能代替航空燃料,HEFA燃料,FT-SPK燃料,バイオマス,燃焼,排気,煤

Key Words : Sustainable Aviation Fuel (SAF) , Hydro-treated Ester and Fatty Acid (HEFA) fuel, Fischer-Tropsch Synthetic Paraffinic Kerosene (FT-SPK) fuel, Biomass, Combustion, Emission, Particulate Matter

1. はじめに

地球環境問題に鑑み、二酸化炭素の排出量抑制が多く の産業分野で重要課題として取り組まれつつある。航空 分野でも、国際航空運送協会(IATA)が二酸化炭素排 出量に関するロードマップを掲げている。これによれば、 2005年比で2050年までに二酸化炭素排出量を半減させる が、この目標は、現状の技術進展・運航方法の改善・イ ンフラの改善では増大傾向を止めることは出来ず、目標 との乖離を埋めるためには、低炭素燃料の導入や革新技 術の投入が必要である(なお、現下のCovid-19状況を踏 まえた排出予測見直しや排出ゼロに向けた見直し議論が 進んでいるものの本稿では現時点で明らかにされている 従来の目標設定を用いている)。こうした観点で、燃料 消費低減、ひいては二酸化炭素排出低減に寄与し得る技



原稿受付 2021年3月19日

*1 宇宙航空研究開発機構 航空技術部門 推進技術研究ユニット 再生可能エネルギーセクション
 E-mail: fujiwara.hitoshi@jaxa.jp
 E-mail: mizuno.takuya@jaxa.jp
 E-mail: okai.keiichi@jaxa.jp

術としてエンジン関連で有望視されているのが再生可能 代替航空燃料(SAF)・水素燃料の導入・エンジン電動 化である。Fig. 1にはIATAのロードマップを元に,適 用分野の導入や効果を検討した例⁽¹⁾を示す。ここから, SAF,水素燃料の導入・電動化が重要であることが見 て取れる。本稿では,現時点で利用可能で当面の導入拡 大を見込むことが出来るSAFについての動向を,JAXA での取り組みの紹介を交えながらまとめる。

2. 再生可能代替航空燃料(SAF)の特性

現時点で新しい低炭素化の取り組みとして実施し得る 有効な方法は,バイオ燃料や再生可能エネルギーを利用 した合成燃料といった航空用代替燃料(再生可能代替航 空燃料(SAF))の適用である。認証されている航空用 代替燃料は,ドロップイン(継ぎ足し)燃料とされ,従 来の原油由来のジェット燃料と一定上限混合することで, エンジン・機体や地上設備の更新を要しないものである。

旅客機等に用いられる航空用燃料としては、従来 のジェット燃料がASTM-D1655で規定されるのに対 し、SAF等航空用代替燃料はASTM-D7566 "Standard Specification for Aviation Turbine Fuel Containing Synthesized Hydrocarbons"⁽²⁾で規定される。その付属 書(Annex)において、化学・物理的性質のみならず 燃料の製造過程も定められている。JAXAでは、これま で牛脂由来のHEFA(Hydro-Treated Ester and Fatty Acid)燃料(ASTM-D7566 Annex-2で規定)を用いた 燃焼試験を実施し、従来のジェット燃料(ベースライ ン)との排気特性などの比較を行ってきた。

バイオ燃料等代替燃料が普及するためのカギは,製造 に係る原料の入手と製造コストの低減であると言われ ている。こうした観点で,国内の製造技術向上の一環



Fig. 2 Test plant operational flow

として、NEDO事業「バイオ燃料生産技術開発事業」⁽³⁾ が行われている。その事業内容の一つとして「高性能 噴流床ガス化とFT(Fischer-Tropsch)合成による純バ イオジェット燃料製造パイロットプラントの研究開発」 (以下,本事業)(参画企業:三菱パワー(株),(株) JERA,東洋エンジニアリング(株),JAXA)があり, JAXAは本事業に燃焼評価を実施する役割で参画してい る。また、もう一つの事業内容として、「高速増殖型ボ ツリオコッカスを使った純バイオジェット燃料生産一貫 プロセスの開発」((株) IHI)も行われている。

本事業は、木質バイオマスを原料として、ガス化プロ セスを経てFT法(ASTM-D7566 Annex-1にて規定)に てSAFを生産する設備開発と燃料製造を実施するもの であり、製造された燃料がASTM-D7566 Annex-1の認 証条件に適合することが確認されている。また、後述す るように、燃焼試験の実施結果、バイオ燃料特有の傾向 として、主要な排気特性がベースライン燃料と同様で、 煤の排出は大きく減少することが確認されている。燃 料製造のプロセスおよび各開発・実証の分担をFig. 2に、 実証プラントの主要部写真をFig. 3に示す。こうした製 造過程のコスト低減策検討を含めた開発検討が国内で加 速されることが期待される。

JAXAにおいては、主として上述の牛脂由来のHEFA 燃料(市販燃料)と木質バイオマス由来のFT-SPK (Fischer-Tropsch Synthesized Paraffinic Kerosene)燃料(本事業にてFig. 3のプラントにて製造した燃料)を 用いた燃焼試験を実施している。それらを合わせて



Fig. 3 Pilot plant

SAFとし、それぞれHEFA、FT-SPKと呼ぶこととする。 Table 1には、JetA-1(従来から使用されている ASTM-D1655規格のケロシン燃料)とHEFA、これらの50:50混合燃料についておこなった物理的性状および 化学成分の分析結果の概要を示す。同表のD7566 Table A2.1-2はASTM-D7566 Annex-2燃料単体で満たすべき規

Table 1 Chemical and physical analyses of the fuels

Properties	HEFA	D7566 Table A2.1-2	JetA-1	JetA-1: HEFA =50:50	D7566 Table 1
Freezing point [°C]	-58.5	< -40	-48	-51.5	<-47
Dynamic viscosity [mm²/s] @15 °C	1.963	N/A	1.655	1.786	<8 (-20 °C)
Surface tension [mN/m]	22.5	N/A	23.6	23.1	N/A
Density [g/cm³] @15 °C	0.7554	0.73-0.77	0.7886	0.7732	0.775- 0.840
Net heat of combustion [MJ/kg]	44.14	N/A	43.38	43.73	>42.8
Physical Distillation					
Initial boiling point [°C]	146.5	N/A	148.5	148.5	N/A
10% recovered temp. [°C]	165.0	<205	164.5	165.0	<205
50% recovered temp. [°C]	208.0	Report	193.5	198.5	Report
90% recovered temp. [°C]	253.5	Report	237.5	247.0	Report
Final boiling point $[C]$	269.0	<300	259.0	262.0	<300
Lubricity (BOCLE) [mm]	1.04	N/A	0.83	0.87	< 0.85
Carbon [mass %]	84.7	N/A	86.1	85.4	N/A
Hydrogen [mass %]	15.2	N/A	13.8	14.5	N/A
Sulfur [mass %]	< 0.0001	< 0.0015	0.0006	0.0003	<0.3
Composition					
Paraffin [vol. %]	98.4	Report	79.1	89.1	N/A
Olefin [vol. %]	0.9	N/A	3.0	1.6	N/A
Total aromatics [vol. %]	0.7	N/A	17.9	9.3	8-25
Aromatics					
Benzenes [mass. %]	<0.1	N/A	21.3	11.6	N/A
Naphthalenes [mass. %]	<0.1	N/A	0.2	0.1	N/A
Total aromatics	0.1	N/A	21.5	11.8	N/A

137

定値であり、D7566 Table 1はASTM-D7566で規定され るSAFをJetA-1と混合した際に満たすべき規定値である。 同表を見ると、純粋燃料の比較(JetA-1とHEFA)では、 動粘度と表面張力に大きな差はない。ただしこれらわず かな差であっても噴霧特性等に影響を与える可能性があ る。密度はHEFAの方が小さく、この差が後述のように 混合燃料の混合比条件を定める制約条件の一つとなって いる。また、蒸発性状もわずかだが違いがある。潤滑性 (BOLCE値:小さい方が潤滑性が高い)を見ると、ベー スライン(JetA-1)に比べHEFAは潤滑性に劣ることが 分かる。これには硫黄含有量の差(HEFAには含まれな い)が関係していると考えられる。最も顕著な差は芳香 族成分であり、ベースラインで2割程度含まれる芳香族 成分がHEFAではほとんどなく、不飽和分も少ない。こ れらにより、HEFAはベースライン燃料にくらべ、熱安 定度が高くコーキングしにくい, また, HEFAは析出点 が非常に低いことから、高度に異性化したパラフィンが 主成分であることが分かる。

現状では、民間航空機へのSAF混合はベースライン への混合比で最大体積比50%までに制限されており、混 合後の芳香族成分については、技術的な根拠については 今後の課題と注記しつつ⁽²⁾、体積比で8%以上とするよ う規定されている。その根拠の一つとして、燃料配管 のOリングのシール性不足が生じる懸念が指摘されてい る⁽⁴⁾。

		Initial value	Jet-A1 70 hrs sink test	HEFA 70 hrs sink test
Fluorocarbon	Hardness IRHD-M	71	+0%	+0%
	Tensile strength[MPa]	14.7	+2%	-4%
Specification:	Elongation [%]	199	+4%	-4%
M83248/1	Volume expansion [%]		+0.3%	+0.4%
Nitrile rubber	Hardness IRHD-M	62	-12%	-5%
	Tensile strength[MPa]	14.1	-49%	-16%
Specification:	Elongation [%]	329	-26%	-6%
MS29513	Volume expansion [%]		+24.8%	+6.5%

Table 2 Impacts of fuels on O-rings

Table 1で用いた燃料内の純粋燃料を用いて,2種の Oリング(フッ素ゴムのOリングとニトリルゴムのOリ ング)の70時間含侵した性状変化の確認試験を実施し た。Table 2にはその結果を示す。Table 2より,フッ素 ゴムのOリングでは燃料による変化が小さく,ニトリル ゴムのOリングでは強度の低下がある一方で大きく膨張 していることが見て取れる。文献⁽⁴⁾でも指摘されている ニトリルゴムにおけるOリングの体積増加傾向は,従来 のジェット燃料が持つ膨潤性によるシール効果として機 能し,既存の配管等ではこの膨潤性を前提としたものも 多い。 SAFのASTMにおける利用認証化に先立ち行われた 飛行試験結果をまとめた文献⁽⁵⁾では,100% SAFでは密 度と発熱量が既定値からはずれ,50%混合で規定を満足 する結果が示されている。

以上から,現状のSAF利用においては,(若干の性状 の違いからSAF単独では困難な)主として密度・発熱 量などの既定値を満足させるためと,既存の燃料配管の シールにOリングの膨潤性を適合させるために,最大体 積比50%が定められているといえる。一方,最近では上 記最大体積比を超えた混合比の燃料を使用した飛行試験 などの取り組みが行われている。

2021年1月には、ボーイング社により2030年までに、 航空機が100% SAFに適合するようにするという取組み 方針⁽⁶⁾が明らかにされた。また、AirbusはA350を用い た100% SAF飛行試験⁽⁷⁾を実施している。これらは上記 の事実を踏まえ、SAFを利用した低炭素化の拡大に向 けた取組と考えることが出来る。こうした観点から、本 項で示す100% SAFの燃焼試験結果は実際にSAFを適用 し実現しうる効果として見積もることが可能である。

なお, NEDO事業にて生産したFT-SPKも同様に, ASTM-D7566Annex-1規格に適合する燃料であることが 確認されている。

3. 試験設備と試験条件

本稿では、主にJAXA燃焼試験設備にて実施したシン グルセクタ燃焼器モデルにおける燃焼・排気特性取得を 示す。JAXAが外部機関と共同で実施したSAF利用エン ジン運転試験結果については参考文献^{(8),(9)}を掲げながら 結果概要を5章にて概説する。本章においては、燃焼試 験に用いた試験設備と試験条件をまとめる。

燃焼試験は、JAXA調布航空宇宙センター内高温高 圧燃焼試験設備¹⁰⁰にて行われた。高温高圧燃焼試験設備 は、高圧A系、高圧B系、中圧系の3系統の試験用リグ を備えている。試験用リグ内に燃焼器を配し、入口空 気環境を設定の上試験を実施する。後述するCase 1を 中圧系, Case 2を高圧B系にて行った。燃焼器出口排気 のサンプリングは、ライナ出口部に配した *ϕ* 0.8孔のサ ンプルプローブにより導入している。導入された排気 ガスの排気成分計測は、Fig. 4に示すように、成分計測 装置にて計測された。NOx濃度はchemiluminescence detector (CLD), CO と CO₂ 濃度 は nondispersive infrared detectors (NDIR), 全炭化水素 (THC) 濃度は flame ionization detector (FID) であるHoriba MEXA ONEを用いて計測された。煤(不揮発成分粒子状物 質) (nvPM) の質量密度はphoto acoustic soot sensor (PASS) である AVL MSS 483にて計測された。煤の数 密度は condensation particle counter (CPC) にて計測 された。

Fig. 5には試験で用いたRQL (Rich Quick-quench Lean) 燃焼器⁽¹⁾を示す。Fig. 6には、燃料ノズルを示す。



Fig. 4 Combustion test pressure casing overview



Fig. 5 RQL combustor



Fig. 6 Parker-Hannifin type air blast fuel nozzle

Case #	Inlet temperature	Inlet pressure	Pressure loss ratio
Case 1	450 K	350 kPa	4.0%
Case 2-1	644 K	1350 kPa	4.6%
Case 2-2	739 K	1350 kPa	4.1%
Case 2-3	803 K	1350 kPa	4.2%

Table 3 Test conditions

Table 4 Test cases and fuels used

Case #	Fuels
Case 1	Kerosene/HEFA, Kerosene/FT-SPK
Case 2-1, 2, 3	Kerosene/HEFA

試験条件をTable 3に示すと共に, Table 4に各試験条件で使用した燃料の組合せを示す。ただし, 以降の試験 結果等で示すベースラインとは, 100%ケロシンで試験 を行った時のものである。4章で示すCase1試験は, 比 較的低負荷の条件であり, 可視化窓での直接画像取得を 含む。5章で示すCase 2試験は, 入口圧を固定して入口 温度を変化させた条件であり, JAXAグリーンエンジン 研究開発におけるモデルエンジンの飛行環境における作 動状態を踏まえて設定した燃焼器入口圧力条件での試験 結果¹⁰²の一部で構成されている。

4. バイオ燃料の燃焼排気特性

本章では、SAF(HEFAとFT-SPK)を用いた燃焼試 験において得られる代表的な傾向を概説する。Fig. 7は, RQL燃焼器を用いた燃焼試験における、ベースライン (a)とHEFA(b)の火炎像を比較したものであり、後 で示す煤の排出量が多い空燃比(AFR)条件で比較し ている。火炎の直接像からHEFA 100%の条件ではベー スラインに比べて輝度が暗いことから、煤の排出が大き く低減していることが見て取れる。また、同様の試験形 態にて実施した、二色法を用いたKLファクタによる煤 分布計測からも、HEFA使用時の煤の排出低減が確認さ れた¹³。

Fig. 8には、ベースラインと2種のSAF(FT-SPK とHEFA)に対して、Case 1試験条件において空燃比 (AFR)を変化させたときの(a) CO,(b) NOx,(c)



(a) Baseline fuel case



Fig. 7 Comparison of direct flame images (Inlet condition, Case 1 (450 K, 350 kPa), AFR = 75)

- 12 -



Fig. 8 Emission characteristics in RQL combustor testing (Case1)

THC排出特性を示す。ベースライン燃料はここではケ ロシンであり、各々のSAF試験毎の同じ試験期間に実 施した比較対象である。試験毎のベースラインケロシン 試験結果は若干の相違がある。Fig. 8から、いずれの燃 料の排気特性 (EI) にも差はほとんどないことが見て 取れる。

Fig. 9には, Fig. 8と同様の燃料種・条件における煤 (nvPM)を(a)質量密度,(b)数密度に対して示して いる。Fig. 9から,煤の生成量がベースラインとSAFで





Fig. 9 Comparison of nvPM mass and number (RQL combustor, Case1)

際立って異なっていることが見て取れる。2種のSAF の間の差はほとんど見られない。nvPMの質量・数密度 とも、ベースラインに比べてSAFは大きく減少してい ることがわかる。100% SAFを用いると、ベースライン に比べて、数密度の減少度の方が質量密度の減少度よ り小さいことから、比較的小さい粒径分布の煤が生成 されることが示唆される。なお、Case 1の条件において は、ベースラインとSAFの混合燃料試験も実施してお り、EI CO、EI NOx、EI THCが変化しないこと、煤排 気特性は混合割合に応じて単調に変化することを確認し ている⁽¹³⁾。

HEFAに対してリーンバーン燃焼器を用いた試験⁽¹³⁾ では、パイロットのみの条件では火炎像ならびに排気 特性の傾向はRQL燃焼器で示したものに類似していた が、パイロットとメイン燃料を導入した条件では、ベー スライン・HEFAとも煤の生成は少なく、排気特性も 煤 (nvPM)も大差がないことが示されている。加えて、 同条件においては、ベースラインにおいては見受けられ た顕著な圧力振動が、HEFAの場合には見受けられない、 などの挙動の違いも見られている。文献⁽¹³⁾では、この圧 力振動の抑制傾向や,吹き消え限界特性の分析を行って いる(東京大学との共同研究として実施)。試験の条件 の制約の範囲内では,

噴霧特性	ベースライン>HEFA
蒸発特性	ベースライン <hefa< td=""></hefa<>

反応特性 ベースライン<HEFA

との傾向がみられた。これらはTable 1に示す燃料間の わずかな性状差に起因するものと考えられる。燃焼器 に依存するものの,これらの特性を踏まえると,100% SAFを用いることを前提にすると,従来燃料(ベース ライン)の場合に比べ,希薄限界の拡大・リーンバーン 燃焼器の適用拡大の可能性が見込まれる。

5. 実環境条件下におけるバイオジェット燃料の燃 焼・排気特性とエンジン運転試験

前章で示した結果は大気圧・温度よりも高い圧力・温 度環境下の試験結果ではあるが、よりエンジンの飛行時 環境を想定した条件で検証する必要がある。こうした 観点から、RQL燃焼器、リーンバーン燃焼器に対して、 JAXAグリーンエンジン研究開発での想定エンジンモデ ルにおける飛行条件・燃焼器入口環境を模擬した排気特 性の取得を行ってきた^{(9),12}。この内、RQL燃焼器試験に おける一定圧力下で入口温度を変化させた場合の排気特 性を代表例として紹介する。

Fig. 10には、ベースラインとHEFAに対して、Case 2 試験条件において空燃比(AFR)を変化させたときの、 (a) CO,(b) NOx,(c) THC排出特性を示す。Fig. 10 から、前章で示した傾向と同様、ベースラインとSAF (HEFA燃料)の間には、CO、NOx及びTHCの排気特 性(EI)に差が殆ど無いことが見て取れる。EI COは温 度の上昇より大きく低減している⁽⁴⁾。入口温度の上昇に より、NO⁽⁴⁾(ならびにNO₂)の生成量は飛躍的に増大 する。

EI THCは, 模擬運転条件内では低負荷条件で排出が 大きい(Fig. 8(c)参照)のに対して, Fig. 10(c)の 試験条件下では相対的に小さい値であり, 温度条件によ る変化が小さい。

Fig. 11には, Fig. 10と同じ燃料種・条件における煤 (nvPM)の生成を, (a)質量密度, (b)数密度に対し て示している。

Fig. 11から、ベースラインにおいて、質量密度の温 度依存性は明確ではないが、数密度は温度の増大に従っ て低減する傾向が見て取れる。ベースラインに対する SAF(HEFA燃料)の変化の観点では、前章における Case 1で見られた傾向と同様の傾向が見られ、nvPMの 質量・数密度とも、ベースラインに比べてSAFでは大 きく減少した。また、前章のCase 1での傾向と同様に、 ベースラインに比べ、100% SAFでは数密度の減少度の 方が質量密度の減少度より小さかった。

実飛行環境相当の高温・高圧下における排気特性の圧



Fig. 10 Temperature effects on emission characteristics (Case 2)

力依存性については文献じに示してある。

以上から、これまで見た排気特性については、運転環 境(温度・圧力)の依存性が大きいものの、ベースライ ンを基準としたSAFの特性傾向は同様であることが分 かる。なお、エンジン運転時には燃料を変更しても運転 諸特性が顕著に変化しないことが望まれる。JAXAにお



(b) nvPM number

Fig. 11 Temperature effects on emission characteristics of PM mass and number (Case 2)

いては、「小型ガスタービン」⁽⁸⁾(SAFとしてHEFA)と 「模型用ターボジェットエンジン」⁰⁶(SAFとしてNEDO 事業で製造したFT-SPK)に対して、SAFを用いたエン ジン運転試験を実施している。いずれにおいても、運転 監視項目の範囲でベースライン、SAFおよびそれらの 混合燃料間で顕著な差が見られないことを確認している。

以上のように、SAFを適用する際に既存のエンジン 等機器をそのまま用いてもエンジン運転特性が変化しな いことが第一に重要であり、その上で環境適合性が向上 することが好ましい。これまで見てきたように、SAF を用いた試験においては、主要な排気成分が変化せず、 煤の生成が大幅に低減する。このことは、飛行機雲の生 成抑制に寄与する^{III}ことも報告されており、SAFの使用 とその割合増加(総使用量の拡大)が温暖化抑制に寄与 することが期待される。

さらに、100% SAFを利用することを前提とすれば、 燃料特性のわずかな違いを利用して、より環境適合性の 高い燃焼器を設計することも可能と考えられる。SAF が利用可能となって5年以上経つが、本年(2021年)に なって100% SAF適用の道が拓けてきた。NEDO事業に おけるようなSAF生産のコスト低減検討を踏まえた道 筋を確保しつつ,SAFによる航空機の温暖化抑制をは じめとした環境負荷低減の促進が着実に進むことを期待 したい。

6.まとめ

JAXAにおいて行ってきたSAF燃焼試験を通じて得ら れた知見等を踏まえ,SAFを利用したエンジン運転で 期待される事項をまとめた。

現状のASTMで規定される特性ならびにその100%利 用への拡大の範囲であれば,航空用エンジンの運転特性 の顕著な差は見られず,むしろ若干の燃焼特性改善を期 待することが出来る。特に煤の排出量の低減は温暖化効 果が指摘される飛行機雲の生成抑制に寄与することから, SAFの製造時の従来燃料(化石燃料からバイオ燃料・ 再生可能エネルギー利用への移行によるCO₂排出低減) と,飛行機雲生成の抑制という大きく2つの温暖化抑止 効果を期待できることは特筆すべき事項である。

現在のASTM規格に定められる50%未満の混合率で は限られた温暖化抑制効果しか期待できなかったものの, 100% SAF利用の道筋が拓けた現在,改めて航空用代替 燃料としての価値が高まっており,関連の研究開発が国 内でも進むことが期待される。

謝辞

この成果の一部は、国立研究開発法人新エネルギー・ 産業技術総合開発機構(NEDO)の委託業務(P17005) の結果得られたものであり、エンジン運転試験結果は上 記事業の中で高知工科大学の野崎研究室が取得されたも のである。また、本稿で示した研究成果の一部は科研費 16H04586の成果であり、東京大学津江光洋教授・中谷 辰爾准教授に不安定性評価等についてご指南頂いた。

本研究を通じてご協力・ご指南を頂いた,関係各位に 記して謝意を表します。

参考文献

- 航空機電動化 将来ビジョン, JAXAホームページ, <http://www.aero.jaxa.jp/about/hub/eclair/pdf/eclair_vision.pdf (参照日2021年3月18日).
- (2) ASTM D7566-18, Standard Specification for Aviation Turbine Fuels Containing Synthesized Hydrocarbons, ASTM International, West Conshohocken, PA (2018).
- (3) NEDOホームページ,バイオジェット燃料生産技術開発 事業, <https://www.nedo.go.jp/activities/ZZJP_100127. html>(参照日2021年3月18日).
- (4) "Honeywell CLEEN Program", CLEEN Consortium Meeting, November 2012, No. 21-15207.
- (5) Rahmes T.F., Kinder, J. D., Henry, T. M., Crenfeldt, G., LeDuc, G. F., Zombanakis, G. P., Abe, Y., Lambert, D. M., Lewis, C., Juenger, J. A., Andac, M. G., Reilly, K. R., Holmgren, J. R., McCall, M. J., Bozzano, A. G., Sustainable Bio-Derived Synthetic Paraffinic Kerosene (Bio-SPK) Jet Fuel Flights and Engine Tests Program

Results, AIAA 2009-7002, 9th AIAA Aviation Technology, Integration, and Operations Conference (ATIO).

- (6) Boeingプレスリリース, Boeing will deliver commercial airplanes ready to fly on 100% sustainable fuel, January 22, 2021, http://www.boeing.com/company/about-bca/washington/boeing-will-deliver-commercial-airplanes-ready-to-fly-on-100-sustainable-fuel.page (参照日2021年3月18日).
- (7) Airbusプレスリリース, An A350 fuelled by 100% SAF just took off Innovation Airbus, March 18, 2021, https://www.airbus.com/newsroom/stories/A350-fuelled-by-100-percent-SAF-just-took-off.html (参照日 2021年3月18日).
- (8) 藤原仁志, 中村将治, 冷水陵馬, 山田秀志, 下平一雄, 廣田 雅, 岡井敬一, バイオジェット燃料を用いた小型ガスター ビンのエンジン試験, 日本ガスタービン学会誌, Vol. 44, No. 3 (2016), pp. 182-188.
- (9) Okai, K., Fujiwara, H., Yoshida, S.,Yamamoto, T., Effect of Fuel Change from Petroleum Kerosene to HEFA Alternative Jet Fuel on the Emission of a Concentric Lean-Burn Burner under High-Pressure and High-Temperature Conditions, AIAA2021-1807, AIAA SciTech Forum 2021.
- (10) JAXA-HP, JAXA航空技術部門, 試験設備 航空エンジン 試験設備 高温高圧燃焼試験設備, https://www.aero.jaxa.jp/facilities/aeroengine/facility04.html (参照 日2021年3月18日).
- (11) Makida, M., Yamada, H. and Shimodaira, K., Detailed Research on Rich-Lean Type Single Sector and full annular combustor for small aircraft engine, ICAS2014-0628, 2014.
- (12) Okai, K., Fujiwara, H., Makida, M., Shimodaira, K., Effects of fuel change from petroleum kerosene to

HEFA alternative jet fuel on the emission of a RQL gas-turbine combustor under high-pressure and high-pressure conditions, AIAA 2020-1220, AIAA SciTech 2020.

- (13) Fujiwara, H., Salman, P., Ando, S., Ishikawa, H., Nakaya, S., Tsue, M., Okai, K., Emission Characteristics and Flame Stability in HEFA Fueled Gas Turbine Combustors, Sustainable Development for Energy, Power, and Propulsion (Green Energy and Technology), De, A. Gupta, A., K., Springer (2020).
- (14) Lefebvre, A. H., Ballal, D. R., Gas Turbine Combustion: alternative fuels and emissions, 3rd edition, CRC press, Taylor & Francis, 2010.
- (15) Fujiwara, H., Okai, K., Emission Characteristics on Combustion of HEFA Alternative-Aviation Fuel Under In-Flight Conditions, pp. 55-64, Advances in IC Engines and Combustion Technology: Select Proceedings of NCICEC 2019 (Lecture Notes in Mechanical Engineering) (English Edition), Gupta, A. K., Mongia, H. C., Chandna, P., Springer, (2020).
- (16) Okai, K., Fujiwara, H., Nagai, K., Oinuma, H., Makida, M., Shimodaira, K., Mizuno, T., Shinoda, K., Fujii, A., Kojima, Y., Sakai, K., Shibahara, Y., Combustion Tests using a Single Combustor Model and a Jet Engine of Bio-Derived Aviation Fuel Produced through Integrated Process of Woody Biomass Gasification and Fischer-Tropsch Synthesis, AIAA2021-2036, AIAA SciTech Forum 2021.
- (17) DLR news release, DLR/NASA flight experiment confirms Bio-fuels reduce soot emissions from aircraft, March 15, 2017, https://www.dlr.de/content/en/ articles/news/2017/20170315_biofuels-reduce-sootemissions-from-aircraft_21749.html (参照日2021年3月 18日).

- 16 -



特集:水素・脱炭素燃料の最新動向(その2)

日本航空における代替航空燃料(SAF)の導入に向けた取り組み Sustainable Aviation Fuel (SAF) Development Activities in Japan Airlines



熊倉 賢*¹ KUMAKURA Ken

キーワード:代替航空燃料 (Sustainable Aviation Fuel, SAF), CO₂排出量削減, 日本航空 (JAL), 燃料規格 Key Words: Sustainable Aviation Fuel (SAF), CO₂ Reduction, Japan Airlines (JAL), Fuel Specification

1. 緒言

航空業界ではこれまで、使用する航空燃料を削減して 燃費向上を目指す観点でCO₂の排出量削減に取り組んで きた。近年は地球環境を守る観点から、日本を含めた世 界各国が「2050年にカーボンニュートラルの達成」を宣 言する中、当社も「2050年にCO₂排出量実質ゼロを達成 する」と宣言し、更なるCO₂の排出量削減に向け取り組 みを推進している。その手段のひとつとして、欧米諸国 を中心に代替航空燃料(Sustainable <u>A</u>viation <u>F</u>uel;以 下,「SAF」。国際航空運送協会(IATA)により「バイ オジェット燃料」から呼称を変更されたもの)の開発や 実用化が進められており、2030年以降の本格的な普及が 予想される。当社はSAF利用のリーディングエアライ ンとなるべく、定期便での利用、積極的な投資、開発へ の協力を行っているので、以下に当社の取り組みを紹介 するとともに、SAFに必要な規格・認証について述べる。

2. 当社におけるSAF活用の取り組み

2.1 当社の長期的目標とSAFの位置付け

航空業界では、国際民間航空機関(International <u>Civil Aviation Organization</u>;以下、「ICAO」)の総会に おいて、2010年に「燃料効率を毎年2%改善すること」 および「2020年以降国際線のCO₂総排出量を増加させな いこと」、また2016年に、「2021年以降、国際線を運航す る航空会社に対して、2019年のCO₂排出量を超過した分 についてCO₂排出権の購入などを義務付ける国際航空の ためのカーボンオフセットおよび削減スキーム(<u>Carbon</u> Offsetting and <u>Reduction Scheme for International Aviation,以下「CORSIA」)制度を導入すること」を</u> 採択し、気候変動への対応を進めている。また、航空 業界関係者にて構成された<u>Air Transport Action Group</u>

原稿受付 2021年3月8日

 *1 日本航空(株) 総合調達部 燃料グループ 〒140-8637 品川区東品川 2 - 4 -11
 E-mail: kumakura.wawn@jal.com (以下,「ATAG」)において,2050年に向けたCO2排出 量削減のための具体的な取り組みが定められた(Fig.1 参照。複数の前提を元に試算したシナリオのうちのひと つを示す)。ここに示されるように,今後SAFの利用に よるCO2排出量削減効果が非常に大きいと期待されてい ることが分かる。

当社においても、「2050年に CO₂排出量実質ゼロを 達成する」という目標に向け、「省燃費機材への更新」、 「SAFの開発促進と活用」、「日々の運航での工夫」、「排 出量取引への対応」の4つを大きな柱とし、CO₂排出量 の削減に取り組んでいる(Fig. 2参照)。その中でも前 述のATAGの予測にある通り、「SAFの開発促進と活用」 が目標達成に貢献する割合は大きく、今後の当社の重要 なテーマとなっている。

2.2 当社便への使用

当社では2009年に初めてSAFを導入して以来, Table 1 に示す通り, 航空機にSAFを搭載して運航してきた。

2.3 国産SAF開発の取り組み

日本政府は、「2020年東京オリンピック・パラリン ピック競技大会に向けたバイオジェット燃料の導入まで の道筋検討委員会」(通称:道筋検討委員会)を設置し、 東京2020オリンピック・パラリンピック競技大会をマイ ルストーンとして、国産SAFの生産に取り組んできた。 当社は道筋検討委員会のメンバーとして、国産SAFで 運航するとともに、政府の掲げる2030年の国産SAF普 及の達成に向けて、さまざまなステークホルダーをつな ぎ、製造から使用までのサプライ・チェーンの構築に、 オールジャパンの一員として貢献している。

その一環として、2018年10月から、全国から集めた衣料品(綿)を原料とし、国産SAFの製造に挑戦するプロジェクト、「10万着で飛ばそう!JALバイオジェット燃料フライト」を実施した。4か月間で約50社の企業によるご協力のもと、全国から約25万着の衣料品を回収した。2019年1月より、Green Earth Institute株式会社の技術サポートのもと、公益財団法人地球環境産業技術研

日本ガスタービン学会誌



Fig. 2 CO₂ Emissions Reduction Targets and Progress for JAL

Table I JALS Operation with SA	Table 1	JAL'	s Ope	eration	with	SA
--------------------------------	---------	------	-------	---------	------	----

	時期	飛行区間	特記事項
1	2009年1月	国内での試験飛行	アジア初の非可食原料(主原料:カメリナ)
2	2017年11月	シカゴ・オヘア国際空港〜成田空港	燃料の5%がSAF
3	2019年1月	サンフランシスコ国際空港〜羽田空港	
4	2019年6月~	フランス・トゥールーズのエアバスの工場〜羽田空港	エアバスA350型機の受領時のデリバリーフライト (複数回)
5	2021年2月	羽田空港~福岡空港	国産初のSAF (2.3章にて詳述)

究機構(以下, RITE)が開発したバイオプロセスを使 用してSAFの製造に着手し,2020年3月に,無事SAF を製造することに成功した。世界的にはSAFの実用化 が進んでいるものの,国産SAFの完成は国内で初めて のことであり,この成功により国内の技術力でSAFが 製造可能であることを立証できた。そして,2021年2月 4日,当社定期便(羽田発福岡行)に当該SAFを搭載し, 無事に一連のプロジェクトを遂行した。

以下にSAF製造のプロセスを示す (Fig. 3参照)⁽²⁾。 (1) 回収した古着の糖化

衣料品(綿)をアルカリ処理したうえで,糖化酵素

を用いて綿の成分であるセルロースを糖に変換する。

- (2) バイオイソブタノールの生産 RITEが開発したコリネ型細菌を使用し、これまでに ない革新的バイオプロセスであるRITE Bioprocess[®] を経ることによって、糖をイソブタノールに変換する。
- (3) イソブタノール溶液の濃縮 複数の蒸留装置を用いて、99%以上の純度のイソブ タノールに濃縮する。
- (4) イソブタノールの脱水・オリゴマー化
 最適な触媒を用いて、イソブタノールからイソブチレン(C4オレフィン)を作り(脱水)、そのイソブチ

レン同士を反応させてC8, C12, C16オレフィンを作る (オリゴマー化)。

- (5) オリゴマーの水素化 オレフィンは不安定な物質なので、水素を用いて不 安定な二重結合のないパラフィンに変換する。
- (6)分留

ジェット燃料の沸点範囲の規格を満足するように, 素留装置で分留して沸点範囲を調整する。

(7) 酸化防止剤の添加

ジェット燃料の保管・輸送時の酸化劣化を防ぐため に規定量の酸化防止剤を添加する。

 国内初のバイオジェット燃料の製造工程

 フェーズI
 日本環境設計(株) の協力のもと、在本 品を当起

 フェーズII
 五料品(編)を離化

 フェーズII
 五料品(編)を離化

 フェーズII
 ユリネ素の力で離 化液をアルユール (イソブタノール)

 フェーズII
 ユリネ素の力で離 化液をアルユール (イソブタノール)

 フェーズII
 ブルコール(イソブ タノール)を結構 支店させ、バイオ フェーズIV

 アルコール(イソブ タノール)を結構 支店させ、バイオ フェート総督を注意

 アルコール(イソブ タノール)を結構 支ェット燃料を主法

 日本初の 国産バイオジェット燃料完成I

Fig. 3 Process to Produce SAF made from Cotton Clothes

2.4 SAF製造会社への出資

当社は2018年9月,株式会社海外交通・都市開発事業 支援機構および丸紅株式会社と共同で,米国カリフォル ニア州にあるFulcrum BioEnergy, Inc.(以下,「フルク ラム社」)の株式の一部を取得した。SAF製造事業への 出資としては、日本企業で初めての案件である。フルク ラム社は、通常は埋め立てて廃棄される一般廃棄物を 原料としてSAFを製造するプロセスの開発に取り組ん でおり、製造技術は国際標準化・規格設定機関である ASTM Internationalによる燃料規格(3.1章にて詳述) も取得している。現在、ネバダ州に第1号プラントを建 設中であり、2021年中に稼働予定である(Fig.4参照)。 さらにインディアナ州での建設計画を発表するなど、今 後も複数のプラントの展開を予定しており、SAFの大 量生産について、実現性が最も高い企業の一つである。 そのため、当社はフルクラム社との関係を強化し、北 米発便を中心に同社から供給されるSAFの搭載を進め、 CO2排出量削減を実現していく。



Fig. 4 Fulcrum's SAF Production Plant under Construction (as of Dec 2020)

2.5 国産SAFの商用化に向けた取り組み

当社は2020年2月より,丸紅株式会社,ENEOS株 式会社,日揮株式会社と、国内におけるSAFの製造・ 販売事業に関する事業性調査を開始した(Fig.5参照)。 これは、一般バイオマス廃棄物に加え、廃棄プラスチッ クを含む産業廃棄物を原料とし、SAFを製造、販売す るサプライ・チェーンの実現性、事業性を評価するもの であり、本調査の結果を踏まえ、2020年代前半に実証設 備の導入および試験の実施、2025年頃に商用のSAF製 造設備着工を目指している。



Fig. 5 Feasibility Study of SAF Production in Japan

- 19 -

3. SAFに必要な規格・認証

本章では航空機に搭載するSAF が満たすべき規格・ 認証等について述べる(以下では,製造された合成燃料 を「ニートSAF」,従来のジェット燃料と混合された燃 料を「混合SAF」とし,特に区別をつける必要がない 場合には「SAF」とする)。

3.1 ASTM

航空機に搭載する従来のジェット燃料は、世界最大の民 間の国際標準化・規格設定機関であるASTM(American <u>Society for Testing and Materials</u>) Internationalの 策 定・発行する国際規格であるASTM D1655を満たすも のと規定されている。一方, SAFを航空機に搭載する には、ASTM D7566を満たす必要があり、製造方法・ 原料毎に規格のAnnexが規定され(2021年2月現在, Annexは7つ),従来のジェット燃料との混合比の上限 も定められている(Table 2参照)。国土交通省航空局の サーキュラー No.6-015「航空機に搭載する代替ジェット 燃料 (ASTM D7566規格)の取扱いについて」(令和2 年2月3日一部改正(国空機第1718号))にて, ASTM D7566に適合する混合SAFがASTM D1655として取り扱 われれば、航空機およびエンジンの燃料規格に関する運 用限界の範囲内で使用してよいと定められている。ニー トSAF製造・従来のジェット燃料との混合・航空機へ の給油に至るSAFのサプライ・チェーン、および必要

な認証をFig.6に示す。

なお、ジェット燃料に適用される規格はASTM以外 にも、英国防衛省が定めるDefStan91-091があり、ニー トSAFのAnnexを規定しているが、ASTM D7566を追 認しており、実質的にはASTM D7566規格を燃料規格 として用いればよいこととなっている。

3.2 CORSIA適格燃料

CORSIA制度に基づき,SAFの使用によりCO₂排出削 減を計上するためには、CORSIAが定める2つの持続可 能性基準、「ライフサイクルベースで炭素排出量を削減 すること」「炭素ストックの高い土地から生産されたバ イオマスではないこと」等を満たす必要がある⁽⁵⁾。前者 の削減率の計算には、CORSIAで定められた方法に基づ き計算するか⁽⁶⁾、ジェット燃料のベースラインの値(89g-CO₂/MJ)に対する各SAFのライフサイクルでの温室効 果ガス排出削減率の規定値を用いて計算する方法⁽⁷⁾があ る。持続可能性基準の遵守の確認は、ICAOが指定する 持続可能性認証スキームが定める要件に従い、認証機関 がSAF製造者に対し実施する。

3.3 100% SAF実現に向けた動き

2020年11月に、ロールス・ロイス社は、従来のジェット燃料を混合しない100% SAFの状態でエンジンテストを実施し、ガスタービンエンジンの環境性能改善に寄与することを確認していくことを発表し⁽⁸⁾, 2021年2

Table 2 ASTM D7566 Annex (3)

D7566における Annex No.	略語	製造方法	原料	混合比 上限
Annex 1	FT-SPK	ガス化・FT (Fischer-Tropsch) 合成	木質バイオマス、都市ごみ等	50%
Annex 2	HEFA-SPK	水素化処理	廃食油, 動植物油脂等	50%
Annex 3	SIP	糖の直接還元	バイオマス糖	10%
Annex 4	SPK/A	ガス化FT合成+合成芳香族	木質バイオマス等	50%
Annex 5	ATJ-SPK	アルコール触媒反応	バイオマス糖	50%
Annex 6	СНЈ	触媒水熱分解	微細藻類の油脂及び廃食油	50%
Annex 7	HC-HEFA SPK	水素化処理(ボツリオコッカスに限る)	微細藻類の炭化水素	10%



Fig. 6 Main steps in the supply chain of aviation fuel⁽⁴⁾

月にビジネスジェット用エンジン (Pearl 700) にて初 めてのテストを実施した⁽⁹⁾。また,2021年3月にTrent XWBエンジンを搭載したエアバス社A350-900型機のテ スト機に,廃食油を原料としたSAFを搭載した初めて の100% SAF飛行試験を実施し,初便はエンジン性能に 影響がないことが確認された⁽⁰⁾。

また、2021年1月、ボーイング社は2030年までに全ての民間機に100% SAFを使用できることを保証することをコミットする旨を発表した¹¹¹。現在の規定上はSAFの混合率は50%(一部は10%、Table 2参照)を上限としているが、同社は規制当局・エンジン会社・その他の主要なステークホルダーと協力し、SAFの混合比率の上限の引き上げや使用の拡大を目指すとしている。

これらの取り組みは、2050年にCO₂排出量実質ゼロを 目指す上で、今後も注目すべき動きである。

4. 結言

カーボンニュートラルの実現に向け,欧米諸国を中心 にSAF混合の義務化やインセンティブの活用といった SAF活用施策のもと開発・使用が進んでいるが,現時 点では製造者が限られているため市場規模はまだ小さく, 開発費や新たな施設設備への投資がかさんでいるため, SAFの価格が高いのが現状である。目標とするCO₂排出 量削減の取り組みを加速するためには,SAFが既存の ジェット燃料と比較して適正な価格であり安定して供給 されることが望ましいため,当社は引き続き関係者と協 働してSAFの使用を普及する体制を構築する所存であ る。

参考文献

- ATAG Waypoint 2050 < https://aviationbenefits.org/ media/167187/w2050_full.pdf>(参照日:2021年3月2日).
- (2) Green Earth Institute株式会社「古着から製造した国産 バイオジェット燃料を搭載した初フライトが実現」
 http://gei.co.jp/ja/img/newsrelease/news_20210128. pdf>(参照日:2021年1月28日).
- (3) ASTM D7566-20b

- (4) IATA Guidance Material or Sustainable Aviation Fuel Management < https://www.iata.org/contentassets/dl 3875e9ed784f75bac90f000760e998/iata20guidance20mat erial20for20saf.pdf>(参照日:2021年3月2日).
- (5) CORSIA Sustainability Criteria for CORSIA Eligible Fuels <https://www.icao.int/environmental-protection/ CORSIA/Documents/ICAO%20document%2005%20
 -%20Sustainability%20Criteria.pdf>(参照日:2021年3 月2日).
- (6) CORSIA Eligible Fuels-Life Cycle Assessment Methodology < https://www.icao.int/environmentalprotection/CORSIA/Documents/CORSIA%20 Supporting%20Document_CORSIA%20Eligible%20Fuels_ LCA%20Methodology.pdf> (参照日:2021年3月2日).
- (7) CORSIA Default Life Cycle Emissions Values for CORSIA Eligible Fuels < https://www.icao.int/ environmental-protection/CORSIA/Documents/ ICAO%20document%2006%20-%20Default%20Life%20 Cycle%20Emissions.pdf> (参照日:2021年3月2日).
- (8) Rolls-Royce to test 100% Sustainable Aviation Fuel in next generation engine demonstrator < https://www.rollsroyce.com/media/press-releases/2020/12-11-2020-rr-to-test-100-percent-sustainable-aviation-fuel-in-next-generationengine-demonstrator.aspx> (参照日:2020年11月12日).
- (9) Rolls-Royce conducts first tests of 100% sustainable aviation fuel for use in business jets < https://www. rolls-royce.com/media/press-releases/2021/01-02-2021business-aviation-rr-conducts-first-tests-of-100-precentsustainable-aviation-fuel.aspx> (参照日:2021年2月5日).
- (10) Aviation leaders launch first in-flight 100% sustainable-fuel emissions study on commercial passenger jet < https://www.rolls-royce.com/media/press-releases/2021/18-03-2021-aviation-leaders-launch-first-in-flight-100-percent-sustainable-fuel-emissions.aspx> (参照日:2021年3月18日).
- (11) Boeing Commits to Deliver Commercial Airplanes Ready to Fly on 100% Sustainable Fuels < https:// boeing.mediaroom.com/2021-01-22-Boeing-Commitsto-Deliver-Commercial-Airplanes-Ready-to-Fly-on-100-Sustainable-Fuels> (参照日:2021年1月23日).

- 21 -



特集:水素・脱炭素燃料の最新動向(その2)

二酸化炭素の有価物変換技術~メタネーションプロセスの開発~

Technology to Convert Carbon Dioxide into Valuable Materials - Development of Methanation Process-





¹ 鎌田 博之^{*2} 遠藤 巧^{*} KAMATA Hiroyuki ENDO Takumi

キーワード: CO₂回収, H₂, メタネーション, 触媒, CCU, 有価物変換 Key Words: CO₂ Capture, H₂, Methanation, Catalyst, CO₂ Capture & Utilization, Convert to valuable materials

成相 健太郎*1

NARIAI Kentaro

1. 緒言

地球温暖化ガス(GHG:Green House Gas)である大 気中のCO₂を削減し、炭素循環型社会を実現するために は、再生可能エネルギー・資源を活用すること、および 排出されたCO₂を炭素源として、我々が利用している炭 素含有物質(燃料や化成品)へ変換することが必要とな る。IHIが取り組んでいるCO₂回収分離技術・有価転化 技術(メタネーション)の融合により、炭素循環型社会 の実現を目指す。

2. 初めに

世界的な脱CO2・低炭素化に向けた流れが進んでいる。 日本国内においても、2050年までに地球温暖化ガスの排 出実質ゼロを目指す方針が出されており、この流れは加 速していくものと考えている。

脱CO₂・低炭素化に向けた対策の一つとして,発電所 や工場からの排ガスや空気中から回収したCO₂を炭素源 として,水素(H₂)と反応させることにより様々な有 価物(炭化水素)に変換するカーボンリサイクル・炭素 循環技術が注目されている。

IHIグループでは、CO₂の回収技術(CO₂ Capture)だ けでなく、水素を効率的に製造する技術、またCO₂と水 素との反応により有価物に変換する技術(Utilization)

		原稿受付 2021年3月8日
*	1	(株IHI 技術開発本部 技術基盤センター
		物理・化学グループ(CFE-PJ担当)
		E-mail: nariai5751@ihi-g.com
*	2	(株IHI 技術開発本部 技術基盤センター
		物理・化学グループ(物質・エネルギー変換担当)

E-mail: kamata6703@ihi-g.com

 *3 (株IHI 資源・エネルギー・環境事業領域 カーボンソリューションSBU 技術センター 基本設計部 基本計画グループ
 E-mail: endo8597@ihi-g.com の開発を行なっている。これら技術の融合であるCCU 技術(CO₂ Capture & Utilization)により,究極的には, 化石資源など地中から炭素を地表に放出するのではなく, 既に地表にある炭素源(バイオマスや大気中CO₂)を 利用することで,大気中のCO₂が増加しない炭素循環型 社会を実現することが可能となる。IHIが行なっている CCU技術の研究開発ロードマップをFig.1に示す。右上 側にCO₂の分離・回収技術を,左下側にCO₂の利用技術 を示している。これらのCO₂分離・回収および利用技術 を組み合わせることで,炭素を循環させ,CO₂排出量の 削減につなげることができると考えている。

3. CO₂分離・回収技術

多くのCO₂分離・回収技術が研究・開発されているが, その中で、CO₂の化学吸収法は、アミンなどのアルカリ 性水溶液を吸収液とし、化学的な吸収・放出反応を利用 してCO₂を燃焼排ガスなどから分離・回収する技術であ る。

化学吸収法によるCO₂回収プロセスのイメージ図を Fig. 2に示す。具体的には、発電所や工場・製鉄所から のCO₂を含む燃焼排ガスを「吸収塔(Absorber)」に誘 引し、CO₂がほとんど含まれていない(リーンな)吸収 液と気液接触させ、排ガス中のCO₂を選択的に吸収液に 取り込ませる。そしてCO₂が回収された排ガスは、吸収 塔上部から放出される。

次いで、CO₂が多く取り込まれた(リッチな)吸収液 を「放散塔(Stripper)」に送る。放散塔では、吸収液 に取り込まれたCO₂を加熱することで、気体として分離 して上部から放出後、冷却・圧縮させることで、99%以 上の高純度なCO₂を回収することができる。またCO₂を 放出した(再生した)吸収液は再度吸収塔に供給・循環 する。気液接触の効率を上げるため、吸収塔および放散



Fig. 1 Roadmap for Research & Development of CCU technology in IHI

- 23 -



Fig. 2 CO₂ capture process by chemical adsorption



Fig. 3 Cost composition ratio of CO2 capture process

塔の内部には充填材が入っている。

CO₂の分離・回収技術において、「放散塔における吸 収液の加温エネルギー(再生エネルギー)の消費」が、 全体コストの約半分を占め、経済的に大きなインパクト を与えていることが課題であった。CO₂回収コストの構 成比*¹をFig. 2に示す。そこで、IHIでは、吸収液・充填 材・プロセスを改良し、再生エネルギーの低減技術を 開発した。その結果、従来プロセスから約40%のエネル ギー低減ができること、約2.5GJ/ton-CO₂にまで低減可 能であることを示した(Fig. 4)。



Fig. 4 Comparison of energy in CO2 capture process

4. 再生可能エネルギーによるH2製造技術

CO₂を有価物である炭化水素に変換するためには,H₂ が必要である。従来のH₂製造プロセスでは,主に天然 ガス(CH₄)などの化石資源の改質(以下に示す反応) により製造されており,「水素利用≒CO₂の排出」につ ながることが懸念されていた。

改質反応: $CH_4 + 2H_2O \rightarrow 4H_2 + CO_2$

この対策として、太陽光発電や風力発電などの再生可 能エネルギー(再エネ)由来の電力で、水の電気分解 (水電解)を行なうことでCO₂フリーのH₂を製造する技 術が期待されている。

水の電気分解: H₂O → H₂ + 1/2O₂

IHIでは、地域の再エネ最大利用を目指し、太陽光発 電・蓄電池・水電解による水素製造装置、燃料電池な どを整備した「そうまIHIグリーンエネルギーセンター」 を開設し、再エネ利用および水素利用の実証研究を行 なっている。そうまIHIグリーンエネルギーセンターの イメージ図をFig. 5に示す。太陽光発電による電力は地 域の下水処理場に供給・地産地消されており、余剰の電 力は蓄電池およびH2製造に回すことで、天候によって 変動する電力を最大限に活用する実証研究、水素利用の 研究開発を行なっている。

5. CO2の有価物合成~メタネーション技術~

分離・回収したCO₂の利用技術の一つとして、CO₂を触媒の存在下でH₂と反応させて、燃料であるメタン

(CH₄)を製造する技術がメタネーション(CO₂メタネーション)である。反応式を以下に示す。

メタネーション反応: $CO_2 + 4H_2 \rightarrow CH_4 + 2H_2O$

 $\Delta_{\rm r} {\rm H}^{0}_{298} = -165 \ {\rm kJ/mol}$

化石燃料利用(例えば火力発電所や製鉄所,工場など)により発生したCO₂を,再エネ由来のH₂と反応させることでメタンガスに変換し,既存の都市ガスパイプラインへ導入すれば,一般家庭や工場などで広くCO₂を削減することが可能となり,炭素循環に一歩近づくことが可能となる。

この研究・開発を加速するため、2011年よりシンガ ポールA*STAR(科学技術研究庁)傘下の化学工学 研究 所ICES(Institute of Chemical and Engineering Sciences)と共同研究を始め、高活性で長寿命な触媒を 開発した*^{2,3}。

メタネーション反応は前述した反応式に示すように, 発熱反応である。従来のメタネーション反応は,反応に より触媒層が高温になり,高温の条件において触媒が急 激に劣化・活性低下することが課題であった。

そこで、ICES-IHIでは、活性金属であるNiをSiO2の担体内に高分散させたコアシェル型触媒を開発し、高温下による触媒劣化に耐性を持った触媒を開発した。

開発した触媒の電子顕微鏡写真およびイメージ図を Fig. 6に示す。数nm程度の細かいNi金属の粒子がSiO₂の 担体に保持された構造となっている。メタネーション 反応後の触媒の電子顕微鏡(TEM)写真をFig. 7に示す。



Fig. 5 The Soma IHI Green Energy Center



Fig. 6 ICES-IHI methanation catalyst



Fig. 7 ICES-IHI methanation catalyst (After reaction)

メタネーション反応後もNi金属粒子は細かい状態を維持しており、高温条件におけるNi粒子の凝集・シンタリ ングを抑制することができたと考えている。

本触媒を用いたメタネーション反応の連続反応試験結 果をFig. 8に示す。小型の電気炉に本触媒を充填し,長 時間のメタネーション試験を行なった結果,本触媒は 3000hの間,ほとんど劣化が見られず,安定した活性を 示すことを確認した。



Fig. 8 Continuous test of methanation catalyst

また反応ガス中に被毒物質である硫黄成分(硫化水 素:H₂S)を添加した被毒試験の結果をFig.9に示す。 比較として、メタネーションの商用触媒の結果を併記 する。比較的高濃度1ppmのH₂Sを供給した試験であり、 市販触媒は、急激な劣化が見られたのに対し、ICES-IHI触媒は、市販の触媒と比較して、触媒活性が維持さ れていることを確認した。Ni金属の粒子が高分散される



Fig. 9 Poisoning test of methanation catalyst

ことで, 被毒物質である硫黄成分による劣化を抑制でき たためと考えている。

メタネーション技術は, IHII横浜工場内の試験装置で この触媒のさらなる評価を終え, 2020年度にCO₂フリー 水素を活用した研究を推進している「そうまIHIグリー ンエネルギーセンター」にて,実証試験(Fig. 10)を 行なっている。太陽光発電由来の電気によるCO₂フリー 水素を利用したメタネーション実証は,国内最大級の規 模である。本試験装置で装置の性能・スケールアップ技 術を確立し,お客さまに脱CO₂ソリューションの提案を 行なっていく。

6. CO2の有価物合成~オレフィン合成技術~

IHIではCO₂とH₂を利用した次の有価物合成技術として、オレフィン合成技術の研究開発も行なっている。

エチレンやプロピレンなどの二重結合を持った直鎖の 炭化水素(低級オレフィン)はプラスチックやフィルム などの化学製品の原料である。

現在のプラスチックの原料であるオレフィンは,重油 を分留して得られるナフサ(軽質油)をナフサクラッ カーで分解することで製造され,それぞれの化学工場に 供給されている。いわゆる化石資源由来の物質である。

本技術により,排ガスから回収したCO₂から合成した オレフィンを,化石原料由来のオレフィンの代替として, 利用することができる。つまり,オレフィン化技術もメ タネーション技術と同様に,既存のインフラを大幅に改 造することなく,製品のCO₂フットプリントを下げるこ とが可能であり,トータルのCO₂削減に貢献できる。

CO₂からオレフィン類を製造する方法について, Fig. 11に示す。①水性逆シフト反応を利用して反応性の低い CO₂を一旦COに変換してから使用する方法(FT方式), ②メタノールやジメチルエーテル(DME)を経由して, それらを脱水する方法(MTO法), ③CO₂を直接水素化 する方法などが挙げられる。IHIでは, ③CO₂を直接水 素化する方法に属する技術として, Fe系ナノ触媒を使 いCO₂を一段で水素化して低級オレフィンを合成する 方法(CO₂-FTO:フィッシャー・トロプシュ オレフィン 化反応)の開発を進めている。この方式では, COやメ



Fig. 10 Methanation bench test facilities



Fig. 11 Olefin Production Process and Characteristics

タノール等を経由することなく、CO₂から直接低級オレ フィンを合成することで、設備や運転費用を大幅に低減 することが可能であると考えている。なお本触媒につい ても、メタネーション触媒同様にICESと共同で開発を 進めている。 7. CO2回収とメタネーションの組合せ

CO₂分離回収システムとメタネーションシステムの組 合せによる熱利用について以下に述べる。

前述したIHIのCO₂分離回収システムでの再生に必要 なエネルギーは2.5GJ/ton-CO₂であり、これをCO₂1 mol あたりに換算すると110kJ/mol-CO₂に相当する。一方、 メタネーション反応の反応熱は、CO₂1 molあたり165 kJの熱が発生する。

従って、IHIのCO₂回収装置とメタネーション装置を 融合させることで、実質的に外部からの熱(蒸気)を必 要としないプロセスが可能となり、プロセス全体の効率 化、大幅な運転コストの低減が可能となる。CO₂回収プ ロセスと有価転化プロセスを組み合わせたシステムを Fig. 12に示す。熱利用を最適化することで、更なる省 エネ・CO₂の削減に貢献できると考えている。

なお,水素製造にも熱エネルギーを利用するプロセス がある。CO₂回収・水素製造・有価物変換の全体プロセ スの中で熱エネルギーを効率的に利用することで,さら なる低コスト化も期待できる。



Fig. 12 Combination of CO2 capture and conversion technologies

- 27 -

8. まとめ

IHIグループでは、CO₂の回収技術(CO₂ Capture)だけでなく、水素を効率的に製造する技術、またCO₂と水素との反応により有価物に変換する技術(Utilization)の開発を行なっている。CO₂回収・水素製造・有価物変換を組み合わせたCCU技術を用いることで、従来排出されていたCO₂を有価物に変換することが可能となり、炭素循環型社会への実現に繋がると考えている。これらの技術を用いて、社会およびお客さまに脱CO₂ソリューションの提案を行なっていく。

参考文献

- (1) 新エネルギー・産業技術総合開発機構(NEDO)平成14
 年度調査報告書「地球温暖化対策技術開発に関する調査
 二酸化炭素分離・回収技術に関する調査研究」
- (2) H. Kamata et al., Dispersed and high loading Ni catalyst stabilized in porous SiO₂ matrix for substituted natural gas production, Catalysis Today, Vol. 299, (2018.1), pp. 193-200.
- (3) Methanation Catalyst, US 9,802,872



特集:水素・脱炭素燃料の最新動向(その2)

カーボンリサイクル技術によるメタノール合成

Methanol Synthesis by Carbon Recycling Technology



中村 功^{*1} 藤谷 忠博^{*1} NAKAMURA Isao FUJITANI Tadahiro

キーワード: カーボンリサイクル,二酸化炭素,水素化,メタノール合成,触媒 **Key Words**: Carbon recycling, Carbon dioxide, Hydrogenation, Methanol synthesis, Catalyst

1. 緒言

近年,世界各地で熱波や集中豪雨といった異常気象と いわれる自然災害が頻発しているが,これらは地球温暖 化と密接な関係があると考えられている。地球温暖化の 原因となっているガスには,二酸化炭素(CO₂),メタン, 一酸化二窒素など様々なものがあるが,中でもCO₂は最 も温暖化への影響度が大きいガスとなっている。

そのため、CO₂排出量の削減を目指し、低炭素燃料 の使用、省エネルギー化、再生可能エネルギーの導 入、CO₂を地下に固定化するCO₂回収・貯蔵(Carbon dioxide Capture and Storage: CCS) およびCO₂の回 収・有効利用(Carbon dioxide Capture and Utilization: CCU)など様々な取り組みが行われているが、中でも 我々は、炭素循環型社会の構築につながるCCUに着目 し、現在研究に取り組んでいる。

CCUは、大きく「直接利用」と「カーボンリサイク ル」の二つに分けられる。直接利用としては、主に液化 炭酸ガスやドライアイスとして使用される。一方、カー ボンリサイクルでは、CO2を回収し、多様な炭素化合物 として再利用する。すなわち、カーボンリサイクルで は、CO2を炭素資源として再利用することで、資源の安 定的な確保につなげるとともに、大気中に存在するCO2 が、今以上に増えも減りもせずに、CO2の循環バランス がとれた、いわゆるカーボンニュートラルな状態を実現 することが可能となる。

本報では、CCUの根幹を成す「カーボンリサイクル」 の技術についてまとめるとともに、カーボンリサイクル を推進する上で、需要量が多く、大幅なCO₂削減が期待 できる基礎化学品製造技術の一つであるCO₂の水素化に よるメタノール合成に関して、これまでに我々が取り組 んできた研究開発の内容について紹介する。

原稿受付 2021年3月5日

 *1 国立研究開発法人 産業技術総合研究所 〒305-8565 つくば市東1-1-1
 E-mail: t-fujitani@aist.go.jp

2. カーボンリサイクル技術

資源エネルギー庁は、CO2の分離・回収の効率化, 燃 料や化学品としての再利用, 植物工場での活用などを通 じて,大気中へのCO2排出の抑制を効果的に推進するた めに,2019年2月にカーボンリサイクル室を設置した。 同年6月には,経済産業省を中心にカーボンリサイクル 技術のロードマップ⁽¹⁾が取りまとめられ,日本は,CCU に本格的に取り組んでいくことになった。このロード マップでは,以下に示す技術の研究開発を効率的に推進 し,新しいエコシステムを構築するための方針を示して いる。

- ・CO2の回収コストの低減
- ・CO₂を素材・資源に転換する技術の開発(化学品, 燃
 料, 鉱物等)
- ・炭素由来の化学品・資源等の用途開発

具体的に,カーボンリサイクルの要素技術としてまと められたものをFig.1に示す。カーボンリサイクルの主 要技術としては,まず始めに触媒や電気化学を利用して, CO₂を合成ガス(CO+H₂)やメタノールなどの基幹物質 を合成し,その後,様々な化学品や燃料に変換する方法 が示されている。その他には,基幹物質を経由せずに直 接燃料を合成する方法やCO₂を吸収させたコンクリート の製造などの技術が示されている。

カーボンリサイクル技術ロードマップの中で提示さ れているCO2変換に対する詳細なフローをFig. 2に示す。 炭酸塩への直接変換やポリカーボネート・ポリウレタン などの機能性化学品の製造に加え,水素と反応させるこ とにより,メタンやメタノールを合成し,そこからさ らにディーゼルやガソリン,ジメチルエーテル (DME) の燃料やベンゼン・トルエン・キシレン (BTX) など 様々な化学品に変換されるルートが示されている。特に, CO2の水素化により生成させるメタノールは,CO2を多 岐にわたる化学品や燃料に変換する利用技術の一つと



Fig. 1 Elemental technology for effective use of CO₂⁽¹⁾

なっており、大量のCO₂の削減が期待できる重要な基幹 物質として位置づけられていることがわかる。

3. 二酸化炭素の水素化によるメタノール合成

約30年前の1990年に、NEDO事業「石油代替エネル ギー等の輸送技術に関する調査」が実施された。ここで は、「エネルギー源の多様化による安定構造の供給」お よび「地球環境問題への最大限の対応」という2つの目 標のもと、海外クリーンエネルギー輸送という構想が検 討された。この中に、カーボンリサイクルの構想がすで に検討されている。すなわち、国内で排気ガスからCO₂ を分離・回収し、再生可能エネルギーの豊かな国にCO₂ を輸送する。そこで、再生可能エネルギー電力を利用し た水素から、エネルギー輸送媒体として一番経済性に優 れているとされるメタノールを合成し、その後、メタ



Fig. 2 Route of CO₂ conversion⁽¹⁾

ノールを国内に輸送して利用するエネルギーサイクルシ ステム (Fig. 3) である。これは、メタノールを介して、 海外の再生可能エネルギーを輸入しているともいえる。 また、Olahらは、メタノールを基幹物質としたカーボ ンリサイクルを推進すべく、「Beyond Oil and Gas: The Methanol Economy」を2006年に著している⁽²⁾。これも また基本構想は同じである。

このエネルギーサイクルシステムの中で,重要なプロ セスの一つが, CO₂と水素からメタノールを合成する過 程である。この反応は次式で示される。

> $CO_2 + 3H_2 \rightarrow CH_3OH + H_2O$ $\Delta H = -58 \text{ kJ/mol}$ (発熱反応)

この反応式より,熱力学的には,低温・高圧のほうが 有利であるが,現在では,触媒を用いて反応速度を考慮 し,一般的には,温度200-300 ℃,圧力5-12 MPaで 行われている。次章では,この反応に用いる固体触媒の 開発を行ってきた我々の研究成果の一部を紹介する。



Fig. 3 Concept of carbon recycling by utilizing methanol

4. メタノール合成触媒の開発と実証試験

CO₂の水素化によるメタノール合成反応に対して, Cu/ZnO系触媒が優れた特性を示すことがよく知られて いる。この反応は,触媒表面上でのCO₂の活性化と水素 化の素反応を含むが,活性部位と反応機構に関してはま だ不明な点がある。

本章では、Cu/ZnO系触媒上でのCO₂水素化によるメ タノール合成反応の活性サイトに関する我々のこれまで の研究結果の一部を示すとともに、得られた基礎的知見 に基づいて行われた、触媒性能の改善および触媒プロセ スの開発に関する研究成果を述べる。

4.1 触媒作用機構の解明

これまでに、メタノール合成の触媒作用機構に関する 広範な研究が行われてきたが、活性サイトとZnOの役割 については完全には理解されていない。これらの課題を 明らかにすることを目的として、我々はまず始めに、物 理的に混合したCu/SiO2触媒とZnO/SiO2触媒中のZnOが メタノール合成活性に及ぼす影響を調べた⁽³⁾。具体的に は、Fig. 4に示すように、粒子径の異なるCu/SiO2(小 粒子)とZnO/SiO2(大粒子)を様々な比率で物理混合 して、種々の温度で水素還元処理を行った後、ZnO/ SiO2をふるい分けにより取り除き、Cu/SiO2の触媒活性 を測定した。



Fig. 4 Preparation of physically-mixed catalyst

Cu/SiO₂のみ,および種々の比率で物理混合したCu/SiO₂とZnO/SiO₂を573-723 Kで還元してCO₂の水素化 を行ったときのメタノール合成活性をFig.5に示す。な お、メタノール以外の主な生成物は、逆水性ガスシフト 反応により生成するCOとH₂Oであった。Cu/SiO₂触媒の 活性は還元温度に関係なく一定であったが、物理混合 触媒の活性は還元温度の上昇とともに増加した。また、 活性の増加はZnO/SiO₂の含有割合が大きいほど顕著で あった。723 Kで還元した物理混合触媒の活性は、Cu/ SiO₂の活性よりも3倍高い活性となり、より高い還元温 度がCuとZnOの間の相乗効果を高めることが示された。

還元温度による活性上昇の原因を調べるために、Cu/SiO₂と種々の温度で還元した物理混合触媒の結晶構造を X線回折法(XRD)により分析した。Fig. 6にCu/SiO₂ および物理混合触媒中のCuの格子定数を還元温度に対 してプロットしたものを示す。格子定数は、Braggの式 を用いて、Cu(111)面のピーク位置から決定した。物理



Fig. 5 Methanol synthesis activities of Cu/SiO₂ and Cu/ SiO₂ + ZnO/SiO₂ catalysts as a function of reduction temperature⁽³⁾. Reaction conditions: 523 K, 5 MPa, $H_2/CO_2 = 3$, SV = 33,000 h⁻¹



Fig. 6 Lattice constant of metallic copper in Cu/SiO_2 and Cu/SiO_2 + ZnO/SiO_2 catalysts as a function of reduction $temperature^{(3)}$

混合触媒の格子定数は高温で還元することにより3.62か ら3.64 Åに増加したが、Cu/SiO2中のCuの格子定数は 変化しなかった。また、物理混合触媒に対する格子定 数の増加はZnO/SiO2の含有割合が大きいほど大きかっ た。これらの結果から、573 K以上の高温で物理混合触 媒を還元することで、ZnOの還元によって形成された ZnがCuの表面上に移動し、その後、Cu粒子中に溶解す ることによってCu - Zn合金が形成したものと考えられ る。723 Kで還元した物理混合触媒におけるCu粒子中の Znの平均含有量は、Cuの格子定数の値から、約13~15 %と見積もられた。

これらのXRDの結果から強く示唆されたCu粒子上へのZnの移動を直接確認するために、物理混合触媒に対 する元素分析を透過型電子顕微鏡(TEM)とエネルギー 分散X線分光法(EDX)を組み合わせて行い、100 Å の分解能で局所サイトを調べた。Fig. 7およびFig. 8に、 それぞれ混合前後に723 Kで還元したCu/SiO₂+ZnO/ SiO₂ (1:0.5) 物理混合触媒に対するTEM写真を示す。 EDXによるスポットA-Gの元素分析の結果もあわせ て載せた。Cu/SiO₂およびZnO/SiO₂粒子の分析は,各 TEM測定に対して10サイト以上をEDXで測定すること により行った。



Fig. 7 TEM micrograph of physically mixed Cu/SiO₂ + ZnO/SiO₂ (1:0.5) after reduction at 723 K for 5 h, and EDX spectra of local points labeled A, B, and C on the micrograph⁽³⁾



Fig. 8 TEM micrograph of physically mixed Cu/SiO₂ + ZnO/ SiO₂ (1:0.5) reduced at 723 K for 5 h, and EDX spectra of local points labeled D, E, F, and G on the micrograph⁽³⁾

Cu/SiO₂とZnO/SiO₂を別々に還元した後に物理混合 した触媒(Fig. 7)では、スポットA,BおよびCにおい てCuは検出されたが、Znは検出されなかった。このこ とから、スポットA,BおよびCはCu/SiO₂粒子に相当 し、Cu粒子上へのZnの移動は起こっていないことがわ かる。また、ZnはZnO/SiO₂粒子上の異なる点で検出さ れたが、Znと結合するCuは検出されなかった。一方、 Cu/SiO₂とZnO/SiO₂を物理混合した後、還元処理を行っ た触媒(Fig. 8)では、スポットD,EおよびFにおいて CuとZnが観察された。この結果は、物理混合触媒の還 元中にCu上へのZnのマイグレーションが進行している ことを明確に示している。XRD, TEMおよびEDXを組 み合せた分析の結果, 高温でのZnO還元により生成した ZnがCu粒子の表面に移動し, ZnがCuのバルクに溶解し てCu - Zn合金を形成し, それがメタノール合成の活性 サイトを形成することが明らかとなった。Cu - Zn合金 活性点の形成モデルをFig.9に示した。



Fig. 9 Model of the active site for methanol synthesis over a physical mixture of Cu/SiO_2 + ZnO/SiO_2

4.2 高性能触媒の開発

得られた触媒活性点や反応機構に関する基礎的知見 に基づいて、Cu/ZnO系触媒の性能を向上させるための 検討を行った⁽⁴⁾。まず始めに, CO₂の水素化によるメタ ノール合成活性に及ぼすCu/ZnO系三元触媒(Cu/ZnO/ MxOy)に含まれる金属酸化物の種類の影響を調べた。 その結果, Al₂O₃, Ga₂O₃, ZrO₂およびCr₂O₃がCu/ZnO 触媒の活性を増加させることを見いだした。Fig. 10に Cuの表面積に対する5-40 wt%のAl₂O₃, Ga₂O₃, ZrO₂, Cr₂O₃を含むCu/ZnO系三元触媒上でのメタノール合成 活性を示す。Al₂O₃またはZrO₂を添加した触媒のプロッ トはCu/ZnO触媒のプロットと同一直線上に存在してい ることがわかる。したがって、Cu/ZnOへのAl₂O₃また はZrO₂の添加は、Cuの表面積、すなわち触媒中のCu粒 子の分散性を向上させる効果があることがわかる。これ に対して、Ga₂O₃またはCr₂O₃を添加した触媒の活性は、 Cu/ZnO触媒の活性の延長線上にはないことから、これ らの添加はメタノール合成の比活性, すなわちCu表面 積当たりの活性を増加させる役割があることが明らかと なった。そこで次に、これらの知見に基づき最適な金属 酸化物を選択することによって、Cu/ZnO系多成分触媒 の設計を試みた。

調製された多成分触媒 (Cu/ZnO/ZrO₂/Al₂O₃および Cu/ZnO/ZrO₂/Al₂O₃/Ga₂O₃), Cu/ZnO/Al₂O₃触媒およ びCu/ZnO触媒の活性を水素還元処理温度に対してプ ロットしたものをFig. 11に示す。この結果は, 多成分 触媒が三元または二元触媒よりも活性であることを明確



Fig. 10 Methanol synthesis activity (MTY) of various Cu/ ZnO-based ternary catalysts as a function of copper surface area⁽⁴⁾. Catalysts and contents of metal oxides are indicated in the figure. Copper content of the catalysts was 50 wt%. Reaction conditions: 523 K, 5 MPa, H₂/CO₂ = 3, F/W = 18,000 ml-feed (g-cat h)⁻¹



Fig. 11 Activities of various Cu/ZnO-based catalysts as a function of treatment temperature in the stream of hydrogen⁽⁴⁾. Catalyst:(○)Cu/ZnO/ZrO₂/Al₂O₃/Ga₂O₃,(□) Cu/ZnO/ZrO₂/Al₂O₃,(▲)Cu(50)/ZnO(45)/Al₂O₃⁽⁵⁾,(●)Cu (50)/ZnO(50). Reaction conditions as shown in Fig. 10

に示している。さらに,三元または二元触媒は還元温度 が高温になるにつれて活性は低下するが,多成分触媒は 723 Kで水素還元処理した後でも高い活性を維持し,そ の熱安定性が極めて高いことが示された。

メタノール合成反応中のCu/ZnO系多成分触媒の長期 安定性を改善するために多くの研究が行われてきている。 我々は、共沈法で調製した沈殿物にコロイダルシリカを 吸着させて触媒中に少量のシリカを導入すると、長期安 定性が大きく改善されることを見いだした(Fig. 12)。触 媒を873 K付近の高温で触媒を焼成することは安定な活 性を得るために重要である。873 Kで焼成したCu/ZnO/ ZrO₂/Al₂O₃触媒(シリカなし、Fig. 12の \triangle)の活性は単 調に減少し、500時間後でも安定にならなかった。これ に対して、0.6 wt%のシリカを含むCu/ZnO/ZrO₂/Al₂O₃ 触媒を873 Kで焼成すると、メタノール合成反応開始後 40時間で初期活性に対して10%低下したが、その後500 時間まで活性の減少は観察されなかった(Fig. 12の \bigcirc)。



Fig. 12 Effect of small amount of silica added to a Cu/ZnO/ZrO₂/ Al₂O₃ catalyst on long-term stability during methanol synthesis⁽⁴⁾. Catalyst: (△) without SiO₂, calcined at 873 K;
(▲) without SiO₂, calcined at 623 K; (○) with 0.6 wt% SiO₂, calcined at 873 K; (●) with 0.6 wt% SiO₂, calcined at 623 K. Reaction conditions: 523 K, 5 MPa, CO₂/CO/H₂ = 22/3/75, SV = 10,000 h⁻¹

シリカを含まないCu/ZnO/ZrO₂/Al₂O₃触媒とシリカ を0.6 wt%含む同触媒のXRDピークを調べた結果,シ リカを含まない触媒ではZnOに帰属されるXRDピー クは長時間の反応により大きく増加したが,シリカを 0.6 wt%含む触媒ではほとんど変化しなかった。さらに, Cu/ZnO/Al₂O₃触媒の安定性に対するシリカの効果は Cu/ZnO/ZrO₂/Al₂O₃触媒の場合と同様であったが,Cu/ ZnO/Al₂O₃触媒の活性はCu/ZnO/ZrO₂/Al₂O₃触媒より も約20%低かった。これらの結果は、メタノール合成に おける触媒の活性劣化は、触媒中に含まれる金属酸化物 (特にZnO)の結晶化による触媒表面積と露出Cu表面積 の低下に起因することを強く示唆している。すなわち、 触媒に添加したシリカが触媒中のZnOの結晶化を抑制し, CO₂と水素からのメタノール合成中の触媒の長期安定性 を改善できることを明確に示している。

しかし、多量のシリカを添加すると、異なる結果が得られた。2.2 wt%のシリカを含むCu/ZnO/ZrO₂/Al₂O₃触 媒の活性の初期低下は、0.6 wt%のシリカを含む触媒の 場合よりもはるかに大きかった。さらに、2.2 wt%のシ リカを含む触媒表面積は160時間のメタノール合成反応 中に変化しなかったが、Cu表面積と活性は各々31%と 38%減少した。これらの結果は、シリカがCu表面上に 移動し、活性サイトをブロックすることにより、触媒 の表面積は変化しないまま活性を大きく減少させたこ とを示唆している。触媒中のシリカの最適量を調べた 結果、0.5から0.9 wt%であると求められた⁽⁵⁾。最終的に、 0.6 wt%のSiO₂を含むCu/ZnO/ZrO₂/Al₂O₃触媒が少量の 水とCH₃OHを含む供給ガスからのメタノール合成に対 して、長期(約1年)の運転に非常に安定であることを 明らかにした。

4.3 ベンチプラントによる実証試験

共同研究先である地球環境産業技術研究機構の施設 内に、開発された多成分触媒(Cu/ZnO/ZrO₂/Al₂O₃/ SiO₂)を用いたCO₂とH₂からの気相合成に対して、一日 に約50 kgのメタノールが製造可能なベンチプラントが 建設された(Fig. 13)。またFig. 13には併せて、固定床 反応器を用いたプロセスの概略図も載せた。開発した多 成分触媒の性能を実際の反応条件下で試験した結果、約 9,000時間もの間、約600 (g-CH₃OH/l-cat h)の活性を維 持できることが示され(Fig. 14)、高い活性と安定性を 確認することができた。この結果は後に、民間企業に おいて、CO₂からのメタノール合成プロセスの実証パイ ロットプラント(メタノール生産能力:約100トン/年) の建設につながった。



Fig. 13 Bench plant with a capacity of 50 kg-CH₃OH/day for gas-phase methanol synthesis from CO₂ and H₂



Fig. 14 The long-term stability of a Cu/ZnO/ZrO₂/Al₂O₃/SiO₂ catalyst during methanol synthesis from a feed gas containing CH₃OH and H₂O⁽⁴⁾. Reaction conditions: 523 K, 5 MPa, SV = 10,000 h⁻¹, CO₂/CO/H₂ = 22/3/75, partial pressure of CH₃OH = 11 kPa, partial pressure of H₂O = 6 kPa

5. 今後について

CCUの根幹を成すカーボンリサイクル技術は,地球 温暖化ガスとして問題視されているCO₂の排出量を抑え, 多くの資源を輸入に頼る日本にとってCO₂を活用して, エネルギー・資源を循環させる未来につながる不可欠な 技術である。その中で,主要技術の一つとして位置付け られる,触媒を活用したCO₂の水素化によるメタノール 合成プロセスの確立は重要である。

今後さらなる反応効率の向上を目指すためには、メタ ノール合成反応における熱力学的平衡の制約を受けにく い条件で反応を効果的に進行させる必要がある。そのた め現在、平衡転化率の高い低温でのメタノール合成反応 に対する新規触媒の開発⁶⁰やメンブレンリアクターを用 いて反応生成物を反応場から選択的に取り除き、平衡状 態を変化させることによるメタノール収率の向上⁽⁷⁾など の検討が行われ始めている。

参考文献

- 経済産業省、カーボンリサイクル技術ロードマップ <https://www.meti.go.jp/press/2019/06/20190607002/2 0190607002-1.pdf>(参照日2019年6月7日).
- (2) Olah G.A. et al., Beyond Oil and Gas: The Methanol Economy, Wiley-VCH (2006).
- (3) Kanai, Y. et al., The Synthesis between Cu and ZnO in Methanol Synthesis Catalysts, Catal. Lett., Vol. 38 (1996), pp. 157-163.
- (4) Saito, M. et al., Advances in Joint Research between NIRE and RITE for Developing a Novel Technology, Appl. Organometal. Chem., Vol. 14 (2000), pp. 763-772.
- (5) Wu, J. et al., Optimization of Preparation Conditions and Improvement of Stability of Cu/ZnO-based Multicomponent Catalysts for Methanol Synthesis from CO₂ and H₂, Catal. Today, Vol. 45 (1998), pp. 215-220.
- (6) Shimizu K. et al., Heterogeneous Pt and MoOx Co-Loaded TiO₂ Catalysts for Low-Temperature CO₂ Hydrogenation to Form CH₃OH, ACS Catal., Vol. 9 (2019), pp. 8187-8196.
- (7) 松方正彦ら, ゼオライト膜を用いたメタノール合成用膜 反応器, ペトロテック, Vol. 40, No. 9 (2017), pp. 751-757.



特集:水素・脱炭素燃料の最新動向(その2)

2 MW級ガスタービンにおける液体アンモニア直接噴霧燃焼技術の開発 Development of Liquid Ammonia Direct Spray Combustion Technology for 2 MW-class gas turbine





須田 俊之

SUDA Toshiyuki

内田 正宏^{*1}伊藤慎太朗 UCHIDA Masahiro ITO Shintaro

キーワード:アンモニア,ガスタービン,噴霧燃焼,窒素酸化物 **Key Words**: Ammonia, Gas Turbine, Spray Combustion, NOx

1. 緒言

産業革命以降の温室効果ガス排出の増加による地球温 度化の影響により,温室効果ガスの削減が強く要求され ている。電力供給に関連する分野では,太陽光や風力に 代表される再生可能エネルギーの導入が急速に進んでお り,CO₂排出量の削減に貢献している。一方で,電力 系統は常に需要と供給を一致させる調整が必要であり, 系統の安定化には発電機等の回転体を接続し,慣性力に より周波数を安定させる必要がある。このため火力発電 は電力の安定供給に不可欠であるが,その中でもガス タービンは負荷変動への追従性に優れた特性を有してい ることから,今後も継続して利用されることが想定され る。このガスタービンの燃料をカーボンニュートラルな 燃料に転換することは,CO₂排出量の削減と電力系統 の安定化に同時に貢献することとなる。

カーボンニュートラルな燃料の代表としては、水素が 挙げられる。しかし、水素は燃焼性に優れるものの、そ の熱物性に起因して輸送・貯蔵が困難な特徴がある。そ こで内閣府戦略的イノベーション創造プログラム(SIP) エネルギーキャリア⁽¹⁾では、水素を輸送するエネルギー キャリアとして、液体水素、メチルシクロヘキサン、ア ンモニアの三種類に着目し、有用性や課題の比較検討、 関連する技術開発が実施された。この中でアンモニアは 液化が容易で輸送や貯蔵に適しており、その技術が既に 確立されている点に利点がある。また、アンモニアは可 燃性があり直接燃焼可能であるため、脱水素化せずに炭 化水素の代替燃料として燃焼させることができる利点も ある。その一方で、アンモニアは有毒で燃焼性が低く、

原稿受付 2021年3月8日

燃焼時に窒素原子由来のFuel-NOxを生成する特徴もあ る。これらアンモニア利用の課題を克服し、その利点を 生かして燃料としての利用を促進するため、基礎燃焼特 性の解明や燃焼技術の開発が進められている⁽²⁾。

アンモニアを発電用ガスタービンで利用する技術開発 については、サイズの異なるガスタービンを対象として 並行して開発が実施されている^{(3),(4)}。当社では、2MW 級ガスタービンを対象とした技術開発を実施しており、 これまでにアンモニアを気化したアンモニアガスを天然 ガスに20%混焼する技術開発を実施してきた⁽⁵⁾。しかし、 CO₂排出量の削減に更に貢献するためには、より高い アンモニア混焼比率を達成する必要がある。そこで液体 アンモニアを燃焼器内に直接噴霧して燃焼させる技術開 発を実施している。本稿では、液体アンモニアおよびア ンモニアガスによる燃焼方式の特徴や燃焼試験結果につ いて紹介する。

2. 試験装置

2.1 アンモニア供給方式の特徴

アンモニアは常温の条件では約0.8MPaで相変化する ため、燃焼器圧力が大気圧程度であれば、アンモニアガ スを燃焼させることが通常となる。一方で、ガスタービ ンは加圧機関であり、燃焼器圧力は高圧となる。一般的 に、中大型ガスタービンでは燃焼器圧力が8気圧以上と なるため、アンモニアを液体のまま安定して噴霧できる と考えられる。このため、ガスタービンでアンモニアを 直接燃焼する際の主要な供給方法としては、アンモニア ガス方式と液体アンモニア直接噴霧方式の二つの方法が 想定される。アンモニアガス方式では、アンモニアは比 較的低温で容易に気化できる点に特徴がある。また、燃 焼挙動に関しては蒸発潜熱の影響を受けないため、基礎

^{*1 (}株IHI 技術開発本部 技術基盤センター E-mail: uchida7785@ihi-g.com

^{*2 (}株IHI 資源・エネルギー・環境事業領域 事業開発部

術開発が比較的容易であるという利点がある。一方で、 気化設備等が必要であるため、混焼比率に応じてスケー ルアップや並列化等の設備増強が必要となる。また、設 備の暖気に時間が必要であり、DSS(Daily Startup and Shutdown)等の運用には不向きとなる。負荷変動への 対応では、調整能力は気化器やアキュムレータの容量に 依存するため、負荷変動応答性を求める場合には大型の 設備が必要となる。これに対し、液体アンモニア直接噴 霧方式では、供給能力はポンプサイズのみに依存するた め、混焼比率に応じた流量調整が容易である。更に暖気 が不要で起動時間が短いことやポンプの制御のみで負荷 変動に対応できる特徴もあり、DSS運用や負荷変動調整 で使用されるガスタービンに適した供給方法であると考 えられる。一方で、燃焼器内で液体アンモニアが蒸発す るため、局所的な火炎温度の低下による失火が懸念され る。更に蒸発潜熱の影響によりタービンに流入する燃焼 ガスの温度が低下し、ガスタービンの発電端効率が低下 する可能性がある。

2.2 実証試験設備

ガスタービンを利用した実証試験設備のシステムフ ロー概略図をFig. 1に示す。本設備は、2MW級ガス タービン、都市ガスコンプレッサ、アンモニア供給装置、 脱硝装置から構成される。アンモニア供給装置について は、比較のためアンモニアガス供給系統、液体アンモニ ア供給系統を併記した。

アンモニア供給装置は,液体アンモニアを貯蔵するア ンモニアタンク,液体アンモニアを昇圧するためのポン プ,アンモニア気化器およびアキュムレータから構成さ れる。液体アンモニア昇圧用ポンプは,アンモニアガス 供給系統,液体アンモニア供給系統で共用しているが, 液体のまま圧縮を行うことにより少ない圧縮動力で作動 できる利点がある。アンモニアガス供給系統では、液体 アンモニアを昇圧し,流量調整を行って気化器に供給し, 液体アンモニアを気化させる。気化後のアンモニアは, 供給圧力を安定させるためのアキュムレータを通してガ スタービンに供給される。アンモニアガス供給系統では、 アンモニアを気化させるための熱源が必要である。本装 置では約2MPaに昇圧した液体アンモニアを気化する ため約350Kの温水を利用している。また、気化器下流 のアンモニアガスは高温,高圧であるため,周囲への熱 損失により温度が低下すると、再液化する可能性がある。 そこで気化器下流の配管およびアキュムレータでは電気 ヒータを利用して保温を行っている。ガスタービンにお けるアンモニアガス混焼の実証試験では、混焼率25%ま での性能を取得した。この数値は気化器やアキュムレー タの容量による供給量の上限によるものである。より高 い混焼率を実現するためには、気化器やアキュムレータ のスケールアップもしくは並列化による供給能力の増強 が必要となる。この課題を克服するため、昇圧した液体 アンモニアを直接燃焼器に供給し噴霧を行う液体アンモ ニア直接噴霧方式を採用した。この方法では、アンモニ アガス方式で必要となる気化器、アキュムレータや保温 が不要であり、よりシンプルな供給系となっている。液 体アンモニア直接噴霧方式では、供給能力はポンプの能 力のみに依存するため、大幅に混焼率を向上させること が可能となり、ガスタービン実証試験で混焼率70%まで の条件における性能を取得した。アンモニアガスおよび 液体アンモニアの流量調整系統については、気体および 液体用のサーボ弁を使用した。アンモニアの利用では. シール構造や材質に注意が必要であるが、それぞれ既存



Fig. 1 System flow diagram

-35-

の商用バルブで対応が可能である。

実証試験に使用したガスタービンは2MW級の(株)IHI 製IM270ガスタービンである。ガスタービン本体につい ては、新規開発要素となるのは燃焼器のみであり、コン プレッサおよびタービンは既存の商用機と同じものを使 用している。燃焼器開発については、アンモニアは都市 ガスと比較して燃焼性が低いこと、アンモニア中の窒 素原子からFuel-NOxが発生することから、安定燃焼の 実現とNOx排出量の低減を両立する燃焼器設計が要求 される。このような条件を満たす燃焼方法としてリッ チ・リーン二段燃焼方式が有効であることが確認されて おり⁽²⁾,この燃焼方式を2MW級ガスタービン用燃焼器 へ適用した。Fig. 2に燃焼器の概略図を示す。このガス タービンでは、ターンフロー型の単缶型燃焼器を採用し ており、コンプレッサで圧縮された燃焼用空気はライナ 外側の流路から供給される。この燃焼用空気のバーナと ライナ希釈孔への流量配分を調整することにより、燃焼 器の上流と下流での混合比を調整し二段燃焼を行う。燃 料はすべて一段燃焼領域に供給しており、バーナの燃料 ノズルから天然ガスを供給し,二次燃料ノズルからアン モニアを供給する構成とした。燃料供給方法の切り替え は、二次燃料ノズルの変更により実施し、液体アンモニ ア直接噴霧燃焼では二次ノズルの先端部を圧力噴射弁 に変更し、液体アンモニアを微粒化して燃焼器内に噴霧 した。液体アンモニア直接噴霧燃焼に固有の課題として は、アンモニアの発熱量が低いことに加え、蒸発潜熱の 影響により局所的に火炎温度が低下する可能性がある点 が挙げられる。特にアンモニアを液体燃料として利用す ると、その重量あたりの蒸発潜熱と発熱量の比が灯油等 の炭化水素系液体燃料に比べて大きいため、火炎温度低 下の影響が顕著になる可能性がある。このような条件で も安定燃焼を行い未燃アンモニアの排出を抑制する燃焼 器設計が必要となる。このため燃焼器設計においてはア ンモニアガス燃焼と液体アンモニア直接噴霧燃焼では最 適な燃焼器設計が異なる可能性があるが、本報では、ア ンモニア供給方式の差異比較のため、同じ燃焼器構成で 試験を行った結果について紹介する。燃焼器の開発では, ガスタービンに燃焼器を搭載して性能確認試験を行う前



Fig. 2 Schematics of combustor

に燃焼器試験リグを使用して性能確認試験を実施するの が一般的である。本開発においても、アンモニアガス燃 焼と液体アンモニア直接噴霧燃焼について、それぞれ大 気圧条件におけるリグ燃焼試験とガスタービンを利用し た実証試験を実施した。大気圧リグ燃焼試験の条件は2 MW級ガスタービン燃焼器における燃焼条件を圧力比で スケールした条件とし、燃焼器内の空気速度および温度、 燃焼器出口における火炎温度が同等になるように条件を 設定した。大気圧リグ試験におけるエミッションは、燃 焼器出口で燃焼ガスをサンプリングして分析し評価した。 ガスタービンを利用した実証試験については、発電出力 を2MWに固定した条件で天然ガスとアンモニアの混焼 比率を変化させ、性能測定を行った。ガスタービン試験 におけるエミッションは、タービン出口で燃焼ガスをサ ンプリングして評価した。

脱硝装置については、アンモニアの燃焼によるNOx 排出量増加および排ガス規制値への対応のため、通常の 天然ガス専焼ガスタービンよりも大きな処理能力が要求 される。本試験設備では、既存の商用触媒を採用したが、 大型化により能力強化を行った。また、脱硝剤にはアン モニアガスを利用し、Fig. 1に示すアンモニアガス供給 系統とは別の低圧アンモニアガス供給系統を設置し供給 した。

アンモニア燃焼の性能評価では、一般的な排ガス分析 計で計測される排ガス成分以外に,未燃アンモニアや亜 酸化窒素(N₂O)が排出される可能性がある。未燃ア ンモニアは悪臭防止法等で排出が規制される物質であり、 その排出濃度は重要な性能評価項目である。また、N₂O は排出規制ではNOxに含まれるが、二酸化炭素の約300 倍の温暖化係数を持つ物質であるため、アンモニア燃焼 ガスタービンの温室効果ガス(以下,GHGとする)の 排出量削減効果を正確に計測するためには、濃度測定が 必須となる。そこで排ガス成分の評価では, NDIR (nondispersive infrared spectroscopy) 方式の分析計とQCL-IR (quantum cascade-laser infrared spectroscopy) 方 式の分析計を同時に使用して濃度計測を実施した。前者 ではO₂, CO, CO₂, THC (Total Hydro Carbon)の 濃度を計測し、後者ではNO, NO₂, N₂O, NH₃の濃度 を計測した。

3. 試験結果

大気圧リグ試験およびガスタービン試験で得られたア ンモニア混焼率と排ガス中のNOx濃度の関係をFig. 3に 示す。NOx濃度は、NO、NO2およびN2O濃度の和であ り、ガスタービン試験における天然ガス専焼条件、すな わちアンモニア混焼率0%の条件における排ガス中の NOx濃度を基準として正規化して示した。ここでアン モニア混焼率は、低位発熱量から算出したアンモニアの 投入熱量の全燃料(アンモニア+天然ガス)の投入熱量 に対する比率として定義した。 NOx濃度は、全ての試
験条件において、アンモニア混焼率の増加により上昇す る傾向にある。アンモニアガス燃焼と液体アンモニア直 接噴霧燃焼の比較では、大気圧リグ試験、ガスタービン 試験の両方でNOx濃度の差異は小さく、燃焼挙動に大 きな違いは無いと考えられる。また、大気圧リグ試験と ガスタービン試験の結果を比較すると、どちらのアンモ ニア供給方法においても、大気圧リグ試験のNOx濃度 が高い傾向にある。大気圧リグ試験よりも燃焼器の圧力 が高いガスタービン試験でNOx濃度が相対的に低いの は,先行研究⁽²⁾で確認されている反応経路の影響であり, 高圧力条件ほど衝突失活等の影響によりラジカルや活性 種の濃度が低下するためである。低混焼率の条件におい ては、アンモニアの供給方法が異なっても、リグ燃焼試 験及びガスタービン試験におけるNOx濃度の変化は共 通の傾向を示す。一方で、より高混焼率条件における液 体アンモニア直接噴霧燃焼では、大気圧リグ試験では混 焼率の増加によりNOx濃度が単調に増加するのに対し, ガスタービン試験ではNOx濃度が極大となった後に減 少する傾向にあり、混焼率に対するNOx濃度の変化の 傾向が異なっている。このような傾向の違いを分析す るため、アンモニア混焼率とアンモニア供給量、NOx 転換率,一次領域火炎温度を比較した結果をFig.4に示 す。それぞれの傾向比較のため、アンモニア供給量では 100%アンモニア専焼における想定流量を基準とし、一 次領域火炎温度は天然ガス専焼の条件を基準として無 次元化して示した。また、NOx転換率は、燃焼器に供 給したアンモニアからNOxに転換される量の割合とし て定義した。ここで実際に燃焼試験おいて排出される NOxには、アンモニア由来のfuel-NOxと主に火炎の高



Fig. 3 Effect of NH3 mixing ration on NOx emission

温部から排出されるThermal NOxがあるが, fuel-NOx が支配的であると考えてThermal NOxは無視している。 大気圧リグ試験とガスタービン試験におけるNOx転換 率を比較すると、二つの相違点がある。第一にNOx転 換率は高圧条件となるガスタービン試験で低くなる。第 二に、アンモニア混焼率に対するNOx転換率の変化 は、ガスタービン試験では単調に減少する傾向にある が、大気圧リグ試験では混焼率20%以上でほぼ一定とな る。NOx転換率が高圧条件で小さくなるのは、先述の 圧力の影響によるものである。アンモニア混焼率に対す るNOx転換率の変化は、燃焼器一次領域における火炎 温度の影響を強く受ける。アンモニアの断熱火炎温度は 天然ガスよりも低いため、一次領域火炎温度はアンモニ ア混焼率の増加により単調に低下し、火炎温度が低下す るとアンモニア燃焼反応挙動の変化により, NOx転換 率は低下する傾向にある。しかし、試験結果を比較する と、この火炎温度の影響は燃焼器圧力により異なり、低 圧の大気圧リグ試験では燃焼器内のラジカルやNOxの 濃度が非常に高く、温度の影響が小さくなっている。燃 焼器へのアンモニア供給量はアンモニア混焼率に比例し て増加するため、NOx転換率が混焼率20%以上で大き く変化しない大気圧リグ試験ではNOx濃度は単調に増 加する。一方で、ガスタービン試験ではNOx転換率が 単調に減少するため、NOx濃度が極大となる条件が発 生する。このように大気圧リグ試験とガスタービン試験 でアンモニア混焼率に対するNOx濃度の変化が異なる 原因は、燃焼器圧力の違いによるものと考えられる。



Fig. 4 Effect of NH₃ mixing ration on NOx conversion ratio and flame temperature

アンモニア燃焼の性能評価で重要となる未燃NH₃の 排出の傾向を確認したところ,ガスタービンの高圧燃 焼条件では未燃NH₃の排出が抑制されており,アンモ ニアガス燃焼の混焼率25%までの条件,液体アンモニア 直接噴霧燃焼の混焼率60%までの条件では,計測下限界 以下の濃度であった。液体アンモニア直接噴霧燃焼では, 混焼率70%の条件で少量の未燃NH₃の排出が確認され たが,その濃度は環境基準値以下であり,ガスタービン 性能への影響は軽微であった。しかし,混焼率70%以上 の更に高い混焼率条件で試験を実施した場合,燃焼挙動 が悪化して未燃NH₃が急激に増加し,さらには失火す る可能性もある。今後より高い混焼比率を達成し,最 終的に100%アンモニア専焼を達成するためには,未燃 NH₃の排出を抑制する燃焼器の開発が必要となる。

GHG排出量の低減効果をより定量的に評価するため に重要となるN₂O濃度の計測結果をFig. 5に示す。N₂O 濃度は、最も高い結果となった液体アンモニア直接噴霧 燃焼の混焼率70%の条件で正規化して示す。アンモニア ガス燃焼の混焼率25%までの条件では、濃度は計測下限 界以下であった。一方で、液体アンモニア直接噴霧燃 焼では、混焼率10%付近から微量のN2Oの排出が確認 され、混焼率70%まで単調に増加する傾向が確認され た。混焼率が低い条件で液体アンモニア直接噴霧燃焼の N2O排出量がアンモニアガス燃焼よりも大きくなるの は、燃焼器内で液体アンモニアが蒸発することにより 火炎温度が低下し、N2Oの生成しやすい火炎温度とな る領域があることが原因であると考えられる。N2O濃 度は混焼率70%の条件で最大となるが、このN₂O濃度 の上昇によるGHG削減効果への影響は小さく、混焼率 70%において68%以上のGHG削減効果が得られる結果 となった。しかし、前述した未燃NH3の排出と同様に、 混焼率70%以上の条件におけるN2O濃度の増加の程度 によっては、100%アンモニア専焼の達成に向け、N2O の排出を抑制する燃焼器の開発が必要となる可能性があ る。

4. まとめ

ガスタービンにおけるアンモニアの燃料利用の拡大 によるGHG削減への貢献を目標として,液体アンモニ アを燃焼器内に直接噴霧燃焼する技術の開発を実施し た。液体アンモニア直接噴霧方式では,アンモニアガス 供給方式よりも供給系が簡略化でき,制御性が良い点が メリットとなる。ガスタービンを使用した実証試験の結 果,アンモニア混焼率25%までの条件では,液体アンモ ニアの直接噴霧燃焼によっても,アンモニアガス燃焼と ほぼ同等のエミッションで運転できることを確認した。 液体アンモニア直接噴霧燃焼については,混焼率70%ま での条件で性能確認を実施し,燃焼状態は良好であった。 エミッションについては,高混焼率条件で僅かに未燃



Fig. 5 Effect of NH3 mixing ratio on N2O emission

NH₃とN₂Oの排出が認められるが,排出基準値以下の 濃度であり,環境への影響,ガスタービン運用への影響 は軽微である。一方で,GHG削減に対する社会的要求 はさらに強まりつつあり,ガスタービンからのGHG排 出を0とする100%アンモニア専焼ガスタービンが将来的 に求められる。このためには液体アンモニアをより安定 に燃焼させ,エミッションを抑制する燃焼器が必要とな る。今後は100%液体アンモニア専焼ガスタービンの実 現を目指して更に開発を進めていく所存である。

謝辞

この成果は、国立研究開発法人新エネルギー・産業技 術総合開発機構(NEDO)の委託業務(JPNP16002)の 結果得られたものです。ここに記して謝意を表します。

参考文献

- 戦略的イノベーション創造プログラム (SIP) エネル ギーキャリア 終了報告書ウェブサイト, <https://www. jst.go.jp/sip/k04.html> (参照日2021年2月22日).
- (2) Kobayashi, H., Hayakawa, A., Somarathne, K.D.K.A., Okafor, E.C., 37th Proc. Combust. Inst. (2019), pp. 109-133.
- (3) 新井啓介,河野雅人,久富直樹,杉浦寛史,安井芳則,石脇 史猛,300kWアンモニア燃焼マイクロガスタービンの開 発,第47回日本ガスタービン学会定期講演会講演論文集, B-8 (2019).
- (4) 野勢正和, 荒木秀文, 仙波範明, 古市裕之, 谷村聡, 発電用 大型ガスタービンにおけるアンモニア利用技術の開発, 日本燃焼学会誌, Vol. 61, No. 198 (2019), pp. 293-298.
- (5) 伊藤慎太朗,内田正宏,須田俊之,藤森俊郎,2 MW 級ガ スタービンによるアンモニア/天然ガス混焼発電実証試 験,日本燃焼学会誌, Vol. 61, No. 198 (2019), pp. 289-292.



特集:水素・脱炭素燃料の最新動向(その2)

微粉炭火力におけるアンモニア混焼技術 - 電中研における取り組み -

Ammonia Co-firing Technology in Pulverized Coal-fired Power Plant - Research Activities at CRIEPI -





木本 政義*1 KIMOTO Masayoshi 小沢靖^{*1} 白井 裕三^{*} OZAWA Yasushi SHIRAI Hiromi

キーワード: 微粉炭火力, アンモニア, 混焼, 窒素酸化物, 二酸化炭素 Key Words: Pulverized Coal-fired Power Plant, Ammonia, Co-firing, Nitrogen Oxide, Carbon Dioxide

1. 緒言

次世代エネルギーとして期待される水素は、気体のま までは大量貯蔵や長距離輸送が難しいため、水素を含む 化学物質(エネルギーキャリア)に変換して消費地まで 運搬・貯蔵し、必要な時に最適な形でエネルギーに戻す システムの構築が検討されている⁽¹⁾。エネルギーキャリ アの一つであるアンモニアは、肥料原料や汎用化学品原 料として大量に使用されており、水素と異なり極低温で なくても液化でき、輸送・貯蔵技術が確立されているこ とから、有望な候補となっている。このアンモニアを直 接燃料として利用できれば、燃焼時にCO₂を排出しな い「カーボンフリー」の燃料として取り扱え、日本国内 のCO₂線排出量の約4割を占めるとされる火力発電か らのCO₂排出量の削減に大きく貢献できる可能性があ る。

火力発電におけるアンモニア利用の一つの手段として, 既設微粉炭火力発電所での混焼利用が挙げられる。現在 の火力発電所でのアンモニア利用は,排煙脱硝設備の脱 硝剤としての利用に留まり,その量は少なく,燃料とし ての使用実績は無い。当所の約30年前の研究では,微粉 炭燃焼火炎内にNOx(窒素酸化物)の還元剤としてア ンモニアを少量注入した混焼試験の実績はあるものの⁽²⁾, アンモニアを燃料として多量に注入して混焼させる検討 は実施していなかった。

アンモニアを燃料として見た場合,炭化水素燃料や水 素に比べて発熱量が低いため,燃焼性に劣ることが懸念 される。さらに,アンモニアには,窒素分が含まれるた め,燃焼に伴う激しい酸化反応が生じれば,大気汚染物

原稿受付 2021年3月8日

*1 (一財)電力中央研究所エネルギー技術研究所 〒240-0196 横須賀市長坂2-6-1 E-mail: mkimoto@criepi.denken.or.jp 質であるNOxに転換される可能性があり、NOx濃度の 大幅な増加を招くことも懸念される。

当所は、2014年度に開始された内閣府の戦略的イノ ベーション創造プログラム(SIP)「エネルギーキャリ ア」における「アンモニア直接燃焼チーム」に2015年度 から参画し、2018年度までの4ヶ年にわたる研究を実施 してきた。このプロジェクトの中では、2種の石炭燃焼 試験設備を用い、微粉炭燃焼場へのアンモニアの混焼が NOx排出量に及ぼす影響を実験的に明らかにするとと もに、NOx低減方策について検討した⁽³⁾。さらに、2019 ~2020年度においては、株式会社IHIと国立大学法人大 阪大学と共同で国立研究開発法人新エネルギー・産業技 術総合開発機構(NEDO)の次世代火力発電技術推進事 業/アンモニア混焼火力発電技術の先導研究⁽⁴⁾に従事し ており、当所は複数段の燃焼バーナを持つ火炉に適した アンモニア注入方法について検討を実施してきている。

本稿では,これらの微粉炭火力を対象としたアンモニ ア混焼技術について,当所における開発状況の概要を紹 介する。

2. 試験装置および試験方法

2.1 燃焼試験設備の概要

1) 単一バーナ炉

微粉炭バーナを1本のみ設置した単一バーナ炉の概略 をFig.1に示す。火炉本体は、横置きの円筒型水冷炉で あり、火炉の寸法は、長さ8.0m、内径1.0mである。火 炉の内壁には75mm厚の耐火材が内張りしてあり、空間 としての直径は0.85mである。火炉の横には炉内の温度 やガス濃度を計測するためのプローブ挿入用ポートが約 0.4m間隔で主流方向に17箇所設置されている。低NOx 燃焼法として二段燃焼が行えるようになっており、火炉 後流側に設置されているプローブ挿入用ポートの一部は、



Fig. 1 Schematic diagram of single-burner furnace

二段燃焼用空気の注入ポートと兼用される構造になって いる。本研究ではバーナロから3mの位置にあるポート を二段燃焼用空気の注入ポートとして使用した。火炉の 定格負荷は、石炭の低位発熱量ベースで760kWであり、 石炭燃焼量は約100kg/hである。微粉炭バーナをFig. 2 に示す。当所と株式会社IHIが以前に共同開発した低 NOxバーナであるCI-αバーナ⁽⁵⁾を使用した。

アンモニアは、2本設置した50kg液化アンモニア容 器のうちの1本から取り出され、減圧された後、温水式



Fig. 2 Pulverized coal-fired burner



Fig. 3 NH₃ injection from burner

気化器(気化能力:最大30kg/h)で気化される。アン モニアガスは再度減圧した後,火炉上流側で流量調整弁 により流量を所定の量に調整した上で火炉内に注入さ れる。液化アンモニアの消費に伴い,容器の切替を手動 で行う。アンモニアの混焼率は,火炉の定格投入熱量 760kWに対し,アンモニアの低位発熱量ベースで最大 20%(152kW,29.6kg/h)まで設定可能である。火炉内 へのアンモニア注入は,Fig.3に示した微粉炭バーナの 中心に挿入した供給管を通して注入する方式とFig.4に 示したバーナ後段部(二段燃焼用空気の注入位置より上 流側)の火炉横のプローブ挿入用ポートを利用して微粉 炭火炎の中に注入する方式の2方式で実施できるように なっている。

2) マルチバーナ炉

微粉炭バーナを堅型に3本設置したマルチバーナ炉⁽⁶⁾ の概略をFig.5に示す。火炉本体は、長さ1.9m,幅0.9 m,高さ9.7mの鋼板製堅型水冷炉である。前面に単一 バーナ炉と同一形式の微粉炭バーナが1m間隔で堅型に 3段で配置されている。火炉の定格負荷は2.39MWであ り,石炭燃焼量は約300kg/h(バーナ1本あたり100kg/ h)である。また、低NOx燃焼法として二段燃焼が行え るようになっており、中段バーナから高さ3.0mの位置



Fig. 4 NH₃ injection from side ports of furnace



Fig. 5 Schematic diagram of multi-burner furnace

に二段燃焼用空気の注入ポートが設置されている。 アンモニアは、横置きの500kg液化アンモニア容器か ら取り出され、減圧された後、温水式気化器(気化能 力:最大100kg/h)により気化される。気化されたアン モニアガスは再度減圧された後、流量調整弁を介して3



Fig. 6 NH₃ injection in multi-burner furnace

本の各バーナへ供給できるようになっている。また,供 給配管の切替により,3本に供給するアンモニアを1本 に集中して注入することも可能である。火炉全体でのア ンモニアの混焼率は,単一バーナ炉と同様,最大で20% (478kW,92.8kg/h)まで供給できる。火炉内へのアン モニア注入方式は,微粉炭バーナの中心に挿入した供給 管を通して注入する1方式のみとなっている。

2.2 試験方法と燃焼条件

単一バーナ炉とマルチバーナ炉のいずれにおいても, アンモニア混焼時にはアンモニアの注入分だけ微粉炭の 投入量を減らし,混焼率が変わっても火炉への投入熱量 が一定になるように設定した。

燃焼条件として,火炉出口O2濃度:4%,二段燃焼 率:30%とした。測定項目は,火炉出口から排出される 排ガス成分として,O2,CO,CO2,NOx,SO2,NH3 およびN2Oを計測し,燃焼灰については有効利用時の 重要な管理項目である灰中未燃分濃度を測定した。

3. 供試炭性状

供試炭の燃料性状をTable 1に示す。微粉炭火力発電 所で一般的に使用される石炭のうち,燃料比(揮発分 に対する固定炭素の重量比)が異なる5炭種(MO炭は ロットが異なる4種類)を使用した。

	Coal		MW	AL	LM	MO1	MO2	MO3	MO4	NL
	Ash	[wt%]	3.2	10.6	4.5	14.0	12.6	14.8	12.7	15.1
Proximate	Volatile matter	[wt%]	51.6	46.7	43.7	36.0	35.4	33.7	34.5	27.7
analysis	Fixed carbon	[wt%]	45.2	42.7	51.8	50.0	52.0	51.5	52.8	57.2
	Fuel ratio	-	0.88	0.91	1.19	1.39	1.47	1.53	1.53	2.06
	С	[wt%]	68.4	68.4	75.9	70.1	73.0	71.2	73.9	71.8
Litimata	Н	[wt%]	4.89	5.40	5.57	4.82	4.90	4.55	4.99	4.22
onaluria	Ν	[wt%]	1.33	1.20	1.29	1.64	1.74	1.72	1.73	1.47
analysis	0	[wt%]	22.1	14.0	12.3	9.0	7.4	7.4	6.2	7.2
	S	[wt%]	0.19	0.66	0.43	0.49	0.44	0.44	0.50	0.31
Low h	eating value	[MJ/kg]	25.4	28.1	30.0	28.4	29.2	28.1	28.9	27.4

Table 1 Fuel properties of test coal

4. 試験結果

4.1 微粉炭バーナ部からアンモニアを注入した場合の 燃焼特性

単一バーナ炉を用い、微粉炭バーナ部から注入するア ンモニアの混焼率を増加させて、着火状態ならびに火炎 の安定性を確認した。その結果、アンモニアを最大20% 混焼した場合でも、安定した良好な火炎が形成されるこ とがわかった。混焼率が高くなるとNOx濃度は高くな る傾向を示したが、アンモニアを20%混焼した場合でも、 微粉炭専焼時と比較して、約1.2倍の増加(MO2炭の場 合、O₂ 6%換算値で約170ppmから約210ppmに増加) に収まった⁽⁷⁾。次に、マルチバーナ炉にてMO3炭を用い、 同様の検討を実施した。3本の微粉炭バーナから均等に アンモニアを注入した場合, Fig. 7に示すように, アン モニア混焼率の上昇とともにNOx濃度は増加し、石炭 専焼時の約130ppmに対して、アンモニア混焼率20%で は約250ppmとなり、約2倍の増加となった⁽⁸⁾。単一バー ナ炉とマルチバーナ炉では、同一の形式のバーナが設置 されているものの、マルチバーナ炉ではバーナを複数段 に配置することで火炎の相互干渉等が生じ、かつ石炭の ロットの違いによる性状変化も加わり, NOx濃度の定 量性に違いを生じたものと考えられる。

NOx濃度の増加に対するアンモニアの寄与を調べる ため、石炭中N分からNOxへの転換率が石炭専焼時と変 わらないと仮定し、アンモニア中N分のNOxへの転換率 を試算した。石炭中N分のNOxへの転換率は5%程度で あるのに対し、アンモニア中N分のNOxへの転換率は0.2 ~0.3%程度であった。これより、アンモニア中のN分 はほとんどがN₂となっており、NOxへの転換は限定的 であることがわかった。



Fig. 7 Relationship between ammonia co-firing rate and NOx concentration

4.2 微粉炭燃焼火炎内へのアンモニア注入による低 NOx燃焼

当所の過去の研究では、低NOx燃焼技術の一つとして、微粉炭燃焼火炎内にNOx還元用の二次燃料(メタン、プロパン、水素、揮発分の多い石炭など)を熱量基

準で最大25%の混焼率で注入する燃焼方法を開発している⁽⁹⁾。緒言でも触れたように、この研究では、火炎内へのアンモニア注入も実施したが、二次燃料としてではなくNOxの還元剤として少量を注入しており、混焼率としては概ね1%以下と低いものであった⁽²⁾。

そこで、本研究では、単一バーナ炉を用い、アンモニ アを燃料として微粉炭火炎中に多量に吹き込んだ場合の NOx低減効果について検討を実施した。微粉炭燃焼火 炎内のアンモニアの注入は、火炉の両側に設置されたプ ローブ挿入用ポート(後段部)から行った。Fig. 8には、 アンモニア注入位置を変えた場合の火炉出口NOx濃度 の変化を示す。

アンモニアをバーナ部から0.6mあるいは1.0mの位 置に注入した場合,バーナ部から注入した場合よりも NOx濃度が低くなり,この特性は複数の炭種に共通し ていることがわかった。



Fig. 8 Relationship between ammonia injection point and NOx concentration

Fig. 9には、石炭専焼時、バーナ部へのアンモニア 20%注入時、後段部へのアンモニア20%注入時の3条件 で比較した3炭種の灰中未燃分濃度を示す。



Fig. 9 Comparison of unburned carbon concentration in fly ash

- 42 -

いずれの炭種においてもバーナ部からのアンモニア注 入時は石炭専焼時に比べて灰中未燃分濃度はやや高くな り,後段部からのアンモニア注入時には,灰中未燃分 濃度は石炭専焼時と同程度になった¹⁰⁰。バーナ部から0.6 mあるいは1.0mの注入位置は,火炎内で生成している NOx濃度が高く,酸素濃度が低い還元領域である。こ のことから,微粉炭燃焼火炎の適切な位置にアンモニア を注入することで,NOxおよび灰中未燃分の低減が可 能であると考えられる。

4.3 アンモニアを注入するバーナ段の最適化ならびに 集中注入によるNOx低減

単一バーナ炉を用いた検討により, 微粉炭燃焼火炎の 適切な位置にアンモニアを注入することが望ましいとの 結果を得たが, 実機のような複数段のバーナが配置され た火炉では, その方法の適用は容易ではない。そこで, 複数段のバーナを有する火炉に適したアンモニア混焼方 法について検討を行った。

当所のマルチバーナ炉を用いた既往の研究においては, 異なる2種類の石炭を混炭燃焼させる場合,すべての バーナに同じ混炭比率で燃焼させるよりも,2種類の内 の燃えにくくNOxが多く発生する石炭の方を下段側の バーナで燃焼させ,もう一方を上段側のバーナで燃焼さ せた方がNOxを低減できることが確認されている^{III}。こ れは,NOxが多く発生する石炭を下段のバーナで燃焼 させることで,発生したNOxの火炉内滞留時間が長く なり,NOxの還元分解が作用する時間を長くできるた めと考えられる。アンモニア混焼に当てはめた場合,単 ーバーナ炉での結果より,バーナ単体ではアンモニア混 焼率が高くなるほど,NOxの発生量は増加する方向に なるため,アンモニアを注入するバーナ段を下段側にす ることで,同様のNOx低減効果が期待できる。

そこで、本研究では、マルチバーナ炉を用いて、火炉 全体のアンモニア混焼率を最大20%とし、Fig. 10に示 すように、バーナ1段当たり最大混焼率20%であったア ンモニアのバーナ3段分を集合し、バーナ1段本当たり のアンモニア混焼率を最大60%まで高めた場合について、 アンモニアを注入するバーナ段の違いが燃焼特性に及ぼ



Fig. 10 Ammonia injection method in furnace with multiple burner stages

す影響について評価した¹²。なお,バーナ1段当たりの アンモニア供給量は,これまでの最大供給量の3倍とな り,アンモニアの注入流速が高速化するため,アンモニ ア注入ノズルを大径化し,アンモニア注入流速を抑える ための改良が施してある。

燃焼試験の結果,アンモニア混焼率20%においては, バーナ単体でのアンモニア混焼率が60%と高い混焼率と なるが,特に問題なく燃焼できることが確認された。

Fig. 11に, 上段バーナに集中して注入した場合(上 段集中注入)と下段バーナに集中して注入した場合(下 段集中注入)のNOx濃度の比較を示す。いずれのアン モニア混焼率でも下段集中注入よりも上段集中注入の 方がNOx濃度は高くなった。また,アンモニア混焼率 が6.7%よりも高くなると,上段バーナ集中注入の方が NOx濃度の増加傾向が強くなることが示された。下段 バーナへのアンモニア集中注入により発生したNOxの 火炉内滞留時間を長くでき,NOx還元が効果的に作用 するためと考えられる。



Fig. 11 Influence of NH_3 injection stage on NOx concentration

Fig. 12に灰中未燃分濃度の比較を示す。上段集中注 入と下段集中注入のいずれも,石炭専焼時(混焼率: 0%)よりもアンモニア混焼率20%の方が灰中未燃分濃 度は増加した。上段集中注入と下段集中注入を比較する と,石炭専焼時とアンモニア20%混焼時のいずれも下段 集中注入の方が低くなった。これは,アンモニア混焼 バーナが石炭専焼バーナより石炭の燃焼が悪く,上段よ りも下段に設置した場合の方が,アンモニア混焼バーナ の石炭の燃焼領域の滞留時間が長くなるためと考えられ る。

Fig. 13に可燃分の燃焼率の比較を示す。火炉出口で のアンモニア濃度を測定した結果,残留したアンモニア は検出されなかったことから,注入したアンモニアは完 全に燃焼していると考えられる。アンモニアを含めた可 燃分(石炭+アンモニア)の燃焼率は,上段集中注入と 下段集中注入のいずれも石炭専焼時よりも高くなる。ま た,上段集中注入に比べ,下段集中注入の方が可燃分 (石炭+アンモニア)の燃焼率は高くなるが,これは微



Fig. 12 Influence of NH $_3$ injection stage on unburned carbon concentration in fly ash

粉炭の燃焼率の違いによるものである。

本研究ではさらに、アンモニア混焼率20%時において も石炭専焼時と同等程度の燃焼特性を達成するため、ア ンモニア混焼に適した新規開発注入ノズル(共同実施先 である株式会社IHIが開発)の導入と低NOx燃焼条件の 適正化を図っている。これらの成果については、本稿執 筆時点では未公開のため、割愛させて頂くが、概ね目標 を達成できていることを付記しておく。



Fig. 13 Influence of NH₃ injection stage on combustion efficiency of combustible components

4.4 アンモニア混焼に伴う温室効果ガスの削減

アンモニア混焼試験においては、アンモニアが設定通 りに注入できているかを確認するため、火炉出口排ガス 中のCO2濃度を監視している。これらの測定結果にお いては、アンモニアの注入量に応じて、ほぼ理論通りに CO2排出量が削減された。 一方, CO₂の約300倍の温暖化係数をもつN₂Oについ ても濃度測定を実施している。微粉炭燃焼の温度領域で はN₂Oがほとんど生成しないと言われており¹³³,本測定 結果においても,アンモニア混焼に伴う増加は見られな かった。

5. さいごに

本稿では,当所の石炭燃焼試験設備を用いて検討を進 めてきたアンモニア混焼技術に関する成果を紹介した。

複数段のバーナを有する火炉においては,下段側バー ナへアンモニアを集中して注入することがNOx濃度お よび灰中未燃分濃度の低減に有効であることが明確に なった。アンモニアを一部のバーナ段に集中させて供給 することは,バーナ全段への供給設備の設置が不要とな るため,設備費の軽減が図れ,運用面でも有利となる。 本成果を踏まえると,アンモニア混焼技術の開発段階と しては,微粉炭火力発電所へ適用できる燃焼方法の見通 しが立った段階であると言える。

一方,既設微粉炭火力発電所でのアンモニア混焼の実 現においては,解決すべき課題も多く残されている。ま ず,混焼利用するアンモニアの製造自体もカーボンフ リーであることが必須であり,大量に安価に製造するこ とは,最も大きな課題と考えられる。加えて,アンモニ ア混焼を実機で実現する上では,受入・貯蔵・供給設備 や環境設備,プラント全体に関わる事項など様々な検討 事項がある。SIPの「エネルギーキャリア」のプロジェ クトでは,多数の参画機関により多岐にわたる検討が行 われているので,是非これらを参照されたい¹⁴⁴。

今後の動きに関し、2020年12月に経済産業省より 「2050年カーボンニュートラルに伴うグリーン成長戦略」 が発表された¹⁵⁵。この戦略には、アンモニア混焼利用の ロードマップが示されており、微粉炭火力でのアンモニ ア混焼については、2021年度から混焼率20%での実機実 証試験が開始される計画となっている。試験炉を用いた 検討では困難であった収熱面や運転・運用面等の課題に ついて、今後、実機実証の中で明らかにされていくもの と考えられる。また、実機実証と並行してアンモニア混 焼率の向上、アンモニア専焼に向けた技術開発も進めら れる予定である。当所は、今後も微粉炭火力へのアンモ ニア利用拡大に関する技術開発を支援していく所存であ る。

謝辞

本研究の成果は、科学技術振興機構(JST)の戦略 的イノベーション創造プログラム(SIP)「エネルギー キャリア」の支援、ならびに国立研究開発法人新エネル ギー・産業技術総合開発機構(NEDO)の委託業務によ り、得られたものです。ここに記し、深く謝意を表しま す。

参考文献

- SIP(戦略的イノベーション創造プログラム)「エネル ギーキャリア」研究課題の紹介.
 https://www.jst.go.jp/sip/k04.html (参照日:2021 年3月8日).
- (2) 西田真二,牧野尚夫,木本政義,田中隆,電力中央研究 所報告W90006 (1991).
- (3) SIP(戦略的イノベーション創造プログラム)終了報告 書「既設火力発電所におけるアンモニア利用に関する検 討」.
 < https://www.jst.go.jp/sip/dl/k04/end/team6-8.pdf >

(参照日:2021年3月8日).

- (4) 国立研究開発法人新エネルギー・産業技術総合開発機構
 実施者募集(公募).
 < https://www.nedo.go.jp/koubo/EV3_100187.html >
 (参照日:2021年3月8日).
- (5) 牧野尚夫,木本政義,気駕尚志,遠藤喜彦,火力原子力 発電, Vol. 48, No. 6 (1997), pp. 64-72.
- (6) 白井裕三,辻博文,布川信,池田道隆,野田直希,秋保 広幸,神田裕,斉藤勝,岸吉宏,松田裕光,石炭燃焼特 性実証試験装置の機能と燃焼・排煙処理特性一微粉炭火 力発電技術の高度化におけるその役割一,電力中央研究 所報告W03025 (2004).
- (7) 山本晃, 木本政義, 小沢靖, 原三郎, 第55回燃焼シンポ ジウム講演論文集:B342 (2017).

- (8) 木本政義, 2019年度火力原子力発電大会研究発表要旨集(2019).
- (9) 牧野尚夫,木本政義,西田真二,秋吉久士,日本エネル ギー学会誌, Vol. 71, No. 4 (1991), pp. 278-283.
- (10) 山本晃,木本政義,小沢靖,原三郎,第56回燃焼シンポジウム講演論文集: C315 (2018).
- (11) 池田道隆,白井裕三,炉内ブレンド法によるNOx・灰 中未燃分低減技術の開発,電力中央研究所報告M07007 (2008).
- (12) 木本政義,小沢靖,泰中一樹,橋本一輝,白井裕三,第 29回エネルギー学会大会予稿集: 5-07 (2020).
- (13) P. Glarborg, A.D. Jensen, J.E. Johnsson, Fuel Nitrogen Conversion in Solid Fuel Fired Systems, Progress in Energy and Combustion Science Vol. 29 (2003), pp. 89-113.
- (14) SIP(戦略的イノベーション創造プログラム)「エネル ギーキャリア」終了報告書.
 https://www.jst.go.jp/sip/k04_result.html (参照日: 2021年3月8日).
- (15) 経済産業省ニュースリリース. https://www.meti.go.jp/press/2020/12/20201225012/ 20201225012.html(参照日:2021年3月8日).



特集:水素・脱炭素燃料の最新動向(その2)

アンモニア分解利用GTCCシステムと実圧燃焼試験

Ammonia Cracking GTCC System and Combustion Test at Practical Operating Pressure

石井 弘実^{*1} ISHII Hiromi **荒木 秀文***1 ARAKI Hidefumi **野勢 正和***² NOSE Masakazu

谷村 聡*3 TANIMURA Satoshi <mark>湯浅 厚志</mark>*4 YUASA Atsushi

斉藤 圭司郎^{*4} SAITO Keijiro

川上 朋*²

KAWAKAMI Tomo

キーワード: ガスタービン,水素,アンモニア,分解, 燃焼器, コンバインドサイクル **Key Words**: Gas Turbine, Hydrogen, Ammonia, Cracking, Combustor, Combined Cycle

1. 緒言

2015年12月にCOP21で地球温暖化防止の国際的な枠 組み「パリ協定」が採択された結果,世界の金融機関や 機関投資家,企業が次々と脱炭素化への取り組みを表 明している。脱炭素化を実現するには,再生可能エネル ギーの利用が有効であるが,太陽光や風力などは変動が 大きく不安定な性質があり,再生可能エネルギーを水素 に変換し貯蔵・輸送して利用することが検討されている。 2017年12月にわが国で水素基本戦略が策定され,本戦略 では,水素の運搬・貯蔵に関して,水素を液化して運 搬・貯蔵する方法だけでなく,アンモニアや有機ハイド ライド等のエネルギーキャリアを活用することが提示さ れている⁽¹⁾。

水素エネルギーキャリアにはいくつかの種類があるが, その中で液体水素,有機ハイドライド (MCH),アンモ ニアに関して,水素の貯蔵密度を整理したものをFig.1 に示す。同図に示すように,貯蔵に必要な容積の目安と なる体積当たりの水素密度に着目すると,アンモニアが 液体水素よりも大きいことが判る。また,大気圧での貯 蔵を想定した場合,液体水素は-253℃で貯蔵する必要が あるがアンモニアは-33℃で貯蔵できるため,貯蔵容器 の断熱設計,ボイルオフガスの処理が比較的容易で貯蔵 の実績・ノウハウも確立されている。

アンモニアをガスタービンの燃料にする方法として, 小型ガスタービンにアンモニアを供給して直接燃焼さ せる方法が研究^{(2),(3)}されている。一方,大型ガスタービ

庚	系稿受付 2021年3月12日
* 1	三菱パワー(株) 電力計画部
	〒220-8401 横浜市西区みなとみらい 3 - 3 - 1
* 2	三菱パワー㈱ 大型ガスタービン技術部
	〒676-8686 高砂市荒井町新浜 2-1-1
* 3	三菱重工業㈱ 新エナジー部
	〒220-8401 横浜市西区みなとみらい 3 - 3 - 1
* 4	三菱重工業㈱ 総合研究所
	〒676-8686 高砂市荒井町新浜 2-1-1

ンでアンモニアを燃焼させる場合には,Table 1に示す ような制約が加わることから,筆者らはアンモニアを 水素と窒素に分解したものを水素燃焼ガスタービンで燃 焼させる方式を検討^{(4),(5)}している。本稿では,アンモニ アを水素と窒素に分解して水素燃焼ガスタービンで燃焼 させるGTCC(ガスタービンコンバインドサイクル)の 概要を説明するとともに,アンモニアを分解したガスを



Fig. 1 Concept of ammonia cracking gas turbine

Table 1 Characteristics of Ammonia combustion and consideration for large gas turbines

Characteristics of ammonia combustion	Considerations for large gas turbines
Slow combustion speed (about 1/5 of that of methane)	 The size of the combustor increases to secure the time necessary for completing the combustion. Since the large gas turbine is composed of a multican combustor, there is a restriction on the size expansion of the combustor.
Nitrogen contained in fuel	 There is little room to allow Fuel NOx because the combustion gas temperature of a large gas turbine has been increased to the extent permitted by Thermal NOx. Lowering of NOx by two-stage combustion is considered, but in the case of a large gas turbine, there are many technical problems such as upsizing and complication of the combustor.

LNG(液化天然ガス)と混合して大型ガスタービン用の燃焼器で燃焼させた試験の結果について報告する。

2. アンモニア分解利用GTCCシステム

アンモニア利用GTCC(Gas Turbine Combined Cycle) システムの概念をFig. 2に示す。本システムはガスター ビンの排ガスの熱を利用してアンモニアを水素と窒素に 分解し,既に実用化されている水素混焼のガスタービン 燃焼器,または現在開発中の水素専焼燃焼器により燃焼 させるものである。アンモニア分解にはアンモニア1モ ルあたり約46 kJの熱が必要であるが,投入した熱はア ンモニアが水素になることで燃料の発熱量の1.14倍の増 加として化学再生される。したがって,GTCCサイクル としてGT排ガス温度が従来機並みとなるまで排熱利用 できれば原理的な熱効率低下は無い。

Table 2に、(a)アンモニア分解ガスと天然ガスを混焼 した場合と、(b)アンモニア分解ガスを専焼とした場合の



Fig. 2 Concept of ammonia cracking gas turbine

システムの比較を示す。混焼の場合は、分解ガスと天然 ガスを混合し、燃焼器入口での燃料の組成において水 素の体積割合が20%となるシステムを想定した。これは、 開発済の予混合型ドライ低NOx燃焼器で安定に燃焼可 能な水素濃度の範囲である。水素の体積当たりの発熱量 は天然ガスよりも小さいため、アンモニアの発熱量基準 では約6.5%の混焼となる。アンモニアの分解に必要な熱 として、ガスタービンの排ガスを熱源とする排熱回収ボ イラで生成した水蒸気を利用する構成を検討しているが、 特に混焼システムの場合には既存の排熱回収ボイラから 水蒸気を分岐する構成でも成立する可能性があり、比較 的開発要素が少ないことが特徴である。

一方,アンモニア分解ガスの専焼システムは,水素 75%,窒素25%(いずれも体積割合)の分解ガスを燃 料として燃焼させるため,現在開発中⁽⁶⁾のマルチクラス ターバーナーを用いると,稼働率70%でガスタービン1 台あたり年間約110万 tのCO₂削減効果が期待できる。専 焼システムはCO₂削減効果が大きい特徴があるが,水素 専焼の燃焼器以外にも比較的大きなアンモニア分解装 置(アンモニア流量約170 t/h,GTCC出力約530 MWの 場合)が必要となる。これらの開発には一定の時間を要 すると考えられ,また,アンモニアの供給インフラの普 及にも時間がかかると考えられることから,先に開発の ハードルが低い混焼システムを開発し,より高度なシス テムの実現に必要な技術と経験の蓄積を図っていくこと が重要である。

Fig. 3に, アンモニア分解ガス専焼システムの概略系 統図を, Table 3に同システムの性能を天然ガス焚きガ スタービンと比較して示す。同表では, アンモニア分解 温度と圧力の条件としてCase 1 (500℃, 3.0 MPaG) と Case 2 (600℃, 5.1 MPaG) を比較して記載した。

T 11 0	· ·	C C '	. 1	C •	C 1	•	1 *	. 1 *
Lable Z	Comparison	of co-firing	system and	mono-firing system	of the	ammonia	cracking	oas furbine
I abic L	Comparison	or co ming	System and	inono ming system	or the	ammonna	craching a	sas turbine

Type of the system	(a) Co-firing system (power output: 430MW)	(b) Mono-firing system (power output: 530MW)
Composition of fuel at the combustor	Mixture of natural gas (almost methane) and ammonia cracked gas (H ₂ =75 vol.%, N ₂ =25 vol.%)	Ammonia cracked gas (H ₂ =75 vol.%, N ₂ =25 vol.%)
Ratio of calorific value of initial NH ₃	6.5% (when H ₂ = 20 vol.%)	100%
Required equipment	 Small NH₃ cracker (10 t/h) Pre-mix combustor (state of the art) 	 Large NH₃ cracker (170 t/h) Multi Cluster burner (under development)
Reduction of CO ₂ emission	30,000 t/y/unit	1,100,000 t/y/unit
Utilization of H ₂	10,000 t/y/unit	180,000 t/y/unit
Remarks	 Modification of existing systems (retrofit) is possible Fewer R&D is needed compared with mono firing system 	Larger contribution for CO ₂ Reduction



Fig. 3 Schematic of the ammonia cracking gas turbine (mono-firing system)

液体として貯蔵されたアンモニア燃料はポンプで加圧 されてアンモニア分解装置へ供給される。アンモニア分 解装置の中のアンモニア分解反応器には触媒が充填され、 排熱回収ボイラで生成した高温の過熱水蒸気によりア ンモニア(NH₃)が約75%の水素(H₂)と約25%の窒素 (N₂)に熱分解される。熱分解されたガスの中には、未 分解の残留アンモニアが混じっているためアンモニア回 収塔により回収し、回収されたアンモニアはリサイクル ラインにより原料アンモニアのラインに戻される。

分解ガスは水素を主体とした低カロリー燃料のため, タービン作動流体の体積流量が増大し,燃焼器入口で の燃料の熱量は同体格の天然ガス焚きガスタービンの 107.1%必要となる。しかしアンモニアの分解により発熱 量が約1.14倍に増加していることから,システム入口で のアンモニアの必要な熱量は,天然ガス焚きガスタービ ンの約93.6%に削減される。ガスタービンの出力は,低 カロリー燃料である分解ガスの投入によりタービン作動 流体の体積流量が増加していることから,天然ガス焚き の場合の約1.18倍となる。

アンモニア分解反応は吸熱反応であるため、高温で分

解させた方が分解反応が促進される。また、反応の前後 でモル数が増加する反応であることから、低圧で分解さ せた方が分解反応が促進される。Case-1ではCase-2より も分解温度が低く、分解圧力も低いが、総合的には分解 圧力が低い影響よりも分解温度が低い影響の方が大きく、 アンモニア分解反応器出口の残留アンモニア濃度が高く なる。アンモニア分解反応器出口の残留アンモニア濃度 が高くなると、アンモニア回収塔から原料アンモニア濃度 が高くなると、アンモニアの流量が増加して同表に示 す分解反応に必要な熱量やアンモニア回収塔で必要な熱 量が増加する。その結果、アンモニアの振装置で消費す る蒸気量が大きくなり、発電用の蒸気タービンの出力が 低下し、GTCCとしての発電端出力は、天然ガス焚きの 時に557 MWだったものが505 MW (Case-1) および534 MW (Case-2) となる。

また、アンモニア分解圧力が低い場合には、分解ガス をガスタービンに供給する際、燃料ガス圧縮機による昇 圧が必要となる。分解圧力が5.1 MPaGのCase-2では燃 料ガス圧縮機は不要であるが、分解圧力が3.0 MPaGの Case-1では必要となり、アンモニア分解装置として必要 な補機動力が大きくなる。その結果、送電端出力とし ては天然ガス焚きの時に546MWだったものが460 MW (Case-1) および520 MW (Case-2) となった。

送電端効率としては、燃料の発熱量の増大効果、ター ビン作動流体の流量増加効果、蒸気タービンの出力低下 影響や、分解装置の補機動力の影響をすべて考慮すると、 天然ガス焚きの89.1% (Case-1) および101.7% (Case-2) となった。

このように、本システムでは、アンモニアを熱分解さ せるアンモニア分解装置の運転条件によって性能が左右 され、アンモニア分解装置の仕様についての検討がなさ れている⁽⁷⁾。

Items	Unit	NG-fired	Ammonia GT	a cracking CC	Remarks
		GICC	Case-1	Case-2	1
Ammonia cracking temperature	°C	-	500	600	
Ammonia cracking pressure	MPaG	-	3.0	5.1	
Heat of fuel before NH ₃ cracking (relative)	%	100	93	3.6	
Heat of fuel after NH3 cracking (relative)	%	100	10	7.1	Heat increases 1.14 times by chemical recuperation.
Heat for cracking reaction	MW	-	185	172	Cracking at the lower temperature case requires larger amount of NH ₃ recycling.
Heat for NH ₃ stripper	MW	-	68	56	
GT output	MW	381	4.	48	Increased due to larger combustion gas flow.
ST output	MW	176	57	86	Decreased due to extraction of HP steam flow.
Gross power output	MW	557	505	534	
Gross efficiency (relative)	%	100	96.7	102.4	Auxiliary power for the cracking system is not considered.
Aux. power of NH ₃ cracker	MW	-	35.4	3.4	Cracking at 500°C case requires a fuel gas compressor load.
Net power output	MW	546	460	520	
Net efficiency (relative)	%	100	89.1	101.7	

Table 3 Performance prediction of the ammonia cracking gas turbine (mono-firing system)

3. ガスタービン燃焼器について

3.1 水素混焼用Dry Low NOx (DLN) 燃焼器

ガスタービンの高効率・高出力化に伴うタービン入口 温度(燃焼温度)の上昇・NOx排出量の増加に対応す るため、天然ガス焚き燃焼器は乾式の予混合燃焼方式が 採用されている⁽⁸⁾。1600 ℃級ガスタービンに続き、1650 ℃級が開発され、燃焼器は更なる低NOx化技術と燃焼 振動の抑制や逆火(フラッシュバック)の防止といった 安定燃焼にかかわる技術開発・実用化が進められている。

アンモニアはメタンなど炭化水素の燃料と比べて燃 焼しにくく、また、燃料由来のNOxを生成しやすい特 性がある。このため天然ガスが主燃料である大型ガス タービンの予混合燃焼器でアンモニアを燃焼させる際は、 先述のTable 1に記載されている点を考慮する必要があ り、従来の技術課題に加えて、さらに開発のハードルが 高くなる。このため、アンモニア利用GTCCシステムで は、アンモニアを直接燃焼させずに、アンモニア分解に より生成された水素と窒素を燃料とし、これまでに開発 された水素混焼燃焼器、および開発中の水素専焼燃焼器 を適用することを計画している。アンモニア分解ガスの 75vol%を占める水素は、天然ガスに比べ燃焼速度が速 く、最小着火エネルギーも低いため予混合燃焼では逆火 (フラッシュバック)のリスクが大きくなる。そのため、 以下に示す対応を施している⁽⁹⁾。

従来のDLN燃焼器をベースとして新たに開発された 水素混焼燃焼器の概要をFig.4に示す。圧縮機から燃焼 器内部に供給された空気は,旋回翼(スワラー)を通過 して,旋回流となる。燃料はスワラーの表面に設けられ た小さな孔より供給され,旋回流により周囲の空気と急 速に混合される。一方,旋回流の中心部(以下渦芯)に は,流速の低い領域が存在し,ここを火炎が遡上するこ とで逆火が発生すると考えられる。そこで新型燃焼器で はノズルの先端から空気を噴射して渦芯の流速を上昇さ せ,渦芯の低流速領域を補うことで逆火の発生を防止し ている。新型燃焼器1缶を使用した実機圧力下での燃焼 試験では,水素30vol%を混合した条件においてもNOx は運用可能な範囲内にあり,逆火の発生や燃焼振動の著 しい上昇を伴わずに運用できる目途を得ている。

3.2 水素専焼用マルチクラスタ燃焼器

水素が更に高濃度になると,前項の水素混焼燃焼器に 採用される旋回流による燃料と空気の混合方式では,渦 芯部の低流速域で発生する逆火のリスクが更に高くなる。 そこで旋回流を利用せず,より小さなスケールで空気と 水素を混合できる混合方式を考えて開発を進めている。

水素混焼燃焼器の燃料供給ノズル(8本)に対して, より数多くのノズルを有するFig. 5のマルチクラスタ燃 焼器をベースとして,1本のノズルの孔を小さくし,空 気を送るとともに,そこに水素を吹いて小さなスケール で混合させ,火炎を分散することで,高い逆火耐性と低 NOx燃焼が両立する可能性を有する。



Fig. 4 Outline of new combustor for hydrogen co-firing



Fig. 5 Multi-cluster combustor (under development)

4. 実圧燃焼試験

4.1 実圧燃焼試験の目的と試験装置

これまでアンモニア分解ガスと天然ガスの混焼条件 での大型ガスタービン燃焼器の運転実績は無く, 燃焼 の安定性や分解ガス中に微量含まれる残留アンモニア がNOxに及ぼす影響について確認することを目的とし, 実圧燃焼試験を行った。

想定するシステムの構成としては、天然ガスとアンモ ニア分解ガスの混焼システムとし、Fig. 6に示す系統構 成により、混合燃料(水素:20%,窒素:6.7%,天然ガ ス:73.3%,微量のアンモニア)を供給可能とした。残 留アンモニアの濃度の影響を調べるために添加するアン モニア濃度は定格負荷条件で0%~0.33%の範囲で変化 可能とした。

供試体燃焼器は、1650℃級ガスタービンに用いる水素



Fig. 6 Schematic of the practical pressure combustion test rig

混焼用DLN燃焼器を対象とした。燃焼器の燃料噴射ノ ズルについて、混合燃料のガスインデックス(Wobbe 指数に相当)、ノズル差圧を天然ガス専焼の場合と比較 するとともに、気流試験やCFDにより燃料と燃焼用空 気の混合状況を確認した結果、燃料の温度を調整する ことにより天然ガス焚きと近い条件で運転できることが 判った。

4.2 燃焼試験

アンモニア分解ガスと天然ガスの混焼試験を三菱パ ワー高砂工場のガスタービン要素試験設備(通称:実 圧燃焼試験設備)にて実施した。燃焼試験時は,出力 25MWのガスタービンにて空気源圧縮機とブースター圧 縮機を駆動することにより,燃焼用空気を燃焼試験シェ ル(燃焼器1缶を収める圧力容器)に送気する。また, 燃焼用燃料(天然ガス,水素,窒素,アンモニア)は供 給設備から燃焼試験シェルに供給される。これらを燃焼 試験シェル内に設置された供試体燃焼器にて混合し,実 機と同等の運転条件(空気圧力,温度,風量,燃焼温 度)にて燃焼させる。燃焼状態(温度,圧力,燃焼振動, 排ガス性状等)は,設備および供試体燃焼器に設置され た各種計測器にてモニタリングした。

試験は、1650℃級ガスタービンの、①実機定格負荷 (タービン入口温度1650℃相当)の運転条件(空気圧 力・温度・風量,燃料流量,燃烧温度を実機と同等に設 定された試験条件)、ならびに、②部分負荷(タービン 入口温度1450℃相当:約50%負荷相当)の運転条件にて 実施した。

アンモニア分解ガスと天然ガスの混焼燃料の組成(体 積%)は、水素20%、窒素6.7%、天然ガス73.3%をベー スとしている、これにアンモニアを定格負荷条件では最 大0.33vol%、部分負荷条件では最大0.525vol%まで添加 した。

4.3 燃焼特性

アンモニア分解ガスと天然ガス混焼時において, 燃料 中のアンモニア添加量に対する燃焼特性を確認した。定 格負荷(タービン入口温度1650℃)における燃料中のア ンモニア濃度に対する, 燃焼振動の圧力レベル, 燃焼器 温度をFig. 7およびFig. 8に示す。添加するアンモニア 濃度を0%から0.33%まで変化させても, 燃焼振動の圧力 レベル, ガス温度に大きな変化はなく, 管理値に対して 十分な裕度を有することを確認した。

部分負荷(タービン入口温度1450℃)においても添加 するアンモニア濃度を0%から0.525%まで変化させたが, 定格負荷と同様に, 燃焼振動の圧力レベル, ガス温度に 大きな変化はなく, 管理値に対して十分な裕度を有する ことを確認した。

以上より,アンモニア分解ガスと天然ガスの混合燃料 (水素20%,窒素6.7%,天然ガス73.3%,微量のアンモニ ア)において,燃焼振動の発生やフラッシュバックの発 生は確認されず,問題ないことを確認した。



Fig. 7 Pressure fluctuation inside the 1650°C class combustor at rated power output



(b) Results of temperature measurement

Fig. 8 Temperature of the 1650°C class combustor at rated power output

4.4 燃料中のアンモニア濃度とNOx排出量の関係

定格負荷(タービン入口温度1650℃)における燃料 中のアンモニア濃度と排ガス中のNOx濃度の関係を Fig. 9に示す。燃料中のアンモニア濃度が増加すると共 にNOx濃度が線形で増加する結果となった(図中●印)。 図中にアンモニアのNOxへの転換率(CR: Conversion ratio)を記載したが、転換率は約90%であった。

次に、部分負荷(タービン入口温度1450℃)におけ る、燃料中のアンモニア濃度と排ガス中のNOx濃度の 関係をFig. 10に示す。定格負荷と同様に、燃料中のア ンモニア濃度の増加と共にNOx濃度が線形で増加する 結果となった。アンモニアのNOxへの転換率(CR)は 約80%であった。

実圧燃焼試験のタービン入口温度1650℃(定格), 1450℃(部分負荷)の各条件に対する,非定常燃焼 CFD解析の瞬時温度分布をFig. 11に示す。本解析結果 から燃料中残留アンモニアのNOx転換率を算出し,前 記Fig. 9およびFig. 10に□印でプロットした。これらの 図に示すように,いずれの燃焼ガス温度でもNOx転換



Fig. 9 Relationship between ammonia concentration in fuel and NOx concentration in exhaust gas (at rated power condition, turbine inlet temperature: 1650°C)



Fig. 10 Relationship between ammonia concentration in fuel and NOx concentration in exhaust gas (at partial load condition, turbine inlet temperature: 1450°C)



(b) 1450°C case

Fig. 11 Instantaneous temperature contour by transient combustion CFD Analysis

- 51 -

178

率の試験結果とCFDによる計算結果はほぼ合致する値 となった。

このように、残留アンモニアのNOxへの転換率が把 握できたことから、アンモニア分解装置に許容される残 留アンモニア濃度の要求仕様が決定でき、残留アンモニ ア濃度を規定すれば本システムのNOx排出量が予測で きるようになった。

5. 結言

本稿では、エネルギーキャリアであるアンモニアを水 素と窒素に分解したガスを水素燃焼ガスタービンで燃 焼させる発電用大型ガスタービンの検討状況について、 GTCCシステム、ガスタービン燃焼器を中心に述べた。

本システムが実現すれば、CO₂削減量は非常に大きく, 脱炭素化,地球環境保護に貢献することができる。

本システムの実現のためには、本稿で紹介したガス タービン本体以外にも、大量のアンモニアを熱分解可能 なアンモニア分解装置の実現が必要である。また、CO₂ フリーなアンモニアを大量に、安価に利用できることも 大変重要であるため、再生可能エネルギーの変換技術、 化石燃料からのCO₂回収/処分技術、高効率なアンモニ ア合成の技術等の開発も重要と考えている。

謝辞

本稿に記載した内容は、内閣府戦略的イノベーション 創造プログラム (SIP)「エネルギーキャリア」(管理法 人:JST)の委託研究および国立研究開発法人新エネル ギー・産業技術総合開発機構 (NEDO)の助成事業 (水 素社会構築技術開発事業:JPNP14026)の結果得られた ものである。ここに記して謝意を表す。

参考文献

- (1) 再生可能エネルギー・水素等関係閣僚会議,水素基本戦略, <
 http://www.meti.go.jp/press/2017/12/201712260
 02/20171226002-1.pdf>
 (bttp://www.meti.go.jp/press/2017/12/201712260
 (bttp://www.meti.go.jp/press/2017/12/201712260
 (bttp://www.meti.go.jp/press/201712260
 (bttp://www.meti.go.jp/press/201712260
- (2) 壹岐典彦ほか,アンモニアの燃料利用と小型ガスター ビン,日本ガスタービン学会誌,Vol. 48, No. 2 (2020), pp. 113-118.
- (3) 株式会社IHI, SIPエネルギーキャリア終了報告書,ア ンモニアガスタービンコジェネレーションの技術開発,
 https://www.jst.go.jp/sip/dl/k04/end/team6-5.pdf
 (参照日2021年3月1日).
- (4) 三菱日立パワーシステムズ株式会社, SIPエネルギー キャリア終了報告書, アンモニア利用ガスタービンの 技術開発(システムおよび燃焼器), <https://www.jst. go.jp/sip/dl/k04/end/team6-15.pdf>(参照日2021年3月 1日).
- (5) 野勢正和ほか,発電用大型ガスタービンにおけるアンモニア利用技術の開発,日本燃焼学会誌, Vol. 61, No. 198 (2019), pp. 293-298.
- (6) 市川雄一ほか、水素焚きガスタービン燃焼器の開発、日本燃焼学会誌、Vol. 61, No. 195 (2019), pp. 15-23.
- (7) 三菱重工エンジニアリング株式会社, SIPエネルギー キャリア終了報告書, アンモニア利用ガスタービンの技 術開発(アンモニア分解装置の検討), <https://www. jst.go.jp/sip/dl/k04/end/team6-16.pdf>(参照日2021年3 月1日).
- (8) 谷村聡,斉藤圭司郎,発電用ガスタービンの燃焼器の 変遷と将来展望,日本機械学会誌,Vol. 119, No. 1173 (2016), pp. 442-445.
- (9) 野勢正和ほか, CO₂フリー社会の実現に向けた水素燃焼 ガスタービン, 三菱重工技報, Vol. 55, No. 4 (2018).

┫技術論文 ┣━

タービンにおけるリーン翼のエロージョン特性と 空力性能の数値シミュレーション

Numerical Simulation of Erosion and Aerodynamic Performance of Lean Vane in Turbine

荒井 直己^{*1} ARAI Naoki 福留功二^{*1} FUKUDOME Koji 山本 誠^{*1} YAMAMOTO Makoto

鈴木 正也*2 SUZUKI Masaya 大北洋治^{*2} OKITA Yoji

ABSTRACT

The turbine inlet temperature (TIT) has been increasing to develop the high-efficiency jet engines. Realization of the high TIT needs a higher-heat-resistant material. Ceramic matrix composite (CMC) is the most promising candidate, though it is weak for erosion. We have focused on an aerodynamic approach to reduce the erosion damage for the safety and long lifetime. In this study, we carry out multi-physics numerical simulations for lean vanes to evaluate the erosion damage and aerodynamic performance change. As a result, lean vanes improve aerodynamic performance, while they enhance the erosion damage of ductile material. The erosion increase is caused by the primary and secondary impingements with low impinging angle. Therefore, lean vanes made by brittle material such as CMC are expected to decrease the erosion damage.

キーワード:数値シミュレーション,タービン,ジェットエンジン,リーン,サンドエロージョン **Key words**: Numerical simulation, Turbine, Jet engine, Lean, Sand erosion

1. 諸言

ガスタービンの高効率化に向けて、タービン入口温度 (TIT)の高温化が進んでいる。これまではNi基超合金 や冷却技術の発展により、高温化を実現してきたが、近 年ではTITが合金の融点に近づき、現状の材料による高 温化の限界が近づいている。そこで、更に高い耐熱性を 有するセラミックス基複合材料(CMC)の利用が期待 されている⁽¹⁾。しかし、CMCはNi基超合金に比べ、耐水 蒸気性、耐エロージョン性に劣る。したがって、部材表 面を保護し、長期利用を可能にする耐環境コーティング (EBC)が必要であり、EBCには耐エロージョン性が要 求される。特に航空機用ジェットエンジンでは環境中の 固体粒子の吸込みが想定され、EBCの損傷や剥離によ る安全性やメンテナンスコストへの影響が懸念されてい る。

宇宙航空研究開発機構(JAXA)は、材料的アプロー

原稿受付 2019年11月25日 査読完了 2021年4月8日 *1 東京理科大学 〒125-8585 葛飾区新宿6-3-1 *2 宇宙航空研究開発機構(JAXA) 〒182-8522 調布市深大寺東町7-44-1 チに加え、空力的アプローチによる対策でEBCの長寿 命化を検討している。しかしながら、この空力的アプ ローチを用いたエロージョン抑制に関する先行研究は少 ない。Wenら⁽²⁾は、軸流ファンに対してスイープとリー ンを適用し翼形状を変化させ、リーンはエロージョン量 の低減効果が高いことを示した。しかし、タービンにつ いては十分な知見が得られておらず、設計指針が得られ ていない。また、翼形状の変化による空力性能への影響 も考慮し、悪影響がないことを確認する必要がある。

本研究は、タービン静翼のエロージョンを三次元数値 解析により評価する。11種類のリーン形状を有する静翼 のエロージョン量と空力性能を比較し、リーンによる タービン静翼の耐エロージョン性向上に関する設計指針 を得ることを目的とする。

2. 数値計算手法と計算対象

2.1 数値計算手法

本研究では、JAXAが開発したCFD汎用化基盤プ ログラムUPACS^{(3),(4)}(Unified Platform for Aerospace Computational Simulation)を用いて、以下の手順で計 算を行った。粒子の混入によって流体が受ける影響は 小さいため、One-Way Couplingを採用し、弱連成法に よって計算を行った。計算の手順は以下の通りである。 (1)流れ場計算:エロージョン前の流れ場の定常解を算出 する。

- (2)粒子軌道計算:流れ場の情報を用いて粒子追跡を行い, 壁面への衝突情報を取得する。
- (3)エロージョン計算:粒子の衝突情報から,エロージョン量を算出する。

流れ場は、三次元圧縮性乱流場を仮定した。支配方程 式には、ファーブル平均した連続の式、ナヴィエ・ス トークス方程式、エネルギ式を使用し、乱流モデルには Spalart-Allmarasモデル⁽⁵⁾を採用した。離散化はセル中 心有限体積法に基づき、対流項にはRoeの近似リーマン 解法⁽⁶⁾と二次精度MUSCL法、粘性項には二次精度中心 差分を使用した。時間進行にはMFGS陰解法⁽⁷⁾を適用し た。

粒子軌道は,粒子をラグランジュ的に追跡して得た。 粒子は球形で,変形・回転はなく,粒子への作用力は流 体からの定常抗力のみとした。粒子濃度が希薄なため, 粒子から流れ場への影響,粒子間衝突は無視した。

エロージョン計算にはNeilson-Gilchristモデル⁽⁸⁾を用いた。このモデルでは、粒子衝突による壁面材料のエロージョン量 $W_{\rm T}$ を変形エロージョン量 $W_{\rm D}$ と切削エロージョン量 $W_{\rm C}$ の和として考える。

$$W_{\perp} = W_{\perp} + W_{\perp} \tag{1}$$

変形エロージョン量と切削エロージョン量は、ヘルツの 接触理論に基づいて、次式のように評価される。

$$W_{\rm p} = \begin{cases} \frac{1}{2} m_{\rm p} \left(V_{\rm p} \sin \alpha - K \right)^2 \\ \frac{\psi}{0} & \left(V_{\rm p} \sin \alpha > K \right) \\ 0 & \left(V \sin \alpha \le K \right) \end{cases}$$
(2)

$$W_{\rm C} = \begin{cases} \frac{\frac{1}{2}m_{\rm p}V_{\rm p}^{2}\cos^{2}\alpha\sin n\alpha}{\varphi} & \left(V_{\rm p}\sin\alpha > K, \alpha \le \alpha_{\rm 0}\right) \\ \frac{\frac{1}{2}m_{\rm p}V_{\rm p}^{2}\cos^{2}\alpha}{\varphi} & \left(V_{\rm p}\sin\alpha > K, \alpha \ge \alpha_{\rm 0}\right) & (3) \\ 0 & \left(V_{\rm p}\sin\alpha \le K\right) \end{cases}$$

$$\alpha_0 = \frac{\pi}{2n} \tag{4}$$

ここで、 $m_{\rm p}$, $V_{\rm p}$, α はそれぞれ粒子の質量、衝突速度、 衝突角度である。Kは変形エロージョンが生じるか否か の閾値であり、衝突速度の壁面垂直方向成分がKよりも 小さい場合、弾性変形のみが生じ、エロージョンは一切 生じない。また、変形エロージョン量は衝突角度90°で、 切削エロージョン量は衝突角度 α₀でピークを持つ形式 となっている。衝突角度が α₀よりも大きい場合,衝突 速度の接線方向成分のエネルギーは全て切削エロージョ ンにより消費され,跳ね返り速度の接線方向成分は 0 に なる。Fig. 1に衝突角度の定義と跳ね返り速度の関係を 示す。ψとφはそれぞれ変形エロージョン,切削エロー ジョンにより壁面から単位質量の材料を除去するために 要するエネルギーである。エロージョン痕の形状を線状 に近似表現するエロージョンライン法⁽⁹⁾を用いて,式(1) から得られるエロージョン量を各セルに配分した。



Fig. 1 Schematics of particle impingement and rebound

2.2 計算対象および計算条件

計算対象は、JAXAで行われた「グリーンエンジン技術の研究開発」¹⁰⁰で設計された高圧タービン翼列である。 この高圧タービンは推力20,000 lbsクラスの小型エンジン用ながら1600℃クラスのタービン入口温度を狙ったもので、小型かつ高温のタービンでも成立する冷却技術の研究開発が行われた¹¹⁰。計算領域と計算格子の概略を Fig. 2, 3に示す。計算格子にはマルチブロック法を適用 し、H-O-H型のトポロジーを採用した。ブロック数は27, 総格子点数は約180万点である。図中の色は各ブロック



Fig. 3 Grid around Original vane

- 54 -

を表す。リーン方法の概略をFig. 4に示す。リーン形状 は、翼断面A, B, Cを周方向に回転させる角度を定義し、 スタックラインをベジェ曲線で補間して与えた。回転 角度0°をOriginal,回転角度が正のものをCompound Lean (CL),負のものをReverse Compound Lean (RCL) と呼称する。本研究の対象としたリーンパラメータを Table 1に、翼の外形をFig. 5に示す。CL1-3はスパン方 向比を変化させた形状、CL45はエンドウォール近傍の 変化を抑えた形状、CL6-8はCL1, 3, 5の角度を抑えた 形状、RCL1-3はCL1, 3, 5の逆角度の形状である。



Fig. 4 Lean method (view from inlet)

Table 1	Details	of lean	parameters
I abit I	Detans	or ican	parameters

	Control section	А	В	С
Original	Span ratio[-]	N/A	N/A	N/A
Original	Rotate angle[deg.]	N/A	N/A	N/A
CLI	Span ratio[-]	0.45	0.50	0.55
CLI	Rotate angle[deg.]	1.0	1.0	1.0
CI 2	Span ratio[-]	0.40	0.50	0.60
CL2	Rotate angle[deg.]	1.0	1.0	1.0
CLS	Span ratio[-]	0.25	0.50	0.75
CL3	Rotate angle[deg.]	1.0	1.0	1.0
CI 4	Span ratio[-]	0.10	0.50	0.90
CL4	Rotate angle[deg.]	0.0	1.0	0.0
CL5	Span ratio[-]	0.05	0.50	0.95
CLJ	Rotate angle[deg.]	0.0	1.0	0.0
CLG	Span ratio[-]	0.45	0.50	0.55
CLO	Rotate angle[deg.]	0.5	0.5	0.5
CL7	Span ratio[-]	0.25	0.50	0.75
CLI	Rotate angle[deg.]	0.5	0.5	0.5
CIR	Span ratio[-]	0.05	0.50	0.95
CLO	Rotate angle[deg.]	0.0	0.5	0.0
DCI 1	Span ratio[-]	0.45	0.50	0.55
KCL1	Rotate angle[deg.]	- 1.0	- 1.0	- 1.0
RCI 2	Span ratio[-]	0.25	0.50	0.75
	Rotate angle[deg.]	- 1.0	- 1.0	- 1.0
RCI 3	Span ratio[-]	0.05	0.50	0.95
ICL3	Rotate angle[deg.]	0.0	- 1.0	0.0



Fig. 5 Profiles of Original and leaned vanes

周期境界条件を周方向に用いて翼1枚のセクター計算 を行った。流入境界はリーマン不変量を用いて全圧・全 温・乱流粘性パラメータを固定し, 流出境界は静圧を固 定した。流入境界では一様な全温、全圧を与え、流入境 界から翼までの計算領域によって境界層厚さが決定され る。流入境界から翼まではコード長の3倍、翼から流 出境界まではコード長の9倍に設定した。固定する値 は、全ケースでOriginal翼の空力設計点のパラメータと 同一である。壁面は滑りなし・断熱壁とした。壁材質は IN718であり、密度は8.19 g/cm³である。IN718は通常、 高圧タービンに適用される材料ではないが、比較的高温 の条件でのエロージョン試験データが公開されている¹²⁰ ため、本研究ではIN718を採用した。粒子はアルミナと し, 密度は3.89 g/cm³, 直径は50 µmで均一とした。エ ロージョンパラメータは試験データ¹²²にフィットするよ うに与え、 $\psi = 5.77 \times 10^6 \text{ m}^2/\text{s}^2$ 、 $\varphi = 2.97 \times 10^6 \text{ m}^2/\text{s}^2$ 、 n = 4.5, $K = 2.72 \times 10^{-2}$ m/sを用いた。衝突角度とエ ロージョン量の関係をFig. 6に示す。粒子投入量はMIL-E-5007D⁽¹³⁾に規定される砂吸込試験に相当する量とした。



Fig. 6 Comparison of experiment and model prediction on impingement angle vs. erosion rate

なお、全粒子の追跡は計算コストが過大となるため、追 跡粒子数は100万個とし、総量の収支から求めた係数を 乗じて局所損失質量を補正した。粒子は流入境界に均一 に配置し、流入速度と流入角度は周囲流体と同値とした。

3. 結果と考察

3.1 エロージョン前の流れ場

Original翼のエロージョン前のミッドスパン断面にお ける流れ場をFig. 7に示す。静圧,全圧は流入全圧で無 次元化している。流入マッハ数と流出マッハ数はそれぞ れ約0.1,0.8である。ノズルスロート部でマッハ数が1.0 に近づく領域が確認できるが、チョークの発生は確認さ れなかった。マッハ数分布で確認できるように,翼間で の加速に対応する膨張が静圧分布に現れている。また, 後流の低速領域に対応して,全圧分布では低全圧領域が 確認できる。なお、上述の通り、マッハ数は1未満のた め、衝撃波に起因する損失は確認されていない。

負圧面の静圧分布をFig. 8, 限界流線をFig. 9, 翼後 縁における軸方向断面の全圧分布をFig. 10に示す。リー ン形状によってスパン方向に圧力勾配が生じ、スパン方



Fig. 7 Flow field at midspan before erosion (Original)



Fig. 8 Static pressure on suction surface before erosion



Fig. 9 Limiting streamlines on suction surface



Fig. 10 Total pressure in axial section at trailing edge $$(\mbox{view from inlet})$$

- 56 -

向の流れが誘起される。CLはミッドスパンに流れが集 中し,主流が加速,二次流れが減速する。このため,二 次流れ損失を抑制するが,主流の摩擦損失を増大させる 傾向がある。RCLは逆の傾向が確認された。リーン角度 が大きいほど,発生する圧力勾配も大きくなり,スパン 方向の流れは強くなる。また,正圧面の静圧分布と限界 流線の図は割愛するが,リーンによる圧力勾配は負圧面 と逆向きとなり,損失に与える影響も逆転する。しかし ながら,負圧面と比べて正圧面の流れは損失に与える影 響が小さく,全体の性能にはほとんど影響しない。

空力性能を評価するために,全圧損失係数を導入する。 全圧損失係数ωは次式で定義される。

$$\omega = \frac{P_{\text{total,in}} - P_{\text{total,out}}}{\rho_{\text{in}} V_{\text{in}}^2 / 2} \tag{4}$$

ここで, *P*total, ρ, *V*はそれぞれ流体の全圧, 密度, 速 度を示しており, 添え字in, outはそれぞれ流入, 流出 を示している。全圧損失係数は小さいほど良い空力性能 を有していることを意味する。本計算の条件では, 静翼 下流のスワールが残留し, 下流のエンドウォール境界層 の発達が過大となることから, 評価断面は計算領域の両 端ではなく, 流入評価面を翼の1コード長上流, 流出評 価面を翼の0.3コード長下流とし, 下流を狭く設定した。

各翼のエロージョン前の全圧損失係数をFig. 11に示 す。CLはOriginal翼よりも良い空力性能を示している。 スパン方向比の異なるCL1-3を比較すると、CL2、CL1、 CL3の順に空力性能が向上した。Table 1に示すリーン パラメータより、CL1はミッドスパンから±5%スパン、 CL2は±10%スパン、CL3は±25%スパンが傾斜してい ない。したがって、ミッドスパンから±10%スパンの範 囲を傾斜させないようにリーンさせると損失低減効果 が高くなると推測される。エンドウォール近傍の変形 を抑制したCL4とCL5では、さらに損失低減効果が大き く、特にCL5は全ての翼の中で最も空力性能が優れてい る。また、CL1-5とCL6-8の比較より、リーン角度が大 きいほど空力性能の向上が確認できる。RCLの効果は相 対的にCLよりも小さいが、CL5と同じくエンドウォー ル近傍の変形を抑制したRCL3で、空力性能が最も向上 した。また、CL3と同じくミッドスパンの傾斜を抑えた



Fig. 11 Total pressure loss coefficient before erosion

RCL2のみOriginal翼よりも空力性能が低下した。

Original翼の速度勾配テンソルの第二不変量(Q値) の等値面をFig. 12に示す。渦は無次元へリシティで色 付けしている。翼の前縁から馬蹄渦が発生しており,翼 間では流路渦が発生している。これは一般的なタービン 内で発生する渦と同じ傾向を示している^[4]。

代表的な翼のQ値の等値面を負圧面側から見た図を Fig. 13, チップ側から見た図をFig. 14に示す。Fig. 10 やFig. 13, 14から確認できるように, CLの場合, 正圧 面の馬蹄渦と負圧面の流路渦は、リーンによるスパン方 向の圧力勾配と逆方向に回転するため、Original翼より 小さくなる。一方、負圧面の馬蹄渦はOriginal翼より大 きくなるが、正圧面から負圧面に向かう圧力勾配により 減衰する。このため、負圧面の馬蹄渦は相対的に影響が 小さく、全体として二次流れ損失が低減される。RCLの 場合はその逆である。このことから、渦の抑制が空力性 能に大きな影響を与えていると考えられる。CL1とCL2 の比較では、制御するスパン方向比の変化が小さいため、 渦構造はさほど変化しない。空力性能が最も優れてい るCL5は、渦が縮小するとともに、ヘリシティの大きい 領域(Fig. 13赤丸部)がミッドスパンに移動する。Fig. 14より、CL1とCL6を比較すると、リーン角度が大きい ほど、渦構造の変化が大きいことが確認できる。



Fig. 12 Q-criterion of Original vane







Fig. 14 Q-criterion (view from tip)

3.2 粒子軌道

50%スパンから流入させたOriginal翼の粒子軌道を Fig. 15に, 25%スパンから流入させたOriginal翼と 代表的なリーン翼の粒子軌道をFig. 16に示す。また, Fig. 17と18にそれぞれ50%, 25%スパンから流入させた 代表的な粒子の速度と衝突角度の履歴を示す。図中のx は軸方向座標, X_cは軸方向コード長である。粒子速度 は流入速度で無次元化した。粒子は主に正圧面に衝突し, 下流で正圧面に再び衝突する (Fig. 15, 16青矢印)。一 方,前縁負圧面側に衝突した粒子は,隣接する翼の正圧 面後縁付近に二次衝突する (Fig. 15, 16赤矢印)。この 挙動を示す粒子は、隣接する翼に二次衝突するまでに加 速され、一次衝突時と同程度の速度を有している。二次 衝突した粒子は、その後、非常に小さい衝突角度で正圧 面に衝突を繰り返しながら移動し、後縁から脱出する。 これらの三次以降の衝突は衝突角度が著しく小さく,一 回の衝突当たりの損傷は一次衝突および二次衝突と比 べると小さい。50%スパンから流入させた粒子は、跳ね



Fig. 15 Particle trajectories at midspan before erosion (Original)



Fig. 16 Particle trajectories at 25% span before erosion



Fig. 17 Histories of particle velocity and impingement angle at midspan



Fig. 18 Histories of particle velocity and impingement angle at 25% span

返りの際にスパン方向にほとんど移動しない。しかし, 25%スパンから流入させた粒子は、リーンによる翼面の 傾斜により、CLの場合、正圧面に衝突した粒子はハブ 側に跳ね返り、負圧面に衝突した粒子はミッドスパン側 に跳ね返る。RCLの場合はその逆である。

スパン方向比が異なるCL1とCL2を比較すると、制御

するスパン方向比がミッドスパンに集中しないCL2では、 25%スパンの傾きが緩やかになり、粒子のスパン方向運動は小さくなる。空力性能の良いCL5は25%スパンにお ける傾斜が大きいため、粒子のスパン方向運動が大きく、 ミッドスパン近傍に再衝突する。リーン角度が異なる CL1とCL6を比較すると、リーン角度が小さいCL6では、 粒子のスパン方向の運動が小さくなるため、衝突位置は Original翼に近づく。

一次衝突の衝突速度分布をFig. 19に示す。衝突速度 は流入速度で無次元化した。衝突速度は、リーンによる 流れ場の変化に影響を受ける。そのため、流れが集中 する箇所、すなわち、CLではミッドスパン付近、RCL ではエンドウォール付近でOriginal翼よりも大きくなる。 逆に、CLではエンドウォール付近、RCLではミッドス パン付近の衝突速度が低下する。



Fig. 19 Impingement velocity on pressure surface of first impingement

3.3 損傷パターン

各翼のエロージョン量をTable 2及びFig. 20に示す。 エロージョン量はOriginal翼のエロージョン量で無次元 化している。すべてのリーン翼はOriginal翼よりもエ ロージョン量が増加していることが確認できる。また、 リーン角度が大きいほどエロージョン量が大きくなって いる。一般に、延性材料は切削エロージョンが生じやす く、脆性材料は変形エロージョンが生じやすいことが知 られている。切削エロージョンは衝突角度が小さいとき に生じやすい現象である。

Fig. 21, 22にOriginal翼とCL, RCLで最も切削エロー ジョン量が増加したCL4, RCL3における衝突角度, 衝



Fig. 20 Comparison of erosion mass

Table 2 Breakdown of erosion mass

	Cutting erosion[-]	Deform erosion[-]	Total erosion[-]
Original	0.722	0.278	1.000
CL1	0.747	0.284	1.032
CL2	0.747	0.284	1.031
CL3	0.748	0.283	1.031
CL4	0.764	0.286	1.050
CL5	0.755	0.284	1.039
CL6	0.730	0.282	1.012
CL7	0.727	0.281	1.008
CL8	0.731	0.281	1.013
RCL1	0.744	0.270	1.015
RCL2	0.745	0.266	1.010
RCL3	0.747	0.277	1.024



Fig. 21 Effect of impingement angle on erosion mass



Fig. 22 Effect of impingement velocity on erosion mass

突速度ごとのエロージョン量を示す。エロージョン量は Original翼のエロージョン量,衝突速度は流入速度で無 次元化した。一次衝突では、リーンの幾何形状により, Fig. 23のようにOriginal翼よりも衝突角度が小さくなる。 その結果,衝突角度50°以下でエロージョン量が増加し, 50°以上でエロージョン量が減少する。また,Fig. 19の 通り、リーンによりスパン方向流れが誘起され、衝突速 度はスパン方向の流量配分に応じた分布が生じる。二次



Fig. 23 Schematic diagram of difference in impingement angle between Original and leaned vanes

衝突では、一次衝突と同様のメカニズムで、衝突角度は 全スパンに渡って小さくなり、衝突速度はスパン方向の 流量配分に応じた分布が生じる。三次衝突以降では、正 圧面を這うように移動するため、リーンによる衝突角度 の差は生じない。衝突速度は一次衝突、二次衝突と同様 である。

したがって、リーン翼では一次衝突および二次衝突の 衝突角度の減少によってエロージョン量が増加する。衝 突速度はスパン毎に増減があるため、全体として相殺さ れる傾向にあり、リーン形状によって影響に相違がある。 本研究では延性材料であるIN718が対象のため、エロー ジョン量の増加は、切削エロージョンの増加に起因する と考えられる。よって、脆性材料であるCMCが対象の 場合はエロージョン量が減少すると推測される。

各翼のエロージョン深さ分布をFig. 24に示す。エロー ジョン深さはOriginal翼の最大エロージョン深さで無次



Fig. 24 Erosion depth on suction surface

元化している。正圧面後縁付近でエロージョンが激しく なっており,負圧面側でのエロージョンはほとんど見ら れない。正圧面後縁付近は一次衝突に加え,隣接翼前縁 に衝突した粒子の二次衝突の影響によって,エロージョ ンが激しくなる。以上の傾向は全ケースで共通である。

CLの場合,二次衝突がミッドスパン側に集中するた め、ミッドスパン側のエロージョンが激しくなり、RCL ではエンドウォール側のエロージョンが激しくなる。 CL1-3を比較すると、ミッドスパン付近の形状変化が穏 やかなほど、二次衝突位置はスパン方向に広がるため、 CL3では後縁付近のエロージョン深さの集中は比較的小 さい。これはRCL1とRCL2の比較でも同様である。逆に、 CL4, CL5, CL8のようなエンドウォール近傍の形状変 化を抑えたケースでは、ミッドスパン付近の傾斜が急峻 になり、粒子の二次衝突位置が著しくミッドスパンに集 中し、エロージョンが激しくなる。特に、スタックライ ンの変曲点近傍では二次衝突が集中するため、顕著なエ ロージョンが発生する。同様にRCL1とRCL3の比較では、 RCL3で二次衝突の集中による局所的なエロージョンが 強められる。また、CL1-5とCL6-8の比較より、リーン 角度が小さくなると、二次衝突位置がOriginal翼に近づ くため、エロージョン深さもOriginal翼に近くなること が分かる。

4. 結言

リーンによるタービン静翼の耐エロージョン性向上に 関する設計指針を得るため、11種類のリーン翼について サンドエロージョン現象の数値シミュレーションを実施 した。得られた知見は以下の通りである。

- ・本研究で対象としたタービン静翼では、Compound Leanで空力性能の向上、Reverse Compound Leanで 空力性能が向上する場合と低下する場合が確認され た。
- ・リーンを制御するスパン方向比によって空力性能に差 が生じ、ミッドスパンから±10%スパンの範囲を傾斜 させないようにリーンさせる場合、エンドウォール 近傍はリーンさせない場合において、損失低減効果 が高い。
- ・本研究のリーン角度では、リーン角度が大きいほど、 空力性能への影響が大きい。
- ・リーン翼ではOriginal翼よりも二次衝突の衝突角度が 低くなるため、切削エロージョンの影響が大きくな る。延性材料であるIN718を材料とした場合、全ての リーン翼はOriginal翼よりもエロージョン量が増加し た。
- ・リーン形状はエロージョン分布に大きく影響し、ス タックラインの変曲点近傍にエロージョンが集中す る。
- ・リーン角度が大きいほどエロージョン量の増加は大きくなる。

本研究では、エロージョンパラメータが既知のIN718 を対象としたが、リーンによるエロージョン低減効果は CMCを想定しているため、今後は材料をCMCとした解 析を行う。また、空力性能についてはリーン形状を有す る複数の静翼についてエロージョン前の状態で比較を 行ったが、エロージョン後については評価ができていな い。リーン形状によってエロージョン分布が大きく異な るため、エロージョン後の空力性能の低下率にも影響を 及ぼすことが予想される。エロージョン後の空力性能に 関する比較については今後の課題としたい。

謝辞

本研究の一部は学術研究助成基金助成金:挑戦的萌 芽研究16K14165,科学研究費補助金:若手研究(A) 16H06067の助成を受けて行われた。ここに記して謝意 を表する。

参考文献

- 科学技術振興機構,セラミックコーティング, https://www.jst.go.jp/sip/k03/sm4i/dl/pamph_c_j.pdf (accessed on 24 January, 2019)
- (2) Wen, S., Wang, J., Li, T., and Xi, G., Reducing Solid Particle Erosion of an Axial Fan with Sweep and Lean using Multidisciplinary Design Optimization, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science, Vol. 228, No. 14 (2014), pp. 2584-2603.
- (3) Yamane, T., Yamamoto, K., Enomoto, S., Yamazaki, H., Takaki, R., and Iwamiya, T., Development of a Common CFD Platform UPACS, Proceedings of the Parallel CFD 2000 Conference, (2000), pp. 257-264.
- (4) 畠谷尊明, 鈴木正也,山本誠,CFD共通基盤プログラムUPACSを用いたサンドエロージョンの数値計算,計算工学講演会論文集,Vol. 19, C-5-4 (2014), pp. 1-5.

- (5) Spalart, P. R. and Allmaras, S. R., A One-Equation Turbulence Model for Aerodynamic Flows, AIAA-1992-439 (1992), pp. 5-21.
- (6) Roe, P. L., Characteristic-Based Schemes for the Euler Equations, Annual Review of Fluid Mechanics, Vol. 18 (1986), pp. 337-365.
- (7) 嶋英志,構造/非構造CFDのための簡単な陰解法,第29
 回流体力学講演会講演集,(1997), pp. 325-328.
- (8) Neilson, J. H. and Gilchrist, A., Erosion by a Stream of Solid Particle, Wear, Vol. 11, No. 2 (1968), pp. 111-122.
- (9) Suzuki, M., Inaba, K., and Yamamoto, M., Numerical Simulation of Sand Erosion in a Square-section 90-degree Bend, Journal of Fluid Science and Technology, Vol. 3, No. 7 (2008), pp. 868-880.
- (10) 宇宙航空研究開発機構、グリーンエンジン技術、 http://www.aero.jaxa.jp/research/ecat/greenengine/ (accessed on 21 January, 2019).
- (11) 田口秀之,田頭剛,石井達哉,山本武,山根敬,中村 俊哉,次世代ジェットエンジンに適用するグリーンエ ンジン技術の研究開発,GTSJセミナー第46回資料集 「ガスタービンおよびエネルギー関連技術の最新動向」, (2018), pp.41-48.
- (12) Swar, R., Hamed, A., Shin, D., Woggon, N., and Miller, R., Deterioration of Thermal Barrier Coated Turbine Blades by Erosion, International Journal of Rotating Machinery, 601837 (2012), pp. 1-10.
- (13) MIL-E-5007D: Engine, Aircraft, Turbojet and Turbofan, General Specification For, US Military Specification (1973).
- (14) Sieverding, C.H., Recent Progress in the Understanding of Basic Aspects of Secondary Flows in Turbine Blade Passages, J. Eng. Gas Turbines Power, 107 (1985), pp. 248-257.

- 61 -

┫技術論文 ┣━

SiC/SiCセラミックス複合材料向け 耐環境・耐熱コーティング材の損傷挙動評価

Damage Analysis of Environmental/Thermal Barrier Coatings for SiC/SiC Ceramics Matrix Composites

根上将大 ^{*1}	久間 康平 ^{*1}	井上 暢*1	高木健 ^{*1}
NEGAMI Masahiro	KYUMA Kohei	INOUE Toru	TAKAGI Takeshi
下村 育生 ^{*1}	東誠 ^{*1}	小田 剛生 ^{*1}	井頭 賢一郎 ^{*1}
SHIMOMURA Ikuo	AZUMA Makoto	ODA Takeo	IGASHIRA Kenichiroh

ABSTRACT

SiC/SiC ceramics matrix composites (CMC) are considered to be promising materials for high temperature component in aero engines. Environmental/thermal barrier coatings (E/TBC) are used to prevent CMC from oxidation or recession. When sillous materials, which called CMAS (Calcium-Magnesium AluminoSilicate), are sucked into aero engines, it deposit on the surface of E/TBC and deteriorate E/TBC.

In this study, effects of CMAS on E/TBC at elevated temperature was investigated. Eight kinds of E/TBC samples including 8 wt.% Y₂O₃-ZrO₂, 20 wt.% Y₂O₃-ZrO₂, Gd₂Zr₂O₇, Yb₂Si₂O₇ Yb₂SiO₅ and Y₂Si₂O₇ were evaluated. For Gd₂Zr₂O₇, Yb₂SiO₅ and Y₂Si₂O₇, protective layer was formed, which prevent further penetration of CMAS. Yb₂SiO₅ exhibited the highest resistance to CMAS attack.

キーワード: ガスタービン, ジェットエンジン, CMC, 耐環境コーティング, CMAS **Key words**: Gas Turbine, Jet Engine, Ceramics Matrix Composites, Environmental Barrier Coatings, CMAS

1. はじめに

航空エンジンに対しては近年一層の環境性能,燃費性 能の向上が求められており,キーパーツであるホットセ クションの高温材料への要求も厳しくなっている。そ の解決策として,従来のNi基耐熱合金に対して軽量か つ耐熱温度を大幅に向上可能な次世代の構造材料とし て,SiC/SiCセラミックス複合材料(Ceramics Matrix Composites; CMC)の開発が進められている⁽¹⁾⁻⁽⁵⁾。

SiC/SiC-CMCは, 高流速の水蒸気環境においては 酸化減肉が発生するため, 燃焼雰囲気の水蒸気から SiC/SiC-CMCを保護するために耐環境コーティング (Environmental Barrier Coatings, EBC) や遮熱コー ティング (Thermal Barrier Coatings, TBC) が適用さ れる。これらコーティング材は実運用環境下で様々な要 因による損傷を受けるが, 近年特に問題となっている のが,吸入した無機不純物による損傷である⁽⁶⁾。無機不

```
原稿受付 2020年8月28日
查読完了 2021年4月8日
```

*1 川崎重工業㈱
 〒673-8666 明石市川崎町1-1
 E-mail: negami_masahiro@khi.co.jp

純物は主としてCaO, MgO, Al₂O₃, SiO₂などの土壌成分 を含み、これらを総称してCMAS (Calcium-Magnesium AlminoSilicate) と呼ばれている。CMASは1200℃前後 の融点であるため、エンジン内で溶融し、高温部材の コーティング表面に付着する。付着したCMASはコー ティングと反応したり、あるいはコーティング内に浸潤 し、種々の損傷を引き起こす。近年では、各種のEBC、 TBC材料のCMASとの反応挙動やそのメカニズムの報 告が多数なされており⁽⁷⁾⁻⁴⁴、一部のEBC、TBC材料では CMASと添加希土類元素の反応で生じたアパタイトが 効果的にCMAS侵入を抑制することなどが報告されて いる^{(11),(14),(15),(17)}。一方で、各種の材料を横断的に評価した 例は少ない。そこで本研究では各種EBC、TBC材料の CMAS損傷挙動について調査した結果を報告する。

2. 実験方法

2.1 コーティング試験片

試験用の基材には30 mm×20 mm×3 mmの多孔質ア ルミナの板を用いた。この基材に対して,各種EBC,TBC 材料を大気プラズマ溶射 (Atmospheric Plasma Spray, APS) 法により施工した。施工膜厚は約0.2 ~ 0.3 mmと した。Table 1に,今回の試験に供したコーティング試 験片の一覧を示す。また,各試験片の溶射後の断面組織 をFig.1に示す。

Table 1 APS	coating	samples	lis
-------------	---------	---------	-----

Symbol	Chemical Composition	Remarks
8YSZ	8 wt.%Y2O3-ZrO2	
20YSZ	20 wt.%Y ₂ O ₃ -ZrO ₂	
20YSZ-P	20 wt.%Y ₂ O ₃ -ZrO ₂	High porosity
GZO	Gd ₂ Zr ₂ O ₇	
GZO-P	$Gd_2Zr_2O_7$	High porosity
YbDS	Yb ₂ Si ₂ O ₇	
YbMS	Yb ₂ SiO ₅	
YDS	Y ₂ Si ₂ O ₇	

2.2 CMAS

本試験では2種類の組成の異なるCMAS粉末を用いた。CMAS-Aは、33CaO-9MgO-13AlO₁₅-45SiO₂ mol%の 組成のCMASであり、この組成は実際のターボシャフト エンジンから採取された試料の組成⁽⁷⁾をもとにしたもの である。CMAS-Aは前述の組成の原料を秤量、混合し たのち、1500℃で溶融し、粉砕して作製した。もう1つ のCMAS材としてはAFRL-03 (Powder Technology Inc. 製)を用いた。AFRL-03は、米国空軍研究所が沿海環境 におけるエンジン吸入物を想定して設計した粉末であり、 その成分はTable 2に示す通りである⁽⁸⁾。

Fig. 2に各CMAS粉末のSEM像(二次電子像)を示す。

2.3 CMAS反応試験

CMAS粉末をアセトンと混合してスラリー状にした 後、コーティング試験片表面に塗布量が約40mg/cm²と なるように均一に塗布した。

CMAS塗布後の試験片は大気雰囲気の電気炉にて, 1350℃で所定の時間の熱処理を行った。昇温,降温速度 は約9℃/minとした。

2.4 反応後の評価

CMAS反応試験後,樹脂埋込後切断,研磨を行い,走 査型電子顕微鏡 (Scanning electron microscope, SEM) による観察,及びEDX (Energy Dispersive X-ray spectroscopy) による組成分析を行った。なおSEM観察 においては反射電子像を撮影した。

3. 実験結果と考察

コーティング試験片をCMAS-Aと1350℃/50 hの熱 処理により反応させた試料の断面組織SEM像をFig.3 に,AFRL-03と1350℃/50 h反応させた試験片の断面組



Fig. 1 Cross-sectional microstructure SEM images of APS coating samples, (a) 8 wt.%Y₂O₃-ZrO₂, (b) 20 wt.%Y₂O₃-ZrO₂, (c) 20 wt.%Y₂O₃-ZrO₂ (high porosity), (d) Gd₂Zr₂O₇, (e) Gd₂Zr₂O₇ (high porosity), (f) Yb₂Si₂O₇, (g) Yb₂SiO₅, (h) Y₂Si₂O₇

Table 2 Composition of AFRL-03 CMAS

Mineral	Chemical Composition	Amount [wt.%]	
Quartz	SiO ₂	34	
Gypsum	$CaSO_4 \cdot 2H_2O$	30	
Aplite	NaAlSi ₃ O ₈	17	
Dolomite	CaMg(CO ₃) ₂	14	
Salt	NaCl	5	

織SEM像をFig. 4に示す。なお、CMAS-Aと反応させた YDS試験片,及びAFRL-03と反応させた20YSZ,GZO, YDS試験片においては皮膜の一部に剥離が生じたが、 Fig. 3, Fig. 4では未剥離部の断面組織を示している。ま た,未剥離の試験片に関しては試験片中心付近の断面組 織を評価した。以下では、材料種毎の反応の様相につい て述べる。

3.1 イットリア安定化ジルコニア

8YSZ, 20YSZ, 20YSZ-Pの試験片においては, 下記の ような変質が確認された。

8YSZでは、CMAS-A/AFRL-03のどちらのCMASと の反応後においても、皮膜全域が緻密化したほか、表層 部に膨れ上がるような気孔が見られた。また、基材に垂



Fig. 2 SEM images of CMAS powders, (a) CMAS-A (33CaO-9MgO-13AlO₁₅-45SiO₂ mol%), (b) AFRL-03



Fig. 3 Cross-sectional microstructure SEM images of APS coating samples reacted with CMAS-A (33CaO-9MgO-13AlO₁₅-45SiO₂) at 1350°C for 50 h, (a) 8 wt.%Y₂O₃-ZrO₂, (b) 20 wt.%Y₂O₃-ZrO₂, (c) 20 wt.%Y₂O₃-ZrO₂ (high porosity), (d) Gd₂Zr₂O₇, (e) Gd₂Zr₂O₇ (high porosity), (f) Yb₂Si₂O₇, (g) Yb₂SiO₅, (h) Y₂Si₂O₇

直な方向のクラックも発生していた。20YSZ, 20YSZ-P では、CMAS-A/AFRL-03のどちらのCMASとの反応 後においても、皮膜全体に粗大な気孔が発生してお り、またその程度は20YSZのほうが著しい。Fig. 5 (a) は20YSZP/CMAS-A試験片の膜厚中央付近の拡大SEM 像(反射電子像)であり、図中に示した点の元素分析の 結果はTable 3に示している。EDXでの元素分析結果よ り、反射電子像で暗く見える領域(①)はCMAS相,明 るく見える領域(②)はZrO₂相であると判断する。こ のような角のないZrO₂粒とその隙間に存在するCMAS 相という組織は皮膜全体にわたって存在しており、アパ タイトなどの他の結晶性反応物が生成している様子は膜 のいずれの箇所でも確認されなかった。また、20YSZ/ CMAS-A、20YSZ-P/AFRL-03、20YSZ-P/AFRL-03でも同 様の組織が観察された。

まず、20YSZ、20YSZ-Pに生じた粗大な気孔の発生原 因について考察する。過去の研究において、イットリア 安定化ジルコニア多孔体に侵入したCMASは比較的径 の大きい気孔には充填しにくいことが実験的に示されて いる¹⁰⁰。したがって、CMAS侵入後も一定量の気孔が未 充填で残る可能性がある。また、Fig. 5 (a) に示す通り CMASはほとんどのZrO₂粒の間に入り込んでおり、試 験温度下では皮膜全体が軟化,あるいは半溶融のような 状態となっていた可能性がある。このような状態の皮膜 内で,残留気孔が表面エネルギーを下げるために合体し ていった結果,このような粗大な気孔が形成されたので はないかと考えている。

次に、 Y_2O_3 安定化剤の添加量の影響について検討 する。8 wt.% Y_2O_3 -Zr O_2 (8YSZ) と20 wt.% Y_2O_3 -Zr O_2 (20YSZ, 20YSZ-P) と比較すると、8YSZでは皮膜表 層付近でのみポーラス化が進展しているが、20YSZ, 20YSZ-Pではともに皮膜全域にわたってポーラス化が生 じている。また、CMAS相が皮膜全体にわたって存在 しており、Zr O_2 がCMAS内に析出したような構造となっ ているなど、変質の程度が激しい。

 ZrO_2 への Y_2O_3 安定化剤の添加量について、Krauseら は48wt.% Y_2O_3 -ZrO₂が高いCMAS耐性を持つことを示し ており、その要因として Ca_2Y_8 (SiO₄)₆O₂アパタイト形成 によるCMAS侵入阻止効果を挙げている⁽¹¹⁾。一方Costa らは8wt.% Y_2O_3 -ZrO₂と12wt.% Y_2O_3 -ZrO₂のCMAS耐性 を評価し、12wt.% Y_2O_3 -ZrO₂のほうがCMAS侵入深さ が大きかったと報告し、その原因として、安定化剤によ る酸素空孔の増加を挙げている⁽¹²⁾。

以上の先行研究の結果を踏まえると、今回の試験で評



 $\begin{array}{l} \mbox{Fig. 4} & \mbox{Cross-sectional microstructure SEM images of APS coating samples reacted with AFRL-03 CMAS at 1350 \mbox{C} for 50 h \\ & (a) \mbox{8} wt.\% Y_2 O_3 \mbox{-} Zr O_2, (b) \mbox{20} wt.\% Y_2 O_3 \mbox{-} Zr O_2 \mbox{ (high porosity), (d) } Gd_2 \mbox{Z}r_2 O_7, (e) \mbox{G}d_2 \mbox{Z}r_2 O_7 \mbox{ (high porosity), (f) } Yb_2 \mbox{Si}_2 \mbox{O}_7, (g) \mbox{Y}b_2 \mbox{Si}_2 \mbox{O}_7, (g) \mbox{Y}b_2 \mbox{Si}_2 \mbox{O}_7, (g) \mbox{Y}b_2 \mbox{Si}_2 \mbox{O}_7 \mbox{(high porosity), (h) } Yb_2 \mbox{Si}_2 \mbox{O}_7, (g) \mbox{Y}b_2 \mbox{Si}_2 \mbox{O}_7, (g) \mbox{Y}b_2 \mbox{Si}_2 \mbox{O}_7 \mbox{(h) } Yb_2 \mbox{Si}_2 \mbox{O}_7, (g) \mbox{Y}b_2 \mbox{Si}_2 \mbox{O}_7 \mbox{(h) } Yb_2 \mbox{Si}_2 \mbox{O}_7, (g) \mbox{Y}b_2 \mbox{Si}_2 \mbox{O}_7 \mbox{(h) } Yb_2 \mbox{Si}_2 \mbox{O}_7, (g) \mbox{Y}b_2 \mbox{Si}_2 \mbox{O}_7 \mbox{(h) } Yb_2 \mbox{Si}_2 \mbox{O}_7, (g) \mbox{Y}b_2 \mbox{Si}_2 \mbox{O}_7 \mbox{(h) } Yb_2 \mbox{Si}_2 \mbox{O}_7, (g) \mbox{Y}b_2 \mbox{Si}_2 \mbox{O}_7 \mbox{(h) } Yb_2 \mbox{Si}_2 \mbox{O}_7, (g) \mbox{V}b_2 \mbox{Si}_2 \mbox{O}_7 \mbox{(h) } Yb_2 \mbox{Si}_2 \mbox{O}_7, (g) \mbox{V}b_2 \mbox{Si}_2 \mbox{O}_7 \mbox{(h) } Yb_2 \mbox{Si}_2 \mbox{O}_7, (g) \mbox{V}b_2 \mbox{Si}_2 \mbox{O}_7 \mbox{O}_7$

192



Fig. 5 Higher magnification cross-sectional microstructure SEM images of APS coating samples reacted with CMAS-A at 1350°C for 50 h, (a) 20YSZ-P sample (Fig. 3 (c) 5-a), (b) YbMS sample (Fig. 3 (g) 5-b), (c) YDS samples (Fig. 3 (h) 5-c)

価した20wt.%程度のY₂O₃の添加はアパタイト形成には 不十分であり、CMAS侵入抑制効果がないと推定され る。さらに安定化材の増加はCMAS拡散を促進し、より 急速なCMAS侵入を生じさせたと考えられる。

3.2 ガドリニウムジルコネート (Gd₂Zr₂O₇)

Fig. 3 (d), Fig. 4 (d) に示す通り, GZO試験片では CMASの侵入による緻密化、変質は初期の表面位置か ら140~180µmで止まっている。また, Fig. 3 (e), Fig. 4 (e) に示す通り, 高気孔率のGZO-P試験片では, 90~ 120µmと、より侵入深さは小さい。一般的なTBC材料 である8wt.%Y2O3-ZrO2では気孔率が低いほうがCMAS 侵入に対する耐性が高いと報告されている¹³が、異な る結果となった。この原因は、アパタイトの形成挙動 との関連が推測される。Gd₂Zr₂O₇はCMASとの反応に よりCa₂Gd₈(SiO₄)₆O₂アパタイトを形成し、この緻密質 のアパタイトによりCMAS侵入に対し高い耐性を持つ とされている¹⁴。気孔率の高いGZO-Pの試験片において は、CMASがより容易に皮膜内に侵入すると考えられる が、これにより急速にアパタイトを形成することにより、 CMAS侵入がかえって抑えられたのではないかと推測 される。

また、Gd₂Zr₂O7に対するCMAS侵入性は、CMAS組 成のCa/Si比の影響を受けるとの報告がある。Dengらは、 本試験のCMAS-Aと同じ組成のCMAS材と、CaOを減 らしたCMAS材のGd₂Zr₂O7に対するCMAS侵入性を比 較し、CaOを減らしたCMAS材のほうが侵入性が高いこ とを示している^{III}。一方、今回の試験においてCMAS-A のCa/Siモル比は0.74に対し、AFRL-03のCa/Siモル比は 0.41であるが、侵入深さは小さくなっている。この差異 の原因であるが、この原因は、両者の融点の差に起因 すると推定される。すなわち、CMAS-Aの融点1240℃^{III} に対し、AFRL-03の融点は1140℃^{III}と低く、試験温度の 1350℃ではAFRL-03のほうがより粘度が低く容易に皮 膜気孔内に侵入することができ積極的にアパタイトを形 成したことにより、CMAS侵入が抑えられた可能性があ る。

Sample	Region	Ca	Mg	AI	Si	Υ	Yb	Zr	Estimated phase
20YSZ-P	1	19	4	33	22	5	-	17	CMAS glass
	2	-	-	28	5	16	-	52	ZrO ₂
YbMS	3	17	20	-	28	-	34	-	CMAS glass
	4	15	-	-	36	-	49	-	Yb-Ca-Si apatite
	(5)	-	-	-	9	-	91	-	Yb ₂ O ₃
	6	-	-	-	28	-	72	-	Yb ₂ SiO ₅
YDS	\bigcirc	6	3	25	50	16	-	-	CMAS glass
	(8)	8	3	11	39	39	-	-	Y-Ca-Si apatite
	9	1	-	10	50	39	2	-	Y ₂ Si ₂ O ₇

Table 3 Elemental composition analyzed by EDX (at.%), Region number corresponding to the number in Fig. 5

*EDX quantitative analysis values are corrected to that sum of all cations concentration should be 100 at.%.

3.3 希土類シリケート (Yb₂Si₂O₇, Yb₂SiO₅, Y₂Si₂O₇) YbDS, YbMS, YDSの 3 種のサンプルのCMAS-Aと の50hr反応試験後の断面について, SEM-EDXによるSi, Caのマッピングを行った結果をFig. 6に示す。YbDSは 皮膜とアルミナ基材の界面にCaが濃化しており, 界面 部までCMASが浸透したと考えられる。一方, Caの侵 入深さから判断するとYDSのCMAS反応層厚さは約90 µmである。さらにYbMSの反応層厚さは約20µmであ り, 今回試験した試験片の中ではYbMSが最もCMASの 侵入深さが小さかった。

Turcerらは、焼結Y₂Si₂O₇、Yb₂Si₂O₇のCMAS侵入挙動 を評価し、Yb₂Si₂O₇はY₂Si₂O₇とは異なり、CMASとの 反応によるアパタイトをほとんど形成せず、CMASが Yb₂Si₂O₇粒界を通して拡散すること、またCMASが侵入 したYb₂Si₂O₇には膨張が生じ、'blister' 亀裂を生じる ことを示している¹⁰⁷。今回の実験では 'blister' は確認 されなかったが、YbDS/CMAS-Aの試験片は試験後に 大きく湾曲しており、(Fig. 7)皮膜の膨張による圧縮応 力の発生によるものと推測できる。

YbMS, YDSの表面付近の拡大像をFig. 5 (b), (c) に, 図中の各点のEDX元素分析結果をTable 3に示 す。元素分析の結果から,いずれの試験片においても Ca₂RE₈(SiO₄)₆O₂(RE = Yb, Y)アパタイトが形成され ていると考えられる。一方でその様相は異なり,YbMS では皮膜表面に沿ってアパタイトが形成し,その上部に CMASが残っているのに対し,YDSではアパタイト粒 子がCMAS中に分散した様な構造となっている。これ は、モノシリケートであるYbMSのほうがCMASとの反 応でアパタイト形成した際に残留するSiが少ないためと 考えられる。形成したアパタイトのこのような形態の違 いが、CMASの侵入深さの違いの要因と考えられる。



Fig. 7 A Photograph of YbDS samples reacted with CMAS A



Fig. 6 EDX mapping results of Silicate coating samples reacted with CMAS-A (33CaO-9MgO-13AlO_{1.5}-45SiO₂) at 1350°C for 50 h.

4. まとめ

今回の実験結果から、CMASの侵入深さという観点 で各種EBC, TBC材料の耐CMAS性を評価した場合,耐 CMAS性が高いものから順に,

- $\textcircled{1} \quad Yb_2SiO_5$
- ② Y₂Si₂O₇, Gd₂Zr₂O₇
- \bigcirc Yb₂Si₂O₇, 8 wt.%Y₂O₃-ZrO₂
- (4) 20 wt.%Y₂O₃-ZrO₂

という序列付けになると考えられる。①,②のグループ の材料ではアパタイト等の結晶性反応物の生成により CMASの侵入が抑えられていることが確認された。一方 で③,④のグループの材料では結晶性反応物がまったく 生成しないか,あるいはCMAS侵入を防ぐことができる だけの十分な量かつ連続的な結晶性反応物層が形成しな いために,皮膜内部までCMASが浸透する挙動が見られ た。

また、CMASの組成が皮膜への侵入挙動に与える影響 については複雑であり、アパタイト形成の有無によって も異なる挙動を示すと考えられる。本報ではその現象の 一部を考察するにとどめた。実際のCMASの組成につい てはある程度の変動が予想され、この影響については個 別の皮膜材料に対してより詳細に検討する必要があると 考えられる。

なお、今回は侵入性という観点からのみ耐CMAS性 を評価したが、CMAS侵入がEBC、TBCに与える損傷の 程度はCMASの侵入深さだけに依存するとは考え難く、 CMAS侵入が熱サイクルによる剥離特性にどのような 影響を与えるかを評価することが、今後の課題である。

5. 謝辞

本研究の一部は,国立研究開発法人新エネルギー・産 業技術総合開発機構(NEDO)の委託業務の結果得られ たものであり,ここに記すとともに,謝意を表する。

参考文献

- (1)若井史博,水野賢一,吉田克己,北岡諭,エンジニアリング セラミックスの研究開発動向と将来展望,セラミックス, Vol. 51 (2016) pp. 826-829.
- (2) 井頭賢一郎, 松原剛, 今村亮, セラミック複合材料による 高温部部品の研究(2) 燃焼器ライナの試作研究, 日本ガ スタービン学会誌, Vol. 30 (2002) pp. 156-159.
- (3) 佐藤光彦,中山裕敏,関川貴洋,井頭賢一郎,中村武志, SiC/SiC複合材料の高効率ジェネレーターの展開に向け て,材料, Vol. 57, (2008) pp. 959-964.
- (4) 井頭賢一郎,西尾光司,日野春樹,岡崎章三,繊維/マト リックス界面にCVD-SiC層を有するSi-Ti-C-O繊維/SiC 複合材料の製作と強度特性,日本金属学会誌, Vol. 62, (1998), pp. 766-773.
- (5) 井頭賢一郎,西尾光司,日野春樹,岡崎章三,Si-Ti-C-O Fiber/SiC複合材料の高温強度の耐久性とその劣化機構, 日本金属学会誌, Vol. 60, (1996), pp. 1229-1235.

- (6) Levi, C. G., Hutchinson, J. W., Vidal-Sétif, M., Jonson, C. A., Environmental degrad ation of thermal barrier coatings by molten deposits, MRS Bulletin, Vol. 37 (2012), pp. 932-941.
- (7) Borom, P. M., Jonson, C. A., Peluso, L. A., Role of environment deposits and operating surface temperature in spallation of air plasma sprayed thermal barrier coating, Surface and Coatings Technology, Vol. 86-87 (1996), pp. 116-126.
- (8) Leonov, B. S., Wu, Y., Limbach, C. M., Characterization of Mineral Aerosol Dusts by Laser-Induced Breakdown Spectroscopy, AIAA Aviation Meeting, (2019), pp. 2019-3247.
- (9) Shan, X., Zou, Z., Gu, L., Yang, L., Guo, F., Zhao, X., Xiao, P., Buckling failure in air-plasma splayed thermal barrier coatings induced by molten silicate attack, Scripta Materialia, Vol. 113 (2016), pp. 71-74.
- (10) Shan, X., Luo, L., Chen, W., Zou, Z., Gu, F., He, L., Zhang, A., Zhao, X., Xiao, P., Pore filling behavior of YSZ under CMAS attack: Implications for designing corrosion - resistant thermal barrier coatings, J. Am. Ceram. Soc., Vol. 101 (2018), pp. 5756-5770.
- (11) Krause, A. K., Garces, H. F. Herrmann, C. E., Padture, N. P., Resistance of 2ZrO₂·Y₂O₃ top coat in thermal/ environmental barrier coatings to calcia-magneciaaluminosilicate attack at 1500 °C , J. Am. Ceram. Soc., Vol. 100 (2017), pp. 3175-3187.
- (12) Costa, G. C. C., Zhu, D., Kulis, M. J., Acosta, W. A., Ghoshal, A., Reactivity between rare-earth oxides based thermal barrier coatings and a silicate melt, J. Am. Ceram. Soc., Vol. 101 (2018), pp. 3674-3693.
- (13) 林勇貴, Lokachari, S., 山岸郷志, 岡崎正和, 深沼博隆, 大 気プラズマ溶射遮熱コーティングのCMAS損傷発達挙動 に及ぼすトップコート溶射条件の影響, 材料, Vol. 66, No. 2, (2017), pp. 80-85.
- (14) Kramer, S., Yang, J., Levi, C. G., Infiltration-Inhibiting Reaction of Gadlinium Zirconate Thermal Barrier Coatings with CMAS Melts, J. Am. Ceram. Soc., Vol. 91 (2008), pp. 576-583.
- (15) Deng, W., Fergus, J. W., Effect of CMAS Composition on Hot Corrosion Behavior of Gadlinium Zirconate Thermal Barrier Coating Materials, J. Electrochem. Soc., Vol. 164 (2017), pp. C526-531.
- (16) Ghoshal, A., Walock, M. J., Murugan, M., Mock, C., Bravo, L., Pepi, M., Governing Parameters Influencing CMAS Adhesion and Infiltration into Environmental / Thermal Barrier Coatings in Gas Turbine Engines, Proceedings of ASME Turbo Expo 2019, GT2019-92000.
- (17) Turcer, L. R., Krause, A. R., Garces, H. F., Zhang, L., Padture, N. P., Environmental barrier coating ceramics for resistance against attack by molten calciamagnesia-aluminosilicate (CMAS) glass: Part II, β -Yb₂Si₂O₇ and β-Sc₂Si₂O₇, J. Euro. Ceram. Soc., Vol. 38 (2018), pp. 3914-3924.

┫技術論文 ┣━

静止フィンを用いた回転ラビリンスシールの フラッタ抑制に関する検討

A Study of Flutter Suppression of Rotating Labyrinth Seal Utilizing Stator Fin

三浦 聡允 ^{*1}	阪井 直人 ^{*1}	今井 卓也 ^{*2}	酒井 祐輔*2
MIURA Toshimasa	SAKAI Naoto	IMAI Takuya	SAKAI Yusuke

ABSTRACT

In aero engines, a rotating labyrinth seal is commonly used to reduce the flow leakage. It is susceptible to flutter vibration since its lower stiffness. The aim of this study is to investigate the way to suppress it effectively while improving the flow leakage performance. To realize this, stator fin is introduced at upstream and downstream location of the rotor seal fins and its effects of the flutter suppression are evaluated utilizing one-way fluid-structure interaction (FSI) simulation. The simulation results show that upstream stator fin significantly improves the aeroelastic stability and the detailed mechanism to enhance the stability is revealed. Through this study, a new method to suppress the flutter with high leakage performance is established.

キーワード: ラビリンスシール,空力弾性,フラッタ,漏れ流れ,流体構造連成解析,受動制御 **Key words**: Labyrinth Seal, Flutter, Flow Leakage, Fluid Structure Interaction Simulation, Passive Control

1. はじめに

ターボ機械では回転部品と静止部品の間において,高 圧領域から低圧領域にかけて漏れ流れが発生して機器の 性能低下の一因となる。一般的には,この漏洩を抑制し て高性能を確保するためにラビリンスシールが使用され る。航空エンジンにおいては,燃費向上を目指してシー ル部品の軽量化が追及されるため,シール部品において もフラッタによる振動問題が生じやすい⁽¹⁾⁻⁽³⁾。

ラビリンスシール部品で発生するフラッタは、Alford⁽¹⁾ によって1960年代に初めて確認され、シールの支持位 置によりフラッタの発生有無が決まることが報告された。 より詳細なフラッタ発生条件は、Abbot⁽⁴⁾によって詳細 に研究されており、シール固有振動数fmとキャビティ 内部音響周波数facの比と支持位置の関係が大きく発生 有無に影響を及ぼすことが示された。具体的には、シー ル固有振動数が音響周波数よりも高い場合は、高圧空気 側で支持されたシールがフラッタを起こしやすい。逆に 音響周波数の方が高い場合は、低圧側から支持されると 不安定となりやすい。また、シールフィン先端部のクリ アランス絶対値や各フィンにおけるクリアランス分布も 安定性に大きな影響を及ぼす事が確認されている^{(3),(5),(6)}。

原稿受付 2020年8月24日 查読完了 2021年4月8日

*2 川崎重工業(株) 航空宇宙システムカンパニー 〒673-8666 明石市川崎町1番1号 一般的にはシールクリアランスが小さくなるほどフラッ タが発生しやすい。フラッタ発生条件だけでなく,発生 の物理的メカニズムについても研究が行われてきてお り,実験的&理論的アプローチによる研究が多いが,近 年ではコンピュータの計算能力の進歩に伴い,流体解 析 (CFD)と構造解析を連成させた数値解析によるア プローチが増えてきている⁽⁶⁾⁻¹⁰⁾。

過去の研究によって、シールフラッタの発生条件や物 理メカニズムについては多くの知見が得られている一方 で、制御方法に関する研究は例が少ない。制御法の研究 では主に回転シールを対象に形状の変更を行うことやダ ンパーを設置するなどの検討に限られている^{(6),(9)}。本検 討では、回転シール部の前後領域静止壁にフィンを設け ることによって、シールフラッタの抑制を試みた。検討 対象のシールは、既に川崎重工業におけるシールフラッ タ試験装置⁽⁶⁾にてフラッタ発生が確認されているシール を用いた。安定性評価には、流体解析と構造解析を連成 させた連成解析手法を用い、フラッタ抑制効果と共に漏 洩量についても評価を行った。

記号

- A:シール表面積
- B:振動振幅
- G:質量流量
- m:シール質量(Fig.1(a)に示す子午面部全体の質量)
- T:振動1サイクル時間

^{*1} 川崎重工業(株) 技術研究所

f:振動周波数 N:シール回転数 ND:節直径数 (Nodal Diameter) P: 圧力 v:流速 t : 時間 a:音速 π:シール圧力比 (出口圧力/入口圧力) E:運動エネルギー δ : 対数減衰率 u:滑り速度 添え字 in:シール入口 out:シール出口 max:最大值 F : Forward mode B : Backward mode

2. 解析検討方法

2.1 検討を行うラビリンスシール

本稿で検討に用いたシール形状をTable 1, Fig. 1にま とめる。Fig. 1 (b)は,不安定となる振動モードの変位パ ターンを示している。シールはストレートタイプでフィ ン数4の形状となっている。当シールは,テストリグ における評価試験にて2節直径 (Nodal Diameter,以 下ND)モードの進行波,後退波モードにてフラッタが 発生することが確認されている⁽⁶⁾。本稿でフラッタ抑制 を試みるために設けられた静止壁側のフィン形状をFig. 2に示す。回転シールの上流側 (Case A)及び下流側 (Case B) に静止壁側からフィンを設けることによって, 2NDモードのフラッタ及び漏れ流れの抑制を試みた。

	Table 1	Specification	of tested	Labyrinth	seal
--	---------	---------------	-----------	-----------	------

Number of fin	4	
Fin clearance	200 µ m	
Support location	Low pressure side	







Fig. 2 Geometry of stator Fin

2.2 フラッタの解析評価手法

フラッタ解析評価に用いた解析評価フローをFig. 3に 示す。解析時間と精度の関係から,流体解析と構造解 析を組み合わせた1-way FSI解析によって評価を行った。 解析検討には、ANSYS社のANSYS CFX及びANSYS Mechanical V.2019R3を使用した。解析では、まず初期 段階としてプリストレスモーダル解析によって、対象と なるモード変形パターンと初期変位、振動周波数などの 情報を抽出する。抽出された変形パターンは前進波、後 退波モードに変換して流体ソルバヘインポートを行う。 流体ソルバではインポートされた情報を元に、メッシュ モーフィングを使用した非定常解析を行い、シールに作 用する1振動サイクル当たりの空力仕事Wcycを式(1)か ら算出する。微小振動理論⁽¹¹⁾の線形仮定より、空力仕事 Wcycと振動のエネルギ(Emax)の比から空力減衰を評 価する手順となっている。

$$W_{cyc} = \int_{t_0}^{t_0+T} \int_{A_{su}} \rho vn \, dAdt \tag{1}$$

$$\delta = \frac{-W_{\text{cyc}}}{2E_{\text{max}}}$$
(2)



Fig. 3 Simulation of stability evaluation [one-way FSI]

モーダル解析及び流体解析の解析領域及び条件を Table 2, Fig. 4~5に示す。試験でフラッタが確認され たシール前後の圧力比2.8,シール回転数1,800rpm条件 で安定性評価を実施した。流体解析では,解析負荷を低 減させるために変形モードの周期対称性を利用して1/2 モデルを採用している。フィン先端部の最小格子幅は 12.5µmとしており,スパン方向に9nodeを設けている。 乱流モデルはSSTモデルを使用しており,壁関数は対数 則ベースモデルを利用した。当手法で,定量的に高い精 度でシールの静特性と動特性の評価が可能であることが, 過去の研究で確認されている⁽⁶⁾。

Table 2	Boundary	condition	of	CFD
---------	----------	-----------	----	-----

Location	Item	Value
	Total pressure	0.28[MPaA]
Inlet boundary	Total temperature	297.15[K]
	Flow direction	Normal to boundary
Outlet boundary	Static pressure	0.10[MPaA]
Wall	Labyrinth seal	Rotation speed 1,800rpm Non-slip, Adiabatic
	Other walls	Non-slip, Adiabatic



(a) Overall View (1/2 model for 2 ND mode)



(b) Cross sectional view

Fig. 4 Computational domain of flow simulation



Fig. 5 Simulation settings[Modal analysis]

3. 解析評価の結果と考察

3.1 安定性の評価結果

FSI解析によって評価された空力減衰の比較をTable 3 に示す。実験の静止時打撃試験で計測された2 NDモー ドの構造減衰は δ =0.0082程度であったため、Original形 状ではTotal減衰値が負となりフラッタの発生を計算で 予測できている結果となった。振動周波数についても試 験で計測された2 NDモードのフラッタ発生時振動周波 数は335Hzとなり、計算で予測された342Hzと比較的良 く一致する結果を得た。シール上流側にフィンを設けた ケースでは、空力減衰の値が正の値になっており2 ND モードのフラッタを効果的に抑制することができている。 一方で、下流側にフィンを設けたケースでは負減衰の程 度がより強くなっており、より不安定化する結果となっ た。安定性が変化した要因を確認するために、シール各 部位における無次元化された空力仕事W_{norm}(式(3))の 分布をFig. 6にまとめる。空力仕事の無次元化には、最 大変位量B_{max},シール質量mを用いている。静止側壁か らのフィンを設けたことによって、新たにキャビティが 形成される上下流の壁(U-wall, D-wall)において, 空 力仕事が大幅に増減している様子を確認することができ る。当部位の空力仕事変化によって系全体の安定性変化 が生じていることを確認できた。

$$W_{norm} = \frac{W_{cyc}}{m \left(2\pi f B_{max}\right)^2} \tag{3}$$

過去に報告された制御手法⁽⁶⁾では、特定のNDモード を制御によって安定化させると、他のNDモードが不安 定となるケースが報告されている。今回導入した上流側 のフィンによって、2 NDモード以外が不安定化してい ないかを同様の解析手法を用いて確認した。1~4 ND モードの進行波、後退波それぞれのモードの空力減衰評 価結果をFig. 7に示す。Case Aでは2 ND以外の全ての モードでも空力減衰が正の値を示しており、安定性が悪 化していない結果が得られた。特に3 ND以上の節直径 モードについては、静止フィン設置前と減衰の値が大き く変わらないことが確認された。5 ND以上のモードに ついては4 NDと同様の変形パターンと周波数比fm/facを 示す為、同様の傾向を示すと考えられる。以上から、当 制御法によって全NDモードのフラッタを効果的に抑制 できることが確認された。

計算された空力減衰の値とシール固有振動数と音響周 波数比fm/facの関係をFig. 8に示す。シールキャビティ内 部の音響周波数については、以下の式(4)を用いて算出を 行っている。ここでの滑り速度uについては、CFDの計 算結果を用いて算出を行った。静止フィンが存在しない Original形状では、周波数比が1より小さいモードは不 安定となっている。一方で周波数比が1より大きいモー ドは全て安定となっており、本シールは低圧側で支持さ れているため、Abbotの安定性判断基準に従う結果を示 した。一方で、静止フィンを設けたケースでは、周波数 比と安定性に関しての明確な傾向が見られない結果と なった。特に音響周波数とシール固有振動数が近いモー ドでは、空力減衰の特性が大きく変化している。同様の 傾向は過去に実施された研究でも報告されている⁽⁶⁾。以 上の検討結果から、静止フィンがシール周りに存在する ケースでは、Abbotの安定性判断法を適用することが難 しいことが分かった。これは、Abbotの検討では安定性 計算時に回転するフィン間のキャビティにおける空力仕 事のみが考慮されており、今回のような静止フィンと回 転フィン間のキャビティの仕事が加味されないためであ る。下流側にフィンを設けたケースは、安定性を大きく 損なう結果を示したため、フラッタ抑制の観点からは静 止フィン設置位置は設計時に十分に配慮する必要がある ことが判明した。

$$f_{ac} = \frac{ND(a\pm u)}{2\pi R} \tag{4}$$



[a] Surface to evaluate aerodynamic work



Fig. 6 Distribution of Wnorm









\$\$ fm / fac \$\$ Fig. 8 Relationship between δ and f_m /fac \$\$

Table 3 Simulated aerodynamic damping (Log-dec)

Mode	Original	Case A	Case B
2 ND forward	-0.0145	0.0484	-0.0419
2 ND backward	-0.0107	0.0264	-0.0185

3.2 安定性向上のメカニズム分析

静止フィンの設置によって安定性が変化したメカニズ ムをより詳細に分析するため、各フィン前後の圧力変 動レベル、及びシール変位とシール内部圧力の位相差 をFig. 9にまとめる。フィンを設けたケースでは、回転 フィンと静止フィンの間に新たなキャビティが形成され るため(図中のUp, Downの部分)、シール変形に伴っ て比較的高レベルの圧力変動が生じている。上流側に静 止フィンを設けた場合は、回転シールの初段フィン上流 部に働く軸方向の力が変位に対して約90°遅れた位相と なるため、この部位にて正の減衰力を発生させることが
分かった。一方で下流側にフィンを設置した場合は,回 転シールの最下流フィンに作用する軸方向の力の向きが 前者とは逆になるため,力と変位の位相差が-90°とな り負の減衰力を発生させる。このため,Case AとBでは 真逆の特性を示すことが分かった。シール周りのマッハ 数分布をFig. 10に示す。何れのケースも最下流のフィ ン Tip部でマッハ数が最大となっており,最大マッハ数 は1を下回っている。Cavity内部マッハ数の分布が大き い場合は,複雑な仕事分布を示すことが報告されてい る⁽⁸⁾が,本検討ではキャビティ内部で比較的一様なマッ ハ数分布となっており,周方向圧力場の伝播にキャビ ティ内部で大きな分布が生じない条件となっている。







Fig. 9 Pressure fluctuation level and phase difference



[a] Original



[c] Case B

Fig. 10 Mach number distribution around the cavity

3.3 シールの漏洩性能

本制御によるシール性能変化を確認するために,漏洩 量の計算結果をFig. 11に示す。隙間部の最小クリアラ ンスは全ケース同一の200 µmであるが,最小隙間部環 状面積がFig. 12にようにCase AやBでは5%程度小さく なっている。更に過去の研究で報告されているように¹²⁰, フィン数増加と食い違いstep形状効果の導入によって, 総漏洩量は12%程度低減することが確認できた。本制御 手法によって,漏洩量を効果的に低減させつつ同時にフ ラッタも効果的に抑制できることが確認できた。



Fig. 11 Leakage performance



Fig. 12 Area of fin tip

4. 結論

本研究では、回転ラビリンスシールを対象にフラッタ 及び漏洩量を同時に抑制する手法の検討を行った。その 結果、以下の知見を得た。

- (1)回転シールのフィン前後に静止壁側からフィンを設けることによって、空力弾性の安定性が大きく変化することを確認することができた。
- (2) Originalシールにおいて不安定となっていた2 ND モードについては、シール上流側に設けた静止フィ ンにて安定性を大幅に向上できることが分かった。 下流側に設けたフィンについては、逆に不安定を助 長させる結果となった。空力仕事の分布を分析する ことによって、安定性を向上させることができるメ カニズムを確認することができた。
- (3) 静止フィンによる制御によって、もともと安定であった振動モードが不安定とならないことが確認できた。 本制御手法は漏洩量とフラッタを同時に抑制することができるため、機器の高性能化のために有効な手法であると考えられる。

今後の課題として,フラッタ安定性を保ちつつ更に軽 量化や漏洩性能を向上できるシール形状や静止壁形状を, 自動最適化システムを導入するなどによって模索してい きたい。

参考文献

- Alford, J., "Protection of Labyrinth Seals From Flexural Vibration". Journal of Engineering for Power, 86, pp. 141-147. Paper No. 63-AHGT-9 (1964).
- (2) Ehrich, F., "Aeroelastic Instability in Labyrinth Seals". ASME J. Eng. Gas Turbines Power, 90 (4), PP. 369-374 (1968).
- (3) Lewis, D., Platt, C., and Smith, E., "Aeroelastic Instability in F100 Labyrinth Air Seals". Journal of Aircraft, 16 (7), pp. 484-490. AIAA Paper 78-1087 (1979).
- (4) Abbot, D. R., "Advances in Labyrinth Seal Aeroelastic Instability Prediction and Prevention". ASME J. Eng. Gas Turbines Power, 103 (2), pp. 308-312.
- (5) Vega, A., Corral, R., "Conceptual Flutter Analysis of Labyrinth Seals Using Analytical Models. Part2: Physical Interpretation". Journal of Turbomachinary, Vol. 140, P. 121007.
- (6) Toshimasa, M., Naoto, S., "Numerical and Experimental Studies of Labyrinth Seal Aeroelastic Instability". Journal of Engineering for Gas Turbines and Power Vol. 141 (11), P. 111005. (2019).
- (7) Sayma, A. I., Breard, C., Vahdati, M., and Imregun, M., "Aeroelasticity analysis of air-riding seals for aeroengine applications". Journal of Tribology, 124 (3), PP. 607-616. (2002).
- (8) Phibel, R., Mare, L. D., Green, J. S., and Imregun, M., "Numerical Investigation of Labyrinth Seal Aeroelastic Stability". ASME Turbo Expo 2009 Power for Land, Sea and Air, Orland, GT2009-60017.
- Mare, L. D., Imregun, M., Green, J. S., and Sayma A. I., "A Numerical Study of Labyrinth Seal Flutter". Journal of Tribology, 132, pp. 022201-7. (2010).
- (10) Zhanng, Q., "Parametric Study on the Aeroelastic Stability of Rotor Seals" Master's thesis, Royal Institute of Technology 2012.
- (11) Carta, F. O., "Aeroelastic Coupling An Elementary Approach" AGARD Manual on Aeroelasticity in Axial Flow Turbomachines, Volume 2, Structural Dynamics and Aeroelasticity, Chapter 18, AGARD0AG-298 (1988).
- (12) 小茂鳥和生,, "非接触シール論: ラビリンスシールの研究 と応用"コロナ社. 1973. ISBN-10: 4339042443

超耐環境性高強度酸化物系セラミック複合材料用強化繊維の開発

Development of Continuous Zirconia Fiber as a Reinforcement for Super Environment Resistant and High Strength Oxide/Oxide Composites

長谷川良雄^{*1} HASEGAWA Yoshio 秦青*1 QIN Qing 鉄井 利光^{*1} TETSUI Toshimitsu

ABSTRACT

Development of the ceramics matrix composites (CMC) which can be used at higher temperature than SiC/SiC composites is being advanced. It is expected that oxide/oxide composites bring performance improvements of a jet engine. In this research, continuous zirconia fibers restrained crystal growth as reinforcements indispensable to CMC was synthesized by dry-spinning method using molecular designed zirconia precursor polymers. Then, C-coating on fibers surface by bubble-flow method with hexane vapor was formed and the fiber bundle was fabricated into zirconia fibers uni-directional reinforced composite with zirconia matrix. Finally, the gap-interphase formed at fiber/ matrix interface by burnout of C-coating caused pull-out of fibers when CMC fractured. So, basic processes for mass production of continuous zirconia fibers and carbon coating appropriate for the fiber/matrix interface have been developed.

キーワード: 乾式紡糸, ジルコニア連続繊維, 界面層, 酸化物系複合材料, ジェットエンジン **Key words**: Dry-Spinning, Continuous Zirconia Fiber, Fiber/Matrix Interface, Oxide/Oxide Composites, Jet Engine

1. はじめに

金属材料が使用困難な高温部位用の耐熱材料として セラミックス基複合材料(CMC)が注目を集めており, 近年ジェットエンジンにSiC/SiC複合材料が使用されは じめた^{(1),(2)}。しかしながら,この材料は,高温強度は良 好であるものの,耐環境性に限界がある(酸化する)た め,最高使用温度は1400℃程度にとどまっている。従っ て,更なるジェットエンジンの性能向上をもたらすため にはより高温で使用できるセラミック複合材料が必要で ある。

1400℃を超える超高温域においては、本質的に耐環境 性が良好な酸化物系材料の適用を考慮する必要がある。 しかしながら、アルミナ系^{(3),(4)}などの従来の酸化物系複 合材料はSiC/SiCに較べると高温強度や耐熱衝撃性が大 幅に低いため、超高温部位への使用は考慮されていな かった。

この状況を鑑み、本研究の提案者らは先の研究において、新材料であるBaZrO3の超高温強度は従来の酸化物と較べると著しく高いことを見出した⁽⁵⁾⁻⁽⁷⁾。また、このBaZrO3を複合材料のマトリックスとした場合、超高

原稿受付 2020年10月30日 查読完了 2021年4月8日

 *1 国立研究開発法人物質・材料研究機構 構造材料研究拠点 〒305-0047 つくば市千現1丁目2-1
 E-mail: hasegawa.yoshio@nims.go.jp 温においてもマトリックスと融合しにくい維維用材料と してジルコニアが有望なことを見出すとともに,実験室 レベルで少量ではあるがジルコニア連続繊維の基本的な 製造技術を開発した⁽⁵⁾。さらに,BaZrO₃マトリックスと ジルコニア繊維を複合化するとともに,試験的にジルコ ニア短繊維に界面層を導入して試作した新酸化物系セラ ミック複合材料⁽⁵⁾は,1700℃での大気酸化試験で酸化増 量が0であるなど,耐環境性はSiC/SiC複合材料より著 しく優れるとともに,室温において一定の塑性変形的な 挙動を示すことを確認した。

本研究はこれまでの研究成果をベースとして,実用的 セラミック複合材料の大幅な耐熱性向上を酸化物系複合 材料で目指すものであり,具体的には,その第一歩とし て,強化繊維として期待されているにもかかわらず,い まだ工業的に生産されていないジルコニア連続繊維の開 発を目指す。ジルコニア連続繊維が工業的に生産されて いない理由は,繊維前駆体ポリマーの紡糸性の低さによ る連続繊維の製造が困難なことや,ジルコニア繊維は高 温で結晶成長が進展し,少なくとも1300℃程度以上では 強度の著しい低下が起こることなどであると考えられる。

本研究では、これらの課題を克服して、ジルコニア連 続繊維および量産化のための基本プロセスの開発、さら に、複合化に必須の、ジルコニア連続繊維に最適なコー ティング技術を開発した結果について報告する。特に、 高温強度に優れたジルコニア系連続繊維の開発のために、 前駆体の分子設計を行い,高温での結晶成長を抑制する 添加物の効果を検証した。さらにアルミナ系複合材料 で実証されている炭素コーティングによるC界面層から, 最終的にこれを焼失させて生成させるギャップを利用す る界面層の効果を,ミニコンポジットを作製し検証した。

2. 実験方法

2.1 ジルコニア連続繊維の前駆体の合成

ジルコニア繊維は、前駆体の乾式紡糸法により製造す ることができる⁽⁸⁾⁻⁽⁰⁾が、1400℃以上でも結晶成長が抑制 され、引張強度2GPa以上の高強度を維持する連続繊維 は実現していない。

本研究では,ジルコニア連続繊維を実現するため,高 温でも結晶成長を抑制する成分の探索と紡糸可能な無機 高分子が得られる分子設計を以下の方法で行った。

まず,ジルコニアの出発原料は,ジルコニウムテトラ -n-ブトキシド,Zr(OC₄H₉)₄,を用い,Zr-O結合から形 成されるポリジルコノキサンとした。ジルコニウムテト ラ-n-ブトキシドには,鎖状高分子構造ユニットを発達 させるため,n-ブトキシ基の1部を3-オキシブタン酸エ チルでキレート化し,部分的に耐加水分解性を付与して 用いた。こうすることにより,後の加水分解縮合で紡糸 性を低下させる過度な分岐によるポリマーの三次元化を 抑制した。

ポリジルコノキサン中には、焼成後、部分安定化ある いは安定化ジルコニアを生成させるため、Y₂O₃を生成 するイットリウムトリ-n-ブトキシド、Y(OC₄H₉)₃、を原 料としたY-O結合からなる構造ユニットを組み込んだ。

また、従来、繊維内の強度低下の原因となる過度な結 晶成長を抑制する成分として、アルミナ系繊維でのSiO₂ やB₂O₃など酸化物の添加効果⁽¹⁾,ジルコニア系繊維での 結晶粒の焼結助剤としてのSiO₂やB₂O₃の添加の効果⁽¹²⁾が 示されている。本研究では、1400℃以上での焼成での 結晶成長を抑制成分としてSiO₂、Al₂O₃、B₂O₃をジルコ ニア中に分散させる目的で、ALCH(アルミニウムエチ ルアセトアセテートジイソプロピレート)、Cl₂H₂₃AlO₅、 テトラエトキシシラン、Si(OC₂H₅)₄、トリエトキシボ レート、B(OC₂H₅)₃、からのAl-O、Si-O、B-O結合から なる構造ユニットを所定の割合で組み込んだ。

前駆体の合成は、これら金属アルコキシドの混合物に イソプロピルアルコールで希釈した水を滴下混合し、加 水分解縮合させる方法で、所定時間、室温で攪拌しなが ら放置し、最終的に、ロータリーエバポレーターを用い て、減圧下で95℃まで加熱し、反応生成物であるアル コールを除去して、固体の前駆体無機高分子を得た。

各構造ユニットをポリジルコノキサン構造中に均一に 分布させる場合は、全原料アルコキシドの混合物を加水 分解し、ブロックコポリマー化したい場合は、それぞれ の成分を加水分解縮合した後混合し、さらに加水分解縮 合を行った。 前駆体ポリマーは、添加元素(M)の種類と合成Lot No.を用いて、Zr-M1・M2・M3-Lot No.と表記する。 また、必要に応じて各元素のZrに対する原子数比を() 内に記載して、Zr-M1(M1/Zr)・M2(M2/Zr)・M3(M3/ Zr)-Lot No.と表記した。

繊維の前駆体としてのキャラクタリゼーションは、大 気中,1000℃以上で焼成して得られたセラミックス(酸 化物)の収率(以後セラミック収率とする),結晶構造 と結晶子サイズの測定,以下で述べる,モノホールノズ ルでの紡糸性評価,そして,得られたジルコニア系連続 繊維のモノフィラメント引張試験で行った。

2.2 前駆体の紡糸、ジルコニア系繊維への転換

得られた前駆体から、2GPa以上の引張強度を有す るジルコニア系連続繊維を実現するために、繊維径を 10μm程度とすることを目標に、以下の方法でモノホー ルノズルによる乾式紡糸の検討を行った。

まず合成した前駆体の紡糸溶液を調製し,手曳き(フ ラスコ内に調製した紡糸溶液表面からスパチュラなど棒 状物を浸し引き上げる方法)により繊維化できることを 確認した。紡糸溶液は,溶媒はトルエンとし,濃度はま ず手曳きで予備検討を行い,曳糸性が発現する濃度を見 出した後,所定の濃度で調製した。これらの紡糸溶液を 用い紡糸装置によりモノホールノズルによる乾式紡糸を 実施した(Fig.1に装置の概念図を示す)。



Fig. 1 Concept of apparatus for dry-spinning

紡糸は、紡糸ノズル径が100μmの突起ノズルを用い、 紡糸筒内を加圧(最大2MPaで加圧可能)し、ノズル から前駆体繊維を吐出させ、ノズル下部に設置した回転 速度可変のドラム(ドラム直径:2300mm)上に連続的 に巻き取って行った。

この方法による各前駆体のモノホールノズルによる乾 式紡糸のしやすさを,以下に示す紡糸性値(Spinnability) を定義し,評価した。紡糸性値は、すでに第4世代SiC 繊維前駆体の超高分子量ポリカルボシランの乾式紡糸で 導入した,紡糸性の良否を評価する値で,数値が大きい ほど前駆体は連続繊維化が容易で,工業的に実現性があ るかどうかの目安となる^[3]。

紡糸性値=巻き取りドラム回転数(rpm)×連続巻き取り 時間(min) ÷押出し圧力(MPa)

巻き取られた繊維束は4分割し,水蒸気不融化,焼成 工程を経てジルコニア系繊維へと転換された。

不融化はのちの焼成工程で繊維が溶融し互いに融着し ないようにするための工程で,飽和蒸気圧の水蒸気雰囲 気で所定時間保持する方法(ウォーターバス上で所定 温度で所定時間保持)で行った。不融化後の繊維束は, 65℃の乾燥機中で所定時間乾燥した。

焼成は,不融化した繊維束を管状炉(アルミナ炉心管 の内径は50mm)を用い,大気雰囲気で実施した。

得られた繊維のキャラクタリゼーションは、モノフィ ラメント引張試験、結晶構造と結晶子サイズの測定、 SEM、FE-SEM観察で行った。モノフィラメント引張 試験はJIS R 7606に準拠して繊維長10mmで実施した。

2.3 ミニコンポジットの作製

一般に、セラミックス連続繊維を複合材料用強化繊維 として用いるためには、マトリックスと繊維表面との強 固な結合を起こさないようにすることが重要であり、例 えばアルミナ系連続繊維を用いたアルミナ系複合材料で は、炭素コーティングによる界面層から、炭素を焼失さ せて得られるギャップを利用する界面層の効果を確認し ている⁽⁴⁾。そこで、ジルコニア系繊維について繊維表面 への炭素コーティングの適用を試み、その有効性につい て以下の方法で検討した。

まず、繊維表面への炭素コーティングは、ヘキサンバ ブル法で行った。Fig. 2に示した方法で、管状炉中のジ ルコニア系繊維束を1200℃まで加熱昇温しながら、窒素 ガスを100mL・min⁻¹でヘキサン中にバブリングさせ発生 させた飽和ヘキサン蒸気を、管状炉中に導入し、1200℃ で1時間保持した。C層の生成の有無はSEM観察により 確認した。



Fig. 2 Formation of C-coating on fibers surface by bubble flow method

次に、C界面層を付与したジルコニア系繊維束を用 い、ジルコニア微粉末スラリーを繊維束に塗布し、これ をフィルム (バギングフィルム) で包装し、真空バッ グとして密閉された状態で真空引きする、すなわち外部 から1気圧に近い圧をかける方法で、繊維束積層体を得 た。その後、これを乾燥し、Arガス雰囲気中で1000℃ で焼成してプリフォームを作製した。バギング法によ りスラリーが繊維束内部に含浸され、以後のPIP法を併 用することによりマトリックスが緻密化される。ジル コニア微粉末スラリーは、市販のジルコニアスラリー (8 mol%Y₂O₃-ZrO₂、スターファイヤー社製、SL-455) にポリビニルアルコールを添加し、8 mol%Y₂O₃-ZrO₂ (以後8YSZと略記する) 濃度が75wt%になるよう調製し た水系スラリーとした。

その後、8 mol% Y₂O₃を含有するように分子設計して 合成した8YSZ前駆体ポリマーのトルエン溶液を用いて, 前駆体の含浸と焼成によりマトリックスをさらに緻密 化するPIP (Polymer Infiltration and Pyrolysis) 法を実 施し一次元強化CMCであるミニコンポジットを作製し た。PIPは、減圧下で前駆体溶液を含浸させた後、85℃ の飽和水蒸気雰囲気中で1時間前駆体のゲル化を促進さ せた後乾燥し、さらに含浸を3回繰り返す方法でミニコ ンポジット内部に8YSZ前駆体を十分乾燥させ、最後に 1000℃で焼成する方法とした。得られたミニコンポジッ トを最終的には大気中で1500℃で焼成し、C界面層を焼 失させて得られるギャップを界面層とするミニコンポ ジットを作製した。

得られたミニコンポジットの評価は断面のSEM観察 で繊維の引き抜けの有無を確認することで行った。緻密 なマトリックスからの繊維の引き抜けが確認できれば ギャップ界面層の効果がより明確に実証できる。

3. 実験結果および考察

3.1 ジルコニア連続繊維前駆体

前駆体の合成は,前駆体分子中に含有させるための各 成分のアルコキシドを所定の割合で混合し,加水分解に 必要なイソプロピルアルコールで希釈した水(H₂O)を 所定量滴下混合し,1時間程度室温および65℃で攪拌し ながら放置し,その後95℃まで加熱しながら減圧下で加 水分解縮合を行う方法で行った。

紡糸性が高い鎖状高分子を形成する構造ユニットを発 達させるため、ジルコニウムテトラ-n-ブトキシドは、n-ブトキシ基の1部を3-オキシブタン酸エチルでキレート 化し、部分的に耐加水分解性を付与して用いた。すなわ ちジルコニウムテトラ-n-ブトキシドはZrに対して0.8倍 molから2倍molの3-オキソブタン酸エチルを加えてキ レート化して用いた。

混合原料の加水分解縮合で得られたジルコニア系無機 高分子の収率と、セラミック収率から、本合成方法によ る合成スキームを、分子構造はほぼ鎖状構造を仮定し、 Fig. 3のような構造ユニットからなるランダム共重合体 であると仮定することができた。



Fig. 3 Possible structural units in zirconia ceramics precursor polymer. (L : Ethyl 3-Oxobutanate, b, e, h, i : Mol fraction to Zr)

得られたそれぞれの前駆体の熱重量分析の結果を, Fig. 4に示す。セラミック化前の前駆体の無機化過程 が繊維特性に大きく影響することは,従来から指摘さ れている⁽⁸⁾⁻⁽⁰⁾。熱重量分析は,前駆体を所定温度まで 200℃・h⁻¹で加熱し,1時間保持した後のセラミック収 率を測定する方法で行った。前駆体の熱分解によるセラ ミック化は1000℃以上では質量減少がないことからほ ほ完全に終了していることが分かった。それに対して, 500℃までは急激な質量減少が起き,激しい分解反応に よる有機物の放出が起こることを示している。



Fig. 4 Thermogravimetric curves of various zirconia precursor polymers

種々の温度でセラミック化して得られたジルコニア 系前駆体の結晶構造解析をXRD測定で行った。Fig. 5に, Zr-Y・Al・Si系前駆体を1500℃で1時間保持して得られ た焼成物のXRD測定結果を示す。この結果から,ジル コニア結晶相はTetragonal相(系によってはCubic相) が室温でも保持されていることを確認した。



Fig. 5 XRD pattern of precursor polymer Zr-Y·Al·Si heattreated at 1500°C in air

各前駆体焼成物のXRD測定結果に対して,結晶子サ イズの計算をWilliamson-Hall 法で行った。ホウ素を添 加した系では結晶成長抑制効果が観測されず,本報告で はホウ素添加系は除外した。Fig. 6に,Zr-Y,Zr-Y・Al, Zr-Y・Al・Si系焼成物の焼成温度(保持時間は1時間)と 結晶子サイズの関係を示す。

これらの結果から、結晶子サイズが高温焼成でも 10nm程度以下になる特異的な組成を確認することがで きた。すなわち、Y₂O₃添加系でAlおよびSiの特異な添 加量と組み合わせがジルコニアの結晶成長を抑制するこ とが見出せた。ジルコニアの結晶成長を抑制する組成 としては、Zr-Y(0.1)、Zr-Y-Al(0.1)系、Zr-Y(0.1)-Al-Si 系であり、Zr-Y系は、Y₂O₃がZrO₂に対して5 mol%添加 (Zr-Y(0.1)に相当)で結晶子サイズが極小になり、Zr-Y-Al系ではAl/Zrが0.1で極小になり、また、Zr-Y-Al-Si 系ではY₂O₃がZrO₂に対して5 mol%添加で極小になるこ とが示唆された。



Fig. 6 Relation between zirconia crystallite sizes of various zirconia precursor polymers heat-treated and heat-treatment temperature

現在SiC/SiCに用いられているNGSアドバンストファ イバー(㈱製SiC連続繊維Hi-Nicalon Type Sは,短時間な がら1500℃焼成されており,XRD測定結果から,その 結晶子サイズは6.9nmであった。本研究で合成した前駆 体のうち,Fig.6に示すように,1500℃以上の焼成で結 晶子サイズが10nm以下を保持できたのは,Zr-Y-Al-Si系 であることが確認できたので,この系で繊維合成を行っ た。

3.2 ジルコニア連続繊維

(1) 乾式紡糸プロセス

まず,添加元素の含有量を変えて分子設計したZr-Y-Al-Si系前駆体のモノホールノズルによる乾式紡糸を 行った。Table 1にそれぞれの前駆体に対する乾式紡糸 結果を示す。比較のために現在開発が行われている超高 分子量で不融性のポリカルボシラン(PCS-UUH)の乾 式紡糸データも示した。ポリカルボシランは現在実用 化が進められているSiC/SiC 複合材料の繊維およびマト リックスの原料である^(3,14)。表中,紡糸性値欄の数値の 後の(Adhesion)と記載されているものは,紡糸後の 繊維束内のフィラメント間で接着が起きてしまったもの である。

Table 1 Dry-pinning conditions and the spinnability

Precursor	L/Zr	Concentration /wt%	Temperature ∕℃	Spinnability
$\operatorname{Zr-Y}(0.1)$	0.8	85.9	<32	~ 42
Si(0.1)-025	0.0	83.9	(RT)	~ 89
$Zr-Y(0.1) \cdot A1(0.1) \cdot Si(0.1) - 026$	0.8	87.1	(RT)	\sim 192 (Adhesion)
$\begin{array}{c} \text{Zr-Y}(0.1) \cdot \\ \text{Al}(0.1) \cdot \\ \text{Si}(0.2) \text{-}027 \end{array}$	0.8	88.0	(RT)	150 (Adhesion)
		89.0	~ 60	\sim 312 (Adhesion)
Zr-Y (0.1) • A1(0.1) • Si (0.2) •028	0.8	88.1	(RT)	\sim 100 (Adhesion)
Zr-Y(0.1) • A1(0.1) • Si(0.1) •041	2.0	82.9	(RT)	295
PCS-UUH-46	-	56	(RT)	168

PCS-UUHは数平均分子量が7000以上と無機高分子としては非常に大きいため乾式紡糸用溶液濃度が56wt%であるのに対して、ジルコニア系前駆体の紡糸用溶液の濃度は、83wt%以上と高い。このことは、前駆体の分子量がPCS-UUHと比べはるかに小さいことを示している。分子量が小さいために、高濃度で紡糸をしても前駆体繊維中にわずかに残存する溶媒のため前駆体繊維は液体状態と考えられ、溶着が起こると推定される。溶着が起こらなかったZr-Y(0.1)・Al (0.1)・Si(0.1)・025と041は他の前駆体に比し低濃度で紡糸が可能であり、比較的高分子量の前駆体が合成できたと考えられる。紡糸性値は

PCS-UUHに匹敵あるいはそれ以上の値が得られており, ジルコニア系前駆体の乾式紡糸が量産可能なプロセスで あることが確認できた。

(2) 不融化・焼成プロセス

次に,溶着が起こらなかったZr-Y(0.1)・Al(0.1)・Si (0.1)-025と041の紡糸繊維(以後生糸と称する)を不融 化,焼成し,ジルコニア系繊維に転換した。また,溶着 が起きた前駆体028は,紡糸性は低いが生糸の量を多く 回収できたため,不融化した前駆体繊維の熱分解過程評 価のための熱重量分析に用いた。

生糸はそのまま焼成すると前駆体が軟化し生糸の溶融 や繊維間の融着が起きるため、焼成前に、45~95℃の 飽和水蒸気雰囲気中で所定時間保持し、生糸中で前駆体 の加水分解縮合を促進し、ゲル化させ不融性とすること が必要である。Zr-Y・Al・Si系前駆体の不融化とセラミッ ク化プロセスをFig.7に示す。



Fig. 7 Curing and Ceramization process of Zr-Y·Al·Si polymer

これらのプロセスは、不融化した前駆体の熱重量分 析の結果から支持された。Fig. 8に、95℃の飽和水蒸気 雰囲気で4時間保持して不融化したZr-Y(0.1)・Al(0.1)・Si (0.2)-028の熱重量分析結果を示す。不融化された前駆 体のセラミック収率は700℃以上で一定となり、しかも 67%程度で、Fig. 4で示した、不融化なしの前駆体のセ ラミック収率よりはるかに大きくなっている。この理由 は、Fig. 7の不融化、セラミック化メカニズムで明らか なように、前駆体が不融化工程での加水分解により-OH 基を生成するプロセスで低分子量有機物を大部分放出す るからである。

一方,700℃以下での焼成プロセスでは重量減少が 2段階で起きている。まだ詳細は明らかではないが, 300℃程度までは生成した-OH基間の脱水縮合,300℃以 上では加水分解されず残留した有機配位子などの有機基 が熱分解し,放出されるためと考えられる。したがって, 不融化プロセスは最終的に得られるジルコニア系繊維の 構造,特性に何らかの影響をおよぼすと考えられる。





本検討では、ジルコニア系繊維への転換に際し、45℃ で7時間あるいは48時間、および95℃で2時間保持す る不融化方法のいずれかを選択して不融化した生糸を、 1000℃まで60℃・h⁻¹で加熱し、1時間保持して、いわゆ る一次焼成糸に転換した。一次焼成糸は、各不融化条件 について再現性を確認するため数ロット作製した。一次 焼成糸とは、強度の大きい繊維に転換した後、張力下で より高温で焼成しさらに繊維強度を上げることを目的に 行われる二次焼成に供するための繊維である¹⁴。

Fig. 9に,不融化糸と1000℃で焼成して得られた繊維 の外観写真を示す。不融化糸は淡褐色に着色しており, まだ有機物が残留していることを示しているが,モノ フィラメント引張試験の結果,引張強度は0.32GPaあり, 量産時に必要な繊維のハンドリングには耐えられると推 定される。

(3) 繊維特性

こうして得られた3種類のジルコニア系連続繊維のモ ノフィラメント引張試験を行った。Fig. 10に, 飽和水 蒸気雰囲気で95℃, 2時間保持して不融化し, 1000℃ま で60℃・h⁻¹で加熱し, 1時間保持して得られた繊維の引 張強度とYoung率(装置コンプライアンスによる補正は 行っていない)の繊維径との関係を,モノフィラメント 引張強度が3GPa以上の最高強度を示したロットについ て示す。他のロットも含め,繊維径10±3µm程度で引 張硬度2Gpa以上を有するモノフィラメントの存在が確 認できた。



Cured fiber (95°C-2h)



Heat-treated fiber (1000°C)





Fig. 10 Fiber diameter dependence of tensile strength and Young's modulus of zirconia fibers heat-treated at 1000°C

以上の結果から、ジルコニア系前駆体の乾式紡糸の紡 糸性は良好で、一次焼成糸のモノフィラメント引張試験 では2GPa程度の強度を示す連続繊維が製造可能である ことを確認できた。すでに明らかにしたように、高温で の繊維強度の低下の原因となる結晶成長は、このZr-Y (0.1)・Al(0.1)・Si(0.1)系前駆体では1700℃までほとんど 起こらないことから、強度低下もないことが期待できる。

- 80 -

206

このことについては後ほど議論する。

Fig. 11には、繊維径10±3µm程度での不融化条件と 引張強度の関係を、各条件で得られた数ロットの平均で 示した。45℃の飽和水蒸気雰囲気中での不融化でも生糸 の不融化は達成されていると考えられるが、95℃での短 時間不融化の方が強度が高い。長時間の不融化は好まし くないことが示唆された。



Fig. 11 Relation between tensile strength of fibers heattreated at 1000°C and curing conditions

3.3 界面層とミニコンポジット

ギャップを利用する界面層とは、繊維表面にまずC層 をコーティングし、CMC化した後、酸化焼失させて得 られる繊維表面とマトリックス間に形成されるギャップ (空隙)を界面層として機能させるという概念 (Fig. 12) である。



Fig. 12 Concept of gap-interphase formed at fiber/matrix interface

本研究では、強化繊維としてのジルコニア系繊維の 開発ができたので、1000℃で焼成して得られた繊維に、 Fig. 2に示した装置と方法で、Fig. 11の、45℃-7h不融 化処理して得られた繊維束の繊維表面に1200℃でCを コーティングした。Cコーティングした繊維のSEM写真 を、Fig. 13に示す。およそ0.5 ~ 0.8µmの厚みのCコー ティングが生成している。 繊維の断面は結晶成長および粒成長による欠陥の生成 を示しておらず、本繊維の高温での結晶成長が抑制され ていることも確認できた。Cコーティングした繊維のモ ノフィラメント引張試験による平均引張強度は,1.84GPa であった。この値はFig. 11の1000℃焼成の1.96GPaと比 べほとんど低下していない。



Fig. 13 SEM photograph of C-coated zirconia fiber

以上の結果から、ジルコニア系繊維はCコーティング でも強度低下は起こさず、より高温焼成で強度向上が期 待できることが分かった。



Fig. 14 SEM photograph of fracture surface of zirconia fibers uni-directional reinforced composite

このC層コーティング繊維を用い,ミニコンポジット を作製した。ミニコンポジットの破断面のSEM写真を, Fig. 14に示す。繊維の引き抜けが観測され,ギャップ 界面層が機能していることを示している。

また,バギング法とPIP法により,マトリックスの緻密化も確認できた。同様の作製方法で,1250℃という高温で最終焼成されたアルミナ系CMCは,平均曲げ強度250MPa以上を達成している⁽⁴⁾ので,本コンポジットも高強度が期待できる。

4. まとめ

CMCに必須の酸化物系強化繊維として,乾式紡糸に よるジルコニア系連続繊維を,前駆体の分子設計により 結晶成長を抑制することで合成できた。

さらに、繊維表面とマトリックス間の結合を抑制する ためにギャップの形成が有効であることを、繊維表面に 炭素コーティングによるC界面層を形成させた後、ミニ コンポジットを作製し、最終的にこれを焼失させる方法 で、破断時に繊維の引き抜けが起こることで確認した。

今後は、結晶成長抑制メカニズムを解明し、抑制剤を さらに探索し最適化するとともに、前駆体の紡糸性も改 良し、マルチホールノズルでの紡糸で繊維を量産するプ ロセス開発を実施する。また、開発した繊維を用いた複 合材料の特性評価、実用性評価も行う予定である。

謝辞

本研究は、防衛装備庁が実施する安全保障技術研究推 進制度JPJ004596の支援を受けたものである。

参考文献

- (1) 倉持将史,大田祐太朗,小谷正浩,南大基,ジェットエンジン用高性能材料の開発,IHII技報, Vol. 60, No. 2 (2020), pp. 29-34
- (2) 新井優太郎, 香川豊, Siボンドコート層の融解・凝固現象 に基づくSiを含むセラミックス基材上の耐環境コーティ ング組織の変化, 日本ガスタービン学会誌, Vol. 46, No. 1 (2018), pp. 57-61.
- (3) 戦略的イノベーション創造プログラム (SIP)「革新的構造材料」研究開発成果報告書, C45 酸化物系軽量耐熱部材の開発, (2019), pp. 139-142.
- (4) 長谷川良雄, 越坂亜希子, 新関智丈, 牛田正紀, 西川紘介, 粂田和弘, 垣澤英樹, ポリアルミノキサン系無機高分子 PIP法によるアルミナ系繊維強化CMCの開発(3), 第37 回無機高分子研究討論会講演要旨集(2018), pp. 77-78.

- (5) 鉄井利光, 原田広史, 長谷川良雄, A-12 超高温用酸化物 系CMCの開発, 第43回日本ガスタービン学会定期講演会 (米子) 講演論文集 (2015) 75-78.
- (6) 鉄井利光,原田広史,超耐環境性高強度酸化物系セラミック複合材料の開発,第46回日本ガスタービン学会定期講 演会講演論文集 (2018), A-7.
- (7) 鉄井利光,原田広史,ジルコニア連続繊維と酸化物系セラ
 ミックスからなる複合材料とその製造方法,特許6327512
 号.
- (8) 郡司天博,メタロキサン化合物の合成とその酸化物系セラミックス前駆体としての性質に関する研究,東京理科大学学位論文(1992), pp. 62-86.
- (9) He-Yi Liu, Xian-Qin Hou, Xin-Qiang Wang, Yan-Ling Wang, Dong Xu, Chen Wang, Wei Du, Meng-Kai Lü, and Duo-Rong Yuan, Fabrication of High-Strength Continuous Zirconia Fibers and Their Formation Mechanism Study, J. Amer. Ceram. Soc., Vol. 87, No. 12 (2004), pp. 2237-2241.
- (10) Lin Wang, Benxue Liu, Yongshuai Xie, Dehua Ma, Luyi Zhu, and Xinqiang Wang, Effect of high-pressure vapor pretreatment on the microstructure evolution and tensile strength of zirconia fibers, J. Amer. Ceram. Soc., Vol. 102, No. 8 (2019), pp. 4450-4458.
- (11) 粂田和弘, 鍋井栄二, 田中伸, アルミナ系酸化物連続繊維 及びその製造方法, 特開2017-179619号.
- (12) 川中朝一, 杉下高昭, 鍋井栄二, ジルコニア連続繊維の製造方法, 特開平4-91227号.
- (13) 長谷川良雄, 鈴木将, 小堀武夫, 非電子線不融化による第4
 世代SiC繊維(2), 第39回無機高分子研究討論会講演要旨 集(2020), pp. 31-32.
- (14) 市川宏,ポリカルポシランを前駆物質とする炭化ケイ素
 繊維の製造に関する研究,大阪大学学位論文(1986), pp. 125-143.

報

2020年度通常総会報告

公益社団法人 日本ガスタービン学会2020年度通常総会 は、2021年4月16日(金)15時より、(株)IHI本社低層棟3階 001大会議室において開催された。出席者は委任状提出者, 議決権行使者を含めて1,114名であり、定款に定められた 成立要件である総正会員数の過半数906名を満たし、総会 は成立した。

報告事項

2020年度事業報告・監査結果報告 2021年度事業計画および収支予算 以上について担当理事より報告された。

決議事項

第1号議案:計算書類および財産目録の件 承認 第2号議案:理事選任の件 10名の候補者全員を承認 第3号議案:監事選任の件 2名の候補者全員を承認 第4号議案:名誉会員候補者の件 承認 第5号議案:終身会員候補者の件 承認

以上の通り、いずれの議案も原案通り承認された。

総会終了後,第1回臨時理事会が開催された。出席理 事の互選により太田有君が新会長に,副会長には福泉靖 史君が選定され,また法人管理及び公益事業担当の執行 理事13名が決定された。その後,新役員体制が太田有新 会長から報告され,新旧会長から挨拶があった。

なお、2020年度通常総会添付書類(2020年度事業報告, 計算書類および財産目録,2021年度事業計画・収支予算) は、学会ホームページの会員ページに掲載されている。

2021年度役員

会長	太田 有(早稲田大)
副会長	福泉 靖史(三菱重工)
法人管理担当執行理事	大石 勉 (IHI), 黒木 英俊 (三菱パワー) (兼務), 鈴木 雅人 (産総研), 辻田 星歩 (法
	政大),笠 正憲(川崎重工)
公益目的事業担当執行理事	石坂 浩一 (三菱重工), 及部 朋紀 (防衛装備庁), 黒木 英俊 (三菱パワー), 鈴木 伸寿
	(東芝エネルギーシステムズ), 鈴木 雅人 (産総研) (兼務), 高橋 徹 (電中研), 新関 良
	樹(徳島文理大),姫野 武洋(東大),渡邊 裕章(九州大),渡邉 啓悦(荏原)
理事	岩井 裕 (京大), 桂田 健 (JALエンジニアリング), 清野 幸典 (東北電力), 福谷 正幸
	(本田技術研究所),藤原 仁志(JAXA)
監事	今成 邦之 (IHI) 二村 尚夫 (IAXA)



公益社団法人日本ガスタービン学会終身会員の紹介

公益社団法人日本ガスタービン学会では、永年にわたり本学会に在籍し、本学会に対して特に功労のあった者のうちか ら理事会の推薦により総会において承認された方が終身会員となります。去る4月16日に開催されました2020年度通常 総会において次の方が新たに本学会の終身会員になられました。

石井 進	氏	小島 民生	氏	谷東 芳雄	氏
塚本 時弘	氏	土屋 利明	氏	西脇 一宇	氏
橋本 良作	氏				

第8回日本ガスタービン学会男女共同参画推進イベント開催報告

川岸 京子 KAWAGISHI Kyoko

日本ガスタービン学会では、ガスタービンおよび関連 技術に携わる女性技術者同士のネットワークと、共に成 長していける場を提供することを主な目的として、2016 年度から活動を続けています。2019年度からは、その委 員会名称を「女性参画推進委員会」から「男女共同参画 推進委員会」と改め、より充実した活動をめざしており ます。昨年度は新型コロナウィルスの影響によりイベン トの開催が困難となっておりましたが、テーマを「コロ ナ禍での製造業における新しい働き方」として、2021年 2月18日(村オンラインによるイベント開催を試みました。 初のオンライン開催でしたが、56名の方に参加いただき ました。

昨年の緊急事態宣言をきっかけに、育児/介護者だけ ではなく多くの人が在宅勤務を行うようになりましたが、 家庭と仕事の両立に大変さを感じているということが本 委員会の実施したアンケートにより分かりました。また、 製造業では現場での業務が必要となるケースが多く、在 宅勤務に完全移行できないという現状もあります。様々 な状況下での新しい働き方が求められている現在、本イ ベントにより各社の在宅/現場勤務への対応や評定方法 を知ることにより各人の課題解決を図るヒントを得て、 コロナ禍でのよりよい働き方を提案できる機会にしたい と考えました。

まず基調講演として、(株日立製作所 片山絵里香氏, 東芝エネルギーシステムズ(株)鈴木伸寿氏,(株)IHI呉宏堯 氏,山上舞氏に,各社の取り組みについてご紹介いただ きました。なかでも、ピンチをチャンスに変える、ノウ ハウのルール化/デジタル化により誰でも同じ精度で仕 事を引き継げるようにする,気づき支援CADの開発な ど,前向きな取り組みは興味深く,今までなかった働き 方の加速が起こっていることを認識させられました。一 方,在宅勤務が増える中でのコミュニケーションの不足 は共通の課題であるということもわかりました。

講演後,講演者を交えたグループディスカッション の時間を設けました。5-6名ずつのグループに分かれ, 自己紹介後それぞれの勤務形態や抱えている問題につい て意見交換を行いました。イベント後に行ったアンケー ト調査では,ほとんどの回答者が「今回のイベントを通 じてコロナ禍の働き方に関するヒントや知見を得られ た」と回答くださいましたことから,多少なりとも意味 のある時間となったのではないかと思います。

イベントの形式に関しては概ね良かったとの回答が多 数でしたが、ディスカッションの時間や内容、グループ 分けなどに改善が必要との意見もありました。参加者の 機材により、マイクやカメラが使用できなかった場合や、 またZoomのブレイクアウトセッションの出入りの際に イベント自体から退出してしまうなどの例もあったよう です。今後オンラインイベントが増えていく可能性もあ るため、運営する委員の方でもシステムに慣れ、より参 加しやすい工夫をしていく重要性を感じました。

男女共同参画推進イベントは、今後も会社の枠を超え た技術者のネットワークを作っていけるよう、委員会に て企画・検討していきたいと考えております。

最後に, 講師の皆様およびイベント参加者の皆様に深 く感謝いたします。

(男女共同参画推進委員会委員)

下記の日程で,第49回日本ガスタービン学会定期講演 会を,福岡県福岡市で開催いたします。講演をご希望の 方は,期日までに学会ホームページより講演の申し込み をお願いします。

- 主 催 公益社団法人 日本ガスタービン学会
- 協賛団体は学会ホームページ (http://www.gtsj.org/)をご覧ください。
- 開催日 2021年10月13日(水), 14日(木)
- 講演会場 パピヨン24 〒812-0044 福岡市博多区千代1-17-1 http://papillon24.jp 電話番号:092-633-2222
- **見 学 会** 2021年10月15日金

※ 会期中のご宿泊は各自で手配ください。

講演関連日程

講演申込締切	2021年6月18日金
講演採否連絡	2021年7月16日金
論文原稿締切	2021年8月27日金

募集講演

「研究報告」および「技術紹介」に関する講演を募集 いたします。「研究報告」の対象は,ガスタービン及び エネルギー関連技術に関する未発表の研究とします。一 部既発表部分を含む場合には未発表部分が主体となるも のに限ります。「技術紹介」は,既発表の研究のレビュー や関連情報(例えば,試験設備,設備運転実績)の紹介 などとします。講演論文集では「研究報告」と「技術紹 介」の別を明示いたします。

ガスタービン本体およびその構成要素,補機・付属品, 補修技術,ガスタービンを含むシステムやユーザーの計 画・運用および保守実績に関する講演,ターボチャー ジャー,蒸気タービンなどに関する講演に加え,ガス タービン関連の技術(材料,製造,溶射など)に関する 講演も歓迎します。

講演時間

論文1件につき,講演15分,討論5分,合計20分です。

登壇者の資格

原則として,本会会員もしくは協賛団体会員に限りま す。(1人1題目の制限はありません。)

講演申込方法と採否の決定

学会ホームページ(http://www.gtsj.org/)で講演題

目・著者・登壇者・概要(200文字以内)などを登録し てください。講演申し込み後すぐに、受付完了をお知ら せするEメールが自動返送されますので、申し込み内容 をご確認ください。学会ホームページからの申し込みが できない場合には事務局にお知らせください。

会

締切後の申し込みは受け付けません。 講演採否は,7月16日 金までにEメールで連絡します。

公益社団法人 日本ガスタービン学会事務局 電話番号:03-3365-0095 FAX番号:03-3365-0387 Eメールアドレス:gtsj-office@gtsj.org

講演論文原稿の提出

講演会に先立ち,講演論文原稿をご提出いただきます。 原稿は講演論文集原稿執筆要領(学会ホームページに掲載)に従って,A4用紙2~8ページで作成し,所定の 講演論文原稿表紙を付して,期限までにEメールに添付 した電子データ(PDF形式)として提出してください。 原稿執筆要領および原稿表紙用紙は,講演採否の連絡時 にお届けします。

技術論文としての学会誌への投稿

原稿執筆要領に記載の要件を満たす「研究報告」の講 演原稿は,著者の希望により,講演会終了後に通常の技 術論文として投稿されたものとして受理されます。技術 論文としての投稿を希望される場合は,講演論文原稿提 出時に原稿表紙の所定欄に希望ありと記入し,さらに技 術論文原稿表紙を添付していただきます。詳細は原稿執 筆要領をご覧ください。

日本ガスタービン学会学生優秀講演賞

学生による「研究報告」の内,特に優秀な発表に対し て表彰を行います。表彰された発表に対しては表彰状お よび副賞が授与されます。エントリー希望者は,申込時 に所定欄の「エントリーする」に印をつけてください。

学生講演会参加旅費支援

学生が登壇者として講演会に参加する際の旅費の一部 を補助する予定です。申請方法や審査方法については、 7月上旬までに学会ホームページなどでお知らせします。

コロナ対応について

福岡市における開催計画は現時点のものです。感染状 況により、オンライン参加併用のハイブリッド開催や、 前回同様の完全オンライン開催とする等、柔軟に対応い たします。最新の情報は学会ホームページをご確認くだ さい。

○本会協賛行事○

主催学協会	会合名	協賛	開催日	詳細問合せ先
日本実験力学会	日本実験力学会2021年度年次講演会	協賛	2021/8/25-27	新潟大学医学部保健学科内 日本実験 力学会事務局 TEL:025-368-9310
日本流体力学会	日本流体力学会 年会2021	協賛	2021/9/21-23	URL : https://www2.nagare.or.jp/ nenkai2021/

▶ 入 会 者 名 簿 ◁

〔正会員〕今泉貴博(IHI)

飯田 勘(IHI回転機械エンジニアリング)

木村 匡志(AGC)

会

|次号予告| 日本ガスタービン学会誌2021年7月号(Vol. 49 No. 4) 特集 ガスタービンにおけるセラミック材料・コーティング技術 論説・解説 卷頭言 CMCの特性発現機構と高温構造材料としての使い方 香川 豊(東京工科大学) Ybシリケート耐環境コーティングの自己治癒性と組織安定性に及ぼすSiC添加の効果 小川 和洋, 三谷 健斗 (東北大学) エアロゾルデポジション法による環境遮蔽コーティングの形成技術 長谷川 誠(横浜国立大学) 次世代EBCに向けた微粒子コーティング技術 篠田 健太郎,鈴木 雅人,他(産業技術総合研究所) 先進環境遮蔽コーティングシステムにおける材料設計 北岡 諭, 松平 恒昭, 山口 哲央(ファインセラミッ クスセンター) 自己治癒セラミックスの設計:航空機エンジン部材への適用を目指して 長田 俊郎(物質・材料研究機構) CMC, EBC開発動向の紹介(仮) 中村 武志(IHI) 発電用ガスタービン用先進遮熱コーティングの開発と実用化状況 鳥越 泰治, 岡島 芳史(三菱重工業) 耐熱コーティング技術およびセラミックス複合材料開発の紹介 根上 将大, 久間 康平, 田中 拓磨, 高木 健, 井頭 賢一郎 (川崎重工業) 東西南北地水火風 ホンダエアロインクの設立と運営 藁谷 篤邦

※タイトル、執筆者は変更する可能性があります。

新しい年度が始まりました。昨年度は新型コロナウイ ルスの初めての緊急事態宣言が2020/4/7に発令され、会 員の皆様も年間を通じて未曽有の状況を過ごされたこと かと思います。今年度(本稿の執筆時点である4月末) は第3回目の緊急事態宣言が出されている状況は昨年度 と同じですが、マスクやトイレットペーパーが容易に入 手できること、職場や学校でテレワークの環境が整って きていること、そして何より、我が国でもワクチンの接 種が開始されていることが昨年度との大きな違いだと思 います。

本学会誌編集委員会に関しては、リモート会議で期日 通りに開催することが可能になっていますが、対面の会 議と比較して相手の表情が判りにくいため、深い議論を することが難しくなっていると個人的には感じています。 特に、本学会誌の毎号の特集企画を絞り出すことが(対 面の会議でも)大変なので、早く新型コロナが終息して、 少しでも特集企画の案を議論しやすくなることを願って やみません。

さて、本号では「水素・脱炭素燃料の最新動向(その2)」 と題し、3月号と同じテーマのシリーズ特集の後編とし て記事の執筆をお願いしました。実は、3月号と5月号 は初めからシリーズ特集として企画されたわけではなく、 昨年10月の委員会で類似のテーマの企画が偶然同じタイ ミングで提案されたため、シリーズ特集となった経緯が あります。このテーマの重複の偶然は、ガスタービン関 係者にとっても脱炭素への関心が高まっていることの現 れだと感じさせられます。

我が国の二酸化炭素の排出量は,発電所をはじめとす るエネルギー転換部門,製鉄所などの産業部門,自動車 などの運輸部門の順に多いとされています。本号では, 火力発電(IHI,電中研,三菱パワー),自動車(本田技 術研究所)および航空(JAXA,JAL)の脱炭素燃料技 術,産業用や発電用の燃料として使えるメタネーション 技術(IHI)およびメタノール合成技術(産総研)に関 する記事の執筆をお願いしました。個々の内容について は、それぞれの記事をぜひ読んで頂きたいと思いますが、 どの記事も本学会誌のために最新の興味深い技術内容を 記載頂いております。また、巻頭言は、シリーズ前編の 3月号に引き続き、産総研の古谷様に執筆頂きました。 ご多忙の中、執筆を引き受けて頂いた方々に改めて感謝 申し上げます。

(荒木 秀文)

 5月号アソシエイトエディタ 荒木 秀文(三菱パワー)
 5月号担当委員 野原 弘康(ダイハツディーゼル) 八田 直樹(三井E&Sマシナリー) 村上 秀之(物質・材料研究機構) 山下 一憲(荏原製作所)

(表紙写真)

 今回の表紙については、【論説・解説】の著者より流用 およびお借りしています。
 詳細については、下記記事をご参照ください。
 ・「Hondaにおける脱炭素へ向けた燃料の取組み」
 ・「日本航空における代替航空燃料(SAF)の導入に向け た取り組み」・・・(P143 ~ 147)
 ・「2MW級ガスタービンにおける液体アンモニア直接噴 霧燃焼技術の開発」・・・・(P160 ~ 164)
 ・「アンモニア分解利用GTCCシステムと実圧燃焼試験」
 ・(P172 ~ 178)



吹く風がさわやかな時季となりましたが,コロナ蔓延のさ なかに今年も何かと制約が多い毎日ですね。事務局でも感染 対策として,テレワークを使いながら業務を続けています。 発送やお電話対応など,ご不便をおかけするタイミングが増 えて申し訳ございません。

皆様にも投票をお願いしました今年の総会を4月16日に終 え、今年度の体制をスタートすることとなりました。総会は 今年も限られた人員にて対面方式とWeb方式のハイブリッ トで行われ、2年連続して会員各位に広く参加をお願いする ことが難しい状況下で行われたのは残念です。来年こそはと 思っておりますが、どうなることしょうか。

話は変わりますが、ワシントン条約で絶滅の危機にある生 物の中でラッコがリストに挙がっているそうですが、近年絶 滅したといわれていた日本の中で北海道沿岸を生息域にする 個体が出てきたそうです。SDGsなどといった全世界的環境 保護活動も盛んに取り上げられている中,自然環境の改善の 機運が高まっているのでしょうか。しかし,沿岸に生息する 貝やウニ漁の影響を早くも心配する声が出ているようです。 環境と経済活動を両立させることは難しいですね。

我が家でもスーパーの袋の代わりにマイバスケット,マイ バックを持参して買い物に出かけることが格段に増えてきま した。また、今まではそれほど考えていませんでしたが、プ ラ容器もリサイクル品に回せるものはどんどんリサイクル回 収場所に持参するようになり、一個人のささやかな行動です が、もしこの行動で何かが変わる一助になれば良いなと考え ています。

(田頭 味和)

学会誌編集および発行要領(抜粋)

2018年7月13日改定

- 1. 本会誌の原稿はつぎの3区分とする。
 - A. 依頼原稿:学会誌編集委員会(以下,編集委員会)がテーマを定めて特定の人に執筆を依頼する原稿。執筆者は本学会会員(以下,会員)外でもよい。
 - B. 投稿原稿:会員から自由に随時投稿される原稿。 執筆者は会員に限る。
 - C. 学会原稿:本学会の運営・活動に関する記事(報告,会告等)および会員による調査・研究活動の成 果等の報告。
 - 1.2. 技術論文の投稿については,「技術論文投稿要 領」による。
 - 1.3. 英文技術論文の投稿については, Instruction to Authors, JGPP (International Journal of Gas Turbine, Propulsion and Power Systems) による。
- 2. 依頼原稿および投稿原稿は, 論説・解説, 講義, 技 術論文, 寄書(研究だより, 見聞記, 新製品・新設備 紹介), 随筆, 書評, 情報欄記事の掲載欄に掲載する こととし, 刷り上がりページ数は原則として以下のと おりとする。

論説・解説,講義	6ページ以内
技術論文	「技術論文投稿要領」による
寄書,随筆	3ページ以内
書評	1ページ以内
情報欄記事	1/2ページ以内

- 3. 原稿の執筆者は、本会誌の「学会誌原稿執筆要領」 に従って原稿を執筆し、編集委員会事務局(以下,編 集事務局)まで原稿を提出する。編集事務局の所在は 付記1に示す。
- 4. 依頼原稿は、編集委員会の担当委員が、原稿の構成、 理解の容易さ等の観点および図表や参考文献の書式の 観点から査読を行う。編集事務局は査読結果に基づいて、執筆者への照会、修正依頼を行う。
- 5. 投稿原稿のうち技術論文以外のものは,編集委員会 が審査し,本会誌への掲載可否を決定する。
- 6. 投稿原稿のうち技術論文の審査,掲載については, 「技術論文投稿要領」に従う。
- 7. 依頼原稿の執筆者には、学会事務局から原則として 「学会誌の執筆謝礼に関する内規」第2条に定めた謝 礼を贈呈する。
- 8. 非会員の第一著者には掲載号学会誌1部を贈呈する。
- 9. 本会誌に掲載された著作物の著作権は原則として本 学会に帰属する。本学会での著作権の取扱いについて は別途定める「日本ガスタービン学会著作権規程」に よる。
- 10. 他者論文から引用を行う場合,本会誌に掲載するために必要な事務処理及び費用分担は著者に負うところとする。

付記1 原稿提出先および原稿執筆要領請求先(編集事務局) ニッセイエブロ(株)企画制作部 学会誌担当:高橋 邦和 〒105-0003 東京都港区西新橋1-18-17 明産西新橋ビル TEL:03-5157-1277 FAX:03-5157-1273 E-mail:eblo_h3@eblo.co.jp

技術論文投稿要領(抜粋)

2018年7月13日改定

- 1. 本学会誌に技術論文として投稿する原稿は次の条件 を満たすものであること。
 - 1) 主たる著者は本学会会員であること。
 - ガスタービン及びエネルギー関連技術に関連する ものであること。
 - 3)「学会誌原稿執筆要領」に従って執筆された、日本 語原稿であること。
 - 4) 一般に公表されている刊行物に未投稿であること。 ただし、以下に掲載されたものは未投稿と認め技 術論文に投稿することができる。
 - 本学会主催の学術講演会・国際会議のプロシー ディングス
 - 特許および実用新案の公報、科学研究費補助金等
 にかかわる成果報告書
 - 他学協会の講演要旨前刷,社内報・技報,官公庁の紀要等の要旨または抄録
- 原則として刷り上がり8ページ以内とする。ただし、 「学会誌の掲載料に関する内規」第2条に定めた金額 の著者負担で4ページ以内の増ページをすることがで きる。
- 3. カラー図は電子版と本学会ホームページ上の「技術 論文掲載欄」に掲載し、冊子体にはモノクロ変換し た図を掲載する。著者が「学会誌の掲載料に関する内 規」第3条に定めた金額を負担する場合には、冊子体 もカラー印刷とすることができる。
- 投稿者は、「学会誌原稿執筆要領」に従って作成された印刷原稿または原稿電子データを、技術論文原稿表紙とともに学会誌編集事務局に提出する。
- 5. 投稿された論文は,論文委員会が「論文査読に関す る内規」に従って査読を行い,掲載可否を決定する。
- 6. 論文内容についての責任は、すべて著者が負う。
- 7. 本技術論文の著作権に関しては、「学会誌編集および 発行要領(抜粋)」9.および10.を適用する。

	日本ガスタービン学会誌
	Vol. 49 No. 3 2021.5
発行日	2021年5月20日
発行所	公益社団法人日本ガスタービン学会
	編集者 新関 良樹
	発行者 太田 有
	〒160-0023 東京都新宿区西新宿7-5-13
	第3工新ビル402
	Tel. 03-3365-0095 Fax. 03-3365-0387
	郵便振替 00170-9-179578
	銀行振込 みずほ銀行 新宿西口支店
	(善) 1703707
印刷所	ニッセイエブロ(株)
	〒105-0003 東京都港区西新橋1-18-17
	明産西新橋ビル
	Tel $03-5157-1277$ Fax $03-5157-1273$
	101. 00 0107 1277 1 dx. 00 0107 1270

©2021, 公益社団法人日本ガスタービン学会

複写複製をご希望の方へ

公益社団法人日本ガスタービン学会では、複写複製に係る著作権を一 般社団法人学術著作権協会に委託しています。当該利用をご希望の方は、 学術著作権協会(https://www.jaacc.org/)が提供している複製利用許 諾システムを通じて申請ください。