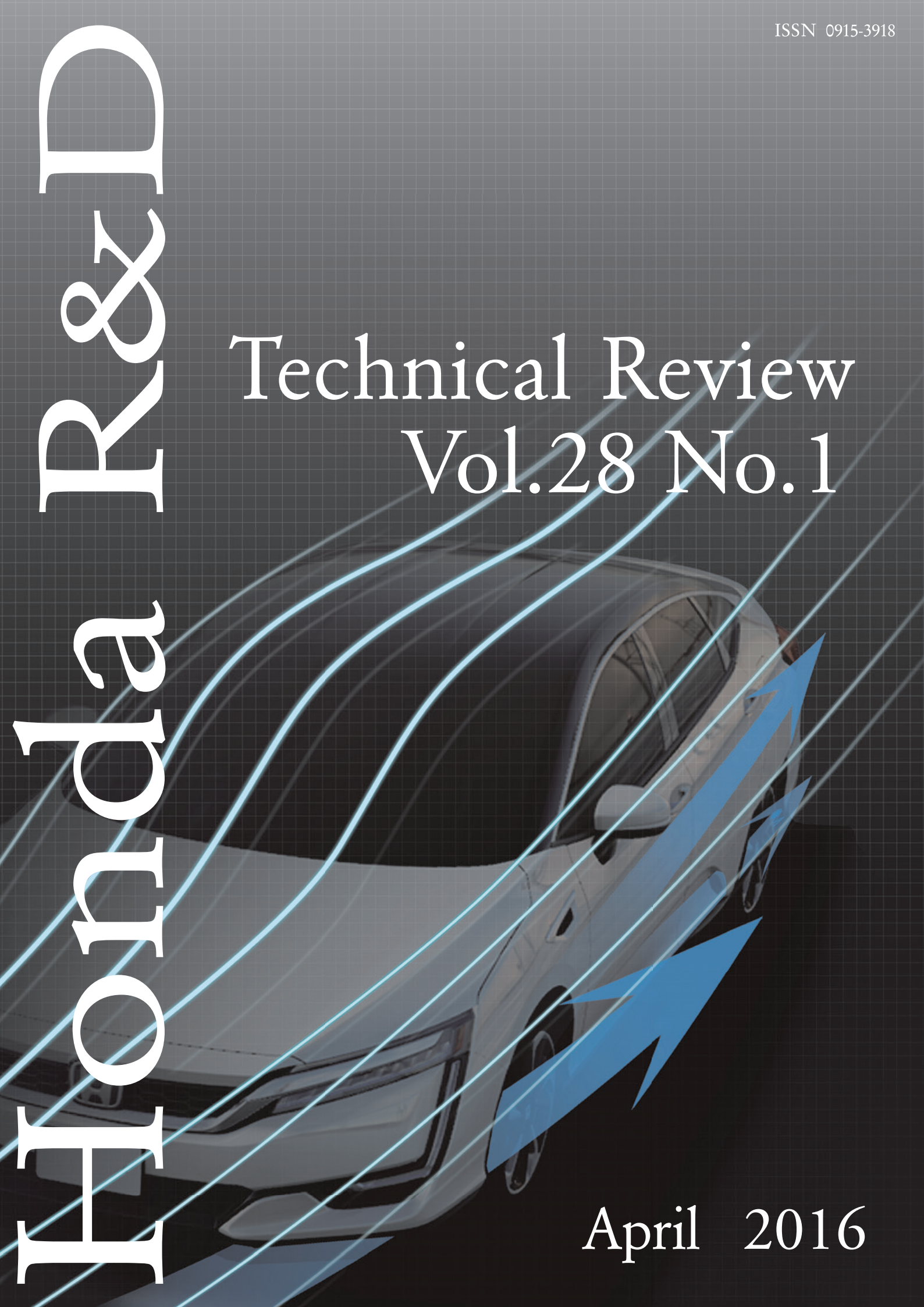
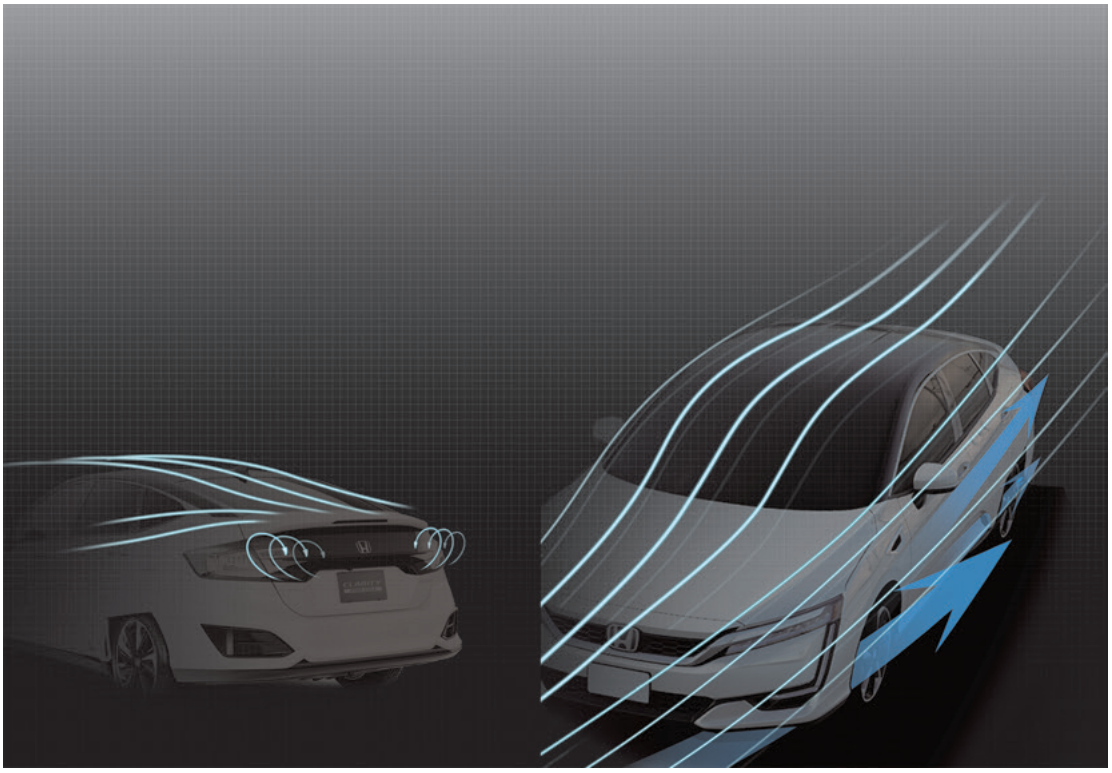
ISSN 0915-3918

Honda R&D

Technical Review
Vol.28 No.1



April 2016



表紙の言葉

風を味方にするのは難しいことです.
あるときは力を与え, またあるときは壁となる.
さりげなくデザインされていそうな車の形は, 常に風との調和の上に成り立っています.
そんな見えない力を味方につけるため, 開発者たちは日々新しい技術に取り組んでいます.
その開発中の一コマをモチーフに, 本号の表紙デザインをまとめてみました.



二輪R&Dセンター
伊藤 龍



二輪R&Dセンター
中平 翔太

Technical Review
Vol.28 No.1

April
2016

Honda R&D

目　次

◇ 新型燃料電池自動車 CLARITY FUEL CELL の開発 . . . . . 木村顕一郎・河﨑輝明・大村孝之
渥美淑弘・清水　潔 1

◇ FCV 用 70 MPa 高圧水素貯蔵供給システムに対応したインタンク電磁弁の開発. . . . . 朝野護人・加藤航一
尾崎浩靖・和田　信 8

◇ 燃料電池スタックにおけるセル面内 CCM 含水量分布計測システムの開発
佐藤雅彦・千葉裕人・井ノ上雅次郎 15

◇ シミュレーションによる燃料電池スタックセル面内 CCM 含水量分布予測. . . . . 南雲健司・井ノ上雅次郎 24

◇ 実車搭載発電システムにおける燃料電池スタックセル面内 CCM 含水量のリアルタイム計測
岩成　亨・宮島一嘉
古澤宏一朗・井ノ上雅次郎 31

◇ Pt ストレスを指標とする燃料電池電極触媒の劣化予測 . . . . . 山本昌邦・松森裕史 37

◇ 燃料電池用高分子電解質膜の化学劣化に対する寿命予測技術. . . . . 平出篤志 45

◇ 燃料電池用高分子電解質膜の機械劣化に対する寿命予測技術. . . . . 杉下昌史・大森　優 54

◇ A Pore-Scale Multiphysics Method to Study PEMFC Catalyst Layers
盛山浩司・Jinfen KANG・Seung Hyun KIM 62

◇ Three Dimensional Large Scale Numerical Simulation of PEMFC with Low-Pt Loading
盛山浩司・Wenbin GU
Liang HAO・Chao-Yang WANG 72

◇ 70 MPa 差圧式高圧水電解スタックの開発. . . . . 石川博之・針生栄次
川崎暢之・大門鋭刀 80

◇ クルマと社会が調和する次世代環境車, 新型 CLARITY FUEL CELL のデザイン. . . . 矢口史浩・小林　慧
佐原　健・冨田沙希 88

◇ Forza125 のスタイリングデザイン . . . . . 西本太郎 100

◇ 新型 50 cc スタンダードスクータ, Tact のデザイン. . . . . 大坪　守 113

◇ RC213V-S の開発. . . . . 宇貫泰志・土屋粒二・向原穂高
村澤直喜・大越　悟 121

◇ 新型直列 4 気筒ガソリン直噴過給ダウンサイジングエンジン. . . . . 中野弘二・和田裕介
城野実考・成廣　繁 133

◇ S660 用６速マニュアルトランスミッション ..... 岩崎正明・細川琢矢・山本堂太 140

◇ テレマティクス技術を活用した BEV 用リチウムイオンバッテリ容量の推定と推移予測
武政幸一郎・宮下拓也・赤松健治
羽田知史・上甲昌郎 145

◇ Vehicle-Grid Integration に対応した車両システムの開発..... 貞野　計・丸山　豊・新崎　知
金澤紘行・工藤　純・藤野　健 152

◇ 自動車ケーブル類レイアウト検討のための非線形有限要素法ソルバ..... 首藤拓也 160

◇ アディティブマニュファクチャリングを用いたスターリングエンジン熱交換器製作手法の紹介
淺沼雅彦・遠藤恒雄・酒井仁史 166

◇ ピストン用 Mg-Zn-Y 系鍛造合金における撹拌鋳造手法と機械的性質..... 家永裕一 174

◇ シリンダブロックのメインベアリング部のフレッティング疲労による破損に対する予測および検証手法の開発
石原祥道・濱川　丈・佐藤謙次
山﨑毅幸・史　超・橋本　尚
羽根田裕彰・高橋伸一 182

CONTENTS

◇ Development of New Fuel Cell Vehicle CLARITY FUEL CELL
. . . . . .Kenichiro KIMURA・Teruaki KAWASAKI・Takayuki OHMURA
Yoshihiro ATSUMI・Kiyoshi SHIMIZU 1

◇ Development of In-tank Solenoid Valve Compatible with 70 MPa High-pressure Hydrogen Storage and Supply System for FCV . . . . . .Saneto ASANO・Koichi KATO
Hiroyasu OZAKI・Makoto WADA 8

◇ Development of CCM Water Content Distribution Measurement System for Fuel Cell Stack
. . . . . .Masahiko SATO・Hiroto CHIBA・Masajiro INOUE 15

◇ Numerical Prediction of Water Content Distribution of Catalyst Coated Membrane of Fuel Cell Stack using Simulation . . . . . .Kenji NAGUMO・Masajiro INOUE 24

◇ Real-time Measurement of Water Content of CCM in On-board Fuel Cell Stack System
. . . . . .Toru IWANARI・Kazuyoshi MIYAJIMA
Koichiro FURUSAWA・Masajiro INOUE 31

◇ Empirical Model for Polymer Electrolyte Fuel Cell Electrocatalyst Degradation Using Platinum Stress
. . . . . .Masakuni YAMAMOTO・Hiroshi MATSUMORI 37

◇ Life Prediction Model Estimating Chemical Degradation of Polymer Electrolyte Membrane for Fuel Cells
. . . . . .Atsushi HIRAIDE 45

◇ Life Prediction Technology of Fuel Cell Polymer Electrolyte Membrane under Mechanical Degradation
. . . . . Masashi SUGISHITA・Suguru OHMORI 54

◇ A Pore-Scale Multiphysics Method to Study PEMFC Catalyst Layers
. . . . . .Koji MORIYAMA・Jinfen KANG・Seung Hyun KIM 62

◇ Three Dimensional Large Scale Numerical Simulation of PEMFC with Low-Pt Loading
. . . . . .Koji MORIYAMA・Wenbin GU
Liang HAO・Chao-Yang WANG 72

◇ Development of 70 MPa Differential-pressure Water Electrolysis Stack
. . . . . .Hiroyuki ISHIKAWA・Eiji HARYU
Nobuyuki KAWASAKI・Hayato DAIMON 80

◇ Design of Next-generation Environmental Vehicle CLARITY FUEL CELL, realizing Harmony between Vehicles and Society . . . . . Fumihiro YAGUCHI・Kei KOBAYASHI
. . . . . .Ken SAHARA・Saki TOMITA 88

◇ Styling Design of the Forza125 . . . . . Taro NISHIMOTO 100

◇ Styling Design of New Tact, 50 cc Standard Scooter . . . . . .Mamoru OTSUBO 113

◇ Development of RC213V-S . . . . . .Hiroshi UNUKI・Ryuji TSUCHIYA・Hodaka MUKOUHARA
. . . . . .Naoki MURASAWA・Satoru OKOSHI 121

◇ New In-Line 4-Cylinder Gasoline Direct Injection Turbocharged Downsizing Engine
. . . . . Koji NAKANO・Yusuke WADA
Mitsutaka JONO・Shigeru NARIHIRO 133

◇ 6-Speed Manual Transmission for Honda S660
. . . . . Masaaki IWASAKI・Takuya HOSOKAWA・Dohta YAMAMOTO 140

◇ Accurate Capacity Estimation and Forecast of Li-ion Battery for BEV Using Telematics
. . . . . Koichiro TAKEMASA・Takuya MIYASHITA・Kenji AKAMATSU
Satoshi HADA・Masao JOKO 145

◇ Development of Vehicle System Supporting Vehicle-Grid Integration
. . . . . Hakaru SADANO・Yutaka MARUYAMA・Satoru SHINZAKI
Hiroyuki KANAZAWA・Jun KUDO・Takeshi FUJINO 152

◇ Nonlinear Finite Element Method Solver for Design of Automotive Cable Layout . . . . . Takuya SHUDO 160

◇ Introduction of Heat Exchanger Production Technique for Stirling Engine Using Additive Manufacturing
. . . . . Masahiko ASANUMA・Tsuneo ENDO・Hitoshi SAKAI 166

◇ Stir-casting Process and Mechanical Properties of Forged Mg-Zn-Y Alloys for Piston
. . . . . Yuichi IENAGA 174

◇ Prediction of Fracture of Cylinder Block Main Bearing by Fretting Fatigue and Development of Verification Method . . . . . Yoshimichi ISHIHARA・Takeru HAMAKAWA・Kenji SATOH
. . . . . Takeyuki YAMASAKI・Chao SHI・Hisashi HASHIMOTO
Hiroaki HANEDA・Shinichi TAKAHASHI 182

新型燃料電池自動車 CLARITY FUEL CELL の開発

Development of New Fuel Cell Vehicle CLARITY FUEL CELL

木 村 顕一郎* Kenichiro KIMURA
河 﨑 輝 明* Teruaki KAWASAKI
大 村 孝 之* Takayuki OHMURA
渥 美 淑 弘* Yoshihiro ATSUMI
清 水 潔* Kiyoshi SHIMIZU

要 旨

今回開発した新型燃料電池自動車 CLARITY FUEL CELL は，内燃機関を搭載した車両と変わらない使い勝手と新時代の魅力を持った車へと進化した．燃料電池パワートレインをフロントフード内に搭載し，セダンの燃料電池自動車の市販車として世界で初めて５人乗りの FCV セダンパッケージを実現した．そのキーとなる技術は，耐衝撃構造を備えた小型燃料電池スタック，電動ターボ型エアコンプレッサと昇圧コンバータの採用，駆動ユニットの小型化である．水素タンクの最適配置と高圧化により，一充填走行距離（参考値）を約 750 km まで高めるとともに，一回あたり３分程度の水素充填時間を達成した．また車体の軽量化，空力性能の追及，モータの高出力化等により走行性能も向上させ，内燃機関を搭載した車両と変わらない使い勝手を実現した．さらに，新時代の車を予感させる繋がる新技術として，外部給電機能を採用した．

ABSTRACT

The newly developed fuel cell vehicle, the CLARITY FUEL CELL, has evolved to provide new era appeal together with the same usability as a vehicle with an internal combustion engine. The fuel cell powertrain is mounted under the front hood, realizing the world's first fuel cell vehicle to be commercially available in a five-passenger sedan package. The key technologies in this achievement are the greater compactness and shock-resistant construction of the fuel cell stack, the adoption of an electric turbo air compressor and fuel cell voltage control unit, and the compact drive unit. Optimal placement of the hydrogen tank and increased pressure capacity extend the driving range (reference value) to approximately 750 km, and achieve a hydrogen refueling time of about three minutes. Driving performance is also heightened by pursuing reductions in vehicle body weight and enhancement in its aerodynamic performance, through increased power of the motor, and so on. These efforts have realized a level of usability on a par with vehicles running on internal combustion engines. In further innovation, this model features external power supply functionality, a new linking technology that gives a foretaste of the vehicle of tomorrow.

1．はじめに

自動車が直面する CO_2 による地球温暖化の問題と資源の枯渇によるエネルギー問題のどちらにも対応できる技術として，多様なエネルギー源から製造可能で，輸送や貯蔵もできる水素は次世代の有望なエネルギーキャリアとして注目されている．

Honda は自由な移動の喜びと豊かで持続可能な社会の実現を目指し，1980 年代から燃料電池の基礎研究を開始した．1999 年には FCX-V1 および V2 の実験車[1]を初めて公開し燃料電池自動車（FCV）の普及に向けた開発を進めてきた．2002 年に開発した FCX は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[1]．2003 年には世界で初めて氷点下始動を可能にした[2],[3]燃料電池スタック（Honda FC Stack）を自社開発した．2008 年には世界で初めてセダンタイプの革新的なパッケージや異次元のドラ

＊四輪 R&D センター

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2016_28_1_1

イブフィールを備えたFCX CLARITY[4]を市場に導入し，他社に先駆けてFCVならではの新しい価値や魅力を持った車を提案した．

FCVの普及拡大を担う新型車の開発にあたっては，これまで蓄積したデータやお客様からの意見をフィードバックし，内燃エンジン車と変わらない使い勝手と従来車にはない新時代の魅力を兼ね備えたFCVへとさらに進化させる必要があった．

2．開発コンセプトとねらい

CLARITY FUEL CELL(Fig. 1)の開発コンセプトは，Red Carpet to the New Eraとした．このコンセプトの意味は，FCVの普及を目指し内燃エンジン車に置き換わるために，性能や使い勝手などの普遍的な価値はそのままに，従来にない新たな魅力を加えることで，新時代へ踏み出すお客様にとって特別な1台となるクルマを開発することである．

このコンセプトをもとに，CLARITY FUEL CELLの開発のねらいを以下のように定めた．

（1）世界初5人乗りFCVセダンパッケージの実現
燃料電池パワートレインを小型化してフロントフード内に搭載することにより，ゆとりのある5人乗りのキャビンを実現する．

（2）車体軽量化と徹底した走行抵抗の低減
高強度材による車体軽量化と共に，ボデー形状による空力性能の追求と空力パーツの設定により走行抵抗を低減する．

（3）環境性能と車両性能の両立
ゼロエミッションという究極の環境性能を持ちながら，内燃エンジン車同等以上の車両性能を実現する．

（4）新時代の車を予感させる繋がる技術
外部給電器機能を標準装備し，車と社会がつながることを目指す．



Fig. 1　Honda CLARITY FUEL CELL

3．世界初5人乗りFCVセダンパッケージの実現

3.1. 燃料電池パワートレインのフロントフード内搭載

CLARITY FUEL CELLは，マンマキシマム・メカミニマムの思想のもと，セダンとして快適な居住空間を目指し，燃料電池パワートレインの小型化に取り組み，市販車として世界で初めてセダンのフロントフード内への搭載を実現した．これによりスペース効率が向上し，大人5人が快適に座れるFCVセダンパッケージを実現するとともに，将来のFCV普及拡大期において，複数の車種に展開することを可能とした．

この小型燃料電池パワートレインはFig. 2に示す以下の四つのキーとなる技術によって実現した．

（1）燃料電池(FC)スタックの小型化，耐衝撃性の向上
（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

3.1.1. FCスタックの小型化と耐衝撃性の向上

Fig. 3に示すように新型のFCスタックは，小型化のために電流密度を1.5倍に引き上げセル数を約30%削減した．セル構造はFig. 4に示すようにHonda独創のWave流路と2セルごとの冷却構造を継承しつつ，1セル当り1 mmの薄型化を実現した．また，膜電極接合体(MEA)のガス拡散性を向上させて，セパレータのガス流路の幅と高

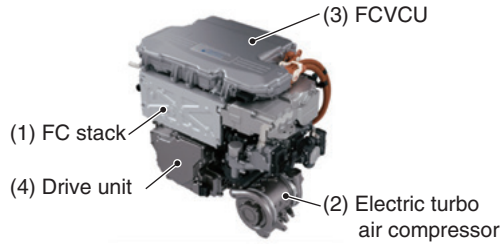


Fig. 2　Downsized fuel cell powertrain

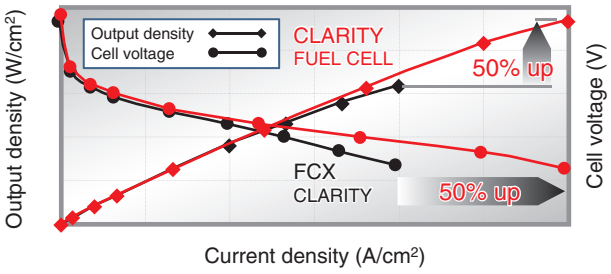


Fig. 3　Enhancement of FC current density

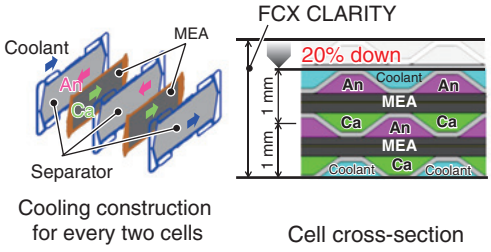


Fig. 4　FC structure

さを低減し，Fig. 5 に示すように世界トップクラスの出力密度 3.1 kW/L を実現し従来スタック比 33% の小型化を達成した．

Fig. 6 にフロント衝突時の安全性を確保するためにセルの保持構造を見直し，耐衝撃性を 4 倍に高めたスタック断面を示す．

Fig. 7 に MEA の外周を樹脂枠と接合する構造を示す．樹脂枠による MEA 材料の削減効果と，MEA を矩形化したことで触媒などの連続塗工を可能とし無駄な端材を削減した効果とをあわせて，高額材料の使用量を従来比約 40% 削減した．燃料電池スタックの生産性の向上とコストダウンに貢献している．

3.1.2. 電動ターボ型エアコンプレッサの採用

燃料電池スタックに空気を供給する新開発のエアコンプレッサの外観を Fig. 8 に示す．

流量特性，容積，コストに優れた電動ターボ型コンプレッサを採用した．また静粛性も高く，加速時や高速走行時にも静かなキャビンの実現に寄与している．さらに，同軸 2 段過給方式によって空気供給の圧力を従来比 1.7 倍に高め，燃料電池スタックの小型化に貢献した．

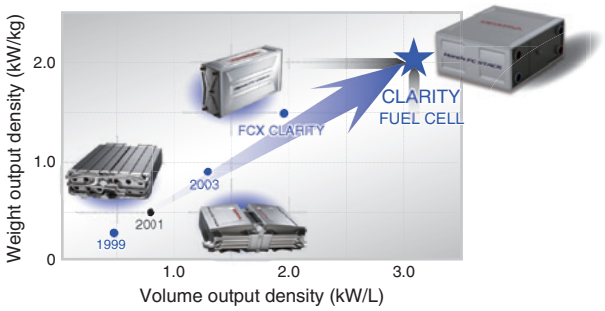


Fig. 5　Evolution of power density of FC stack

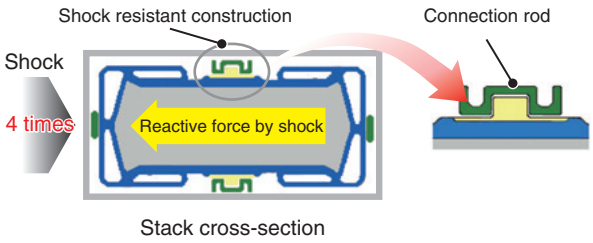


Fig. 6　Shock resistant construction of FC stack

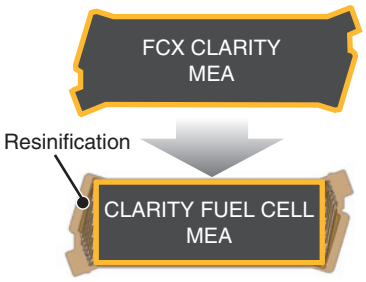


Fig. 7　Resin frame around MEA

3.1.3. FCVCU の採用

燃料電池の積層セル数を削減し，駆動モータを高出力化するためには，駆動モータへの供給電圧を高電圧化する必要があり FCVCU を採用した．FCVCU には量産車世界初のフル SiC インテリジェントパワーモジュールを適用し，約 30 kHz の高周波駆動によってコンデンサ，リアクトルなどの小型化を図った．さらに，磁気結合型リアクトルの採用や構成部品の最適配置によって従来のコンバータに対し，容積比約 40% の小型化を達成した．

3.1.4. 駆動ユニットの小型化

フロントフード内に燃料電池スタックを搭載するため，従来駆動モータ上部に配置したパワーコントロールユニット (PCU) を駆動モータ前部に一体化した．Fig. 9 に示すように FCX CLARITY に対し高さを約 34% 低減して燃料電池スタックの搭載スペースを創出した．

これらのキーとなる技術によって，Fig. 10 に示すよう



Fig. 8　Electric turbo air compressor

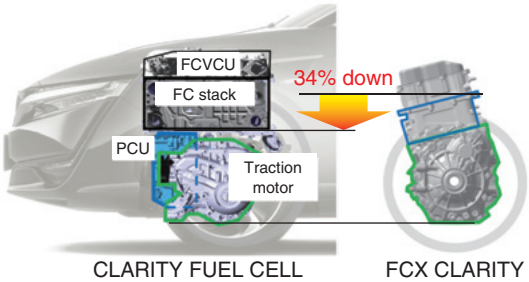


Fig. 9　PCU integrated with traction motor

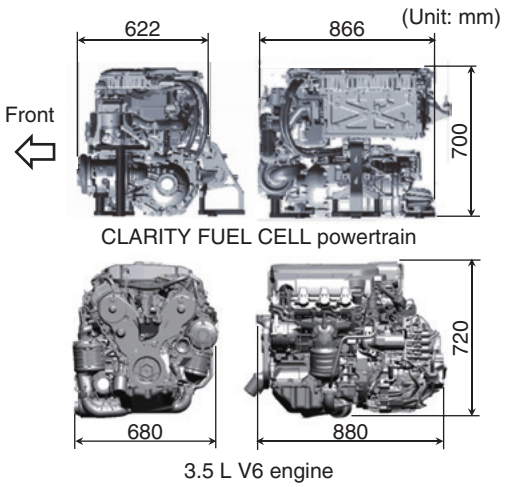


Fig. 10　FC powertrain equivalent to V6 engine in size

Table 1 Basic dimension

Model / Specification	CLARITY FUEL CELL	2013 model year Accord PHEV	2015 model year LEGEND
Weight (kg)	1890	1740	1980
Length (mm)	4915	4915	4995
Width (mm)	1875	1850	1890
Height (mm)	1480	1465	1480
Wheel base (mm)	2750	2775	2850
Seating capacity	5	5	5

に燃料電池パワートレインを従来の V6 エンジン同等サイズに小型化することができた.

3.2. 水素タンクの最適配置

水素タンクを搭載した車両パッケージを Fig. 11 に示す. リヤ席のフロア下とリヤ車軸上(リヤ席後方とトランク前側の間)にそれぞれ水素タンクを搭載した. このレイアウトにより, 車格にふさわしい 5 名乗車とトランク容量(ゴルフバック 3 個搭載可能)を確保したセダンパッケージを実現した. Table 1 に 2013 年モデルの Accord および 2015 年モデルの LEGEND との比較の基本寸法を示す.

水素タンクの搭載状態を Fig. 12 に示す. タンクはアルミライナを用いた Type3[(5)]である. 世界統一規格 GTR-No.13 に適合しており, 70 MPa の高圧化により約 5 kg[*1] の圧縮水素ガスを貯蔵可能としている.

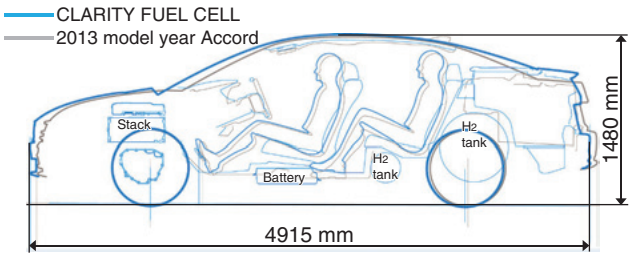


Fig. 11 Package (Japan model)

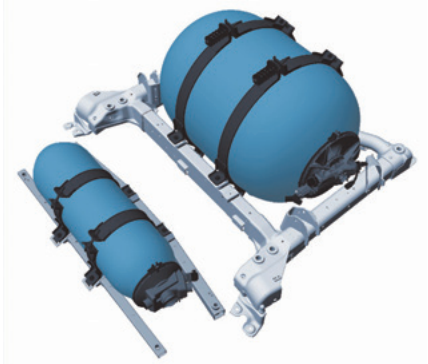


Fig. 12 Image of H_2 tank installation

4. 車体軽量化と徹底した走行抵抗の低減

4.1. 高強度材による車体軽量化

車体を構成する部材の軽量化技術を Fig. 13 に示す. また, 軽量化材料の使用率を Fig. 14 に示す. アルミ合金への材料置換はフロントバンパビーム, フロントフード(スキン, フレーム), フェンダ, フロントおよびリヤドアコンポーネント(サッシュ, スキン, パネル), トランクコンポーネント(スキン, フレーム), リヤパーセルシェルフに適用した. 樹脂への材料置換はフロントバルクヘッド, リヤバンパビームに適用した. さらに, 超高張力鋼板の使用率を高め従来比約 15% の軽量化を実現した. Fig. 15 にボデーの重量比較を示す.

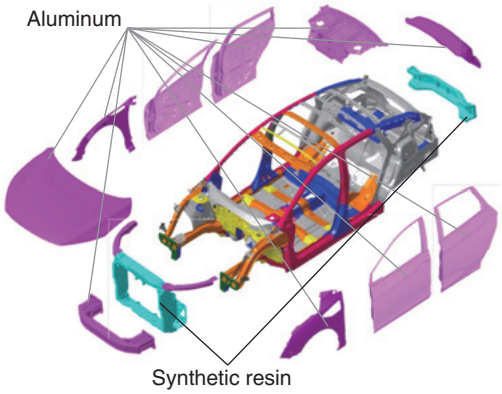


Fig. 13 Weight saving parts

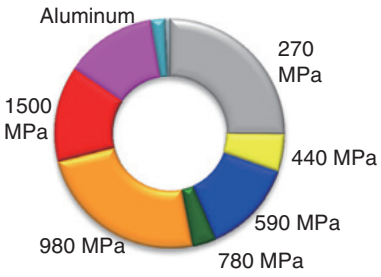


Fig. 14 Usage rate of lightweight materials

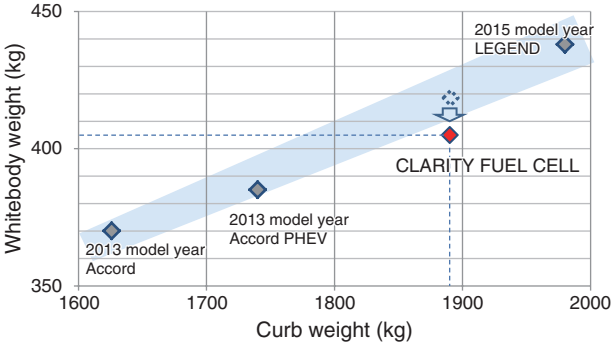


Fig. 15 Whitebody weight Ration

4.2. 空力性能を意識したボデー形状の追求

Fig. 16 に車体の上部と側面を流れる空気のイメージを示す．この車体上部の空気の流れと，側面からの流れが車体後部において合流し，車体後方に向けて剥離する際の様子を Fig. 17 に示す．Fig. 17 において右図は，左図に対して車体上面と側面からの流速差が低減されて縦渦による誘導抵抗が削減された状態を示している．このボデー形状の実現のため，空力性能に有利なキャビンシルエットと，居住空間と両立させるためにトランクリッドを高く配置した特徴的なセダン骨格（ハイデッキセダン骨格）を採用した．さらに，開発当初からローリングロード付き風洞[6]を用い，風洞試験を繰り返し実施して形状を決定した．

4.3. 空力性能向上を目的としたデバイス設定

Fig. 18 に示すように各種の空力デバイス設定によって空気抵抗を削減した．前後のタイヤ側面の空気を整流するエアカーテン，リヤタイヤの上部を覆うタイヤカバー，車体下部のスムーズな空気流れを促す床下のフラット化，これらの効果で約 13% の空気抵抗係数削減効果を得た．個々のデバイスの空気抵抗係数における削減効果を Table 2 に示す．



Fig. 16　Image of aerodynamic body shape image

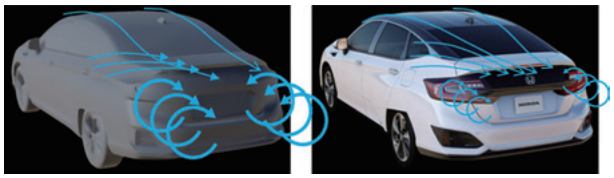


Fig. 17　Induced drag generated by longitudinal vortex

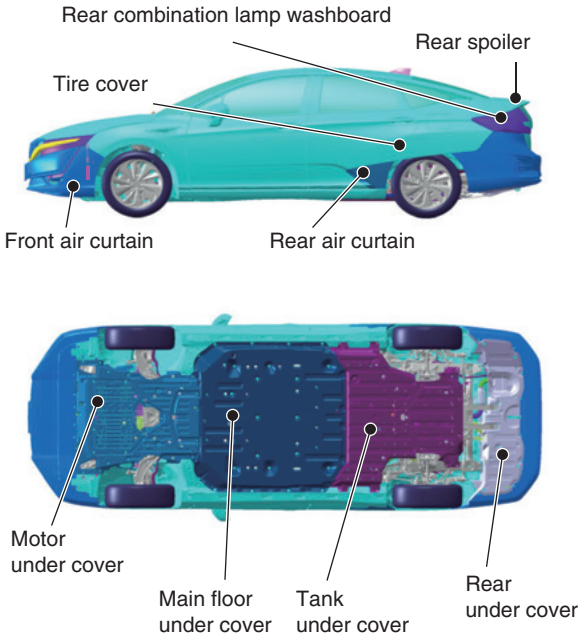


Fig. 18　Aerodynamic parts

Table 2　Aerodynamic parts effect

Parts	⊿CD (%)
Rear spoiler	-1.0
Rear under cover	-1.0
Rear air curtain	-0.5
Rear combi washboard	-1.0
Tire cover	-1.0
Tank under cover	-1.5
Main floor under cover	-2.5
Front air curtain	-1.5
Motor under cover	-3.0
Total	-13.0

5．環境性能と車両性能の両立

CLARITY FUEL CELL は，ゼロエミッションという究極の環境性能を持ちながら，内燃エンジン車と同等以上の車両性能を目指して開発した．

5.1. 一充填走行距離（参考値）約 750 km[*2]の達成

70 MPa に高圧化した水素タンクを搭載し，パワートレインの高効率化や走行エネルギーの低減により，ゼロエミッション車として世界トップクラス[*4]の一充填走行距離（参考値）約 750 km[*2]（JC08 モード走行時，Honda 測定値）を達成した．なお，2016 年度以降に運用開始が見込まれる新規格の水素ステーションで充填した場合は，水素充填量の増加により，約 800 km[*3]の性能となる見通しである．さらに，1 回あたりの水素充填時間は 3 分程度[*5]で完了するなど内燃エンジン車と変わらない使い勝手を実現した．

5.2. モータの高出力化とノーマル，スポーツの運転モード切替による走りの魅力

駆動モータは，従来と同等のサイズを維持しながら FCVCU による最適電圧制御により従来比 30% 増となる 130 kW の出力を達成した．また，ノーマル，スポーツの運転モード切り替えスイッチを設定した．スポーツモードを選択した場合は，Fig. 19 のように加速時のアクセルペダルの踏み込みに対するトルクの出力応答時間を早めてより俊

敏でダイレクトな加速を実現した．アクセルペダルを離した場合も，内燃エンジン車のエンジンブレーキに相当するモータによる電力回生の応答性を高めている．これらの設定によってキビキビした走りの魅力を実現した．

5.3. 専用シャシの採用による走りの質感

前後サスペンションとサブフレームの構造を Fig. 20 に示す．ストラット式フロントサスペンションおよび5リンク式リヤサスペンションを採用した．フロントサブフレームは世界初の中空アルミダイキャスト方式を採用し，高剛性かつ従来製法比約 46% の軽量化を達成した．リヤサブフレームもオールアルミ素材により約 27% の軽量化をしつつ水素タンクの搭載フレームを兼ねている．

リヤシート下に搭載した水素タンクによって，車両の重心高は Accord PHEV 比で約 10 mm 程度低められており，スタティックスタビリティファクタ (SSF) は 5% 低減された．この結果，走行中の操舵に対するロールが生じにくくなり，フラットライド感が向上した．サスペンションには周波数応答式可変ダンパ (SFRD) [7] を採用して滑らかな乗り心地を実現した．ステアリングギヤボックスにはデュアルピニオンアシスト電動パワーステアリング (EPS) (Fig. 21) を採用し，タイロッドエンドはアルミ合金化によって従来比で 20% 軽量化した．ブレーキシステムは電動サーボブレーキシステム (ESB) [8] と電動パーキングブレーキシステム (EPB) を採用した．さらに，ロードノイズに対する静粛性向上のために，アクティブノイズコントロールシステム (ANC) [9] を採用した．

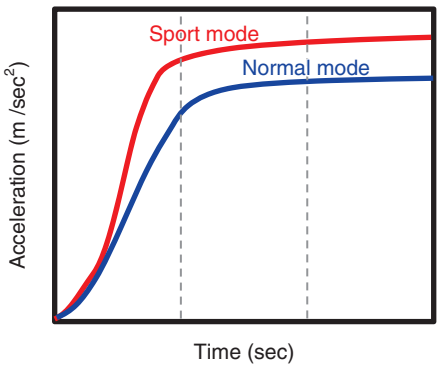


Fig. 19 Acceleration performance

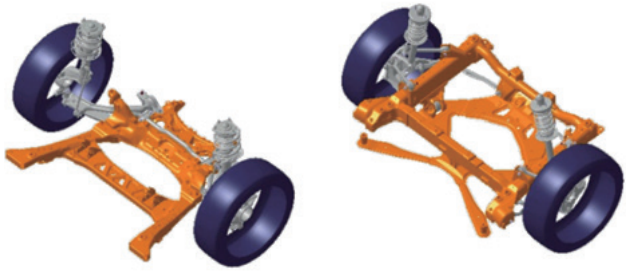


Fig. 20 Front suspension (left) and rear suspension (right)

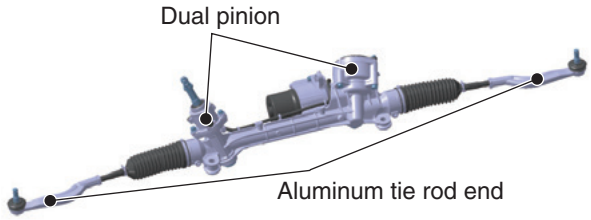


Fig. 21 Dual pinion assist EPS

6．新時代の車を予感させる繋がる技術

6.1. Honda が描く水素エネルギー社会

Honda は来たる水素社会に向けて，つくる，つかう，つながるという三つのコンセプトに基づき，FCV 以外にも水素関連技術の開発をおこなってきた (Fig. 22)．

つくるの観点では，太陽光発電や風力発電など再生可能エネルギーによる分散型水素エネルギー供給を目指しスマート水素ステーション (SHS) を開発し実証実験をおこなっている．

また，つながるでは，FCV が走る電源となり非常用や野外用に電気を供給することで車と地域社会をつなげることを目指している．POWER EXPORTER 9000 は，Honda の発電機開発で培った高い信頼性と，高品質な AC 出力を特徴とした外部給電器で，最大 9 kVA の電力を CLARITY FUEL CELL から外部に供給可能とした．Fig. 23 に車両と接続した状態の外観を示す．専用の給電リッドを設けることで使い勝手にも配慮した．

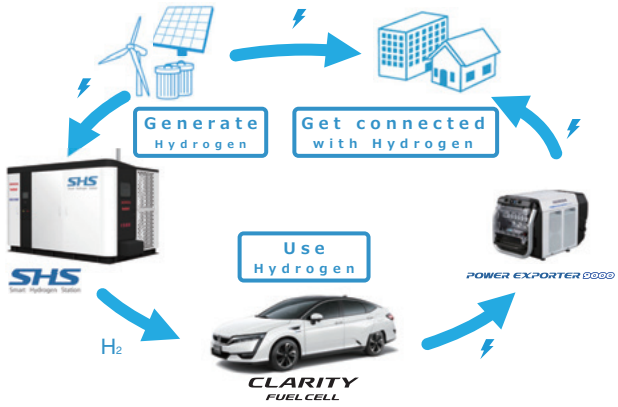


Fig. 22 Honda's vision of a hydrogen-powered future society



Fig. 23 POWER EXPORTER 9000

7. おわりに

CLARITY FUEL CELL は, 新たな時代に一歩踏み出すお客様にとって特別な１台となることを目指して開発した, 内燃エンジン車と変わらない使い勝手と従来車にはない新たな魅力を兼ね備えた新時代の車である.

FCV の市場はまだ発展途上であり, 今後も継続的に水素インフラと協調して市場の拡大に取り組み続けることが重要である. 性能向上やコストダウンなど FCV のさらなる魅力度アップに努め, CLARITY という車名のように, 自由な移動の喜びと豊かで持続可能な社会の実現を目指す Honda の取り組みの「明快さ」を示していく.

＊１　SAE 規格 (J2601) の標準条件に基づいた水素充填圧 70 MPa ステーションでの充填作業における Honda 測定値

＊２　JC08 モード走行時, Honda 測定値. SAE 規格 (J2601) の標準条件に基づいた水素充填圧 70 MPa ステーションでの充填作業における Honda 測定値であり, 仕様の異なる水素ステーションで充填した場合は, 水素タンク内に充填される水素量が異なるため, 走行距離も異なります. また, 走行距離は使用環境 (気温, 渋滞等) や運転方法 (急発進, エアコン使用等) に応じて大きく異なります.

＊３　＊２と同条件下で 2016 年度以降に運用開始が見込まれる新規格の水素ステーションで充填した場合の Honda 測定値

＊４　2016 年３月現在, Honda 調べ

＊５　SAE 規格 (J2601) の標準条件に基づいた水素充填圧 70 MPa ステーションでの充填作業における Honda 測定値, 充填圧および外気温により, 充填時間は異なります.

参考文献

(1) 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, p.1-6

(2) 川崎聡志, 内堀憲治, 村上義一, 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, p.45-50

(3) 小川隆行, 木村顕一郎, 内堀憲治, 藤本幸人, 清水潔：燃料電池乗用車Honda FCX用パワートレインの開発, Honda R&D Technical Review, Vol.15, No.1, p.7-12

(4) 松永稔, 福嶋達也, 尾島邦明, 木村顕一郎, 小川隆行：FCX クラリティ用燃料電池パワートレイン, Honda R&D Technical Review, Vol.21, No.1, p.7-14

(5) 金﨑俊彦, 間野覚文, 宮川一夫, 林登, 小川武史：燃料電池電気自動車用 Type3 高圧水素タンクの寿命設計法と評価法, Honda R&D Technical Review, Vol.26, No.1, p.139-147

(6) 是本健介, 河村信之, 青木道広, 倉谷尚志, 中村信介, 吉岡秀樹：シングルベルトローリングロード付き実車風洞, Honda R&D Technical Review, Vol.23, No.1, p.18-21

(7) http://www.showa1.com/jp/technology/automobile/sfrd.html/2015/12/02

(8) 大久保直人, 西岡崇, 赤峰宏平, 波多野邦道：電動サーボブレーキシステムの開発, Honda R&D Technical Review, Vol.25, No.1, p.47-51

(9) 河野昌明, 津嶋広通, 秋元幸雄, 嶽和秀, 原田紀之, 長岡進, 江口美彦：2013 年モデル US Accord の開発, Honda R&D Technical Review, Vol.25, No.1, p.14-22

■著　者■


木村顕一郎


河 﨑 輝 明


大 村 孝 之


渥 美 淑 弘


清 水　潔

FCV 用 70 MPa 高圧水素貯蔵供給システムに対応したインタンク電磁弁の開発

Development of In-tank Solenoid Valve Compatible with 70 MPa High-pressure Hydrogen Storage and Supply System for FCV

朝野護人* Saneto ASANO
加藤航一* Koichi KATO
尾崎浩靖* Hiroyasu OZAKI
和田信* Makoto WADA

要　旨

燃料電池自動車の一充填走行距離の拡大を目的として，水素貯蔵供給システムの高圧化の課題であるインタンク電磁弁の軽量化技術と水素シール技術の開発をおこなった．

70 MPa に対応したインタンク電磁弁には，従来（35 MPa）比で２倍の耐圧強度が必要となり，必要耐圧強度の増加はインタンク電磁弁の大型化，重量増加につながる．そのため，軽量化技術として，高圧水素タンクに接続し水素の供給と遮断をおこなうインタンク電磁弁の逆止弁（充填側）と遮断弁（供給側）を機能統合することによる充填および供給流路の共用化，温度センサのタンクへの内蔵，およびボデー材質へのアルミニウム合金の適用をおこない，従来の 35 MPa 用インタンク電磁弁に対して 41% の軽量化を達成した．

さらに，水素シール技術として，70 MPa の圧力によるシール材の損傷を防止できる構造，および強度の高いシール材料を採用することにより，水素シールの高耐圧化を実現した．

ABSTRACT

In order to increase fuel cell vehicle mileage per filling, technologies have been developed to reduce the weight of the in-tank solenoid valve and boost hydrogen seal performance, both issues in increasing the pressure of a hydrogen storage and supply system.

It was necessary for the in-tank solenoid valve for use at 70 MPa to display twice the pressure resistance of the previous model (for 35 MPa use). However, realizing the necessary increase in pressure resistance would increase the size and weight of the valve. The in-tank solenoid valve is provided with a check valve on the hydrogen filling side and a shut-off valve on the hydrogen supply side; these valves connect to the high-pressure hydrogen tank and supply and shut off hydrogen. As a means of reducing weight in the developed in-tank solenoid valve, the functions of these valves were integrated, making it possible to share the flow channels for hydrogen filling and hydrogen supply. The temperature sensor was built into the tank, and aluminum alloy was employed as the material for the valve body. These measures reduced the weight of the developed in-tank solenoid valve by 41% against the previous 35 MPa model.

For the hydrogen seal, a structure that helps to ensure that the seal material is not damaged at a pressure of 70 MPa was adopted, and a high-strength seal material was employed. These measures made it possible to realize a high level of pressure resistance in the hydrogen seal.

1．まえがき

地球温暖化やエネルギー問題に対応するために，水素を燃料とした燃料電池自動車（FCV）は究極のエコカーとして期待されている．FCV の重要な性能の一つに，一充填走行距離がある．一充填走行距離を拡大するために，水素貯蔵量の増量化が求められる．

2009 年モデルの高圧水素貯蔵供給システム（35 MPa システム）では，高圧水素タンクの貯蔵圧力として 35 MPa を採用してきた[(1)]が，2016 年モデルの高圧水素貯蔵供給システム（70 MPa システム）では，一充填走行距離拡大に有効な手段である貯蔵圧力の 70 MPa 化に対応した．しかし，従来の 35 MPa 技術を踏襲して 70 MPa インタンク電磁弁を作ると，ボデー強度を確保するために必要な肉厚が増加し，大型化，重量増加してしまう．また，従来の 35 MPa 水素シール構造では 70 MPa の圧力によりシール材が損傷してしま

＊四輪 R&D センター

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2016_28_1_2

うため，シール性を確保することができないなどの課題があった．そのため，今回は高圧化の課題である軽量化技術と水素シール技術を開発し，一充填走行距離の拡大を図った．

2．開発のねらい

70 MPa システムの開発に際しては，以下の 2 点を開発の主要な目標とした．

（1）高耐圧化したインタンク電磁弁の軽量化

（2）水素シールの高耐圧化

3．システム構成

2016 年モデルの高圧水素タンクを車両に搭載した図を Fig. 1 に示す．70 MPa システムは，必要水素搭載量と乗員スペースを両立させるために，高圧水素タンク本数を大小，外径の異なる 2 本とし，リヤシート下部およびリヤシートバックの後部に配置している．

70 MPa システムの透視外観を Fig. 2 に示す．水素ステーションから供給される水素は，充填口（図中 a）および逆止弁（図中 b）を通った後に分岐され，インタンク電磁弁（図中 c）を通り 2 本の高圧水素タンク（図中 d）へと充填される．高圧水素タンクに貯蔵された水素は，インタンク電磁弁を通り減圧弁（図中 e）により減圧され，燃料電池スタックへと供給される．

また，貯蔵圧力 35 MPa および 70 MPa の高圧水素タンク外容積当たりの水素貯蔵量（体積水素貯蔵密度）を Fig. 3 に示す．水素貯蔵圧力を 35 MPa から 70 MPa にすることで，体積水素貯蔵密度を 30% 向上させることができる．

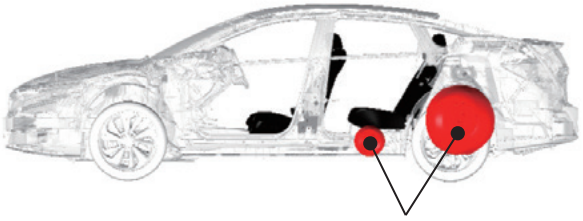


Fig. 1　High-pressure hydrogen tank installation layout

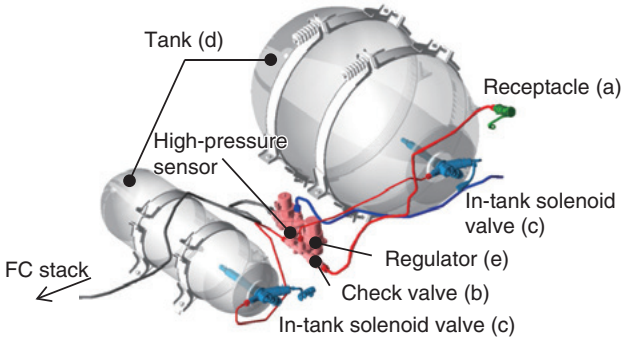


Fig. 2　Hydrogen storage and supply system for 2016 model year FCV

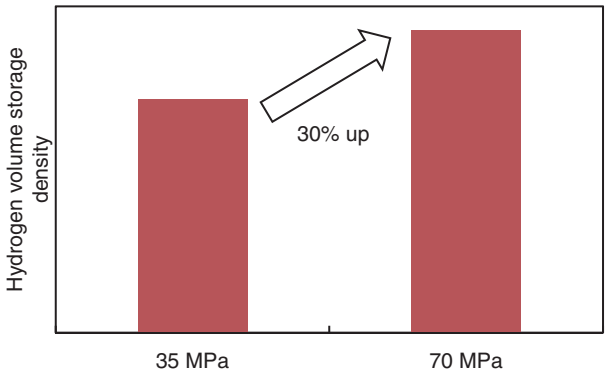


Fig. 3　Hydrogen volume storage density

4．インタンク電磁弁の軽量化

4.1. 逆止弁と遮断弁の機能統合

35 MPa システムと 70 MPa システムの構成を Fig. 4 に示す．35 MPa システム（図中 a）では高圧水素タンク 1 本に適した充填，供給のガス流路別体を採用していた．しかし，35 MPa システムと同じ考え方で複数タンクシステム（図中 b）にすると，充填，供給のガス流路を複数本ずつ配置する必要があり，システムとして大型化してしまう．そ

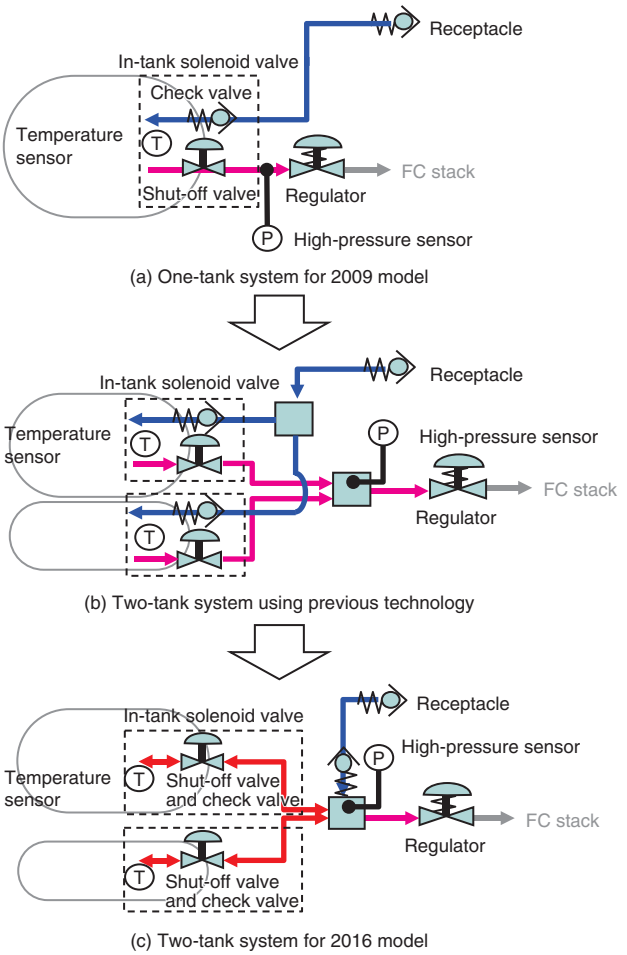


Fig. 4　Configuration of high-pressure hydrogen storage and supply system

のため，70 MPa システム（図中 c）は，逆止弁と遮断弁の機能を統合し，充填および供給流路を共用化したインタンク電磁弁を開発し，システムの軽量化をおこなった．

2009 年モデル（図中 a）および 2016 年モデル（図中 c）のインタンク電磁弁の構成および水素シール仕様を Fig. 5 に示す．今回の開発では，逆止弁と遮断弁を統合しインタンク電磁弁内の充填，供給の二つのガス流路を共用化することで部品数を 6% 削減した．

4.2. 温度センサのタンクへの内蔵

車両への水素充填中および走行中の高圧水素タンク内の水素温度を監視するために，インタンク電磁弁に温度センサを設置している．2009 年モデルと 2016 年モデルの温度センサのレイアウトと構造を Fig. 6 に示す．温度センサに使用されるサーミスタ素子は Mn，Co，Ni を主体とする遷移金属酸化物であり，水素に触れると還元され，特性が変化する．そのため，2009 年モデルの温度センサは，サーミスタ素子をステンレス鋼（SUS）きょう体で覆い，O リングシール（ボデーと温度センサ）で水素から隔離する構造を採用した．しかし，従来の O リングシールの構造で 70 MPa に対応すると，SUS きょう体の強度を確保するための必要な肉厚が増加し，温度センサを設置するインタンク電磁弁の口金が大径化してしまう．インタンク電磁弁の 70 MPa への対応と軽量化を両立するために，温度センサをタンクに内蔵した．

2016 年モデルの温度センサは，Fig. 6 に示すように O リングシール（ボデーと温度センサ）で水素から隔離する構造ではない．温度センサにハーメチックシール技術を適用し水素から隔離することでタンクに内蔵化することが可能となり，インタンク電磁弁の口金の小径化を実現した．なお，ハーメチックシールとは，金属管内にガラスとリード線を設置し，ガラス溶融後の徐冷処理時に，リード線，ガラスおよび金属管の熱膨張差によりガラスに圧縮応力を印加することで，リード線とガラスの密着力を高めシールする技術である．

4.3. ボデー材質へのアルミニウム合金の適用

インタンク電磁弁を軽量化するために，ボデー材質を 2009 年モデルの SUS からアルミニウム合金に変更した．アルミニウム合金のような非鉄材料は疲労限度が存在しないため，実車で想定される圧力の変動量と頻度を考慮し，疲労寿命設計をおこなうことでボデーの高耐圧化を実現した．

また，アルミニウム合金は SUS と比較するとアルカリ系の薬品に対し腐食しやすいため，アルミニウム合金

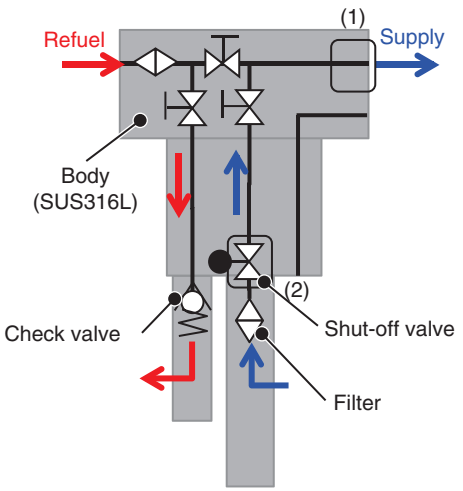
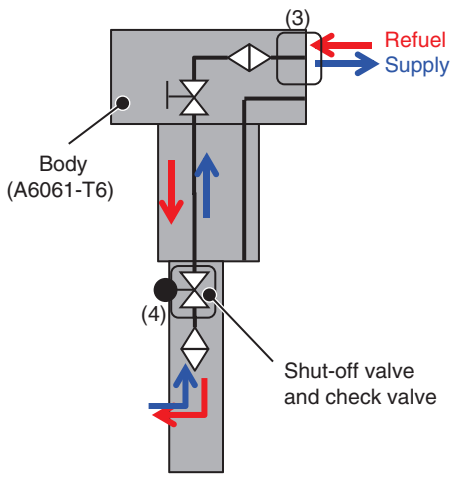
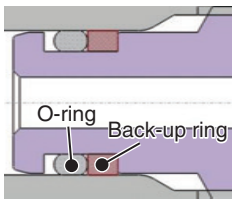
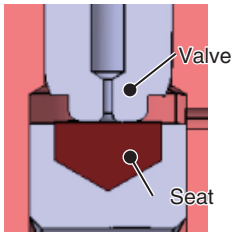
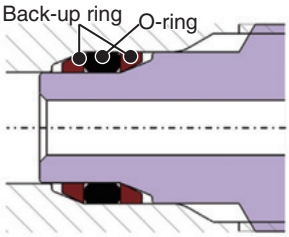
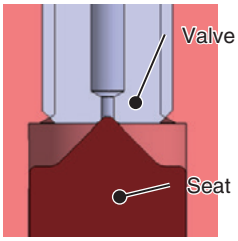
	2009 model	2016 model
Nominal working pressure	35 MPa	70 MPa
Weight	1.85 kg	1.09 kg
Structure		
Seal Structure	(1) O-ring seal 	(2) Valve seat 	(3) O-ring seal 	(4) Valve seat 

Fig. 5　Structure and specifications of in-tank solenoid valve

Table 1　Tests stipulated by GTR No. 13

Component	Test items
Shut-off valve and check valve	Hydrostatic strength test Leak test Extreme temperature and pressure cycling test Salt corrosion resistance test Vehicle environment test Atmospheric exposure test Electrical test Vibration test Pre-cooled hydrogen exposure test
TPRD	Pressure cycling test Accelerated life test Temperature cycling test Salt corrosion resistance test Vehicle environment test Drop and vibration test Leak test Bench top activation test Flow rate test

表面に無電解 Ni メッキ処理を施し，耐薬品性を確保した．なお，インタンク電磁弁の Global technical regulation (GTR) No. 13[2]の耐薬品性確認試験として，インタンク電磁弁を水酸化ナトリウム水溶液等に浸した後，外観，気密性および耐圧強度を確認する車両環境試験 (Table 1) があり，試験を実施した結果，ボデー材質の腐食がないことを確認した．

以上三つの逆止弁と遮断弁の機能統合，温度センサのタンクへの内蔵およびボデー材質へのアルミニウム合金の適用により，従来モデルに対し 70 MPa に対応しているにも関わらず，41% の軽量化を達成した．

5．70 MPa 水素シール技術

5.1. 70 MPa 用 O リングシールの開発

5.1.1. シールの考え方

結合部に O リングを用いたシール (O リングシール) を採用する場合，圧力印加時に O リングの剛性が不足していると，圧力に押され O リングがボデーとコネクタの隙間に噛み込んではみ出してしまい，O リングが損傷しシール性が低下してしまう (Fig. 7)．そのため，使用圧力に対して O リングが許容できる隙間 (はみ出し限界) を超過しないように設計する必要がある．

2009 年モデルの 35 MPa 用 O リングシールの構造を Fig. 7 に示す．圧力印加時 O リングのはみ出す隙間を埋めるために，O リングの大気側にバックアップリング (ゴム材料) を設置し，0.09 mm の隙間を埋めている．圧力印加時にバックアップリングが許容できる隙間 (はみ出し限界)[3]を Fig. 8 に示す．Fig. 8 の横軸が直径隙間，縦軸が印加圧力，赤線がバックアップリングのはみ出し限界を示しており，この赤線を超過 (赤線の右上) するとバックアップリングが隙間に噛み込んではみ出してしまう．35 MPa 圧力印加時には隙間がはみ出し限界を超過していないが，70 MPa 圧力印加時には隙間がはみ出し限界を超過し，バックアップリングが隙間にはみ出し損傷してしまう．これより，2009 年モデルの O リングシールの構造では 70 MPa の水素貯蔵には対応できない．

そこで，今回 70 MPa 用 O リングシールの構造について検討をおこなった．

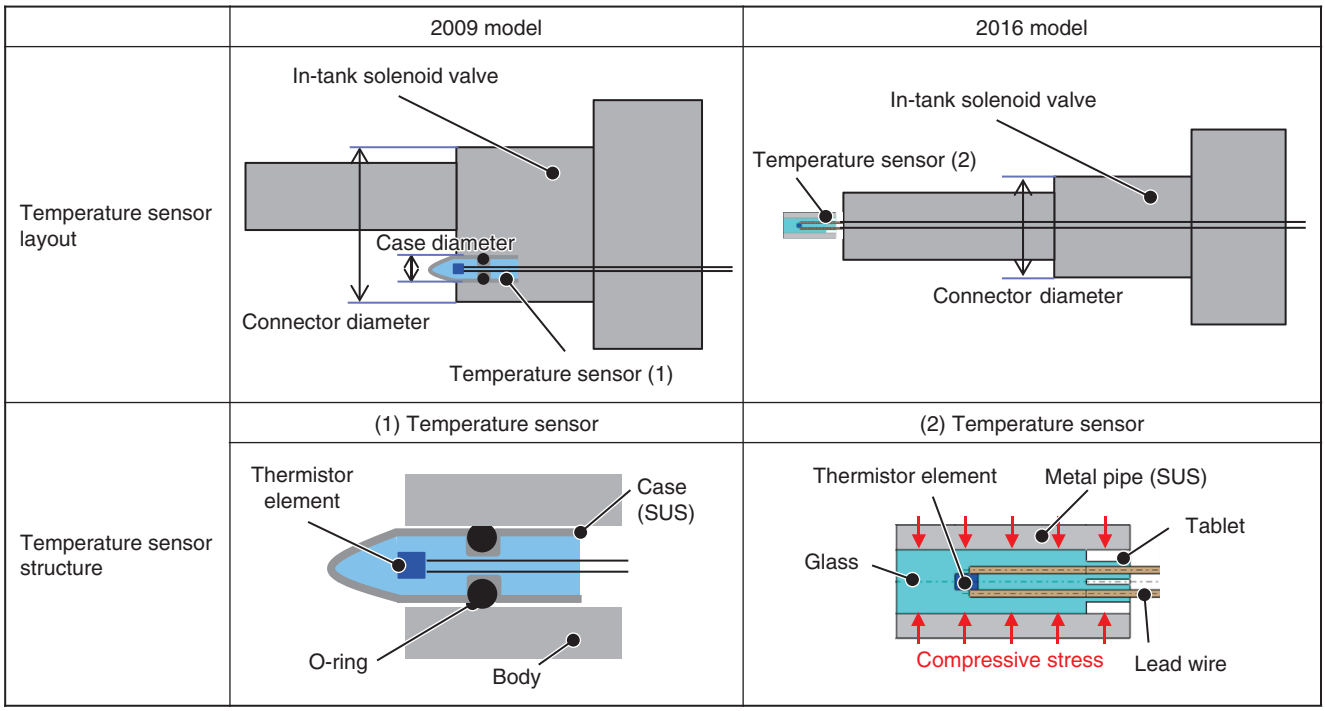


Fig. 6　Layout and structure of temperature sensor

5.1.2. シール構造

開発した 70 MPa 用Oリングシールの構造を Fig. 9 に示す．2016 年モデルでは，バックアップリングの強度を確保するために材質をゴムから樹脂に変更し，かつ圧力によって変形し隙間を埋めることができるテーパ形状を採用している[4]．

圧力印加時にバックアップリングが変形し隙間を埋める状態を表す CAE 結果を Fig. 10 に示す．初期状態の隙間は，図中 (a), (b), (c) の順に圧力が上昇すると徐々に埋められ，所定の圧力 (c) にて隙間がゼロとなる．Oリングのはみ出し限界と隙間の関係を Fig. 11 に示す．Fig. 11 の赤線はOリングのはみ出し限界を，青線は圧力により変形したバックアップリングとボデーの隙間と圧力の関係を示している．圧力 18 MPa 印加した時のOリングが許容できる隙間は 0.19 mm 以下であり，その時の隙間はテーパ型のバックアップリングの変形によってゼロ (< 0.19 mm) となるため，Oリングのはみ出し損傷は発生しない．CAE にて算出した隙間 (青線部) は，Oリングのはみ出し限界 (赤線部) 以下となり，Oリング損傷を防止することができる．

また，ゴム材料のOリングの方が樹脂材のバックアップリングより水素透過量が多く，Oリングを透過したガスがOリングとバックアップリングの間に滞留するため，減圧時にOリングが水素側へ押されOリングがはみ出し損傷してしまう可能性がある．さらに，70 MPa 水素環境下に長時間曝されたOリングは，内部に水素が浸透し，減圧時に膨張する事象も考慮して，Oリングの水素側にも大気側と同様のテーパ型のバックアップリングを適用した．

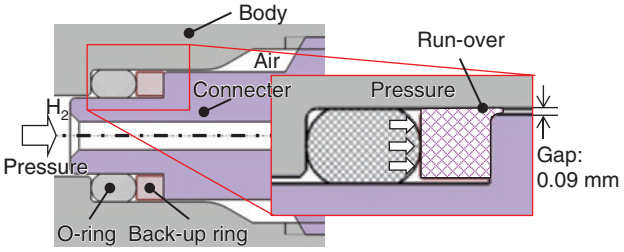


Fig. 7 O-ring seal structure for 35 MPa

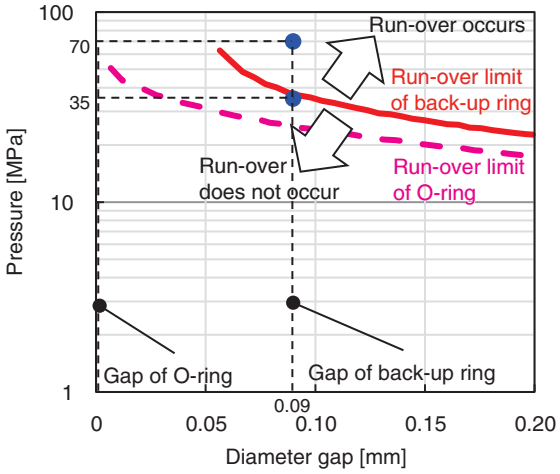


Fig. 8 Relationship of run-over and gap of back-up ring

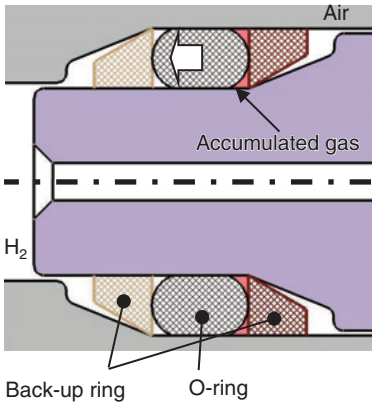


Fig. 9 O-ring seal structure for 70 MPa

5.2. 70 MPa 用弁部シートの開発

5.2.1. シールの考え方

水素の供給および遮断をおこなうインタンク電磁弁には，Oリングシールの他に Fig. 5 (2), (4) に示す弁部シート構造が必要であり，その弁部は上流と下流の圧力差がある条件で作動しなければならない．2009 年モデルでは，弁部シート材料にゴム材料を，弁部構造にはフラット形状のバ

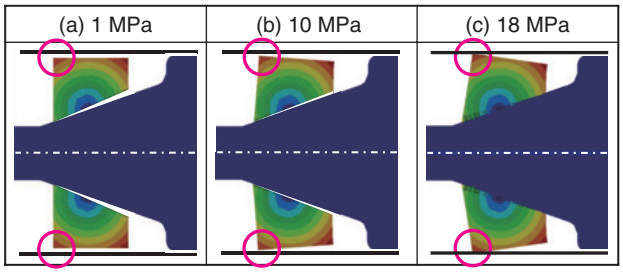


Fig. 10 CAE Results for run-over gap under pressure

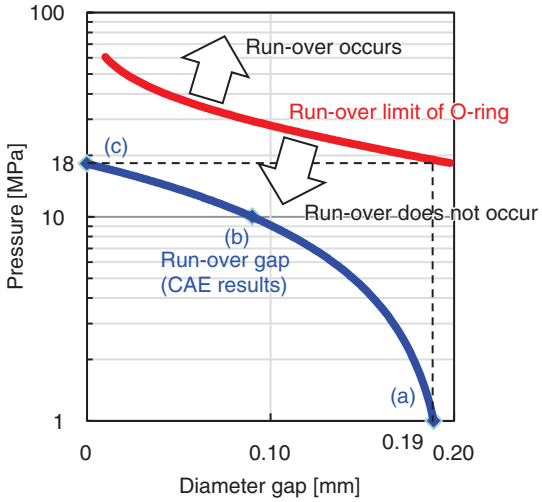


Fig. 11 Relationship between run-over and O-ring gap

ルブシートに突起形状のバルブを押し付ける構造を採用した．しかし，2009 年モデルの 35 MPa 用弁部シートを 70 MPa 差圧条件で作動させると，圧力によってゴムシートに発生した引張応力がシート材の引張強度を上回り，シート材が下流流路に入り込み損傷する事象が発生し，シール性を確保することができない (Fig. 12)．

そこで，今回 70 MPa 用弁部シートのシール材質およびシール構造について検討をおこなった．

5.2.2. シール材質

水素貯蔵圧力の 70 MPa 化に対応するためには，シール材質を機械強度が高い樹脂に変更することが必要である．しかし，一般的に樹脂には力が加わるとバネのように反発する性質 (弾性) があるとともに，流体のように流動する性質 (粘性) がある．そのため，高温高圧下で長期間ソークされると，樹脂はクリープ変形し永久ひずみが発生する．弁部シートのクリープ変形イメージを Fig. 13 に示す．弁部シートで永久ひずみが進行した場合，永久ひずみにより樹脂と金属の接触面積が増加してシート面圧が低下し，シール漏れが発生する懸案がある．

そのため，今回水素貯蔵圧力 70 MPa 化に対応した樹脂シート材料として，機械強度が高く，耐クリープ性に優れたポリアミドイミドを選定した．樹脂シートにポリアミドイミドを採用したことにより，差圧作動および熱老化に対する耐久性を確保することができる．しかしながら，ポリアミドイミドは比較的高い力で圧縮しなければバルブ表面の微細な凹凸を埋めることができずシール性を確保できないため，水素シールに必要なシート面圧を確保可能な構造を検討した．

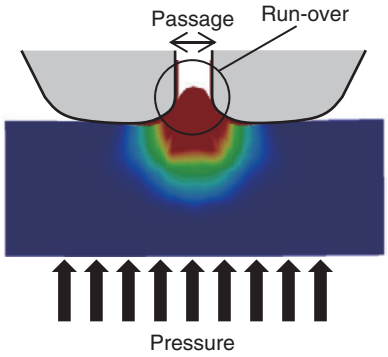


Fig. 12　Seat damage by run-over

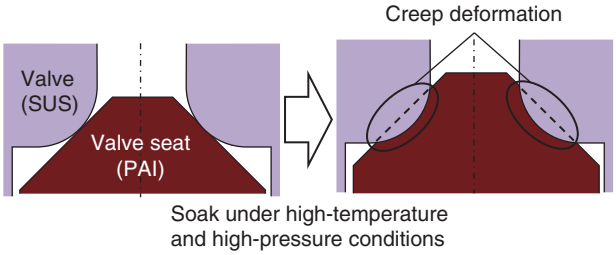


Fig. 13　Creep deformation of valve seat

5.2.3. シール構造

開発した 70 MPa 用樹脂シート構造を Fig. 14 に示す．

テーパ型樹脂シート構造は，バルブが閉じてバルブシートと接触した時に調芯する方向に力が働くため，バルブとバルブシートとの位置関係が適切に保たれている．また，シートに発生する面圧については，テーパ形状によりシート荷重が分力化され，発生応力を軽減することができる．

圧力印加時にシートに発生する面圧の CAE 解析結果を Fig. 15 に示す．弁部シートの圧力差が大きい場合には発生応力がシートの許容面圧以下となり，圧力差が小さい場合でも水素シールに必要な面圧が確保できる 45° テーパ型樹脂シート構造を選定した．

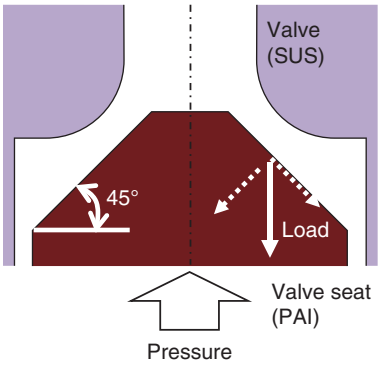


Fig. 14　Valve seat structure for 70 MPa

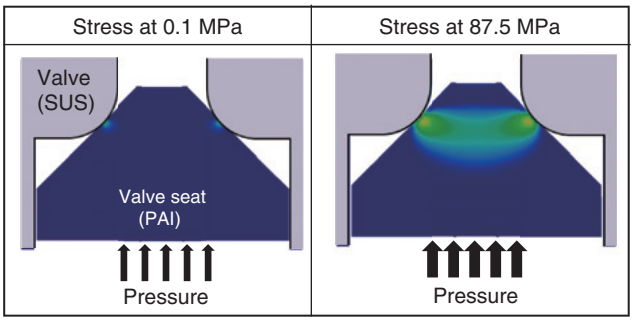


Fig. 15　CAE results for surface pressure

6．まとめ

70 MPa システムの高耐圧化によるインタンク電磁弁の軽量化と水素シール性の向上をおこなった．

(1) インタンク電磁弁の軽量化技術として，逆止弁と遮断弁を統合しバルブ内の充填，放出の二つのガス流路を共用化することで部品数を 6% 低減した．また，ボデー材質を SUS からアルミニウム合金に変更し，かつ温度センサのタンクへの内蔵により口金を小径化した．従来モデルに対し 70 MPa に対応しているにも関わらず，41% の軽量化を達成した．

（2）水素シール技術として，70 MPa用Oリングシールには Oリングの水素側，大気側にテーパ型のバックアプリングを設置するシール構造とした．70 MPa差圧条件で作動する弁部には 45° テーパ型樹脂シート構造をそれぞれ採用することにより，水素シールの高耐圧化を実現した．その結果，従来の 35 MPa に対して体積水素貯蔵密度を 30% 向上させることができた．

参考文献

（1）松永稔，福島達也，尾島邦明，木村顕一郎，小川隆行：FCX クラリティ用燃料電池パワートレイン，Honda R&D Technical Review，Vol.21，No.1，p.7-14
（2）Global technical regulation (GTR) No.13：Global technical regulation on hydrogen and fuel cell vehicles, (2013)
（3）日本フルードパワー工業会規格 JFPS 1003:1999，油圧シリンダ用パッキンの仕様・選定方針
（4）NOK 株式会社，Japan Patent 3543617, (1999)

■著　者■


朝野護人


加藤航一


尾崎浩靖


和田　信

燃料電池スタックにおける セル面内 CCM 含水量分布計測システムの開発

Development of CCM Water Content Distribution Measurement System for Fuel Cell Stack

佐 藤 雅 彦* Masahiko SATO
千 葉 裕 人* Hiroto CHIBA
井ノ上 雅次郎* Masajiro INOUE

要 旨

燃料電池の劣化要因である高分子電解質膜の膜破損や電極触媒の機能低下に影響する高分子電解質膜の含水量分布を，膜電極接合体のインピーダンス計測により定量化するシステムを構築した．

本システムのインピーダンス計測センサは，フレキシブルプリント配線基板技術を利用して電流計測用シャント抵抗を形成し薄型化したことで，膜電極接合体と同一形状のセンサ製作が可能となった．

このセンサの開発により，これまで計測することが容易ではなかった発電中における燃料電池スタックの高分子電解質膜含水量分布をリアルタイムで計測することができるようになった．また，2016 年モデル FCV での電解質膜含水量制御に活用した．

ABSTRACT

A system was developed that uses impedance measurement of membrane electrode assemblies to quantify water content distribution in the polymer electrolyte membrane. That distribution influences fuel cell degradation factors including membrane damage in polymer electrolyte membranes and functional deterioration of electrode catalysts.

The impedance measurement sensors in this system are fabricated using flexible printed circuit technology to form thin shunt resistors for current measurement. This allows sensors to be produced in the same form as the membrane electrode assemblies.

With the development of these sensors, it became possible to measure the water content distribution in polymer electrolyte membranes in a fuel cell stack in real time while it is generating electricity. Those measurement results have been put to use in the 2016 model year for control of the water content of electrolyte membranes in actual fuel cell vehicles.

1．まえがき

CO_2 や NOx などの自動車排ガス中に含まれる環境汚染物質による地球環境への影響や，将来的な化石燃料の枯渇に対応するために，クリーンかつ低燃費な自動車の開発が急務である．Honda は永続的なエネルギー循環型社会を目指し，化石燃料に頼らず水素を燃料とする燃料電池自動車（FCV）の研究開発を進めてきた[1]．

Fig. 1 に燃料電池の構成図と内部の反応について示す．

燃料電池セル（以下セル）は膜電極接合体（membrane electrode assembly: MEA）とガス流路が形成されたセパレータから構成されており，セルを複数枚積層したものを

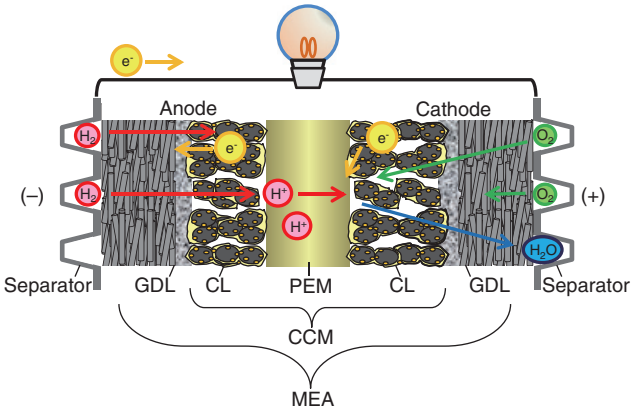


Fig. 1 Schematic image of fuel cell

＊四輪 R&D センター

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2016_28_1_3

燃料電池スタック（以下スタック）と呼んでいる．

MEA は高分子電解質膜（polymer electrolyte membrane: PEM）と触媒層（catalyst layer: CL）そしてガス拡散層（gas diffusion layer: GDL）から構成されており，触媒層が形成された高分子電解質膜は catalyst coated membrane（CCM）とも呼ばれている．

燃料電池の反応は，式（1）に示すアノード極の水素酸化反応と式（2）に示すカソード極の酸素還元反応からなり，水素と酸素の化学反応により電気と水を生成する．

$$\text{アノード極 (An)}: H_2 \rightarrow 2H^+ + 2e^- \quad (1)$$

$$\text{カソード極 (Ca)}: 1/2O_2 + 2H^+ + 2e^- \rightarrow H_2O \quad (2)$$

FCV に搭載するスタックは，小型軽量化と高出力で高効率な発電性能の実現が求められるとともに，車載する燃料電池特有の電流負荷の変動に対する耐久性が要求される．燃料電池の耐久性を確保するには，燃料電池出力に大きく寄与する電極触媒の表面積の保持および酸素と燃料である水素のガス隔離とアノードとカソードの電気絶縁の両機能を持つ PEM の厚み保持が必要となる．

電極触媒の表面積の保持と PEM の厚み保持にはセル面内 CCM 含水量が密接に関係している．一般的に含水量が多い場合，電極触媒の溶解や凝集と再析出の繰り返しによって触媒の肥大化が促進され触媒表面積の低下が加速される．一方で含水量が少ない場合，不純物や過酸化水素が PEM 内に蓄積されて化学劣化が促進され PEM の厚みが減少するという報告[2]もある．

よって，車載用燃料電池の耐久性を向上させるためにはセル面内 CCM 含水量分布を明確にし，その上でセル面内 CCM 含水量を適正な範囲に制御する必要がある．

2．開発の目的

CCM 含水量分布を明確にすることは，性能向上と劣化抑制の観点から重要であるだけでなく，運転条件の設定や耐久モードの構築とその解析にも有益な情報を与えてくれるため，スタック開発における重要な位置付けとなっている．

そこで，2016 年モデルの FCV 用スタック開発においては，多分割インピーダンスセンサの開発による CCM 含水量分布の明確化とシミュレーションによる最適な CCM 含水量分布の算出をおこない，スタック耐久性向上をめざした．

本稿では，CCM 含水量分布を定量化するセンサの開発とそのシステム構築について述べる．

3．従来の含水量計測の課題

CCM の含水量分布を計測する手法として，核磁気共鳴（NMR）法や中性子ラジオグラフィ（RG）があげられる[3]－[6]．長らく Honda では燃料電池セル内の滞留水の状態を明らかにするため，中性子 RG による解析をおこなってきた[7]．この計測手法はセル平面方向から中性子を照射し，水による中性子の減衰をシンチレータで光に変換した後，CCD カメラで電気信号に変換し画像処理にて水分量を定量化する手法である．しかし，この中性子透過を利用した計測手法は Fig. 2 に示すように，セパレータ流路の滞留水や GDL 内の水も含めた計測となり，CCM 含水量分布を視覚的に観察することは容易ではなかった．

2016 年モデルの燃料電池スタックにおいてはセパレータ流路内に水が滞留しにくい発電条件が設定されている．そのため厚さ数十 μm の CCM に含まれる含水量や分布を中性子 RG にて計測した場合，水分量が少ないために画像処理による誤差が大きくなり精度が低くなるといった課題があった．

Fig. 3 に低負荷発電時に中性子 RG で計測した結果を示す．〔Fig. 3 (a)〕の青色部は水が多く存在していることを示している．〔Fig. 3 (b)〕は測定で得られた画像の濃淡から水厚みを計算して面内水分布に定量化したグラフを示す．グ

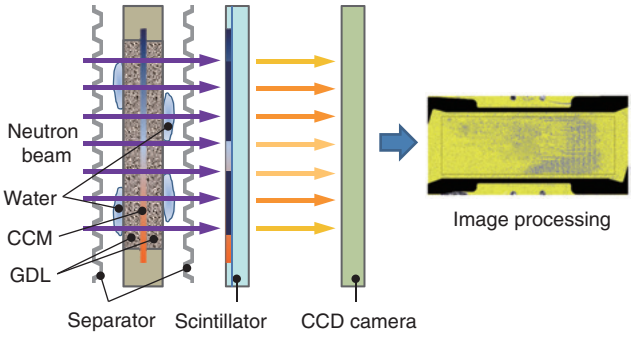


Fig. 2　Schematic image of detected water using Neutron RG

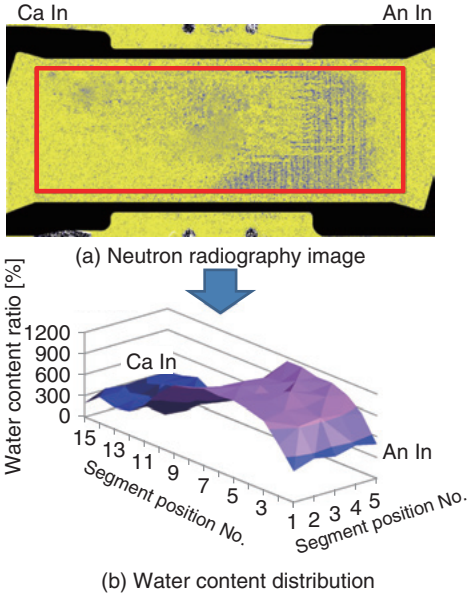


Fig. 3　Neutron Radiography and quantification result

ラフ縦軸は CCM が保水できる最大の含水量を 100% として百分率で表示した.

中性子 RG によるセル面内含水分布定量化の結果では 100% を超えた含水量が示されている. これは, 流路や GDL に水が存在しているためで, 数十 μm と非常に薄い CCM 含水量を精度よく計測することが容易でないことを示している. このような経緯から, CCM 含水量だけを精度よく測定できる計測システムの開発が望まれていた.

4. 計測手法の選定

実車における加減速を含めた CCM 含水量の制御を構築するためには, 実車搭載システムにおいて発電時のセル面内の温度分布や湿度分布およびガス流量分布などに影響を与えることなく測定できる計測手法が必要である. 計測手法を選定する際には CCM 含水量の計測ができることのほかに, 実機搭載性, 湿度分布や温度分布などのセル面内の発電環境の再現性, 空間分解能, 時間分解能, そしてリアルタイム計測可否を含めた六つの観点で検討した. 検討結果を Table 1 に示す.

X 線や NMR による計測は, 解像度に優れるものの大掛かりな設備が必要であり, 実車搭載システムでの観察は容易ではない. 一方, インピーダンス計測法は計測システムがコンパクトで実車搭載システムにセンサを組み込んで計測ができるため, 実際の発電環境下での計測が可能である.

上記検討結果より実機搭載システムで, 実際の加減速を含む運転時の含水変化がリアルタイムで計測できるインピーダンス法を選択し含水量分布計測システムの開発をおこなった.

Table 1　Various measurement methods of water content inside fuel cell

	Imped-ance	Neutron RG	X-ray RG	X-ray CT	NMR
Indistinguishability for water content of PEM	○	△	△	○	○
Production loading	◎	×	×	×	×
Environment reproducibility	◎	△	×	×	×
Spatial resolution	△	○	◎	◎	○
Time resolution	◎	△	△	×	△
Real time measurement	○	△	△	×	×

◎: Excellent, ○: Good, △: Fair, ×: Poor

5. セル面内含水量分布計測システムの開発

5.1. 燃料電池スタックの構造

Honda 製燃料電池スタックは, 2009 年モデルの FCX クラリティより採用している間引き冷却セル構造が特徴である[(1)]. これは従来各セルに必要だった冷却層を 1/2 に削減し, 2 枚の MEA に対し, 必要なセパレータを 4 枚から 3 枚にした構造で, スタックの小型化と, 軽量化実現の一助となっている.

間引き冷却セル構造は 2 枚の MEA と 3 枚のセパレータを 1 ユニットとした積層構造からなっている. 従来のセル断面構造〔Fig. 4 (a)〕と本開発センサを配置した構造〔Fig. 4 (b)〕を示す.

5.2. センサの開発

Fig. 5 に今回開発したインピーダンス測定によるセル面内含水量分布計測システムのセンサ部の概観図を示す. 本センサの名称は Impedance Distribution Measurement Sensor の頭文字を取って IDMS とした.

センサは燃料電池スタックに組み込むことを前提とし, MEA と同一の形状で設計した. その結果, CCM 含水量の測定は特殊なセパレータやシールを用意することなく燃料電池スタックを構成している MEA と入れ換えることで計測が可能である.

センサの両側表面には複数の正方形センサパッドを配置し, このセンサパッドにより MEA のインピーダンス計測をおこなう. 各センサパッドはセパレータを介した MEA 発電部面積を等しく受け持つように設計した. またセパレータ流路との接触面積も等しくし, 接触抵抗違いによる

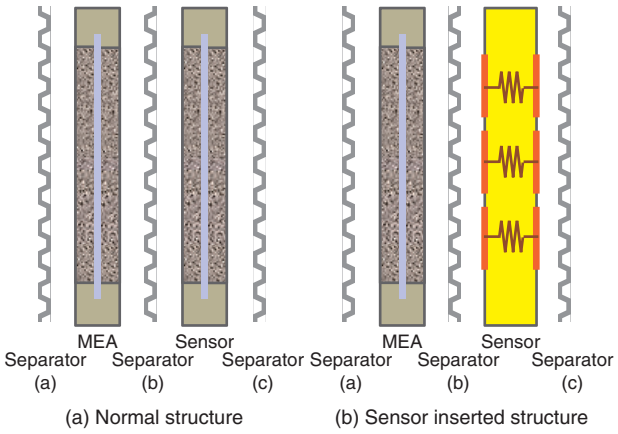


Fig. 4　Cell unit configuration of fuel cell stack

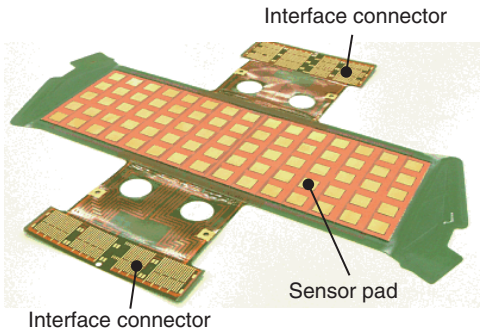


Fig. 5　Impedance distribution measurement sensor

計測誤差要因を抑える仕様とした.

次にシステムによる計測概念図を Fig. 6 で示す.

インピーダンスによる含水量の測定は, CCM 中に含まれる水分量の違いにより膜抵抗値が変化することを利用したものである. 測定は燃料電池スタック全体に交流電流を重畳し, センサで計測した電流と電圧値から膜抵抗を算出し膜含水量に換算する.

重畳した交流電流の検出はセンサ内のシャント抵抗でおこない, 抵抗に電流が流れた時に発生する IR ドロップを測定 (V_1), 以下の式 (3) で各センサパッドに流れる電流を求めた.

$$i_n = \frac{V_n}{R_n} \qquad (3)$$

i_n : Terminal passing current [A]

V_n : Shunt resistor voltage [V]

R_n : Shunt resistance [Ω]

また, 電圧 (V_2) はセンサパッドとセパレータ (a) 間で測定する. 計測した電流値と電圧値を PXIe-6358 (NATIONAL INSTRUMENTS 社製) にてデータ収集, LabVIEW による演算処理によりインピーダンスを算出した.

LabVIEW でのインピーダンス換算は以下の式 (4) で求められる.

$$Z_n = \frac{\Delta V_n}{\Delta R_n} \qquad (4)$$

Z_n : Impedance [Ω]

ΔV_n : AC voltage modulation [V]

ΔI_n : AC current modulation [A]

インピーダンス測定値から膜含水量への換算は 5.4. 節で述べる.

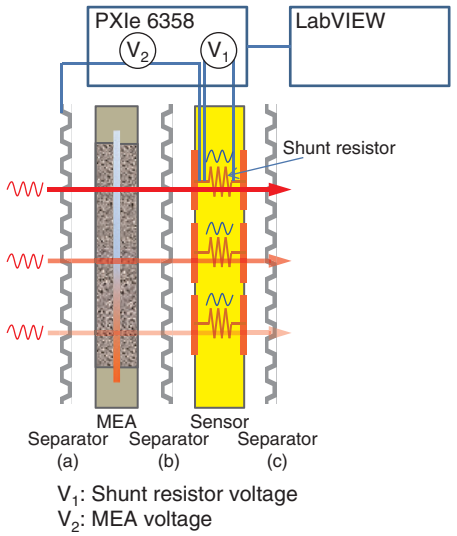


Fig. 6 Principle of CCM resistance measurement

5.3. 仕様検討

センサの開発においては, セル面内 CCM 含水量分布の解像度と計測精度に重点を置き, 以下の項目について設計検討した.

5.3.1. 面内分割数

センサは, 薄型化と複雑な配線加工が可能なフレキシブルプリント配線基板 (Flexible Printed Circuits:FPC) 技術を用いて製作した. FPC は厚み 12 μm から 50 μm の絶縁体フィルム上に接着層を形成し, さらにその上に厚み 12 μm から 50 μm 程度の導体箔を貼りあわせた構造で, 一般的なガラスエポキシ製リジッド基板と比較して薄く, 加工性に優れ複雑な形状の製作が可能である.

センサ内部の配線は, エッチングにより形成された配線シートを 5 層重ねた構造で構成され, 層間配線の接続はレーザにより孔をあけ, その孔の内部にめっきを施した導電スルーホールを形成して接続した. この立体構造の電気配線を用いて各センサパッドを計測器と接続するためのインタフェースコネクタに接続した (Fig. 7). また各センサパッドからの信号線は計測精度を向上させるため等長等抵抗配線とした.

含水量分布計測に必要なセンサパッド分割数の上限と下限を, センサ製作可否と計測精度の観点で検討を実施した.

燃料電池スタックの発電電極面内に均一に電流が流れたと仮定したときのセンサパッド分割数と各パッドに流れる電流の関係を Fig. 8 に示す.

スタック発電電流量が同一の場合, センサパッド分割数

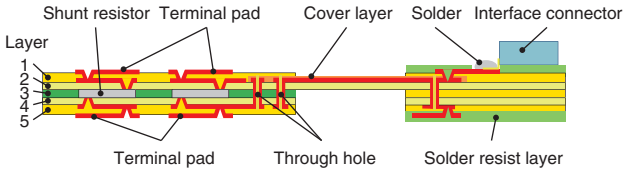


Fig. 7 Schematic image of FPC

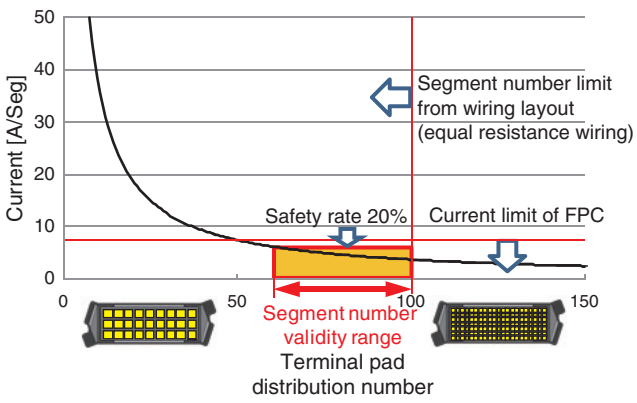


Fig. 8 Through current value of each sensor pad at various distribution numbers

が多いと各パッドに流れる電流は小さくなり〔Fig. 9 (a)〕，逆にセンサ分割数が少ないと流れる電流は大きくなる〔Fig. 9 (b)〕.

センサ内配線層の導体厚さや配線幅，めっき厚を一般的なパラメータで設計した場合，各センサパッド間を貫通可能な電流上限は計算上 7A 程度となる．スタック定格発電時の電流密度分布ばらつきを考え，各センサパッド間を透過する電流に 20 % 程度の安全率を入れ込むと，センサパッド分割数の下限は 60 分割程度となる.

センサパッド分割数の上限は，先に述べた FPC 配線レイアウトに大きく影響する．センサパッド数を増やしていった場合，面内中央部のセンサパッドからインタフェースコネクタに引き出す配線レイアウトが容易ではなくなるため，基板積層数を増やす必要がある．MEA 形状のセンサ製作を考えた場合，基板積層数が増えてセンサが厚くなることは，搭載レイアウト上成立しなくなることからセンサパッドの分割数はおおむね 100 分割程度が上限となる.

上記センサパッド分割数検討結果と MEA 電極発電部のアスペクト比から，センサパッドの配置は縦 5 行横 15 列の 75 分割とした.

5.3.2. センサパッド間ピッチ

センサ計測精度の指標を電流捕獲率の高さとし，センサパッドサイズ，シャント抵抗の大きさを決定した.

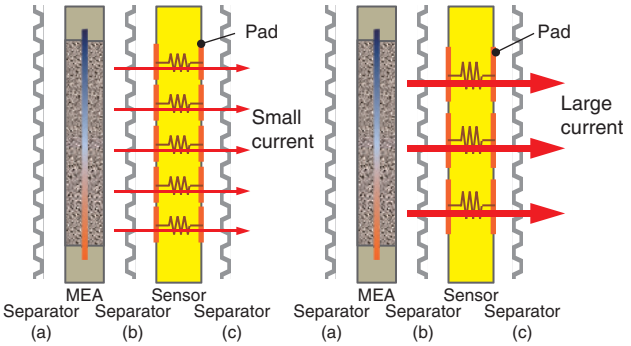
電流捕獲率とは，セルを介したセンサパッドと同範囲のターミナルにより印加した電流に対し，該当するセンサ部にて取得した電流の割合を示したものである.

Fig. 10，Fig. 11 に電流捕獲率のイメージ図を示す.

電流捕獲率が高いセンサは，電流印加部のセンサパッド検出電流値が高いが〔Fig. 10 (a)，Fig. 11 (a)〕，捕獲率が低いセンサは，電流印加部以外のセンサパッド部で電流値が高くなるため，電流印加部のセンサパッド検出電流値が低くなる〔Fig. 10 (b)，Fig. 11 (b)〕.

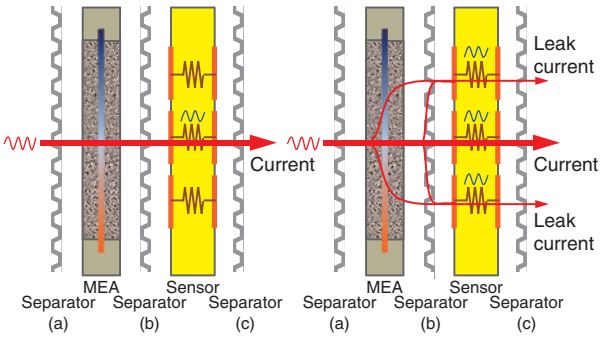
これはセパレータや GDL など面方向に流れる電流（迷走電流）により，測定精度が低下していることを示している.

この電流捕獲率はセンサパッドの配置やシャント抵抗値によっても変わる．我々はセンサパッド間ピッチとシャン



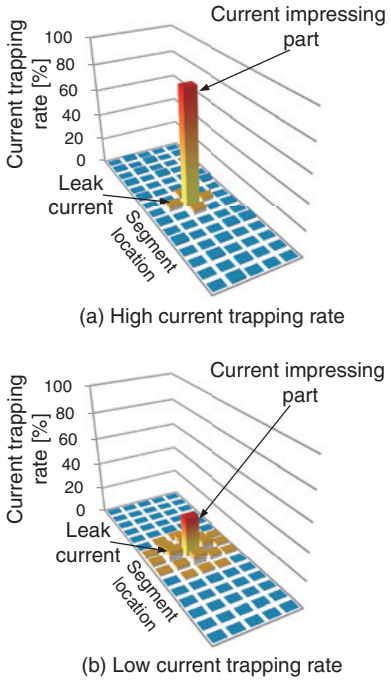
(a) Large number of partitions　(b) Small number of partitions

Fig. 9　Image of electric current quantity



(a) High current trapping rate　(b) Low current trapping rate

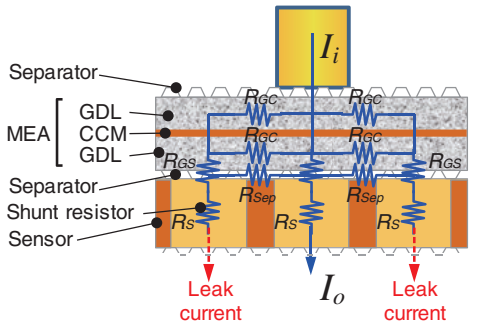
Fig. 10　Image of current trapping rate



(a) High current trapping rate

(b) Low current trapping rate

Fig. 11　Measuring result of current trapping rate (Image)



$$\text{Current trapping rate} = \frac{I_o}{I_i} \times 100\ (\%)$$

I_i : Input current
I_o : Output current
R_{GC} : GDL/CAT resistance
R_{GS} : GDL-separator contact resistance
R_{Sep} : Separator resistance
R_S : Shunt resistor

Fig. 12　Model of current trapping rate

ト抵抗値をパラメータとし，Fig. 12 によるモデルにより各部材の固有抵抗，接触抵抗から迷走電流を計算し，センサの電流捕獲率を求めた．

Fig. 13 はセンサパッド間ピッチやセンサシャント抵抗違いによる電流捕獲率の変化を計算で求めた結果を示す．センサパッド間ピッチを大きくすると電流捕獲率を上げることができる．これはセンサパッド間に電流を流すセパレータの距離が増加することにより抵抗が増え，迷走電流が流れにくくなるためである (Fig. 13, Fig. 14)．しかしながらセンサパッド間ピッチを大きくしていくとセンサパッドサイズが減少するため，セパレータとの接触面積が減り電流パスが減少し，正確な分布計測ができなくなる．

必要最低限の電流パスを確保するためのセンサパッドの総面積は，スタック定格発電時に流れる電流量とセンサとセパレータ間の接触抵抗から求めた．また，必要最低センサパッド総面積から各センサパッドサイズを計算し，パッド間ピッチを 8 mm とした．

5.3.3. シャント抵抗値

シャント抵抗の材質は温度変化による抵抗変化の少ないマンガニン (Cu-Mn-Ni 合金) を抵抗体として使用し，センサ内の電流と電圧計測用配線を完全に分離させ，測定時に配線抵抗の影響が排除できる仕様とした．

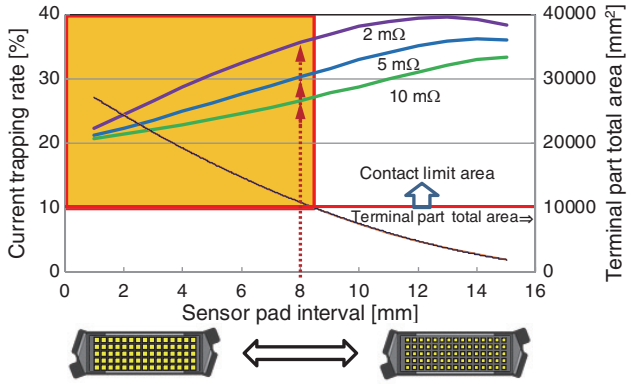


Fig. 13 Electric current trapping rated at various sensor pad intervals (75 segments)

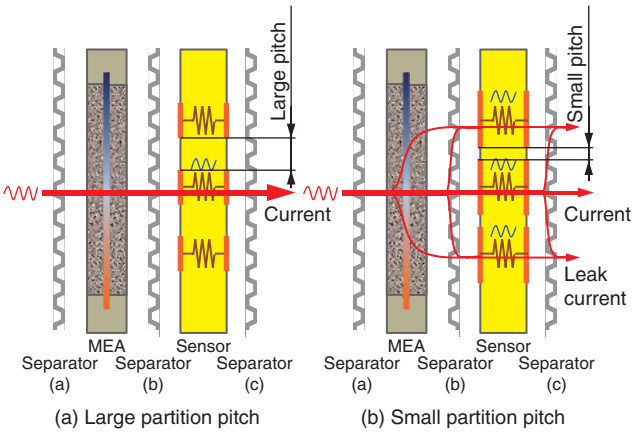


Fig. 14 Image of leak current at various segment pitches

シャント抵抗値を小さくすると電流捕獲率を上げることができる．これはセパレータ面内方向抵抗に対し貫通方向抵抗の比率が低くなり，電流が貫通方向に流れやすくなるためである (Fig. 15)．

しかし，抵抗値を低くすると電流捕獲率が上がる一方でシャント抵抗の寸法精度が厳しく要求されることになる．エッチングで製作しているシャント抵抗の成形精度を確認し，最終的に各センサパッド部に配置されているシャント抵抗間のばらつきが目標値 3% 以下を達成できる 5 m Ω を採用した．

以上センサパッド分割数と配置と面積，シャント抵抗値そして FPC 生産技術性を検討した結果，最終的に 5 m Ω のシャント抵抗，8 mm 間隔で製作することにした．

5.4. センサの機能検証

5.4.1. 評価セル

IDMS の機能検証は，〔Fig. 16 (a)〕に示す 2016 年モデル車載のフルスタックにセンサを配置し検証した．センサは端部セルの MEA を測定対象とし，端部セルに隣接した位置に組み込み計測した．発電装置はフルスタック単体の評価試験に使用される 150 kW 級発電装置を用いた．

センサの計測精度の確認は，湿度環境に対する MEA 含

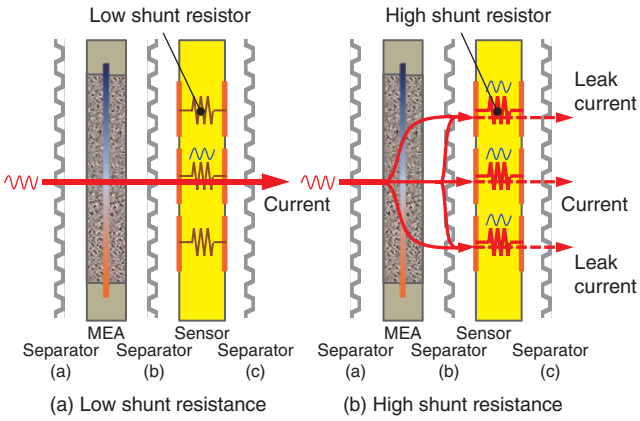


Fig. 15 Image of leak current at different shunt resistance

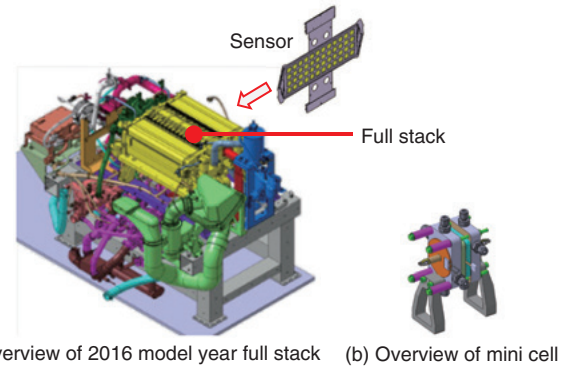


Fig. 16 Schematic image of full stack incorporating IDMS and mini cell for correlation test

水量の諸特性を取得するのに使用している 2016 年モデルミニセル〔Fig. 16 (b)〕を使用した．ミニセルは電極面積 12.5 cm^2 で 2016 年モデルスタックを構成しているセパレータと同じ流路形状で面内の温度分布やガス流量分布，湿度分布が均一となるよう設計されている．セル温度は外部に貼り付けたヒータで制御し，2016 年モデルと同じ面圧荷重で組み立てた．

5.4.2. 抵抗計測結果の確認

IDMS による抵抗計測値を確認するため，70℃ の温度環境下で湿度環境を変化させて抵抗値を取得し，ミニセルの同じ条件下の計測結果と比較した．

センサ電極の位置違いによる計測精度の差異を確認するため，IDMS の 75 センサパッドのうち，ガスの出入り口や中央部など同一環境下でもインピーダンス計測値の差が生じやすい 25 箇所とミニセル（電極面積 12.5 cm^2）のインピーダンス計測値を比較した．投入ガスは発電時と同様に，An には水素ガス，Ca には Air を用いた．各湿度条件における保持時間は面内全域の相対湿度（relative humidity: RH，以下湿度または RH とする）が安定する 2 時間とし，低湿度側から高湿度側へ RH10% 刻みで変化させた．Fig. 17 に各湿度におけるインピーダンスの計測結果を示す．

IDMS のインピーダンス値をミニセルと比較すると，全湿度領域で 10 数 % 程度一律に低くなることがわかった．これはミニセルのセル積層数が少ないため，締結荷重が低下しやすくセル内部の接触抵抗が増加したためと考えられる．またセグメント間では約± 3 % の差異が存在するが，これはフルスタック面内の面圧分布や面内湿度環境分布によって生じていると考えられる．

これらの面圧分布や湿度環境分布の影響を補正するために，セグメント毎に湿度とインピーダンスの関係を取得することで，のちに記載する含水量を正確に算出することが可能となった．

5.4.3. 計測抵抗値から含水量への変換

得られた各電極の抵抗値から含水量へ変換する一連の流れを Fig. 18 に示す．

まず，インピーダンス計測により得られた抵抗分布を，その抵抗値を示す湿度環境に変換する〔Fig. 18 (a)〕．変換する際には，湿度変化に対するセンサの抵抗値から求めた検量線を使用した．次に，湿度環境下から MEA の含水量に変換した〔Fig. 18 (b)〕．含水量への変換は湿度と MEA 含水量検量線によっておこなった．

5.4.4. 湿度変化に対するセンサの抵抗値を計測

IDMS をフルスタックに設置した状態で，計測する発電条件の温度において，投入ガスの湿度を変化させ各セグメントにおける MEA の抵抗値変化を計測した．得られた検量線（Fig. 17 と同じ 25 セグメント）を Fig. 19 に示す．この検量線を用いて〔Fig. 18 (a)〕に示すように，各セグメントの抵抗値をその抵抗値を示す湿度に変換した．

5.4.5. 環境湿度変化に対する MEA 重量の計測

上記で求めた湿度における CCM 含水量を水分吸脱着測定装置（ハイデン社製 IGA SORP）で計測した．その測定手順を Fig. 20 に示す．

サンプルは CCM の 20 mm X 20 mm の 4 cm^2 片とした．サンプルをステンレスメッシュに入れて〔Fig. 20 (1)〕，IGA SOAP（恒温層）の中に入れて〔Fig. 20 (2)〕，窒素気流

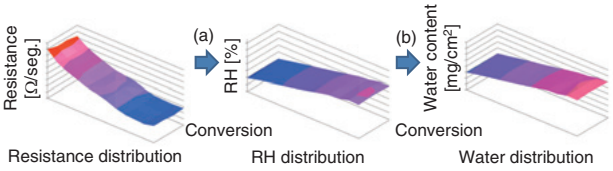


Fig. 18　Conversion of resistance to water distribution

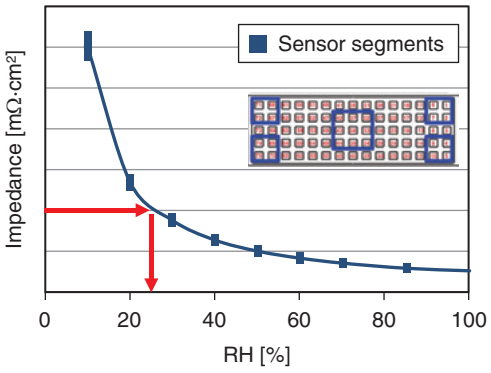


Fig. 19　Impedance CCM measurement value at various RH levels

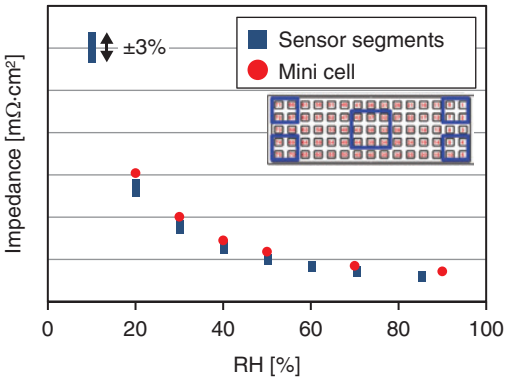


Fig. 17　Impedance CCM measurement value at various RH levels

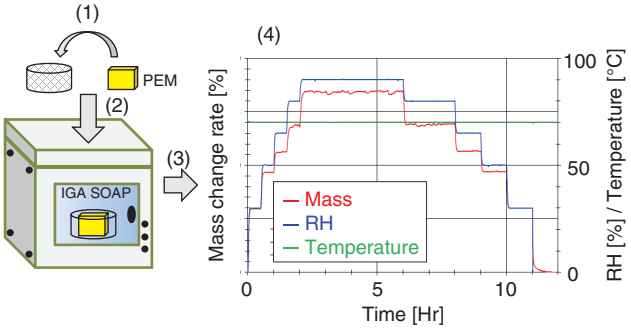


Fig. 20　Test procedure of adsorption and desorption measurement

下で乾燥を2時間おこない〔Fig. 20 (3)〕，乾燥時の重量を計測した後，温湿度制御下における質量を連続計測した〔Fig. 20 (4)〕．各湿度条件における30分保持後のCCM重量から各湿度環境下の含水量を算出した．得られた各湿度とCCM重量から計算した含水量のグラフをFig. 21に示す．Fig. 21のグラフによって湿度分布を含水分布に変換〔Fig. 18 (b)〕し，発電時のMEAの含水量分布を得た．

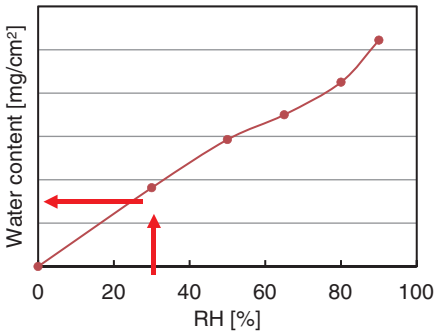


Fig. 21 Water content measurement of CCM at various RH levels

6．燃料電池スタックへの適用結果

6.1. 含水量のリアルタイム計測

Fig. 22はセンサを実車搭載システムの燃料電池スタックに組込んで開発時に使用したスタック評価走行モードで発電した時の負荷と含水量の変化を示したものである．CCM含水量はAn In側，中央部，Ca In側の時間変化を示しており，高負荷時は中央部の含水量が最も多くなる．一方，An In側は含水量の変化が小さいことが明らかになった．

本計測システムは0.5秒ごとの各部位のインピーダンス計測が可能で，中性子RGの画像取得時間1枚あたり8秒と比較して時間分解能が向上した．その結果，加減速時

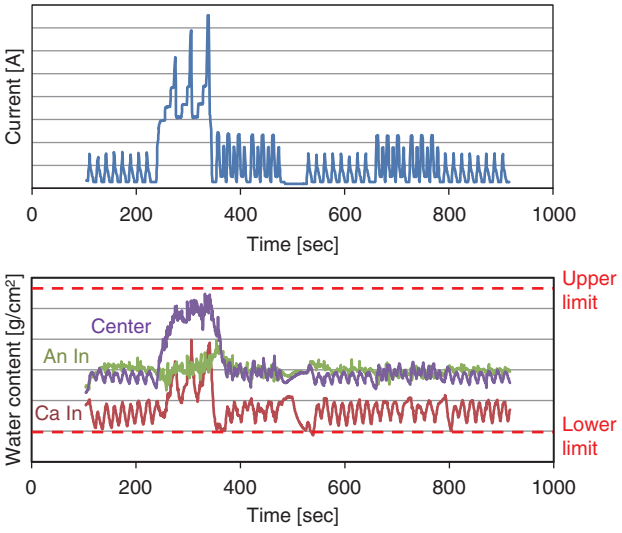


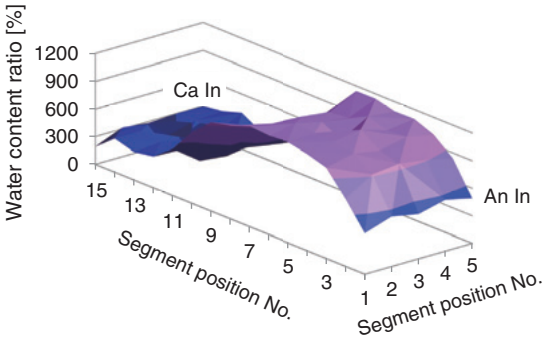
Fig. 22 Change of water content during generation

におけるCCM含水量変化を詳細に確認することが可能となった．また，空間分解能は75分割でも十分な解像度を有しており，CCM面内の含水量分布上限値と下限値を十分議論できる精度がある．このようにIDMSの開発により運転中の燃料電池スタック内CCM含水量がリアルタイムかつ詳細に計測可能となった．

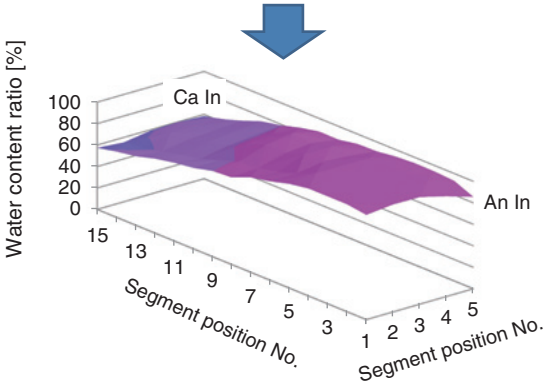
6.2. 含水量分布の計測

低負荷で発電したときのIDMSによる含水量分布計測結果〔Fig. 23 (b)〕と中性子RGの定量化結果〔Fig. 23 (a)〕を比較した．中性子RGではセパレータ流路やGDLの水を含めた計測しかできなかったが，IDMSを使用した計測ではCCM含水量の分布計測が可能となった．

このIDMSによるCCM含水分布計測により，CCMの乾燥による収縮と湿潤による膨張の繰り返しによって引き起こされる機械劣化の加速モードの予実検証[8]や，シミュレーションの予測精度向上[9]が可能となった．また，実車搭載システムにおけるCCM含水量計測により，運転時の含水量制御を構築[10]し，実車に適応させた．



(a) Quantification result by neutron RG



(b) PEM water content from IDMS sensor

Fig. 23 CCM water content distribution at low generation condition

7．まとめ

（1）実車搭載システムへの組み込むことが可能なMEA形状のインピーダンス計測センサを開発し，実車運転環

境における CCM 含水量分布をリアルタイムで計測できるようになった.

(2) センサパッド数や配置距離の検討により燃料電池スタック CCM 含水量分布を高解像度で精度よく測定することが可能となった.

参考文献

(1) 斉藤信広, 菊池英明, 中尾靖宏:FCX クラリティ搭載の新燃料電池スタック, Honda R&D Technical Review, Vol. 21, No. 1, p. 15-22

(2) 西川尚男 : 燃料電池の技術　固体高分子形の課題と対策, 東京電機大学出版局, p.84-113, (2010)

(3) Wang, H., Yuan, X-Z., Li, H.: PEM FUEL CELL DIAGNOSTIC TOOLS, CRC Press, 260p., (2012)

(4) Hickner, M. A., Siegel, N. P., Chen, K. S., Hussey, D. S., Jacobson, D. L.: Observations of Transient Flooding in a Proton Exchange Membrane Fuel Cell Using Time-Resolved Neutron Radiography, Journal of The Electrochemical Society, Vol. 157, Issue 1, B32-B38, (2010)

(5) Eller, J., Rosén, T., Marone, F., Stampanoni, M., Wokaun, A., Büchi, F. N.: Progress in In Situ X-Ray Tomographic Microscopy of Liquid Water in Gas Diffusion Layers of PEFC, Journal of The Electrochemical Society, 158 (8), B963-B970, (2011)

(6) Teranishi, K., Tsushima, S., Hirai, S.: Analysis of Water Transport in PEFCs by Magnetic Resonance Imaging Measurement, Journal of The Electrochemical Society, 153 (4), A664-A668, (2006)

(7) 千葉裕人, 岩澤力:中性子ラジオグラフィを用いた水観察による燃料電池の発電環境最適化, Honda R&D Technical Review, Vol. 25, No. 1, p. 119-127

(8) 杉下昌史, 大森優:燃料電池用高分子電解質膜の機械劣化に対する寿命予測技術, Honda R&D Technical Review, Vol. 28, No. 1, p. 54-61

(9) 南雲健司, 井ノ上雅次郎:シミュレーションによる燃料電池スタックセル面内 CCM 含水量分布予測, Honda R&D Technical Review, Vol. 28, No. 1, p. 24-30

(10) 岩成亨, 宮島一嘉, 古澤宏一朗, 井ノ上雅次郎:実車搭載発電システムにおける燃料電池スタックセル面内 CCM 含水量のリアルタイム計測, Honda R&D Technical Review, Vol. 28, No. 1, p. 31-36

■著　者■



佐藤雅彦



千葉裕人



井ノ上雅次郎

シミュレーションによる燃料電池スタックセル面内CCM含水量分布予測

Numerical Prediction of Water Content Distribution of Catalyst Coated Membrane of Fuel Cell Stack using Simulation

南　雲　健　司*　　井ノ上　雅次郎*
Kenji NAGUMO　　Masajiro INOUE

要　旨

固体高分子形燃料電池の耐久性に影響を与える要因の一つにcatalyst coated membrane（CCM）の含水量分布がある．また燃料電池スタックのセル面内CCM含水量分布は，冷媒入口温度やカソード極入口流量などの燃料電池の運転条件によって変化するため，燃料電池の耐久性確保には適切な運転条件の設定が重要である．

そこで短期間で精度良く運転条件を予測できるシミュレーションの構築をおこない，運転条件のセル面内CCM含水量分布への影響度の検討をおこなった．その結果，運転条件のうち冷媒入口温度，カソード極入口圧力，カソード極入口流量にてセル面内CCM含水量分布をコントロールすることができることを見出した．

構築したシミュレーションと運転条件のセル面内CCM含水量分布への影響度の検討結果を用いることで，セル面内CCM含水量分布を適正な範囲内に収め，含水量分布のばらつきを低減させた．また，数日で精度の良い運転条件を2016年モデルFCV用燃料電池スタックに適用することができた．

ABSTRACT

The distribution of the water content of catalyst-coated membranes (CCM) is a factor that affects the durability of polymer electrolyte fuel cells. Because the in-plane distribution of the water content of the CCM in fuel cell stacks changes with changes in fuel cell operating conditions such as the coolant inlet temperature and the cathode electrode gas inlet flow rate, the setting of appropriate operating conditions is important in helping to ensure fuel cell durability.

The research discussed in this paper therefore developed a simulation making it possible to accurately predict operating conditions in a short period, and studied the effect of operating conditions on the in-plane distribution of the water content of the CCM. The results of this study indicated that the in-plane distribution of water content could be controlled via three operating condition parameters: the coolant inlet temperature, the cathode gas inlet pressure, and the cathode gas inlet flow rate.

Using the developed simulation and the results of the study of the effect of operating conditions on the in-plane distribution of the water content of the CCM made it possible to maintain the in-plane distribution within the upper and lower limit values and reduced variation in the distribution. It was also possible to apply accurate operating conditions in the 2016 FCV fuel cell stack in a period of several days.

1．まえがき

CO_2やNOxなどの自動車排ガス中に含まれる環境汚染物質による地球環境への影響や，将来的な化石燃料の枯渇に対応するために，クリーンかつ低燃費な自動車の開発が急務である．Hondaは永続的なエネルギー循環型社会を目指し，化石燃料に頼らず水素を燃料とする燃料電池自動車（FCV）と燃料電池の研究開発を進めてきた[1]．

Fig. 1に燃料電池の構成図と内部の反応について示す．燃料電池セル（以下，セル）は膜電極接合体（membrane electrode assembly: MEA）とガス流路が形成されたセパレータから構成されており，セルを複数枚積層したものを燃料電池スタック（以下，スタック）と呼んでいる．

MEAは高分子電解質膜（polymer electrolyte membrane: PEM）と触媒層（catalyst layer: CL）そしてガス拡散層（gas diffusion layer: GDL）から構成されており，触媒層が形成された高分子電解質膜はcatalyst coated membrane（CCM）とも呼ばれている．

燃料電池の反応は，式（1）に示すアノード極の水素酸化反応と式（2）に示すカソード極の酸素還元反応からなり，水素と酸素の化学反応により電気と水を生成する．

＊四輪R&Dセンター

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2016_28_1_4

アノード極 (An)：$H_2 \rightarrow 2H^+ + 2e^-$ （1）

カソード極 (Ca)：$1/2O_2 + 2H^+ + 2e^- \rightarrow H_2O$ （2）

FCV に搭載のスタックは，小型軽量化と高出力で高効率な発電性能の実現が求められるとともに，車載する燃料電池特有の電流負荷の変動に対する耐久性が要求される．燃料電池の耐久性を確保するには，燃料電池出力に大きく寄与する電極触媒の表面積の保持，および酸素と燃料である水素のガス隔離とアノードとカソードの電気絶縁の両機能を持つ PEM の厚み保持が必要となる．

電極触媒の表面積の保持と PEM の厚み保持にはセル面内 CCM 含水量が密接に関係している．一般的に含水量が多い場合，電極触媒の溶解や凝集，再析出によって触媒の肥大化が促進され触媒表面積の低下が加速される．一方で含水量が少ない場合，不純物や過酸化水素が PEM 内に蓄積されて化学劣化が促進され PEM の厚みが減少するという報告[2]もある．

よって，車載用燃料電池の耐久性向上にはセル面内 CCM 含水量分布を明確にし，その上でセル面内 CCM 含水量を適切な範囲に制御する必要がある．

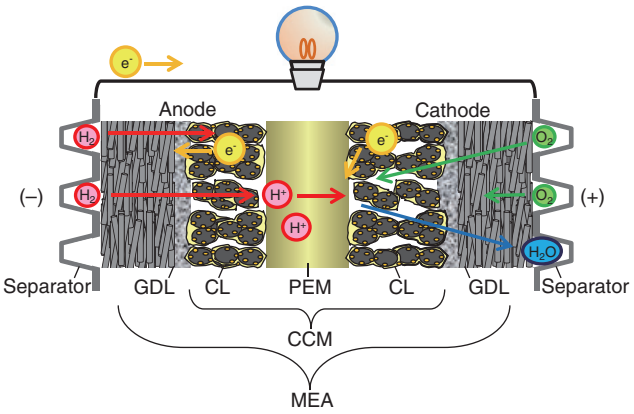


Fig. 1　Schematic image of fuel cell

2．開発の目的

そこで，2016 年モデルの FCV 用スタック開発においては，多分割インピーダンスセンサの開発[3]によるセル面内 CCM 含水量分布の明確化とシミュレーションによる最適なセル面内 CCM 含水量分布の予測をおこない，スタックの耐久性向上を目指した．

本稿では，シミュレーションによるスタックセル面内 CCM 含水量分布の予測について述べる．

セル面内 CCM 含水量分布が燃料電池の耐久性に影響することは前述のとおりであるが，このセル面内 CCM 含水量分布は燃料電池の運転条件によって大きく変化する．すなわち燃料電池の耐久性向上には適切な運転条件の設定も重要である．

運転条件のパラメータには，冷媒の入口温度と入口流量，An ガスと Ca ガスの入口流量と入口圧力の 6 種類がある．

これまでは中性子ラジオグラフィや重量測定法を用いてセル面内 CCM 含水量の測定をおこなっていた．しかし，パラメータの組み合わせが多いことに加え計測に時間がかかるなど[3],[4]，短期間で精度の良い運転条件を決定するのが容易ではないという課題があった．

この課題に対しては，最初に短期間で精度の良い結果を出せるシミュレーションの構築をおこない，運転条件の各パラメータがセル面内 CCM 含水量分布に与える影響検討をシミュレーションで事前におこなう．そして構築したシミュレーションと事前検討結果の両者を用いて，セル面内 CCM 含水量が適切な範囲に収まる運転条件を短期間で精度良く予測することを本シミュレーションの目的とした．

3．シミュレーションの構築

3.1. セル面内 CCM 含水量分布シミュレーション

セル面内 CCM 含水量分布シミュレーションについては，市販の固体高分子形燃料電池シミュレーションソフトウェア[5]をもとに，Honda 独自の機能改良をおこなうことによって構築した．

3.2. セル，スタック構造と運転条件

Fig. 2 に 2016 年モデル FCV 用のセルの概略図を示す．シミュレーションに取り入れた主要構造は，Wave 流路セパレータ，2 セルごと冷却構造[1]，スタック横置き構造，An ガスと Ca ガスの対向流および Ca ガスと冷媒の並行流構造，MEA 外周樹脂構造による An と Ca の独立流量分配構造[6]を再現した．

またこのセルが複数枚積層されたものがスタックとなるが，シミュレーション上での条件設定 (周期境界条件) により再現した．

なお，運転条件には電流値を一定とし他のパラメータの影響を確認した．この電流値は燃料電池の耐久性と信頼性に最も影響を及ぼす値を採用した．

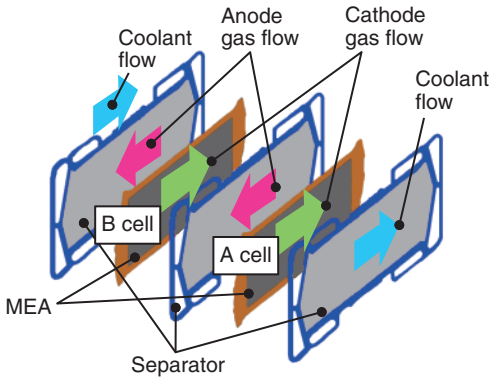


Fig. 2　Schematic image of cell structure

3.3. シミュレーション結果と特徴

Fig. 3(a) に A セル側, (b) に B セル側のセル面内のシミュレーション結果を示す. 図中の Ca in は空気入口, Ca out は空気出口, An in は水素入口, An out は水素出口, Coolant in は冷媒入口, Coolant out は冷媒出口を表す.

特徴として Ca ガス入口側で最もセル面内 CCM 含水量が少なく, Ca ガス出口に向かいセル面内 CCM 含水量が増加している. これは Ca 側での生成水が Ca 出口に向かって流れ, 集まるためである. しかし, セル面内 CCM 含水量の最大値を示す位置は Ca ガス出口 (図中 P1 で示す) ではなく, Ca ガス入口側へ少し移動した位置 (図中 P2 で示す) となっている.

Fig. 4 は今回のセル面内 CCM 含水量分布の特徴を説明するための模式図である. セル面内 CCM 含水量を決める要因には, CCM を介して, Ca と An との間で生じる水蒸気分圧差による水の拡散〔図中 (1) で示す〕とガスによって CCM から持ち去られる水分量〔図中 (2) で示す〕の二つがある.

Ca ガス出口位置 (Fig. 3 図中 P1 で示す) でセル面内 CCM 含水量が最大にならないのは, An ガスによって CCM から持ち去られる水分量〔Fig. 4 図中 (2) で示す〕が水の拡散〔Fig. 4 図中 (1) で示す〕を上回ったためであると考えられる.

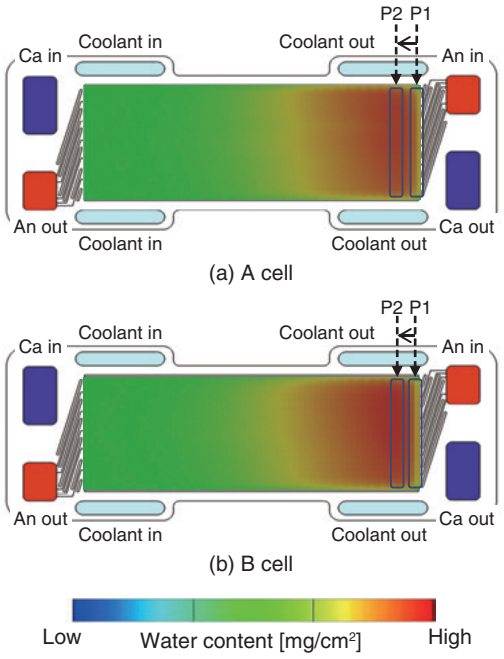


Fig. 3 Simulation results for water content distribution

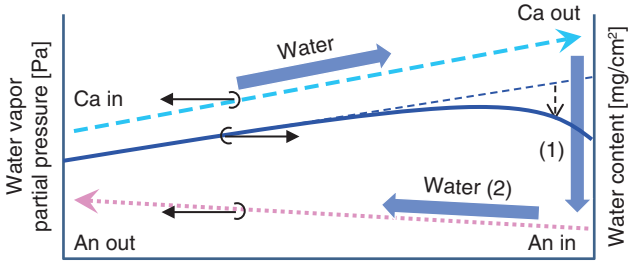


Fig. 4 Schematic image of movement of water in CCM

3.4. CCM 含水分布シミュレーションと測定結果の比較

2016 年モデル FCV 用スタックの開発において, セル面内 CCM 含水量分布の計測は, 新規に開発されたセンサシステム[(3)]でおこなった. その概略図を Fig. 5 に示す. これはセル面内を 75 個のセグメントに分割し, セル面内 CCM 含水量分布を計測するものである. このセンサシステムによる測定結果とシミュレーション結果の比較のため, シミュレーションデータも 75 個のセグメントに分割し, 各セグメントのなかでデータの平均化処理をおこなった.

Fig. 6(a) に A セル, (b) に B セルのシミュレーション結果と測定結果との比較を示す. 比較は Fig. 5 に示すように中央のセグメント群についておこなっている.

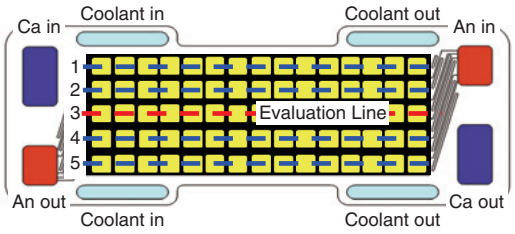


Fig. 5 Schematic image of 75-segment impedance measurement system

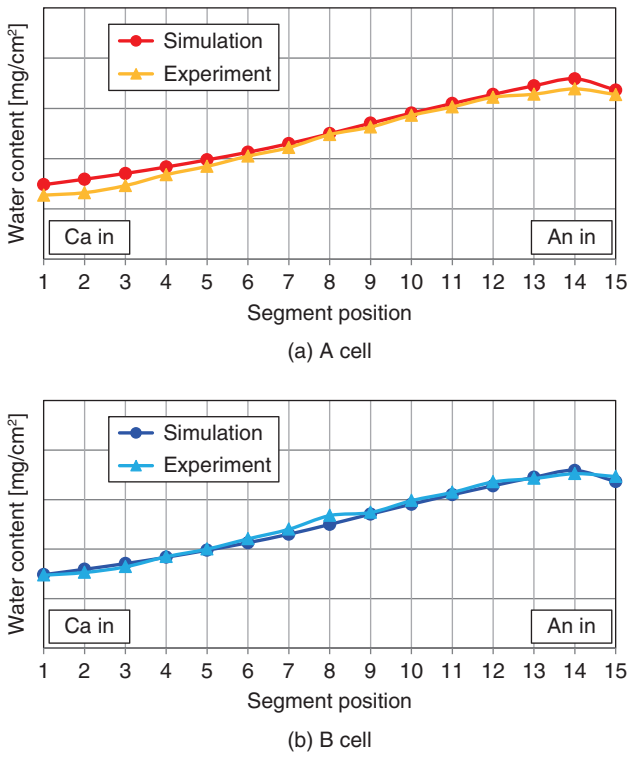


Fig. 6 Results of comparison of simulation and experiment

2 セルごと冷却構造を採用しているが，A セルと B セルともにセル面内 CCM 含水量分布の差異は無く，ともに測定結果とシミュレーション結果はよく一致していることがわかる．また，75 個のセグメント平均の予測精度は 5.0% 以内であることが確認できた．

4．運転条件パラメータの影響度検討

運転条件のパラメータである冷媒の入口温度と入口流量，An ガス入口流量，Ca ガス入口流量，An ガス入口圧力，Ca ガス入口圧力を変更し，セル面内 CCM 含水量分布への影響度を検討した．それぞれの運転条件の変更は，3.2. 節で採用した運転条件に対し燃料電池システムとして運転可能な範囲を網羅できる ±10% の値とした．

また運転条件の変更に対し A セル，B セルともに同様の変化を示したため，以後，A セルの結果のみについて述べる．

4.1. 冷媒入口温度の影響

Fig. 7 に冷媒入口温度を変更したシミュレーション結果を示す．

冷媒入口温度の変更によるセル面内 CCM 含水量分布の傾向には変化はないが，セル面内 CCM 含水量絶対値の変化が大きいことがわかる．冷媒入口温度を上げるとセル面内の温度が上昇するためセル面内 CCM 含水量は減少し，冷媒入口温度を下げるとセル面内温度が低下するため，セル面内 CCM 含水量が増加する．

4.2. 冷媒入口流量の影響

Fig. 8 に冷媒入口流量を変更したシミュレーション結果を示す．

冷媒入口流量の変更によるセル面内 CCM 含水量分布への影響はほとんど見られない．しかし詳細の数値を確認すると，冷媒入口流量を増加させた場合は，CCM で生成した熱量が冷媒によってより多く持ち去られる．その結果，冷媒温度の上昇と共に冷媒出口付近（図中の Segment position 14）のセル面内の温度が上昇し，セル面内 CCM 含水量が減少している．一方，冷媒入口流量を減少させた場合は，CCM で生成した熱量が冷媒によって持ち去られにくくなるため，冷媒温度が低下し，冷媒出口付近（図中の Segment position 14）のセル面内 CCM 含水量が増加している．

4.3. An ガス入口流量の影響

Fig. 9 に An ガス入口流量を変更したシミュレーション結果を示す．

An ガス入口流量の変更による変化はほとんど見られない．しかし詳細の数値を確認すると，An ガス入口流量を増加させると An in 側（図中の Segment position 15）では，An ガスによって CCM から持ち去られる水分量が増加してセル面内 CCM 含水量が減少するが，An ガスの下流（図中の Segment position 1 から 14）では An ガスによって持ち去られる水分量が減少するため，セル面内 CCM 含水量が増加している．An ガス入口流量を減少させると An ガスによって CCM から持ち去られる水分量が減少し，An in 側（図中の Segment position 15）ではセル面内 CCM 含水量が増加するが，An ガス流路下流（図中の Segment position 1 から 14）では An ガスによって持ち去られる水分量が増加するため，セル面内 CCM 含水量が減少している．

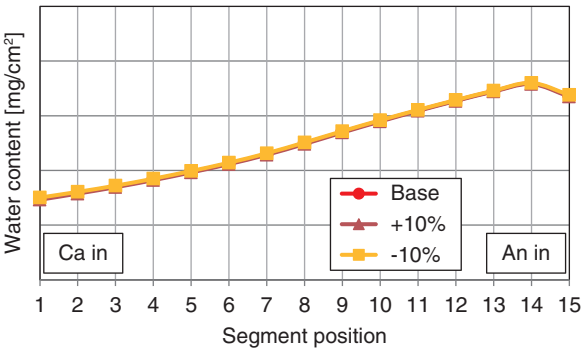


Fig. 8　Simulation results with change in coolant inlet flow rate

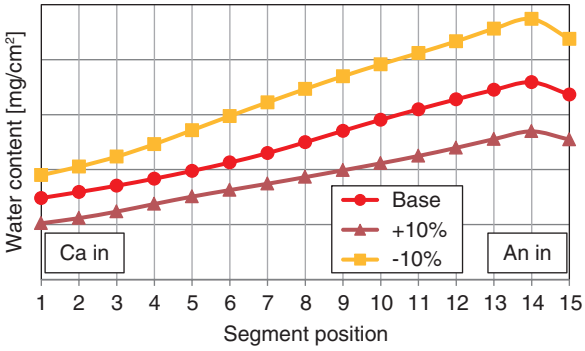


Fig. 7　Simulation results with change in coolant inlet temperature

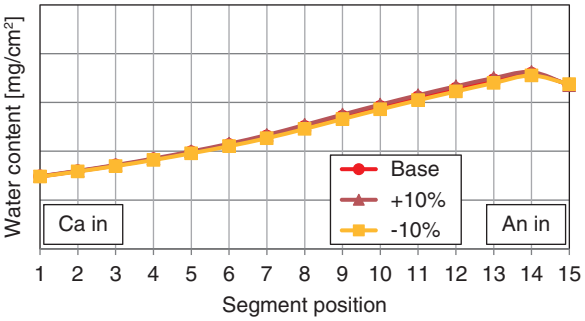


Fig. 9　Simulation results with change in An gas inlet flow rate

4.4. Ca ガス入口流量の影響

Fig. 10 に Ca ガス入口流量を変更したシミュレーション結果を示す.

Ca ガス入口 (図中の Segment position 1) ではセル面内 CCM 含水量の変化は少ない. しかし, Ca ガス入口流量を増加させるとセル面内 CCM 最大含水量 (図中の Segment position 14) が減少し, Ca ガス流量を減少させるとセル面内 CCM 最大含水量 (図中の Segment position 14) が増加していることがわかる. これは, Ca ガス流量を増加させた場合は持ち去られる水分量が増加し, Ca ガス流量を減少させた場合は持ち去られる水分量が減少するためである.

4.5. An ガス入口圧力の影響

Fig. 11 に An ガス入口圧力を変更したシミュレーション結果を示す.

An ガス入口圧力の変更による影響はほとんど見られない. しかし詳細の数値を確認すると, Fig. 4 で説明した CCM 内の水移動の原理から, An ガス入口圧力を増加させると An ガス水蒸気分圧が上昇するため, Ca ガス水蒸気分圧との差が減少する. その結果 Ca で発生した生成水の An 側への移動量が減少し, すべての Segment position においてセル面内 CCM 含水量が減少している. An ガス入口圧力を減少させると An ガス水蒸気分圧が減少するため, Ca ガス水蒸気分圧との差異が増加し, Ca で発生した生成水の An 側への移動量が増加し, すべての Segment position においてセル面内 CCM 含水量が増加している.

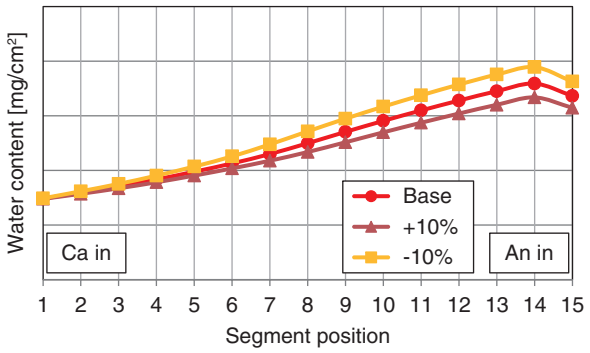


Fig. 10 Simulation results with change in Ca gas inlet flow rate

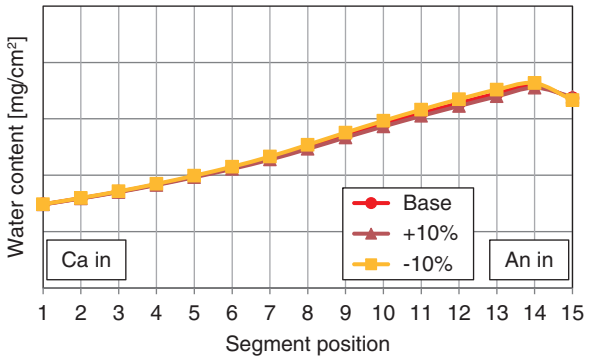


Fig. 11 Simulation results with change in An gas inlet pressure

4.6. Ca ガス入口圧力の影響

Fig. 12 に Ca ガス入口圧力を変更したシミュレーション結果を示す.

セル面内 CCM 含水量分布が大きく変化していることがわかる. 4.5. 節の CCM 内水移動の原理と同様に Ca ガス入口圧力を上げると Ca ガス水蒸気分圧が上昇するため, An ガス水蒸気分圧との差が増加し, Ca で発生した生成水の An 側への移動量が増加し, セル面内 CCM 含水量が増加している. Ca ガス入口圧力を減少させると Ca ガス水蒸気分圧が減少するため, An ガス水蒸気分圧との差異が減少し, Ca で発生した生成水の An 側への移動量が減少し, セル面内 CCM 含水量が減少している.

4.7. 運転条件パラメータの感度

まえがきに述べたようにセル面内 CCM 含水量分布は, 適切な範囲内に収めなければならない. そこで Fig. 7 から Fig. 12 に示した結果をふまえ, 各パラメータを 10% 増加させた際のセル面内の最大 CCM 含水量と最小 CCM 含水量の変化率を Fig. 13(a) に, 10% 減少させた際の変化率を Fig. 13(b) に示す.

Fig. 13(a), (b) どちらのグラフも冷媒入口温度に対する変化割合が最も大きく, セル面内の最小 CCM 含水量, 最大 CCM 含水量が 20% 以上変化している. 次に変化割合が大きいのが Ca ガス入口圧力となり, セル面内の最低 CCM 含水量は 5% から 10% 程度, セル面内の最大 CCM 含水量は 10% 程度変化している. 3 番目に変化割合が大きいのが, Ca ガス入口流量となり, セル面内の最低 CCM 含水量の変化は少ないもののセル面内の最大 CCM 含水量が 5% 程度変化している.

以上の結果をまとめると, 冷媒入口温度もしくは Ca ガス入口圧力でセル面内の最低 CCM 含水量をコントロールできる. 次にセル面内の最大 CCM 含水量を冷媒入口温度

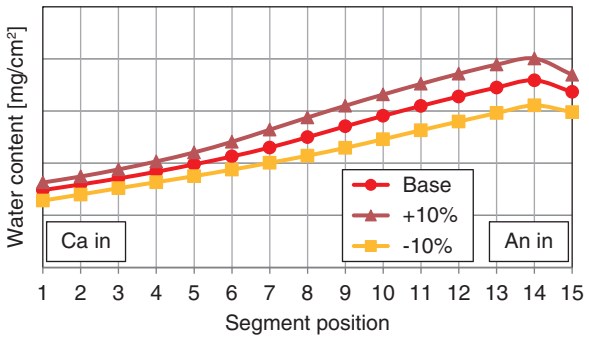
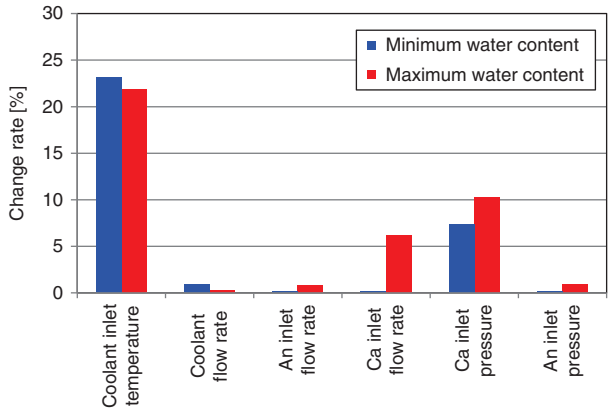
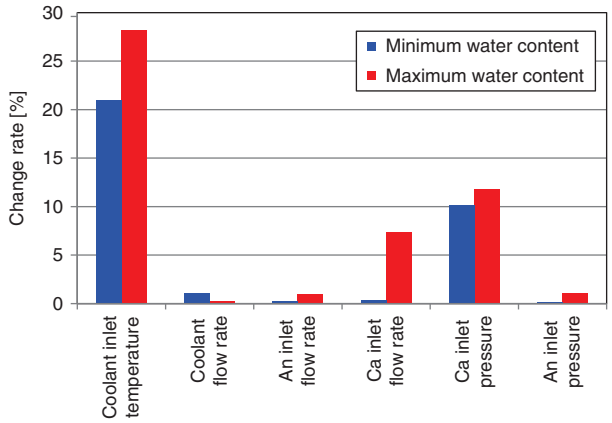


Fig. 12 Simulation results with change in Ca gas inlet pressure

もしくは Ca ガス入口圧力をメインパラメータとし，Ca ガス入口流量を次のパラメータとすることによりセル面内の CCM 含水量分布をコントロールすることができることを示している．



(a) With 10% increase (in each parameter)



(b) With 10% decrease (in each parameter)

Fig. 13　Rate of change of maximum and minimum water content for individual operating condition

5．スタックへの適用

前述の検討結果を用い，2016 年モデル FCV 用スタックの運転条件に適用した際のセル面内 CCM 含水量分布の結果を Fig. 14 に示す．図中の Upper limit，Lower limit はスタックの耐久性確保に必要なセル面内 CCM 含水量の上限値と下限値をあらわす．

従来の運転条件でのセル面内 CCM 含水量分布（図中の●印）は，セル面内 CCM 含水量上限値を超えており，これではスタックの耐久性を確保できない．

これに対して含水量を考慮し，シミュレーションによって決定した運転条件でのセル面内 CCM 含水量分布（図中の■印）は，冷媒入口温度を上げることでセル面内全体の CCM 含水量を低下させ，さらに Ca ガスの流量を上げることによってセル面内最大 CCM 含水量を下げ，上限値，下限値内に収めることに成功している．

また，図中の◆印はスタックでのセル面内 CCM 含水量分布の測定結果を示している．シミュレーション結果（図中の■印）とスタックの測定結果（図中の◆印）を比較すると，両者はよく一致しており，本シミュレーションは十分精度の高いものであることが再確認できる．

Fig. 15(a) は，セル面内 CCM 含水量分布を表すための指標を模式的に示したものである．

指標はセル面内 CCM 含水量の最大値と平均値の差（図中の Maximum-average），セル面内 CCM 含水量の平均値と最小値の差（図中の Average-minimum）の二つを設定し，

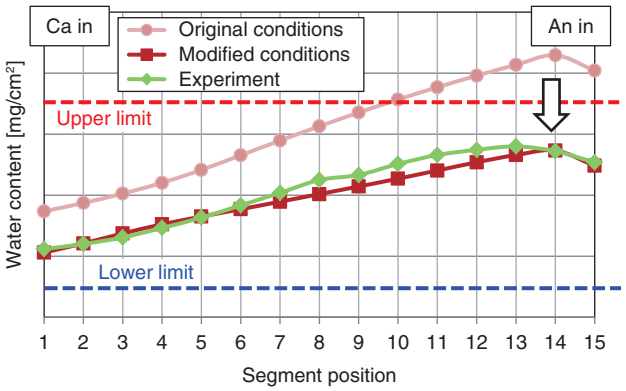
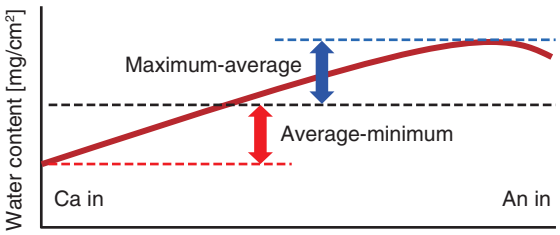
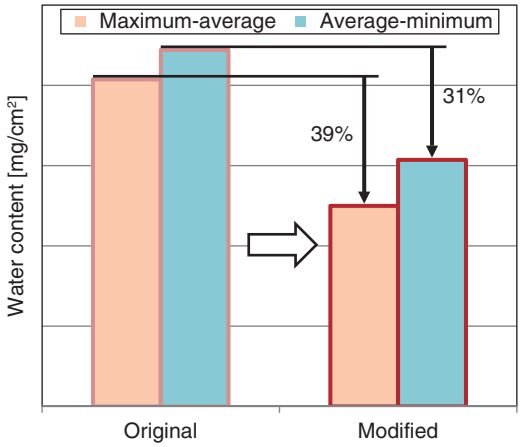


Fig. 14　Original and enhanced water content distribution



(a) Schematic image of maximum-average and average-minimum



(b) Maximum-average and average-minimum water content change for original and modified operating conditions

Fig. 15　Enhancement of water content distribution

両者とも数値が小さいほどセル面内CCM含水量分布が改善していることを示す.

Fig. 15(b)は, 運転条件の改良前後のセル面内CCM含水量分布を上記指標で示したものである.

改良後の運転条件では, セル面内CCM含水量の最大値と平均値の差(図中のMaximum-average)で39%, セル面内CCM含水量の平均値と最小値の差(図中のAverage-minimum)で31%含水量分布が改善しており, セル面内CCM含水量分布を上下限値内に収めると同時に含水量分布ばらつきも低減させることができた[4].

また, これまで試験により数週間を要して運転条件を決定していたが, 本シミュレーションを用いることにより, 数日で決定することができるようになった.

6. まとめ

セル面内CCM含水分布シミュレーションを構築し, そのシミュレーションを用いて以下の結果を得た.

(1) 2016年モデルFCV用のスタック構造でシミュレーションを実施し, セル面内CCM含水量分布について, センサシステムの測定結果とシミュレーション結果を比較した. その結果, シミュレーションの予測精度は5.0%以内であることが確認できた.

(2) 運転条件の各パラメータがセル面内CCM含水量分布に与える影響度を事前に検討した. その結果, セル面内最低CCM含水量を冷媒入口温度もしくはCaガス入口圧力でコントロールできることを見出した. さらにセル面内最大CCM含水量は冷媒入口温度もしくはCaガス入口圧力をメインパラメータとし, 次にCaガス入口流量をパラメータとすることによりセル面内CCM含水量分布をコントロールすることができることを見出した.

(3) 構築したシミュレーションとセル面内CCM含水量分布をコントロールできる冷媒入口温度, Caガス入口圧力, Caガス入口流量を用いることで, セル面内CCM含水量分布を上下限値内に収め, セル面内CCM含水量分布のばらつきを低減させた. そしてまた数日で精度の良い運転条件をスタックに適用することができた.

参考文献

(1) 斉藤信広, 菊池英明, 中尾靖宏:FCXクラリティ搭載の新燃料電池スタック, Honda R&D Technical Review, Vol.21, No.1, p.15-22

(2) 西川尚男:燃料電池の技術 固体高分子形の課題と対策, 東京電機大学出版局, p.84-113, (2010)

(3) 佐藤雅彦, 千葉裕人, 井ノ上雅次郎:燃料電池スタックにおけるセル面内CCM含水量分布計測システムの開発, Honda R&D Technical Review, Vol.28, No.1, p.15-23

(4) 岩成亨, 宮島一嘉, 古澤宏一朗, 井ノ上雅次郎:実車搭載発電システムにおける燃料電池スタックセル面内CCM含水量のリアルタイム計測, Honda R&D Technical Review, Vol.28, No.1, p.31-36

(5) Yoneda, M., Tago, Y., Suzuki, K., Takimoto, M., Ejiri, E.: Macroscopic Modeling and Simulation for Polymer Electrolyte Membrane Fuel Cells, ECS Transactions, 11-1, p.1105-1114, (2006)

(6) 木村顕一郎, 河﨑輝明, 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, p.1-7

■著 者■



南雲健司



井ノ上雅次郎

実車搭載発電システムにおける燃料電池スタックセル面内 CCM 含水量のリアルタイム計測

Real-time Measurement of Water Content of CCM in On-board Fuel Cell Stack System

岩成　亨*　Toru IWANARI
宮島一嘉*　Kazuyoshi MIYAJIMA
古澤宏一朗*　Koichiro FURUSAWA
井ノ上雅次郎*　Masajiro INOUE

要　旨

燃料電池スタックの耐久性向上のために，スタックインピーダンスを用いてセル面内 catalyst coated membrane (CCM) 含水量を適正な範囲とする制御をおこなっている．

本稿では，セル面内 CCM 含水量を明確にするため，含水量分布計測システムを用い，実車搭載発電システムにおける燃料電池スタックのセル面内含水量をリアルタイムに計測した．これにより，定電流発電はもちろんのこと過渡電流発電においてもセル面内 CCM 含水量を把握することが可能となった．この結果，2016 年モデルの FCV に適用しているセル面内 CCM 含水量制御の有効性を確認することができた．また，セル面内 CCM 含水量制御の最適化により，燃料電池スタックのさらなる耐久性向上に繋がった．

ABSTRACT

In order to increase the durability of fuel cell stacks, the in-plane water content of the catalyst-coated membranes (CCM) in the cells is controlled within the proper range using stack impedance.

Setting out to elucidate the status of the in-plane water content of the CCM, the research discussed in this paper employed a water content distribution measurement system to conduct real-time measurements of the in-plane water content of the cells in a fuel cell stack forming part of an on-board generation system. The use of the system makes it possible to determine the in-plane water content of the CCM during both constant current generation and transient current generation. The results of this study verified the effectiveness of the in-plane CCM water content control employed in the 2016 model FCV. In addition, optimization of the control of in-plane water content of the CCM has also had an effect in further increasing the durability of the fuel cell stacks.

1．まえがき

CO_2 や NOx などの自動車排ガス中に含まれる環境汚染物質による地球環境への影響や，将来的な化石燃料の枯渇に対応するために，クリーンかつ低燃費な自動車の開発が急務である．Honda は永続的なエネルギー循環型社会を目指し，化石燃料に頼らず水素を燃料とする燃料電池自動車 (FCV) と燃料電池の研究開発を進めてきた[(1)]．

Fig. 1 に燃料電池の構成図と内部の反応について示す．燃料電池セル (以下セル) は膜電極接合体 (membrane electrode assembly: MEA) とガス流路が形成されたセパレータから構成されており，セルを複数枚積層したものを燃料電池スタック (以下スタック) と呼んでいる．

MEA は高分子電解質膜 (polymer electrolyte membrane: PEM) と触媒層 (catalyst layer: CL) そしてガス拡散層 (gas diffusion layer: GDL) から構成されており，触媒層が形成された高分子電解質膜は catalyst coated membrane (CCM) とも呼ばれている．

燃料電池の反応は，式 (1) に示すアノード極の水素酸化反応と式 (2) に示すカソード極の酸素還元反応からなり，水素と酸素の化学反応により電気と水を生成する．

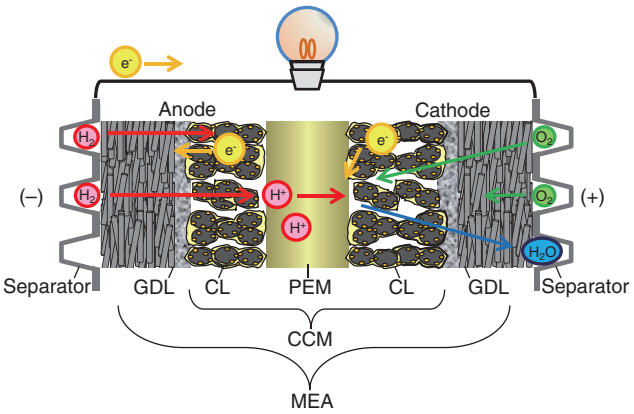


Fig. 1　Schematic image of fuel cell

＊四輪 R&D センター

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2016_28_1_5

アノード極 (An)：$H_2 \rightarrow 2H^+ + 2e^-$ （1）

カソード極 (Ca)：$1/2O_2 + 2H^+ + 2e^- \rightarrow H_2O$ （2）

FCV に搭載のスタックは，小型軽量化と高出力で高効率な発電性能の実現が求められるとともに，車載する燃料電池特有の電流負荷の変動に対する耐久性が要求される．燃料電池の耐久性を確保するには，燃料電池出力に大きく寄与する電極触媒の表面積の保持，および酸素と燃料である水素のガス隔離とアノードとカソードの電気絶縁の両機能を持つ PEM の厚み保持が必要となる．

電極触媒の表面積の保持と PEM の厚み保持にはセル面内 CCM 含水量が密接に関係している．一般的に含水量が多い場合，電極触媒の溶解や凝集，再析出によって触媒の肥大化が促進され触媒表面積の低下が加速される．一方で含水量が少ない場合，不純物や過酸化水素が PEM 内に蓄積されて化学劣化が促進され PEM の厚みが減少するという報告[2]もある．

よって，車載用燃料電池の耐久性向上にはセル面内 CCM 含水量分布を明確にし，その上でセル面内 CCM 含水量を適正な範囲に制御する必要がある．

2．開発の目的

そこで，2016 年モデルの FCV 用スタック開発においては，多分割インピーダンスセンサの開発[3]によるセル面内 CCM 含水量分布の明確化とシミュレーション[4]による最適なセル面内 CCM 含水量分布の算出をおこない，スタックの耐久性向上を目指した．

本稿では，構築したインピーダンスによる含水量分布計測システム (impedance distribution measurement system: IDMS) を用い，台上にて実車搭載発電システム内の燃料電池スタックのセル面内 CCM 含水量分布をリアルタイムに計測し，そのセル面内 CCM 含水量が適正な範囲内に収まっているか検証し，実車搭載発電システムの制御方法へ反映することを目的とした．

3．計測の必要性

セル面内 CCM 含水量分布は，スタックへの投入ガスの流量や圧力，スタックの温度，発電電流等の作動条件の瞬時的な変化により，さまざまに変化する．しかし，燃料電池の耐久性を向上させるためにセル面内 CCM 含水量は常に上下限範囲内に維持させる必要がある．セル面内 CCM 含水量範囲の上下限値は Fig. 2 に示す CCM 単体耐久テストの結果から設定した．

実車搭載発電システムでは，Fig. 3 に示すセル面内 CCM 含水量とスタックインピーダンスの特性を基に測定したスタックインピーダンスを用いて，セル面内 CCM 含水量を上下限範囲内に制御している．

セル面内 CCM 含水量に影響を与える要因はさまざまあるが，2016 年モデル実車搭載発電システムでは，スタックに導入される空気の加湿量を制御する手法を採用した．加湿器と並列に設置してある加湿器バイパスのコントロールバルブによって加湿器を通る空気流量を調整することで，セル面内 CCM 含水量を制御することが可能となる (Fig. 4)．

スタックインピーダンスの制御範囲 (Fig. 3 中の Target impedance) はセル面内 CCM 含水量の偏在 (Fig. 3 中の Distribution of water content) や計測誤差によって影響を受ける．セル面内 CCM 含水量の偏在は定電流発電のシミュレーションによって最適化され，スタックインピーダンスの制御範囲の拡大に繋がっている．

しかしながら，スタックインピーダンスの制御範囲はセル面内 CCM 含水量の偏在を考慮しているものの，定常電流発電時の計算モデルを使用した予測である．そのため，実車搭載発電システムでの過渡電流発電において，セル面内 CCM 含水量が上下限範囲内に収まっているか検証する必要がある．

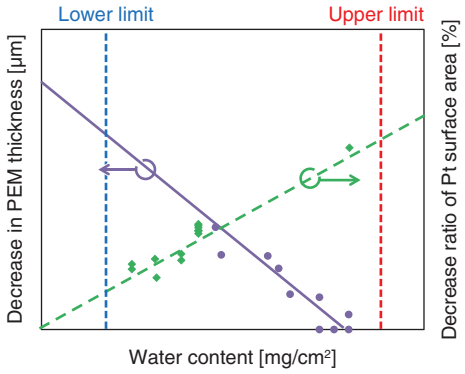


Fig. 2 Upper and lower limits for water content to maintain PEM thickness and Pt surface area

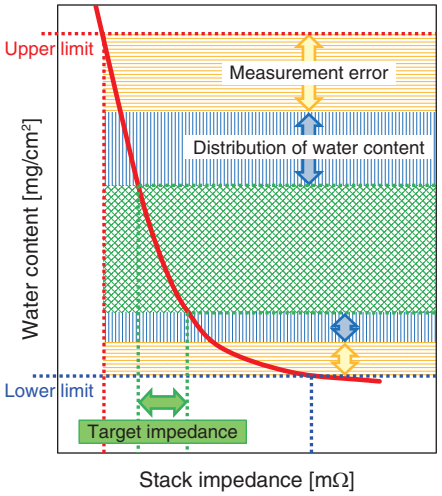


Fig. 3 Relationship between stack impedance and water content

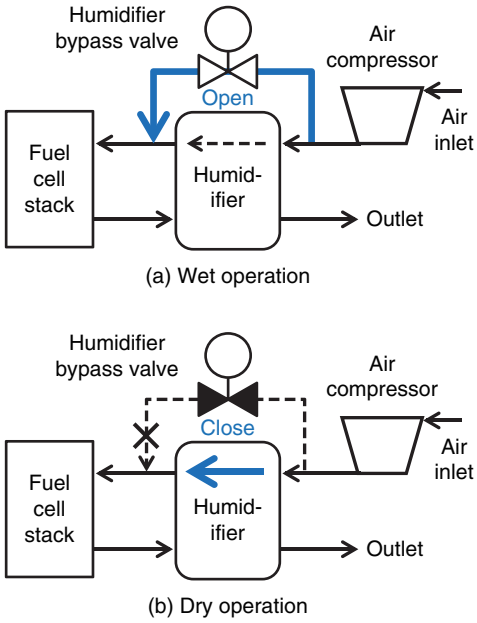


Fig. 4　Schematic image of humidity control of supplied air

4．従来計測手法の課題

従来，セル面内 CCM 含水量分布を計測する手法としては重量測定法 (Fig. 5) や核磁気共鳴 (NMR)[5] を利用した測定法などがある．

重量測定法は含水している物としていない物の重量差を含水量とする測定法である．この測定法ではセル面内 CCM 含水量を測定したい作動条件で燃料電池を一定時間発電させ，その後，構成部材を分解する．そして CCM を所定の分割数に裁断し，水分が蒸発しない袋へ取り分け，重量を測定する．その後乾燥させ，再度重量を測定する．その重量差がセル面内 CCM 含水量となる．分解，裁断の際は水分の蒸発を考慮して，高湿環境で素早く作業しなければならない．また，一定の発電状態のセル面内 CCM 含水量だけしか測定できないため，条件ごとに反復測定しなければならないことや，過渡的な条件では測定できないという課題があった．

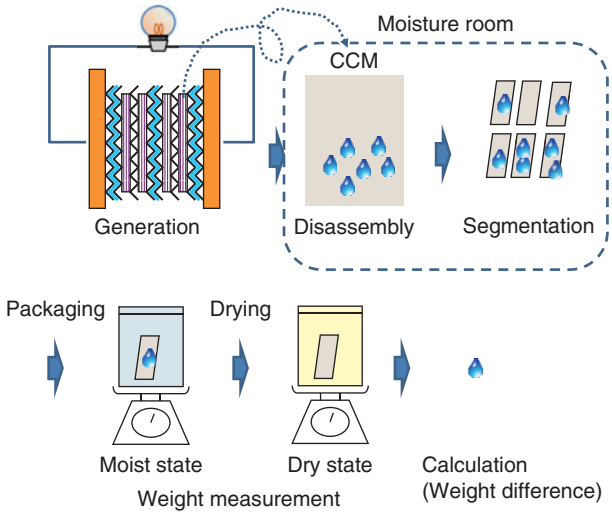


Fig. 5　Dry weight method for measurement of water content of CCM

NMR 法は，磁場中に置かれた試料に高周波磁場を照射して核スピンを共鳴させ，放出される NMR 信号を受信して原子状態を計測することで，CCM 内の局所水分量をリアルタイムに計測できる手法である．この手法では強力な磁場中にスタックおよび実車搭載発電システムをさらす必要があり，計測設備の大型化やシステムの誤動作が課題となる．

5．課題解決手法

Fig. 6 に示すようにセル面内 CCM 含水量を計測するため，台上の実車搭載発電システムのスタックにインピーダンスによるセル面内の含水量分布計測システム (IDMS) を導入した．計測するための重畳された電流は，センサの分割された電極パッド〔Fig. 6(b) の Terminal pad〕中のシャント抵抗を介して電圧信号 (V_2) として計測される．また同時にセルの電圧信号 (V_1) も計測される〔Fig. 6(c)〕．これらよりインピーダンスが計算され，セル面内 CCM 含水量が算出される．このセル面内 CCM 含水量が定電流発電および過渡電流発電において，セル面内 CCM 含水量が上下限範囲内に収まっているか検証する．本測定に際しては，高電圧かつ高周波環境であるので，機器の絶縁およびノイズ対策に十分留意した．

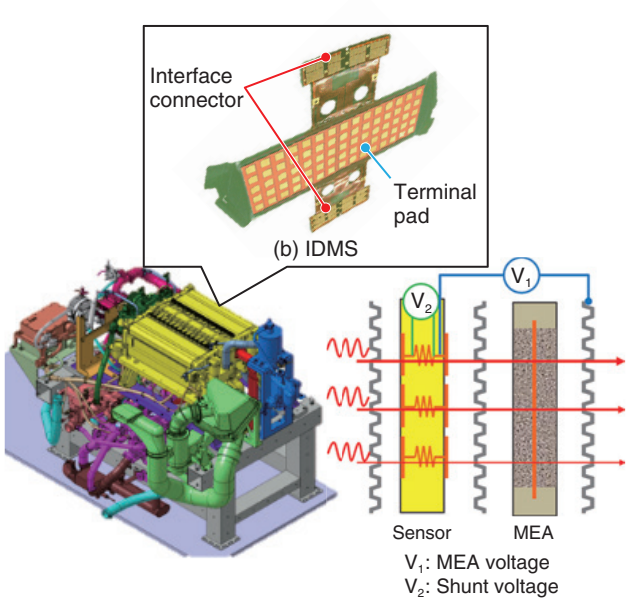


Fig. 6　Fuel cell system with IDMS for bench use

6. 台上試験結果

6.1. 定速走行モード

まず定速走行モード（定電流発電）においてセル面内CCM含水量が上下限範囲内に収まっていることを検証した．

Fig. 7に電流域ごとのセル面内CCM含水量分布の結果を示す．Fig. 7(a)のように低電流域ではカソード側で生成された水が出口側（Ca OUT）に向かって流れて集まるため，出口側ほどセル面内CCM含水量が高くなることがわかる．そのため，カソード入口側（Ca IN）のセル面内CCM含水量が下限を下回る可能性がある．Fig. 8に示すようにカソード出口側（Ca OUT）で若干セル面内CCM含水量が減っているのは，水分がセル面内CCMを介し対向して流れるアノード側へ移動したためと考える．一方，高電流域ではセル面内CCM含水量が大きい領域がカソード入口側（Ca IN）へシフトしてくる．これは，電流増加に伴って発電エリアが酸素濃度の高いカソード入口側（Ca IN）へシフトするためと考える．発電による生成水が多くなるため，中央部のセル面内CCM含水量が上限を上回る可能性がある．

Fig. 9に，電流域ごとのセル面内CCM含水量の結果を示す．このように，スタックインピーダンス値は上下限範囲内に収まっており正しく制御できていることが確認できた．また低電流域でのカソード入口側のセル面内CCM含水量下限や高電流域での中央部のセル面内CCM含水量上限においては，セル面内CCM含水量も上下限範囲内に収まっていることを確認した．

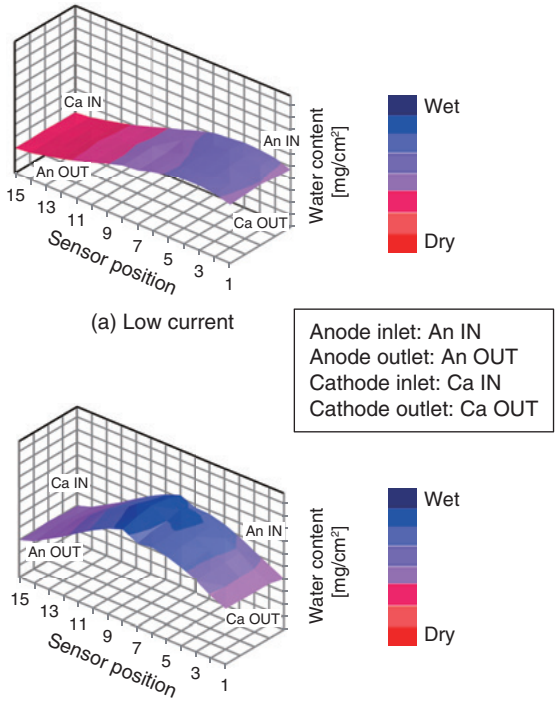


Fig. 7 Water content distribution under conditions of constant current generation

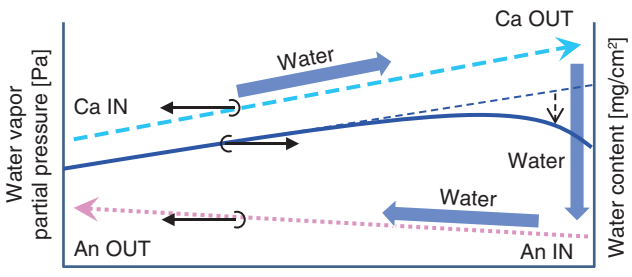


Fig. 8 Schematic image of movement of water in CCM

6.2. スタック評価走行モード

次に開発時に使用したスタック評価走行モード（過渡電流発電）とスタックインピーダンス値の模式図をFig. 10に示す．含水量分布計測システムによって，モード走行中のセル面内CCM含水量分布をリアルタイムに計測することができた．

モード走行中にはセル面内CCM含水量が大きく変化する．セル面内CCM含水量が増加する（インピーダンス値は低くなる）場面は，加速時に発生する．一方，セル面内CCM含水量が低下する（インピーダンス値は高くなる）場面は，減速時と，アイドリング時に発生する．そこで，セル

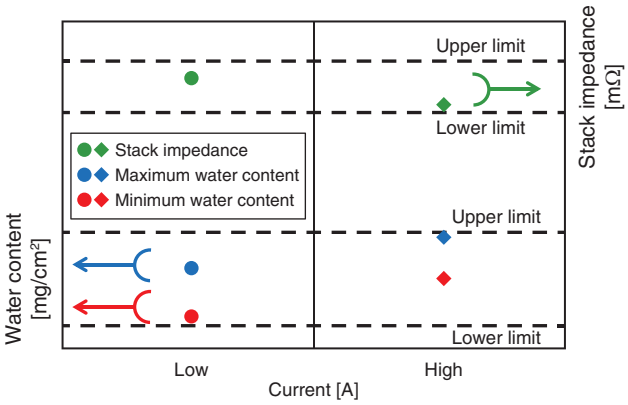


Fig. 9 Results for water content under conditions of constant current generation

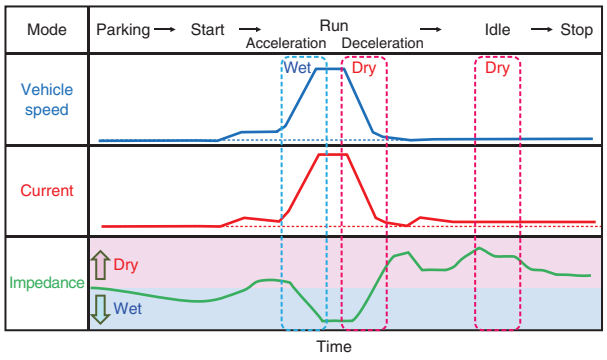


Fig. 10 Schematic image of evaluation running mode for fuel cell vehicle

面内 CCM 含水量が全ての部位で上下限範囲内に収まっているか検証をおこなった．以下に各モードでの検証結果について述べる．

6.2.1. 加減速時

Fig. 11 に加減速時のセル面内 CCM 含水量の最大値，最小値の時系列データを示す．また，Fig. 12(a) に加速時のセル面内 CCM 含水量が最大となる長辺方向のセル面内 CCM 含水量分布の測定結果を示す．図中の青点と赤点はセル面内 CCM 含水量の短辺方向の最大値と最小値である．このように加速時のセル面内 CCM 含水量は定速走行時の高電流域〔Fig. 7(b)〕と同様にガス流れ方向のセル中央で最も高い値を示しているが，セル面内 CCM 含水量は上限値以下に収まっていることが確認できた．

次に Fig. 12(b) に減速時のセル面内 CCM 含水量が最小となるセル面内 CCM 含水量分布の測定結果を示す．加速から減速に移った時は，カソード入口のセル面内 CCM 含水量が下限付近まで低下していることがわかる．Fig. 12(a) のような高電流では，発電生成水量が多いためセル面内 CCM 含水量も多くなるが，減速時になると発電生成水量が電流に応じて減少する．さらに直前の高電流発電によりスタックの温度が高いためガスの飽和水蒸気量が高くなり，スタック外へ排出される水分が増加する．それに加え，減速時の空気流量が供給量制御の応答遅れにより過多となる．それら相乗効果によって，カソード入口付近のセル面内 CCM 含水量が低下すると考える．しかし，今回の減速時のセル面内 CCM 含水量は上下限範囲内に収まっていることが確認できた．

6.2.2. アイドリング時

次にアイドリング時のセル面内 CCM 含水量の測定結果を Fig. 13，14 に示す．カソード入口のセル面内 CCM 含水量が時間とともに少なくなり，しばらくすると下限値を下回っていることがわかる．これは，発電生成水が少ないアイドリング時にスタックのインピーダンスが制御範囲内に収まっているにも関わらず，乾燥した空気がスタックに入り，カソード入口付近のセル面内 CCM 含水量が想定以上に低下したためである．

そこで今回対策として，アイドリング時の発電生成水の少ない状況においては，導入する空気全量の調整に加えて加湿器に通す空気割合を増やすことにより，カソード入口部のセル面内 CCM 含水量を上げた．

この結果，Fig. 15 に示すようにカソード入口部のセル面内 CCM 含水量が下限を下回ることがなくなり，制御変更による効果が確認された．

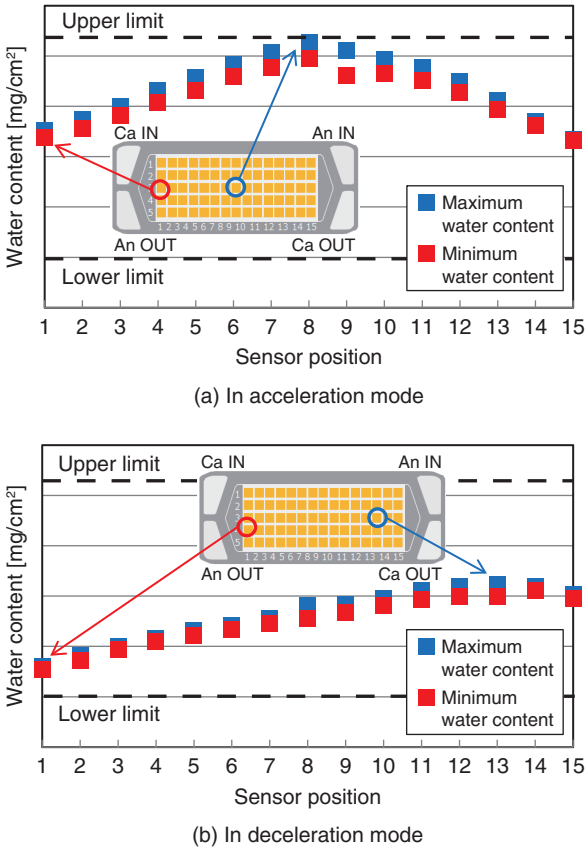


Fig. 12 Results for water content distribution in acceleration mode and deceleration mode

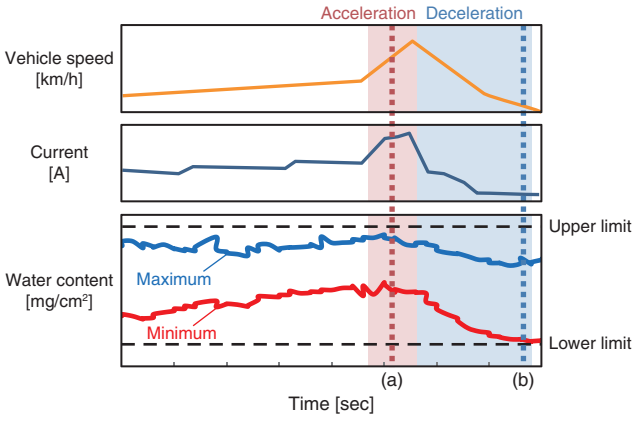


Fig. 11 Time-series results for water content in acceleration mode and deceleration mode

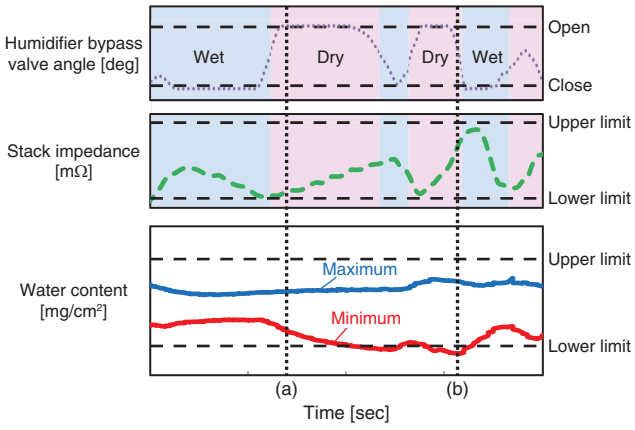
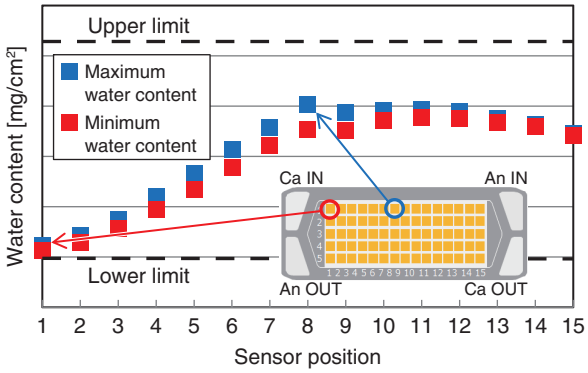
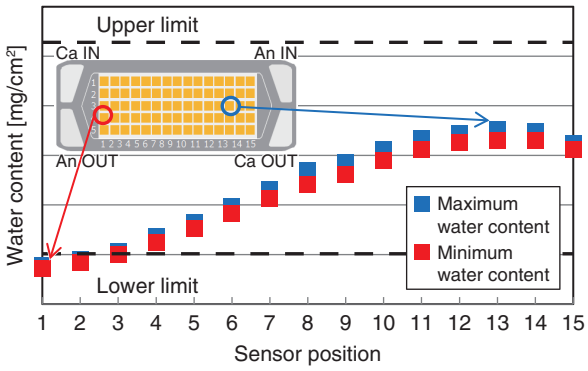


Fig. 13 Time-series results for water content in idling mode

以上，実車搭載発電システムにおけるセル面内のCCM含水量分布をリアルタイムに計測することによって，スタック評価走行モードにおいても上下限範囲内のセル面内CCM含水量に制御されていることを確認することができた．



(a) Immediately after idling



(b) During idling

Fig. 14 Results for water content distribution in idling mode

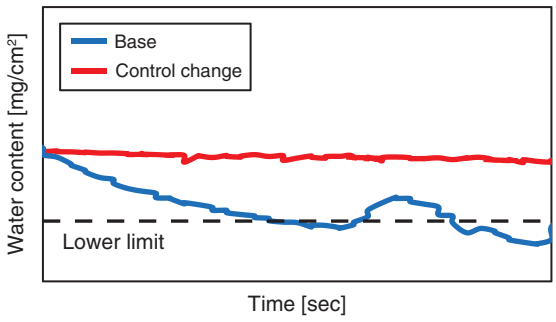


Fig. 15 Effect of change in control on water content at cathode inlet

7．まとめ

2016年モデルFCV搭載発電システムにおけるセル面内CCM含水量制御の確認をおこない，以下の結果を得た．

（1）定電流発電において，スタックインピーダンス制御によりセル面内CCM含水量が上下限範囲内に収まっていることを確認できた．

（2）過渡電流発電である加減速時において，セル面内CCM含水量が上下限範囲内に収まっていることを確認できた．

（3）アイドリング時においても，セル面内CCM含水量が下限値を下回る課題の抽出とその対策効果の確認ができた．

以上より，スタックインピーダンスを用いたセル面内CCM含水量制御の有効性が確認できた．また，制御の最適化により燃料電池スタックのさらなる耐久性向上に繋がった．

参考文献

（1）斉藤信広，菊池英明，中尾靖宏：FCXクラリティ搭載の新燃料電池スタック，Honda R&D Technical Review，Vol.21，No.1，p.15-22

（2）西川尚男：燃料電池の技術 固体高分子形の課題と対策，東京電機大学出版局，p.84-113，(2010)

（3）佐藤雅彦，千葉裕人，井ノ上雅次郎：燃料電池スタックにおけるセル面内CCM含水量分布計測システムの開発，Honda R&D Technical Review，Vol.28，No.1，p.15-23

（4）南雲健司，井ノ上雅次郎：シミュレーションによる燃料電池スタックセル面内CCM含水量分布予測，Honda R&D Technical Review，Vol.28，No.1，p.24-30

（5）横内康夫，小川邦康，拝師智之，伊藤衡平：NMRセンサーによるPEM内含水量と燃料電池発電電流の空間分布および時間変化の計測，日本伝熱シンポジウム講演論文集2010，A213，(2010)

■著 者■



岩 成 亨



宮 島 一 嘉



古澤宏一朗



井ノ上雅次郎

Pt ストレスを指標とする燃料電池電極触媒の劣化予測

Empirical Model for Polymer Electrolyte Fuel Cell Electrocatalyst Degradation Using Platinum Stress

山　本　昌　邦*　　松　森　裕　史*
Masakuni YAMAMOTO　Hiroshi MATSUMORI

要　旨

燃料電池の起動停止および走行時の加減速による性能低下を低減するために，電極触媒劣化に基づく性能低下を予測する手法を構築した．

燃料電池スタックの電位変動による白金（Pt）触媒劣化への影響を表す指標として，電気化学的手法を用いて Pt ストレス指標を定義した．Pt ストレスが触媒活性低下速度に対し，累乗相関を示すことを見出し，実験的な Pt 触媒劣化の予測モデルを構築した．

構築したモデルでスタックの起動停止における性能低下を予測した結果，約 90% の予測精度を達成し，触媒劣化予測モデルとして運用が可能であることを確認した．

予測モデルに基づいた制御条件を燃料電池システム開発へ反映させた結果，起動停止時の性能低下率を従来に対して約 57 ポイント低減し，モデルの有用性を確認した．

ABSTRACT

A method of predicting polymer electrolyte fuel cell performance loss due to electrocatalyst degradation was developed in order to reduce the performance loss caused by fuel cell startup and stop and by acceleration and deceleration during driving.

An electrochemical method was used to define a platinum stress index to express the influence on platinum (Pt) catalyst degradation from potential cycles in a fuel cell stack. It was found that Pt stress shows an exponential relationship with the rate of loss of catalyst activity, and an empirical prediction model for Pt catalyst degradation was developed.

When the developed model based on Pt stress was used to predict performance loss in a stack during startup and stop, the results showed that a prediction accuracy of approximately 90% was achieved and confirmed that the model could be applied as a catalyst degradation prediction model.

Operating conditions derived from the prediction model were incorporated into fuel cell system development. The results showed that the rate of performance loss during startup and stop was reduced by approximately 57 points compared to the conventional rate, thereby confirming the usefulness of the model.

1．まえがき

水素を燃料とする燃料電池自動車（fuel cell vehicle: FCV）は，ガソリン車に匹敵する走行性能を有すると共に，クリーンで高効率といった環境性能の高さを有する．

さらに，モータによる滑らかな走りと静粛性があることから，自動車の環境負荷低減手法の一つとして注目されている．

FCV の普及拡大のためには，燃料電池（fuel cell: FC）スタックのさらなる高性能化，高耐久性および低コスト化が必要である．従来までの開発から，FC の耐久性のうち性能低下が課題の一つとして挙げられ，性能低下が大きいのは起動停止と走行時であることが明らかになっている（Fig. 1）．

起動停止時に性能低下が加速する要因として，起動停止による正極（Cathode）の高電位の繰り返し操作により電極

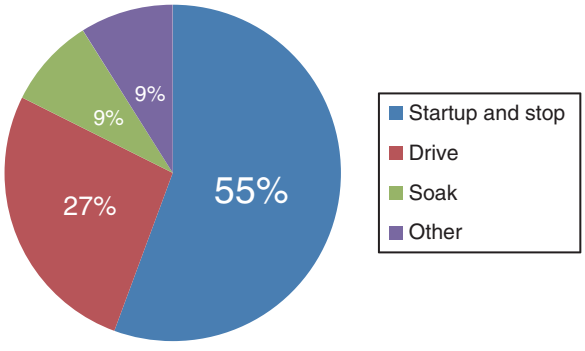


Fig. 1　Breakdown of performance loss in conventional FC stack

＊四輪 R&D センター

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2016_28_1_6

触媒の白金（Pt）がイオン化し，高分子電解質膜中へ溶解拡散後析出するメカニズムが提唱されている[(1)-(3)]．実際に試験セルの起動停止模擬試験後の触媒を走査透過型電子顕微鏡（scanning transmission electron microscope: STEM）で観察すると，Fig. 2 (a) に示す試験前に微粒子状態でカーボン上に存在したPtが高分子電解質膜中へ溶解および析出〔Fig. 2 (b) 図中の赤枠〕することが確認されており（Fig. 2），想定メカニズムと合致していることがわかっている．

FCの耐久性向上には性能低下の主要因である電極触媒劣化の抑制技術の確立が急務である．このためには，FCシステム制御に対してPt触媒劣化の関係性を表す指標が重要となるが，制御とPt触媒の関係性を明確に指標化した例はほとんどない．

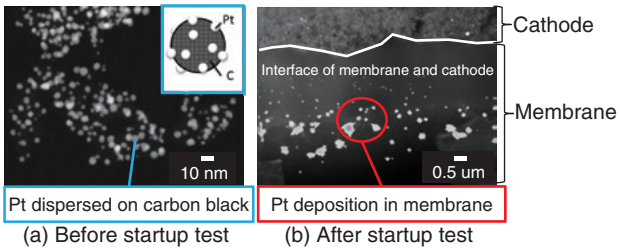


Fig. 2　STEM image of Pt catalyst on carbon black support (Pt/C) before (a) and after startup test at 1000 cycles (b)

2．開発のねらい

本論文では，FCシステム制御とPt触媒劣化の関係性を表す指標を新規に開発し，指標にもとづく実験的なPt触媒の劣化予測の構築について述べる．

さらに，劣化予測による起動停止時の触媒劣化抑制に向けたFCシステム制御の開発に関する事例について述べる．

FCシステム制御とPt触媒劣化の関係性を表す指標および触媒劣化予測モデル開発の課題として，以下の2点が挙げられる．

課題1　FCの電位変動が触媒劣化に及ぼす影響の数値化方法とその指標化

課題2　指標とスタック性能低下との相関設定

まず課題1を解決するために，電位変動に対するPt触媒の変化を把握する手法の研究が必要である．

FCの端子電圧はCathodeと負極（Anode）の電位差で表され，Anode電位（reversible hydrogen electrode: RHE）はCathode電位の基準になる（Fig. 3図中のCathode potential [V vs. RHE]）．

Anodeでは，燃料の水素酸化反応（hydrogen oxidation reaction: HOR）が起こるため，純水素の場合のRHEはおおむね0 Vを示す．RHEを基準とした際のCathode電位とスタックから流れる電流（Fig. 3図中のFC current）の変動パターンの例をFig. 3[(3)]に示す．Anodeに燃料の水素，Cathodeに酸化剤の空気を投入することにより，一般的な電池の開回路電圧（open circuit voltage: OCV）と同様にCathodeが高電位状態になる（Fig. 3図中のStart）．FCのアイドル状態時の低出力運転によって，わずかな電位低下が起こる（Fig. 3図中のIdle）．その後，高出力運転による急激な電位低下（Fig. 3図中のHigh load）や加減速による電位変動サイクル（Fig. 3図中のAcceleration or deceleration），さらに停止時のCathode酸素濃度制御による低電位状態（Fig. 3図中のStop）とスタックの電位変動パターンは複雑である．

これらの電圧変動に対するPt触媒の変化を把握するため，電気化学的手法の一つであるサイクリックボルタンメトリー（cyclic voltammetry: CV）に着目した．

CVは電位に対するPt触媒反応の情報を電気化学反応に由来する電流で表現することが可能である．Fig. 4に代表的なPt触媒のCVによる電流 - 電位曲線を示す．挿絵はPt触媒表面の反応を模式的に示している．0.5 V付近

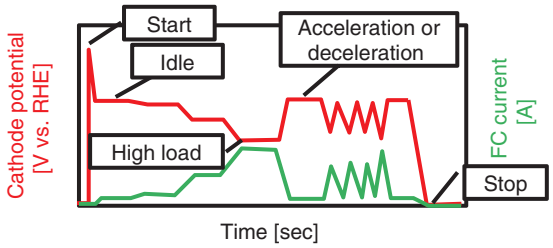


Fig. 3　Typical pattern of cathode potential cycle in FCV

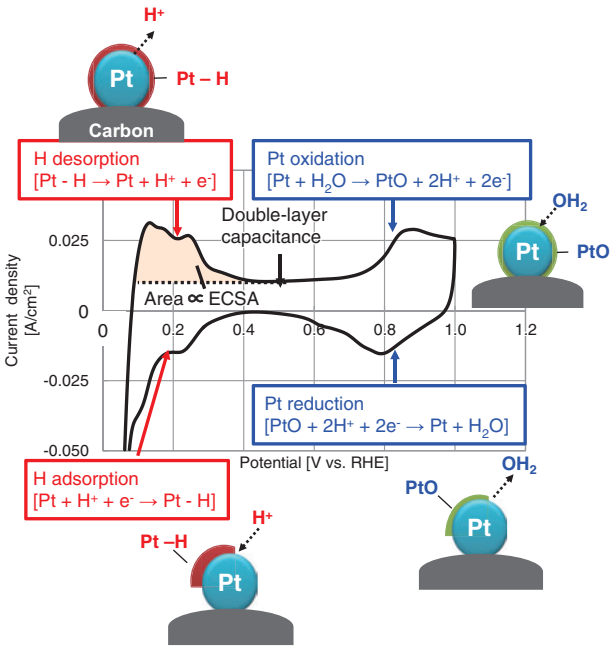


Fig. 4　General CV depicting features observed on the surface of Pt catalyst

ではFCの電気化学二重層電流が観測され，0.6から1.0 Vにかけて Pt と水の吸着反応から Pt の酸化被膜形成が起こる（Pt oxidation）．1.0から0.6 Vの変動により，酸化被膜から Pt へ還元反応（Pt reduction）が進み，金属状態へ戻る．

一方，0.5 Vよりも低い電位（0から0.45 V付近）において，Pt触媒上ではプロトンの吸脱着反応（hydrogen adsorption desorption: HAD）が起こる．HADの電気量（q_{HAD}）と触媒の電気化学的な有効表面積（electro chemical surface area: ECSA）は式（1）の比例関係があるため，この電気量から Pt 触媒の有効表面積の把握が可能である．

$$\mathrm{ECSA}\ [\mathrm{cm^2}] = \frac{q_{HAD}[\mathrm{uC}]}{210\ [\mathrm{uC/cm^2}]} \qquad (1)$$

式（1）において，210 uC/cm^2 は一般的に用いられる Pt 触媒の有効表面積の換算係数である．

以上の特徴を持つことから，FCの電位変動が触媒劣化に及ぼす影響の数値化方法に CV を採用した．

次に課題2を解決するには，CV を用いて数値化した指標と FC の性能を結びつける必要があった．そこで，FC の性能低下と触媒劣化の関係に着目した．

FC 性能は Fig. 5 の電流 - 電位曲線（polarization curve: Pol. curve）を用いて評価され[4]，電圧低下要因は主に三つの要因に大別できる．（I）FC システムのオーム損（iR_{loss}），（II）Cathode における酸素還元反応（oxygen reduction reaction: ORR）に関わる過電圧（η_{ORR}），（III）Cathode 触媒への酸素輸送に関わる過電圧（η_{tx}）が含まれる．スタックの端子電圧は，（I）から（III）の電圧低下と Anode の HOR に起因する電圧低下（Fig. 5 図中の HOR_{loss}）の差で表される．

これら三つの要因のうち電圧低下の寄与が大きいのが（II）である．（II）は ORR の速度に依存するため触媒活性の影響が支配的であり，Pt 触媒の ECSA 低下が大きく寄与する．一般的な触媒と同様に，FC における Pt 触媒も気体の酸素が Pt 表面で吸着脱離することで ORR が起きる．そのため ORR 速度を高めるには，Pt 触媒の反応活性点を示す ECSA が重要な物性になる．触媒反応の速度式から導出される η_{ORR} は，理論的にターフェルの式（2）で表され，ECSA と対数的な関係を示すことが知られている[5]．

$$\eta_{ORR} = \frac{2.303 \times RT}{\alpha F} \times \log\left(\frac{\mathrm{ECS\ A} \times i_0}{i}\right) \qquad (2)$$

R は気体定数，T は絶対温度，α はカソードの移動係数，F はファラデー定数，i は反応電流，ECSA × i_0 は触媒の有効交換電流密度に相当する．

Fig. 5 および式（2）の関係から，ECSA 低下の予測が可能な触媒劣化モデルを構築することで，性能低下を見積もることが可能になると考えた．そのために FC の電位変動による触媒劣化を表す指標と触媒機能である ECSA の相関性を明らかにするために，ECSA の想定劣化メカニズムを仮定した．

1章で示したように，ECSA 低下は既報[1]で提唱されている Pt 溶解および析出に起因する Pt 微粒子の粒径増大が支配要因であることがわかり，電位による触媒活性の低下が基本メカニズムであると考えた．

さらに，Fig. 3 に示した FC の起動停止および走行の加減速による電位変動に対応するため，電位の要素を到達電位，到達電位の保持時間および電位の変動速度の三つに細分化した．

この三つの要素による Pt 触媒への影響に対して数値化を検討した．

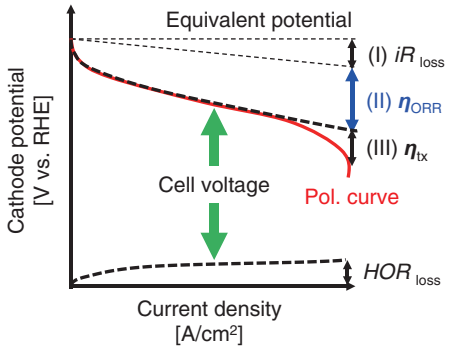


Fig. 5　Diagram of relationship between FC polarization curve and voltage loss

3．電位変動が触媒劣化に及ぼす影響の数値化

3.1. 実験方法

電位による Pt 触媒への影響を数値化するため，試験セルを用いた CV 計測を実施した．

評価した膜電極接合体（membrane electrode assembly: MEA）は，市販の触媒層および高分子電解質膜（catalyst coating membrane: CCM）とガス拡散層（gas diffusion layer: GDL）を用いて一体化処理したものを使用した（Fig. 6）．

試験セル運転条件を Table 1 に示す．

運転の基本条件は既報[6]を参考に設定をした．セル温度を熱電対で70℃に制御し，加湿器を用いて Anode および Cathode の相対湿度（relative humidity: RH）を調整した．ガスは Anode に純水素を 0.3 NLM，Cathode に 2 NLM の不活性ガス（N_2）を流通させ，Anode 230 kPa および Cathode 200 kPa の圧力で CV 計測を実施した．

Cathode を作用極（working electrode: WE），Anode を参照極および対極（reference and counter electrode: RE and CE）に設定し，Anode の RHE に対して WE の電位制御をポテンショガルバノスタット（potentiogalvanostat: PGS）

Table 1 Operating conditions of single cell

Operating condition	Anode (RE/CE)	Cathode (WE)
Atmosphere (flow rate) [NLM]	H_2 (0.3)	N_2 (2)
Pressure [kPa]	230	200
Temperature [°C]	70	
RH [%]	50	73

を用いて実施し，Pt 触媒上の反応電流を計測した．測定系の概略図を Fig. 6 に示す．

CV の電位制御条件は，掃引速度 50 mV s^{-1} を固定し，電位変動プロファイルは電位の各要素（到達電位および到達電位の保持時間）より設定した．

3.2. 起動停止による最高到達電位とその保持時間による影響の数値化

はじめに，起動時の高電位を想定した最高到達電位（upper level potential: ULP）の影響を確認した．検証例として Fig. 7 に ULP = 0.9 V および 1.0 V に設定した際の電位変動プロファイルおよびその電流 - 電位曲線を示す．

Fig. 4 で述べたとおり，0 から 0.45 V 付近の水素吸脱着による反応電流は，ULP に対して依存性が小さい結果である．

これに対して，0.6 から 1.0 V に得られる Pt 触媒と酸素の還元電流の依存性が大きいことを確認した．

ULP が高いほど電位上昇により形成される PtO 被膜の還元電流が増加し，Pt と酸素の電気化学的な酸化反応が進行する．同様の傾向は既報[7]においても確認されており，ULP は Pt 触媒の酸化を加速する主要素であることがわかった．

次に，ULP の保持時間による Pt 触媒の酸化影響を明らかにするため，ULP を固定してその保持時間を変更させた電位変動プロファイル（Fig. 8）で測定を実施した．Fig. 8 の CV 計測結果から，電流 - 電位曲線の破線部が示すように ULP が同じ 1.0 V であっても Pt 触媒と酸素の還元電流に差が生じることがわかった．ULP の保持時間に対し還元電流が増大していることから，Pt 触媒表面の電気化学的な酸化反応が時間依存性を示すことが明らかとなった．

3.3. 走行時の加減速による最低到達電位およびその保持時間による影響の数値化

次に走行時の加減速による電位変動の影響を数値化するため，加速時の変動による最低到達電位（lower level potential by drive: LLP）を設定した場合の CV を取得した．検証例として Fig. 9 に ULP = 1.0 V，10 sec 保持，LLP = 0.8 V で 100 sec 保持した場合の電位変動プロファイルと CV から得られた電流 - 電位曲線を示した．Fig. 9 における LLP は加減速時の負荷による電位低下を想定してい

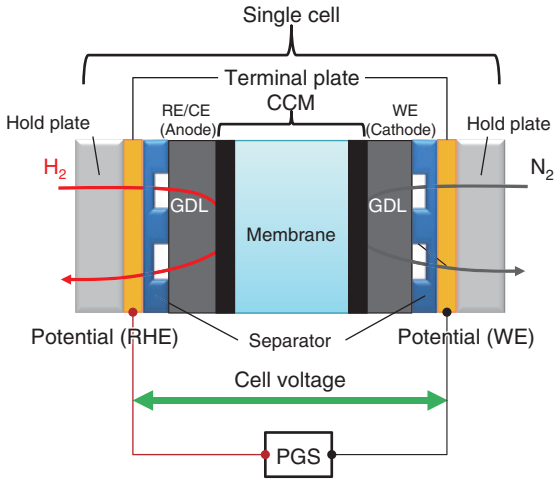


Fig. 6 Schematic drawing of electrochemical system using single cell

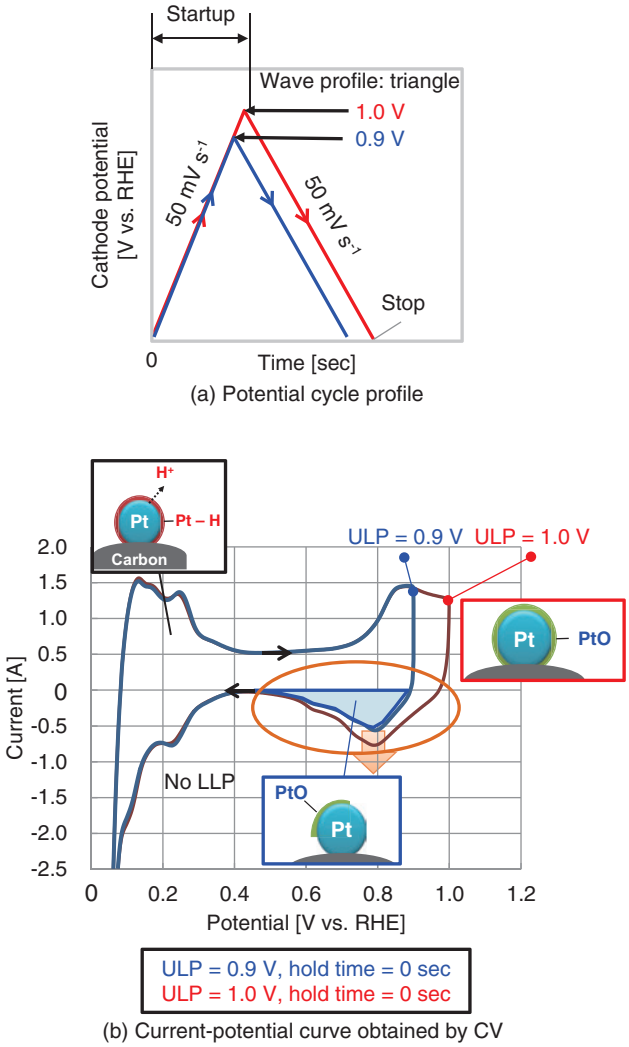


Fig. 7 Graph of WE potential trend, showing changed ULP levels using CV (a). CVs obtained at each ULP from 0.05 V up to 0.9 V (blue solid line), up to 1.0 V (red solid line) (b).

る．起動停止を想定した上述の Fig. 8 と，加減速による電位変動を模擬した Fig. 9 の比較から，LLP 操作がない Fig. 8 では，起動想定の ULP による Pt 酸化反応の全反応量が，PtO 被膜の還元反応による電気量（Fig. 8 図中の Q_1）として得られる．

一方，加減速時の電位変動を想定した LLP = 0.8 V の操作を入れた場合は，ULP による Q_1 が LLP の保持によって Fig. 9 に示す a から b まで減少する．加減速の負荷による LLP 保持によって，ULP で形成された Pt 触媒表面の酸化被膜が還元されて，一部金属状態へ戻るため電気量が減少したと考える．

ここまでの取り組みから，FC の電位変動が Pt 触媒に及ぼす影響に対して，CV を用いて数値化の検討をした結果，CV の PtO 被膜による電気量（Fig. 4 図中の Pt reduction 反応電流）が強い依存性を示し，電位の ULP および LLP とその保持時間によって増減することが明らかとなった．

以上の結果をもとに，起動停止および走行時の加減速による電位変動の影響を区別するため，以下の式（3）に示す触媒劣化の指標として Pt ストレスを定義した．

$$\text{Pt ストレス} \equiv \Delta Q = Q_1 - Q_2 \qquad (3)$$

Q_1 は起動停止時の電位変動を想定した PtO 被膜の電気量，Q_2 は走行時の電位変動により還元された PtO 被膜の電気量残り（Fig. 9 図中の Q_2）である．Pt ストレスは電気化学反応にもとづくこれらの電気量から決定され，モードによる電位変動影響（ULP，LLP および保持時間）を変化量（ΔQ）で表現する．CV を用いた既報[7]の結果に対して，Pt ストレスは電位変動に伴う LLP の影響を PtO 被膜の電気量変化で定義することで，その影響を定量的に表現することが可能である．

以上のことから，Pt ストレスを指標とすることで FC の電位変動が及ぼす触媒劣化への影響を定量的に取り扱うことを可能にした．以後，Pt ストレスを ΔQ とする．

ΔQ を指標に Fig. 3 に示したような FC 運転時の電位変動に対応させるため，ULP，LLP およびそれらの保持時間を変化させて CV を取得し，ΔQ の電位依存性をマップ化した（Fig. 10）．Fig. 10 を使用することで，Fig. 3 に示したような実機の電位変動の影響の数値化が可能となった．

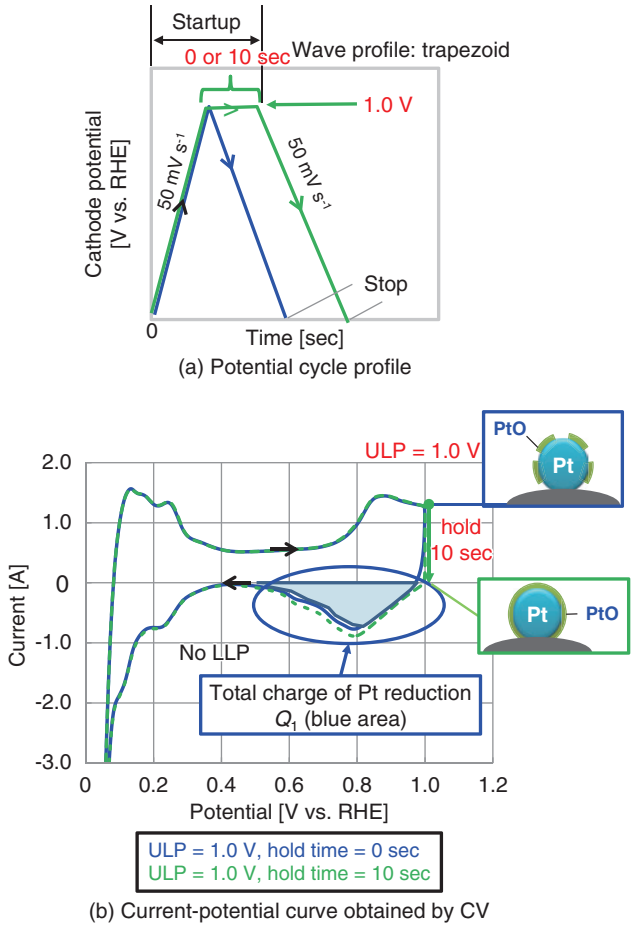


Fig. 8 Potential trend at cathode in CV (a). CVs obtained at same ULP from 0.05 V up to 1.0 V (blue solid line), and hold at 1.0 V for 10 sec (green dotted line) (b).

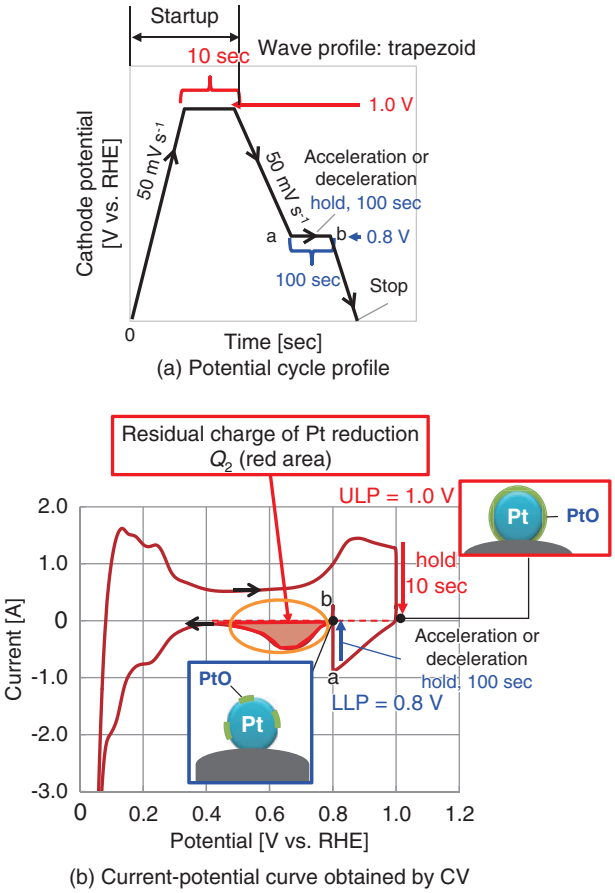


Fig. 9 Potential trend at cathode in CV (a). CV measured by 10 sec hold at ULP = 1.0 V, and 100 sec hold at LLP = 0.8 V (b)

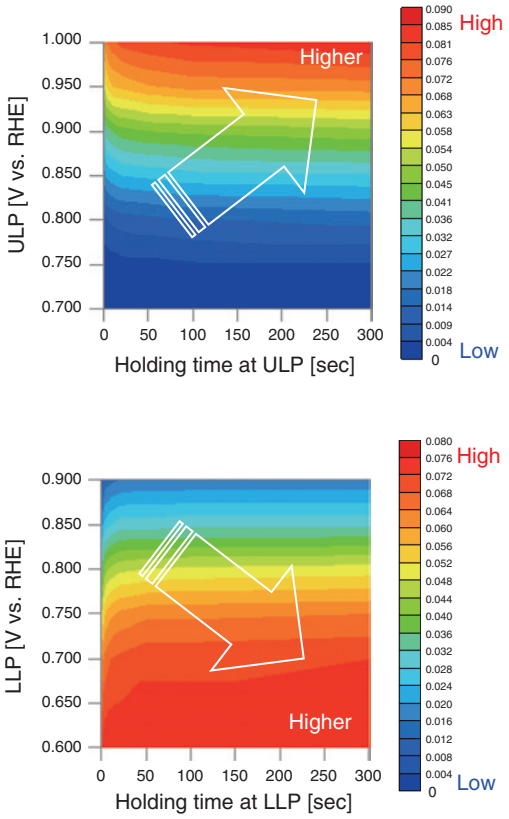


Fig. 10 Dependence of ΔQ on ULP, LLP and holding time at each potential. CVs obtained by the same conditions as Table 1

4. ΔQ とスタック性能との相関設定

3章までに指標化した ΔQ と FC スタックの性能低下の相関を明らかにするため，ORR による電圧降下を支配する ECSA と ΔQ の依存性を確認した．

ECSA の ΔQ に対する依存性を確認するため，試験セルによる電位サイクルテストを実施し，ECSA の低下速度との依存性を検証した．CV 計測条件は 3.1. 節と同様の条件で実施し，電位サイクルテストの ΔQ は実機の電位変動を模擬した Table 2 の条件で変化させた．モード IV から VII は起動停止を想定した電位および温度を反映し，残りのモードは走行の加減速を想定した条件とした．

走行の加減速を想定したモード VIII および IX を比較した結果を Fig. 11 に示す．

ULP, LLP および保持時間によって，同じ加減速モードでも単位サイクルあたりの ΔQ で約 2.5 倍の差が存在する．

ΔQ が約 2.5 倍異なる加減速を想定した電位サイクル試験を所定回数繰り返し，Pt の電気化学的な有効表面積である ECSA の低下速度の推移を確認した．

Fig. 12 に ΔQ と ECSA 低下速度の関係を示す．

ΔQ が約 2.5 倍異なる電位変動時の ECSA 低下速度は，2桁以上変化することが明らかになった．同様に ΔQ を Table 2 に従って変化させた結果，ECSA の低下速度は累

Table 2 List of accelerated stress test (AST) by potential cycling mode using single cell

Mode	Assumption	Cell temperature [°C]	RH [%]		Potential [V vs. RHE]			
			An.	Ca.	ULP	LLP	Wave profile	Holding time [sec]
Load cycle-I	Drive low RH	70	50	40	0.90	0.70	Rectangle	4
Load cycle-II	Drive middle RH	70	50	73	0.90	0.70	Rectangle	4
Load cycle-III	Drive high RH	70	50	100	0.90	0.70	Rectangle	4
Potential cycle-IV	Start up middle ULP	45	100	100	0.95	0.80	Trapezoid	4
Potential cycle-V	Start up high ULP-1	45	100	100	1.20	0.80	Trapezoid	4
Potential cycle-VI	Air Start up	45	100	100	1.40	0.80	Trapezoid	5
Potential cycle-VII	Fuel starvation	45	100	100	1.60	0.80	Trapezoid	5
Potential cycle-VIII	High load	70	50	73	0.95	0.65	Trapezoid	4
Potential cycle-IX	Middle load	70	50	73	0.90	0.70	Triangle	0

乗相関を示すことが判明した．ただし，Fig. 12 の相関精度（相関係数；R^2 = 0.975）は高いが実測値との差異がみられる．原因としては，Table 2 で設定した起動停止模擬の条件（IV から VII）において，ECSA が低下した要因に Pt の劣化はもちろんのこと，担体カーボンの劣化影響が含まれるため相関性からの差異が生じたと考察する．

担体カーボンの劣化影響の分離はできていないが，Fig. 12 の結果によって各運転モードによる ECSA の低下速度が ΔQ で管理することが可能となり，性能低下が大きい起動停止と走行の触媒劣化の違いを明確にすることができた．

さらに，Fig. 10 のマップを使用すれば実機の制御要素（ULP, LLP, 保持時間）から ΔQ を計算することで触媒の ECSA 低下を推定することが可能となる．

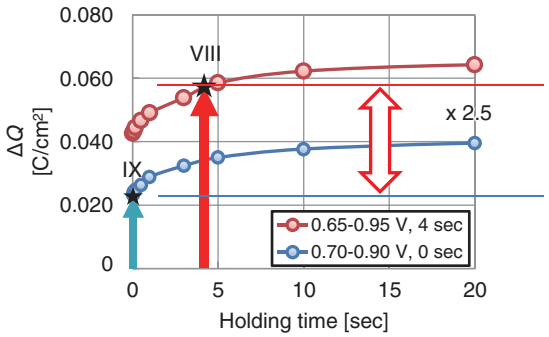


Fig. 11 Comparison of ΔQ under operating conditions of modes VIII and IX

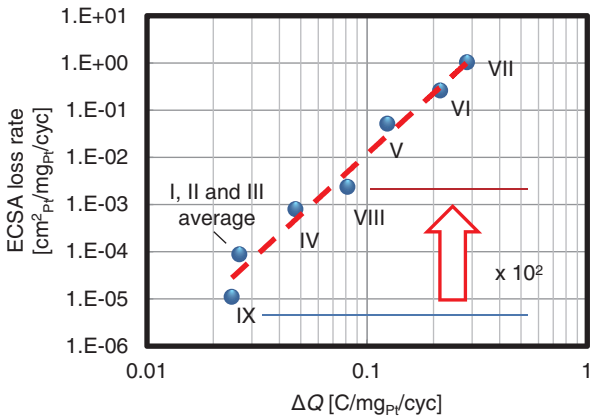


Fig. 12 Correlation of ΔQ and ECSA loss rate

5. Pt ストレスを指標とした FC システム制御

5.1. 触媒劣化予測モデルの検証

前章までに構築した触媒劣化予測のモデル精度を確認するため，スタック単体の起動停止模擬試験における性能低下に対して検証した．

起動停止模擬試験におけるスタックの平均電圧プロファイルを Fig. 13 に示す．

両極のガス環境制御により 0 V から運転が開始され，起動時の Cathode への Air 投入によって電圧上昇が起こる．所定時間 Cathode は OCV で保持され，停止時の酸素濃度制御により 0 V へ戻る構成になっている．そのため，Pt 触媒には 0 V から 1 V の変動が繰り返される．

Fig. 13 の電位変動による ΔQ を見積もるため，Fig. 14 のフローシートに従って起動停止模擬試験における触媒劣化を予測した．

Fig. 13 に示したスタックの平均電圧プロファイルから，起動停止による ULP および ULP の保持時間を抽出する．(Fig. 14 図中の ULP = 1.0 V, holding time = 100 sec) これらの電位要素と Fig. 10 に示した ΔQ のマップから，起動停止による ΔQ を計算した．計算した ΔQ を Cathode の Pt 使用量あたりの数値へ換算し，Fig. 12 の累乗相関を使用することでスタック中の Pt 触媒の ECSA 低下速度を推定した．

Fig. 14 において推定した ECSA の低下速度に起動停止模擬試験の回数を乗算することで，各起動停止回数における ECSA を予測した．劣化予測モデルによる推定線 (Fig. 15 図中の破線) およびスタックを用いた CV 計測による ECSA の実測値 (Fig. 15 図中のマル印) との比較結果を Fig. 15 に示す．

試験の最終サイクル (end of test: EOT) における ECSA 低下率を比べた結果，モデルの予測精度として約 90% の一致性を得た．この結果から，試験セルで構築した本モデルによって実機の FC スタックにおける触媒劣化の推定が可能なことを実証した．

5.2. Pt ストレスを指標とした FC システム制御の効果検証

構築モデルのスタックに対する適用性が確認できたことから，実験的な触媒劣化予測モデルが完成した．本モデルを用いて，従来スタックの課題である起動停止時における性能低下の低減に向けた触媒劣化の抑制モードを検討した．

Fig. 13 に示したとおり，起動停止時は 0 から 1 V の高電位が繰り返される．触媒劣化抑制の方向性として，起動停止時の ΔQ を低下させることが重要になる．そこで，起動時の OCV による ULP を低減する制御が必要と考えた．

また停止時の電圧下降によって，即座にスタック電圧が

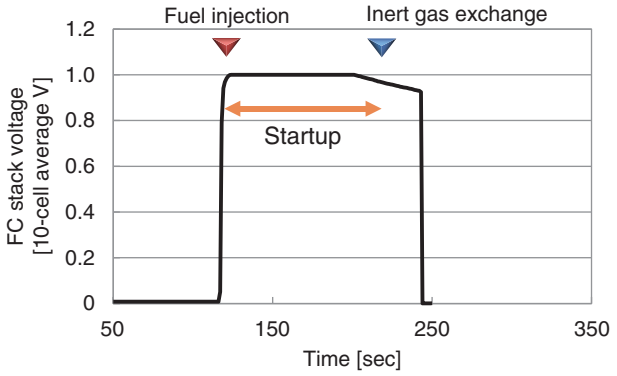


Fig. 13　Average voltage profile of FC stack at startup

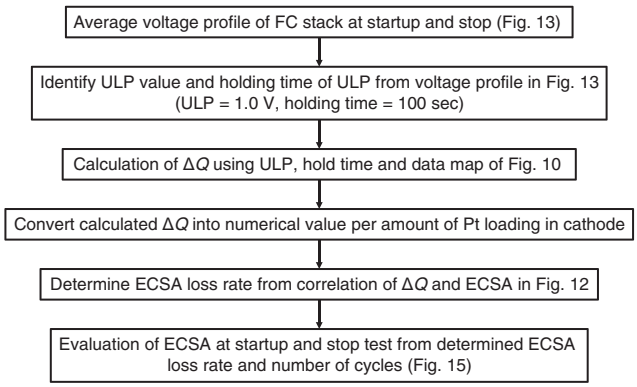


Fig. 14　Prediction flow of catalyst degradation in FC stack using empirical model based on ΔQ

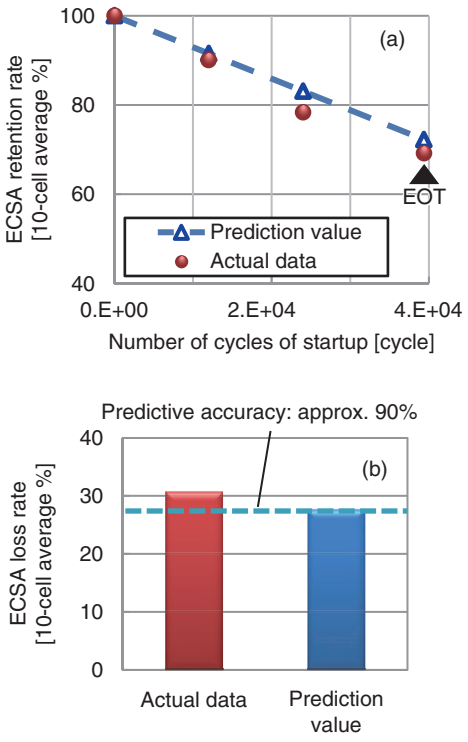


Fig. 15　Actual data of ECSA during startup cycle and prediction line (a). Comparison of actual data and predicted data at EOT (b)

0 V まで低下することで ΔQ の増加が起こっている．そこで起動による電位保持後の電圧低下幅を少なくする，つまり LLP を高く保持する制御から ΔQ の低減を試みた．

モデルで推定した方向性と FC システム制御の成立性から，これらを実現するために起動停止時にスタックの電圧制御を導入し，ΔQ の低減を実現した．電圧制御により，起動時の OCV を回避した結果，ULP による Pt 触媒の劣化指標である ΔQ への影響を低減した．さらに停止時の下降電圧を制御することで LLP の適正化した．

対策制御によって，ΔQ は従来に対して起動時に約 10%，停止時に約 20% 低減され，触媒劣化が抑制されたことで起動停止時のスタック性能低下率の約 57 ポイントの低減を実現した (Fig. 16)．

以上の検討から，新規に構築した Pt 触媒の劣化予測モデルにもとづく性能低下の低減制御を，FC システム開発において実証し，その有用性が確認できた．

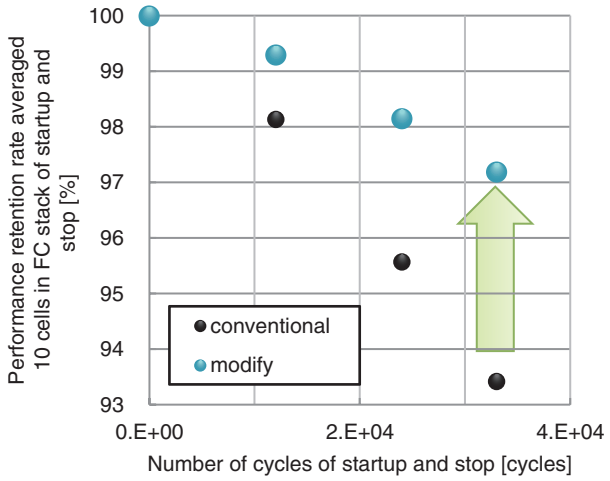


Fig. 16 Verification result of effect to performance loss in FC stack by modify mode at startup and stop

6．まとめ

(1) FC の電位変動が触媒劣化に及ぼす影響度を数値化する Pt ストレスを新規に開発し，各モードの影響度の定量化を可能にした．

(2) ECSA 低下速度と Pt ストレスの相関性を新規に見出した．この相関性を用いることで，モード条件から Pt ストレスを算出し，ECSA の低下挙動を迅速に推定することが可能になった．

(3) 構築した実験的な触媒劣化予測モデルを使用することで，実機の FC スタックにおける触媒劣化の推定が可能になり，一致精度の高いモデルであることを確認した．触媒と運転条件を結び付けられる本モデルで触媒視点の劣化抑制条件の試算が可能となり，制御開発へ活かせる技術であることからその有用性が確認できた．

謝　辞

本研究の初期よりコンセプトの設計，評価手法の構築を先導された中川薫生氏 (故人) に深く感謝の意を表します．

参考文献

(1) Ferreira P. J., la O', G. J., Shao-Horn, Y., Morgan, D., Makharia, R., Kocha, S., Gasteiger, H. A.: Instability of Pt/C Electrocatalysts in Proton Exchange Membrane Fuel Cells; Journal of The Electrochemical Society, 152 (11), A2256-A2271, (2005)

(2) Shao-Horn, Y., Ferreira, P. J., la O', G. J., Gasteiger, H. A., Makharia, R.: Coarsening of Pt Nanoparticles in Proton Exchange Membrane Fuel Cells Upon Potential Cycling, ECS Transactions, 1 (8), p.185-195, (2006)

(3) Iiyama, A., Shinohara, K., Iguchi, S., Daimaru, A.: Membrane and catalyst performance targets for automotive fuel cells, Handbook of Fuel Cells, Vol. 6, Chapter 61, (2010)

(4) 石原顕光，太田健一郎：第 4 章 電気化学システムの特性，原理からとらえる電気化学，株式会社裳華房，p.123, (2006)

(5) 城森慎司，野々山順朗，吉田利彦：PEMFC の劣化解析―酸素透過度の影響―，自動車技術会学術講演会前刷集，No. 60-12, p. 1-4, (2012)

(6) 燃料電池実用推進協議会：固体高分子型燃料電池の目標･研究開発課題と評価手法の提案，p. 23, (2011)

(7) Subramanian, N. P., Greszler, T. A., Zhang, J., Gu, W., Makharia, R.: Pt-Oxide Coverage-Dependent Oxygen Reduction Reaction (ORR) Kinetics; Journal of The Electrochemical Society, 159 (5), B531-B540, (2012)

■著　者■



山 本 昌 邦



松 森 裕 史

燃料電池用高分子電解質膜の化学劣化に対する寿命予測技術

Life Prediction Model Estimating Chemical Degradation of Polymer Electrolyte Membrane for Fuel Cells

平　出　篤　志*
Atsushi HIRAIDE

要　旨

燃料電池用の高分子電解質膜について，その化学劣化の挙動を運転時間の関数としてモデル化することで，電解質膜の寿命を計算によって予測する技術を開発した．電解質膜の化学劣化は，高分子主鎖の切断と主鎖末端からの分解反応の二つの反応機構に起因して，劣化の挙動が指数関数によって近似できることを実験とモデルの両面から明らかにした．また，指数関数の係数を劣化加速係数として定義することにより，化学劣化を加速または抑制する因子の作用を定量的に評価するとともに，複数の因子の影響度を一つの変数で表現することを可能にした．寿命予測技術の開発によって電解質膜の耐久性を定量的に評価し，FCV の実運用を想定した高分子電解質膜の寿命予測を可能にした結果，燃料電池の性能，効率，コスト，耐久性のトレードオフに関わる電解質膜の設計値を最適化できた．

ABSTRACT

A calculation method was developed that can predict the lifetime of polymer electrolyte membrane for fuel cells. The chemical degradation of polymer electrolyte membrane is caused by two reaction mechanisms, scission of polymer main chains and unzipping reaction. It was made clear by both experimental and theoretical approaches that the degradation behaviors can be closely approximated with exponential function. By defining the coefficient of the exponential function as the accelerating factor of membrane degradation, the size of the effect of factors accelerating or mitigating chemical degradation could be evaluated quantitatively, and the influence of multiple factors could be represented by a single variable. With the development of a method for predicting membrane lifetime, it became possible to estimate the durability of the polymer electrolyte membrane under the specific fuel cell control as envisioned in the actual operation of an FCV. As a result, polymer electrolyte membrane design values related to the trade-off between fuel cell performance, efficiency, cost, and durability could be optimized.

1．緒言

燃料電池は電気化学反応を利用した発電装置である．発電部はアノード（An）極とカソード（Ca）極の両電極の間に，電子を通さずプロトンのみを選択的に透過する機能を持った高分子電解質膜（polymer electrolyte membrane: PEM）を配置した構造で，膜電極接合体（membrane electrode assembly: MEA）と呼ばれる（Fig. 1）．燃料である水素を An 極の触媒上でプロトンと電子に分解し，これらを Ca 極の触媒上で，大気中から取り入れた酸素と反応させることにより，反応生成物の水が排出される．PEM によって絶縁された両電極の間には起電力が発生し，電子がプロトンと分かれて移動することで，回路には電流が流れる．回路を流れる電子の数と，PEM 中を移動するプロトンの数は等しいため，燃料電池の発電性能は主に両電極の触媒の能力と，PEM がプロトンを輸送する能力によって決まる．

燃料電池自動車（FCV）に搭載する燃料電池は，高い出力を得るために数百枚の MEA を積層していることから，燃料電池スタックと呼ばれている．FCV 用途の燃料電池スタック開発では常に，高出力密度化による小型化と，エネルギー利用効率の向上による航続距離の延長が求めら

＊四輪 R&D センター

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2016_28_1_7

れる．その一方で内燃機関に匹敵する耐久信頼性や，一般ユーザへの普及が可能な低コスト化の実現も不可欠である(Fig. 2)．

このような燃料電池スタックの特性に関わるPEMの設計パラメータとしては，膜厚やイオン交換基密度，および後述する添加剤の量などが挙げられる．発電性能の面では，PEMのプロトン輸送能力を上げるために，膜厚は薄いほど良く，イオン交換基密度は高いほど良い．耐久面では逆に，膜厚は厚いほど良く，イオン交換基密度は低いほど良い．また，PEMの耐久性を確保する目的で使用される添加剤は多くの場合，プロトン輸送を阻害することがあるため，発電性能が犠牲となる．効率については，膜厚が厚すぎるとプロトン輸送の抵抗となり，膜厚が薄すぎると燃料

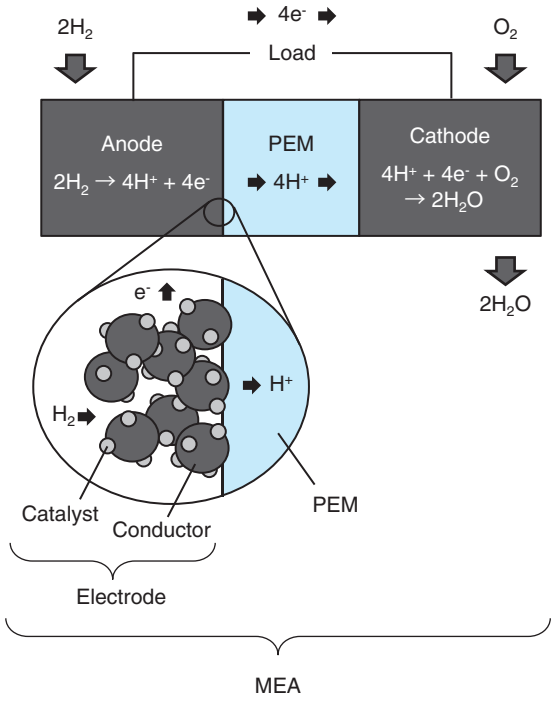


Fig. 1　Schematic cross section of typical fuel cell

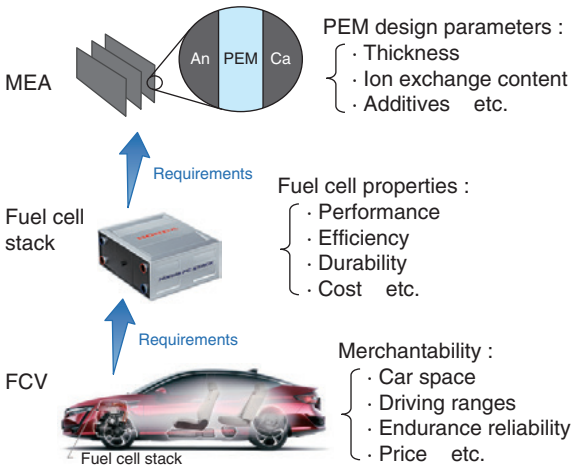


Fig. 2　Hierarchy of requirements from vehicle to materials

である水素がCa極側に透過してしまうため，いずれの場合もエネルギー利用効率が低下する．

このように，PEMの設計パラメータは燃料電池スタックの複数の特性と関係しており，PEMの設計パラメータを一つ変更すると，燃料電池スタックの複数の特性が連動して変化する．さらに，これらの燃料電池スタックの特性は互いにトレードオフの関係にあるため，PEMの設計をする際には，要求される燃料電池スタックの特性に合わせてその設計を最適化しなければならない．ところがPEMの設計を変更するたびに，燃料電池スタックの発電性能，エネルギー利用効率，および耐久性のバランスを評価する必要があるために，設計の最適化は容易ではない．

従来，PEMの設計を最適化する上で特に課題となっていたのは，PEMの耐久性の評価に長時間を要するという点であった．PEMの劣化には応力による疲労を原因とする機械劣化と，化学反応によって高分子が分解される化学劣化が存在する[1]．このうち機械的な劣化については，これまでにも高分子材料の機械的特性から疲労限度を求め，強度計算による設計(computer aided engineering: CAE)をおこなう報告が既になされている[2),(3]．すなわち，CAEを利用することで耐久性の評価を短時間で実現するアプローチが採られている．一方，化学的な劣化については反応機構の解明[4]や高耐久材料の開発[5]に関する報告例はあるものの，劣化の進行が突然であったり，または局所的であったりと，化学劣化の速度を定量的に評価するには課題があった．このため従来は，PEMの耐久性や寿命を確認するためには長い時間をかけて耐久試験をおこなうしか方法がなく，燃料電池の開発期間を長期化させる要因となっていた．

2．開発の目的

FCV用の燃料電池の開発にあたり，短い開発期間の中でPEMの設計を最適化するためには，設計したPEMの化学劣化に対する耐久性を短期間のうちに評価する手法を新たに開発する必要があった．

そこで本稿では，PEMの化学劣化の評価にモデルベース開発の手法を導入する．PEMの化学劣化をモデル化することで劣化速度と耐久性の定量的な評価を可能にし，PEMの寿命を計算によって予測するシミュレーション技術を開発する．

3．化学劣化のモデル化と数式化

3.1. 劣化挙動の把握

PEMの化学劣化は，劣化の速度が一定ではない[6]．したがって，PEMの寿命を予測するためには劣化速度の変化を把握する必要がある．そこで，化学劣化の反応機構を

モデル化し，劣化の速度を運転時間の関数として数式化することで，PEMの寿命を計算によって予測できるようにする．

2016年モデルのFCVには，化学的に安定なフッ素樹脂系の電解質（perfluorosulfonic acid: PFSA）膜を採用している．PFSA高分子はテフロン® として知られるポリテトラフルオロエチレン骨格（-CF_2-）を特徴とする．PFSAの代表的な化学構造式をFig. 3に示す．PFSA膜の化学劣化の原因物質は，燃料電池の運転中に副反応生成物として発生する，OHラジカルに代表されるラジカル種と考えられている．ラジカルとは反応性の高い化学種を指し，一般に高分子材料を攻撃して分解させる原因物質として知られている．PFSA膜の主な分解反応としては以下に示すような反応式が提唱されている[4]．

$$R_f - CF_2COOH + \cdot OH \rightarrow R_f - CF_2 \cdot + CO_2 + H_2O \quad (1)$$

$$R_f - CF_2 \cdot + \cdot OH \rightarrow R_f - CF_2OH \rightarrow R_f - COF + H^+ + F^- \quad (2)$$

$$R_f - COF + H_2O \rightarrow R_f - COOH + H^+ + F^- \quad (3)$$

PFSA膜が化学劣化により分解されると膜厚が減少することが知られているが，これはPFSA膜の構成成分である炭素（C）やフッ素（F）が，CO_2やフッ化物イオンの形でPEMの外に放出されることが原因である．

Fig. 4[5]にはPFSA膜の耐久試験の報告例を示す．縦軸にはPEMを介した水素の透過量が水素還元電流の値で示されている．気体の透過量は膜の厚みに反比例するため，PEMが劣化して厚みが減少すると水素の透過量は増加する．しかし，一般的にPEMの化学劣化は局所的に進行するため，膜厚の減少に伴う水素透過量の増加はほとんど観測されず，PEMがピンホール状に破損した段階で急激に増加する．このようにPEMの破損には目立った予兆がなく，寿命を予測する上で課題となっていた．

一方，PFSA膜の化学劣化に伴ってフッ化物イオンが排出されることをフッ素リリースと呼び，PEMの化学劣化耐性を評価する際に，その量や速度を比較することがある．しかし耐久試験を定常状態のもとで実施してもフッ素リリース速度は一定とはならない[6]ことから，フッ素リリース速度からPEMの寿命を予測することはできないと考えられてきた．また，フッ素リリース量の評価は排出されるフッ化物イオンの全量を測定し，電極面積あたりに平均化するため，局所的な劣化がある場合には正しい評価が難しくなる．

このように従来は，PEMの局所的な化学劣化が，劣化速度の定量的な評価の妨げとなっていた．そこで本研究では，PEMの局所的な劣化が発生しない条件で化学劣化の評価をおこなう方法を検討した．局所的な化学劣化の原因としては，耐久試験に使用する燃料電池セル内部の温度や湿度，ガスの流量や圧力といった環境の不均一が考えられる．そこでセルのヒータの容量と形状を工夫し，断熱材を適切に配置することで，加熱と放熱による温度ムラが発生しない構造とした．またガス流路の形状とガスの流量を工夫することにより，セル内部でガスが均一に行きわたる設計とした．

化学劣化の評価はopen circuit voltage（OCV）試験により実施した．OCVとは開回路起電力の状態を指す．燃料を供給して発電をしない特殊な状態にすることにより，Fig. 1に示した発電の副反応生成物であるラジカル種が発生しやすくなる．ラジカル種によるPEMの分解反応が促進されるため，PEMの化学劣化耐性を評価する加速試験として一般的な手法である[6]．

OCV試験中のフッ素リリース量の結果をFig. 5に示す．

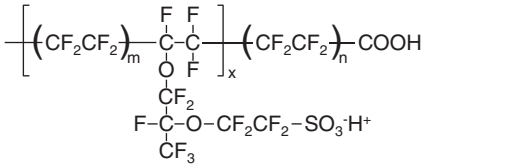


Fig. 3　Chemical structure of PFSA (Nafion®)

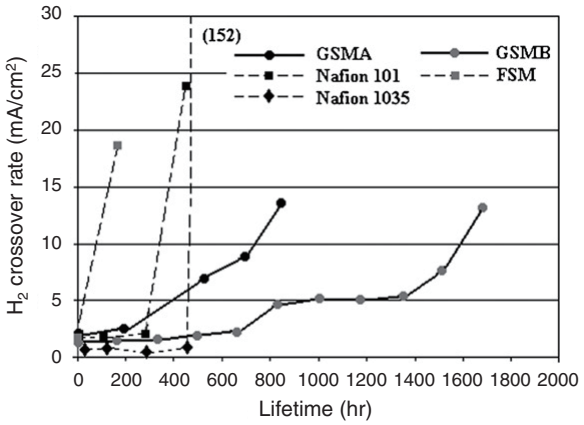


Fig. 4　Comparison of Nafion®, GORE-SELECT® membranes (GSM A, B) and their comparative non-reinforced membrane (FSM)

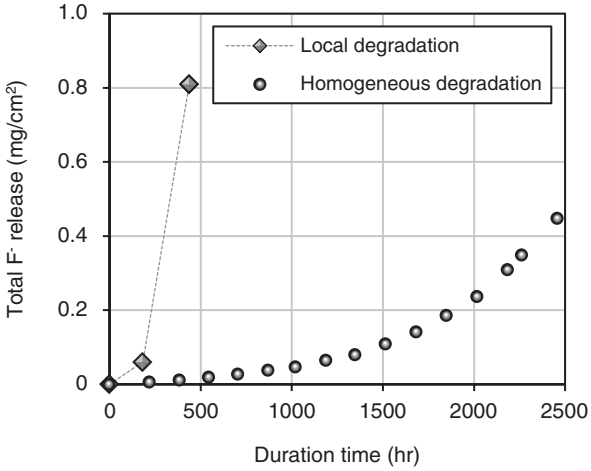


Fig. 5　Fluoride release behavior during stable condition durability test

セル内部の温度やガスが均一でない場合 (Fig. 5 図中, 四角形で図示) には, フッ素リリース量が急激に増加しており, この挙動は従来の一般的な知見と一致している. 解析の結果, セルの構造に起因した局所的な劣化が発生していたことを確認した. 一方, セル内部の環境を均一にして, PEM の均一かつ再現性のよい化学劣化を実現した場合 (Fig. 5 図中, 円形で図示) には, フッ素リリース速度が滑らかに増加していく挙動を確認できた.

また, OCV 試験後の PEM の膜厚を測定した結果から, 膜厚の減少量とフッ素リリース量には Fig. 6 に示すような相関関係があることを明らかにした. したがってフッ素リリース挙動の予測が可能となれば, Fig. 6 の関係を利用して膜厚の減少量に換算することができ, PEM の寿命を予測することが可能となる.

3.2. 劣化機構のモデル化

PFSA 膜の化学劣化については Fig. 7[7] に示されるような反応機構が提唱されており, 高分子主鎖の切断 (Fig. 7 図中, 緑色のハサミで図示) と, 主鎖の末端から分解が進行する Unzipping 反応〔前節, 式 (1) から式 (3) を参照. Fig. 7 図中, 青色の矢印で図示〕の二つの反応機構が存在すると考えられている. 高分子の主鎖が切断されると, 切断された箇所は新たに二つの末端となるため, Unzipping 反応の起点は倍々方式で指数関数的に増加していくことが示唆される. そこで, PFSA 膜の化学劣化の反応機構をモデル化し, フッ素リリースの挙動を計算することで, Fig. 5 に示した実験結果が化学劣化の二つの反応機構によって説明できることを確認する.

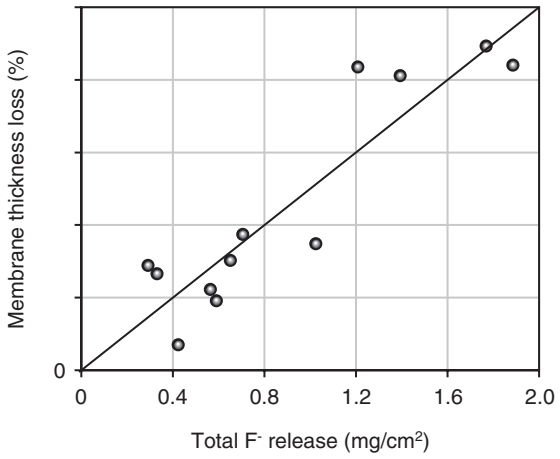


Fig. 6 Correlation between total amount of fluoride release and reduction of membrane thickness

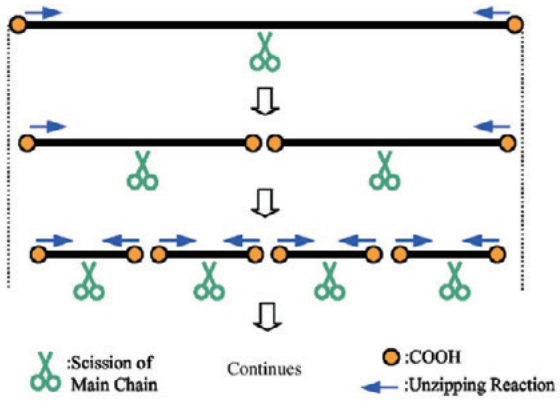


Fig. 7 Degradation mechanism of PFSA membrane

モデルの作成にあたり, 化学劣化の原因物質であるラジカル種の単位時間当たりの生成速度を, 劣化因子の生成速度 v_{Rad} とする. 高分子主鎖の -CF_2- 結合の数を主鎖単位数 N_{Main}, また主鎖末端数を N_{End} とし, 高分子の平均分子量からそれぞれの初期値を設定した. ラジカル種が主鎖および主鎖末端と出会う確率は, 一般的な高分子中の拡散モデルを参考に, 主鎖単位の数と末端の数の比に比例すると仮定する. 主鎖劣化確率 R_{Main} はラジカル種が高分子主鎖と出会った場合に主鎖が切断される確率とする. PFSA 高分子のテフロン® 骨格 (-CF_2-) は化学的に安定な構造であることを考慮して確率 R_{Main} を設定した. 主鎖の劣化数 D_{Main} は v_{Rad}, R_{Main}, および主鎖単位数 N_{Main} の存在比率に比例するため,

$$D_{Main} = v_{Rad} R_{Main} \left(\frac{N_{Main}}{N_{Main} + N_{End}} \right) \quad (4)$$

と記述する. 同様にラジカル種が主鎖末端と出会った場合に Unzipping 反応により分解される確率を末端劣化確率 R_{End} とする. 末端の劣化数 D_{End} は v_{Rad}, R_{End}, および主鎖末端数 N_{End} の存在比率に比例するため,

$$D_{End} = v_{Rad} R_{End} \left(\frac{N_{End}}{N_{Main} + N_{End}} \right) \quad (5)$$

とする. 次に主鎖単位数と主鎖末端数の時間変化を考える. 主鎖単位数は, 主鎖の切断と末端の分解により減少するため,

$$N_{Main\ t+1} = N_{Main\ t} - (D_{Main\ t} + D_{End\ t}) \quad (6)$$

となる. また主鎖末端数は, 主鎖の切断一か所あたりに二つの末端が発生するため,

$$N_{End\ t+1} = N_{End\ t} + 2D_{Main\ t} \quad (7)$$

となる. 式 (1) から式 (3) より, 一つの末端劣化につき二つのフッ化物イオンが生じるため, 時間 t におけるフッ素リリース量 F は以下のように記述される.

$$F = \sum_t (c\, D_{Main\ t} + 2D_{End\ t}) \quad (8)$$

c は Fig. 3 に一例を示した PFSA 高分子の化学構造式によって決まる定数である. フッ素リリース量の計算結果

を Fig. 8(1) に示す. 図中には Fig. 5 に示した実験結果を合わせて記載し (Fig. 8 図中, Experimental data), 軸のスケールは実験結果に合わせてフィッティングしている. PFSA 膜の主鎖切断と Unzipping 反応の二つの反応機構をモデル化した結果, 計算されたフッ素リリース量は, 実験結果と同様に滑らかに増加する曲線を描くことが確認できた.

また, 作成したモデル中の劣化確率 R_{Main} および R_{End} の一方を 0 とすることで, Unzipping 反応のみを仮定した場合 (2) と, 主鎖切断のみを仮定した場合 (3) には, ともにフッ素リリース挙動は直線的となり, 実験結果とは一致しないことを併せて確認した (Fig. 8). 劣化反応をモデル化したこれらの計算結果から, PFSA 膜の化学劣化が主鎖の切断と Unzipping 反応という二つの反応機構をもつこと, またその結果としてフッ素リリース速度は連続的に増加し, フッ素リリース量のグラフが滑らかな曲線を描くことを裏付けた.

3.3. フッ素リリース挙動の数式化

ここまでの結果から, フッ素リリース量が滑らかに増加する挙動を実験とモデルの両面から確認することができた. フッ素リリース量 F を OCV 試験の試験時間 t の関数として表現するために, 実験結果によく一致する実験式として式 (9) を設定した.

$$F(t) = a[\exp(b \cdot t) - 1] \qquad (9)$$

Fig. 5 に示した実験結果に式 (9) をフィッティングした結果を Fig. 9 に示す. 係数 a と係数 b は, 劣化の速度および PEM の化学劣化耐性に関する情報を含んでいる.

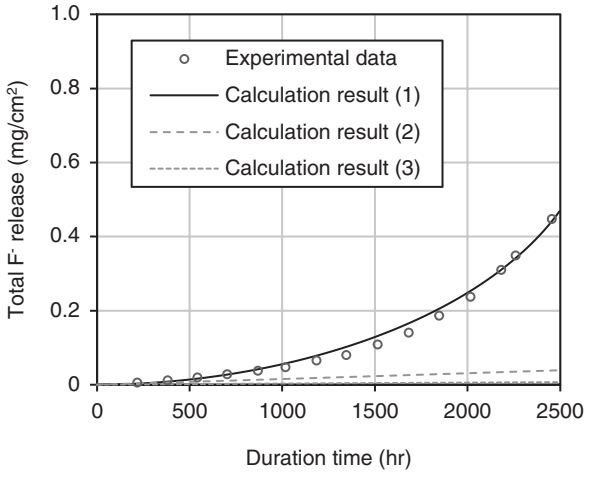


Fig. 8 Fluoride release behavior, calculated by PFSA membrane degradation model

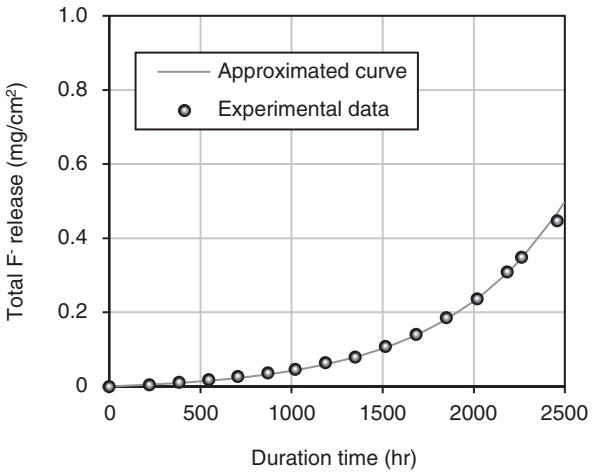


Fig. 9 Experimental data of fluoride release behavior, approximated by exponential function

4. 劣化加速係数による評価

4.1. 金属イオンによる劣化加速

PFSA 膜の化学劣化速度に影響を与える因子の一つに, 金属イオンの混入があげられる. 金属イオンの中でも特に Fe イオンは PFSA 膜に対して強い劣化加速作用を示すことが知られている. これは Fe イオンが, 過酸化水素を分解する Fenton 反応の触媒活性をもつためである. 燃料電池では Fig. 1 に示した発電反応の副反応として一定の確率で過酸化水素が生成されるが, Fe イオンは式 (10) に示す Fenton 反応によって過酸化水素を分解し, 反応性の高い OH ラジカルを生成する. Fe^{3+} は過酸化水素などと反応して再び Fe^{2+} に戻り, 触媒として繰り返しはたらくと考えられている[7].

$$Fe^{2+} + H_2O_2 + H^+ \rightarrow Fe^{3+} + \cdot OH + H_2O \qquad (10)$$

Fe イオンの濃度と劣化加速作用の関係を確認するため, PEM 中に Fe イオンを濃度が均一になるように注意して混入させ, OCV 試験を実施した結果を Fig. 10 に示す. Fe イオンの濃度が 0.2, 0.3, 0.5 μg/cm^2 と増加するにつれてフッ素リリース量のプロットの傾きが大きくなっており, Fe イオンによって化学劣化が加速されていることを確認した.

また Fig. 10 には, OCV 試験のフッ素リリース量の結果に対して, 式 (9) の指数関数をフィッティングした結果を合わせて示している. Fe イオン濃度が 0.0 μg/cm^2 (検出下限以下) のデータは Fig. 9 に示したものと同一である. フィッティングの結果, 係数 b は固定とし, 係数 a のみを変えることでフッ素リリース量の挙動を表現できることが明らかになった. そこでこの係数 a を, 化学劣化の劣化加速係数と定義する. 劣化加速係数はフッ素リリース量の実

験データに式(9)をフィッティングすることで得ることができ，化学劣化の速度の指標となる．また同時に，劣化加速係数は化学劣化を加速する因子の影響度を表現する指標でもある．PEM 中の Fe イオン濃度が増加するのにしたがって劣化加速係数が増加するため，劣化加速係数は Fe イオン濃度の関数となっている．

4.2. ラジカル捕捉剤による劣化抑制

PFSA 膜の耐久性を確保するために，ラジカル捕捉剤を添加することによって化学劣化の速度を抑制する手法が知られている．ラジカル捕捉剤とは，ラジカル種と積極的に反応してこれを無害化する添加剤である．金属イオンや共役系の有機分子がその機能を担うことが多く，ラジカル捕捉剤として金属イオン X を使用した場合の反応式は式(11)のようになる[8]．

$$\cdot OH + X^{n+} + H^{+} \rightarrow X^{(n+1)} + H_2O \qquad (11)$$

OH ラジカルによって酸化された $X^{(n+1)+}$ イオンは水素に還元されるなどして X^{n+} イオンに戻るため，触媒として繰り返し機能する．また，ラジカル捕捉剤が化学劣化の速度を抑制する効果は，劣化加速係数によって表現することができる．Fe イオンの場合と同様に，劣化加速係数はラジカル捕捉剤の添加量の関数となる．

ラジカル捕捉剤を添加剤として使用する場合，劣化加速係数は，PEM 中の Fe イオン濃度と添加剤量の二つの因子の関数となる．FCV の運用中に想定される Fe イオンの混入量に対して，PEM の十分な耐久性を確保するために必要な添加剤量を決定するためには，これら二つの因子の量と劣化加速係数の関係を知る必要がある．ここで，Fe イオンによる劣化加速作用と，ラジカル捕捉剤による劣化抑制作用には交互作用があるため，二つの因子によって決まる劣化加速係数の値は，組み合わせ実験によってマップを作成する必要がある．

実験によって取得した劣化加速係数のマップを Fig. 11 に示す．Fe イオン混入量とラジカル捕捉剤添加量を横軸にとり，OCV 試験をおこなうことで取得した劣化加速係数を青色の点でプロットした．これらの実験結果をもとに，劣化加速係数を，Fe イオンの混入量とラジカル捕捉剤の添加量の関数として表現した３次元のマップを作成した．このように，フッ素リリース速度の大小を劣化加速係数によって表現する考え方を導入したことにより，化学劣化を加速または抑制する因子の作用を定量的に取り扱うことが可能となっただけでなく，複数の因子の影響度を一つの数値で表現することが可能となった．

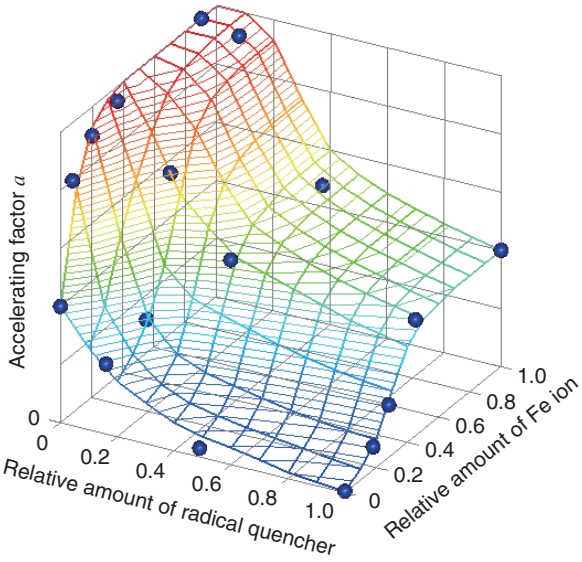


Fig. 11 3D visualized map of accelerating factor a

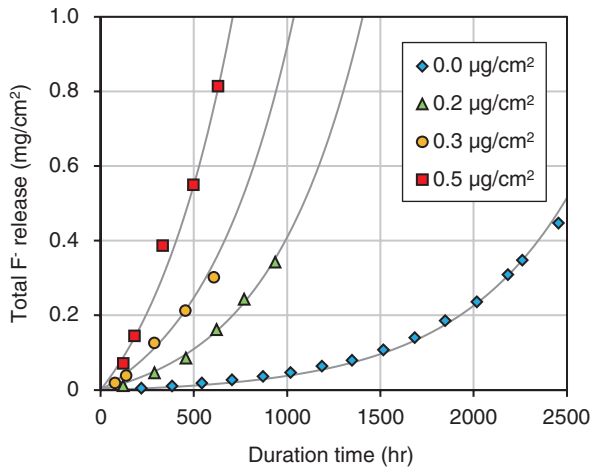


Fig. 10 Comparison of fluoride release behavior between membranes with different amounts of Fe ion contamination

5．PEM の寿命予測技術

5.1. 非定常状態における寿命予測

４章では，劣化加速係数を評価するための OCV 試験は全て定常状態で実施した．フッ素リリース量の挙動に指数関数をフィッティングするために，一定の試験時間の間，着目した因子やその他の条件および環境が常に一定である必要があった．

一方，FCV の運用中には，化学劣化の速度に影響を与える運転環境や運転条件，さらには金属イオンの混入量などが常に変化するため，劣化加速係数の値も常に変化する．したがって，FCV の実運用を想定して PEM の寿命予測をおこなうためには，定常状態の OCV 試験で設定した式(9)の指数関数による劣化挙動の表現が，非定常状態にも応用できることを確認する必要がある．

Fig. 12 には非定常状態の例として，OCV 試験の途中で金属イオンを混入させることで，劣化加速係数の値が途中

で変化するケースを模擬した試験結果を示す．この場合，フッ素リリース量の挙動は単一の劣化加速係数では表現することができない．そこで Fig. 12 の実験結果を元に，OCV 試験の途中で劣化加速係数が変化する非定常状態における数式の取り扱いについて考察をおこなう．Fig. 12 では試験条件（1）および（2）に対応するフッ素リリース量の挙動を，劣化加速係数が a_1 および a_2 で表される二つの指数関数によって近似できることがわかる．まず，式（9）に劣化加速係数 a_1 および a_2 をそれぞれ代入すると，以下の式 (12)，(13) となる．

$$F_1(t) = a_1[\exp(b\cdot t)-1] \tag{12}$$

$$F_2(t) = a_2[\exp(b\cdot t)-1] \tag{13}$$

式 (12)，(13) はどちらも原点を通るため，Fig. 12 では式 (13) を x 軸方向に Δt だけ移動して，フィッティングをおこなっている．この関数を $F_2'(t)$ とすると，

$$F_2'(t) = a_2\{\exp[b\cdot(t-\Delta t)]-1\} \tag{14}$$

となる．次に Δt を劣化加速係数 a_1 および a_2 で表すことを考える．Fig. 12 において，試験条件を変更し，劣化加速係数が a_1 から a_2 に変化した時間を $t = t_0$ とすると，時間 t_0 においては $F_1(t_0) = F_2'(t_0) = F_2(t_0 - \Delta t)$ が成り立つので，

$$\begin{aligned} F_1(t_0) &= a_1[\exp(b\cdot t_0)-1] \\ &= a_2\{\exp[b\cdot(t_0-\Delta t)]-1\} = F_2'(t_0) \end{aligned} \tag{15}$$

この等式 (15) を Δt について解くと，

$$\Delta t = t_0 - \frac{\log\{\frac{a_1}{a_2}[\exp(b\cdot t_0)-1]+1\}}{b} \tag{16}$$

となる．以上のように，耐久試験の途中 ($t = t_0$) で劣化加速係数が変化する場合には，新しい劣化加速係数で決まる指数関数 (13) を，式 (16) で表される Δt だけ x 軸方向に平行移動する．そして時間 t_0 におけるフッ素リリース量を保ったまま指数関数をつなげることで，フッ素リリース量の挙動を表現することが可能となる．

このように，劣化加速係数の値が時間とともに変化する非定常状態においても，フッ素リリース量の挙動を劣化加速係数の関数として計算できることを Fig. 12 の実験結果から確認した．これにより，FCV の実運用環境のような非定常状態を想定した寿命予測が可能となった．

5.2. PEM の寿命設計

非定常状態の寿命予測技術により，FCV の実運用を想定した寿命予測をおこなった．また，その結果から PEM の耐久性の過不足を判断し，PEM の設計や燃料電池スタックの運転制御にフィードバックすることで，PEM の設計を最適化した．その結果を Fig. 13 に示す．PEM の膜厚を黒色の線，劣化加速係数を赤色の線で示しており，実線同士，破線同士がそれぞれ対応している．

FCV の実運用を想定して PEM の寿命を予測するにはまず，FCV 運用中の劣化加速係数の変化を把握する必要がある．FCV の運用中には，PEM の化学劣化に影響を与える運転条件や金属イオンの混入量などが常に変化している．例えば，燃料電池の発電スタックには鉄を含む部品が多く使用されているため，PEM 中に混入してくる Fe イオンの量は，FCV の運用中に徐々に増加する．4.2. 節で述べた通り，PEM の化学劣化に影響を与える複数の因子の作用は，劣化加速係数を用いることで一つの指標で表現することができる．これらの影響の確認には，実車搭載仕様の燃料電池スタックを使用して，実車の走行モードを模擬した台上発電試験をおこなった結果を利用した（Fig. 13 図中，赤色破線）．

次に 5.1. 節で示した非定常状態の計算方法により，劣化

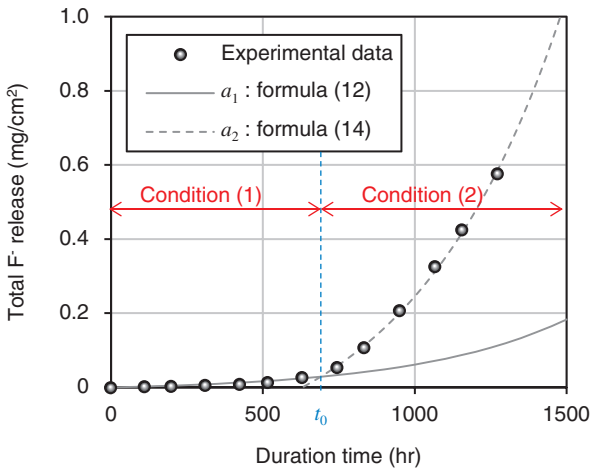


Fig. 12　Fluoride release behavior in case of non-steady state in which test condition was changed at 700 hr

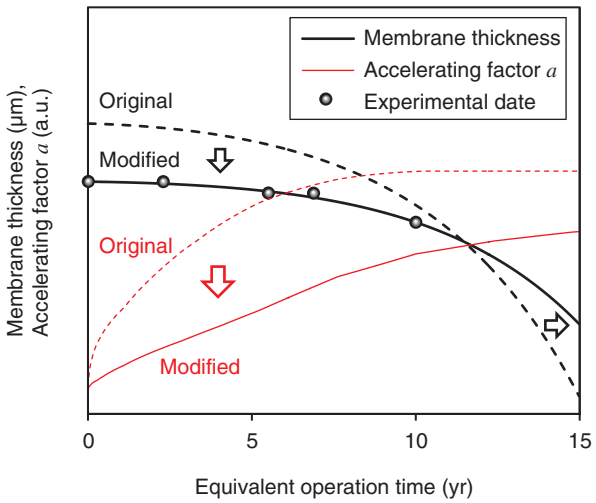


Fig. 13　Achievement of satisfying lifetime without reducing FC performance and efficiency.

加速係数からフッ素リリース量を計算した．そしてFig. 6に示した膜厚とフッ素リリース量の関係を利用して，フッ素リリース量を膜厚の減少量に換算することで，FCVの運用中に膜厚が減少していく様子を計算によって予測した(Fig. 13図中，黒色破線)．なお計算に際しては，過去のユーザデータを参考に，PEMの化学劣化にとって十分に厳しい運用方法を想定した．計算の結果，Fig. 13に破線で示した当初の設計では，劣化加速係数がFCVの運用開始直後から上昇し，膜厚の減少速度が大きいことが確認できた．この結果から，PEMの耐久性が不足していることが明らかになった．

計算による寿命予測技術によって，耐久性の評価に長時間の耐久試験を必要としなくなったことは，PEMの耐久性と寿命の設計を容易にした．発電性能やエネルギー利用効率を損なわず，PEMの耐久性を効果的に向上させるようなパラメータを探すことが可能となり，PEM設計の最適化が容易となった．

こうした耐久性向上の検討の結果，Fig. 13ではPEMの設計，および燃料電池の運転制御の両面で対策を実施した．対策仕様の計算結果を実線で示している．PEM設計の変更としては，4.2.節で取得したFig. 11のマップを参考に，ラジカル捕捉剤の添加量を増加した．これにより，Feイオンが PEM中に混入した際の劣化加速係数の上昇を低く抑えることができた．また，燃料電池の運転制御を変更することで，燃料電池スタック内の含水量をコントロールした[9]．これにより金属部品からのFeイオンの溶出とPEMへの混入を防ぎ，劣化加速係数の上昇を抑えることができた．

このような対策の結果，劣化加速係数はFig. 13に赤色の実線で示したように，対策前の仕様よりも緩やかに上昇することがわかった．また黒色の実線で示した膜厚の計算結果から，膜厚の減少速度を低減できたことを確認した．この結果から，対策後の仕様では十分な耐久性を確保できており，PEMの初期の膜厚をさらに薄くして発電性能を上げる余裕があることも確認できた．

Fig. 13には対策後の仕様で実施した耐久試験の結果を合わせて記載している．計算の場合と同様に，ユーザデータを参考にしてPEMの化学劣化にとって十分に厳しい運用方法を模擬した試験モードとしている．横軸は実運用時間換算の年数を示す．試験結果は計算結果とよく一致し，本研究で開発した寿命予測技術が高い予測精度を持つことが確認できた．本技術によってPEMの耐久性を定量的に評価できるようになった結果，長時間の耐久試験をおこなうことなくPEMの寿命を計算によって予測し，その結果をPEMの設計にフィードバックすることが可能となった．本技術が適用された2016年モデルのFCVにおいては，PEMの設計を最適化することで燃料電池スタックの発電性能と耐久性の両立に貢献した．

6．結言

本稿では，PFSA膜の化学劣化の挙動を運転時間の関数としてモデル化することにより，劣化速度と耐久性の定量的な評価を可能にし，PEMの寿命を計算によって予測する技術を開発した．

(1) PFSA膜の化学劣化は高分子主鎖の切断とUnzipping反応の二つの反応機構に起因して，フッ素リリース量が滑らかな曲線を描いて増加すること，またその挙動は指数関数によって近似できることを実験とモデルの両面から明らかにした．

(2) フッ素リリース挙動を近似する指数関数の係数を劣化加速係数として定義することにより，PEMの化学劣化を加速または抑制する因子の作用を定量的に評価するとともに，複数の因子の影響度を一つの変数で表現することを可能にした．

(3) 劣化加速係数の値が時間とともに変化する非定常状態においても，フッ素リリース量の挙動を劣化加速係数の関数として計算できるようにしたことで，FCVの実運用を想定したPEMの寿命予測を可能にした．

参考文献

(1) Borup, R., et al.: Scientific Aspects of Polymer Electrolyte Fuel Cell Durability and Degradation, Chem. Rev., 107, p. 3904-3951, (2007)

(2) Kai, Y., Kitayama, Y., Omiya, M., Uchiyama, T., Kato, M.: Crack Formation in Membrane Electrode Assembly Under Static and Cyclic Loadings, ASME J. Fuel Cell Sci. Technol., 10, p. 021007, (2013)

(3) 杉下昌史，大森優：燃料電池用高分子電解質膜の機械劣化に対する寿命予測技術，Honda R&D Technical Review, Vol.28, No.1, p. 54-61

(4) Curtin, D. E., Lousenberg, R. D., Henry, T. J., Tangeman, P. C., Tisack, M. E.: Advanced materials for improved PEMFC performance and life, J. Power Sources, 131, p. 41–48, (2004)

(5) Liu, W., Ruth, K., Rusch, G.: Membrane Durability in PEM Fuel Cells, J. New Mater. Electrochem. Syst., 4, p. 227–231, (2001)

(6) Coms, F.D.: The Chemistry of Fuel Cell Membrane Chemical Degradation, ECS Transactions, 16 (2), p. 235-255, (2008)

(7) Hommura, S., Kawahara, K., Shimohira, T., Teraoka, Y.: Development of a Method for Clarifying the Perfluorosulfonated Membrane Degradation Mechanism in a Fuel Cell Environment, J. Electrochem. Soc., 155(1), p. A29-A33, (2008)

（8）Endoh, E.: Development of Highly Durable PFSA Membrane and MEA for PEMFC Under High Temperature and Low Humidity Conditions, ECS Trans., 16 (2), p. 1229-1240, (2008)
（9）南雲健司, 井ノ上雅次郎：シミュレーションによる燃料電池スタックセル面内CCM含水量分布予測, Honda R&D Technical Review, Vol.28, No.1, p. 24-30

■著　者■



平 出 篤 志

燃料電池用高分子電解質膜の機械劣化に対する寿命予測技術

Life Prediction Technology of Fuel Cell Polymer Electrolyte Membrane under Mechanical Degradation

杉 下 昌 史* 大 森 優*
Masashi SUGISHITA Suguru OHMORI

要 旨

燃料電池用高分子電解質膜に発生する機械的な応力を数値化し，機械劣化への影響度を定量的に把握することで，電解質膜の機械劣化に対する寿命を予測する手法を開発した．乾燥と湿潤を繰り返す環境下において，電解質膜に密着している触媒層内のクラック部で電解質膜の機械劣化が進行する．応力増大の要因となっている電解質膜と触媒層の燃料電池の作動する温度および湿度の環境における物性の変化に着目し，燃料電池が作動する温度および湿度における電解質膜と触媒層の物性を計測した．また，計測した物性値を有限要素法による応力解析モデルに反映し，発生応力の予測精度の向上をはかった．発生応力および頻度と材料限界線の関係から累積疲労損傷則を用いて寿命への機械劣化の影響度を寿命消費率として数値化し，寿命消費率が耐久試験後の電解質膜の膜厚との相関があることを確認した．その結果，機械的な応力による電解質膜の寿命を予測することが可能となった．車両搭載サイズの膜電極接合体を用いて機械劣化を加速する耐久試験をおこない本寿命予測技術の精度検証をおこなった．高い相関が得られたため，本寿命予測技術が車両搭載サイズに適用可能であることが確認された．

ABSTRACT

A method was developed for predicting electrolyte membrane life under mechanical degradation, by quantifying the mechanical stress generated on the fuel cell polymer electrolyte membrane and quantitatively understanding the impact on mechanical degradation. In an environment with repeated drying and wetting, mechanical degradation of the electrolyte membrane progresses at the cracks inside the catalyst layers that are bonded to the electrolyte membrane. This study focused on changes in the electrolyte membrane and catalyst layer properties in the temperature and humidity environment in which fuel cells operate as a factor that increases stress. The electrolyte membrane and catalyst layer properties were measured at the temperatures and humidity under which fuel cells operate, and the measured property values were reflected to a stress analysis model that uses the finite element method in an effort to increase the stress prediction accuracy. The cumulative fatigue damage law was applied to the relationship between the generated stress and stress frequency and the material limit line to quantify the impact of mechanical degradation on life as the life consumption rate, and it was confirmed that the life consumption rate is correlated with the thickness of the electrolyte membrane after durability tests. This enabled prediction of electrolyte membrane life according to mechanical stress. Durability tests that accelerate mechanical degradation were performed using a full-scale-size membrane electrode assembly, and the accuracy of the developed life prediction technology was verified. A high correlation was obtained, which confirmed that the developed life prediction technology can be applied to an on-board-size membrane electrode assembly.

1．まえがき

燃料電池は水素と酸素の電気化学反応によって電気を取り出す発電装置である．実際の反応は，反応式（1）に示すアノード（An）極における水素の酸化反応と反応式（2）に示すカソード（Ca）極における酸素還元反応からなる．

＊四輪 R&D センター

An 極：$H_2 \rightarrow 2H^+ + 2e^-$ （1）

Ca 極：$1/2O_2 + 2H^+ + 2e^- \rightarrow H_2O$ （2）

燃料電池における電気化学反応は，まず An 極へ供給された水素が触媒上でプロトン（H^+）と電子にわかれ，H^+ は高分子電解質膜（polymer electrolyte membrane: PEM）を通り，Ca 極へ移動する．Ca 極では供給された酸素が An 極か

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2016_28_1_8

ら外部を通ってきた電子とPEMを通ってきたH^+と結びつき，水を生成する．このときにCa触媒上で酸素の還元反応が起き，起電力が発生する．Fig. 1に燃料電池の概略図を示す．燃料電池の構造は，PEMを中心に触媒層（catalyst layer: CL）とガス拡散層（gas diffusion layer: GDL）を挟持した膜電極接合体（membrane electrode assembly: MEA），およびガスや冷媒の流路が形成されたセパレータから構成される．

自動車用途の燃料電池スタックは家庭用途に対し，小型化，高出力化が求められる．特に高出力化のためにPEMを薄くすることでH^+の伝導性を向上させているため一般的に数十μmの薄いPEMを用いている．また，さらなる薄膜化に向けた開発が進んでいる．一方で薄膜化したPEMの耐久信頼性の確保が課題となっている．燃料電池の発電環境では熱，生成水，不純物イオンなどによる高分子特有の化学劣化因子に加え[(1), (2)]，差圧，冷熱，乾湿を要因とした繰返し応力によるさまざまな機械的疲労の劣化因子が存在する．その中でも過度にPEMが乾燥による収縮と湿潤による膨潤を繰り返す環境（乾湿環境）においてPEMの機械劣化が進行することが知られている[(2)-(6)]．本稿ではPEMの機械劣化について着目した．燃料電池の発電中には発電負荷に応じて生成水の量が変化するため，PEMの含水量は発電負荷に応じて変動する．PEMは含水量に応じて膜厚および平面寸法が変化し，発電負荷が高い状態では多くの生成水が発生することでPEMは高含水状態となり膨潤する．一方で発電負荷が低い，もしくは発電が停止した状態では低含水状態となりPEMは収縮する．Fig. 2にX線CTで撮影した電極表面のスライス画像を示す．Fig. 3に電極クラック部の断面イメージを示す．CLには製造時に数μmから数十μmの微小なサイズのPEM表面まで貫通した電極クラックが発生する．Fig. 4に湿潤環境での電極クラック部のPEMの変形の断面イメージを示す．また，Fig. 5に乾燥環境での電極クラックのPEMの変形の断面イメージを示す．電極クラック部ではこのような乾湿環境下でさらなるPEMの機械劣化が進行すると報告されている[(2), (3), (5)]．

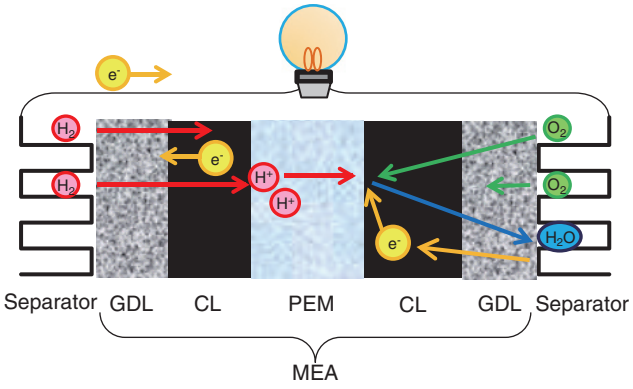


Fig. 1　Schematic image of fuel cell

近年，このような現象による劣化を低減させるためにPEMの含水量の変動を制御する手法や，製造時に発生する電極クラックを抑制する触媒層の製造技術，PEMの疲労耐性の向上などが解決手法として報告されている[(3)]．しかしながら，単一の手法のみでは十分な発電性能と耐久信頼性を得ることはできない．PEMの含水量をコントロールする制御技術，触媒層の製造技術，材料技術のそれぞれを最適化し対応することが必要である．そのためには乾湿環境時のPEMの変形挙動の把握とPEMに与える応力の明確化および寿命への影響度を把握することが重要になる．しかしながら，現在までPEMの機械劣化の寿命への影響度を把握する寿命予測技術は確立されていなかった．

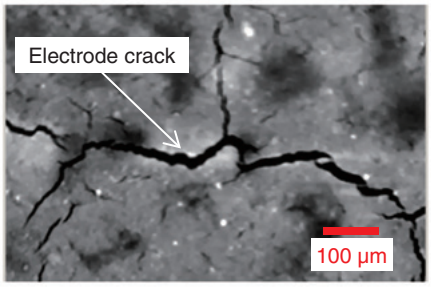


Fig. 2　Image of electrode surface using X-ray computed tomography

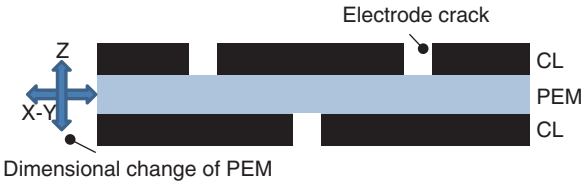


Fig. 3　Cross-sectional image of electrode crack

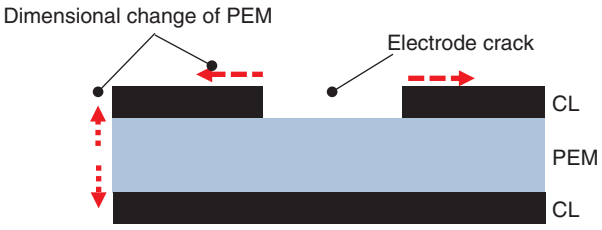


Fig. 4　Cross-sectional image of electrode crack at wet condition

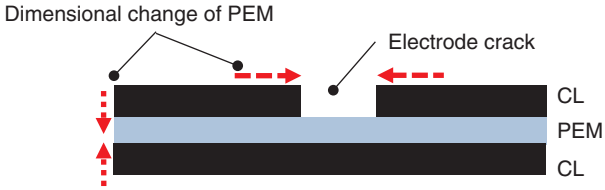


Fig. 5　Cross-sectional image of electrode crack at dry condition

2. 目的

電極クラック部のPEMの劣化は乾湿環境下で進行する．そのため，PEMの機械劣化は発電中のPEMの含水量変化とそれに伴うPEMの寸法変化，およびCLとPEMのヤング率の差が関与することによって発生応力が集中し，機械劣化が進行していることが考えられる．発電中のPEMの含水量変化はインピーダンス法を用いて把握する手法が提案されている[7),(8)]．しかしながら，PEMはFig. 1に示すように両電極に挟持されており，PEMの寸法変化量を含水量変動時に直接的に把握するのは容易ではない．さらに数％の寸法変化を生じる部品であるため，発電中に水が存在する環境下でひずみゲージなどを用いてPEMに発生する応力を直接的に計測することに課題があった．そのため，有限要素法（FEM）を用いた応力解析モデルからPEMに発生する応力を見積もる手法が採用されている[(4)]．

PEMの機械劣化における寿命予測技術の構築に際し重要な因子となるのが，発生応力の明確化と発生応力に対するPEMの寿命への影響度の明確化である．そこで，これらの因子を明確にしPEMの機械劣化の寿命予測技術を確立することを本研究の目的とした．

3. 寿命予測技術の確立

電極クラック部のPEMの機械劣化は一般的な樹脂材料と同様に発生応力とその発生応力に対する寿命への影響度から予測できると考えた．CLとPEMのヤング率の差と含水環境におけるPEMの寸法変化率からFEMを用いて各環境での発生応力を導き，その環境下での材料限界線と発生応力および頻度の関係から疲労寿命への影響度を見積もることができると考えた．また，PEMは応力を繰り返し与えることにより，塑性変形および亀裂が発生し，PEMの厚みが低下する[(9)]．このことから寿命と膜厚の関係性を取得することによりPEMの機械劣化の寿命を予測することを試みた．

3.1. 応力解析に反映するPEM，CL物性の取得

3.1.1. PEM，CLのヤング率の取得

PEMおよびCLのヤング率は温度および湿度依存性があるため，恒温恒湿チャンバ内で各環境でのStress-Strainカーブ（SSカーブ）を計測し，SSカーブからヤング率を算出した．測定に用いた環境条件をTable 1に示す．測定に使用したサンプルの形状は10 mm × 50 mmの長方形とし，チャック間距離は20 mm，引っ張り速度は50 mm/minに設定した．CLのヤング率E_{CL}は単独で測定することが容易ではないため，式（1）に示すように，PEMのヤング率E_{PEM}とCLをPEMに塗布したcatalyst coated membrane（CCM）のヤング率E_{CCM}，そしてCLの体積分率V_{CL}から算出した．

Table 1 Measurement conditions of Young's modulus

	PEM and CL (CCM)	
	Temperature (°C)	RH (%)
SS curve (Young's modulus)	-35	Dry
	23	50
	70	Dry
		95
	90	Dry
		95

Relative humidity: RH

Table 2 Measurement conditions of dimensional change rate

	Direction	PEM		CCM
Dimensional change rate	X-Y (in-plane)	23°C RH50%, 70°C RH95% , 70°C dry, -35°C		
	Z (thickness)	23°C	Wet to dry	
		70°C	Wet to dry	

$$E_{CL} = \frac{[E_{CCM} - (1 - V_{CL})E_{PEM}]}{V_{CL}} \quad (1)$$

3.1.2. PEMの寸法変化率の測定

PEMは湿度によって含水量が変動し，寸法が変化するため，恒温恒湿チャンバ内でTable 2に示す各温度，湿度条件にて寸法変化率を計測した．また平面方向の寸法変化率の測定に使用したサンプル形状は10 mm × 50 mmの長方形とした．チャック間距離は20 mmとし，測定サンプルの下部に変位センサを取り付け，各環境での平面方向の寸法変化率を計測した．厚み方向の寸法変化率の測定に使用したサンプル形状は3 mm × 3 mmの正方形とし，各環境での厚み方向の寸法変化率を測定した．

3.2. 応力解析

燃料電池内部の環境や形状などにはさまざまな条件が存在する．このような条件下でのPEMの変形挙動の直接的な可視化は時間を要する．正確な寿命評価には応力の数値化が必要であり，FEMを用いた応力解析は有効な手段である．

セパレータ，GDL，クラック構造を含むCL，PEMまでの燃料電池の断面構造をモデル化し，平面ひずみ状態での応力解析をおこなった．FEMのソフトウエアにはNASTRANを用い，PEMの材料特性をより忠実に再現するために，材料特性の定義は材料非線形かつ異方性材料として取り扱った．また，MEA製造時には加熱および加圧による加工がされているためGDLとCLおよびCLとPEM

界面は接着していると定義した．本研究でFEM解析をおこなったモデルをFig. 6に示す．FEM解析は，Step 1としてセパレータによるMEAへの締結荷重の入力，Step 2としてPEM，CLの膨潤，収縮の入力の二段階でおこない，PEMの膨潤時および収縮時に電極クラック部のPEMに発生する応力を算出した．

3.3. 材料限界線の取得

PEMの膨潤，収縮による疲労の耐性は一般的な樹脂材料と同様に高温かつ高湿度の環境下で疲労耐性が低下する．また一般的なPEMの軟化点温度が80℃付近にあり，温度依存性の方が大きいことが想定されたため，恒温恒湿チャンバ内でRH95%に固定し各温度にて材料限界線を取得した．測定に用いた環境条件をTable 3に示す．

Stress-Number（S-N）線図取得に使用したサンプル形状は10 mm × 50 mmの長方形とした．チャック間距離は20 mm，繰り返し速度は20 mm/minに設定した．

3.4. PEMの機械劣化に対する寿命予測

3.4.1. 累積疲労損傷則を用いた寿命消費率の算出方法

累積疲労損傷則とは材料の疲労において，変動する応力を受けるときに疲労破壊までの寿命を予測する経験則である．S-N線図および，応力頻度をFig. 7に示す．材料限界線の繰返し応力P_iに対する破断繰り返し回数をN_iと定義し，繰返し応力P_iの頻度回数をn_iと定義する．疲労損傷度をΔD_iと定義すると式（2）のように示すことができる．

$$\Delta D_i = n_i / N_i \qquad (2)$$

さらに，さまざまな異なる応力振幅の頻度回数により累積した疲労損傷度Dを各疲労損傷の累積値で表すと式（3）のように整理できる．

$$D = \sum \Delta D_i = \sum (n_i / N_i) \qquad (3)$$

累積した疲労損傷度を百分率で示した値を寿命消費率（Life consumption rate: Lcr）と定義し，式（4）に示す．材料限界線と各応力頻度との関係をLcrで表すことにより寿命への影響を把握することが可能となる．

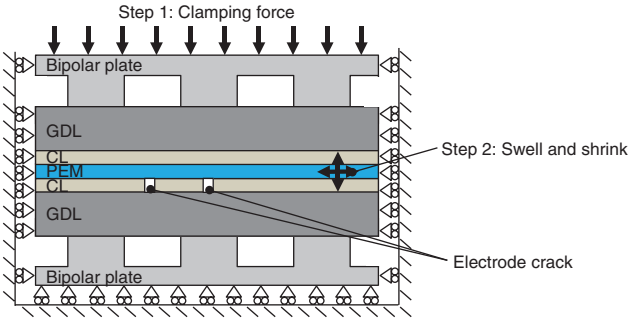


Fig. 6　FEM analysis model for dry-wet cycle

Table 3　Measurement conditions of S-N diagram

	Temperature (°C)	RH (%)
S-N diagram	70	95
	80	
	90	

Table 4　Conditions of RH cycle test

	Test condition
Temperature (°C)	90
RH (%)	30, 70, 120
Gas supply	Gas: N_2 (Both anode and cathode) Pressure supply: Normal pressure Flow rate: 2 L/min (Both anode and cathode)

$$Lcr\,[\%] = \sum (n_i / N_i) \times 100 \qquad (4)$$

PEMは温度条件により物性および材料限界線が変化するため，環境に応じた材料限界線と発生応力値からLcrを算出する必要がある．3.2. 節で示した，FEMを用いた応力解析から求めた発生応力値に対して，3.3. 節に示したPEMの材料限界線との関係から累積疲労損傷則を用いてLcrを算出した．

3.4.2. Lcrと膜厚の換算式の作成

発生応力は乾湿環境下における電解質膜の含水量差に依存するため，乾湿サイクル耐久試験を実施した．乾湿サイクルの耐久条件は低湿度側をdryに設定し，高湿度側はTable 4に示すとおり三つの湿度条件で実施した．車両搭載サイズのMEAは発電面積が数百cm^2のサイズであり，乾湿サイクル中に面内で湿度分布が発生する．そこで，面内の湿度分布への影響を低減させるために，40 mm × 60 mmサイズのMEAを用いて試験をおこなった．

乾湿サイクル耐久試験後に電極クラック部のPEMの膜厚を解析した．3.4.1. 項で示したLcrと膜厚の相関を取得し，Lcrから膜厚を導く相関線を作成した．

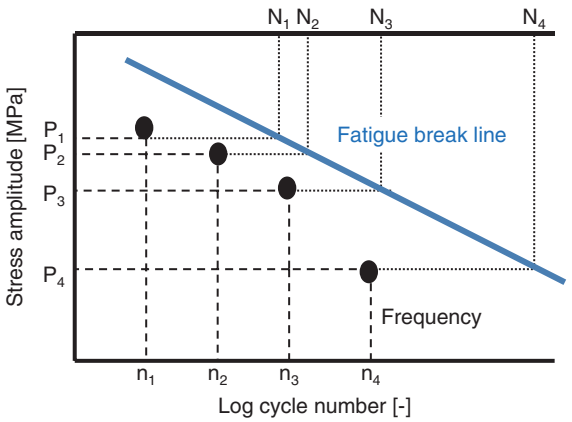


Fig. 7　Cumulative fatigue damage law

3.5. 車両搭載サイズの MEA を用いた検証

3.5.1. 車両搭載サイズの MEA での予測精度の検証

予測の精度を検証するために車両搭載用の数百 cm^2 の発電面積を有するサイズの MEA を用いて検証した．検証に用いた耐久試験条件を Fig. 8 に示す．高温環境下で乾湿，差圧を付加することにより PEM の機械劣化を加速する耐久条件とした．温度は 90℃ に設定し，PEM の機械劣化に対する疲労の耐性を低下させる条件とした．また，乾湿条件は湿潤側を RH100%，乾燥側を RH1% とし，含水量差が大きな条件に設定した．差圧条件は An 圧力を一定とし，Ca 圧力を変動させることにより差圧を付加した．MEA の大面積化に伴い面内湿度に分布が発生するが，面内の状態については面内の湿度分布の実測と面内の含水量分布の予測技術を用いて把握した[7), (8), (10)]．PEM の機械劣化は発電部面内の含水量差が発生する箇所で進行するため，最も大きな含水量差が発生する箇所の電極クラック部で PEM の寿命予測精度の検証をおこなった．

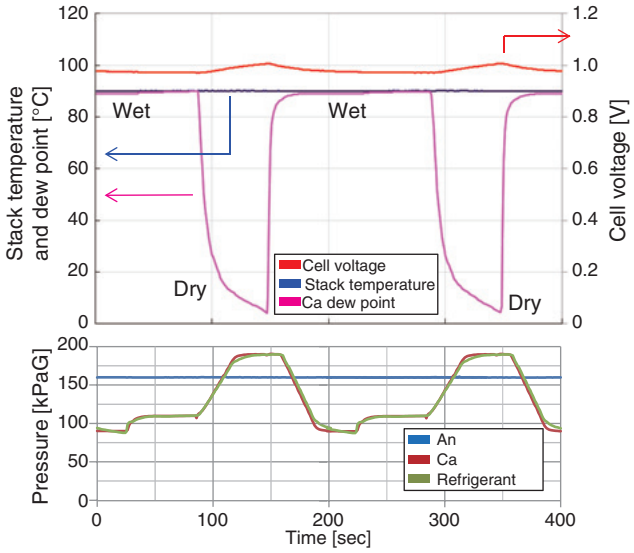


Fig. 8 Profile of accelerated stress test for mechanical degradation of PEM

4．検証結果

4.1. 応力解析に反映する PEM，CL 物性の取得結果

4.1.1. PEM，CL のヤング率取得結果

式（1）を用いて算出した CL のヤング率と PEM のヤング率の温度に対する依存性の結果を Fig. 9 に示す．この結果から各ヤング率は温度の上昇とともに低下することがわかる．また，RH が高い条件の方がさらにヤング率が低下することがわかる．CL のヤング率は各温湿度領域において PEM のヤング率より高いことが確認できる．

4.1.2. PEM の寸法変化率の取得結果

PEM，CCM の平面方向の寸法変化率の測定結果を Fig. 10 に示す．常温時の寸法から高湿度側では CCM は膨潤し，低湿度側では収縮する．また，CCM に加工すると平面方向の寸法変化が PEM 単体と比較し抑制されていることがわかる．これは CL のヤング率が PEM よりも高いことで PEM の平面方向の寸法変化を抑制する効果があることを示している．

Fig. 11 に PEM の厚み方向の寸応変化率測定結果を示

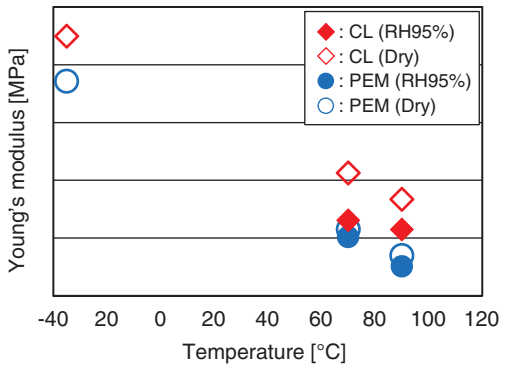


Fig. 9 Results of Young's modulus at various conditions

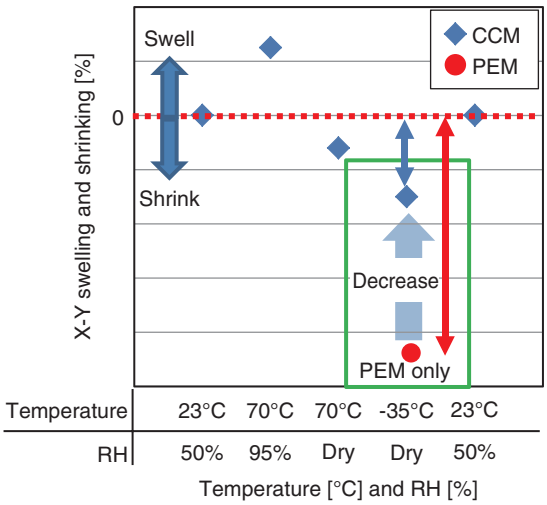


Fig. 10 Results of X-Y dimensional change rate of CCM and PEM

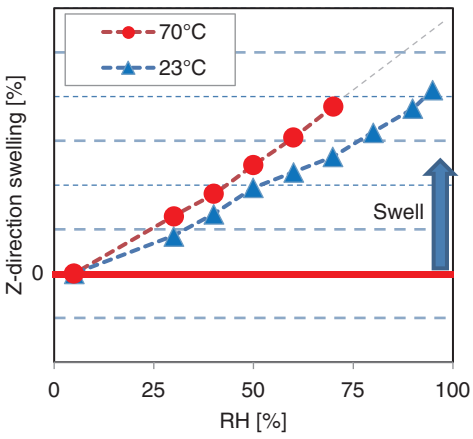


Fig. 11 Results of Z dimensional change rate of PEM

す．厚み方向の PEM の寸法変化量は温度および RH の増加に応じて上昇することがわかる．

4.2. FEM を用いた応力解析結果

4.1.1. 項および 4.1.2. 項で示した，PEM と CCM の各温湿度環境での物性を Fig. 6 に示した FEM モデルに反映し，各環境での PEM の変形挙動を解析した．Fig. 12 に FEM を用いて電極クラック部における PEM 膨潤時の変形挙動を解析した結果を示す．PEM は含水量が増加すると膨潤する傾向が 4.1.2. 項で得られており，電極クラックが存在すると PEM はクラック部にめり込むように変形することがわかった．Fig. 13 に Fig. 12 の赤枠部の拡大図を示す．電極の端部に引っ張り方向の応力が集中していることがわかる．これは，4.1.1 項で示した，ヤング率が PEM よりも CL の方が高い結果により説明できる．この結果により，電極クラック部の PEM の機械劣化が進行する要因は乾湿環境下において電極端に応力が集中し，高い応力が発生することに起因するものであることがわかった．燃料電池の発電中には負荷に応じて生成水が発生し，それに伴って PEM は膨潤，収縮を繰り返すため，電極クラック部の電極端の周辺の PEM には高い応力が繰り返し入力され，機械的な疲労劣化が進行すると推測される．

4.3. 材料限界線の取得結果

PEM の S-N 線図取得結果を Fig. 14 に示す．この結果から PEM の応力疲労耐性は温度上昇とともに低下することが確認できる．また，PEM の疲労曲線は 10^6 回を超えた高サイクルの疲労回数においても，累積疲労により破断することを確認した．そのため，式（4）で示した *Lcr* を算出する際には低応力時にも応力疲労が入力されることを反映し，低応力の入力を含めた累積疲労から算出した．

4.4. 累積疲労損傷則を用いた *Lcr* の算出

4.4.1. FEM を用いた応力解析による発生応力の予測

4.1. 節で示した，ヤング率と寸法変化率，実際の電極クラック幅を 4.2. 節の FEM を用いた応力解析により，発生応力を算出した．

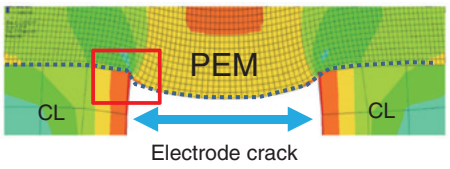


Fig. 12　Stress distribution in PEM simulation at PEM swelling

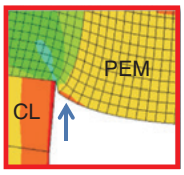


Fig. 13　Enlarged view of red frame in Fig. 12

Fig. 15 に電極クラック部の PEM の厚み方向の寸法変化率と電極クラック幅の発生応力に対する依存性を示す．この結果から，PEM の厚み方向の膨潤率が大きくなるとクラック部の PEM の発生応力は増大し，かつクラック幅が大きい程発生応力が増大する結果が得られた．

4.4.2. *Lcr* の算出

材料限界線と発生応力値を用い，3.4. 節で示したように累積疲労損傷則を用いて *Lcr* を算出した．また，各条件での算出には，3.4.2. 項で示した RH 違いの乾湿サイクル試験の環境条件を用いた．算出結果を Fig. 16 に示す．こ

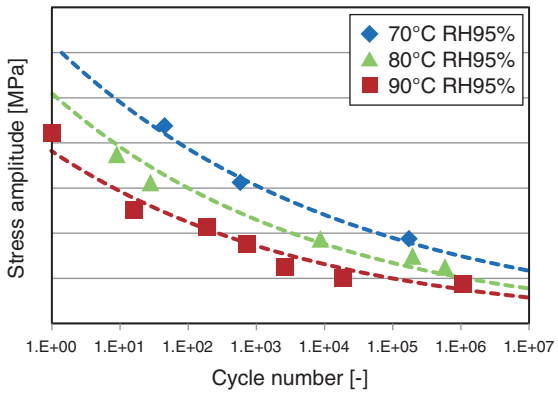


Fig. 14　Results of S-N diagram at various temperature conditions

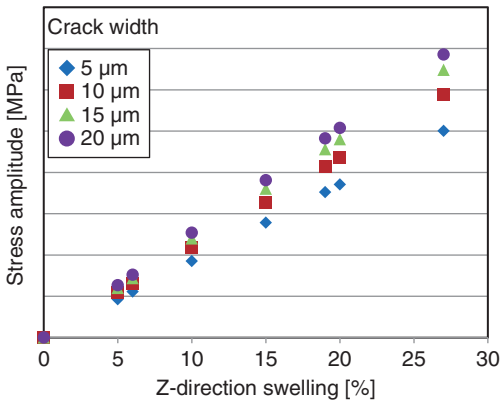


Fig. 15　Calculation results of stress amplitude at various conditions (FEM)

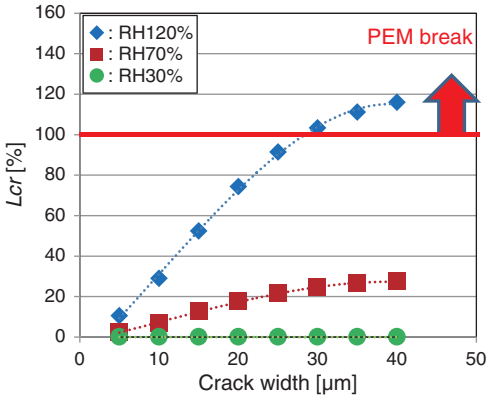


Fig. 16　Calculation results of *Lcr* in RH cycle test

の結果から乾湿差が大きいほど *Lcr* が増大し，本テストの RH120% から dry を繰り返す耐久条件では約 30 μm 幅以上の電極クラック部で PEM が破損することが予測結果より得られた．一方で乾湿差が小さいほど *Lcr* は低下し，RH30% から dry を繰り返す耐久条件では PEM に対する疲労劣化の影響が小さいことを示している．

4.4.3. RH 違いの乾湿サイクル試験後の膜厚解析結果

RH 違いの乾湿サイクル試験後の電極クラック部の PEM の膜厚計測結果を Fig. 17 に示す．クラック幅が大きくなるほど膜厚低下率が顕著であり，約 30 μm の電極クラックでは PEM が破損することを確認した．また，電極クラック部の膜劣化は dry から wet の乾湿差が大きい条件では膜厚低下の影響度が増大しており，FEM を用いた応力解析の予測と傾向が一致することを確認した．これは電極クラック部の PEM の膨潤変化に伴う発生応力の増大が PEM の機械劣化事象に対して支配的であることを示している．

4.4.4. *Lcr* と膜厚の換算式

4.4.2. 項で示した各耐久条件で算出したクラック幅に対する *Lcr* の計算結果と，4.4.3. 項で示した解析結果を用いて *Lcr* と膜厚低下率の関係性を取得した．

その結果を Fig. 18 に示す．*Lcr* が大きくなるとともに膜厚低下率が上昇するという結果が得られた．これは電極クラック部の PEM に高い応力が発生することで PEM の機械劣化が進行し，材料限界線と発生応力の関係から定まる *Lcr* が膜厚低下率に影響を及ぼすということを示している．また，乾湿差が異なる耐久条件の場合でも *Lcr* と膜厚低下率は高い相関が得られた．この結果により，耐久条件が異なる場合においても機械的な劣化ストレスを *Lcr* に置き換えることによって耐久中に低下する膜厚を予測することが可能となった．電極クラック部の PEM の機械劣化を抑制する手法として，PEM の含水量の変動を制御する手法や，CL の製造技術，PEM の疲労耐性の向上などが挙げられる．本寿命予測技術を用いることによって，それぞれの対策手法の PEM の膜厚の寿命への向上効果を定量化することが可能となり，十分な発電性能と耐久信頼性を確保できる最適な対策手法の検討が可能となった．

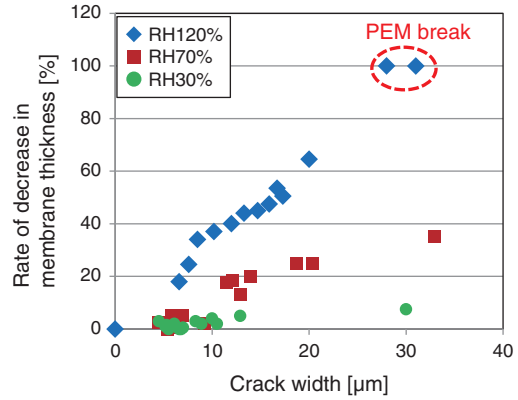


Fig. 17 Analysis results of membrane thickness in RH cycle test

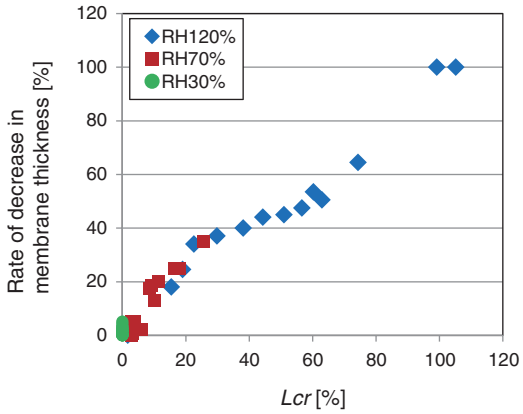


Fig. 18 Relationship between *Lcr* and rate of decrease in membrane thickness

4.5. 車両搭載サイズの MEA での予測精度の検証結果

車両搭載サイズの MEA を用いた機械劣化耐久試験後の膜厚計測結果を Fig. 19 に示す．実機サイズの MEA においても電極クラック幅に応じて機械劣化が進行することを確認した．また，膜厚低下率の解析結果と本寿命予測技術を用いた膜厚低下率の予測計算によって算出した膜厚低下率の傾向が一致しており，車両搭載サイズの MEA においても本寿命予測技術が適用可能であることを確認した．

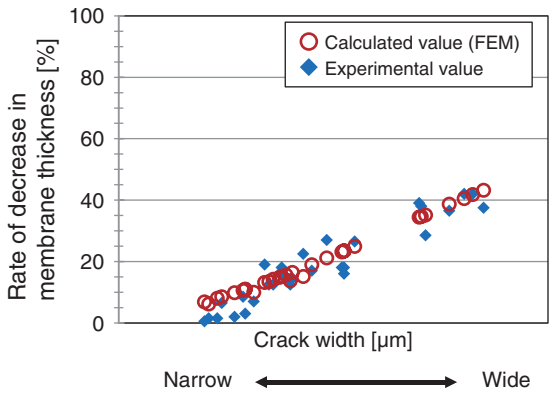


Fig. 19 Analysis results of membrane thickness in accelerated stress test using on-board-size MEA

5. まとめ

PEM の機械劣化に対する寿命予測技術を構築した．

(1) PEM と CL の物性取得の結果から CL のヤング率は PEM よりも高く，平面寸法変化の抑制に寄与する一方で電極クラックが存在する場合には電極クラック幅に応じて応力を増大させる要因となっていることを FEM 解析にて明らかにした．

（2）各温度および各湿度に応じた材料物性値をFEMモデルに反映することにより，各温湿度環境下でPEMに発生する応力を見積もることが可能となり，RH違いの乾湿サイクル試験の結果との相関が得られた．

（3）累積疲労損傷則を用いてPEMの*Lcr*を定義することにより，機械劣化の寿命への影響度を定量化することが可能となった．また，車両搭載サイズのMEAで機械劣化耐久後の膜厚を予測できることを確認した．

参考文献

（1）平出篤志：燃料電池用高分子電解質膜の化学劣化に対する寿命予測技術，Honda R&D Technical Review, Vol.28, No.1, p.45-53

（2）Lai, Y. H., Dillard, D. A.: Handbook of Fuel Cells: Advances in Electrocatalysis, Materials, Diagnostics and Durability, Vol. 5, ed. Vielstich, W., Gasteiger, H. A., Yokokawa, H., John Wiley & Sons, Ltd., p. 403-419, (2009)

（3）Gittleman, C. S., Coms, F. D., Lai, Y. H.: Chapter 2: Membrane Durability: Physical and Chemical Degradation, Polymer Electrolyte Fuel Cell Degradation, Ed. Mench, M. M., Kumbur, E. C., Veziroglu, T. N., Elsevier, (2012)

（4）Tang, H., Peikang, S., Jiang, S. P., Wang, F., Pan, M.: A Degradation Study of Nafion Proton Exchange Membrane of PEM Fuel Cells, J. Power Sources, 170(1), p. 85–92, (2007)

（5）Uchiyama, T., Kato, M., Ikogi, Y., Yoshida, T.: Mechanical Degradation Mechanism of Membrane Electrode Assemblies in Bucking Test Under Humidity Cycles, ASME J. Fuel Cell Sci. Technol., Vol. 9(6) p.0210071-0210078, (2012)

（6）Kai, Y., Kitayama, Y., Omiya, M., Uchiyama, T., Kumei, H.: In Situ Observation of Deformation Behavior of Membrane Electrode Assembly Under Humidity Cycles, ASME J. Fuel Cell Sci. Technol., Vol. 11(5), p.0510061-0510067, (2014)

（7）岩成亨，宮島一嘉，古澤宏一朗，井ノ上雅次郎：実車搭載発電システムにおける燃料電池スタックセル面内CCM含水量のリアルタイム計測，Honda R&D Technical Review, Vol.28, No.1, p.31-36

（8）佐藤雅彦，千葉裕人，井ノ上雅次郎：燃料電池スタックにおけるセル面内CCM含水量分布計測システムの開発，Honda R&D Technical Review, Vol.28, No.1, p.15-23

（9）内山智暁：固体高分子型燃料電池における膜電極接合体の力学モデルと機械耐久性，日本ゴム協会誌，第87巻，第6号，p.236-242, (2014)

（10）南雲健司，井ノ上雅次郎：シミュレーションによる燃料電池スタックセル面内CCM含水量分布予測，Honda R&D Technical Review, Vol.28, No.1, p.24-30

■著　者■



杉下昌史



大森　優

A Pore-Scale Multiphysics Method to Study PEMFC Catalyst Layers

盛 山 浩 司* Jinfen KANG** Seung Hyun KIM**
Koji MORIYAMA

ABSTRACT

Three dimensional pore-scale numerical approach to study the effects of structural parameters, material properties, and operating conditions on the performance of catalyst layer of proton exchange membrane fuel cell is developed. The proposed approach includes a novel stochastic reconstruction method and a pore-scale fully coupled simulation model. The pore-scale simulation model is based on a hybrid lattice Boltzmann-Finite Difference method. Multi-physics phenomena are taken into account and fully coupled in the model including the electrochemical reactions, water generation and evaporation, mass transport through electrode pores and ionomer, electron transport through carbon support and catalyst particles, and proton transport through ionomer. The proposed method is validated with experimental data and shows good agreement. The case studies show that the structure of catalyst layer and operating condition impacts on the overall electrode performances.

1. Introduction

To achieve high performance with a low-Pt loading electrode is an important issue for the mass production of low cost Proton Exchange Membrane Fuel Cells (PEMFCs) and has been intensively studied through experiments and computation[(1)]. Among the main issues to realize ultra-low Pt loading is optimizing the microstructure of the catalyst layer (CL). As in Fig. 1, the PEMFC CL is composed of four components: carbon agglomerate, ionomer, Pt particles, and pore-space. Water is generated by electrochemical reaction on the Pt surface by use of oxygen, proton, and electron. Oxygen is transported in pore and is dissolved and diffused in the ionomer, electron is transported in Pt and carbon support, and proton is transported in the ionomer. Therefore, transport of reactants and products strongly depends on the CL microstructure. In particular, at high current density operating conditions, the substantial oxygen mass transport loss caused by liquid water, ionomer transport resistance, and interfacial resistances between different phases significantly limits the output power density. The variation of ionomer morphology also affects the Ohmic loss due to proton transport.

To find an optimal CL structure, pore scale modeling has been a focus of attention[(2)-(4)]. However, no previous work on pore scale modeling has considered complex phenomena such as two phase flow including phase change, which impact the performance substantially.

Therefore, we propose a novel pore-scale modeling platform to study the influences of various CL microstructures on the performance. It was developed to perform a detailed analysis to understand physico-chemical processes in the CL, and to evaluate the influence of pore-scale structures. The computational platform consists of a novel stochastic reconstruction method and a pore-scale fully-coupled simulation model. The reconstruction method is designed to generate 3-D geometries of the CLs including all the components, at a high level of details. A number of pore-scale and macroscopic structural properties are introduced and specified in advance, leading to a customized CL reconstruction method. In addition,

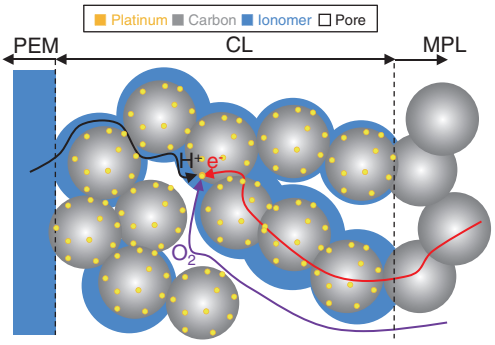


Fig. 1 CL in PEMFC

＊ 四輪 R&D センター
＊＊The Ohio State University

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2016_28_1_9

anisotropic CLs with graded structural properties can also be reconstructed. In such structures, the electrochemical and transport properties vary along the thickness of the CL. The multi-physics pore-scale model describes important physical and chemical processes in different components of the CL, including liquid water generation, transport, and phase-change. A hybrid lattice Boltzmann-Finite Difference (LBFD) method is used to describe multiphase reactants and products transport. Several new models and methods are introduced to describe processes related to mass transport and Ohmic losses. Furthermore, results from validation and case studies are presented.

2. Stochastic Reconstruction of Catalyst Layer

Pore scale modeling needs the information on the detailed three dimensional structures to predict the phenomena in the CL microstructure. However, it is challenging to measure the real three dimensional geometries due to the weak material characteristics of ionomer to electron beam. So, a numerical reconstruction method based on the knowable structural properties is necessary. In the literature, the efforts on numerical reconstruction of CLs are mainly focused on reproducing CL structures resembling the digitized ones obtained by a microscope. However, due to the technical limitations, it is challenging to distinguish the ionomer from carbon components. The CL reconstruction study was therefore mainly limited to carbon structure reconstruction. The ionomer is added in the system following simple rules, such as uniform thickness[2]-[5]. Pt size distribution has not been considered.

In order to optimize the electrode structure and enhance the fuel cell performances in an efficient way, it is helpful to develop a customized CL reconstruction approach, such that we can stochastically reconstruct the CLs not only having the overall desired statistical properties but also having numerous detailed structural features, including ionomer thickness variations and Pt loading. In addition to isotropic CLs, it is also desirable to reconstruct graded anisotropic ones, which are often observed in real experiments. In this study, we extended a previously proposed stochastic reconstruction method[5] to provide such features. Numerous structural properties can be flexibly specified in advance, such as volume fraction of each phase, Pt loading, ionomer distribution form and coverage, Pt dispersion and coverage, etc. The structural properties can be globally or locally adjusted and the reconstructed CL can have various graded anisotropic properties.

2.1. Carbon Structure Reconstruction

For the generation of carbon structures, a sphere-based simulated annealing method[5] is used. Among several approaches which are used to virtually construct a porous media structure, the sphere-based simulated annealing method has recently become popular due to its outstanding features in generating the CL microstructures.

The sphere-based simulated annealing method is based on the stochastic optimization method to minimize the structural differences between the specified and generated carbon structures. Initially, spherical particles representing primary carbon particles are stochastically added and located in a computational domain until their volume fraction reaches a prescribed limit. Then, the spheres are moved arbitrarily and relocated to a new position according to certain distribution functions and restrictions. This optimization process continues until the structure reaches a status that satisfies the prescribed statistical status. In this study, the status is described by a two-point correlation function[5].

2.2. Ionomer Distribution

Ionomer is used to transport proton to the catalyst surfaces and is used same polymer with PEM. In the cathode CL, the structure of the ionomer thin film strongly affects the performance. An ideal coverage and thickness will provide the maximum active catalyst sites and mass transport. In a real manufacturing process, the ionomer may not distribute uniformly on the surface of the agglomerates and even it is not uniform on each carbon particle[6]. In order to mimic these real scenarios to the largest extent, we introduce five parameters to guide the reconstruction of ionomer layers: ionomer average thickness $\delta_{i,avg}$, ionomer to carbon mass ratio I/C, ionomer coverage percentage (i.e. percentage of carbon particles covered by ionomer) c_i, maximum offset value between an ionomer layer center and its covered carbon particle center $d_{i,max}$, and the Relative Humidity RH.

The ionomer layer was added in the CL according to multiple restrictions with these controlling parameters. The reconstructed ionomer layer has non-uniform thickness on different carbon particles with the average thickness $\delta_{i,avg}$. By defining the ionomer coverage percentage and the maximum offset value $d_{i,max}$, we are able to reproduce carbon particles that are not covered with ionomer or that are partially covered as in Fig. 2.

During fuel cell operation, the thickness of the ionomer layer changes due to humidification. In this work, this ionomer swelling effect is taken into account. By defining the RH and I/C ratio, the ionomer volume fraction $\varepsilon_{i,RH}$ is calculated as[7],

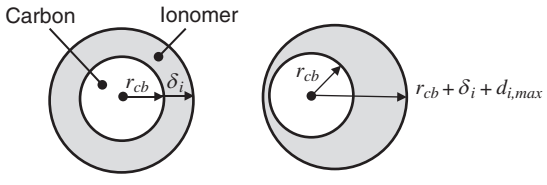


Fig. 2 Schematics of ideal uniform ionomer layer coverage and non-ideal coverage on carbon particle

$$\varepsilon_{i,RH} = \left(\frac{I}{C}\right)\frac{10}{f_t \rho_{i,dry}}\left(1+\frac{M_w \rho_{i,dry}\lambda}{\rho_w EW}\right), \quad (1)$$

where f_t = 28±2 mg/cm^2 for I/C<3, $\rho_{i,dry}$ is the density of dry ionomer, ρ_w is the density of water, M_w is the mole number of water, λ is the water content of the ionomer at a specific RH, and EW is the equivalent weight of ionomer material. The ionomer layers are added to the reconstructed CL according to the RH-dependent volume fraction given by Eq. (1).

2.3. Catalyst Particle Distribution

To represent or control the characteristics of the catalyst particle distribution in the CLs, four controlling parameters are introduced: Pt loading m_{Pt}, Pt weight percentage $Pt_{\mathrm{wt}\%}$, Pt/C ratio c_{Pt}, and Pt distance η_{Pt}. The m_{Pt} is the total amount of Pt particles distributed in a unit area of the CL with the unit of mg/cm^2. The $Pt_{\mathrm{wt}\%}$ is the ratio between the weight of Pt and that of carbon and Pt in the CL. The c_{Pt} describes the fraction of carbon particles that contain Pt particles. The η_{Pt} is used to specify the minimum distance between any arbitrarily distributed Pt particles on the surface of carbon agglomerates.

Based on these controlling parameters, the volume fraction of Pt particles ε_{Pt} can be calculated as,

$$\varepsilon_{Pt} = \varepsilon_s \frac{Pt_{\mathrm{wt}\%}}{\rho_{Pt}}\left(\frac{Pt_{\mathrm{wt}\%}}{\rho_{Pt}}+\frac{1-Pt_{\mathrm{wt}\%}}{\rho_{cb}}\right)^{-1}, \quad (2)$$

where ρ_{Pt} and ρ_{cb} are the density of platinum and carbon, respectively, and ε_s is the total volume fraction of carbon and Pt particles. This amount of Pt catalyst voxels is distributed in a stochastic way according to specified restrictions. Assuming the solid carbon, the Pt particles are located at the surface of each carbon particle. If c_{Pt} is unity, then the Pt particles will have a nearly uniform distribution in the system. The minimum distance between every two Pt particles can be specified to control the degree of particle dispersion. The c_{Pt} can be adjusted flexibly, giving a specific percentage of bare carbon particles are introduced. No catalyst particles are attached to the bare carbon particles. The bare carbon particles are randomly selected among the carbon agglomerate, until the specific percentage is reached. In this way, the Pt distribution will be reproduced to mimic the real situation to the largest extent.

If the percentage of bare carbon particles is 0, and considering the Pt supported carbon has constant $Pt_{\mathrm{wt}\%}$, then the $Pt_{\mathrm{wt}\%}$ is equal to the ratio between the total Pt weight and the total Pt and carbon weight. Therefore, the $Pt_{\mathrm{wt}\%}$ and Pt loading have the following relationship:

$$Pt_{\mathrm{wt}\%} = \left[\left(\frac{\varepsilon_s L}{m_{Pt}}-\frac{1}{\rho_{Pt}}\rho_{cb}+1\right)\right]^{-1}, \quad (3)$$

where L is the thickness of the CL.

2.4. Anisotropic Graded Structure

The manufactured CLs can easily be inhomogeneous and anisotropic. In order to capture this property, we also extended the current reconstruction method. In the literature, no study has been reported to reconstruct such CLs. In order to reconstruct such structures, two approaches can be considered. The first is to design a reference trial two-point correlation function that describes correctly the graded structure characteristics in the whole system. The second is to generate several different CL domains that have customized properties in each domain and then to combine them together. The first method needs a lot of time to obtain the structure. On the other hand, the second method is more straight forward and easy to realize. However, the main issue for this second approach is the abrupt change of carbon structures, e.g., broken carbons, at the domain boundaries. In order to solve this issue, we propose the following method. First, the carbon agglomerate structure for the first domain is generated. When generating the second domain, the carbon particles in the interfacial region between the first and second domains are subject to some constraints to maintain the continuity of the structure. Specifically, the carbon particles are restricted from relocation or addition. In addition, all the other carbon particles in the bulk region are required to skip the interfacial region when they have to be relocated in the optimization process. After stochastically reconstructing all the domains, good continuity property is obtained at the domain interfaces in the final graded structure.

3. Multiphysics Pore-scale Modeling

In this study, multiphase reacting flows and transport phenomena in different components of the CL are simulated by using a hybrid LBFD method. The velocity field is solved by using the lattice Boltzmann method. The liquid-gas interface is described by using the finite difference phase-field method. The species transport is solved using the macroscopic conservation equation supplemented by the Knudsen diffusion correction. The electrochemical reactions, water generation, and evaporation are fully coupled with the mass transport through pores and ionomer. In the experiments, it has been observed that ionomer layer geometry and transport properties are strongly influenced by the RH and the liquid water in the pores. Ionomer swells and ionic conductivity increases when the ionomer uptakes water. The effects of ionomer swelling are considered in the CL reconstruction process, while the ionic conductivity variation is taken into account in the pore-scale modeling.

3.1. Multiphase Reactive Flow with Phase Change

The phase-field method for two-phase flows with phase change has been developed in this research. The equation for the order parameter C that describes the

liquid-gas interfaces is given as,

$$\frac{\partial C}{\partial t}+u_\alpha\frac{\partial C}{\partial x_\alpha}=\frac{\partial}{\partial x_\alpha}\left(M\frac{\partial \phi}{\partial x_\alpha}\right) +\beta_p\frac{c_{w,sat}-c_{w,g}}{c_{w,sat}}C^2(1-C^2), \tag{4}$$

where M is the mobility. ϕ is the chemical potential. The parameter β_p is related to the water evaporation and condensation rate. $c_{w,g}$ is the concentration of water vapor in the gas phase. $c_{w,sat}$ is the saturation concentration of water vapor, and is evaluated by the Clausius-Clapeyron equation[8].

The continuity, momentum, species, and energy equations can be written as,

$$\frac{\partial u_\alpha}{\partial x_\alpha}=\frac{\Delta\rho}{\rho}\omega_c, \tag{5}$$

$$\rho\frac{\partial u_\beta}{\partial t}+\rho u_\alpha\frac{\partial u_\beta}{\partial x_\alpha}=-\frac{\partial p}{\partial x_\alpha} +\frac{\partial}{\partial x_\alpha}\left[\nu\left(\frac{\partial u_\beta}{\partial x_\alpha}+\frac{\partial u_\alpha}{\partial x_\beta}\right)\right]+\rho F, \tag{6}$$

$$\frac{\partial C_i}{\partial t}+u_\alpha\frac{\partial C_i}{\partial x_\alpha}=\frac{\partial}{\partial x_\alpha}\left(D_i\frac{\partial C_i}{\partial x_\alpha}\right)+\omega_i, \tag{7}$$

$$\frac{\partial T}{\partial t}+u_\alpha\frac{\partial T}{\partial x_\alpha}=\frac{\partial}{\partial x_\alpha}\left(k\frac{\partial T}{\partial x_\alpha}\right)+\omega_T\frac{\rho\omega_c hfg}{\rho c_p}, \tag{8}$$

where

$$\omega_c=\beta_p\frac{c_{w,sat}-c_{w,g}}{c_{w,sat}}C^2(1-C^2), \tag{9}$$

and $\omega_{H_2O}=a_{C,H_2O}\omega_C$. The parameter a_{C,H_2O} is the conversion factor between the order parameter and the water vapor concentration. ω_i and ω_T are the source terms of species conservation equation and temperature equation, respectively. The velocity field is solved by using the lattice Boltzmann method, while the finite difference method is used to solve other scalar equations. The details of the hybrid LBFD method will be presented in future publications.

3.2. Oxygen Reduction Reaction (ORR)

At high potentials, O and OH coverages on the Pt surface are significant[9)-(11)]. The adsorbed O and OH therefore block available reaction sites on which O_2 can sit. As a result, the available reaction sites decrease as the potential increases. The oxygen reduction reaction considering the oxide coverage effect can be expressed by the following kinetic model[12]:

$$j=j_0\left(\frac{p_{O_2}}{p_{O_2,0}}\right)^\gamma(1-\theta)\exp\left(-\frac{\alpha F}{RT}\eta\right)\exp\left(-\frac{\omega\theta}{RT}\right), \tag{10}$$

where η is the overpotential, F is the Faraday constant, R is the gas constant, j_0 is the exchange current density, and γ is the oxygen reaction order. ω is the energy parameter for the Temkin isotherm, which defines the coverage-dependent rate of change of the apparent Gibb's energy of adsorption of adsorbing species. The cumulative oxygen coverage θ is a function of potential and was given by experimental data (refer to Fig. 6(a) of Ref. (13)).

3.3. Coupling of Electrochemistry and Transport

3.3.1. Water production and transport

In the particle-type CL, water is produced at the catalyst particle surface, transports through the ionomer, and finally emerges at the ionomer-pore interface. A simple water transport model involving only diffusion is solved since water production at Pt surface and emergence in the pores is of major interest. On Pt surfaces, the water production is considered as a flux boundary condition:

$$\omega_{w,Pt}=j/2F, \tag{11}$$

where $\omega_{w,Pt}$ is the water production rate.

At the ionomer-pore interface, water emerges from the ionomer. The water flux on the ionomer-pore boundary is modeled as,

$$\omega_w=c_{lf}(c_{w,i}-c_{w,sat}), \tag{12}$$

where $c_{w,i}$ is the water concentration at the ionomer-pore boundary. c_{lf} is the coefficient that controls the water emergence speed and can be written as,

$$c_{lf}=c_{lf,0}D_{w,i}/l_i^2. \tag{13}$$

The $c_{lf,0}$ is an adjustable parameter, $D_{w,i}$ is the diffusivity of water in ionomer, l_i is the characteristic thickness of the ionomer. Hence, $D_{w,i}/l_i$ represents the velocity scale of the process. Currently we set $c_{lf,0}=l_i$ assuming the water emergence speed has a similar order to that of water diffusion in the ionomer.

In this work, when water emerges from ionomer or Pt to the pores, it is assumed that water is in the liquid phase. As of now, there is no clear evidence of whether the emerging water is in gas phase or in liquid phase. However, when the *RH* is less than 100%, the emerged liquid water evaporates, which is considered in the present modeling.

Since the order parameter is unity for liquid water, the velocity at the water-emerging boundary can be given as,

$$v_c=\omega_C/C_l, \tag{14}$$

where C_l is the order parameter for liquid water, and it is unity. ω_C is the water flux of $\omega_{w,i}$ in the unit of the order parameter.

3.3.2. Electron and proton transport

The potentials for the solid and electrolyte phases are governed by the Poisson's equation. The boundary conditions are set as follows. For the cathode MPL/CL

interface,

$$\phi_s = V_{cell},\ \partial\phi_e/\partial n = 0, \tag{15}$$

where V_{cell} is the potential at the MPL/CL interface. For the cathode PEM/CL interface,

$$\phi_e = \phi_{e,0},\ \mathbf{n}\cdot\nabla\phi_s = 0, \tag{16}$$

where $\phi_{e,0}$ is the electrolyte-phase potential at the PEM/CL interface and $\mathbf{n}$ is the surface normal vector. At the ionomer/carbon interface,

$$\mathbf{n}\cdot\nabla\phi_e = 0,\ \mathbf{n}\cdot\nabla\phi_s = 0. \tag{17}$$

At the electrochemically active surface,

$$-k_e\nabla\phi_e\cdot\mathbf{n} = -j,\ -k_s\nabla\phi_s\cdot\mathbf{n} = j. \tag{18}$$

In the simulation, Ohmic losses from other components of fuel cells are also calculated based on the electronic and ionic resistance. The resistances are converted from the Ohmic loss of each component predicted by the down-the-channel model[14].

3.3.3. Ionomer humidification and relative humidity

The water plays an important role in CL. It emerges at the ionomer/pore interface, evaporates from liquid water to vapor in the pores, and it can be taken up by ionomer again. It alters the oxygen transport by blocking the pores directly or by making the ionomer swell. It also influences the *RH* in the CL and proton conductivity in the ionomer. The interactions among these processes are important and are modeled as follows.

When the water concentration in the ionomer $c_{i,w}$ is lower than the saturated concentration, the ionomer uptakes water. The saturated water concentration in the ionomer $c_{i,w,sat}$ is calculated as below[15].

$$c_{i,w,sat} = \lambda / (\lambda\overline{V_w} + EW/\rho_{i,dry}), \tag{19}$$

where $\overline{V_w}$ the molar volume of water, $\rho_{i,dry}$ is density of dry ionomer, and the water content λ is a function of temperature and *RH*:

$$\lambda = \begin{cases} \left[1 + 0.2325RH^2\left(\frac{T-30}{30}\right)\right]\times \\ [14.22RH^3 - 18.92RH^2 + 13.41RH], \\ if\ RH < 100\%, \\ 9.22 + 0.181T,\ if\ RH > 100\%. \end{cases} \tag{20}$$

The *RH* is calculated based on the water vapor concentration $c_{w,g}$ and temperature *T*. When the water concentration $c_{i,w}$ in the ionomer becomes larger than $c_{i,w,sat}$, the water emerges from the ionomer and appears in the pores at the ionomer/pore interface. The liquid water evaporates, which increases the *RH* simultaneously. When the *RH* varies, the ionomer saturated water concentration $c_{i,w,sat}$ is calculated accordingly in the next time step. The water emergence rate from the ionomer varies accordingly.

Table 1 Parameters of CL sample for studying pore size distribution and transport properties

Parameter	Value	Unit
Thickness	1	μm
Porosity	42	%
Carbon volume	28	%
Structure parameter *d*	40	nm
Carbon particle diameter	40	nm
Pt loading	0.0129	mg/cm^2
$Pt_{wt\%}$	19	%
Pt particle diameter	5.7	nm
Pt/C ratio c_{Pt}	100	%
ESA	45	m^2/g-Pt
I/*C*	1	-
EW	900	g/cm^3
Ionomer volume fraction	29.5 (RH0%)	%
	32 (RH20%)	%
	34 (RH45%)	%
	39 (RH85%)	%
Ionomer coverage c_i	100	%
Voxel size	5×5×5	nm^3
Grid number	200×200×200	-

4. Validation Study

4.1. Validation Study: Reconstruction

We reconstructed cathode CLs (CCLs) by applying the proposed method. For validation, we examined the structural and transport properties of the reconstructed CLs and compared with experiments and literature data at different *RH* values. These properties include Pore Size Distribution (PSD), Electrochemical Surface Area (ESA), proton resistivity, electronic conductivity and gas diffusivity. The ionomer thickness and volume fraction vary with *RH*, which changes the porosity and tortuosity accordingly. This volume variation effect was taken into account in the reconstruction process. The CLs were reconstructed with the setup specified in Table 1.

The reconstructed CL is presented in Fig. 3. The pore size distribution at dry condition (*RH*=0%) was evaluated and compared with experimental data in Fig. 4. At different *RH* conditions, the ionomer volume fraction was calculated in advance and used for the reconstruction. Several macroscopic properties of the CLs were evaluated based on the reconstructed CLs.

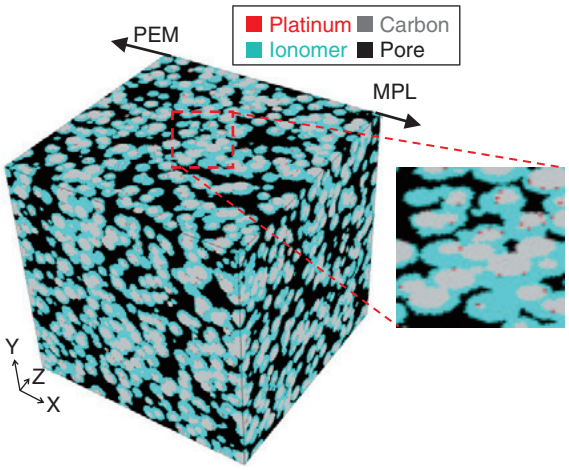


Fig. 3 Reconstructed CL using proposed general stochastic reconstruction method

ESA is about 45 m^2/g-Pt. For each CL sample at different *RH*, single phase simulations were conducted to examine the transport properties. In Fig. 5, the proton resistivity with respect to *RH* is shown. The results predicted by the model are in good agreement with the experimental data. In Fig. 6, the gas diffusivities and electronic conductivity at *RH*=30% are compared with literature data[16]. The simulation results of gas diffusivity and electronic conductivity also agree with the experimental data.

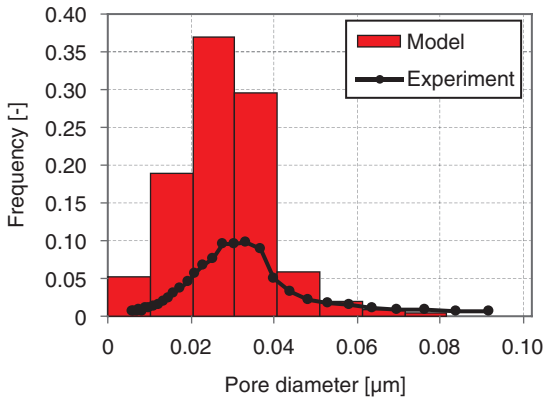


Fig. 4 Pore size distribution

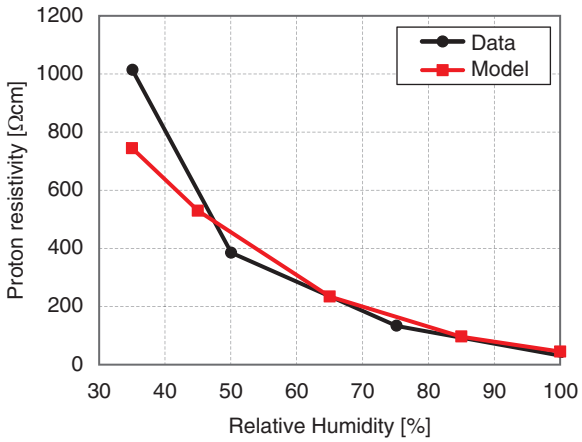


Fig. 5 Validation study: proton resistivity of reconstructed CL

Table 2 Parameters of CL reconstruction for validation

Parameter	Value	Unit
Thickness	15.5	μm
Porosity	42	%
Carbon volume	28	%
Structure parameter *d*	90	nm
Carbon particle diameter	60	nm
Pt loading	0.2	mg/cm²
$Pt_{wt\%}$	23.4	%
Pt particle diameter	5.7	nm
Pt/C ratio c_{Pt}	100	%
ESA	45	m²/g-Pt
I/*C*	1	-
EW	900	g/cm³
Ionomer volume fraction	29.5 (RH0%)	%
	35.5 (RH65%)	%
Ionomer coverage c_i	100	%
Voxel size	16×16×16	nm³
Grid number	960×64×64	-
RH	65	%
Cathode inflow	Air	-
Anode inflow	Pure hydrogen	-
Temperature	353	K
Pressure	150	kPa

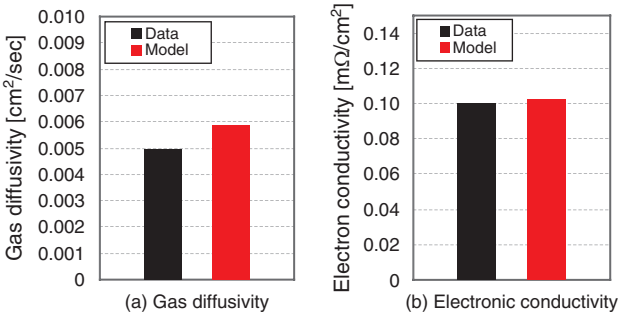


Fig. 6 Data comparison of gas diffusivity and electronic conductivity of reconstructed CL at *RH*=30%

4.2. Validation Study: Simulation

In this case, a cathode CL with full thickness from PEM to MPL was reconstructed and used for fully coupled multi-physics simulations. Numerical results of the model are compared with experimental data. In Fig. 7, the reconstructed structure is demonstrated with the view of the X-Y cross-section at the center of Z-coordinate. The parameters of CL reconstruction are given in Table 2. Carbon particle diameter is measured to be approximately 40 nm. Due to limited resolution in the numerical reconstruction, 60 nm was used. Similarly, the agglomerate structure parameter *d* is set to be 90 nm. At the interface between CCL and MPL, the boundary value of oxygen concentration, *RH* and temperature were all defined with the values predicted with the down-the-channel model[14]. In the

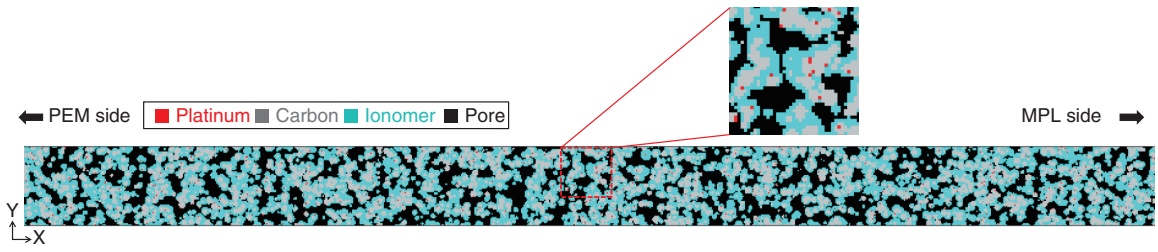


Fig. 7 Validation study: 2-D view of XY plane at center of Z-coordinate of reconstructed 3D CCL structure

simulation, single-phase calculation was conducted first to get the converged ionic potential field. Then, the multiphase simulation is performed by using the single phase results as the initial condition.

In Fig. 8, the V-I polarization curves are shown. The predicted results are in good agreement with experimental data, while at high current density (1.5 A/cm^2 – 2 A/cm^2) the model slightly under-predicts the current density. In CCLs, the water generation rate changes with current density. The relationship between water saturation and current density is shown in Fig. 8. The saturation increases with current density. At the current density of 1.5 A/cm^2, the saturation level is about 12%. The distributions of liquid water, water vapor concentration, oxygen concentration, electrolyte -phase potential, and temperature are shown in Fig. 9. The average saturation and current density profiles along the CCL thickness (X-direction) are shown in Fig. 10. The results of two cases are shown, the higher current density case at I = 1.5 A/cm^2 and the lower current density case at I = 0.4 A/cm^2.

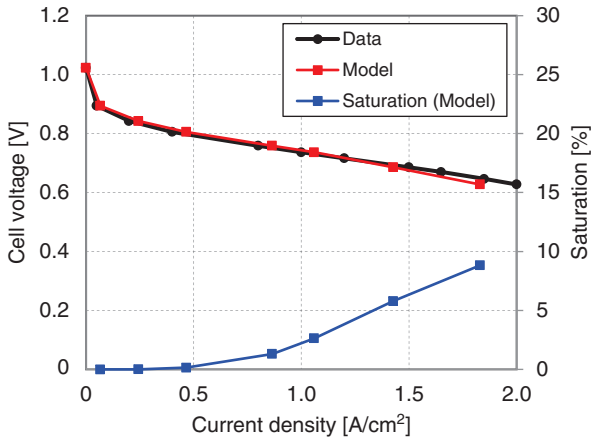


Fig. 8 Validation study: comparison of V-I polarization curve between simulation and experiment data, and simulation result of water saturation

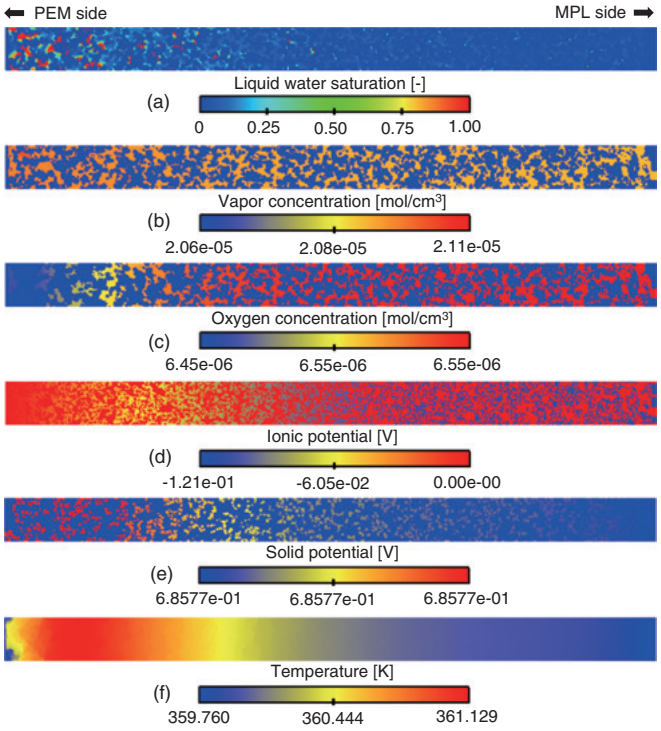


Fig. 9 Validation case: 2-D profiles of flow and electronic field properties on center XY plane of CCL

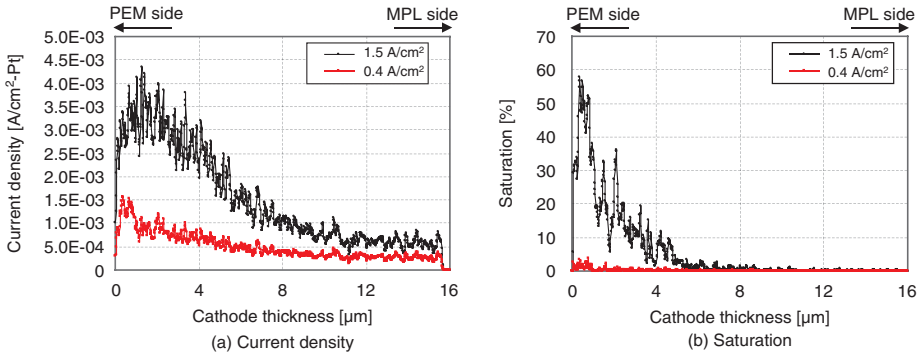


Fig. 10 Current density and saturation distribution along thickness of CL at I = 1.5 A/cm^2 and 0.4 A/cm^2 (RH=65%)

In Figs. 9 and 10, the left end corresponds to PEM, while the right end MPL. The ionic potential is the highest at the PEM boundary. The maximum current density occurs slightly away from PEM. This is because most of the liquid water exists near PEM. The oxygen concentration is significantly decreased in this region due to the blockage of the pathways by liquid water.

5. Case Study

In order to evaluate the impact of various CL structure properties on the electrode performance, CL samples with different specifications were reconstructed to conduct the case study. Here, results for 4 representative non-graded CLs (N1-N4) and 4 graded CLs (G1-G4) are summarized.

5.1. Non-graded CLs

In the reconstruction process, we adjusted only one parameter for each case, while keeping other structure properties the same. The base non-graded CL sample, N1, was generated with the parameters shown in Table 3. The difference of N2, N3, and N4 from N1 is only RH to examine the effect of *RH* on the CL structure, water saturation, and performance. *RH* of N2, N3, and N4 are 95%, 70%, and 30%, respectively.

The fully coupled multiphase simulation results for all cases are collected and compared. In Fig. 11, V-I polarization improves according to the increase of *RH* due to the increase of proton conductivity. And the polarization curves show that 95% RH case has the best performance due to the best balance between oxygen transport and proton transport. As shown above, the developed model can be applied to show the optimal combination of CL structure and operating condition with the understanding of liquid water and current density distributions.

5.2. Graded CLs

Three graded CLs (G2 to G4) and a reference CL (G1) are reconstructed and simulated with low-Pt loading CL, 0.05 mg-Pt/cm^2. The main parameters, which are different from those for the non-graded case N1, are listed in Table 4. G1-G4 have the same overall *I/C* ratio, carbon volume fraction, and Pt loading, but their structures are graded and locally different from each other. G2 is chosen to examine the effect of I/C ratio and porosity distribution, and G3 and G4 are chosen to examine the effect of Pt distribution on the performance and water and current density distribution.

Figure 12 shows the performance and water saturation comparison for cases G1 and G2 at 100%

Table 3 Parameter setup of reconstruction and simulation for reference CL sample, N1

Parameter	Value	Unit
Thickness	12	μm
Porosity	42	%
Carbon volume	28	%
Structure parameter *d*	90	nm
Carbon particle diameter	60	nm
Pt loading	0.2	mg/cm^2
$Pt_{wt\%}$	23.4	%
Pt particle diameter	5.7	nm
Pt/C ratio c_{Pt}	100	%
ESA	45	m^2/g-Pt
I/C	1	-
EW	900	g/cm^3
Ionomer volume fraction	29 (RH0%)	%
	42 (RH100%)	%
Ionomer coverage c_i	80	%
Computational domain	16×16×16	nm^3
Grid number	760×64×64	-
RH	100	%
Cathode inflow	Air	-
Anode inflow	Pure hydrogen	-
Temperature	353	K
Pressure	150	kPa

Table 4 Changed reconstruction parameters for non-graded CL samples, G1-G4, from reference CL

Cases	Parameter	Value (6 domains from PEM to MPL)	Unit
G1	Uniform		
G2	*I/C*	1.2, 1.1, 1.0, 0.9, 0.9, 0.9	-
	Porosity	23.2, 26.1, 29.0, 31.9, 31.9, 31.9	%
G3	$Pt_{wt\%}$	13.1, 13.1, 7.0, 7.0, 0.0, 0.0	%
G4	$Pt_{wt\%}$	0.0, 0.0, 7.0, 7.0, 13.1, 13.1	%

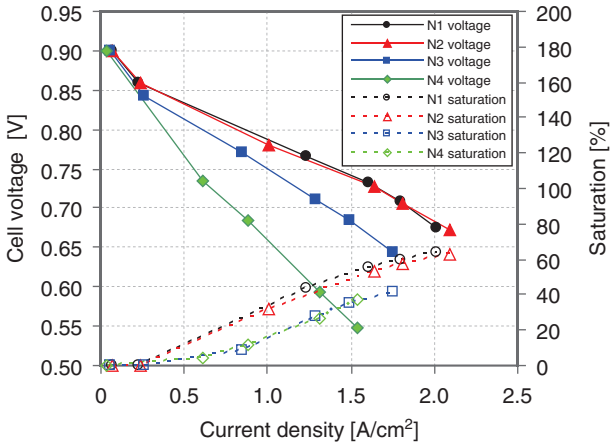


Fig. 11 Case study for N1-N4: Effects of *RH* on CL performance

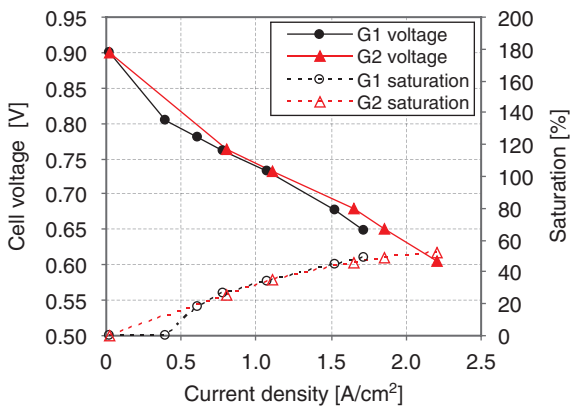


Fig. 12 Case study at *RH* 100%: Effects of graded I/C ratio and porosity on CL performance

RH. The performance of the CL with *I*/*C* ratio and porosity gradient (G2) is found to be better due to its high proton conductivity from PEM to MPL and high gas diffusivity from MPL to PEM.

Figure 13 shows the performance and water saturation comparison for cases G1, G3, and G4 at 100% RH. And Fig. 14 shows water saturation and current density per Pt surface distribution along the CL thickness for cases G1, G3, and G4. The performance of CL structure with no Pt loading near the PEM (G4) is found to be the lowest because there is no electrochemical reaction near PEM and proton transport path gets longer and proton transport resistance gets higher. The performance of CL structure with high Pt loading near the PEM (G3) is found to be not better than uniform structure because more liquid water accumulates and the reactive sites are not utilized effectively near the PEM. To examine the effect of *RH* on the performance and water saturation for G1 and G3, comparison at *RH* = 65% is conducted as Fig. 15. At low relative humidity condition, the performance of case G3 is better than case G1 due to less liquid water accumulation and lower proton transport resistance, and the reactive sites are utilized effectively near the PEM accordingly. As shown above, the developed model can be applied to show the direction of low-Pt loading CL structure and optimal operating conditions for it with the understanding of the phenomena to improve the CL performance.

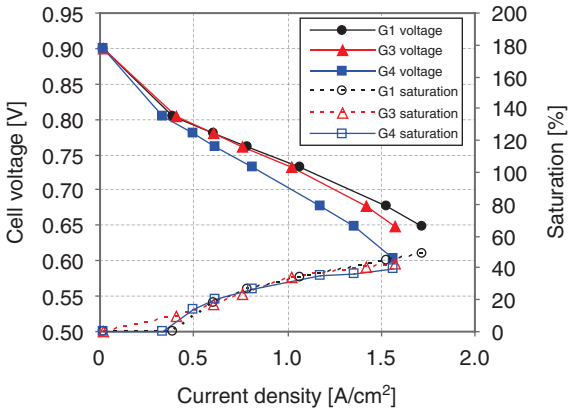


Fig. 13 Case study G1, G3, and G4 at *RH* 100%: Effects of graded Pt loading on CL performance

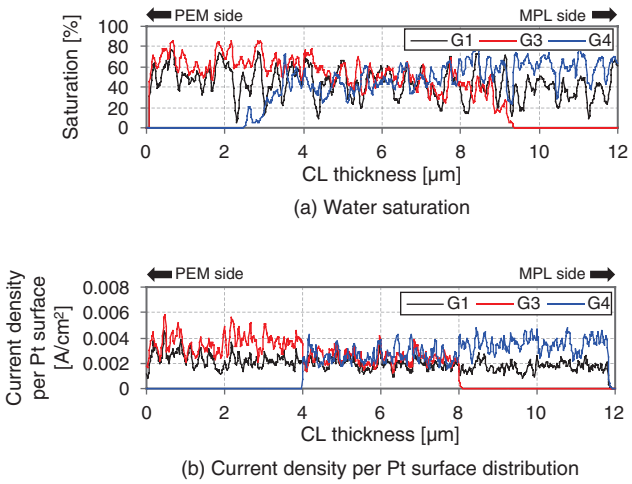


Fig. 14 Water saturation and current density per Pt surface distribution along CL thickness

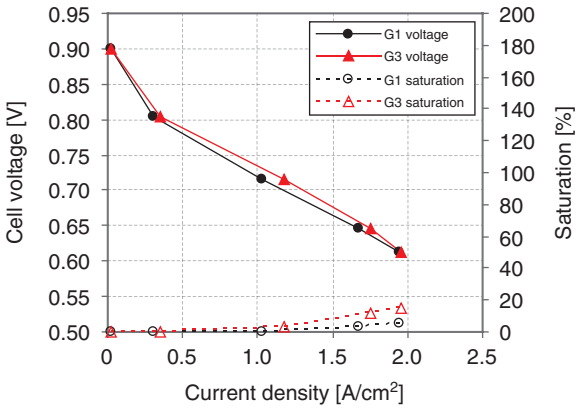


Fig. 15 Case study G1 and G3 at *RH* 65%: Effects of graded Pt loading on CL performance

6. Conclusion

We have proposed a novel computational framework to simulate the detailed physico-chemical processes in the reconstructed CLs of PEMFC. First, a general stochastic reconstruction method was developed based on the sphere-based simulated annealing method. This method is the general stochastic reconstruction method that can generate customized uniform and graded CLs with specified structural parameters. Second, a 3-D pore-scale multi-physics simulation model has been proposed. It can simulate fully coupled multiphase reactive flows and electrochemical phenomena in PEMFC CLs. The model was developed based on the hybrid lattice Boltzmann-Finite Difference method. All important processes occurring in the CL are taken into account, including the electrochemical reactions, water generation and evaporation, mass transport through electrode pores and ionomer, and the electron transport through carbon and catalysts, and proton transport through ionomer.

Reconstruction method is validated by the experimental data of PSD, gas diffusivity, proton resistivity, and electron conductivity. And the fully-coupled model is validated for the experimental V-I polarization curve. The simulation results demonstrate that this approach can be used to predict the performance of the electrode and to investigate detailed transport phenomena in the pore structures including distributions.

References

(1) Owejan, J. P., Owejan, J. E., Gu, W.: Impact of platinum loading and catalyst layer structure on PEMFC performance, Journal of the Electrochemical Society, 160, F824-F833, (2013)

(2) Lange, K. J., Sui, P. C., Djilali, N.: Pore Scale Simulation of Transport and Electrochemical Reactions in Reconstructed PEMFC Catalyst Layers, Journal of the Electrochemical Society, 157, B1434-B1442, (2010)

(3) Lange, K. J., Sui, P. C., Djilali, N.: Determination of effective transport properties in a PEMFC catalyst layer using different reconstruction algorithms, Journal of Power Sources, Vol. 208, p.354-365, (2012)

(4) Singh, R., Akhgar, A. R., Sui, P. C., Lange, K. J., Djilali, N.: Dual-Beam FIB/SEM Characterization, Statistical Reconstruction, and Pore Scale Modeling of a PEMFC Catalyst Layer, Journal of the Electrochemical Society, 161, F415-F424, (2014)

(5) Kim, S. H., Pitsch, H.: Reconstruction and effective diffusivity of the catalyst layer in PEM fuel cells, Journal of the Electrochemical Society, 156, B673-B681, (2009)

(6) Song, J. M., Suzuki, S., Uchida, H., Watanabe, M.: Preparation of high catalyst utilization electrodes for polymer electrolyte fuel cells, Langmuir, Vol.22, p.6422-6428, (2006)

(7) Yu, Z., Carter, R. N.: Measurement of effective oxygen diffusivity in electrodes for proton exchange membrane fuel cells, Journal of Power Sources, Vol.195, P.1079-1084, (2010)

(8) Wark, Kenneth.: Generalized Thermodynamic Relationships, Thermodynamics (5th ed.), New York, NY: McGraw-Hill, Inc., ISBN 0-07-068286-0, (1988)

(9) Wang, J. X., Markovic, N. M., Adzic, R. R.: Kinetic analysis of oxygen reduction on Pt(111) in acid solutions: Intrinsic kinetic parameters and anion adsorption effects, Journal of Physical Chemistry B, Vol.108, p.4127-4133, (2004)

(10) Wang, J. X., Zhang, J., Adzic, R. R.: Double-trap kinetic equation for the oxygen reduction reaction on Pt(111) in acidic media, Journal of Physical Chemistry A, Vol.111, p.12702-12710, (2007)

(11) Rai, V., Aryanpour, M., Pitsch, H.: First-principles analysis of oxygen-containing adsorbates formed from the electrochemical discharge of water on pt(111), Journal of Physical Chemistry C, Vol.112(26), p.9760-9768, (2008)

(12) Markovic, N. M., Gasteiger, H. A., Grgur, B. N., Ross, P. N.: Oxygen reduction reaction on Pt(111): effects of bromide, Journal of Electroanalytical Chemistry, Vol.467, p.157-163, (1999)

(13) Subramanian, N. P., Greszler, T. A., Zhang, J., Gu, W., Makharia, R.: Pt-oxide coverage-dependent oxygen reduction reaction (ORR) kinetics, Journal of the Electrochemical Society, Vol.159, B531-B540, (2012)

(14) Gu, W., Baker, D. R., Liu, Y., Gasteiger, H. A.: Proton exchange membrane fuel cell (PEMFC) down-the-channel performance model advances in electrocatalysis, materials, diagnostics and durability, In Vielstich, W., Yokokawa, H., Gasteiger, H. A., editors, Advanced diagnostics, models and design Low-temperature fuel cells, Vol.6, John Wiley & Sons, (2009)

(15) Kusoglu, A., Weber, A. Z.: Water transport and sorption in nafion membrane. In Page, K., et al. editors, In Polymers for Energy Storage and Delivery: Polyelectrolytes for Batteries and Fuel Cells, p.175-199, American Chemical Society, (2012)

(16) Yeong, C. L. Y., Torquato, S.: Reconstructing random media, Physical Review E, Vol.57(1), p.495-506, (1998)

■著　者■



盛山浩司



Jinfen KANG



Seung Hyun KIM

Three Dimensional Large Scale Numerical Simulation of PEMFC with Low-Pt Loading

盛 山 浩 司* Wenbin GU**
Koji MORIYAMA
Liang HAO*** Chao-Yang WANG***

ABSTRACT

The developed multiphase mixture model for low-Pt loading electrode is applied to examine the effects of Pt loading and operating condition on current density and water distribution in realistic scale proton exchange membrane fuel cells. The predicted fuel cell voltage, high-frequency resistance, as well as current density and temperature distributions all show good agreement with the experimental data under various operating conditions and for two Pt loadings of 0.3 mg/cm^2 and 0.1 mg/cm^2. In particular, the present study demonstrates quantitative comparisons of the liquid water distribution in the proton exchange membrane fuel cell with the neutron imaging measurements. Such a comprehensive data comparison gives a fundamental understanding of the physical phenomena in the proton exchange membrane fuel cells and findings to design and develop the next generation of proton exchange membrane fuel cell with low-Pt loading.

1. Introduction

In the past decade, significant advancements have been achieved in proton exchange membrane fuel cell (PEMFC) technology. However, commercialization of this promising power source for automotive applications is still hindered by high cost and slow development cycle. Spatially resolved measurements of reaction and transport parameters in a fuel cell, while critical for a basic understanding of the complex electrochemical and transport behaviors, are expensive and challenging, if not impossible, to obtain. Modeling and simulation, therefore, play an important role in meeting the increasing demand for details in fuel cell research and development. Additionally, computer simulations become an increasing part of the discovery and design process for a next generation of highly efficient and compact PEMFCs.

A number of modeling studies have been performed with the computational fluid dynamics (CFD) framework to solve the complete set of transport equations governing mass, momentum, species, energy, and charge conservation in PEMFC[(1)-(4)]. However, the majority of prior work is limited to simple geometries such as straight channels, simplified dimensional assumptions such as 1D, 2D, unrealistic operating conditions such as fully humidified gas feed, or small-scale calculations with computational mesh smaller than a million grid points. While these prior studies helped to understand transport phenomena and reaction occurring in PEMFCs, the current challenge facing PEMFC technology is to address real issues arising in development of next generation fuel cells with low cost and high durability with low-Pt loading. Such PEMFCs of the future usually feature a complex 3D flow filed, and have auxiliary components, such as coolant channels and inlet and outlet manifolds. Shimpalee[(5)] employed a single-phase model to study the dynamic response of a PEMFC during a 20-second cycle with realistic fuel cells. However, the single-phase computations failed to address water flooding and ensuing mass transport loss inherently existing in the PEMFCs under normal operating conditions. Moreover, there has never been an attempt to validate the realistic fuel cell simulations against a wide range of experimental measurements including distribution data. Until most recently, experimental validation studies were limited to small-scale calculations. For example, Fink et al.[(6)] and Carnes et al.[(7)] performed validation studies on PEMFCs with parallel serpentine flow field, but only the current density (CD) distribution was examined.

＊ 四輪 R&D センター
＊＊ General Motors Company
＊＊＊ The Pennsylvania State University

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2016_28_1_10

Table 1 Physical properties and correlations

Parameters	Value	Parameters	Value
Dry membrane density (g/cm^3), ρ_e	1.9	Volume fraction of ionomer in the catalyst layer, ε_e	$\varepsilon_e = (1/C)\,\varepsilon_c \dfrac{\rho_c}{\rho_e}\left(1 + \dfrac{M_w \rho_e}{\rho_w EW}\lambda\right)$
EW of dry membrane (g/mol), *EW*	950		
Anode Pt loading (mg/cm^2)	0.05	Proton conductivity of ionomer (S/m), κ	$\kappa = 22.0 \exp\left[-\dfrac{E_\kappa}{R}\left(\dfrac{1}{T} - \dfrac{1}{353.15}\right)\right]$ $a^{2.24}$, E_k = 12 kJ/mol
Cathode Pt loading (mg/cm^2)	0.3/0.1		
Anode ionomer carbon weight ratio (I/C)	0.6	Tortuosity of the ionomer phase in the catalyst layer, τ_e	$\tau_e = \begin{cases} 0.0845\,(\varepsilon_e - 0.04)^{-1.17} & \varepsilon_e < 0.16 \\ 1.0 & \varepsilon_e \geq 0.16 \end{cases}$
Cathode ionomer carbon weight ratio (I/C)	0.95		
GDL porosity, ε_{GDL}	0.625	Water uptake in ionomer, λ	$\lambda = \begin{cases} \left[1 + 0.2325a^2\left(\dfrac{T-303}{30}\right)\right]\left[14.22a^3 - 18.92a^2 + 13.41a\right] & a \leq 1 \\ 8.71\left[1 + 0.2325\left(\dfrac{T-303}{30}\right)\right](1-s) + [9.22 + 0.181\,(T - 273.15)]\,s & a > 1 \end{cases}$
MPL porosity, ε_{MPL}	0.5		
Carbon fraction in CL, ε_c	0.696		
Carbon density (g/cm^3), ρ_c	1.95		
GDL thermal conductivity (W/m K)	0.5	Water permeability in the membrane (mol/(m*Pa*s)), p_w	$p_w = 3.2 \times 10^{-11} \exp\left[\dfrac{E_w}{R}\left(\dfrac{1}{T} - \dfrac{1}{363}\right)\right]$ exp (3.4a), E_w = 22 kJ/mol
MPL thermal conductivity (W/m K)	0.25		
CL thermal conductivity (W/m K)	0.2	Oxygen permeability in ionomer (mol/(m*Pa*s)), p_{O_2}	$p_{O_2} = p_{dry} \exp(-E_{dry}/RT) + \upsilon_w p_{wet} \exp(-E_{wet}/RT)$
Electrical contact resistance (Ω cm^2)	0.012		$\rho_{dry} = 0.674 \times 10^{-11}$, $\rho_{wet} = 5.05 \times 10^{-11}$ mol/(mPa S), E_{dry} = 21.28 kJ/mol, E_{wet} = 20.47 kJ/mol
Coolant specific heat (J/(g*K))	4.18	Water volume fraction in ionomer, u_w	$u_w = 18\lambda/(18\lambda + EW/\rho_e)$

In this work, a series of 3D computations and experimental validation on a PEMFC with realistic scale and geometry used in a U.S. Department of Energy (DOE) project[8] is performed using the multiphase-mixture model. The predicted cell voltage and high-frequency resistance (HFR), current density and temperature distributions, as well as liquid water distribution are compared to the experimental data under various operating conditions and at two platinum (Pt) loadings of 0.3 mg/cm^2 and 0.1 mg/cm^2, respectively. The details of the operating conditions and the corresponding experimental data can be found on the DOE project website[8].

2. Numerical Model and Procedure

This modeling study employed the non-isothermal, electrochemistry-transport fully coupled model based on the multiphase mixture model[1]. The two-phase flow in both porous components and gas flow channels in PEMFCs is taken into account. Conservation equations of mass, momentum, energy, species and charge under two phase condition can be summarized as follows:

Continuity equation:

$$\nabla \cdot (\rho \vec{u}) = 0 \tag{1}$$

Momentum conservation:

$$\nabla \cdot \left(\frac{\rho \vec{u}\vec{u}}{\varepsilon^2}\right) = -\nabla P + \nabla \cdot (u \nabla \vec{u}) + S_u \tag{2}$$

Energy conservation:

$$\nabla \cdot (\gamma_T \rho c_p \vec{u} T) = \nabla \cdot (k^{eff} \nabla T) + S_T \tag{3}$$

Species conservation:

$$\nabla \cdot (\gamma_C \vec{u} C^i) = \nabla \cdot (D_g^{i,eff} \nabla C_g^i) - \nabla \cdot \left[\left(\frac{m f_l^i}{M^i} - \frac{C_g^i}{\rho_g}\right)\vec{J}_l\right] + S_C^i \tag{4}$$

Electron conservation:

$$0 = \nabla \cdot (\sigma_s^{eff} \nabla \Phi_s) - j \tag{5}$$

Proton conservation:

$$0 = \nabla \cdot (\kappa_e^{eff} \nabla \Phi_e) + j \tag{6}$$

where, ρ, u, P, T, C^i, j, Φ_s and Φ_e are the density, superficial fluid velocity vector, pressure, temperature, molar concentration of species i, volumetric reaction current, electronic phase potential, and electrolyte phase potential, respectively. More details about this model can be found in references[1] and thus are not repeated here. For low-Pt loading (0.1 mg/cm^2) simulations, the microscopic transport resistance of oxygen in cathode catalyst layer (CL) will play an important role on PEMFC performance. We used our recently developed electrode model to account for low-Pt loading effect[9]. The physical parameters relevant to the present study are listed in Table 1.

Figure 1 shows the computational geometry and mesh of the modeled PEMFC in this work. This fuel

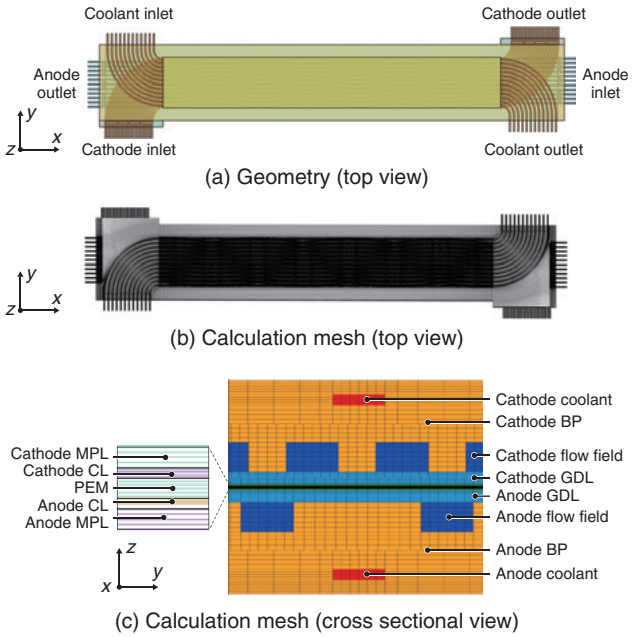


Fig. 1 Computational geometry and mesh of modeled PEM fuel cell

Table 2 Geometry parameters of modeled fuel cell

Parameters	Value
Membrane thickness (μm)	18
CCL thickness (μm)	16
ACL thickness (μm)	6
MPL thickness (μm)	30
GDL thickness (μm)	160
Gas channel width (mm)	0.4
Gas channel height (mm)	0.7
Gas channel length (mm)	183
Coolant channel width (mm)	0.7
Coolant channel height (mm)	0.15
Anode land width (mm)	1.5
Cathode land width (mm)	0.5

cell includes 11 wavy rectangular flow channels on the anode side and twice as many on the cathode side. Each side has 12 coolant channels with the arched part near the inlet and outlet. Due to the complex geometry of the gas flow channels and coolant channels, the bipolar plates (BP) and coolant flow channels, gas diffusion layers (GDL), and membrane electrode assembly (MEA) are meshed separately in order to simplify the meshing process and reduce the mesh element number. This results in the non-conformal meshes in both anode and cathode BP, and in cathode GDL as shown in Fig.1(c). The total number of the mesh elements is about 9.2 million with 95 mesh layers along the through-plane direction of the cell. Details of the geometrical dimensions of the cell are listed in Table 2.

The governing Eqs. (1)-(6) coupled with the low-Pt loaded electrode model for the cathode CL are solved within the commercial CFD software, ANSYS Fluent, using SIMPLE algorithm and algebraic multigrid (AMG) method. User defined functions (UDFs) are added to update the source terms, transport properties, boundary conditions and electrochemical reactions in these equations during calculation. For a typical two-phase simulation case, several thousand iterations are required to reach convergence with the water balance less than 2% and species balance less than 1%.

3. Results and Discussion

3.1. Calculation Condition and Calculation Result

The present validation studies are performed on 8 cases, including 5 cases with 0.3 mg/cm^2 Pt loading and 3 cases with 0.1 mg/cm^2 Pt loading. These cases have different inlet boundary conditions and operating temperatures. Table 3 lists the operating conditions of these cases, in which Letters B and L in Case No. indicate the case with 0.3 mg/cm^2 Pt loading and 0.1 mg/cm^2 Pt loading, respectively. Numerous comparisons with the experiments were conducted. The prediction of water balance between anode and cathode is challenging in the case where cathode inlet gas is dry and anode inlet gas is wet or conversely, where cathode inlet gas is wet and anode inlet gas is dry. Thus, 8 cases are chosen herein to compare between simulations and experiments here.

Figure 2 shows the contours of the simulated current density (a) and temperature (b) distributions in the membrane, temperature distribution on the cathode BP (c), as well as water saturation distribution in the cathode gas flow channel (d) and GDL (e) for Case B1 at 1.5 A/cm^2. It can be seen that the current density decreases somewhat with increasing water saturation in the GDL along the cathode flow channels as shown in Fig. 2(e). Some regions with much smaller current density exist near the top and bottom edges where gas flow is detoured by the cathode wavy channels such that it becomes easy to accumulate liquid water. The temperature distribution in the membrane appears to reflect the different patterns of the wavy channels in anode and cathode sides. At the cathode BP, the region with the highest temperature exists near the outlet of the coolant channels. The water saturation in the cathode gas channel and GDL increases along the cathode flow. Although the anode inlet is almost completely dry, the cathode side still accumulates considerable liquid water through condensation, due to the low operating temperature in this case.

The detailed distributions of the reaction current, temperature and water saturation in the PEMFC shown in Fig. 2 are obtained from the 3D computations with fine mesh. However, it is challenging to obtain these distributions with such high spatial resolution from the experiments. In particular, the difference of current density and temperature in the membrane and water saturation in the cathode GDL between the region under the land and under the channel can be clearly observed in the simulation result with high spatial resolution mesh as seen in Fig. 2(a) and (e). As shown in Fig. 2, this developed method can give the deep insight into distributions in the cell such as differences of water, current density, and temperature in the MEA under the lands and under the flow channels which are challenging to measure with experimental approaches.

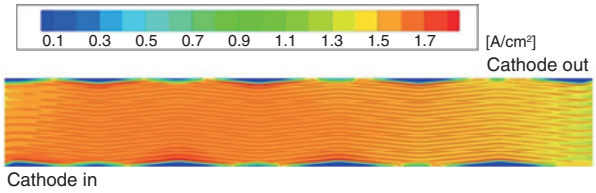
3.2. Comparison of Current Density and Temperature Distribution between Simulation and Experiment

It is challenging to measure the distributions by experimental approaches with such a high spatial resolution as shown in Fig. 2. According to reference[8], two 25 (length) × 4 (width) segmented collectors were used to measure the current density and temperature distributions on anode and cathode BPs, respectively. In order to make direct comparisons, we also divided the simulated results into the same 100 (25 × 4) segments as in the experiment. In each segment, the simulated values are averaged based on the weight of the mesh area in that segment. Figure 3(a) and (b) show a comparison of the segmented current density and temperature

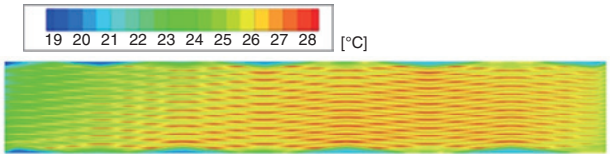
Table 3 Operating conditions for validation cases

Case	Loading (mg/cm²)	Current density (A/cm²)	Cathode			Anode			Cell temperature (°C)	Coolant	
			Stoich.	Inlet Temp. /Dew point (°C)	Inlet pressure (atm)	Stoich.	Inlet Temp. /Dew point (°C)	Inlet pressure (atm)		Inlet T (°C)	Outlet T (°C)
B1	0.3	1.5	2	15.1/9.8	1.6	1.5	18.7/-100.0	1.0	20	11.8	18.9
B2	0.3	1.5	2	36.1/38.2	1.6	1.5	38.7/-100.0	1.0	40	30.9	38.3
B3	0.3	1.5	2	56.8/58.0	1.6	1.5	58.6/-100.0	1.0	60	50.6	58.3
B4	0.3	1.5	2	77.6/77.8	1.6	1.5	78.7/-100.0	1.0	80	73.3	78.5
B5	0.3	1.5	2	37.0/10.1	1.1	1.5	39.9/39.2	1.5	40	33.2	39.8
L1	0.1	1.5	2	35.4/38.1	1.7	1.5	38.7/-100.0	1.1	40	30.1	17.0
L2	0.1	1.5	2	55.9/58.0	1.7	1.5	58.4/-100.0	1.1	60	50.0	58.2
L3	0.1	1.5	2	34.4/10.1	1.2	1.5	38.8/39.2	1.5	40	29.5	18.9

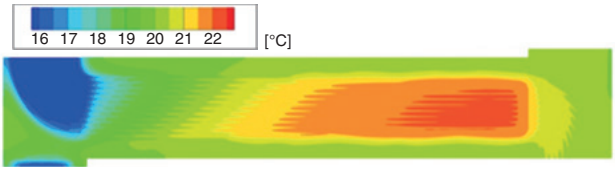
distributions between the simulation and experiment for Case B2, and Fig. 3(c) shows a comparison of the corresponding 1D profiles along the cathode flow channels for the same case. It can be seen that the multiphase-mixture model predictions are in accord with measured current density and temperature distributions. Moreover, the 1D results successfully capture the trend change of current density and temperature along the cathode channels. Similar agreement is also achieved in other cases considered



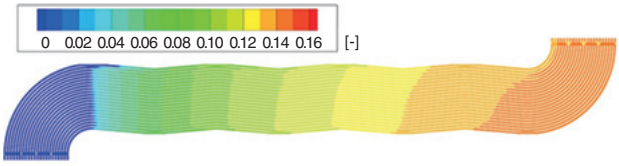
(a) Current density distribution in membrane



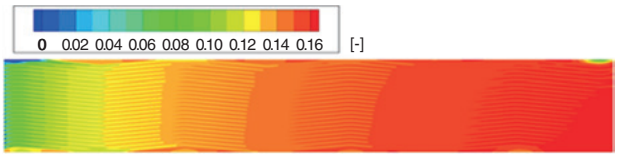
(b) Temperature distribution in membrane



(c) Temperature distribution on cathode BP



(d) Water saturation distribution in cathode flow field

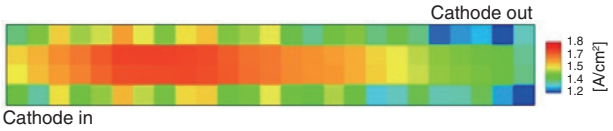


(e) Water saturation distribution in cathode GDL

Fig. 2 Contours of calculation results of distributions for Case B1



Experimental results



Simulation results

(a) Current density distribution on wall of anode BP

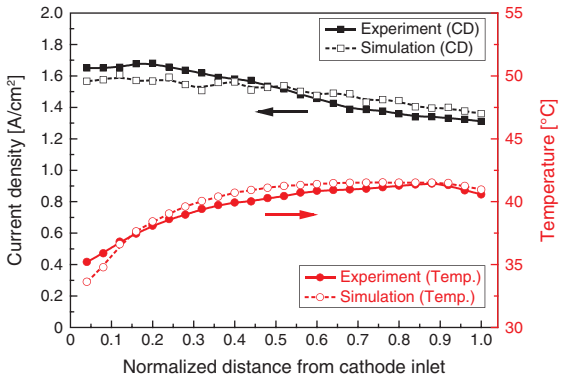


Experimental results



Simulation results

(b) Temperature distribution on wall of cathode BP



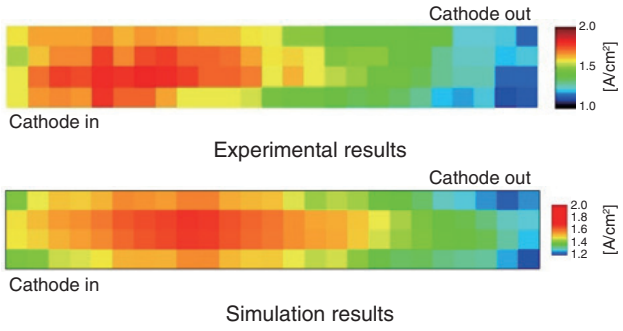
(c) Current density (CD) and temperature (Temp.) distributions along BP walls

Fig. 3 Current density and temperature distributions for Case B2

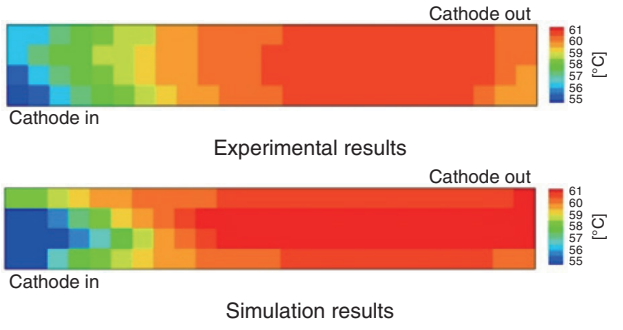
as shown in Fig. 4 - Fig. 7 for Case B3, Case B5, Case L2 and Case L3.

The effects of Pt loading on current density distribution are examined in Fig. 4(c) and Fig.6(c). The operating conditions of Case B3 and Case L2 are almost same. Although experimental data of current density distribution along the channel doesn't show much difference between 0.3 mg/cm^2 and 0.1 mg/cm^2 cases, the simulation results indicate that current density distribution along the channel becomes more uniform and the peak of the current density is shifted from near the cathode inlet to the middle of the cathode flow path when Pt loading is decreased from 0.3 mg/cm^2 to 0.1 mg/cm^2. It is assumed that CL with low-Pt loading is unable to deal with high current near the cathode inlet due to its low active surface area and the peak of the current density is shifted to the downstream of the cathode flow path.

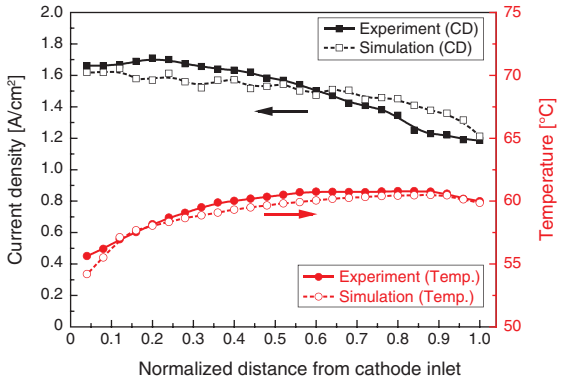
Figures 8 and 9 show the comparisons of the predicted voltage and HFR with the experimental data for all cases with Pt loading of 0.3 mg/cm^2 and 0.1 mg/cm^2, respectively. From the results of Case B2 and L1, B3 and L2, and B5 and L3, cell voltages are decreased by 50 to 100 mV and HFR is increased by about 10 mΩcm^2 corresponding to the decrease of Pt loading from 0.3 mg/cm^2 to 0.1 mg/cm^2. The simulations capture the voltage and HFR changes in a wide range of operating conditions for both Pt loadings. Good agreement of the voltage and HFR between simulations and experiments are obtained.



(a) Current density distribution on wall of anode BP

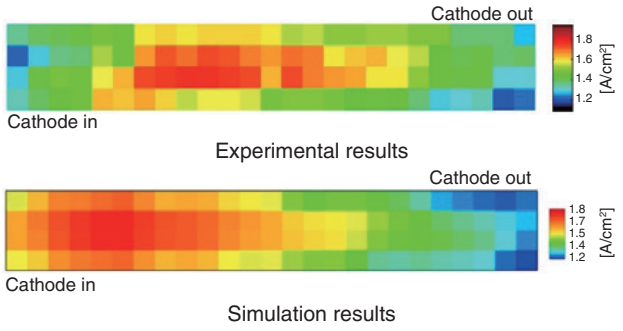


(b) Temperature distribution on wall of cathode BP

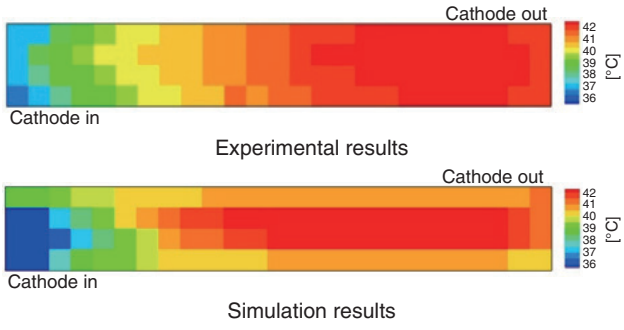


(c) Current density (CD) and temperature (Temp.) distributions along BP walls

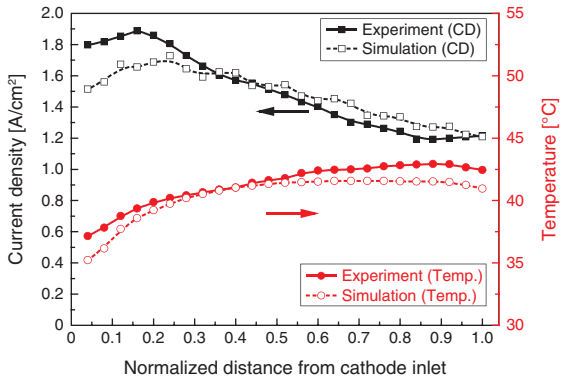
Fig. 4 Current density and temperature distributions for Case B3



(a) Current density distribution on wall of anode BP



(b) Temperature distribution on wall of cathode BP



(c) Current density (CD) and temperature (Temp.) distributions along BP walls

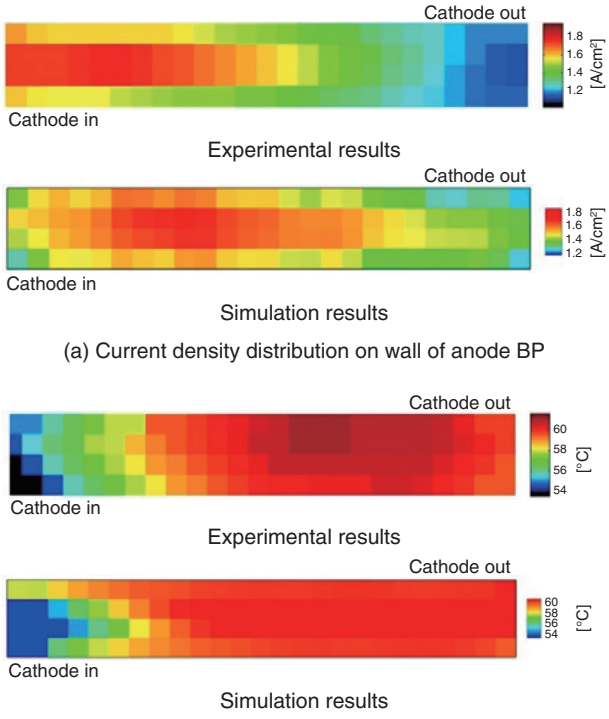
Fig. 5 Current density and temperature distributions for Case B5

3.3. Comparison of Water Distribution between Simulation and Experiment

Figure 10 compares the water thickness distribution measured by neutron imaging with the simulated one for Case B2, B3, B4 and B5, respectively. The water thickness in the simulations is calculated by,

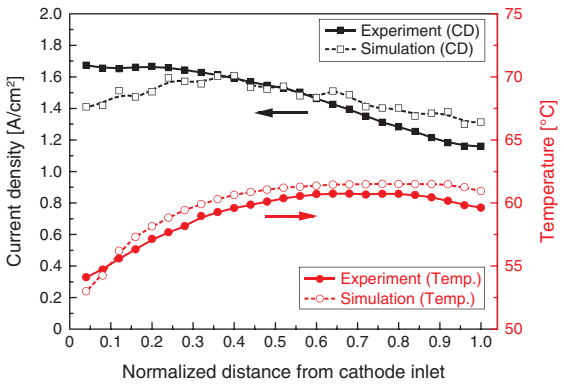
$$t_w = \int s_k \varepsilon_k dx \tag{7}$$

where s_k and ε_k are the water saturation and porosity in the cell components including gas channel, GDL or CL. The integration is performed across the entire thickness of the cell. It is seen from Fig. 10 that the simulated water thickness distribution agrees with the neutron imaging quite well. The liquid water in the cell decreases gradually as the temperature increases. In Case B2 at 40°C, liquid water nearly spreads through the whole cell, while the cell has almost no liquid water in Case B4 at 80°C. In addition, although Case B2 and Case B5 work at the same temperature, different water distribution patterns appear due to the different inlet conditions. In Case B2, the cathode inlet has high relative humidity (RH) and the anode inlet is completely dry. Consequently, there is little liquid water in the region near the anode inlet. In Case B5, the anode inlet is nearly fully saturated, but the cathode inlet RH is very low, thus resulting in a drier region near the cathode inlet. The simulations correctly capture the water distribution change under different operating conditions. The simulation study achieves a quantitative agreement of the water distribution in the cell with neutron imaging measurements, demonstrating that the multiphase-mixture model is quite capable of



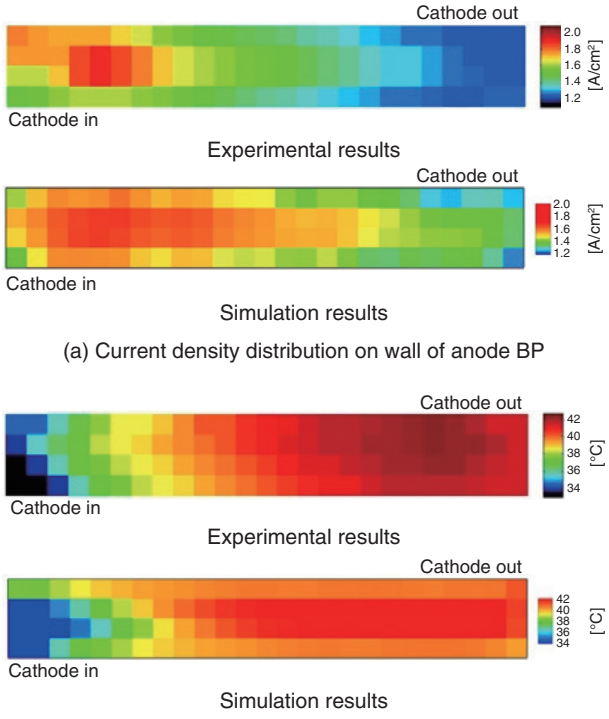
(a) Current density distribution on wall of anode BP

(b) Temperature distribution on wall of cathode BP



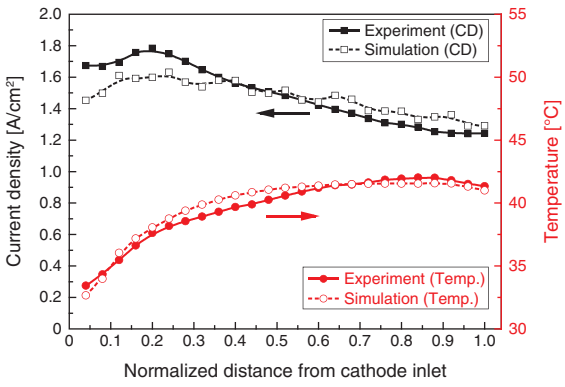
(c) Current density (CD) and temperature (Temp.) distributions along BP walls

Fig. 6 Current density and temperature distributions for Case L2



(a) Current density distribution on wall of anode BP

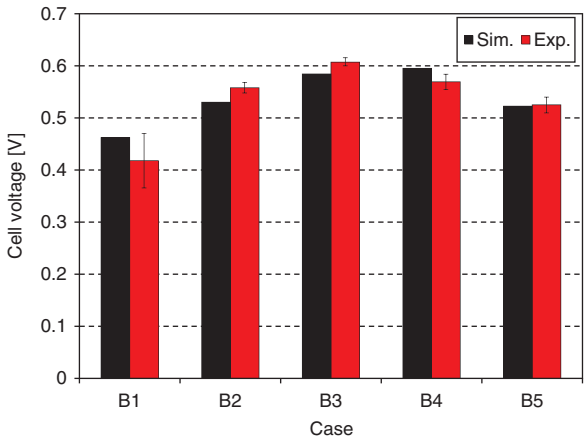
(b) Temperature distribution on wall of cathode BP



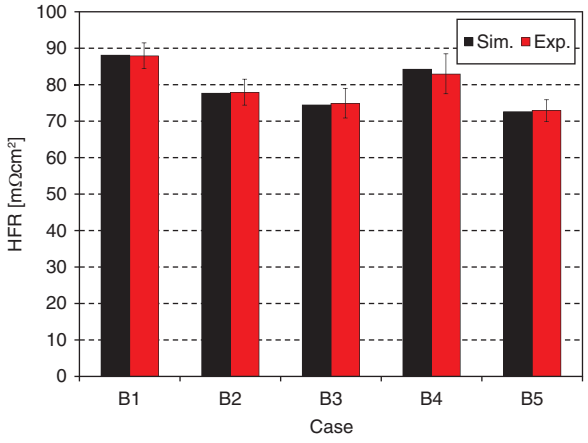
(c) Current density (CD) and temperature (Temp.) distributions along BP walls

Fig. 7 Current density and temperature distributions for Case L3

predicting water transport and distribution in PEMFCs with realistic flow field geometries. Also, simulation results show the ability of the model to find the optimal combination of operating condition, flow field and MEA design to utilize a low-Pt loading CL and realize low cost cell.

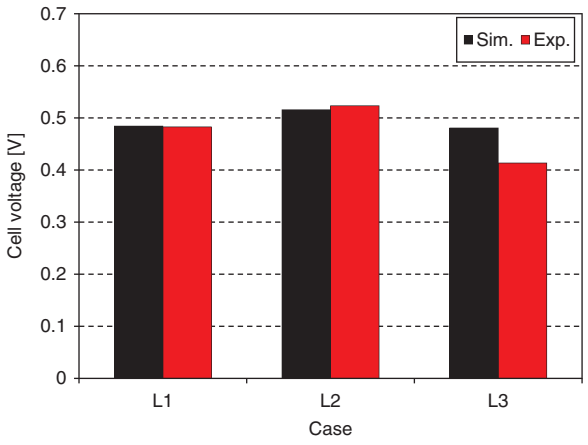


(a) Voltage

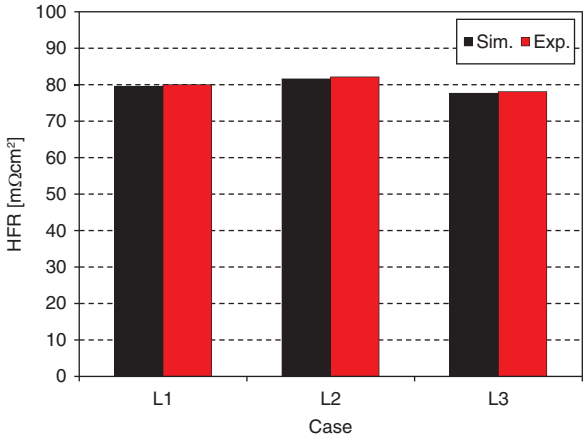


(b) High Frequency Resistance

Fig. 8 Comparison of voltage (a) and HFR (b) between simulation and measurement for 0.3 mg/cm^2 Pt loading cases

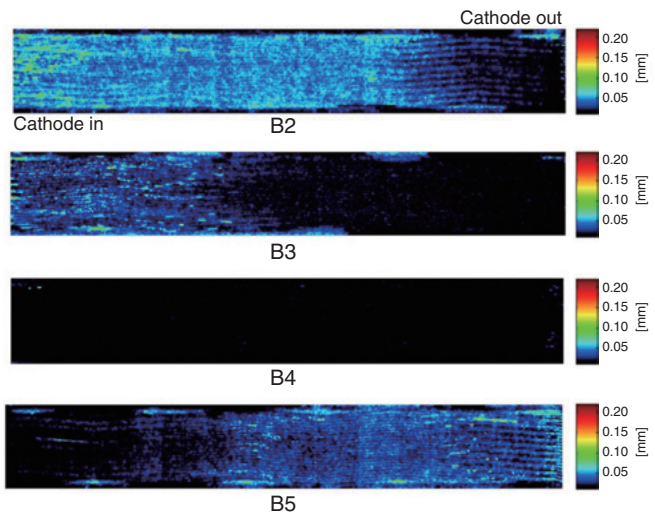


(a) Voltage

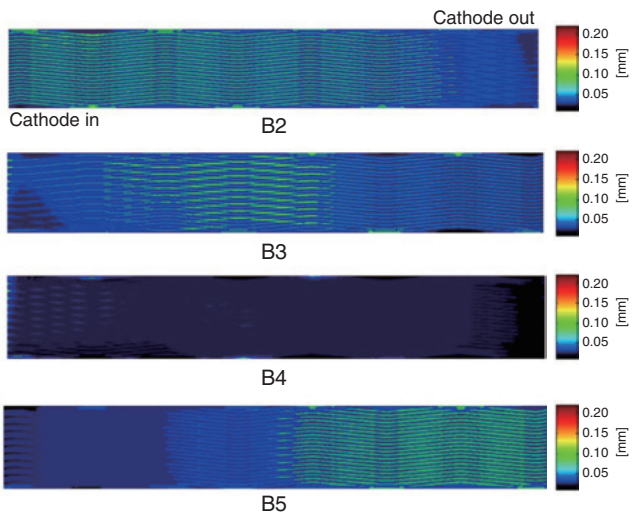


(b) High Frequency Resistance

Fig. 9 Comparison of voltage (a) and HFR (b) between simulation and measurement for 0.1 mg/cm^2 Pt loading case



(a) Experimental data (Neutron Imaging)



(b) Simulation results

Fig. 10 Comparison of water distribution between simulation and neutron imaging for cases B2, B3, B4, and B5

4. Conclusion

Large-scale computations of a PEMFC with parallel wavy flow field have been carried out using the multiphase-mixture model. We demonstrate the vast computational capability of the model in simulating the comprehensive two-phase phenomena in a PEMFC. Eight case studies are performed to examine the validity of these simulations. Reasonable agreement in cell voltage, HFR, and current density and temperature distributions is achieved between simulations and experiments in these cases under various operating conditions with two Pt loadings of 0.3 mg/cm^2 and 0.1 mg/cm^2, respectively. Of particular importance, we obtain a quantitative agreement between the predicted and measured liquid water distributions in a practical PEMFC.

References

(1) Wang, Y., Wang, C. Y.: A Nonisothermal, Two-Phase Model for Polymer Electrolyte Fuel Cells, Journal of the Electrochemical Society, 153, A1193-A1200, (2006)
(2) Meng, H.: A Three-dimensional Mixed-domain PEM Fuel Cell Model with Fully-coupled Transport Phenomena, Journal of Power Sources, 164, p.688-696, (2007)
(3) He, M., Huang, Z., Sun, P., Wang, C.: Modeling and Numerical Studies for a 3D Two-Phase Mixed-Domain Model of PEM Fuel Cell, Journal of the Electrochemical Society, 160, F324-F336, (2013)
(4) Cao, T. F., Lin, H., Chen, L., He, Y. L., Tao, W. Q.: Numerical Investigation of the Coupled Water and Thermal Management in PEM Fuel Cell, Applied Energy, 112, p.1115-1125, (2013)
(5) Shimpalee, S., Greenway, S., Spuckler, D., Van Zee, J. W.: Predicting Water and Current Distributions in a Commercial-size PEMFC., Journal of Power Sources, 135, p.79-87, (2004)
(6) Fink, C., Fouquet, N.: Three-dimensional Simulation of Polymer Electrolyte Membrane Fuel Cells with Experimental Validation, Electrochimica Acta, 56, p.10820-10831, (2011)
(7) Carnes, B., Spernjak, D., Luo, G., Hao, L., Chen, K. S., Wang, C. Y., Mukundan, R., Borup, R. L.: Validation of a Two-phase Multidimensional Polymer Electrolyte Membrane Fuel Cell Computational Model using Current Distribution Measurements, Journal of Power Sources, 236, p.126-137, (2013)
(8) http://pemfcdata.org.
(9) Hao, L., Moriyama, K., Gu, W., Wang, C. Y.: Modeling and Experimental Validation of Pt Loading and Electrode Composition Effects in PEM Fuel Cells, Journal of the Electrochemical Society, 162 (8), F854-F867, (2015)

Nomenclature

Latin Symbols

c_p Specific heat (J/kg K)
C^i Molar concentration of species i (mol/m^3)
$D^{i,eff}$ Effective diffusivity of species i (m^2/s)
j Volumetric reaction current density (A/m^3)
P Pressure (Pa)
S Source term in transport equations
s Saturation
T Temperature (K)
u Velocity vector (m/s)

Greek Symbols

ε Porosity
κ Ionic conductivity (S/m)
λ Water content in ionomer
ρ Density (kg/m^3)
σ Electronic conductivity (S/m)

Subscripts/Superscripts

e Ionomer
eff Effective value
g Gas
i Species
k Component in cell
s Electronic phase

■著　者■


盛山浩司


Wenbin GU


Liang HAO


Chao-Yang WANG

70 MPa 差圧式高圧水電解スタックの開発

Development of 70 MPa Differential-pressure Water Electrolysis Stack

石 川 博 之* 針 生 栄 次*
Hiroyuki ISHIKAWA Eiji HARYU
川 崎 暢 之* 大 門 鋭 刀*
Nobuyuki KAWASAKI Hayato DAIMON

要 旨

燃料電池自動車の燃料タンク貯蔵圧 70 MPa 化に伴い，Honda 独自の差圧式高圧水電解技術を用いた水素ステーションの高圧化対応をおこなった．70 MPa 化に際しては，高圧水素流路をセルの中央に設けた気密構造にすることで，長期使用に耐えうる仕様を確立した．また，固体高分子電解質膜の破断メカニズムを明確にし，差圧を保持する仕様を設定した．これらの知見を踏まえた高圧水電解スタックを作製し，機械式コンプレッサを用いた既存の水素ステーションと比較して，70 MPa に圧縮した水素を生成する電力は約 30% 低減できた．さらに，水素中に含まれる水分量を 35 MPa の圧縮水素と比べて 60% 削減し，燃料電池自動車用の水素燃料として使用するための除湿エネルギーを小さくした．

ABSTRACT

In order to accommodate the increased fuel tank storage pressure of fuel cell vehicles to 70 MPa, measures were taken to enable hydrogen stations that use Honda's proprietary differential-pressure water electrolysis technology to support higher pressures. Specifications capable of enduring long-time operation at 70 MPa were established by using a sealing structure with a high-pressure hydrogen channel in the center of the cell. In addition, the break mechanism of the proton exchange membrane was clarified, and specifications capable of sustaining the differential pressure were set. A high-pressure water electrolysis stack based on this know-how was manufactured and compared with existing hydrogen stations that use a mechanical compressor, and it was confirmed that the electric power needed to produce hydrogen compressed to 70 MPa was reduced by approximately 30%. Moreover, the water content of the hydrogen was reduced by 60% compared to that of hydrogen compressed to 35 MPa, which reduced the dehumidification energy needed for use as hydrogen fuel for fuel cell vehicles.

1．はじめに

Honda は CO_2 の排出削減と化石燃料の枯渇の二つの課題に対して，水素をエネルギー源とした燃料電池自動車（FCV）の開発をおこなってきた．その燃料タンク貯蔵圧については，近年 35 MPa から 70 MPa への高圧化を図り，FCV の航続距離を伸ばしユーザの利便性を高めている．一方で，燃料となる水素は化石燃料を極力使用せず再生可能エネルギーから製造する必要がある．そのため，FCV 開発と並行して水素インフラの拡充に貢献すべく，太陽電池を入力電源に使用したソーラー水素ステーションを国内外で実証試験をおこなっている[(1)-(4)]．また，水素製造からディスペンサまでを世界で初めてパッケージ化したスマート水素ステーションを 2014 年からさいたま市と北九州市で運用している[(5),(6)]．これらの水素ステーションは，Honda 独自の水電解と水素昇圧機能を統合させた差圧式高圧水電解技術を用いており，機械式コンプレッサを用いる既存のステーションと比較して小型，省スペースを実現している（Fig. 1）．しかしながら，これらに用いられている既存の差圧式高圧水電解スタックは 35 MPa 仕様であり，70 MPa に対応する必要が出てきた．

Fig. 2 には差圧式高圧水電解の模式図を示す．高圧における水電解反応は，常圧と同じであり，固体高分子電解質膜（PEM）を用いた水電解反応である．また，電気化学的な水素昇圧方法で水素極のみを高圧にして高圧水素を得ることを原理としている．そのため，機械式コンプレッサとは異なり，水素昇圧時の振動音やモータによる回転音がなく静粛性に優れていると共に，フリクションロスやモータ損失がなく高効率である．一方で，セル構造として電気化学反応器と高圧容器の両方の機能が求められ，外部へガス

＊四輪 R&D センター

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2016_28_1_11

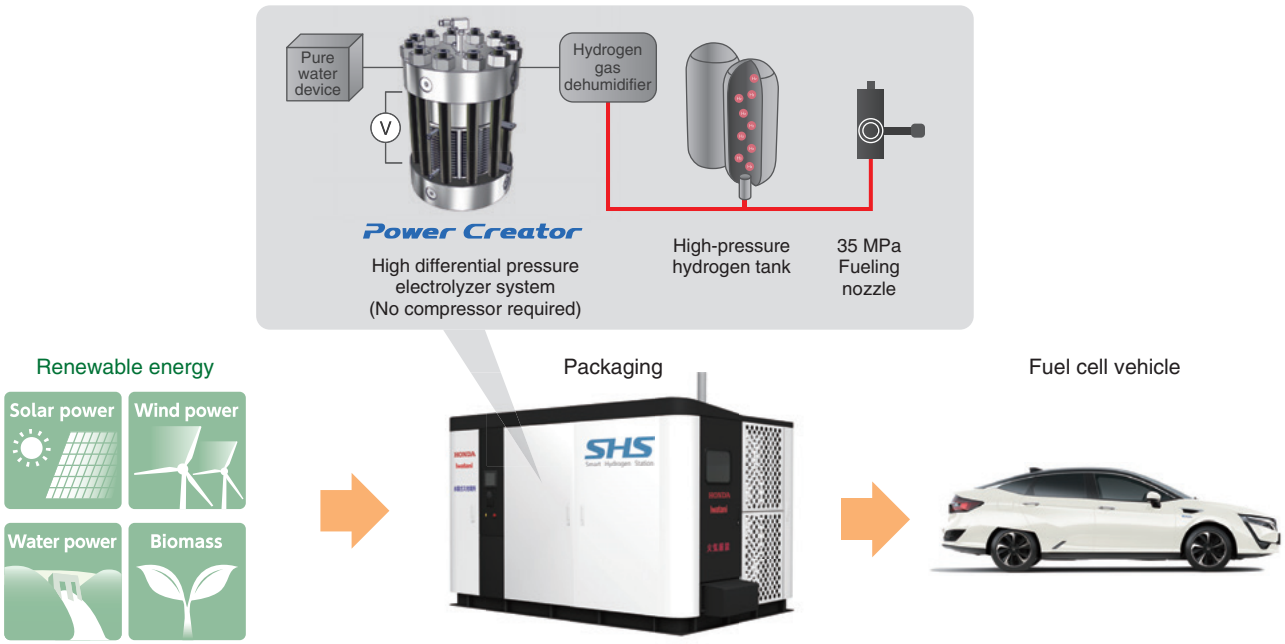


Fig. 1　Concept of Honda original smart hydrogen station

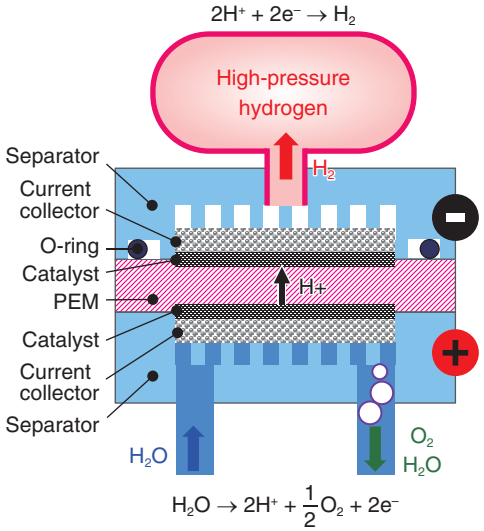


Fig. 2　Overview of high differential pressure water electrolysis

漏洩しないような気密構造が必要とされる．同時に，水電解反応を阻害しない水供給性，ガス排出性を備える構造にしなければならない．我々は 35 MPa における差圧式高圧水電解研究の中で，水電解性能，差圧保持性能，外部気密性能を満たす構造を確立してきた[7),(8)]．一般的には，十数 MPa での差圧式高圧水電解については開発されているが[9)]，機械式コンプレッサを全く使用しない差圧式高圧水電解で 70 MPa の水素が得られた報告はまだされていない．

本研究では，70 MPa 差圧式高圧水電解が成立する構造を検討すると共に，実スタックを作製して性能評価をおこなった．

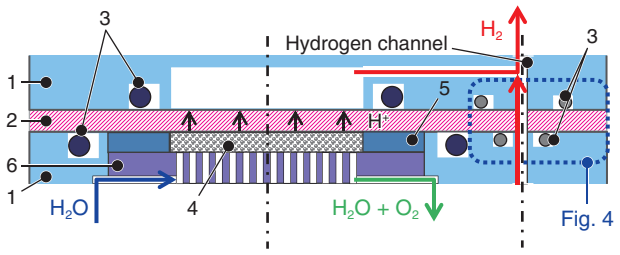
2．70 MPa に対応する差圧式高圧水電解システム構築の考え方

2.1. 差圧保持メカニズムの把握

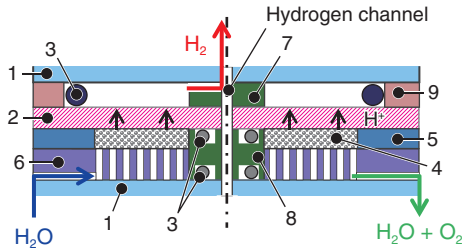
差圧式高圧水電解では，PEM で差圧を保持し，ねらいの水素圧と酸素極側の圧との差圧に対し耐圧性を有する必要がある．この耐圧性を担うのが酸素極給電体であり，給電体自体は変形せずかつ表面に存在する開孔に対して PEM の変形を抑制しなければならない．したがって，70 MPa の差圧が PEM に生じても，膜が破断しないことを保証するために，保持可能な最低膜厚を把握するとともに，差圧保持メカニズムを明らかにすることが求められる．

2.2. 70 MPa 気密構造の確立

Fig. 3(a) に従来の 35 MPa における気密構造を表し，Fig. 4 に従来構造における乾湿差による膜厚差が生じる部位を示す．従来の構造では，PEM において外気に触れる部位が存在し，生成した水素中に含まれる水分で湿潤状態を保持している高圧水素流路部と O リングを挟んだ外側に膜厚差が生じる．この乾湿差による膜厚差は Fig. 5 に示すように，70 MPa では 35 MPa と比べて差異が大きくなる．一般的に，O リングによってシールするには，取付け溝すきまに O リングが噛み込み，はみ出しが進行しないような設計をおこなう必要がある．この溝すきまは，O リングが受ける圧力が大きくなるにしたがい小さくする必要があるが，70 MPa という高圧では許容される溝すきまの規定がされていない[10)]ように，70 MPa の気密耐久性を保証するには，溝すきまを設けてはならない．そこで，Fig. 3(b) に



(a) Conventional structure



(b) 70 MPa structure

1: Separator	2: PEM
3: O-ring	4: Anode current collector
5: Frame	6: Water passage plate
7: Cathode continuous hole part	8: Anode continuous hole part
9: Pressure-resistant body	

Fig. 3 Schematic of conventional and 70 MPa sealing structures

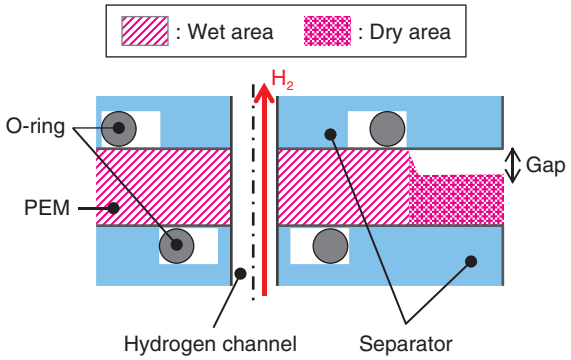


Fig. 4 Enlarged view of PEM dry-wet area in conventional sealing structure

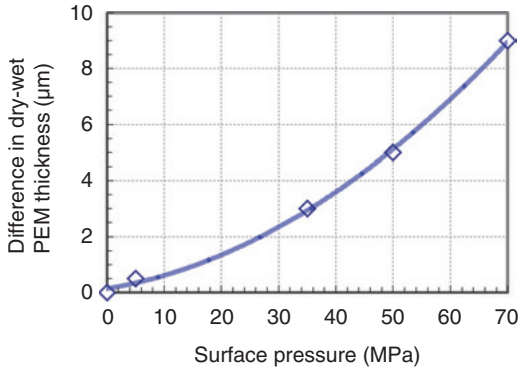


Fig. 5 Relation between surface pressure and difference in dry-wet PEM thickness (50°C, 100 μm)

示すように，高圧水素流路部品〔Fig. 3(b) の部品 7，8〕をセルの中央に設ける構造を考案した．この構造では，PEM には外気に触れる部位がないため，乾湿差による膜厚差の発生によって O リングがはみ出す懸念はない．この気密構造により，70 MPa での耐圧が確保され，かつセル部品が損傷していないことを耐久実証で確認する必要がある．

3．実験方法

3.1. PEM の最低膜厚把握手法

Fig. 6 に 70 MPa 耐圧構造検討に用いたセルの断面図を示す．前述したように，水素流路をセルの中央に設け，給電体が PEM を支持し，O リングが気密機能を担う構造とした．ピストン内のバネによって一定の面圧がセルに付与され，セル全体は高圧容器の設計指針にしたがい作製した．試験に使用したガスは窒素で，ガス昇圧コンプレッサを用いて段階的に昇圧をおこない，70 MPa まで圧力が保持できることを確認した．また，気密性能を担う O リング，給電体の部品にも損傷がないか確認した．耐圧試験のため試験温度は 80℃ とし，セルに温水を循環させながら温度を保持した．試験に使用した PEM 厚さは 200 μm から段階的に下げ，差圧保持が可能な最低膜厚を把握した．この結果をもとに，試験後の PEM は膜厚違いで断面観察し，差圧保持できるメカニズムを考察した．

3.2. 構造耐久試験方法

Fig. 7 に 70 MPa のセル構造耐久テストの装置システムを示す．耐久モードとして，最大 85 MPa までの昇圧と常

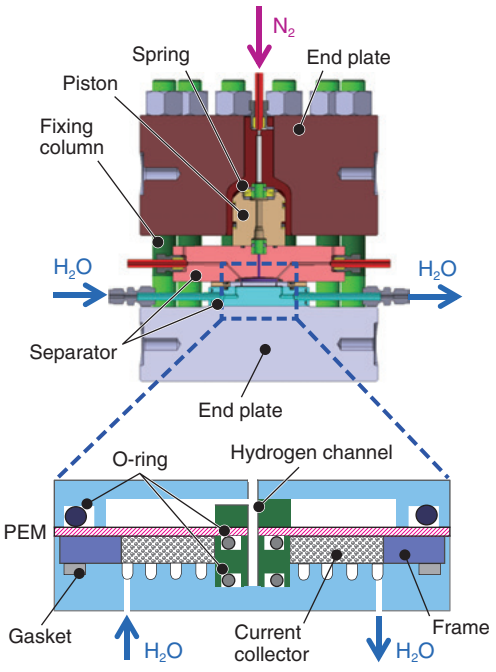


Fig. 6 Structure of 70 MPa pressure-resistant cell

圧までの減圧を繰り返す圧力振幅試験とし，1000 回達成を目標にして実施した．これは，国内で実証しているソーラー水素ステーションが年間 100 回程度起動停止することに由来し[4]，その 10 年分を目標に定めた．漏れ確認の容易さと耐久試験の短縮化をねらい，試験媒体は非圧縮性の水とし，十分な耐圧性を有するエア駆動の水圧ポンプを用いて試験をおこなった．昇減圧はあらかじめ減圧弁と流量調整弁の開度を調整し，電磁弁をタイマーでオンオフすることでおこなった．さらに安全性の観点から，高圧フィルタの前段と減圧弁の後段にリリーフ弁を設置した．耐久試験中の温度はスタック最高使用温度の 65℃ とした．セル構造の耐久性評価は，前述した 70 MPa での窒素ガス気密試験 (25℃) をおこない，高圧側から対極へ透過する窒素透過量を水上置換法で捕集し，耐久試験前後で比較することで判断した．

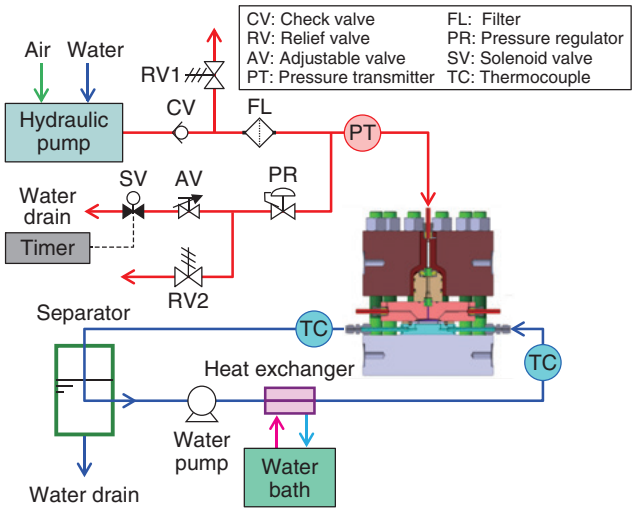


Fig. 7　Evaluation system of hydraulic durability test

4．結果と考察

4.1. 差圧保持メカニズムと必要膜厚

Fig. 8 に PEM 厚さ違いでの差圧保持性能の差を示す．膜厚 60 μm 以上では，70 MPa の差圧を保持することができたが，50 μm では 70 MPa 到達の 4 分後に破断し，30 μm では 50 MPa 到達直後に破断した．また，膜厚 60 μm 試験後，PEM，O リング，給電体に損傷はなく，高圧水素流路を中央に設けた構造で差圧保持機能と気密構造の両方を満足できることがわかった．

上記の試験後，各膜厚で膜断面を観察し，差圧保持した状態と膜が破断した状態を模式的に示した図が Fig. 9 である．膜が破断した条件では，給電体の開孔に対して膜全体が引張状態になっていたが，差圧を保持した膜厚では給電体の開孔に対して圧縮状態を保っていることがわかった．したがって，70 MPa の耐久性を担保するためには，差圧保持できる最低膜厚に加えて，給電体の開孔に変形することで減少する膜厚分と圧縮クリープで減少する膜厚分を把握すれば良いことが明らかになった．結果として，開孔への PEM 変形量は開孔容積を膜厚に換算して求めて，20 μm と算出された．一方，PEM の圧縮クリープは PEM 単体での物性を取得し，20 μm を見積もる必要があることがわかった．以上の結果から，PEM 膜厚が 100 μm 以上あれば耐久要件を満たすことが明確になった．

4.2. 構造耐久試験結果

Fig. 10 は，水圧昇減圧による耐久試験時の圧力と温度プロファイルを示す．1 サイクルあたり約 25 秒で昇減圧試験をおこない，1000 回を達成した．Table 1 は，水圧による圧力振幅試験初期と 1000 回後での 70 MPa 気密試験時に対極側へ透過する窒素ガス量の比較を示す．耐久試験前後で窒素透過量に差はなく，差圧保持と気密構造の両方で長期使用に耐えうる構造であることが実証された．また耐久試験後，PEM，O リング，給電体に損傷はなく，部品の耐久性もあわせて確認された．

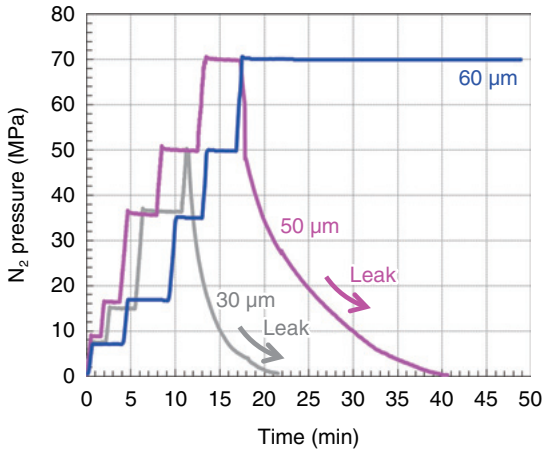


Fig. 8　Pressure sustaining characteristic by PEM thickness difference (80°C, N_2)

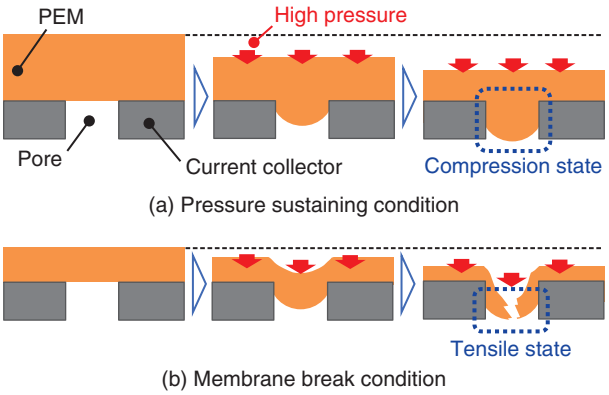


Fig. 9　Schematic of PEM cross section at pressure sustaining and membrane break conditions

Table 1 N_2 permeation amount before and after hydraulic durability test (25°C, N_2)

Measurement point	PEM permeation amount of N_2 ($cm^3/min/cm^2$)*
Before durability test	0.046
After 1000 cycles	0.046

* Average value of 3 times

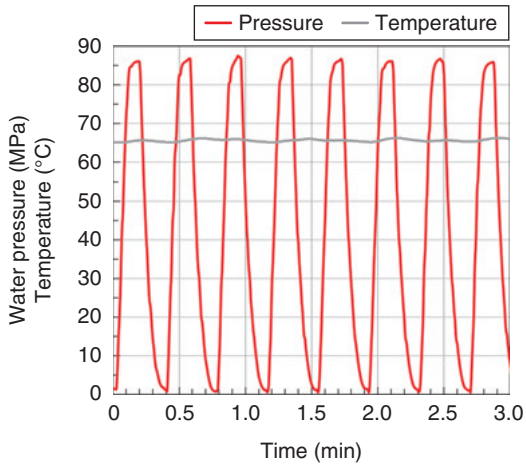


Fig. 10 Water pressure and temperature profile in hydraulic durability test

5. 70 MPa スタック性能評価

5.1. 性能評価項目

70 MPa スタックにおいては，セル構造を変えたことにより電解性能に影響がないか確認する必要がある．そのため，これまでの 35 MPa 用スタックと高圧水電解中の電解電圧の差異を比較検証した．また，既存の 70 MPa 水素ステーションで消費する圧縮装置電力と高圧水電解で必要とする昇圧エネルギーを比較して，差圧式高圧水電解の優位性を検証した．

一方で，70 MPa 高圧水電解で生成した水素を FCV 用水素燃料として使用するためには，SAE J2719[11] や ISO14687-2[12] で規格化されている水素品質が求められ，水分濃度を 5 ppm 未満にする必要がある．水電解反応では PEM 中をプロトンが移動する際に水分も一緒に随伴するため，生成した水素中には水分は必ず含まれる．この水分量を定量的に把握することによって，水素中に含まれる水分を後工程で取り除くのに必要なエネルギーを見積もることができるため，システム設計にとって重要である．したがって，作製した 70 MPa スタックにおいて高圧水電解で発生する水素中に含まれる水分量を測定した．

5.2. スタック性能評価方法

試験に用いた PEM の膜厚は 100 μm とし，酸素極触媒として Ru-Ir 系複合酸化物触媒，水素極触媒に Pt ブラックを用いた．これらの触媒を PEM の両面にホットプレスをして作製しテストに用いた．Fig. 11 には作製した 70 MPa 差圧式高圧水電解スタックを性能評価する装置システムを示す．水素安全上，高圧水電解中は，対極から透過する水素が酸素側に含まれるため，酸素側気液分離器のところで窒素で希釈し，十分低い水素濃度であることを水素センサで計測しながら試験した．

試験条件はスタックの常用温度である 60℃ になるように，スタックを循環する水温で温度調整した．使用する水質は純水とし，電流密度を 1.2 A/cm^2 とした．スタックの性能評価は，70 MPa までの昇圧に必要な電解電圧を計算値と実測値で比較することで検証すると共に，各圧力で電流値を変えて I-V 測定をおこない，圧力違いによるセル電圧の比較をおこなった．また，生成した水素量は，背圧弁から常圧に下げた後，湿式流量計で計測した．さらに，高圧水電解中に高圧水素側に透過する水分量は，水素側の気液分離器の水位上昇速度と発生する水素に含まれる飽和蒸気量を足して求めた．

5.3. スタック性能評価結果

前述した差圧保持性能，気密性能，水電解性能に関する知見を得て，70 MPa 差圧式高圧水電解スタックを作製した．Fig. 12 にはその外観写真を示す．

Fig. 13 には 70 MPa までの昇圧に必要な電解電圧をこれまでの 35 MPa スタックと比較したグラフを示す．この結果で明らかなように，35 MPa まではこれまで報告してきた昇圧曲線と同様の結果であった．よって，70 MPa スタックとこれまでの 35 MPa スタックでセル構造を変えたことによる水電解性能への悪影響はないことがわかった．また，式（1）にて ir をゼロとした時に導出される高圧水電解に必要な電解電圧 E_{WE} の計算値[13] と実測値を比較した

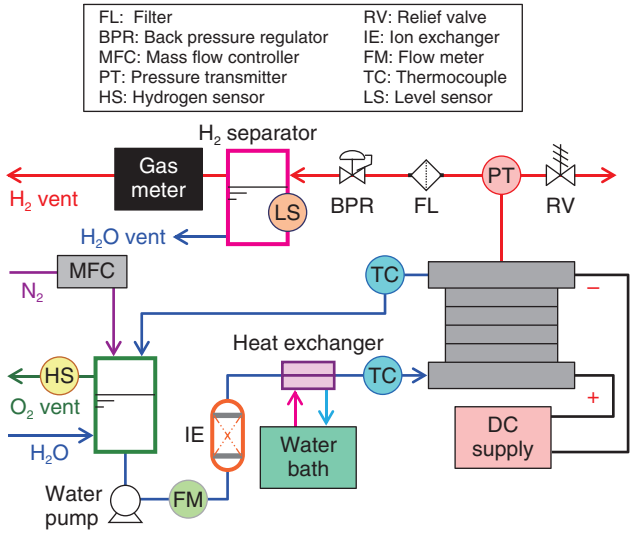


Fig. 11 Evaluation system of electrolysis stack

のが，Table 2 である．計算値と比較して 42 mV 大きくなるのは，PEM が高圧縮されることにともなう膜抵抗の上昇に由来する直流抵抗成分の増加と推定される．

$$E_{WE} = E_0 + \frac{RT}{2F}\ln\frac{P_1}{P_2} + ir \qquad (1)$$

E_{WE}：電解電圧実測値 [V]
E_0 ：理論電解電圧 [V]
R ：気体定数 [J/(K･mol)]
T ：絶対温度 [K]
F ：ファラデー定数 [C/mol]
P_1 ：高圧側水素分圧 [MPa]
P_2 ：低圧側水素分圧 [MPa]
ir ：直流抵抗電圧 [V]

これらの結果から，Table 3 では水素 1 kg が 70 MPa に圧縮するに要する電力量を既存の水素ステーションと比較した[14]．この結果が示すように，差圧式高圧水電解で必要とされる水素昇圧エネルギーは，現在運用されているどの水素ステーションより少なく，機械式コンプレッサで消費する電力量と比較して約 30% 低減できることがわかった．

Table 2　Electrolysis voltage for 70 MPa compression

	Electrolysis voltage for 70 MPa compression (mV)
Calculated value	78
Measured value	120

Table 3　Comparison of energy consumption for hydrogen compression

Manufacturer (Location)	Energy consumption for Hydrogen compression ($kWh/kg\text{-}H_2$)
Honda 70 MPa stack	3.71
JHFC (Asahi, Yokohama)	6.44
JHFC (Daikoku, Yokohama)	4.54
JHFC (Senju, Tokyo)	4.82



Fig. 12　Photograph of 70 MPa differential-pressure water electrolysis stack

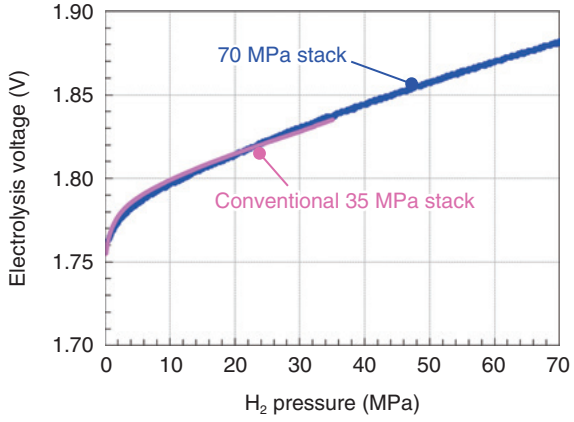


Fig. 13　Hydrogen compression curve of 70 MPa stack and conventional 35 MPa stack (60°C, 1.2 A/cm^2)

Fig. 14 では各圧力で I-V 測定をおこない，電圧効率 (HHV 換算) として以下の式 (2) で求め，グラフ内に記載した．70 MPa では 35 MPa と比較して I-V の傾きが大きくなるが，これも膜抵抗上昇による直流抵抗成分〔式 (1) の ir 項〕の増加によるものと推察される．結果的として，得られた電圧効率は 70 MPa，1.2 A/cm^2 において 78% であることがわかった．これは，35 MPa の電圧効率である 81% よりは低いものの，当初予想していた 75% よりも高いものであり，想定以上の効率が得られた．

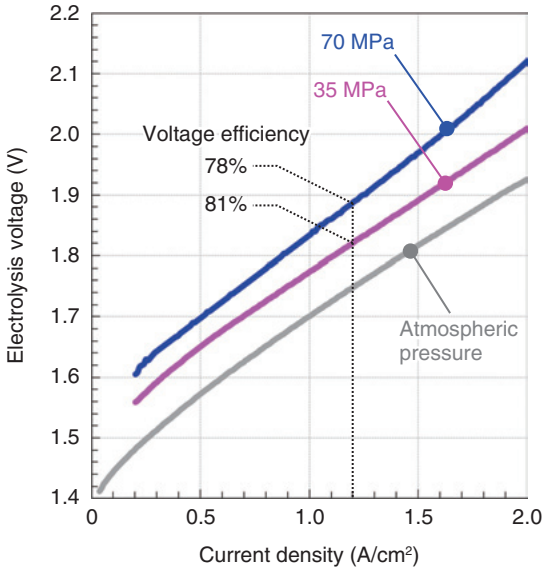


Fig. 14　Effect of H_2 pressure on I-V curve (60°C)

$$\eta_V = \frac{E_0}{E_{WE}} \times 100 \qquad (2)$$

η_V ：電圧効率 [%]

Fig. 15 は圧力に伴う電流効率の推移を示す．電流効率とは，印加電流に対して生成した水素の製造割合を指し，式（3）から算出した．電流効率は圧力が増加するにしたがい低下するが，35 MPa 以上の高圧では低下率が小さくなることがわかった．当初電流効率は圧力に比例して低下すると考えていたため 75% と想定していたが[7]，結果的に 70 MPa では 83% の電流効率を達成することができた．

$$\eta_A = Q \cdot \left(\frac{I_{WE} \cdot 3600}{F} \cdot \frac{1}{2} \right)^{-1} \times 100 \qquad (3)$$

η_A ：電流効率 [%]
Q ：水素発生量 [mol/hr]
I_{WE} ：電解電流 [A]

Fig. 16 には，高圧水素極へ透過する水分量と圧力の関係を示す．水分量は圧力が高くなるにしたがい小さくなり，70 MPa では 35 MPa と比較して 60% 減少し，常圧と比較すると 90% 減少することがわかった．これは，発生する水素に含まれる水分が少なくなることを示し，高圧気液分離器の内容積を小さくできるだけでなく，除湿に必要なエネルギーを 35 MPa より小さくできることを示唆し，システムのさらなる簡素化の可能性を見出した．

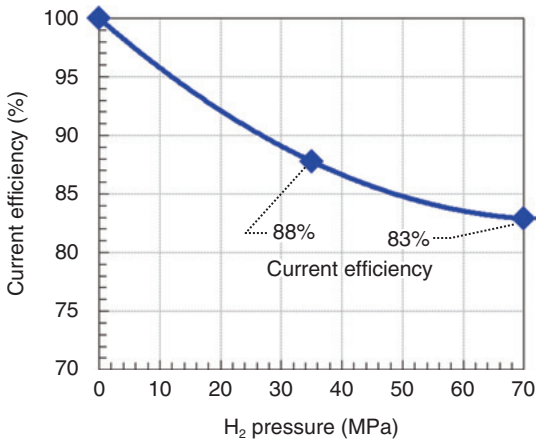


Fig. 15 Effect of H_2 pressure on current efficiency (60°C, 1.2 A/cm^2)

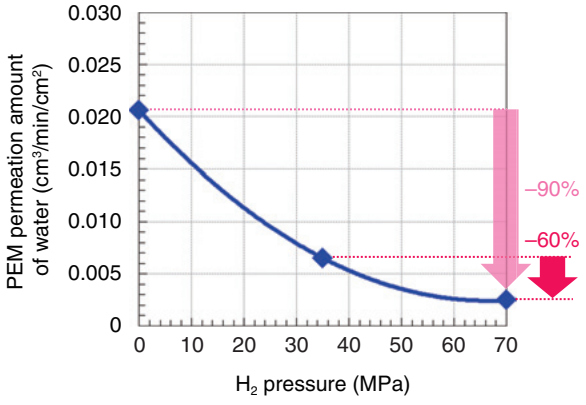


Fig. 16 Effect of H_2 pressure on PEM permeation amount of water to cathode (60°C, 1.2 A/cm^2)

6．まとめ

70 MPa 差圧式高圧水電解スタックの耐圧構造検討とその耐久試験をおこない，以下の結論を得た．

（1）70 MPa で差圧保持できる限界膜厚を把握すると共に，PEM によって差圧保持できるメカニズムを明らかにした．

（2）70 MPa スタックでは高圧水素流路を中央に設けた気密構造を採用し，耐久 10 年相当の使用に耐えうる構造を実証した．

以上の知見を元に 70 MPa 差圧式高圧水電解スタックを作製し、性能を検証した結果以下を得た。

（1）70 MPa の差圧式高圧水電解にすることにより，機械式コンプレッサを用いた既存の水素ステーションと比較して，70 MPa に圧縮した水素を生成する電力を約 30% 低減することに成功した．

（2）生成された 70 MPa 水素中に含まれる水分量は 35 MPa と比べて 60% 削減し，除湿に必要なエネルギーが小さくなり，システムのさらなる簡素化の可能性を見出した．

参考文献

（1）中沢孝治，長岡久史，武内淳，Frank MOBURG，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（SHS2）の紹介，Honda R&D Technical Review, Vol. 22, No. 2, p. 28-35

（2）長岡久史，吉田喜祐，David CUN，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（SHS2）の実証試験，Honda R&D Technical Review, Vol. 24, No. 2, p. 72-78

（3）武内淳，中沢孝治，吉田喜祐，伊藤潤，岡部昌規，山下郁也：国内仕様ソーラー水素ステーションの紹介，Honda R&D Technical Review, Vol. 25, No. 1, p. 85-90

（4）吉田喜祐，三宅葵：国内仕様ソーラー水素ステーションの実証試験結果，Honda R&D Technical Review, Vol. 26, No. 2, p. 190-195

（5）http://www.honda.co.jp/news/2014/4140918.html

（6）http://www.honda.co.jp/news/2014/4141215.html

（7）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, p. 90-97
(8) 川崎暢之, 針生栄次, 石川博之, 中沢孝治, 岡部昌規:差圧式高圧水電解セルの気密構造に関する研究, Honda R&D Technical Review, Vol. 25, No. 2, p. 131-137
(9) Grigoriev, S. A., Porembskiy, V. I., Korobtsev, S. V., Fateev, V. N., Auprêtre, F., Millet, P.: High-pressure PEM water electrolysis and corresponding safety issues, International Journal of Hydrogen Energy, Vol. 36, No. 3, p. 2721-2728, (2011)
(10) JIS B2401-2:2012, O リング－第２部:ハウジングの形状･寸法
(11) SAE J2719: 2011, Hydrogen Fuel Quality for Fuel Cell Vehicles
(12) ISO/TS 14687-2: 2008, Hydrogen fuel - Product Specification - Part 2: Proton exchange membrane (PEM) fuel cell applications for road vehicles
(13) 電気化学会編:電気化学便覧, 第５版, p. 155, (2000)
(14) 一般財団法人日本自動車研究所:総合効率と GHG 排出の分析, p. 58, (2011)

■著　者■


石 川 博 之


針 生 栄 次


川 崎 暢 之


大 門 鋭 刀

クルマと社会が調和する次世代環境車，新型 CLARITY FUEL CELL のデザイン

Design of Next-generation Environmental Vehicle CLARITY FUEL CELL, realizing Harmony between Vehicles and Society

矢口史浩* Fumihiro YAGUCHI
小林慧* Kei KOBAYASHI
佐原健* Ken SAHARA
冨田沙希* Saki TOMITA

要　旨

新型 CLARITY FUEL CELL は，世界で初めてリース販売された FCX から第３世代目にあたる燃料電池自動車である．開発においては世界最高のゼロエミッション環境性能を実現するだけではなく，セダンの美しいたたずまいや実用性と高い質感をしっかり持たせた商品を目指した．

パッケージデザインのコンセプトに「BOLD & AERO PACKAGE」を掲げ，空力性能に優れた低全高と居住空間を両立させた．これを基に，エクステリアのコンセプトは「BOLD & AERO」とし，ロー＆ワイドなプロポーションで堂々とした車格と先進的で美しい流線型デザインを実現した．また，インテリアのコンセプトは「Advanced Modern Lounge」とし，先進テクノロジーと心が満たされる空間との調和を実現した．そしてカラーマテリアルコンセプトは今までの環境車のイメージを一新させる新しいラグジュアリーな世界観を表現した「FUTURE LUXURY」と定めた．これらにより CLARITY FUEL CELL の新しい商品魅力を創出した．

ABSTRACT

The new model CLARITY FUEL CELL is the third generation of the FCX fuel cell vehicle, which was the world's first fuel cell vehicle made available for lease. In addition to the world's highest level of environmental performance (zero emissions), the development of the new vehicle sought to realize both the aesthetic form and practicality of a sedan, and a sense of luxury.

The concept for the new package design was "BOLD & AERO PACKAGE", balancing a low total height for aerodynamic performance with a roomy interior space. Based on this vision, the concept for the exterior of the vehicle was "BOLD & AERO." For the exterior, the development realized an imposing body through the use of low and wide proportions combined with an advanced and aesthetic streamlined design. The concept for the interior was "Advanced Modern Lounge". The interior design realized harmony between advanced technology and a satisfying interior space. "FUTURE LUXURY" was set as the concept for the color and materials employed in the vehicle, expressing a new vision of luxury that redefines the image of environmental vehicles. These elements have realized a new level of commercial appeal for the CLARITY FUEL CELL.

1．はじめに

2008 年に発表した FCX CLARITY（先代クラリティ）(Fig. 1)は，大気汚染，温暖化，化石資源の枯渇など，環境問題の解決に向けて量産化を見据えた燃料電池システムを開発し，乗用車としての普及を目指した．従来の燃料電池自動車（Fuel Cell Vehicle: FCV）のイメージを一新させたセダンデザインが与えられ，燃料電池（Fuel Cell: FC）をセンタコンソールに配置することで４名乗車を可能とした．

新型燃料電池自動車 CLARITY FUEL CELL（新型 CLARITY）は，革新的なパッケージ技術により小型化した FC スタックをフロントフード下に収めた．この技術により広々とした快適な室内空間を実現し，５名乗車が可能となったことは先代クラリティから大きく進化した点のひとつである．

我々は単に環境にやさしいだけではお客様に納得していただけないと考えた．必要なのはクルマとしての魅力が備わっていることである．魅力とは，美しさと優れた走行性能，使い勝手，そしてアッパーミドルの車格感である．これらを追求したセダンスタイルが，新型 CLARITY の魅力

＊四輪 R&D センター

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2016_28_1_12



Fig. 1　2008 model year FCX CLARITY



Fig. 2　Grand concept

を表現できると考えた．

この想いから生まれた新型 CLARITY のグランドコンセプトは「Red Carpet to the New Era」である (Fig. 2)．究極の環境性能とアッパーミドルセダンの魅力を融合することで新しい価値を生み出せると考えた．この価値をユニークなデザインによりお客様の気持ちに応えることが我々のテーマである．

2．パッケージデザイン

2.1. パッケージコンセプト

新型 CLARITY のパッケージデザインでは，前述のグランドコンセプトをかたちにするために二つの商品価値を追求した．

一つ目の価値は FCV を所有することに満足感や誇りを感じさせる車格感である．環境性能だけではなくクルマとして魅力的な商品であるために，アコードなどのアッパーミドルセダンと比較しても立派に見えるスタイルや快適性が必要だと考えた．

もう一つの価値は FCV トップクラスの航続可能距離である．2016 年時点で利用できる水素ステーションの数はガソリンスタンドと比べると限られるため，FCV の所有者にとって一度の水素充填でより長い航続距離を確保することが重要である．空力性能を骨格から磨き上げることでこの価値を達成したいと考えた．これら二つの価値を両立させるパッケージコンセプトが「BOLD & AERO PACKAGE」(Fig. 3) である．外装からも内装からも感じられる車格感を BOLD と表し，高効率な空力性能と両立させた次世代 FCV を目指した．

2.2. 快適性とセダン全高

新型 CLARITY にはアッパーミドルクラスの車格感を与えるため，大人５人が快適に過ごせる室内空間を提供した．また一般的にアップライトな乗車姿勢を採用するコンパクトクラスの乗用車と比べて明確な違いが感じられるように，セダンらしい乗車姿勢と全高であることを目標とした．

５名乗車を実現するために先代クラリティがセンタコンソール内に配置していた FC スタックを小型化し Voltage Control Unit (VCU) と共にフロントフード下へ収めることで FC パワートレインを V6 エンジン相当の大きさに集約した．この変更によって後席に対してセンタコンソールの後部やフロアトンネルが大きく突出することがなくなり，乗車定員を先代クラリティの４名から５名に増やすことができた．また，大人５人が乗車しても快適な空間とするた

めに，2013 年モデルのアコードと同等の前後席空間距離と 1450 mm 以上の後席ショルダルームを確保した．

次に，セダンらしい乗車姿勢と全高を実現するために，駆動用のバッテリをフロア下のスペースに搭載しながら，かかとを置くエリアのフロアと前席のヒップポイントを低く配置した．

バッテリパック形状や周囲のボデー骨格を工夫することで，フロアの高さ方向の突出を抑えた．また前席のシートフレームとフロアの隙間を短縮することで，前席下のスペースに効率よく駆動用バッテリを搭載しながら，ヒールとヒップポイントの高低差を 265 mm 以下とし，セダンのような運転姿勢と，1475 mm の全高を実現することができた (Fig. 4)．また，前席シートフレームとフロアの隙間が少ないと，後席の乗員の足がシートの下に入らず後席の居住性が損なわれる．そこでバッテリの配置を前席の足引き性が確保できる範囲でフロント側に寄せ，バッテリパックの形状と前席シートの下部形状は後席乗員のつま先に配慮することでボリュームを抑えた．さらに通常は前席下のフロアに配置するリヤヒータダクトをセンタコンソール側に移動させることで，後席の快適性と低い前席の運転姿勢を両立させた．

2.3. ハイデッキセダン骨格

FCV トップクラスの航続距離を確保するために基本骨格から空力性能の向上を目指した．空力性能上有利な紡すい形のなめらかなキャビンシルエットと，快適な居住空間を両立させるため，トランクリッドを高く配置した特徴的なセダン骨格 (ハイデッキセダン骨格) を採用した．このハイデッキセダン骨格により，通常のセダンよりもリヤガラスを大きく傾斜させた紡すい形のルーフデザインを採用しても，十分なヘッドクリアランスを確保することができた．

さらに新型 CLARITY では，後席下に小さな高圧水素タンク，トランク床下に大きな高圧水素タンクを配置するレイアウトを採用すると同時に 70 MPa へ高圧化し，水素搭載量を先代クラリティより 33% 増やした．通常のセダン骨格ではトランクスペースが大きく削られてしまうが，ハイ

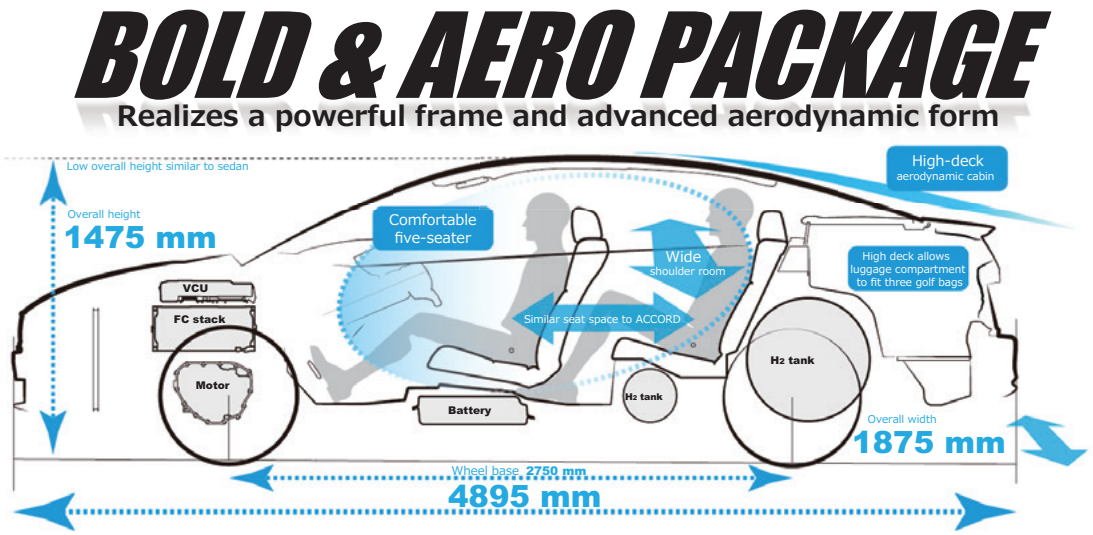


Fig. 3 Image of package concept (North American model)

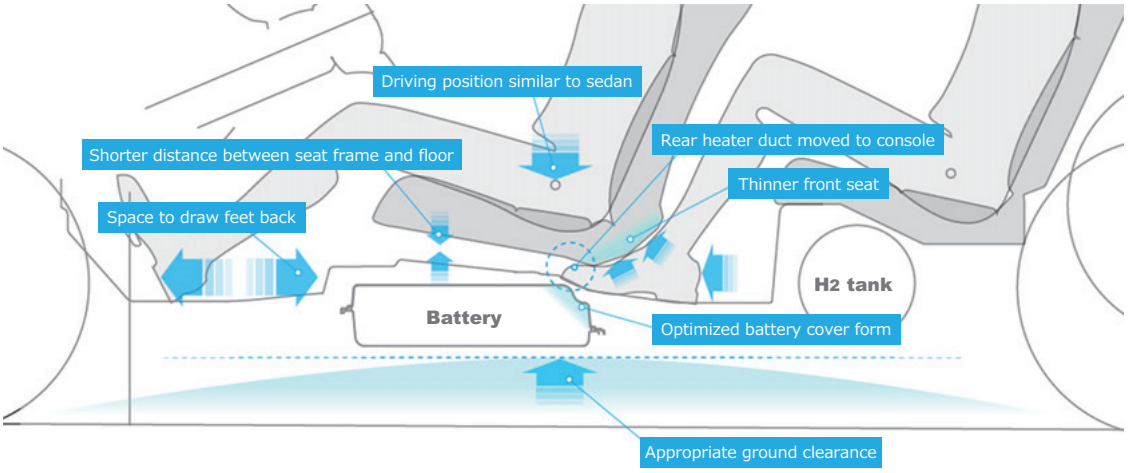


Fig. 4 Details of battery and floor layout

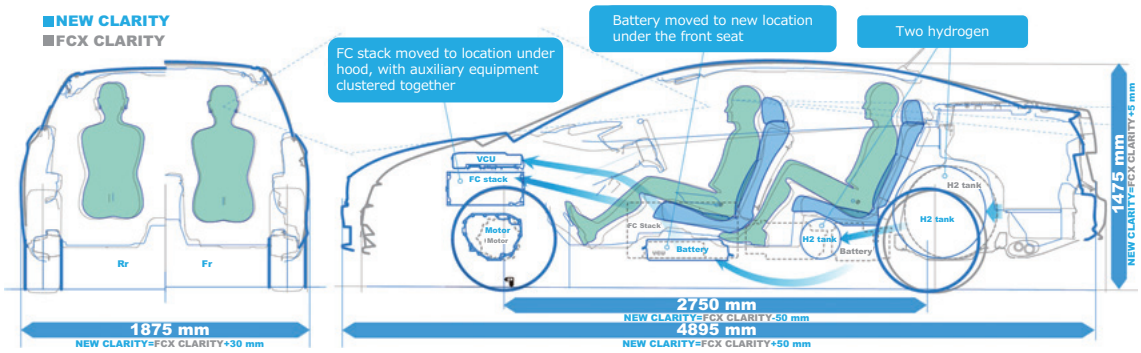


Fig. 5　Comparison of CLARITY package layout

デッキセダン骨格の採用によってトランクスペースの容量を天地方向で増やし，トランクの開口寸法も上下に大きく確保することが可能になった．

これらの工夫により，先代クラリティに対して水素搭載量を増やしつつ，9.5 インチのゴルフバッグであれば 3 個，29 インチの旅行かばんであれば二つ積むことができる荷室を実現した (Fig. 5)．

2.4. 空力性能と後方視界の両立

ハイデッキセダン骨格の採用によって高くなったトランクリッドが，後方視界の妨げにならないよう配慮した．新型 CLARITY では，後席シートバックの後ろとトランクリッドに配置した二枚の小窓を通して，後方の見下ろし方向の視界を補うことができるエクストラウィンドウを採用した．同じエクストラウィンドウ形式の先代クラリティよりもリヤウィンドウとエクストラウィンドウの間の死角が少なくなるように，リヤスポイラの位置や形状を最適化した．また，斜め後方の視認性も向上させるため，先代クラリティには無かったリヤクオータウィンドウを加えた 6 ライト形式とした．これらの工夫は視界の向上だけではなく車室内の採光にも寄与し，明るく開放的な室内はキャビンが寸法以上に広く快適に感じられる効果をもたらした．

3．エクステリアデザイン

3.1. コンセプト

新型 CLARITY のエクステリアは「BOLD & AERO」をコンセプトに掲げ，セダンとしての堂々としたたたずまいと先進的で美しいエアロダイナミックなスタイルの実現を目標としてデザインをおこなった (Fig. 6)．

3.2. 流麗なキャビンと力強いボデー

キャビンのデザインは世界初の 5 人乗り FC セダンとして居住性と視界を守りながら先進性と美しさを表現するため，サイドビューではクーペのようなスリークなシルエットとした．また，リヤクオータガラスを大きくとりピラーとルーフをブラックアウトすることで，ガラスキャノピーのような広々とした先進的なデザインを表現した．

プランビューでは B ピラー付近でのガラスの丸みを強め外側に出すことによって，室内空間を拡大しながら豊か



Fig. 6　Exterior design concept

な絞込みの見える美しいキャビン形状を実現した (Fig. 7).

ボデーサイドは堂々としたセダンのたたずまいを表現するため豊かな抑揚のある造形とし, 環境車としてはスポーティな 18 インチホイールを採用した. また, リヤ周りはパッケージ由来のハイデッキを大型スポイラで引き締めることによって, シャープで力強いボデーを作り上げた.

こうして作られた流麗なキャビンと力強いボデーを組み合わせ, 新時代の FC セダンデザインの基礎ができた (Fig. 8).

3.3. 空力性能を高めた骨格とディテール

航続距離の確保が課題である FCV にとって, エクステリアデザインによる空力性能の向上は重要である. 一般的にセダンは空力に優れるが, 新型 CLARITY ではさらなる空力性能向上をねらい, 開発の初期から骨格を空力に最適化したデザインをおこなった.

通常のセダンは A ピラーに起因する縦渦がリヤで発生する C ピラー渦とぶつかる点で乱流が起き, それが誘導抵抗となり空力性能が低下する. それに対し新型 CLARITY では A ピラーの位置と傾斜, ピラー表面の丸み, ガラスとの段差を考慮し, A ピラー渦を少なくした. また, C ピラー付近では通常のセダンよりもリヤドアガラスを寝かせながら絞り込むと共に C ピラー下端を後方に移動させることによって, C ピラー渦も低減させた. また C ピラー渦を上面に回り込ませず後方に流すスタイリングをサイドからリヤスポイラに施すことで誘導抵抗を大きく軽減させた. このような取り組みにより, 高い空力ポテンシャルを持つ骨格ができた (Fig. 9).

基本の骨格で築いた空力ポテンシャルを, さらに発揮させるのがディテールのデザインである.

フロントバンパ下部とリヤドア後部に設けられたエアカーテンには, タイヤから発生する乱流を抑制する効果があり, 特にリヤドアのエアカーテンはセダンとして例を見ない試みであった. 通常セダンのリヤドアの後端とタイヤハウスの間にはボデーのアウタパネルがあり空気が抜ける構造ではない. 新型 CLARITY はリヤドアがリヤホイールハウスの前側までカバーする構造とし, その部分にトンネル形状の樹脂パーツ (Fig. 10) を取り付けることで, リヤドアのトンネルから導入された空気がリヤタイヤの外側を通り, タイヤから発生する乱流を抑えた (Fig. 11).

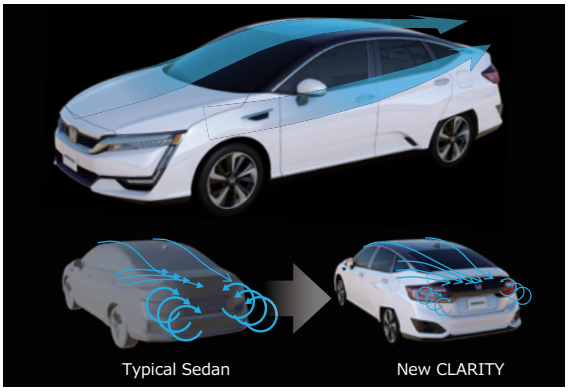


Fig. 9 Image of aerodynamic styling performance

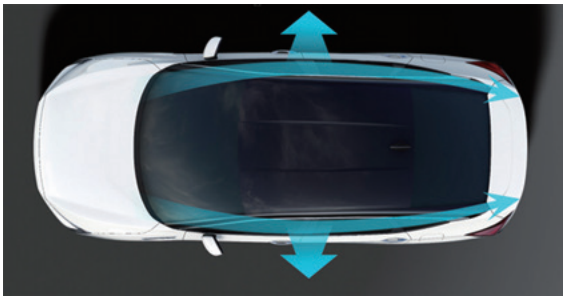


Fig. 7 Top view of exterior design

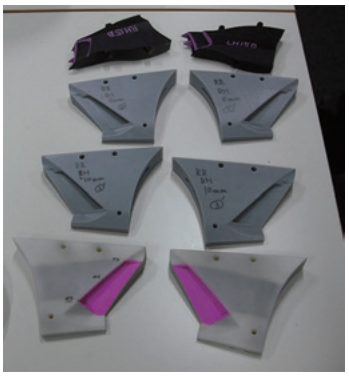


Fig. 10 Study of air curtains

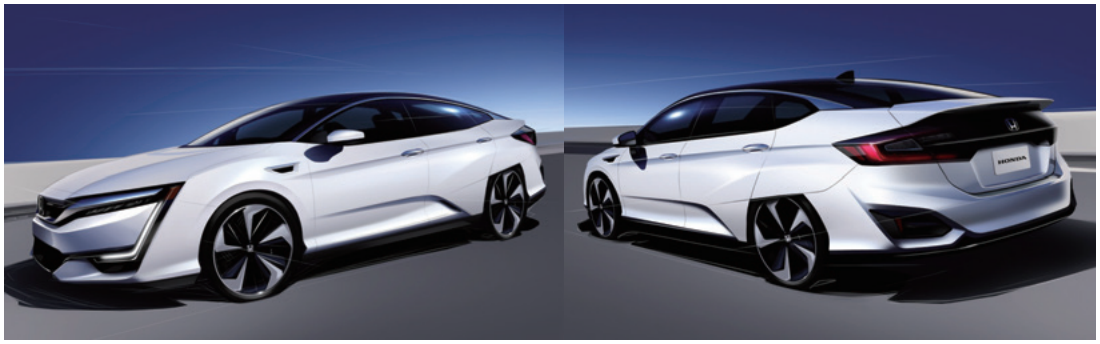


Fig. 8 Exterior design sketch

リヤタイヤ上部にかかるタイヤカバーは新型 CLARITY のサイドの中でも特徴的なデザインである．リヤタイヤは全面的にカバーすることで空力性能を大きく向上させることが可能である．しかし，全幅に対しトレッドが内側に入ることによってリヤビューから見た際のスタンスが弱々しくなるなどの理由から通常のセダンには用いられない手法であった．新型 CLARITY では，タイヤからの乱流を抑えるのに最も効果的なタイヤの上部前側のみをサイドパネルアウタでカバーすることで，後付けのカバーがなくワイドなトレッドも保ったまま乱流を抑えた (Fig. 12)．

新型 CLARITY では，全体のボデー形状からディテールのパーツまで，まずデザイナが形状を作り，次に空力エンジニアが空力シミュレーション (Computational Fluid Dynamics: CFD) をかけて，空力性能の向上の方向性を検証した．その結果をクレイモデルに反映してモデル風洞でテストするプロセスを繰り返すことによって，一充填走行距離 (参考値) 約 750 km を達成する空力性能の高いデザインを完成させた (Fig. 13)．

3.4. 先進的なフロントフェイスと美しさを重視したリヤコンビネーションランプ

Honda のフロントデザインのアイデンティティである「SOLID WING FACE」(Fig. 14) を，最新のテクノロジーで表現したのが新型 CLARITY のフロントフェイスである．

フロントグリルはフロントフードの先端が鋭角に回り込むデザインにし，クロームモールの中央部分を押し下げることで低くシャープなノーズを表現した．また，グリルとヘッドライト内部のクロームモールを連続的につなげ，その上下にフル LED の薄型ターンシグナルとインラインタイプのハイとロービームを配置することで，ワイドで先進的な表情を実現した (Fig. 15)．ヘッドライトからバンパ下部まで大きく L 字型に回り込む Daytime Running Light (DRL) は，特徴的な見た目だけでなく昼間でも遠方から視認できるという安全思想が生んだデザインである．

リヤコンビネーションランプは先代クラリティから受け継いだエクストラウインドウと統合されたグラフィックに収め，ワイドで一体感のある特徴的なデザインとした．視認性の良さとともに点灯時の光り方の美しさを重視し，通

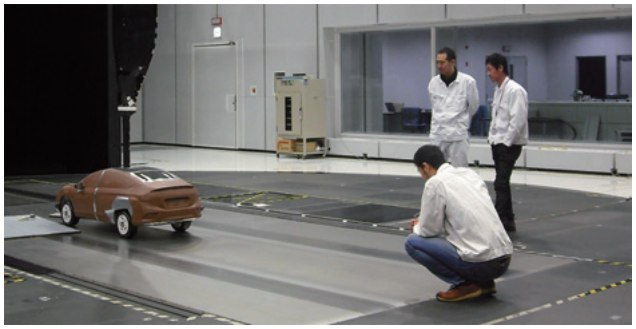


Fig. 11　Wind tunnel experiment



Fig. 13　Mass production model



Fig. 14　Honda Solid wing face image

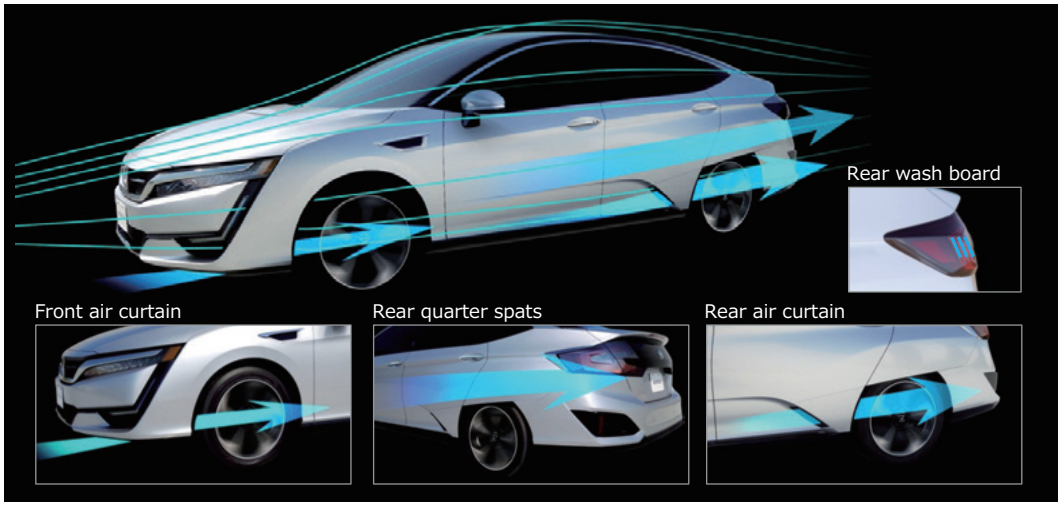


Fig. 12　Aerodynamic features

常より厚いインナレンズに間接光を反射させることによってガラスの塊のような外観を実現した (Fig. 16).

3.5. 機能とデザイン性を併せ持つハイブリッドホイール

新型 CLARITY は堂々としたセダンの車格を表現するため, 先代クラリティに対し 2 インチ大きい 18 インチホイールを採用した.

環境車のホイールは開口面積を少なくして空力性能を上げ, 小さな外径のディッシュタイプにすることで軽量化し航続距離に寄与するのが一般的である. しかし電動の自動車はエンジンブレーキの機構が無いため, 連続して坂を下る場合のブレーキ冷却が課題となり, ホイール開口の拡大が必要である. 新型 CLARITY のホイールは, 大径でありながら軽量, 冷却性能と空力性能の並立という課題を達成するため, 大開口のアルミホイールで軽量化と冷却性能を達成しながら, 樹脂製のカバーによって空力性能を高めた. その結果, 先進的なデザインのハイブリッドホイール (Fig. 17) ができた.

ベースとなるアルミホイール本体は, 車両重量に見合った強度を持ちながら軽量で成立する形状をベースに, 樹脂カバーで隠れない部分に限定したデザインをおこなうことによって, デザインが要求するアルミ重量を削減した.

樹脂製のカバーは CFD (Fig. 18) をおこないホイール内に入り込む空気の流れを遮断しながらも, ホイール内の熱を排出する開口を回転方向に確保し, 空力性能と冷却性能の両立を達成した.

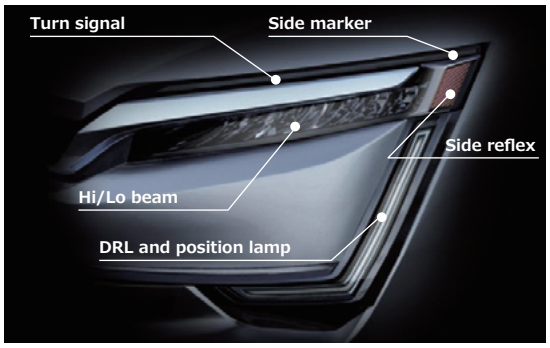


Fig. 15 Full LED head light

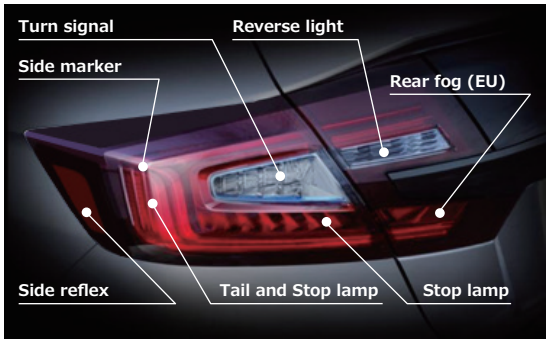


Fig. 16 Rear combination lamp

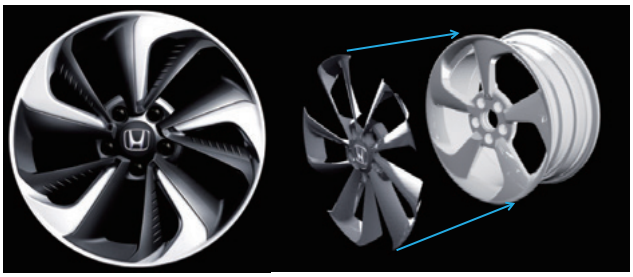


Fig. 17 Hybrid wheel

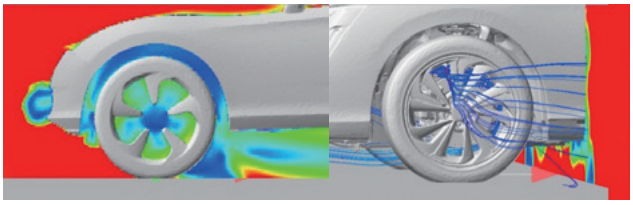


Fig. 18 CFD air flow simulation

4. インテリアデザイン

4.1. コンセプト

インテリアデザインコンセプトは「Advanced Modern Lounge」とした (Fig. 19). これは Honda の考える瞬間認知, 直感操作の設計思想に基づいた先進的なインタフェースの採用と, 感性に訴えかける素材で構成した空間との調和を図ることで, 心が満たされるインテリアを作り出せると考えた.

4.2. くつろぎの空間構成

心が満たされるくつろぎの空間を創出するため, インストルメントパネル中央からドアにかけて, 左右方向の伸びやかな広がりをもたらす水平を意識した構成とした. これに加え前後方向に段差を設けることで奥行き感をもたらし, 寸法以上に広々と感じられる空間とした.

インストルメントパネルとドアトリム上部には, しっとりとやわらかなソフトパッドを採用し質感を追求した. 乗員が常に触れたり視界に入る部位に, ぬくもりのある素材と丁寧に縫製されたやわらかく肌ざわりの良い上質な素材を配置することで感性に響く居心地の良さを表現した (Fig. 20).

インストルメントパネルの前後方向の段差 (Fig. 21) は, 空間構成において重要な役割を果たしている. 下段の奥行き寸法が短かすぎると狭い印象になり, 拡大しすぎると広がりを感じるがエアコン吹出し口のノブに手が届かなくなり機能が阻害される. このことから逆スラント形状にすることでノブに手が届く位置をキープし, 下端を前方側へ拡大し両立を図った. クレイモデルやパッケージモデルで検証をおこない, 奥行き寸法を 115 mm とすることで広々と

した印象を感じさせ，なおかつノブに手が届く最適な寸法であるという結論に至った．

シートはゆったりと身を委ねられしっかりと体を受け止めるハイバックを採用した．これは背もたれが肩から背中を覆うことで安心感を与え，長時間安定した姿勢で座れるデザインである．さらに上すぼまり形状にすることで後席の乗員に圧迫感を与えず，座った状態から背もたれのショルダ部分でセンタディスプレイが隠れることのない配慮をおこなった (Fig. 22)．

4.3. 機能的なセンタコンソール

先代クラリティではセンタコンソール内にFCスタックがレイアウトされていたが，革新的なパッケージ技術によりフロントフード下に移動した．この空間を有効活用するために考案したのがハイデッキコンソール (Fig. 23) である．

小型化されたスイッチ式 Shift By Wire (SBW) と Electric Parking Brake (EPB) を操作しやすい高さに配置したことで下段にユーティリティ空間を確保した．スマートフォンやタブレット端末の置き場として充電を可能と

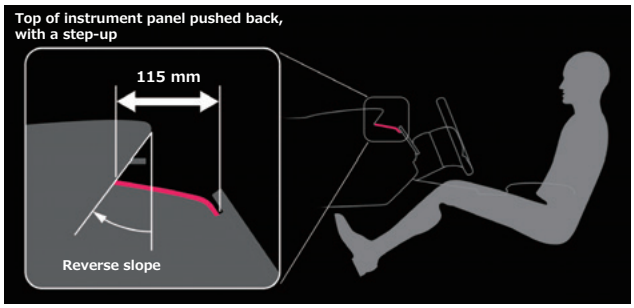


Fig. 21　Instrument panel design

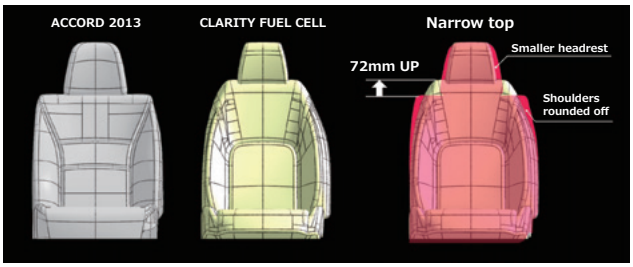


Fig. 22　Front seat design

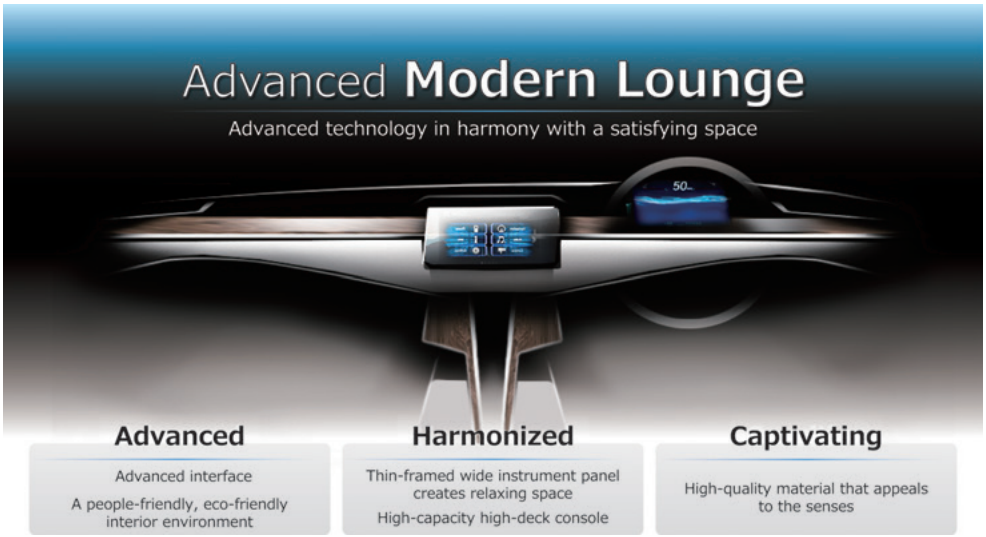


Fig. 19　Interior design concept

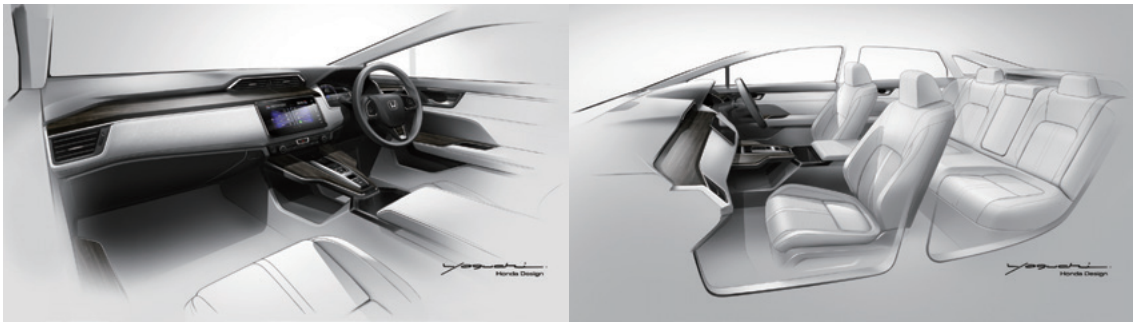


Fig. 20　Interior design sketch

し，座ったまま下段トレイにアクセスができるデザインとした．また走行中に空調操作をスムーズにおこなえるリストレストを兼ねる機能も付加し，お客様の気持ちに応える新しい使い勝手を提供した．

4.4. 先進的なインタフェース

瞬間認知，直感操作の設計思想に基づき，Hondaの最新インタフェースデバイスを採用した．運転に集中できる環境をつくりだした（Fig. 24）．

メータデザインは中央に多彩な表現が可能となる大型液晶ディスプレイを採用し，シンプルなグラフィックと色を用いて情報を整理して表示した．

Fuel cell power monitor（Fig. 25）は，青いボールの縮小と拡大で水素の消費量を直感的なビジュアルで表現した．また，円弧状に表示するPower/charge（Fig. 26）は，電力の総出力と回生を示すと共に，走行に使用される電力源を同時に示す．常に変化するシステムの状況を針の動きで瞬時に読み取れる工夫されたグラフィックである．

さらにディスプレイを取り囲むようにシルバーのフレームを付加することで情報を区分し，整理することで視認性を高めた．このフレームは残量インジケータとフレームとの余白を認識させることで（Fig. 27），残量を一瞬にして読み取ることができる様なデザインとした．

4.5. 素材を生かした造形

従来のインテリアデザインの開発は形状に加飾を当てはめる傾向があった．近年は要素技術が進化し，実在の素材ではありえない表現も可能である．しかし形状に不自然な加飾を当てはめることが質感の低下を招いていると感じていた．

新型CLARITYは素材からおのずとできあがる形状を重視してデザインを進めた．たとえばシルバー塗装部品は，金属を削りだしたような硬質な造形を表現した．また木目パネルは木材を薄くスライスしたものを基材に貼り込む，突き板仕上げと同様の手法を参考にして形状をつくりだした．素材の特性や作り方を研究することで質感を大幅に向上させ，インテリアコンセプトに掲げた，心が満たされる空間を実現した（Fig. 28）．



Fig. 24　Interface design

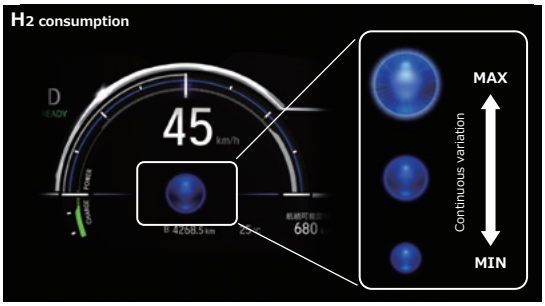


Fig. 25　Fuel cell power monitor

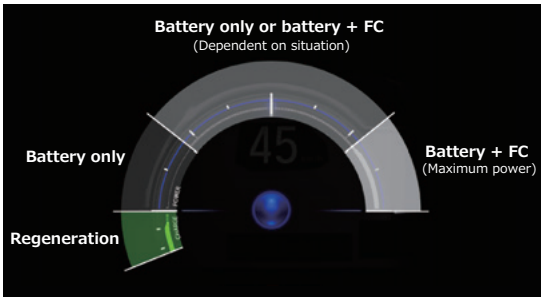


Fig. 26　Power/charge indicator

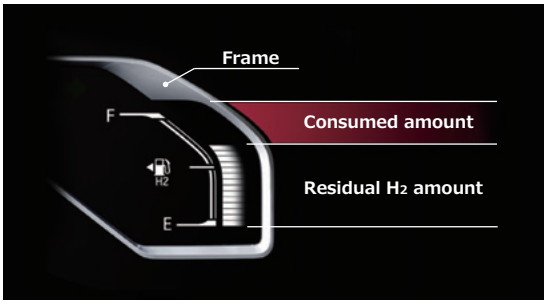


Fig. 27　Display integrated with frame and indicator



Fig. 23　Console design (Mock-up model)



Fig. 28　Mass production model

5．カラーマテリアルデザイン

5.1. コンセプト

カラーマテリアルデザインが目指したのは，環境配慮と所有感を満たすセダンとしての上質感を両立させることである．どちらか一方という従来の環境車やセダンの考え方ではなく，その両方を併せ持つことが，新しい時代のラグジュアリーな価値と考え，「FUTURE LUXURY」をコンセプトに掲げた．

5.2. エクステリアカラー

エクステリアカラーは，全３色のカラーラインナップ(Fig. 29)を設定した．

新色 PREMIUM BRILLIANT GARNET M. は，所有感や高揚感を感じ，見る者をひきつける魅惑的なカラーとした．

WHITE ORCHID P. はクリーンで先進的，クラリティの未来感あるデザインを強調するカラーとした．

CRYSTAL BLACK P. はフォーマルシーンで使いやすく，上質感と落ち着きを感じさせるカラーとした．

それぞれのボデーカラーに役割を持たせ，厳選したカラーで新型 CLARITY のイメージを強く印象づけた．

5.2.1. 新色 PREMIUM BRILLIANT GARNET M.

先代クラリティの STAR GARNET M. は，環境車でありながらラグジュアリーさを感じさせる色であり，従来の環境車のイメージを一新させるカラーであった．新型 CLARITY においてもこの考えを継承し，さらに陰影感を高めることで造形の美しさを強調させたいと考えた．

新開発した PREMIUM BRILLIANT GARNET M. は，トップ層に高い発色性をもつ赤に着色した半透明塗装の効果により，鮮やかな発色と強い陰影が特徴である(Fig. 30)．光があたるハイライト部はより鮮やかに，シェード部はより深みのある落ち着いた色とすることで，立体感を表現した．BRILLIANT GARNET という名の通り，原石から磨き上げられた宝石のように内側から発光するようなカラーへ進化させた．



Fig. 29　Color lineup

5.3. インテリアカラー

インテリアカラーにおいては，心地良く感じられる調和のとれた空間を目指した．デザイン開発初期から色や素材のコーディネートを定め，洗練された内装を実現した．

内装ラインナップは，シックでラグジュアリーなブラック内装，先進的で華やかなプラチナムグレイ内装の２色を用意した(Fig. 31)．どちらもシンプルな形状がより一層引き立つモノトーンのカラーコーディネートとした．

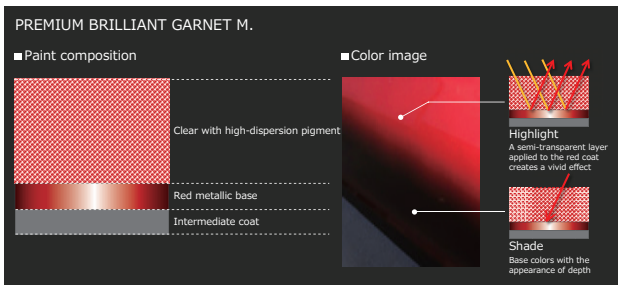


Fig. 30　Paint composition



Fig. 31　Interior color and material coordination

5.4. 環境に配慮した素材

新型CLARITYでは，環境に配慮した素材を積極的に取り入れた．リサイクル素材や植物由来の材料でありながら，上質感やクオリティの高さを感じる素材の開発をおこなった．

ルーフライニングとフロアマットは，さとうきびの搾りかすを利用した植物由来ポリエステル糸を使用した．この糸は，シートやアームレストで使用している合皮の裏地にも採用した (Fig. 32)．

インテリアの特徴であるインストルメントパネルとドアパッドのミドル部の素材は，リサイクルポリエステルを使用したスエード調人工皮革を採用した (Fig. 33)．なめらかで心地良い触感と，あたたかみを感じる上質な素材感が特徴であり，インテリアの広面積に配したことで，包み込まれるような心地良さへ寄与した．

5.5. セダンとしての上質感

環境配慮素材と共に，セダンとしての上質な仕上げや細部の作り込みをおこなった．加飾の木目柄は家具や楽器の材料として知られるローズウッド材からベースのグラビア版を作成した．大らかで動きのあるローズウッド柄により上質でぜい沢な印象を演出した．フィルムでありながら木目の導管 (凹凸感) を立体的に表現したことで，触感からも木のぬくもりを感じることができる．また，加飾の端末部にあたる部分にピンストライプのシルバー加飾を施し，木目柄がより一層引き立つコーディネートとした (Fig. 34)．

シートは，広々としたラウンジのソファのように，ゆったりと大らかに見えるように，1カラーでコーディネートした．近くで見ると，細部まで手の込んだ張り分けやステッチ，センタのアクセントパーツが認識でき，上質に仕立てられていることを感じられるシートへ仕上げた．

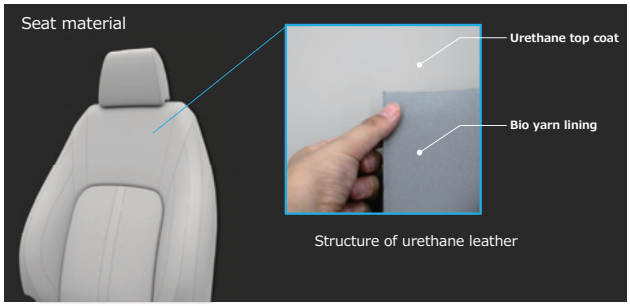


Fig. 32　Seat materials



Fig. 33　Artificial suede leather

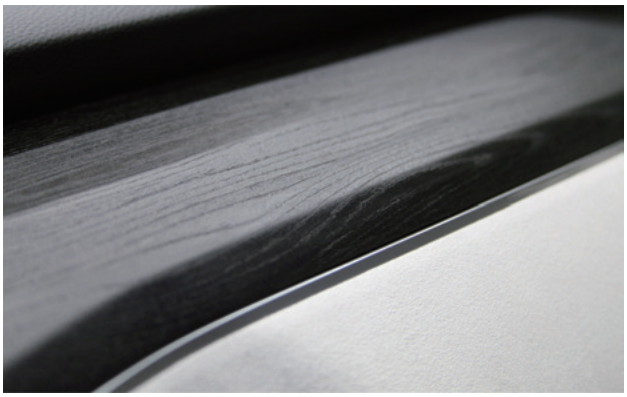


Fig. 34　Wood film panel

6．まとめ

次世代新環境車である新型CLARITYのデザインにおいては，空力性能を骨格から構築し，環境性能の達成のみならず，お客様に喜ばれるFCVとしての存在感や実用性，そして上質さを表現した．

アッパーミドルクラスのセダンに求められる居住性と実用性を重視し，内燃エンジン車とは異なった機構であるにもかかわらず5名乗車が可能となり，使い勝手はアコードと遜色ない．また堂々とした車格を表現するため，床下にバッテリを搭載していながらも車高を低く抑え，ロー＆ワイドの美しいたたずまいを実現した．これに加えキャビンの絞込みとハイデッキ，前後輪エアカーテン機能により高められたエアロダイナミクスは新型CLARITYの個性をさらに際立たせた．

またインテリアはFCVの特長である静かさと滑らかさの中で，広々としたくつろぎの空間を創出した．厳選した素材は肌さわりの良い感性に訴えかける上質なものでありながら植物由来によるもので作られ，環境負荷を低減させている．ぬくもりと落ち着きを感じさせる空間は，いつまでも乗っていたくなるような気持ちにさせる．

このようにFCを搭載した新型CLARITYが社会に浸透していくためには，数字では表すことができない感性や気持ちに訴えかける喜びや楽しさが必要である．Hondaの企業姿勢として持続可能な社会を実現するためには，デザ

インを通じてお客様に商品をより魅力的に感じていただけることが必要である．新型 CLARITY は，環境技術とデザインを組み合わせることで社会に貢献しお客様の気持ちにこたえるものと確信している．

■著　者■


矢口史浩


小林　慧


佐原　健


冨田沙希

Forza125 のスタイリングデザイン

Styling Design of the Forza125

西　本　太　郎*
Taro NISHIMOTO

要　旨

Forza125 は，フランスを中心とする欧州 125 cc GT スクータ市場をターゲットに開発された．GT スクータとは，長距離通勤に多く用いられる，車体の大きなカテゴリを示す．開発に先立っておこなわれた市場調査からは，顧客が求める真のニーズが明らかにされた．そこで，Forza125 は，「New Stylish Sport」をコンセプトとし，次世代のスタンダードとなる車を目指すこととした．通勤に用いられるこのカテゴリの車両として，高速道路，市街地それぞれで求められる性能を，高い次元で両立することを目指した．スタイリングデザインにおいては，車両の持つ優れた性能を表すことをねらった．また，外観デザインによるエアフローマネジメントを徹底した．具体的なデザイン施策例として，このクラス初の採用となるアジャスタブルスクリーンがある．こうして開発された製品は，市場において好感を持って受入れられ，販売後の累計台数にてカテゴリトップを実現することができた．

ABSTRACT

The Forza125 was developed targeting 125 cc GT scooter market in Europe, especially focusing on the market in France. The name GT scooter stands for the category of scooters with larger body size primarily used for long distance commuting. Prior to the development, market survey was conducted and customer's real needs were revealed through the results. Based on these findings, the development goal of the Forza125 was defined as a next generation standard scooter under the concept theme of "New Stylish Sport." As the vehicles of this category are used for commuting, it was pursued to fulfill both requirements in performances needed for highway driving and for city driving to highly satisfying level. In its styling design, representation of superior performance of this vehicle was endeavored. In addition, air flow managements were thoroughly investigated by applying appropriate exterior designs. One of such examples is application of an adjustable screen that is the first in this vehicle class. The developed model was favorably received in the marked winning the category top model in the cumulative sales volume after the product release.

1．はじめに

2008 年のリーマンショックを境に，欧州のスクータ市場は縮小傾向が続いている．この中で，125 cc クラススクータは，欧州スクータ市場全体の中で一定の市場規模を保ち続けている．この市場に対して，Honda は基幹モデルである SH125 などのフルモデルチェンジや，PCX などの新しいモデルを投入することで，ユーザの趣向や要求の変化に対応してきた．その結果，Honda は欧州スクータ市場において，コンパクトな車体サイズで低価格帯のモデルを中心に，お客様から高い支持を獲得するにいたった．しかし，フランス市場における状況は違っていた．フランスでは SH や PCX といったコンパクトなモデルではなく，長距離通勤に多く用いられる，125 cc クラスのスクータの中でも，車体の大きい GT スクータがこの市場の中心となっていたからである．

このような背景から，2013 年，フランスの 125 cc GT スクータ市場をメインターゲットとした Forza125 の開発がスタートした．SH や PCX では満足しないお客様が GT スクータに求めるものを明らかにし，それに応えるデザインを実現することを目指した．

2．市場背景

欧州二輪車市場の大きな特徴として，多くの国で四輪車免許の付帯免許で 125 cc までの二輪車の運転が可能であることが上げられる．欧州では，維持費が安く，燃費も良く，価格も手ごろな上に，専用の免許取得が必要ない 125 cc クラスの二輪車は，その経済性や利便性の高さから，手ごろな移動手段として長年人々の生活を支えてき

＊ THINK 研究室

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2016_28_1_13

た．中でもオートマチックゆえに服装や乗り手を選ばず，ユーティリティスペースも備える 125 cc クラススクータは，もはや文化といっていいほど人々の生活に溶け込んだ存在となっている．

リーマンショックにより経済が低迷し，モータサイクル市場全体も縮小傾向にある．しかしながら，125 cc クラススクータは，その経済性や，便利な移動手段としての価値から支持を集め，欧州スクータ市場全体の中で 50% 以上の大きな比率を占めている (Fig. 1)．ピーク時に比べ，台数的には縮小しているものの，依然，スクータ市場において重要な市場となっている．

そのような欧州の 125 cc クラススクータ市場で，Honda を代表するモデルは PCX125 (Fig. 2) と SH125 (Fig. 3) である．

PCX125 はグローバルモデルとして 2010 年に全世界で発売を開始し，好評を博しているモデルである．本モデルは，充実の仕様装備，高い質感や利便性を，グローバルモデルという大規模な生産台数を背景にし，手の届きやすい価格で製品化した．

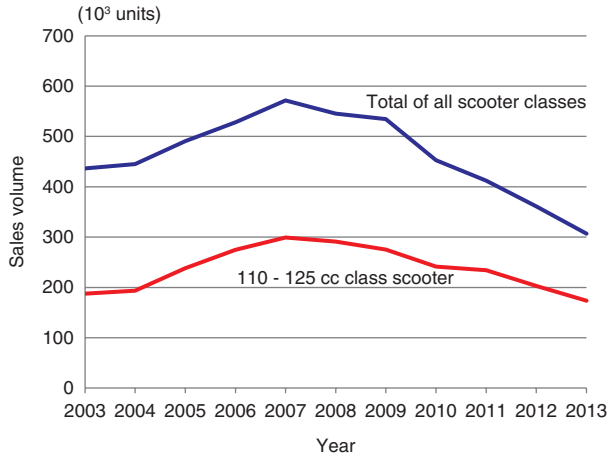


Fig. 1　Transitions of scooter market size for ten major countries in Europe (from Honda internal material)



Fig. 2　The PCX125

また，南欧を中心とする大径ホイールのスクータが好まれる市場では，SH125 が大きなシェアを獲得している．SH は 1984 年の欧州デビュー以来，長い歴史を持つモデルであり，欧州における Honda のコミュータを代表するモデルの一つである．

これらのモデルを中心として，Honda は欧州 125 cc クラススクータ市場において，高いシェアを誇っている．しかしその一方で，フランスにおける同市場においては，Honda の存在感は大きいとはいえない状況が続いていた．PCX125 の発売以降，小型スクータカテゴリを中心に一定のシェアを確保するものの，多くのお客様の心をとらえるにはいたっていなかった (Fig. 4)．

フランスでは GT スクータと呼ばれるカテゴリが，この市場のメインカテゴリとなっており，市場の約 5 割を占めている．Honda のラインナップにおいては，S-Wing (Fig. 5) が GT スクータにあたるモデルとなる．PCX125 や SH125 などのコンパクトなカテゴリと比較して，125 cc という小排気量ながら，250－300 cc クラス同等のゆったりしたサイズのボデーを備え，高い収納力やウインドプロテクション性能を有することが特徴となる．



Fig. 3　The SH125

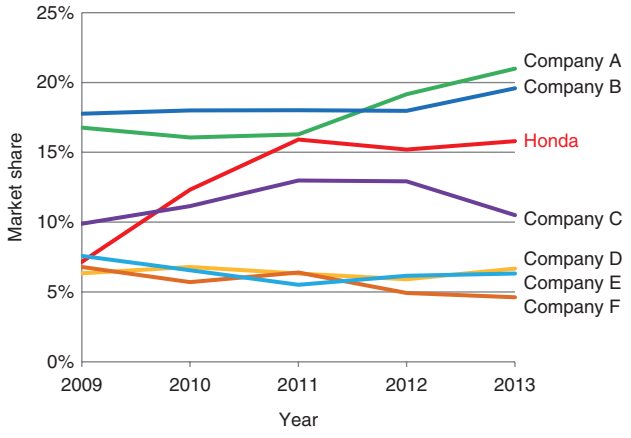


Fig. 4　Transitions of market shares for 110 to 125 cc class scooters among manufactures in France (from Honda internal material)

S-Wingは，2007年の発売から8年が経過している．発売当初はクラス初のABS装備など，技術的なアドバンテージもあったが，現在ではABSも珍しい装備ではない．燃費性能や動力性能も，他社をリードできるほどの性能ではなくなっている．

このような状況を打開するために，2013年，フランスの125 cc GTスクータ市場をメインターゲットとしたForza125の開発をスタートすることになった．まずは，お客様の心をとらえるには何が必要かを知るために，現地で市場調査をおこなった．



Fig. 5　The S-Wing

3．フランス市場調査

この調査は，フランスの市場において，お客様の求めているものが何かを明らかにするためにおこなった．そのために，実際にどのような環境で，どのような使い方をしているのかを調べた．また，GTスクータがなぜ求められるのか，そして，S-Wingなどの既存のGTスクータでは何が足りないのかを調査した．これらの調査を通して，Forza125はどうあるべきかを導き出すヒントを見つけようと試みた．

3.1. 125 cc クラススクータの使用目的と使用環境

まず，フランスのユーザの125 ccクラススクータの使用目的や使用環境を調査した．

そのユーザのほとんどは，スクータを通勤に利用している．自宅に四輪車も保有しているユーザが多く，その四輪車が高価格帯の車両である場合も少なくない．二輪車の利用のほとんどは平日の通勤に限られ，週末の家族での移動には四輪車が用いられる．

彼らが通勤に四輪車ではなく，二輪車を使う最も大きな理由は，交通渋滞と四輪車の駐車場の不足である．フランスの都心部では，通勤時間帯を中心に，高速道路，一般道を問わず慢性的な渋滞が発生している．その渋滞を回避するために，彼らは125 ccクラススクータを利用している．加えて，フランスでは二輪車が市民権を得ており，四輪車の駐車場が不足しているのに対して，街中の多くの場所に駐輪場が整備されている (Fig. 6)．市民権があり，邪魔者，反社会的といったイメージがまったくないのも二輪車を選択する理由だろう．

通勤に使用されることから，スーツやレザーシューズなどのビジネススタイルでの使用に適し，ビジネスバックも収納できるなどの理由で，スクータタイプが選択されている．また，レッグシールドなどによって，ある程度の雨風をしのげることも選択の理由だ．

フランスの人々は125 ccクラススクータに，取り回しのしやすさと必要最小限のパワーを備えた，機動性の高い便利な道具という認識を持っている．特に付帯免許で二輪車通勤をするユーザは，125 ccを超える排気量の二輪車は選択肢として意識されない．二輪車にまったく興味がなかったビジネスマンが，渋滞回避を目的に突然スクータに乗り始めるようなケースもめずらしくない．しかし，彼らのほとんどは趣味としての二輪車への興味はない．

このように125 ccクラススクータは，フランスの多くのユーザにとって，通勤のための非常に便利な道具である



Fig. 6　Parking spaces spotted in a city area of France

と認識されている．そして，彼らは 125 cc クラススクータが四輪車と比較して単に安いからではなく，効率や利便性を検討した上で，「賢い選択」の一つとして選んでいるのである．

3.2. GT スクータを選択する理由

では，なぜフランスの 125 cc クラススクータ市場では，PCX や SH などのコンパクトなモデルではなく，より大きな車体の GT スクータが大きなシェアを占めているのであろうか．最も大きな理由は通勤時の高速道路の利用である．フランスは欧州の他の多くの国と異なり，125 cc の二輪車で高速道路を走行することが可能である．そのため首都圏から少し離れたアーバンエリアでも 125 cc の二輪車での通勤圏内となっている．郊外の自宅から都心のオフィスまで，毎日片道 30 km 程度，往復で 50－70 km の距離を走るユーザも少なくない．つまりフランスのスクータ通勤ユーザは，高速道路での高速巡航と市街地での渋滞路を，複合的に走行することになる．高速道路では，一定の時間を 100 km/h を超える速度で走行するため，一般道の走行を主に想定したコンパクトなモデルとは異なる機能，性能が求められる．高速巡航するための動力性能や，雨風をしのぐ高いウインドプロテクション性能，ふらつかない安定感ある走り，長時間の連続走行でも疲れにくい十分な肉厚のシート，前を見通せる高いアイポイントなどである．これらの性能を有している 125 cc GT スクータは，高速道路を利用できるというフランスの特殊な使用環境に合わせることで，進化を遂げてきたカテゴリといえる．

フランスでは，PCX などのコンパクトなスクータも，燃費の良さや，アイドリングストップなどの環境装備を備えていることで，市街地に適したコミュータとして認知されつつある．都市部に住むユーザは近距離移動が主となるため，これらのコンパクトなモデルを選ぶユーザも多い．しかし，これらコンパクトなスクータは，シティコミュータという役割ゆえに，高速巡航をこなす動力性能やウインドプロテクションは重視していない．高速道路を利用するユーザの使用環境に対しては，充分なユーザビリティを備えているとはいえない．

3.3. GT スクータユーザの声

普段，GT スクータを使用しているユーザの声も聞いた．すると現状の GT スクータに必ずしも満足していない状況が浮き彫りになってきた．

まず，動力性能に重きを置いた GT スクータといえど，高速道路での追越し加速時や，街中での発進加速時には，パワー不足を感じるという声が多数聞かれた．したがって，モデルの選択の際にも動力性能に大きな関心が置かれていた．すなわち，ユーザが既存の GT スクータに対して不足を感じている性能は，動力性能であった．

次はボデーサイズである．GT スクータは，ウインドプロテクションの向上，ラゲッジ積載スペースの拡大といった，ユーザのニーズに応じるために進化をしてきた．しかしその一方で，これらの要求に応えるために，一部の GT スクータは車体サイズを大幅に拡大していた．大きくなることで，ウインドプロテクションや積載性には有利になるものの，市街地走行時の機動性を損ないつつあった．特に渋滞時は，機動性の確保は非常に重要であるため，それに適した車体サイズをユーザは求めていた．すわなち，ユーザは高速道路を巡航するのに適した大きな車体サイズと，市街地での機動性を確保するコンパクトな車体サイズという，どちらの要求をも満足する最も適切なバランスを持った車体サイズを求めていた．

スタイリングも，非常に重視している要素であることが明らかになった．GT スクータ自体は認知度も高く，ネガティブな印象は持たれていない．一方で，スポーティ，スタイリッシュという印象が強く持たれているわけではなかった．125 cc スクータという製品自体が，必ずしも趣味商品ではなく実用品と捉えられていたため，主に機能に対して高い関心が向けられていた．しかし，最近では，通勤に利用するスクータにも，よりスポーティで先進性を感じるスタイリングを求め始めていた．したがって，高い動力性能だけでなく，その動力性能に見合ったスタイリングを備えていることも重視されるようになっていた．すなわち，既存モデルのデザインには，ユーザの求める動力性能を表すようなスタイリング，スポーティさやスタイリッシュさが不足していた．

また，前述したように，このカテゴリのユーザの多くは，二輪車ユーザであると同時に，四輪車のユーザでもある．したがって，外観デザインの質の比較対象は四輪車となる．そのようなユーザがスーツで街中を走るため，コミュータバイクであっても視覚的な品質や高級感，デザインのクオリティに対する要求値も高い．チープに見えるもの，性能が悪そうに見えるものは好まれない．すなわち，二輪車にも四輪車レベルの質感を求めていた．

このカテゴリのスクータユーザは，ある程度高い収入を持っている人が多い．すなわち，四輪車が購入できないから二輪車を使っているのではない．むしろ合理性や効率を考えた賢い選択としてスクータを選んでいる．したがって，第三者から，安ものに乗っている人，経済的に余裕がない人，とは見られたくないと考えている．しかし，こうした要求を充分に満たすデザインは必ずしも提供されていなかった．

このように，我々が対象としていたユーザは，既存のモデルのデザインに対して，いくつかの不満を持っていた．彼らは他人に自慢したい，目立ちたいというわけではない．しかし，確固たる存在感を放ち，所有する満足感やプライドが感じられるスタイリングを求めていた．ただの道

具としてのデザインではなく，それを超えるデザイン，スポーティでインテリジェンスを感じさせるデザインが必要だった．それと同時に，時代相応の先進性や新しい技術イメージも求められていた．

以上の調査結果により，我々は，上記市場要求に応えられる，まったく新しいGTスクータの開発の必要性を感じることとなった．すなわちS-Wingの延長線上ではなく，GTスクータの次世代スタンダードとなるような新しい車，それこそがForza125の目指すべき姿であると決定した．

本稿では，この開発の方向性に基づいて，具体的に進められたデザインのプロセスについて述べる．

4．開発のねらい

調査結果に基づいて，開発チームは今回開発するForza125が実現すべき事柄として，以下の6項目を決定した．

（1）動力性能
・従来のGTスクータを超えるカテゴリNo.1の動力性能（最高速，追越し加速，停止時からの加速性能）
（2）スポーティでインテリジェントなデザイン
・高い動力性能を体現し，軽快な走りを予感させるスポーティなスタイリングデザイン
・持つ喜びとプライドを感じさせるインテリジェンス性，クラスを超えた質感や存在感を感じるスタイリング
（3）Highwayユース；高速道路走行時の快適性，利便性
・ウインドプロテクション性能
・風きり音対策
・広い視界と見通し性
・走行安定性
・ABSなどの安全装備
（4）Cityユース；市街地走行時の快適性，利便性
・通勤に適したユーティリティ
・市街地に適した快適性，機動性，取り回し性
・二輪車らしい爽快感
（5）先進性
・時代の進化をとらえた先進イメージを提供する技術
（6）経済性
・カテゴリNo.1の燃費性能
・１週間の通勤に対応する航続距離

以上に述べた実現項目を同時に満たすためには，以下に述べるような課題がある．

ウインドプロテクション向上のためには，通常フロント部のカウルやスクリーンのサイズを大きくする．しかし，カウルサイズの拡大は，市街地でのすり抜け走行の妨げとなり，機動性をスポイルする．また，スクリーンサイズの拡大は，二輪車らしい風を受ける爽快感も感じにくくなる．

また，市街地での快適性を向上させるためには，タイヤのサイズを大きくすることが有効である．しかし，タイヤサイズが大きくなると，リヤタイヤが動く範囲が大きくなり，ユーティリティスペースに利用できる空間が狭くなる．したがって，通勤に必要とされる十分なユーティリティスペースを確保することが難しくなる．

高速走行での安定性向上のためには，ホイールベースを長くすることが有効であるが，街中での機動性や取り回し性能が低下する．

今回の開発対象となる125 ccクラスのスクータは，販売価格もそれほど高くなく，ボデーのスペースも小さい．また，大型車並みのエンジン出力は期待できない．動力性能の観点から，車体の重量も大きくは増やすことはできない．

これらより，このようなモデルにおける，高速道路と市街地という，使い勝手のまったく異なる二つの使用環境における性能を満足させる開発は，非常に難易度が高いことがわかる．それゆえに，これらをすべてにおいて満足するモデルの登場は見られなかった．

しかし，我々はこのような非常にチャレンジングな課題に対して，Highwayユース，Cityユースの高い次元での性能の両立をねらいに掲げ，開発に取り組んだ．我々はこの新しいスクータを「New Stylish Sport」と呼ぶことにした．このスクータの開発によって，同モデルが次世代をリードするスタンダードGTスクータとなることを目指した．

5．デザイン設計の基礎となる仕様諸元

このコンセプトに沿って，達成すべき具体的な性能目標やディメンジョン，主要な仕様諸元を決めていった．それらのうち，エクステリアデザインを決定するにあたり関係の深い諸元をTable 1に示す．

エンジンには，eSPエンジンが採用されている[(1)]．eSPエンジンは実用的なパワーと低燃費を両立するHondaの新世代エンジンとして開発されたものである．本モデルにおいては，さらにこのエンジンをベースに4バルブ化を図り，高出力達成を目指した．最も注目した動力性能については，カテゴリNo.1の走りを達成するために，11 kW/8750 rpmの出力と，160 kg以下の装備重量を目標として設定した．

ホイールベースは，取り回しと走行安定性のバランスから1500 mm前後と設定した．

シート高は，高速道路走行時の見通し性と市街地での足つき性を考えて，780 mmと設定した．

タイヤサイズは，安定感と機動性，乗り心地のベストバランスを検討し，フロント120/70－15，リヤ140/70－14と決定した．これはS-Wingより一回り大きいサイズとなる．タイヤのサイズアップは乗り心地向上と共に，動力性能を感じさせるスタイリングを実現する上でも重要な要素となる．

Table 1　Target specifications of the Forza125

Item	Specification
Engine	eSP engine. 4 valves
Power	11 kW/8,750 rpm
Curb weight	160 kg or less
Wheelbase	1,500 mm
Seat height	780 mm
Front tire size	120/70-15
Rear tire size	140/70-14
Fuel consumption	2.29 L/100 km
Fuel tank capacity	11.5 L
Utility space capacity	48 L　Accommodating Full face helmet × 2 or Full face helmet × 1 + Business bag

2.29 L/100 km の燃費性能と 11.5 L の燃料タンク容量は，これらを組み合わせることで最大 470 km 以上の航続距離を可能とする．これにより，多くのユーザは 1 週間に 1 回の給油で済ませることができる．

ユーティリティスペースの容量や形状は，フルフェイスヘルメットを 2 個，もしくはフルフェイスヘルメット 1 個とビジネスバッグを収納できることを想定した．

6．スタイリングテーマとそれを実現させるプロポーション

6.1. スタイリングテーマ

スタイリングデザインをするにあたり，まずはそのテーマを設定した．GT スクータユーザにとって，最も関心の高い性能は動力性能である．デザインもそれにふさわしいスポーティなものを求めている．それに応えるために，デザインチームは，一目見ただけでユーザに性能の高さを伝え，それを理解してもらえるスタイリングが必要と考えた．「New Stylish Sport」Forza125 にふさわしいスタイリングテーマとして，ストレートに「走りの良さを体現するスタイリング」と設定した．

またさらに，差別化のためのデザインに陥ることなく，あくまで備えている機能にふさわしいデザインを追及しようと決めた．デザインによって機能をスポイルすることなく，機能を活かし，機能を表現することで，高いデザイン性を実現することを目指した．それは，毎日の通勤という，ある意味では最もシビアな使用環境では，デザインのために機能をスポイルすることを，ユーザは決して望んでいないためである．また，奇をてらったようなデザインでは，一定期間注目を集めることはあっても，長い期間にわたってカテゴリのスタンダードとは成りえないからである．

6.2. プロポーション

最初に，走りの良さを体現するスタイリングとはどのようなデザインなのかについて検討した．走りの良さを強く明確に伝えるには，カウルやディティール部分のスタイリング以上に，車両全体のプロポーションが非常に重要な鍵となるからである．

一般的に GT スクータは，ウインドプロテクションとラゲッジ容量の両立のため，どうしても車体が前後方向に長くなったり，タイヤを含む足まわりに対してボデーが大きくなったりする傾向があった．しかし，そのようなバランスでは，スポーティさはスポイルされてしまい，動力性能の高さを感じさせることは難しい．そこで本開発では，スタイリングで走りの良さを体現するために，マスフォワードバランスと台形プロポーションという，プロポーションにかかわる二つの要素を採用することを決めた．

ここでいうマスフォワードバランスとは，前に進む力強さとウインドプロテクション性能を強調し，人馬一体の動きを感じさせるデザイン手法の一つである．また，台形プロポーションは，ボデーを極力コンパクトにし，地面を踏ん張る足まわりの存在を強調することで，走りの良さ，機動力を表現するのに有効な手法である．これらはスポーツ系のモータサイクルで実践されることの多い手法であり，従来のスクータ系のデザイン手法とは大きく異なるスタイリングアプローチとなる (Fig. 7)．

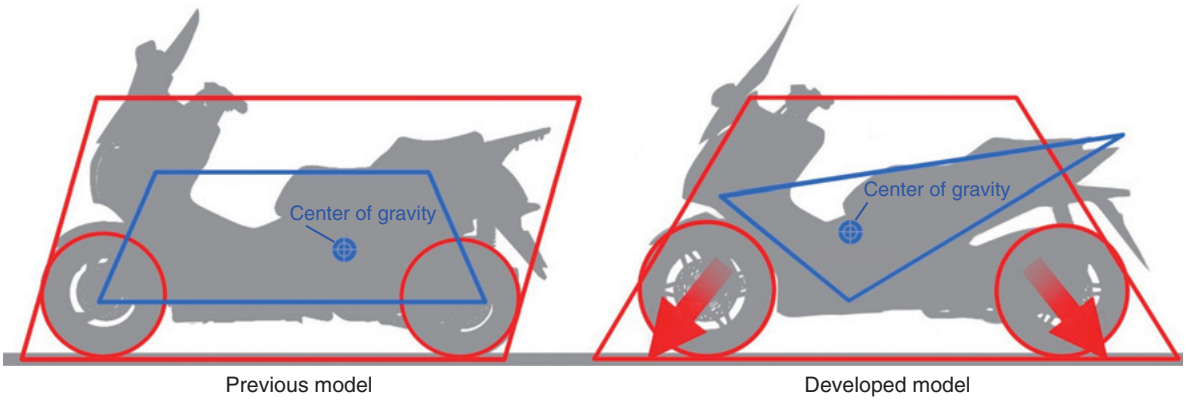


Fig. 7　Objective directions in design for the vehicular proportion of the Forza125

7. スタイリングデザインスケッチ

仕様諸元や装備を念頭に置きながら，マスフォワードバランスと台形プロポーションを表現するスタイリングを検討した．スケッチ作成においては，以下に述べる二つの意図を反映するスタイリングデザインをおこなった．

7.1. 機能を活かし表現するスタイリングデザイン

スタイリングテーマで述べたように，外観形状の多くが，スタイリングのためだけでなく，機能から生まれているのがForza125の特徴である．

理想のプロポーションと共に，スポーティで軽快なスタイリングや街中での機動性を成立させるためには，可能な限りカウルやボデーをコンパクトにする必要があった．一方で，ウインドプロテクション性能を得るためには，ある程度のカウルサイズが必要である．これらを両立するために，エアフローマネジメントを徹底したデザイン形状を考えた．すなわち，コンパクトなボデーでも充分なウインドプロテクションを確保しようと考えたのである．

スケッチの段階から，どのようにカウルから空気を剥離させるか，どこから風を取り込みどこから排出するか，といった風の流れを強くイメージしながらスタイリングを検討した．特にフロントカウルの面形状は，ライダの上半身や腕部のウインドプロテクションに直接的に影響する部分である．そこで，この部分のデザインについては，フロントカウル側面後端のリバース面によって風を剥離させるなど，多数のデザイン上の工夫を反映させている（Fig. 8）．

7.2. 知的な大人っぽさを表現するスタイリングデザイン

市場調査の結果が示すように，このモデルのメインターゲットは大人のビジネスパーソンである．しかも，成熟した欧州のユーザであることを考えれば，知的な大人っぽさや艶，色気を感じてもらえるデザイン，確かな存在感や所有する満足感を感じさせるデザインが当然期待される．したがって，デザインにはユーザのプライドを満たし，インテリジェンス性や質感を感じることが求められる．

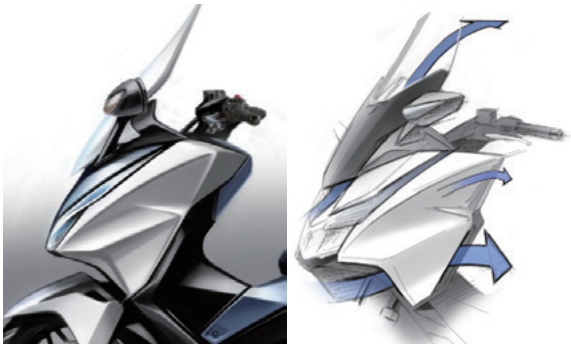


Fig. 8　Body shapes designed by thorough investigations on airflow management

大人っぽさや艶，色気を表現するために，フロントボデーやリヤボデーなどの外装部品には，ダイナミックでありながら流麗なキャラクタラインやサーフェス表現を取り入れている（Fig. 9）．同時にシャープで立体的なパーツ構成や，塗装部品と着色部品の配置バランスの工夫によって，大人を満足させるスポーティ性も際立たせている．

また一方で，知的さや高い質感を演出するために，機能部品に関してはメカニカルで硬質なデザインを施し，先進性や高い技術性を感じさせている．あくまで機能に沿って，ディティールまで徹底してデザインした（Fig. 10）．

これらの要素を取り入れることで，流麗で色気のあるボデーデザインと，メカニカルで硬質な機能部品の対比が，スポーティでありながらエレガントで，アグレッシブでありながらインテリジェンス性のある，Forza125独特の魅力が演出されている．

このようにして，機能を活かし，表現しながらも，欧州の大人のユーザに受け入れられるスタイリングのスケッチを完成させた（Fig. 11）．



Fig. 9　Character lines



Fig. 10　Design expressions evoking mechanical characteristics of functional parts



Fig. 11　Styling sketch of side view

8．具体的なデザイン施策の実践

8.1. 立体モデルにおけるデザイン

次に，これまでに述べたプロポーションやデザインの方向性を，立体のモデルに反映した．これは，下記のような作業を繰り返すことによっておこなわれる．

（1）クレイモデルの作成
（2）デザインデータの作成
（3）試作車の作成
（4）試作車による機能，性能の検証

本開発のデザインにおいては（4），とりわけ空力にかかわる性能と，その結果のデザインへのフィードバックに通常より多くの時間を費やした．

すなわち，

（1）コンパクトなカウルによる大きなウインドプロテクション性能の実現
（2）さまざまな体格のライダに対する最適なウインドプロテクションの提供
（3）風切り音低減などの快適性の配慮

を目的として，風のあたり方，あたる部位を，試作車を風洞に持込み実験することにより確認した．その結果に基づき，クレイモデラやエンジニアと共にカウルの細部形状の修正を繰り返した．風洞による確認と平行して，コンピュータシュミレーションによる検証，確認もおこないながら，スタイリングを熟成させていった．

こうした作業と合わせて，試作車をテストコースに持込み，ウインドプロテクション以外のさまざまな性能の複合的な検証もおこなった．これら検証の結果とテストライダから得た意見を元に，スタイリング面の更なる熟成をはかった．

本モデルのデザイン決定においては，操縦安定性とウインドプロテクション性能の両立が困難を極め，ディティール形状の変更などについて，納得いくまで妥協のないデザインの改良がおこなわれた．このような徹底した検証プロセスを経て，Forza125 の最終的なスタイリングデザインが完成した（Fig. 12）．

8.2. アジャスタブルスクリーン

ウインドプロテクションの最重要部品であるスクリーンは，スタイリングの印象にも大きく影響する要素である．早い段階からデザインを進めたが，Forza125 の開発で最もデザインが難しい部品であった．まず，十分なウインドプロテクションを確保するスクリーンのおおよそのサイズや高さ，形状を机上検討で導き出し，それをベースにデザインを検討していく．



Fig. 12　Finalized exterior design (for mass production)

8.2.1. スクリーンの効果とマイナス面

スクリーンを大きくすればウインドプロテクションは良くなり，高速走行時の快適性は増す．しかし，大きなスクリーンはメリットばかりではない．二輪車のスクリーンはインジェクション製法やホットプレス製法による樹脂製であるため，四輪車のフロントガラスのようなクリアで自然な視界を得ることが難しく，傷などもつきやすい．雨天時などはスクリーンに付着した水滴の乱反射などで，かえって視界を妨げることもある．また，二輪車独特の楽しさや爽快感は，四輪車と違い，身体で風を感じられるところにある．大きすぎるスクリーンはその爽快感をもスポイルしてしまう．

8.2.2. ライダの体格とスクリーンサイズ

こういったさまざまな要素をバランスさせるには，ライダの体格に合った，ちょうど良いスクリーンサイズが求められる．しかし当然，最適なスクリーンサイズはライダの身長や体格によって変化する．例えば小柄なライダには最適なスクリーンサイズでも，長身のライダにとってはサイズが小さく，十分なプロテクションが得られないことが考えられる．一方，長身のライダに最適なスクリーンだと，身長の低いライダにとっては前方視界の妨げになってしまったりする可能性がある．幅広いユーザの体格にマッチするスクリーンはどうあるべきか，チームで議論を重ねた．

8.2.3. アジャスタブルスクリーンの採用と制約

最終的に決定した解決手法は，アジャスタブルスクリーンの採用であった．

大型のツアラーモデルの一部では採用されているアジャスタブルスクリーンだが，過去に 125 cc クラスの二輪車で採用された例はない．しかし，多くのユーザに最適なウインドプロテクションを提供でき，なおかつ二輪車の風を受ける爽快感も感じてもらえる方法はこれしかないと考えた．

125 cc スクータの一般的な販売価格を考えると，パーツ点数を大幅に増やす，高価な部品を使用するなど，高コストな仕様にすることはできない．それら制約を踏まえた上で，スクリーンアジャスト用レールの保護や空力，耐久性，使い勝手を加味しながらスタイリングを成立させる必要がある．そのための手法として，スクリーン前方に Fig. 13 の写真に示すバイザを設定し，アジャスト機構部分を覆うデザインを考えた．それにより，アジャスト機構の保護をしながら，従来の GT スクータよりもスクリーンをコンパクトに見せることが可能となった．また，スタイリッシュでスポーティでありながらも，個性と存在感を感じさせる独特のフェイスデザインにも寄与することとなった．なおスクリーンを下げた際には，このバイザの下に収納される．

さらに，バイザ下部のダクトから取り入れた風をバイザ背面で整流し，スクリーン背面から排出することで，ライダにより良いウインドプロテクションを提供している (Fig. 14)．

8.2.4. スクリーンデザインの決定

アジャスタブルスクリーンも，ボデーカウル同様，コンピュータシュミレーションや風洞実験室での実車による検証をおこないながら，仕様やデザインを徐々に固めていった (Fig. 15)．

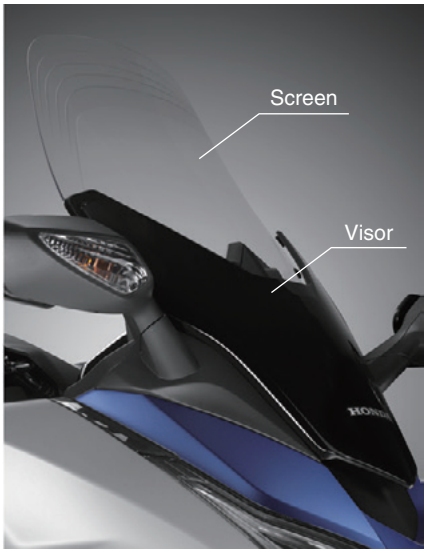


Fig. 13 Adjustable screen and visor

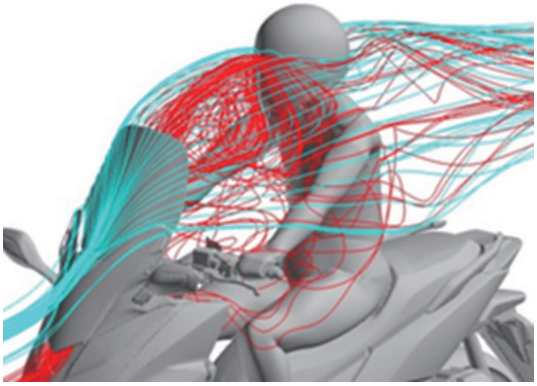


Fig. 14 Airflow straightening effects generated behind the screen, where red lines show the straightened flows behind the screen



Fig. 15 Design verification using wind tunnel

最終的にスクリーンの高さは，120 mm の可動域で，6段階のポジションに変更が可能な仕様とした．これにより，さまざまな身長のユーザに対して，快適な高速道路走行を提供することが可能となった．また，ウインドプロテクションが不要な場合は，スクリーンを下げることで，二輪車らしい爽快感ある走行を楽しむこともできる．

8.3. ディティールデザイン

車両全体のプロポーションやカウル以外のディティールも，機能性や利便性，安全性を考慮してデザインを展開した．その中でも，本モデルにて，特に焦点をおいた仕様やデザインについて以下に示す．

8.3.1. ウインカミラー

フランスでは，渋滞時の高速道路で，二輪車が四輪車の間をすり抜ける際に，ハザードを点滅させるのが一般的である (Fig. 16)．そのため，フロントウインカは，高い位置にあるサイドミラーに搭載した (Fig. 17)．そうすることで，ウインカが車などの障害物の陰に隠れるのを極力防ぎ，被視認性を高めることができる．また，これによって，一般道においても他のライダや歩行者からの被視認性向上にも寄与できる．



Fig. 16　Congested motor highway circulated around the city of Paris

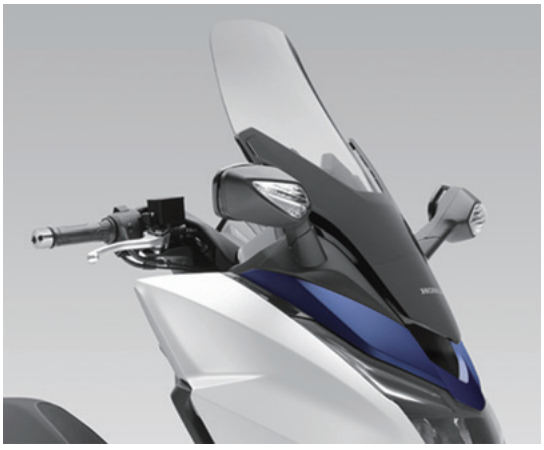


Fig. 17　Side mirrors installed with turn signal lights

8.3.2. 足まわり

前後ホイールは，最新のモータサイクルトレンドを意識した軽快さを持ちつつも，力強いデザインとすることで，走行性能の高さを感じさせている (Fig. 18)．リヤサスペンションユニットは，台形プロポーションを引き立てつつ，振動を軽減し乗り心地にも適した取り付け角度としている．

8.3.3. 灯火系

LED のデュアルヘッドライトは，導光板によってライン状に発光させる LED ポジションライトと組み合わせることで，シャープで精悍な表情を与え，存在感を発揮するデザインとした (Fig. 19)．また，LED テールアンドブレーキライトは，発光面を M 字状とすることで特徴的なデザインとし，後方からでも一目で Forza125 とわかる個性を際立たせた (Fig. 20)．



Fig. 18　Front wheel and front fork with bottom case



Fig. 19　Dual LED head lights and LED position lights



Fig. 20　LED tail and brake light

8.3.4. ユーティリティスペース

ユーティリティスペースは，同一車両カテゴリトップレベルの積載スペースを確保した．リヤボデー内のユーティリティボックスは 48 L の容量があり，付属の仕切り板を組み合わせることで，さまざまな使用形態に対応できる (Fig. 21, Fig. 22)．また，フロントボデー内のグローブボックスにはシガーライターソケット型アウトレットを装備し，スマートフォンなどの充電も可能にした (Fig. 23)．

8.3.5. インストゥルメンタルパネル

インストゥルメンタルパネルは，ユーザが車両を使用する際に，頻繁に眺めるエリアである．そのため，ユーザが車両の質感や，そのデザインに対する満足感を感じる，デザイン上重要なエリアの一つである．四輪車の質感が基準になっているユーザに対し，シンプルで機能的でありながら，より高い質感を感じさるよう，以下の点に配慮しデザインをおこなった (Fig. 24)．

(1) スピードメータとタコメータはアナログ式とし，大人っぽい落ち着きを演出した．

(2) メータ周りは塗装仕上げのフレームで囲んだ．これによって質感を高め，また，従来のスクータとの違いを表現した．フレーム色は，昨今の四輪車のインテリアでのトレンドでもあるグロスブラックとした．これにより，周囲の Polypropylene (PP) 製樹脂パーツとの質感の差を出している．派手さではなく，大人の洗練されたデザインを意図した．

(3) 上記フレームによって，内側のメータおよびインジケータ類と，外側のインフォメーション Liquid Crystal Display (LCD) を視覚的に分断し，かつ奥行きの差異をつけた．これにより，四輪車のインストゥルメンタルパネルのような立体感を演出した．

(4) インフォメーション LCD には，通勤時に便利な時計をはじめ，燃費計なども装備した．

(5) ハンドルカバーなどにもメータと同様のグロスブラックの華飾パーツを加え，インストゥルメンタルパネルの周辺部分にも，質感向上の表現を施した．

(6) さらに強い主張を求めるユーザに向けて，ボデーカラーに合わせて塗装したメータフレームや，ハンドルカバーなどの，アクセサリパーツを用意した (Fig. 25)．



Fig. 21 Utility space under the seat

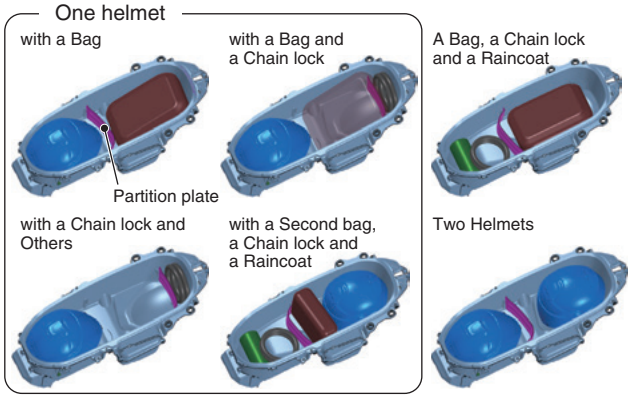


Fig. 22 Examples of practical uses of the utility box



Fig. 23 Glove compartment



Fig. 24 Instrument panel



Fig. 25 Example of furnished accessory parts

(7) ハンドルカバーは，アフターメーカのスマートフォンホルダなどの取付けも想定し，ホルダ装着時も外観を損ねず，すっきりと収まるようなデザインとした(Fig. 26)．

8.3.6. CVT ケースカバー，エアクリーナケースカバー

スクータ型ではないモータサイクルのデザインにおいて，エンジンの外観は動力性能の高さなどを表現する上で重要なパートを担う．しかしながらスクータでは，外観ボデーパーツに覆われて，エンジンはほとんど見えない．本モデルにおいては，優れた動力性能を感じさせるデザインの実現を一つの目標としていた．そこで，本モデルでは，エンジンの持つ高いポテンシャルを，エンジンの外観の代わりに，動力伝達機構を収めている CVT ケースカバーのデザインによって表現することとした．その手法として，半光沢のシボ仕上げ PP 製部品を背景として，光沢のある塗装仕上げ部品を前面に配置し，スポーツ系モータサイクルのスイングアームのイメージを表現した．加えてエアクリーナケースカバーもメカニカルで硬質感のあるものとすることで，高出力化されたエンジンであることを感じさせるデザインとした．エアクリーナケースカバーのデザインでは，機能的にも，吸気口からの泥や水の侵入を防ぐ形状となっている．

このように機能系パーツの細部にわたり，その機能とスタイリングコンセプトに沿ってデザインすることで，車両全体のイメージを統一し，質感向上に寄与している(Fig. 27)．

8.4. カラーリング

全体で５タイプのカラーバリエーションを設定した(カラーバリエーションは，販売する国によって若干の差異がある)(Fig. 28)．欧州のスクータは，販売比率のほとんどをモノトーン系のカラーが占める．これは，毎日の通勤に使われることが多いため，さまざまな服装に合わせやすくするなどの理由からである．そこで，５タイプ中４タイプは，ブラックやガンメタリックなどの，シックなモノトーン系カラーを採用した．

しかしもう一つのタイプは，フランスの人々の感性やファッションに合う，そのような想いで，あえて特徴的なカラーリングを設定した．マットホワイトとマットブルーを組み合わせ，強い存在感を放ち，人々の生活に彩りを与え，スポーティでありながら大人っぽい艶を感じさせるようなカラーリングを施した．ホワイトとブルーという組み合わせは，ハイコントラストな組み合わせだが，両カラーをマットカラーとすることで，主張しすぎない落ち着きあるデザインとした．このようにして，特徴的でありながら，決して奇抜ではないカラーリングを実現している．



Fig. 26　Example of smart phone installation



Fig. 27　Covering of CVT case and covering of air cleaner case



Fig. 28　Color variations

9. 市場の反応

Forza125は2014年10月にパリモーターショーで発表され，2015年4月に販売が開始された．

この発売時期を含む短期間での結果ではあるが，フランスでの同年1月から7月の累計販売台数において，125 ccスクータカテゴリトップの販売台数を記録した（Fig. 29）．それにより，フランスにおけるHondaの125 ccスクータカテゴリのシェアも大きく伸びている（Fig. 30）．ユーザやジャーナリストへの聞き取りでも，Forza125は非常に高い評価を得た．その中でデザインは，特に高い評価を得ることができ，車両全体の評価に大きく貢献した．

また，カラーリングデザインに関しては，通勤で多く使用されるスクータであるにもかかわらず，マットホワイトとマットブルーのコンビネーションのカラータイプが，カラー別販売比率で25%を占めた．これは，全5タイプ中二番目に多い販売比率となっている（Fig. 31）．このことは，我々がForza125のカラーリングに込めた想いと，フランスの人々の感性が一致したことによるものと考えられる．

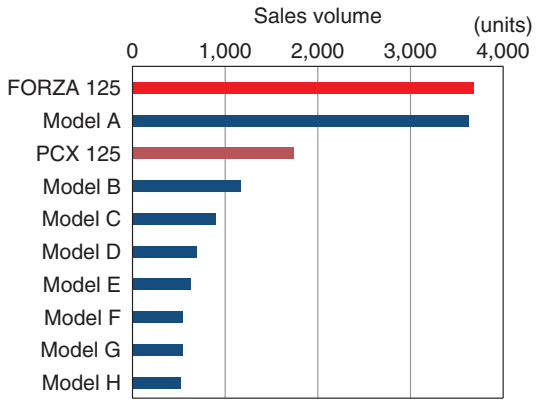


Fig. 29 Top ten models in accumulated sales units of 110 to 125 cc class scooters in France (January to July, 2015) (from Honda internal material)

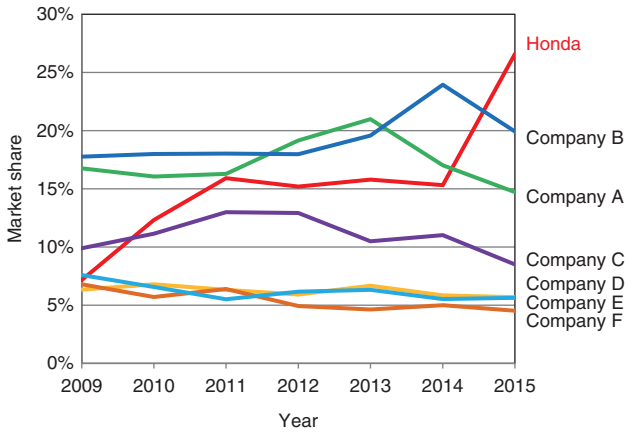


Fig. 30 Transitions of shares among manufactures for 110 to 125 cc class scooters in France (until October, 2015) (from Honda internal material)

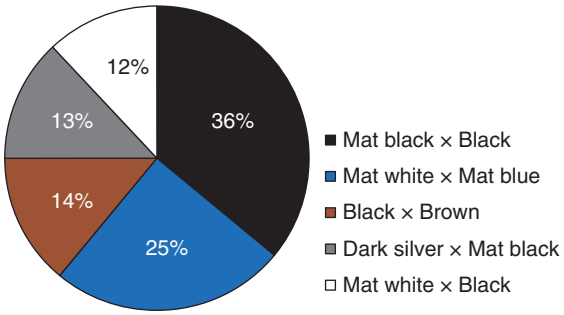


Fig. 31 Constituent proportions of vehicle body color variations for the Forza125 in sales

10. まとめ

市場調査に基づく顧客ニーズの把握を踏まえ，Forza125の開発では，まったく新しいGTスクータの創出を目指した．

その利用形態を反映し，車両開発においては「New Stylish Sport」をキーワードとし，Highwayユースと Cityユース，それぞれで求められる性能を高い次元で両立させることを目標に掲げた．スタイリングデザインにおいては，知性や艶といった魅力だけでなく，その高い動力性能の高さを体現することを目指した．その実現のために，ウインドプロテクションを最大限に引き出すことなど，機能性を織り込んだスタイリングを徹底した．

その結果，Forza125は市場において，好感を持って受入れられ，我々がスタイリングにおいて目指した事柄が実現していると評価している．

しかし，製品に対する真の評価は，ユーザが長い時間使い込んだ後に現れてくる．したがって，今後も我々は，製品に対する市場の声に耳を傾け，お客さまの目線でものを見て熟成を重ねていきたい．そのことで，これからもForza125がお客様にとって，真のスタンダードモデルと認められ続けられるようにしていきたいと考えている．

参考文献

（1）http://world.honda.com/Global-125cc-engine/

■著　者■



西本太郎

新型 50 cc スタンダードスクータ，Tact のデザイン

Styling Design of New Tact, 50 cc Standard Scooter

大　坪　　守*
Mamoru OTSUBO

要　旨

成熟した日本の 50 cc スクータカテゴリ市場において，既存ユーザの期待に応えると同時に，エントリーモデルとしての魅力も備えた，新たなスタンダードスクータの開発が求められていた．市場調査におけるお客さまの声からは，特定の特徴や個性を持たせるよりも，使い勝手の向上につながる柔軟性が重視されると考察された．すなわち，それぞれのユーザがベストなパートナとして使用できるニュートラルなモデルが求められているということであった．そこで，キーワードを「安心感」と定め，装飾的ではなく，機能や使い勝手から来る必然的なスタイリングデザインの創出を目指した．また，Honda にとって初の 50 cc スクータである初代 Tact と，本モデルが目指すものが一致していたことから，ネーミングも Tact が選択された．それにより，多くのマスコミからも取り上げられることとなり，ユーザや販売店にも，モデルのコンセプトをストレートに伝えることができた．ユーザの好みや持ち物に合わせて選択可能なカラーリングも含め，ユーザの良きパートナとして，生活を便利に，快適にサポートできるモデルに仕上げることができた．

ABSTRACT

The development of a new scooter to be recognized as a next standard model has been required for the market of 50 cc scooter category in Japan, which is already in the status of its maturity, to respond to the requests from existing users providing features attractive enough as an entry model as well. Through the results from our market survey, it was found that flexibility in design to provide usability enhancements was considered to be more important than that for having features or uniqueness of a product. That is, the neutrally featured model, which is suitable to be the best partner for every individual user, was requested. Accordingly, the key word of the exterior design was defined as “relieved feeling” aiming at a creation of styling design based on logical consequences from the functions and usability, keeping away from embellishments. The model name was inherited from the first generation Tact, which was the first 50 cc scooter from Honda, because the goal the development for the first Tact was identical with that for our developing model. Because of that naming, it attracted the interests of many media people and made it easy to straightforwardly introduce the vehicle design concept to dealers and customers. Through this development, including coloring options selectable to fit a user’s preference and belongings, a scooter that pleasantly supports their lives with conveniences acting as a good partner was successfully established.

1．まえがき

日本特有の車両区分，免許制度のもと，原動機付自転車市場に育ったのが，50 cc スクータカテゴリである．免許証取得のしやすさ，シンプルな運転操作，その廉価な価格帯から，二輪車のエントリーカテゴリとしての位置づけにある．現在も一定の需要のもと，50 cc スクータ市場には，各社から多様なモデルが投入され，さまざまなお客さまのニーズに応えている．その主なるユーザ層は，若者から 40 代以上の大人に変化し[1]，1980 年代から 90 年代に見られたような，特定のモデルが爆発的に売れるようなことは少なくなった (Fig. 1)．

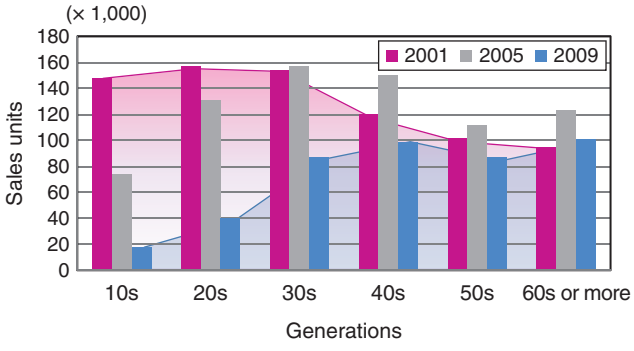


Fig. 1　Generation transitions of motorcycle buyers in Japan

＊二輪 R&D センター

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2016_28_1_14

しかしながら，50 cc スクータが持つ上記利便性などから，この商品を必要とし，愛用してくださっているユーザは，現在でも決して少なくない．また，若い人たちにも，これら有用性に共感してもらうことが，今後の二輪市場には不可欠であると考えた．

そこで，既存のユーザの期待に応えるとともに，エントリーモデルとしての魅力を備えた，新たなスタンダードスクータの開発をおこなうこととなった．

2．市場調査

2.1. 大都市圏における使われ方

本モデルの場合，スタンダードスクータという位置づけから，さまざまなお客さまに訴求する必要がある．そのため，絞り込まれたターゲットユーザにアピールするなどの条件設定はできなかった．そこで，まずはユーザ数の多い大都市部の販売店にて，50 cc スクータユーザの実態調査を実施した．そしてこの調査により，主に Honda における現在のスタンダードスクータ，Today (Fig. 2) と Dio (Fig. 3) に関する情報を収集することができた．

まず，Today については，価格を重視するユーザが多いということが確認できた．Today は Honda における最廉価商品であり，これはほぼ予想のとおりの結果であった．そして本開発に大きな影響を与える，Today のデザイン訴求ポイントに関する情報も入手することができた．

Today は，廉価ではあるがチープなイメージにはしたくない．そこで，このモデルにとってのアイデンティティを表す要素として，ファッショナブルなモデルのイメージを取り入れた．カバーレスのハンドルパイプや，独立したヘッドライト，メータは，それを反映した仕様であった．しかし今回の調査で，その意図が必ずしも広く受け入れられていないということが明らかとなった．その仕様をおしゃれな要素として捉えてくれる若者層が存在する一方で，従来の樹脂パーツでカバーされたハンドル周りの仕様を好む年配層も存在するということである．同様の情報は，複数の販売店から聞くことができた．

また，Dio については，新規のユーザとともに重要なターゲットである，乗換えユーザの声も多く聞くことができた．まず，50 cc スクータを Honda 製品の中から選ぶという前提で意見を聞いた．調査をおこなった時点で，Giorno (Fig. 4) や Zoomer (Fig. 5) という，ファッショナブルで，特徴的なスタイルの高価格帯のモデル群も存在していた．しかしながら，いわゆる普通な感じのモデルを求めると，Today か Dio に絞られてしまうという．さらには，



Fig. 2　Exterior view of the Today



Fig. 4　Exterior view of the Giorno



Fig. 3　Exterior view of the Dio



Fig. 5　Exterior view of the Zoomer

上記年配のユーザにとっては，ハンドル周りに加えてボデーまわりのつくりもかつてのモデルと似通っている Dio しか選択肢がないといった意見もあった．

そこで，さらなるユーザマインドの深彫りをするために，スクータ販売数の多い地方都市におけるユーザについても，調査をおこなった．

2.2. 地方都市における使われ方

地方都市における 50 cc スクータは，大都市と比較して多様性があり，より生活に密着した存在であることに変わりがないことが，直接市場を見回ることで確認できた．

大都市では，公共交通機関が充実し，便利な移動手段が数多くある．しかし，地方の都市によっては，公共交通網は限られたものになる．そのため 50 cc スクータは，生活を支えるライフラインの一つとして，しっかりと定着している．

まず交通の要所である駅周辺には，多くの公営，民営の駐輪場が整備されている．朝の通勤時間帯には，スーツや学校の制服姿の通勤通学スクータユーザたちが，コンパクトにまとめた荷物をシート下や足元のフロアに置き，次々と駐輪場に入っていく．

高台にある大学の駐輪場に行ってみると，通学の必需品として先輩から引き継がれたのであろう低年式のモデルが，数多く止めてあった．その中には，個性的なドレスアップを施したモデルも見掛けられた．

また，女子学生の多い専門学校の駐輪場では，Giorno などのファッション系のモデルが圧倒的に多く止めてあった．さらに，流行色を反映してか，車体カラーも同じ傾向のものが多く並んでいた．

そして，買物時間帯のスーパーマーケットの駐輪場では，Today や Dio を数多く見ることができた．そこでは，スクータのスタイリングとは一切関係なく，車体の前後にバスケットを装着，あるいはステップフロアに空きダンボールを置くなど，積載性を高めている車両を数多く確認した (Fig. 6)．そこに購入した商品を満載し，家路につくのである．



Fig. 6　User using the Dio equipped with both of front and rear baskets for delivery

以上の調査結果より，これからのスタンダードスクータには，ファッション性やスポーツ性などの特徴を持たせることより，使い勝手の向上につながる，さまざまな要望に応えられる柔軟性が重要であることがわかった．技術の進歩に伴う，基本的な性能の向上も必要ではあるが，それぞれのユーザがベストなパートナとして使用できるニュートラルなモデルを求めていることが確認できた．

3．コンセプト

3.1. ユーザの想いと開発の目標

前章の市場調査により，50 cc スタンダードスクータに対するユーザの想いを確認することができた．例として，年配のユーザにとっては，新しさや違いの表現が，違和感と感じる場合があるということ．また，買物主体の主婦が，スクータのスタイリングにかかわらず，積載性を追及していることなどである．すなわち，いかにユーザの使い勝手になじむかが，一つの重要な選択条件となるのである．

本モデル開発における我々の目標は，幅広い範囲のユーザのさまざまな要望に応えることである．したがって，スタンダードスクータとして求められる機能を洗練し，それが新たなお客さまに対しても魅力となることが必要となる．それと同時に，大きな変化を求めないユーザにも，親しみを感じてもらえることもたいせつと考えた．お客さまが，これなら欲しいと思っていただけるような商品であるために，心に響く共通の魅力について，客観的，かつ柔軟に考えをめぐらすことが必要であった．

3.2. キーワードの選定

前節で述べたユーザの想いから，我々は開発のキーワードを「安心感」と定めた．この言葉には，ドキドキときめくような刺激はない．しかしながら，おおらかで，商品の機能と外観のすべてを包み込んだ，人々の生活にやさしく寄り添う想いが込められている言葉である．

3.3. コンセプト

スタンダードスクータの主たる使われ方は，生活の足である．それぞれのユーザの日常生活に必要な道具の一つとして，その役目を担っていくものである．安心感を持って使えると感じてもらえることこそが，さまざまなユーザのさまざまな要求にこたえる，目指すべき根本的なコンセプトなのである．

技術の進歩がもたらす利点は積極的に活用するが，それが価値の押し付けになっては，このモデルの目指すところではなくなってしまう．それよりも，だれもが安心感を持って使えると感じることのできるモデルの実現が命題となる．

4. ベースモデルの選択

本モデルのコンセプトを具現化するためのプラットホームには，既に販売されている 50 cc スクータ Dunk[2] と共通のものを用いた (Fig. 7)．基本性能と使い勝手の向上を目的に，新たな 50 cc スクータ専用プラットホームとして，エンジンおよびフレーム骨格のすべてが新規開発されたものである．これを用いることにより，最新の性能がもたらす安心感を手に入れつつ，価格の上昇を抑えることが可能となった．



Fig. 7 Body frame configuration and exterior view of the Dunk

5. スタイリング

ユーザに安心感を提供できる，外観上の特徴について，いくつかの項目に分けて以下に示す．

第一に，シートの高さをはじめとした，車体のサイズ感の設定が重要となる．移動のための手段としての，扱いやすさや，乗りやすさといった，乗車における「安心感」である．

次に，各種収納など，使用目的に合った機能がきちんと備わっていることが重要となる．使い勝手における「安心感」の提供である．

また，長期の使用にも耐えうるタフさを感じる外観も重要である．廉価な価格帯のスクータであっても，すぐに壊れてしまいそうな華奢なつくりでは困る．購入時の「安心感」も忘れてはならない．

そして，これらの要素を，見て分かる「安心感」としてスタイリングに表現することが求められるのである．

5.1. 条件の設定

安心感がユーザに伝わるスタイルを考える過程において，我々はいくつかの条件を最初に設定した上で，具体的な検討にはいった．作成したコンセプトボードを，Fig. 8, Fig. 9 に示す．

また，設定した条件を以下に示す．

(1) 重要なターゲット層である年配や女性のユーザを考え，取り扱いやすさにつながるコンパクトな外観であること．

(2) 駐輪時などに押し引きしやすい，位置が高めのハンドルであること (Fig. 10)．

(3) さまざまな体型のユーザが使うことを想定し，フラットで自由度の高いステップフロアとシート形状であること．

(4) オプションパーツのフロントバスケットを装着した際にも，できるだけ前方に出っ張らず装着できるよ

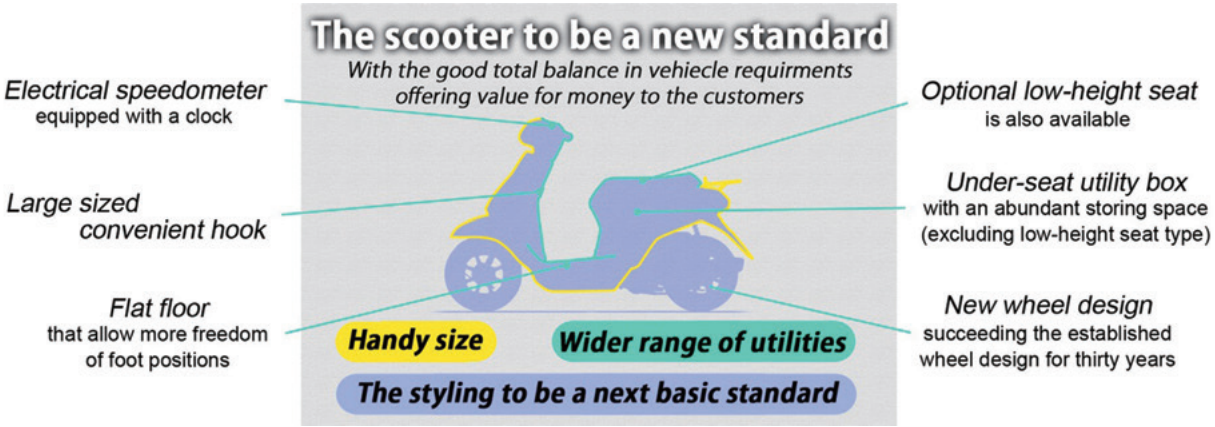


Fig. 8 Conceptual descriptions on specifications and equipment

う，角度を極力立ち気味にしたフロントカバーであること (Fig. 11)．

(5) 前輪の転舵方向がひと目でわかり，操作しやすい，独立型のフロントフェンダであること．

(6) 華奢な印象を与えないよう，全体のスタイリングや各パーツ形状が，シンプルかつ剛性感を感じる造形であること．

これらの条件をもとに，スタイリングの検討をおこなうこととなった．



Fig. 9　Conceptual descriptions on styling



Fig. 10　Styling sketches of front and rear quarter view for new standard scooter concept

5.2. デザインの手法

スタイリングデザインは，主に以下の点を意識した手法をもっておこなった．

(1) 全体サイズをコンパクトに収めるために，後端部分は，灯火器も含め，ぎりぎりまで各パーツの隙間を詰めてショートテールにする．

まず，外観ボデーパーツと，フレームをはじめとするインナパーツとのクリアランスを極力詰めた．特に全体の大きさ感に与える影響が大きい後端部分のテールライトには，同心円状多段リフレクタを適用し，コンパクト化を図った (Fig. 12)．

(2) 全体プロポーションを，水平基調よりやや後端が上がった印象の姿勢とし，程よい軽快さを表現する．

元気すぎず，鈍重でもない，ちょうど良いイメージに創り上げるため，ボデー後端の上側のラインを水平気味に，下側のラインをやや跳ね上げ気味に設定した．さらに，ボデーサイド中央にその中間を通る稜線を設けることで，軽快さと動きのあるスタイリング

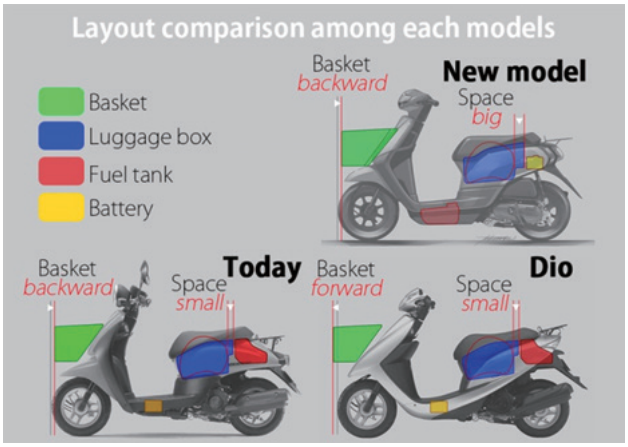


Fig. 11　Comparison of utility space arrangement of developed model with those of the Today and the Dio



Fig. 12　Exterior views of rear end of body including combination lamp assembly representing a short tail

に仕上げた (Fig. 13).

(3) 外観ボデーパーツの上質さとタフさを表現するために, シンプルで張りのある面構成を基調とする.

シンプルな面の造形をおこなうために, 大きめの外観ボデーパーツを用いることとした. ただし, 大きめのボデーパーツは, 抜き角 (金型からの脱型の設定条件の一つ) が厳しくなる傾向にある. そこで角の丸みの付け方を, 徐々に変化させるなどの工夫により, 抜き角の条件をクリアしながら, シンプルで張りのある面を創出した. また, タフさの表現を補強するため, 各部の稜線を強調し, 端末に厚みのある折り返し面を設定した. その折り返しの稜線により, 稜線で囲まれたシンプルな面もよりコンパクトになり, メリハリのある形状を表現することができた (Fig. 14).

(4) 塗装面の傷付きに配慮し, 駐車時や, 荷物の積載時などに接触が起きやすい部分には, 着色樹脂パーツを採用する.

日常での使い勝手を考えた時, 上記の配慮は大きなメリットとなる. 駐車時に接触しやすいレッグシールドとステップフロア回りや, リヤキャリアへの荷物の積載, ヘルメットボックスへのアクセス時に接触が避けられない車体後方周りなどには, ダメージの少ない着色樹脂パーツを採用した. さらに, それらが塗装パーツより張り出した形状とすることで, 塗装面への傷付きを防止する役割も持たせた (Fig. 15).

(5) フロントビューの質感を高めるために, 左右ウインカ一体型のマルチリフレクタ方式ヘッドライトを採用する.

ハンドル周りの構成は, 50 cc スクータとしては一般的な, 樹脂パーツでカバーされた仕様とし, 普及の進んだマルチリフレクタ方式のヘッドライトを, ウインカと一体にして組み込んだ. マルチリフレクタ方式ヘッドライトは, レンズカットがほとんど入らないため, リフレクタの意匠が質感表現の重要な要素となる. しかし, 法規的な制約や実用面での明るさ確保などから, 意匠そのものの自由度はそれほど高くない. 本モデルでは, ヘッドライト部の下端から左右のウインカの上端へ連なる稜線を強調することで, 一体感と動きのある表現を施した. これにより, 機能的条件をクリアしながら, 質感の高い灯火器とすることができた (Fig. 16).



Fig. 13 Exterior design scheme of the Tact



Fig. 15 Arrangement of colored parts on the Tact



Fig. 14 Intensified expressions of rigidity applied to exterior part



Fig. 16 Design concept for headlight and accented lines surrounding turn signal lights

（6）一目見て，読み取りやすいスピードメータとするために，視認性に優れた文字を見やすく配置し，配色にも配慮する．

たいせつなターゲット層である年配のユーザに配慮し，短時間に情報伝達がおこなえるよう，レイアウト可能な範囲で，大きなサイズの文字を使用した．また，全体の色調に関しても，色数を絞ることで，メータの印象をスッキリとさせた（Fig. 17）．

（7）足元の軽快さを表現するために，スポーク風デザインのホイールを採用する．

初代 Tact に採用されたホイールは，その後約 30 年間にわたり，弊社スクータの各モデルに使用されてきた，機能的に優れた，普遍的なデザインであると評価されてきた．今回，新たなスタンダードスクータとして本モデルを開発する上で，ホイールデザインも見直すこととした．機能的でシンプル，そしてさまざまなデザインのスクータに組合せ可能な，スポーク状の意匠を持ったホイールを開発した（Fig. 18）．

これらの手法により，装飾的ではなく，機能や使い勝手から来る必然的なスタイリングデザインを創出することができた．ユーザが日常生活の中で欠くことのできないパートナとして感じ，使う時に「なるほど」と納得していただけるモデルになったと考えている．



Fig. 17　Simplified speedometer design for good visibility



Fig. 18　Steel wheel with spoke like radial pattern

6．ネーミング

Tact という車名は，1980 年に販売開始された，Honda の 50 cc スクータの原点となるモデルのものであった（Fig. 19）．Tact はその後，2002 年までの 22 年間，7 代にわたり生産が続いた．

本プロジェクトは，単に既存モデルをリニューアルするのではなく，上述のとおり，Today でもなく Dio でもない，新たなスタンダードモデルの開発である．そのため，開発当初の段階では，ネーミングについては白紙のままであった．

しかし，デザイン作業を進めていくに連れて，「これって，タクトだよね」という話が出たり，アイデアスケッチにも自然に Tact の文字が入ったりするようになった．

このような経緯から，初代 Tact のリリース文を確認した[3]．文中には，豊かな質感，コンパクトな車体，取り扱いやすい各種機構，幅広いファッションにフィットする軽快なスタイル，といった言葉が並ぶ．時代背景が異なり，表現も異なるが，目指している商品コンセプトは，ほとんどそのまま当てはまるものであった．

以降，開発メンバの間では，かつての Honda 50 cc スタンダードスクータの代名詞であった Tact と言うネーミングが定着した．それに対し異を唱える人も無く，後日，正式なネーミングとして採用が決定した．

上記のとおり，最初に Tact 在りきではなく，モデルの目指す姿が，初代 Tact が目指すものと一致していたところから，自然発生的に選択されたネーミングであった．このネーミングに対する反響も大きく，多くのマスコミからも取り上げられることとなった．また，ユーザや販売店にも，モデルのコンセプトがストレートに伝わり，これ以上マッチしたネーミングはほかに無かったのではないかと確信することとなった．



Fig. 19　Exterior view of the Tact of the first generation in 1980

7. カラーリング

ユーザに商品の魅力をアピールするための，最後の仕上げとなるのがカラーリングである．本モデルのコンセプトに沿ったカラーリングとは何か，ということを考えたとき，本モデル自体のアピールよりも，日々の生活で乗車するユーザ自身を主役と捉えるべきとの結論に達した．

そこで，ユーザのライフスタイルに寄り添うことを念頭に置いて色を選択し（2015 年 1 月，発売時点），全 6 色を設定した（Fig. 20）．

（1）キャンディーノーブルレッド：深みがありながらハイライトが際立つ質感の高いレッド
（2）パールジャスミンホワイト：パールの輝きを持ちながらニュートラルで優しいホワイト
（3）ポセイドンブラックメタリック：深海を思わせるブルーフレークが効いたブラック
（4）デリケートブルーメタリック：明るい色調でありながら程よい彩度の爽やかなブルー
（5）フォースシルバーメタリック：ギラつきは抑えられながら非常に明るい上質なシルバー
（6）マホガニーブラウンメタリック：わずかな赤味と落ち着きのある明度がバランスしたブラウン



Fig. 20　Color variations of the Tact

どの色も，色そのものが主張して，人目を引くタイプの色調ではない．ユーザの服装や，場所，シチュエーションにかかわらず，違和感なく溶け込めることを基準に選択した，ニュートラルなカラーリングである．ユーザの好みや持ち物に合わせて選んでいただくためのバリエーションをそろえている．また，6 色すべて，ハイライトや陰影が映え，シンプルで力強いプレーンな面を上質に彩るメタリック感のあるカラーである．

8. まとめ

新しい 50 cc スタンダードスクータを開発した．そのコンセプトを，初代 Tact という原点と重ねあわせ，Tact と命名した．ユーザを主役に据えて，使い勝手を追求し，望まれるスタイリングデザインを具現化した．

体格を選ばない自由度の高いライディングポジションをはじめ，乗降のしやすさ，駐車する際の扱いやすさや，コンパクトな車体でありながらしっかりしたつくりなど，機能が外観に現れるデザインとした．それにより，本モデルのコンセプトがしっかり伝わり，ユーザの「安心感」につなげることができた．本モデルでデザインが果たした役割は，単に外観の形状をつくるということではなく，Tact という製品の持つ素晴らしさを，お客さまにわかりやすく伝える橋渡しであったと考えている．今後，多くのユーザの良きパートナとして，生活を便利に，そして快適にサポートしていくことを期待している．

参考文献

（1）http://www.jama-english.jp/release/release/2012/120404-4.html
（2）三ツ川誠，平山周二，大坪守，立石康：新型 50 cc スクータ Dunk の開発，Honda R&D Technical Review，Vol.26，No.2，p.52-62
（3）http://www.honda.co.jp/news/1980/2800903.html

■著　者■



大 坪　守

RC213V-S の開発

Development of RC213V-S

宇貫泰志* Hiroshi UNUKI
土屋粒二* Ryuji TSUCHIYA
向原穂高* Hodaka MUKOUHARA
村澤直喜* Naoki MURASAWA
大越悟* Satoru OKOSHI

要　旨

RC213V-S は，MotoGP 用レーシングマシン RC213V を基本として，そのメカニズムと細部仕様を踏襲したままで，公道走行を可能とする車両を目指し開発された．そのため，法規対応や，実用性確保のための装備追加，必要な部品製造方法の変更などをおこなっているが，基本構成やスタイリングを大きく変更することなく，わずかな重量増加に抑えることで完成車乾燥質量は 170 kg を達成した．これにより，RC213V の勝つための重要な手段である「操りやすさ」という操縦フィーリングの魅力を一般のライダに体感してもらうことが可能となった．

ABSTRACT

The RC213V-S was developed aiming at a creation of a motorcycle, which can be legally driven on a public road, based on the MotoGP racing machine RC213V while succeeding its mechanisms and detailed specifications. To comply with regulations and to apply necessary equipment needed for practical use, some of the parts manufacturing processes were changed. However, the basic configurations and exterior styling design were maintained within a limited range of changes, minimizing its weight increase to achieve the dry weight of 170 kg. Consequently, it was made possible to have ordinary riders enjoy the attractive feature of maneuvering feeling that is so called “excellence of maneuverability,” which is a crucial element needed for RC213V to win the races.

1．はじめに

MotoGP 用レーシングマシン RC213V（Fig. 1）は，2012 年から MotoGP に参戦し，2013 年，2014 年の２シーズン連続で，個人タイトル，コンストラクターズタイトル，チームタイトルの３冠獲得を達成した．MotoGP で勝つために開発されたこの車両は，「操りやすさ」をレースに勝つための最重要項目の一つとしている．つまり，RC213V は世界一操りやすいレーシングマシンであると言える．今回開発した RC213V-S（Fig. 2）は，RC213V の多くのメカニズムと細部仕様を踏襲したままで，公道走行を可能とした車両である．その開発のねらいは「操りやすさ」という魅力を一般のライダにも体感してもらうことができるようにすることである．すなわち，RC213V-S は，これまでのよう



Fig. 1　RC213V

＊二輪 R&D センター

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2016_28_1_15



Fig. 2 RC213V-S

Table 1 Specifications of RC213V-S

Engine type	Liquid-cooled 4-stroke 4-valve DOHC V-4
Fuel supply system	PGM-DSFI electronic fuel injection
Engine displacement (cm^3)	999
Frame type	Diamond
Dry weight (kg)	170
Kerb weight (kg)	188
Caster angle (deg)	24.6
Dimensions (L×W×H) (mm)	2110 × 770 × 1115
Ground clearance (mm)	115
Seat height (mm)	830
Trail (mm)	105
Wheelbase (mm)	1460

な Honda がレースで得た技術を市販車へ還元するというのではなく，MotoGP 用に開発した車両を一般公道で走行させる，という新たな試みである．

本稿では，その開発コンセプト，エンジン技術，車両制御技術などについて紹介する．

2．開発コンセプト

RC213V は，おおむね 160 kg の車両質量に最高出力 175 kW を超えるエンジンを搭載し，卓越した動力性能を備えている．同時に，その性能を十分に発揮させるための優れた操縦特性も有している．公道を走行することを前提とする市販車である RC213V-S においては，動力性能を体感してもらうことよりも，その上質な操縦フィーリングを体感してもらうことに開発の主眼がおかれた．その操縦フィーリングを通して得られる「操る楽しさ（Fun to Ride）」は，たとえ MotoGP のレーシングライダのようなライディングができなくても，一般のライダの方々に体感可能な魅力である．また，速度域に関わらずこの魅力は十分に体感が可能である．したがって，開発コンセプトは，レーシングマシンとしてのパッケージングを踏襲し，その成果である操縦フィーリングを余すところなく再現することである．

3．全体概要

Fig. 3 に RC213V，RC213V-S および RC213V をベースとした MotoGP オープンカテゴリ用の市販レーシングマシンである RCV1000R の位置づけを示す．また，Table 1 に RC213V-S の車両主要諸元を示す．RC213V-S は，RC213V の完成車パッケージング，基本諸元，基本構成を成すメカニズムを可能な限り踏襲した．RC213V と同様に，運動性能を高めるために，徹底したマス集中化とさまざまな可動部のフリクション低減を図った．また，MotoGP レーシングマシンとして量産車と圧倒的な差を生んでいる構成部品の軽量化と高精度化を取り込んでいる．さらに，高い品質を確保するために，製造は優れた製作技能を有する専任者によりおこなわれている．一方，一般的なメンテナンス環境における整備を可能とするための変更と，公道走行を可能とするための，必要最小限の部品追加で法規への適合をおこなった．以下が RC213V から変更と追加をした項目である．

（1）一般的なメンテナンス環境における整備を前提として，動弁系はカムギヤトレインを踏襲しながら，ニューマチック式からコイルスプリング式に変更した．また，トランスミッションはシームレス式をコンベンショナルなドッグクラッチ式に変更した．これらは RCV1000R と同じ仕様である．

（2）公道での走行時の法規対応として，灯火器類，バックミラー，スピードメータ，触媒付きマフラ，ライセンス

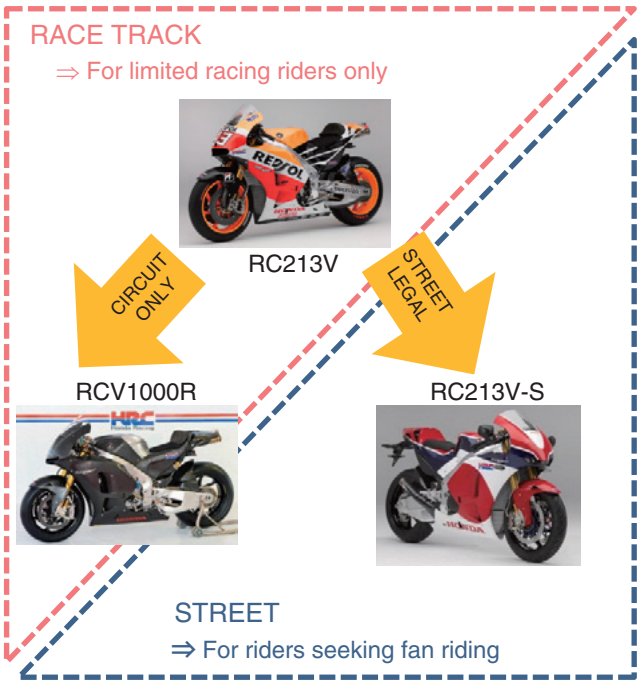


Fig. 3 Positioning of each model

プレートホルダ，ホーンなどを，RC213V の基本構成やスタイリングを大きく変更することなく追加した．

（3）公道での走行時の実用性を確保するために，タイヤ，ブレーキディスク，パッドなどの仕様とハンドル切れ角を変更すると共に，ホンダスマートキーシステム，セルモータ，サイドスタンドなどを追加した．

3.1. カラーリング

RC213V-S のカラーリングは，伝統のトリコロールをまとったオリジナルカラーのみの設定とした．トリコロールは 1982 年の HRC（株式会社ホンダ・レーシング）創立時からのコーポレートカラーであり，かつ代表的な Honda ファクトリーマシンのカラーである．赤は勝利にかける人間の熱い情熱を，青は理論に基づく高い技術力を，白はモータースポーツを愛するすべてのお客様を象徴している．また，日本の精緻な物造りを担う研究開発者のチャレンジスピリットと製造者の情熱の証として日の丸のモチーフをフロントカウルの側面に配した．

3.2. パッケージング

RC213V の完成車パッケージングにおいては，運動性能を高めるために，徹底したマスの集中化をおこなっている．また，高出力を受け止める車体諸元とするため，ホイールベースを一般的なスーパースポーツマシンに対して長めに設定する一方で，車両重心から距離のある足まわり部品は優先して軽量化をしている．さらに，燃料タンクを車両重心の近傍に配置することで，完成車としての車体慣性モーメントの低減と，燃料の搭載量の変化に伴う重心位置の変化量の最小化を図っている．同様に RC213V-S では，車体構成部品の材料や製法に至るまで，RC213V の完成車パッケージング，基本諸元を踏襲した．ただし，一般公道での走行を考慮して，RC213V に対してバッテリの大型化や灯火器などの電装品を追加している．これらの変更や追加に関しても，完成車の重心位置近傍に配置することで，完成車としての慣性モーメントの増加を抑え，求める運動性能を達成した．

さらに，サーキット等のクローズドコース走行を前提としたスポーツキットも併せて開発した．一般公道走行用に装備した灯火器類を外し，キット部品を装着することで，車体慣性モーメントは RC213V と同等のレベルとなり，RC213V の世界により近づいた速度域での操縦フィーリングを再現することを可能とした．

3.3. フレームボデー

RC213V ではフレームボデーを構成する部品の一点一点に対して，専任者がすり合わせを実施した後，Tungsten Inert Gas（TIG）溶接をおこなっている．これにより，多くの溶接箇所を有しながらも高い精度と溶接品質を確保している．今回，RC213V-S では，RC213V で採用した材料と製法を可能な限り踏襲した．

さらに，RC213V-S の車体を構成する各部の締結には，RC213V と同様にチタン合金製の削り出しボルトを採用することで軽量化に寄与している．組み付け時には軸力安定化のためモリブデングリスを塗布し，通常のスチール製ボルトとは異なる規定トルクですべて手締めしている．

3.4. スイングアーム

RC213V のスイングアームは，車体慣性モーメントの低減を目的とした燃料タンクの形状を成立させるために，アンダーブレースタイプを採用している．そして，必要な操縦性能を達成するために，ねじれ剛性と横剛性のバランスを最適化している．構成する部品は，アルミ材をプレス成型したアーム部とアルミ材を総マシニング加工したエンドピースやクロスボデーから成り，熟練した専任者による TIG 溶接にて製造する．これらにより，操縦性能と軽量化を両立させている．RC213V-S では，この RC213V の構成と製法を可能な限り踏襲した．

4．エンジン

4.1. エンジン概要と基本諸元

RC213V のエンジンは，完成車運動性能を高めるためのマスの集中化と軽量コンパクト化に配慮した設計となっている．RC213V-S のエンジンはその基本コンセプトを可能な限り踏襲し，少数とは言え量産に見合った設計仕様や生産手法を取り入れながらも，RC213V のフレームにも搭載可能なサイズを実現している．同じ 90° V 型 4 気筒エンジンを搭載する量産車両 VFR800F のエンジンに対し，10 kg の軽量化と，クランク軸と出力軸間距離で 51.5 mm，エンジン幅で 40 mm のコンパクト化が達成されている．Fig. 4 に

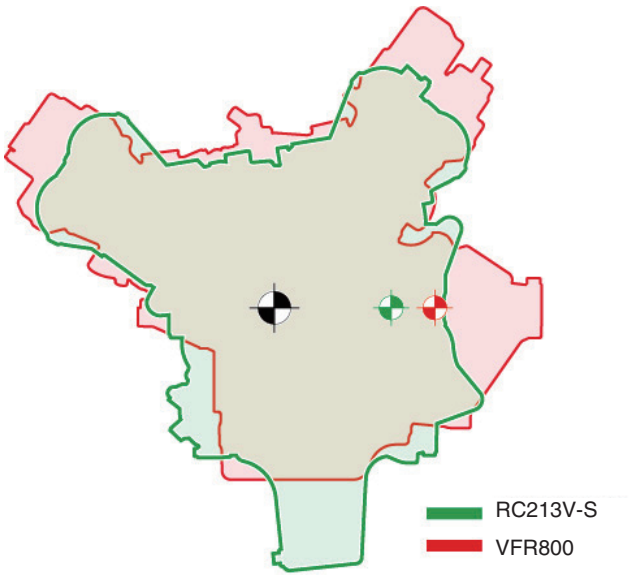


Fig. 4　Comparison of engine sizes

RC213V-S と VFR800F とのエンジンサイズ比較を示す.

RC213V-S のエンジン外観を Fig. 5 に, エンジン透視図を Fig. 6 に示す. また, Table 2 にエンジン諸元を示す. 本稿は RC213V-S のエンジンとして軽量コンパクト化と一般的なメンテナンス環境での整備を可能とする特徴的な技術を中心に紹介する.

4.2. クランクケース

シリンダブロック一体型のクランクケースの設計に当たっては, 公道走行に配慮したブリーザ性能を実現するために, オイルとブローバイガスを気液分離するための十分な容量を持つブリーザ室を V バンク間に設定した. このブリーザ室は複雑なラビリンス形状を持つ構造であるため, クランクケースの素形材の製造には中空成形が可能なアルミ砂型鋳造を採用した. シリンダブロックは, 高出力への対応のため, シリンダボアまわりに高い剛性が得られるクローズドデッキ方式とした. この方式ではウォータージャケット成形用の砂中子を固定するための幅木により, デッキ面に鋳抜き穴が残る. この鋳抜き穴はデッキ面の剛性低下の要因となる. そのため, Fig. 7 に示すように冷却水の通路に使用する鋳抜き穴以外は加工工程でアルミ製のプラグを圧入し, デッキ面の剛性低下を防止した. また, ピストンとの摺動抵抗低減, 耐焼き付き性向上のためにシリンダ内壁には Ni-SiC 複合めっきを施した.

クランクケースは, Fig. 8 に示すように, ポンピングロスの低減を目的として, 2002 年型 MotoGP レーシングマシン RC211V にて採用されたセミドライサンプ構造とし



Fig. 5 External view of engine

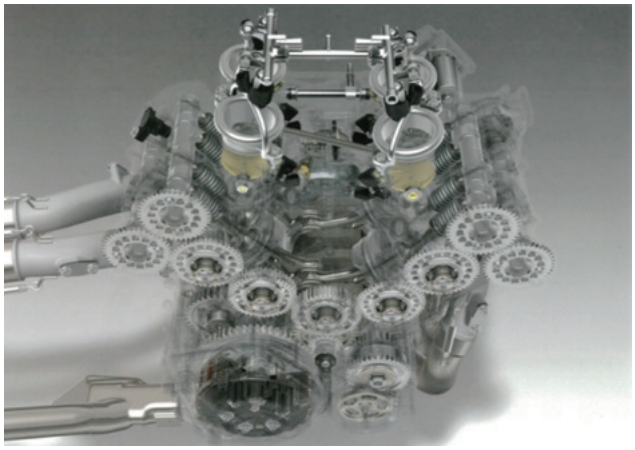


Fig. 6 Transparent view of engine

Table 2 Specifications of engine

Engine type		Liquid cooled 4-stroke 90° V transverse 4 cylinder
Engine displacement (cm^3)		999
Bore × Stroke (mm)		81.0 × 48.5
Combustion chamber Shape		Pentroof
Compression ratio		13.0
Valve train		DOHC 4 valve cam gear train
Valve Dia. (mm) × Number / Cyl.	Intake	32.5 × 4
	Exhaust	28.5 × 4
Max. power (kW/rpm)		117/11000
Max. torque (Nm/rpm)		102/10750
Clutch type		Dry multi-plate type
Transmission		6 speed constant mesh

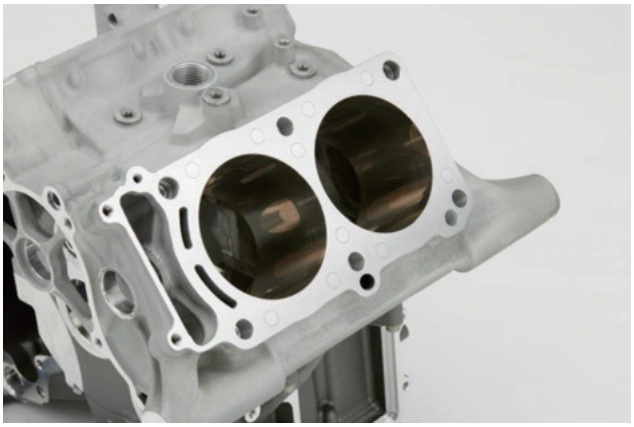


Fig. 7 Closed deck type cylinder block

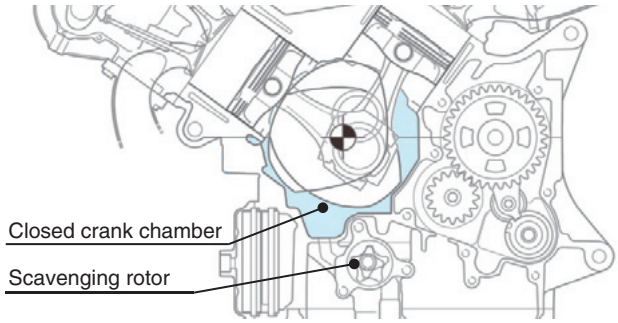


Fig. 8 Structure of closed crank chamber

ている．クランク室をドライサンプとし，ミッション室をオイルタンクとした構造である[1]．２気筒につき一つのロータを有するスカベンジングポンプには，その機能を補うため，ポンプケースにリードバルブを設けた (Fig. 9)．これにより，クランク室内圧の低減とクランク室からの効率的なオイル排出が可能となった．

Fig. 10 に全装備損失の同一排気量の市販車用直列４気筒 (L4) エンジンとの比較を示す．12000 rpm において RC213V-S は L4 エンジンに対して 25% のフリクションロス低減が図られている．密閉クランク室構造や後述するカムギヤトレインなどがこれに寄与していると考えられる．

4.3. 往復･回転部

クランクシャフトには，疲労強度が高い真空脱ガス高清浄度鋼を採用した．下死点でのカウンタウエイトとピストンの干渉を避けるため，カウンタウエイトはその外周加工中心をジャーナル中心からクランクピン側にオフセットさせた形状とした．これによりオフセット０の場合に比べて，コンロッドを短くすることができ，シリンダヘッド高さを低くすることが可能となる．カウンタウエイトには，別体のヘビーメタル製ウエイト (比重：18.1 g/cm^3) を圧入している．これによりスロットルのリニアリティとトラクション性能に求められる適切な慣性モーメントの確保とコンパクト化との両立を図った．Fig. 11 にクランクシャフトの外観を示す．

コネクティングロッドにはチタン合金 Ti-64A 材を採用した．Fig. 12 に示すように断面形状は高いねじれ剛性が得られるＸ型とし，熱間鍛造により成形した．従来の VFR750R 用のチタン合金製コネクティングロッドに対し，6.8% の軽量化を達成した．またピストンには高温強度を有する高強度アルミ合金 A2618-T6 を採用した．Fig. 13 に示

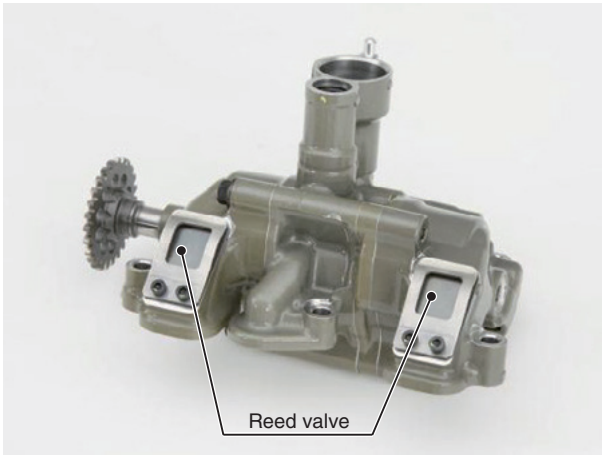


Fig. 9　External view of oil pump assembly

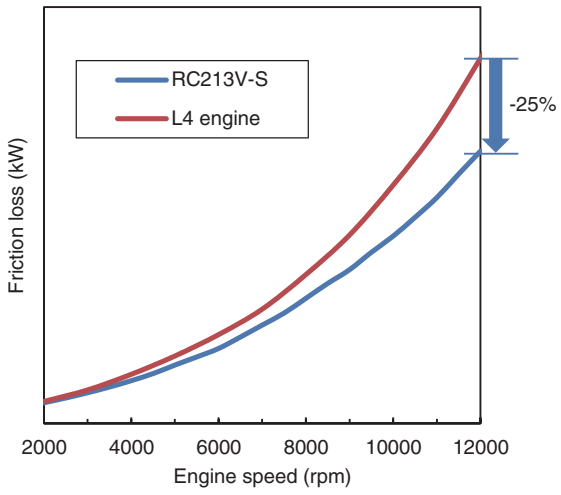


Fig. 10　Effect of friction reduction

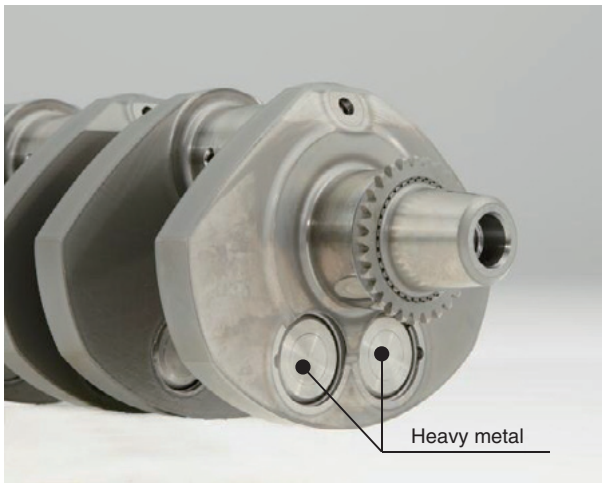


Fig. 11　Crank shaft

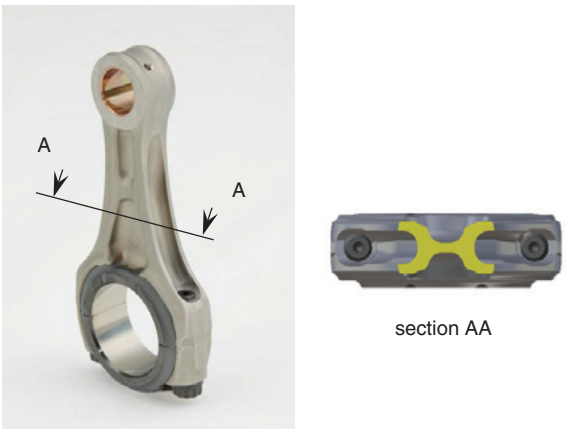


Fig. 12　Connecting rod with X-shaped cross-section

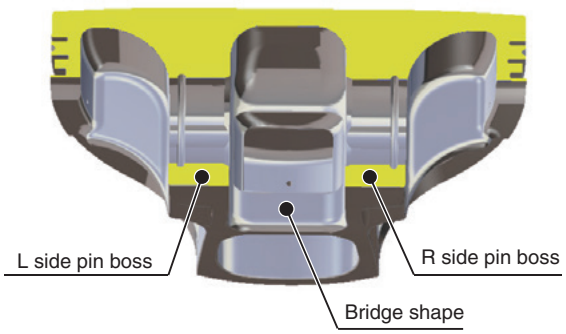


Fig. 13　Piston cross-section

すように，左右のピンボスをブリッジ形状でつなぐことで軽量化と高剛性化を両立した．

4.4. カム駆動機構

カム駆動機構には，高回転域でのバルブ開閉タイミングの精度向上と駆動機構の低フリクション化のため，ギヤトレインを採用した．Fig. 14 にギヤトレインのギヤ配列構造図を示す．

前後シリンダに合計 10 枚のギヤで構成されるカムギヤトレインは，2nd ギヤ，3rd ギヤ，4th ギヤ軸上に Fig. 15 に示すエキセントリックシャフトを用いたバックラッシュ調整機構を有する．エキセントリックシャフトの内周にはスプラインが切られ，外周に設けられた偏心部でカムギヤを支持する．これにより，エキセントリックシャフトを回転させることで，バックラッシュ調整が可能となる．バックラッシュ調整後，フィキシングナットを締め付けることでエキセントリックシャフトの回転方向の固定をおこなう．さらに，アキシャルボルトを締め付けることにより，エキセントリックシャフトとカムギヤの軸方向の固定をおこなう．この構造により，カムシャフト駆動系の共振防止と打音やうなり音といったギヤノイズ抑制を両立するバックラッシュ管理が可能となった．また，正確なバルブ開閉タイミングを得るために，カムシャフトにカムギヤを締め付ける際に，カムギヤの歯山中心に対して位相がそれぞれ異なる 7 対の締め付け穴を選択することでバルブ開閉タイミングの微調整をおこなえる構造とした．

エンジン組立工程では，1 台ごとに，バックラッシュとバルブ開閉タイミングの調整をおこなっている．

4.5. オイル供給系統

Fig. 16 にクランクシャフトへのオイル供給経路を示す．コネクティングロッド大端部への給油は，クランクシャフトの左右の軸端部より，クランクシャフト内を通り供給される．クランクジャーナル給油は，これとは独立し，シリンダブロック内の通路を通り供給される．経路を独立させた理由は各々の給油量を最適化するためである．また，ピストンへの給油は，エキゾースト側に配置された各気筒専用のピストンジェットよりおこなう．Fig. 17 に示すピストンジェットは，方向の異なる四つのジェット穴を有し，ピストン各部の効率的な潤滑と冷却を可能とした．

4.6. クラッチ

クラッチにはレバー操作荷重の低減と過大なバックトルクの抑制を目的として，アシストスリッパ機構付き乾式

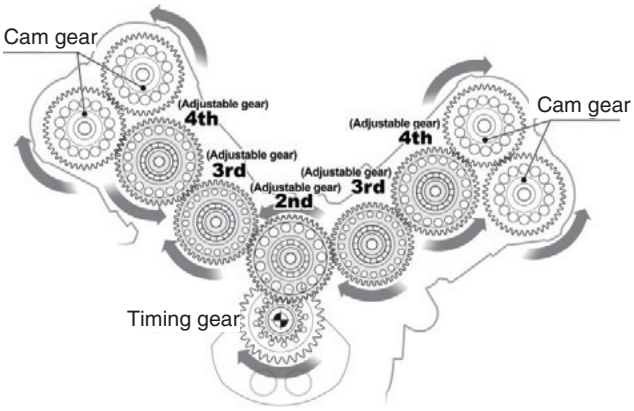


Fig. 14 Gear-driven camshaft

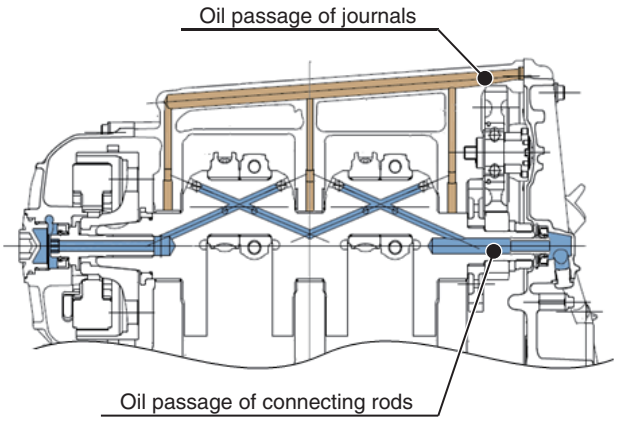


Fig. 16 Oil supply for crankshaft

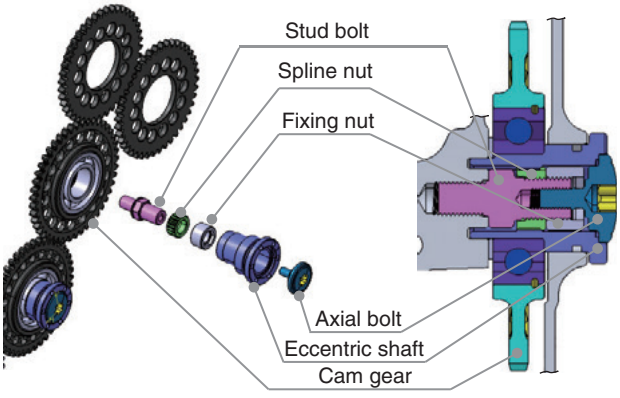


Fig. 15 Backlash adjustment mechanism

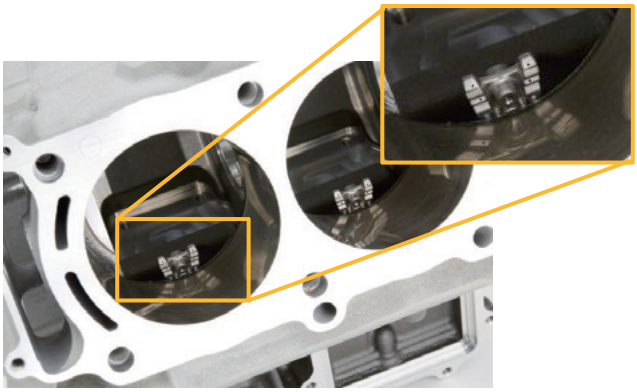


Fig. 17 Piston oil jet

クラッチを採用した．摩擦材には，耐熱性や耐摩耗性に優れる焼結材が用いられている．クラッチの構造図を Fig. 18 に示す．コンベンショナルなクラッチでは一体構造がとられるクラッチセンタは，センタＡとセンタＢに二分割されている．センタＡとＢの間には，サブスプリングが組み込まれており，センタＢを介してプレッシャプレートをリフトさせる方向にその荷重は作用する．これにより，クラッチレバー操作時，サブスプリング力がクラッチリフタ荷重に付加されてプレッシャプレートを押し上げ，クラッチレバー荷重を低減する．また，センタＡとＢの間には，アシストカムとスリッパカムが設けられ，いずれかを介して継合される．

Fig. 19 にアシストスリッパ機構の動作説明図を示す．加速時には，アシストカム推力によりセンタＢはセンタＡに引き込まれ，メインスプリング荷重のみがプレッシャプレートに作用する．これにより所定のクラッチ伝達トルク容量が得られる．減速時には，スリッパカム推力がクラッチセンタＢとこれに接するプレッシャプレートを押し上げる方向に作用する．プレッシャプレートに作用するメインスプリングの荷重は緩和され，クラッチ容量は低下する．これにより急激なシフトダウンをおこなった際などに発生する過大なバックトルクをクラッチが滑ることで緩和させる．これは後輪のホッピング挙動やスリップの軽減を可能とする．

さらに，押し掛けによるエンジン始動を可能とするため，スリッパカム推力によるクラッチセンタの移動を制限するプランジャ機構 (Fig. 20) を採用した．プランジャはクラッチセンタＢ内にラジアル方向の移動が可能な形で組み込まれている．エンジン停止時，プランジャによりセンタＢはセンタＡに接する形でロックされる．これにより，所定のクラッチ容量が得られ，クラッチが滑ることなくエンジンの押しがけ始動が可能となる．エンジン始動後，プランジャは遠心力により外周方向へ移動し，クラッチセンタＢのアキシャル方向の移動が可能になる．

4.7. 吸気系

シリンダヘッドおよびスロットルボデーの吸気ポート内面には，総マシニング加工が施されている．これによりポート形状精度の向上が得られ，吸入空気量の安定化が図られた．スロットルボデーとシリンダヘッドの結合は，従来の差込タイプのインシュレータに代わり，面シール機能のみを有するインシュレータを用いることで，RC213V と同等の吸気管長とすることができた．また，結合にはスロットルボデー全体の防振を目的としてラバーマウント構造を採用した．幅広いレンジのエンジン回転数，スロットル開度など最適な燃料供給をおこなうため，１気筒あたり２基のインジェクタを設定した．２基のインジェクタの一つは，スロットルバルブ下流の吸気バルブ傘裏に噴霧できる位置に，もう一つはエアファンネル上流に配置した．そ

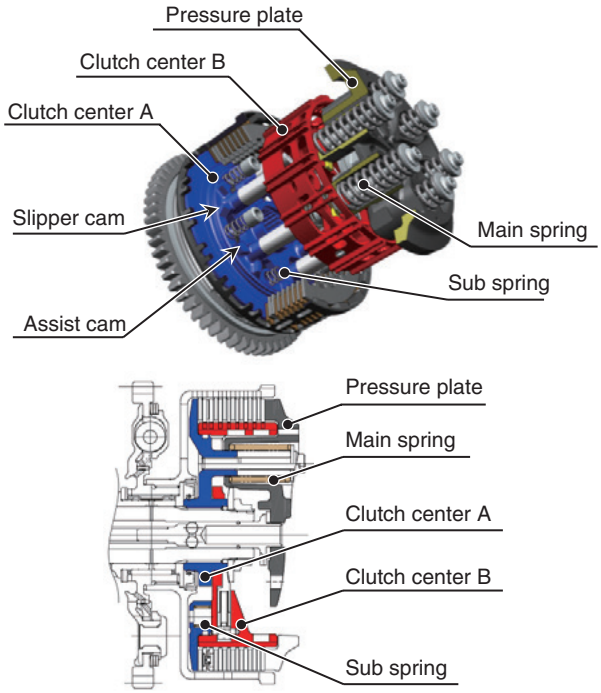


Fig. 18　Structure of assist-slipper clutch

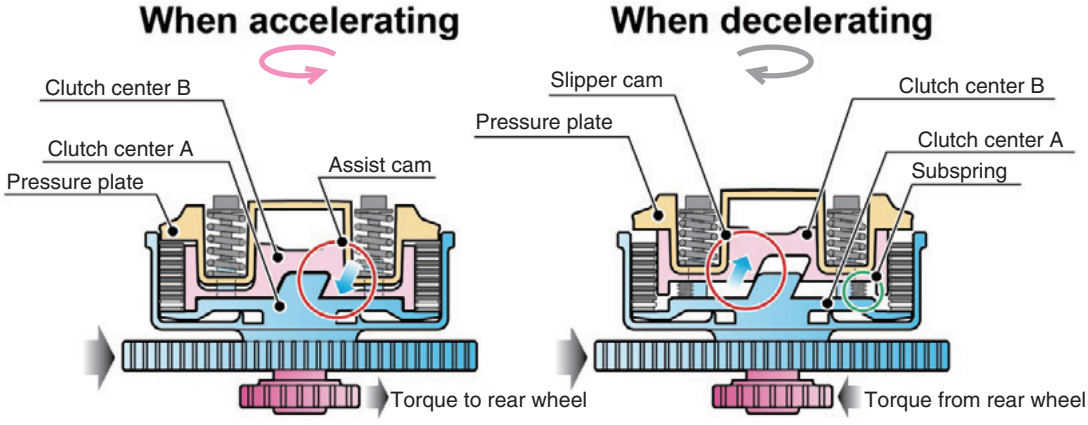


Fig. 19　Operational diagram of assist-slipper clutch

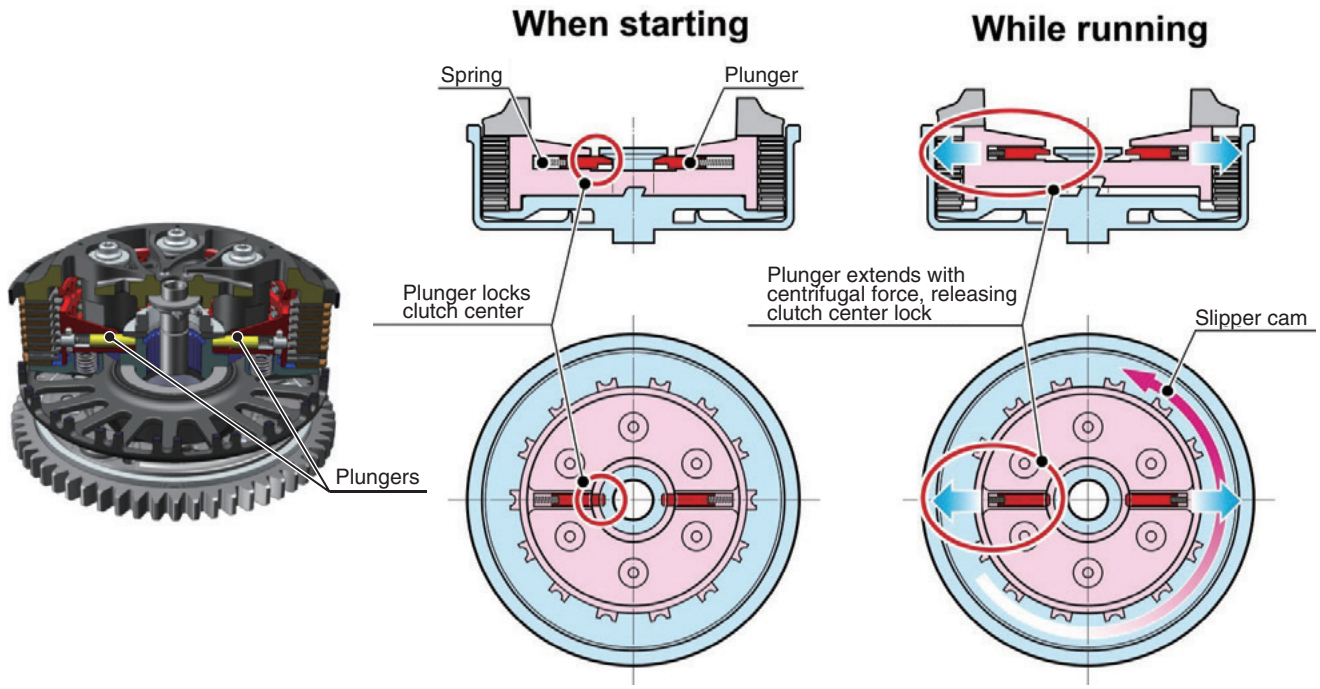


Fig. 20 Slipper cancellation mechanism for push-start

して，それぞれのインジェクタに対し，燃料供給量と噴射タイミングの最適化を図った．Fig. 21 に吸気系レイアウトを示す．

4.8. 排気系

V4 エンジンの排気系のレイアウトには以下のような課題がある．

- フロントバンクのエキゾーストパイプとラジエータのクーリングファンとの干渉
- リヤバンクのエキゾーストパイプとリヤクッションおよびフレームとの干渉

これらの対応として，排気ポート出口の楕円状の断面形状から徐々に真円の断面形状に変化する別体のカラーを設定した．排気ポート出口直下の断面形状を扁平化することで，上記の干渉を防いでいる．この別体エキゾーストカラーは，ステンレス鋳鋼品 SCS13 のロストワックス鋳造により製作した．

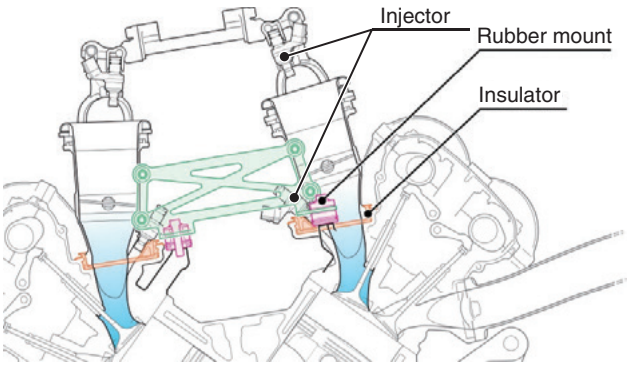


Fig. 21 Configuration of intake system

公道走行可能とするためには，騒音規制に適合するために RC213V よりも大きな容量の膨張室が必要となる．しかしながら，膨張室をカウリング外側に配置すると，空気抵抗の増加や完成モーメントの増加による運動性能の低下を招く．そのため，フロントシリンダ用とリヤシリンダ用に独立した異型膨張室を採用した．フロントシリンダ用を車体右下方に，リヤシリンダ用をテールカウル内部に設置することで，膨張室をカウリング内に収めることが可能となった．Fig. 22 に排気系レイアウトを示す．

排気管内の圧力をコントロールする可変排気バルブは，

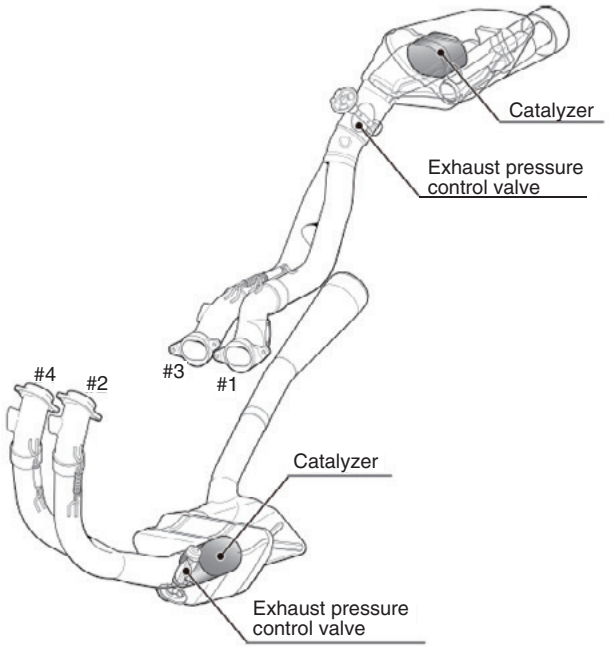


Fig. 22 Configuration of exhaust system

フロントシリンダ用とリヤシリンダ用共にエキゾーストパイプ集合部の下流側に設置した．キャタライザは，膨張室の入り口に配置した．以上のレイアウトを採用することでRC213V と同様の外観を維持することが可能となった．

5．制御系

5.1. 制御概要

RC213V は勝つために必要な手段である「操りやすさ」を生み出すために，動力性能や車体挙動に関わるさまざまな制御システムを搭載している．各制御パラメータを変更することで，車両特性を走行環境に合わせて細かく設定することが可能である．さらに，これらの制御パラメータを組み合わせたものを走行モードとして複数設定できる．ライダはレース中の路面コンディションの変化やタイヤのグリップ力の変化に応じて各モードを切り替えながら走行する．RC213V-S ではこのようなレーシングマシン特有のモード切替えの機能を踏襲し，一般公道においてもライダに RC213V が持つ「操りやすさ」を体感させる各種制御システムを搭載した．その技術内容を紹介する．

5.1.1. 制御システム構成

Fig. 23 に RC213V-S の電子制御システム構成を示す．RC213V-S では RC213V を踏襲した電子制御を実現するため，Throttle by wire(TBW)システムを搭載した．また，車両の運動状態を精度良く検出するために Inertial Measurement Unit(IMU)を搭載した．スロットルグリップ開度を検出する Accelerator Position Sensor(APS)は軽量化と省スペースの観点から，スロットルケーブルを用い

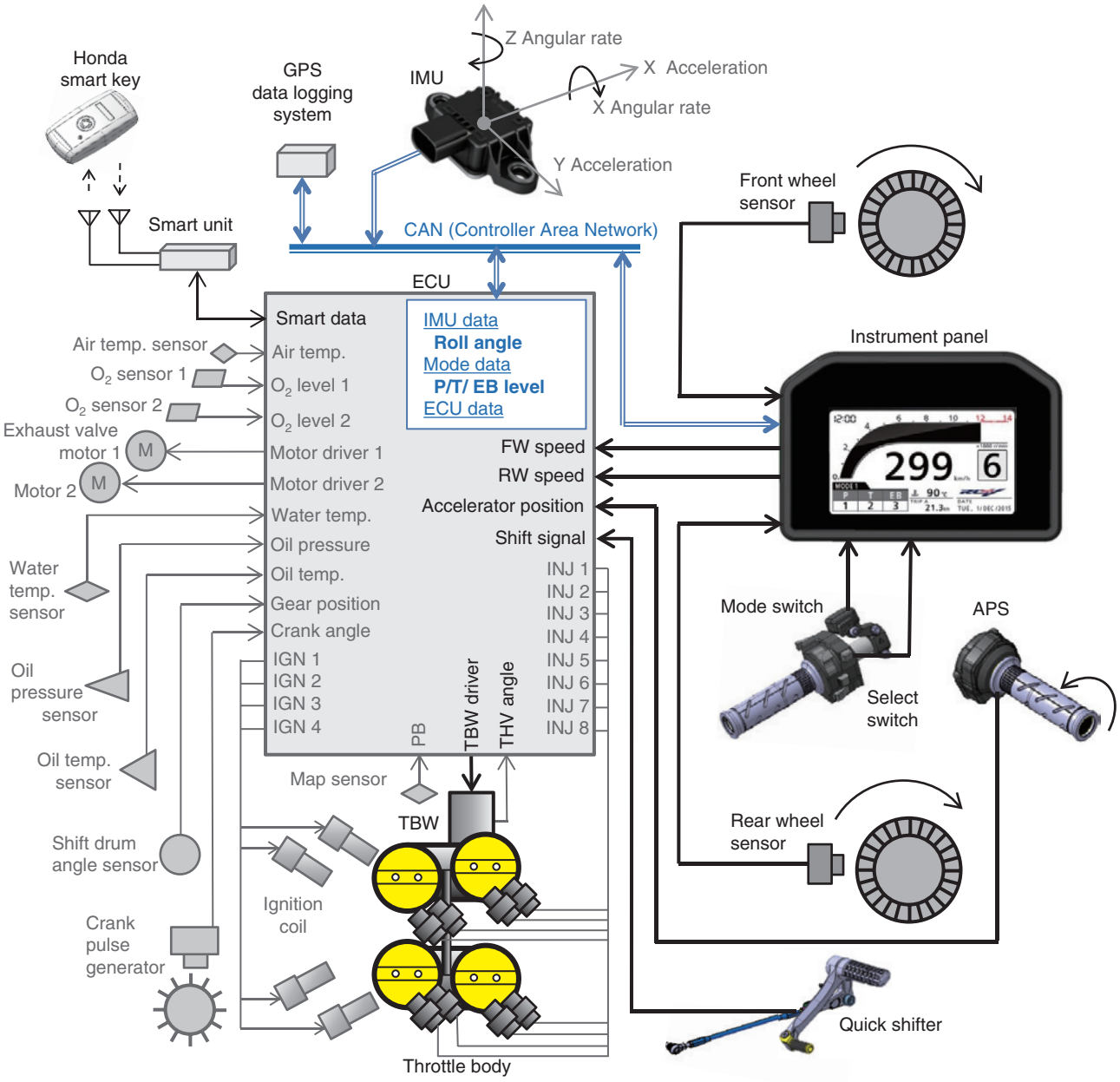


Fig. 23　Electronic control system

ないグリップ位置搭載型を採用した．Engine Control Unit (ECU)は，市販車としての使い勝手や耐環境性能の観点から新規に開発をおこなった．また各種制御に必要なセンサ類についても同様の観点で選定した．

5.1.2. 走行モード

RC213V-S では，ライダのスロットル操作に対する動力伝達系の挙動を調整する三つのシステム，パワーセレクタ，セレクタブルトルクコントロール，セレクタブルエンジンブレーキを搭載した(Table 3)．これらは出力特性を３段階（Pレベル：１から３），トルク特性を 10 段階（Tレベル：0から９），エンジンブレーキ特性を４段階（EB レベル：1から４），それぞれ独立に選択のできるようになっている．さらにこの三つのパラメータをあらかじめ組み合わせた５種類の走行モードを設定した．モード１は路面コンディションが最も良好な状態を想定し，システムによる制御介入レベルが最も小さい．これにより，パワフルかつダイレクトなエンジン特性となるような設定とした．モード２，３，４，５は順に制御介入レベルが高くなるように設定した．ライダは走行中に左ハンドルのモードスイッチを押すことでモード１から５を切り替えることができる．さらに，それぞれのモードにおける各パラメータはライダが任意に設定できる．これによりさまざまなライディングシチュエーションやライダの嗜好に応じた走行を可能とした．

Table 3 Default values of riding mode

Riding mode	Engine power (P)	Torque control (T)	Engine brake (EB)
Mode 1	1	2	3
Mode 2	2	2	3
Mode 3	2	5	3
Mode 4	2	8	2
Mode 5	3	8	1
Selectable range	1 - 3	0 - 9 0: off	1 - 4

5.1.3. パワーセレクタ（P）

Fig. 24 にパワーセレクタの出力特性イメージを示す．パワーセレクタはスロットル開度に対するエンジン出力特性を３段階のレベルから選択するシステムである．システムにおいては APS の開度に対する Throttle Valve(THV)開度特性をそれぞれのレベルごとに設定することで異なった出力特性を実現している．Fig. 25 にパワーレベルごとの APS に対する THV 開度特性を示す．

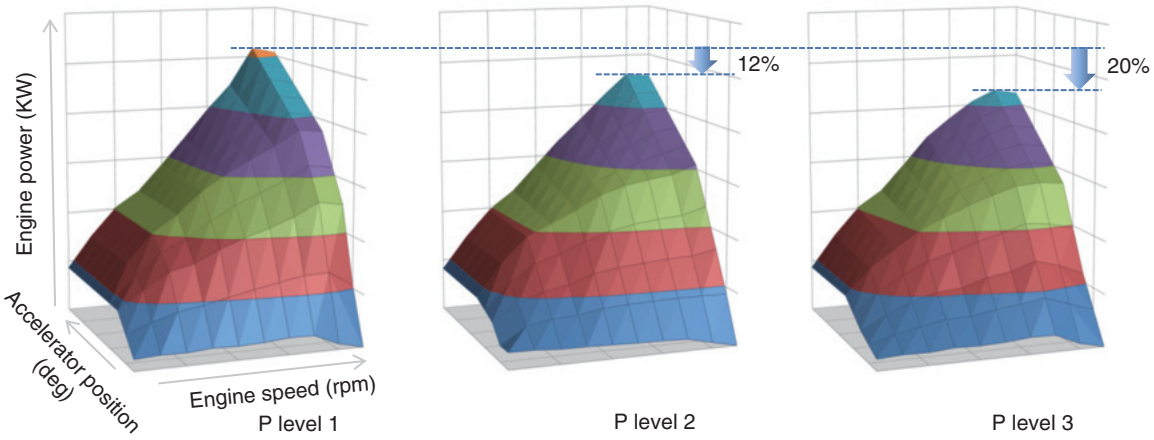


Fig. 24 Change of engine output characteristic by power selector

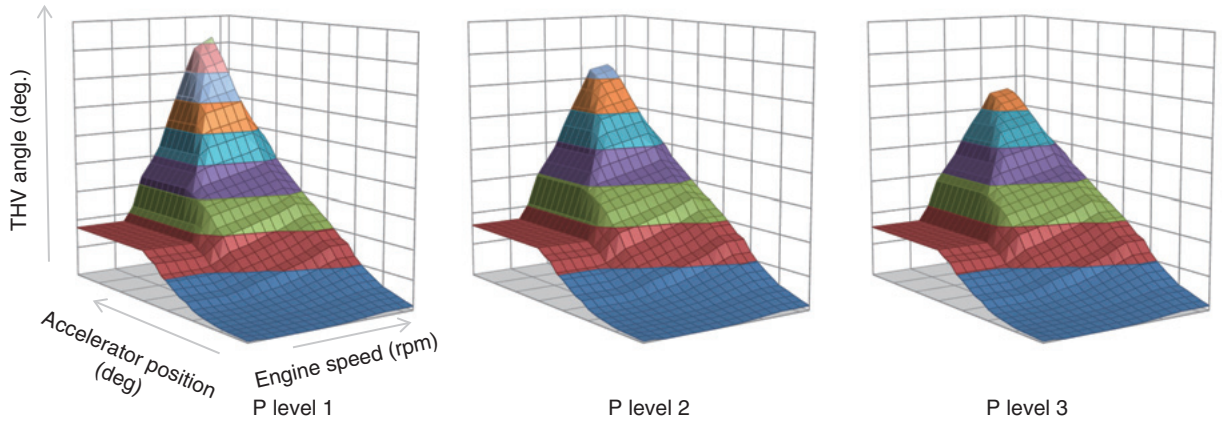


Fig. 25 Relationship between APS output and THV angle in each P level

レベル 1：6 速すべてのギヤポジションでピーク出力まで引き出せる．
レベル 2：APS 開度 10% 以上の領域で，レベル 1 に対し，エンジン出力を最大で 12% 抑制する．
レベル 3：同様にエンジン出力を最大で 20% 抑制する．

5.1.4. セレクタブルトルクコントロール

コーナからの立ち上がりなどの加速時に，スロットルを開け過ぎると後輪がスリップし車体挙動を乱す場合がある．レースにおいてはこれがラップタイムに影響し，勝敗をも左右する．セレクタブルトルクコントロールはこのような加速時の後輪スリップを緩和し車体挙動を安定させ，ライダが車両をコントロールしやすくするためのシステムである．前後輪に配置された車輪速度センサによりそれぞれの車輪速を検出する．ECU はこの値から後輪のスリップ率を演算する．フロントカウル内に配置された IMU で検出した角速度，加速度情報を元に ECU は車体ロール角度を演算する．ECU は，車体ロール角および APS 出力から目標スリップ率を判断し，この目標スリップ率に収束するように THV 開度を調整し駆動力をコントロールする．これによりライダがスロットルを大きく開けた場合でも後輪のスリップを緩和しつつライダの加速要求に逆らわない駆動力を供給することができる．セレクタブルトルクコントロール介入レベルは，ライダの嗜好に合わせて OFF を含めて 10 段階の切替えを可能とした．

5.1.5. セレクタブルエンジンブレーキ

セレクタブルエンジンブレーキは APS 全閉時のエンジンブレーキ特性を 4 段階のレベルから選択するシステムである．APS 全閉時にエンジン回転数に応じ，TBW により THV 開度を所定の開度に調整する．レベル 1 が最もエンジンブレーキが強く，レベル 2，3，4 と順にエンジンブレーキが弱くなる設定とした．Fig. 26 にセレクタブルエンジンブレーキの制御マップを示す．

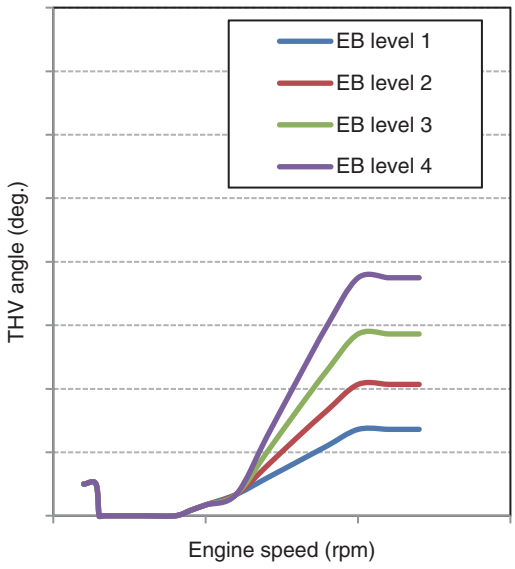


Fig. 26　Engine brake (EB) control map

5.1.6. クイックシフタ

RC213V-S では RC213V と同様に，クイックシフタを採用した．クイックシフタは，ライダがスロットルを閉じたり，クラッチレバーを操作したりすることなく，シフトペダルの操作のみでシフトアップできる機構である．シフトペダル操作が検出されると，ECU が燃料噴射量と点火タイミングを制御することでスピーディかつ確実なシフトアップを可能とする．シフト操作の検出は，シフトロッド部に組み込まれた素子によっておこなわれている．RC213V ではダイレクトな操作フィーリングの実現が可能な圧電素子が用いられている．一方，RC213V-S ではメンテナンスフリーの観点から，メカニカルスイッチを用いている．

6．電装

6.1. メータ表示

RC213V ではプロライダの要望に基づいてレース時に必要な情報だけが提供できるドットマトリクス式多機能メータを採用した．それに対して RC213V-S では，一般公道での使用を考慮し，豊富な情報を表示可能とするために，Honda の二輪車として初のフルカラーTFT 液晶式メータを採用した．周囲の明るさに応じて自動調光する最大輝度 1000 cd/m^2 のバックライトによりさまざまな環境下での視認性を向上させた．液晶ディスプレイには，ライダが状況に応じて切り替えて使用することを想定し，車速を中央に配置するストリート表示とラップタイムを中央に配置するサーキット表示の二つの表示構成を設定した．走行モードとその制御パラメータのパワー（P），トルクコントロール（T），エンジンブレーキ（EB）のレベル値は走行中に視認しやすいように画面左下にまとめて配置した．ラップタイムはハンドルに設けたスイッチを押すことで計測できる他，付属の GPS データロギングシステムによる自動計測と表示および USB メモリへの記録を可能とした．ラップタイムは走行後にメータ画面に呼出し表示が可能である．また，記録データを USB メモリからパソコンに読み込ませ，専用アプリケーションを用いてスロットル開度やエンジン回転数など各種車両情報を含めて走行ラップのデータの閲覧も可能である．その他，RC213V を踏襲する機能としてメカニック表示とシフトアップインジケータを搭載した．メカニック表示はライダやメカニックが車両の点検やエンジンを暖機する際に，水温や油温，油圧などのコンディションを数値で確認することができる．シフトアップインジケータは効率良くマシンを加速させるために，シフトアップのタイミングをライダに認知させる機能である．ライダが前方を注視していても視界に入るようにメータ上部に高輝度白色 LED を横一列に配置した．シフトアップポイントは 4000 rpm から 14000 rpm の間で 200 rpm きざみで任意に設定できる．加速中に設定した回転数に達する

とシフトアップを促すため点灯から点滅に変化する．Fig. 27 にメータ外観と表示構成を示す．

6.2. ホンダスマートキー

RC213V-S では，車体側とキー側の認証を電子的におこなうホンダスマートキーシステムを採用した (Fig. 28)．これにより，一般的な機械式キーを使用することなくイグニッションオンが可能となった．トップブリッジ回りからキーシリンダを廃止できるため，RC213V と同等のコックピットビューを実現した．また，ライダがスタートボタンを押すワンアクションでエンジンが始動できるため，走行するまでの一連の動作をスムーズなものにした．

ただし，ハンドルロック機構とフューエルフィラーキャップの開閉は，軽量化を目的としてそれぞれ機械式キーでの操作とした．これらの機械式キーは，ホンダスマートキーに収納できる構造とし，別々に携帯する煩わしさを解消した．

7．まとめ

RC213V-S は，MotoGP 用レーシングマシン RC213V の完成車パッケージと操縦フィーリングを通して得られる「操る楽しさ (Fun to Ride)」を，余すところなく再現した．これにより，一般のライダが，速度域に関わらずその魅力を公道で体感することが可能となった．この開発で得られたさまざまな技術要素は，今後の開発車両に順次反映していくことが可能である．それによって，新たな魅力が付加された二輪車が，市場に提供されていくことが期待される．

参考文献

(1) 角増 寿：4 ストロークロードレーサ RC211V の紹介，Honda R&D Technical Review, Vol.15, No.2, p.17-24



Fig. 27　Instrument panel and display formats



Fig. 28　Honda smart key

■著　者■


宇 貫 泰 志


土 屋 粒 二


村 澤 直 喜


向 原 穂 高


大 越　悟

新型直列４気筒ガソリン直噴過給ダウンサイジングエンジン

New In-Line 4-Cylinder Gasoline Direct Injection Turbocharged Downsizing Engine

中野弘二* Koji NAKANO
和田裕介* Yusuke WADA
城野実考* Mitsutaka JONO
成廣繁* Shigeru NARIHIRO

要　旨

走りと燃費を高次元で両立する新世代パワートレーン技術群であるEARTH DREAMS TECHNOLOGYの一環として２種類の新型直列４気筒VTEC TURBOエンジンを開発した．VTEC TURBOエンジンは共通の適用技術として，高タンブルポートと吸気と排気の両方のカムシャフトに配置されたValve timing control（Dual-VTC），マルチホールサイド直噴インジェクタ，電動ウェイストゲートアクチュエータ付高応答ターボチャージャを用い，高タンブル流動による燃焼技術に基づき過給条件と協調制御によって出力と熱効率を最大限に引き出すことができた．1.5 Lエンジンは最大出力を2.0 L自然吸気エンジンと同一の110 kWを維持しながら，低中速トルクを最大30％向上した．そして，本エンジンを搭載した車両はミニバントップクラスとなるJC08モード燃費17 km/Lと平成17年排出ガス基準75％低減を達成した．

2.0 Lエンジンは，高出力スポーツ用エンジンとして，最大出力228 kW，最大トルク400 Nmを達成し，本エンジンを搭載した車両は，欧州燃費モードにおいてCO_2 170 g/kmとEuro6bを達成した．

ABSTRACT

Two new models of in-line four-cylinder VTEC turbo engine have been developed as part of the cluster of new-generation power train technologies known as EARTH DREAMS TECHNOLOGY, which achieves a high-level balance between driving performance and fuel consumption. Both VTEC engines use high-tumble ports, valve timing control (dual VTC) of both intake and exhaust camshafts, multi-hole direct side injectors, and high-response turbochargers with attached electric waste gate actuator. With these technologies in common, the new engines successfully yield maximum thermal efficiency and power through cooperative control and turbocharging conditions based on combustion technology that uses high-tumble flow. The 1.5 L engine puts out the same 110 kW of maximum power as the 2.0 L naturally aspirated engine while increasing low- and medium-speed torque by a maximum of 30%. A vehicle with this engine installed achieved fuel consumption of 17 km/L in JC08 mode, which puts it at the top of the minivan class, and a 75% reduction relative to the level required by Japanese 2005 regulations for exhaust emissions. As a high-powered sport engine, the 2.0 L model achieves maximum output of 228 kW and maximum torque of 400 Nm. A vehicle with this engine installed achieved CO_2 emissions of 170 g/km in European fuel economy mode and Euro 6b compliance.

1．まえがき

北米，欧州をはじめとする先進国は2020年から2025年，進展国は2015年に向けた燃費規制の目標値を設定した．特に欧州OEMを中心に，その燃費規制と商品競争力を両立する技術としてダウンサイジングターボエンジンを欧州，米国，中国で展開している．Hondaも走りと燃費を両立する新世代パワートレーン技術群であるEARTH DREAMS TECHNOLOGYシリーズの一環としてVTEC TURBOのバリエーションをグローバル展開することをプレスリリースした．VTEC TURBOエンジンによりトルクを向上させ，自然吸気（NA）エンジンより小さい排気量でも車格に応じた動力性能を達成することができ，エンジンフリクションの低減により燃費も改善することが可能となった．

＊四輪R&Dセンター

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2016_28_1_16

このVTEC TURBOエンジンは，欧州市場を含めてグローバルに展開される予定であり，各地の燃費改善や商品競争力改善に貢献する世界戦略エンジンと位置づけられている．Fig. 1にEARTH DREAMS TECHNOLOGYのラインナップと今回の２種類のエンジンの位置づけを示す．

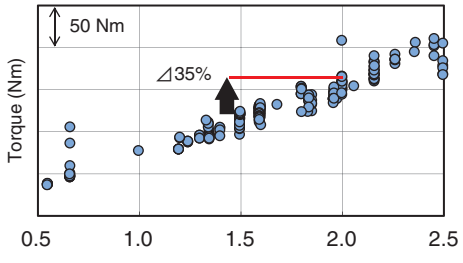
本稿ではこれら適用した技術と達成性能を紹介する．



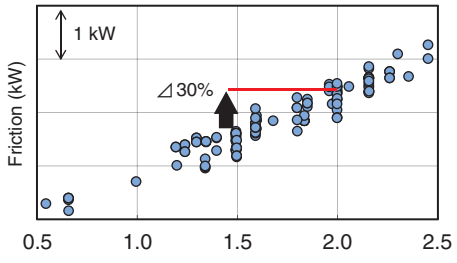
Fig. 1　EARTH DREAMS TECHNOLOGY

2．開発のねらい

ダウンサイジングターボエンジンの主なねらいは燃費の向上である[(1),(2)]．排気量を下げることや，積極的に低回転で高負荷領域を用いることで走行に必要なトルクに対するエンジンフリクションの割合を小さくできるので燃費が向上する．エンジン排気量違いの実用領域トルクの傾向をFig. 2 (a)，同様に常用回転数におけるフリクションの傾向をFig. 2 (b)にそれぞれ示す．これらの傾向からエンジン排気量を2.0 Lから1.5 Lに変更すると，フリクションが約30%低減し低燃費化が見込める一方で，同程度の実用性能を保つためには約35%以上のトルク向上が必要である．そのため，低回転域から有効な過給圧力が得られる高効率ターボと組み合わせ，排気量が減少した分の出力を生み出している．



(a) 2000 rpm wide open throttle engine



(b) 1500 rpm friction (partial)

Fig. 2　Improved fuel efficiency by downsizing turbo

欧州OEMが先行しているダウンサイジングターボ車市場で競争力を確保するため，燃費，出力，エミッション(EM)，コストをバランスさせ，カテゴリトップクラスを目標に開発をおこなった．

新開発1.5 Lダウンサイジングターボエンジンは，排気量が1.8 Lから2.0 LクラスのNAエンジンとの置換えを目的とした．低回転からピークトルクを発生させるレスポンスの良い小型ターボを選択し，市街地で扱いやすい加速性能とクラストップレベル出力性能と低燃費，低エミッションを並立することを開発のねらいに設定した．

1.5 Lダウンサイジングターボエンジンの開発目標は，

(1) 高出力と低回転高トルクの両立

(2) クラストップレベルの低燃費と低エミッション

新開発2.0 Lダウンサイジングターボエンジンは高出力スポーツ用エンジンとして大型ターボを選択し，ニュルブルクリンクサーキット周回ラップタイムでFF車世界最速と優れた環境性能の両立を開発のねらいに設定した．

2.0 Lダウンサイジングターボエンジンの開発目標は，世界トップクラスのリッタ出力と環境性能の両立である．

3．エンジン仕様と主要諸元

1.5 L，2.0 LのVTEC TURBOエンジンはボアピッチなどの基本諸元やブロック構造は刷新されたNAエンジン[(3)]と同一としつつ，ターボエンジンとして最適な燃焼コンセプトを基に諸元を設定した．

ターボエンジンにおいては，過給による圧縮混合気温度の上昇によりノッキングが発生しやすいことから急速燃焼により点火時期を遅角しても安定した燃焼を得ることが重要となる．そのため，筒内に強いタンブル流動を形成し乱流エネルギーを強める高タンブルポート化と，高タンブル流動を圧縮上死点近くまで保持することが可能なピストン冠面形状とした．また，ピストンやスリーブ壁面付着を抑制しつつ均質な混合気を形成するためのマルチホール直噴インジェクタ，掃気効果や内部EGR量を最適化制御するDual-VTCで主燃焼系を構成した．ここに高応答ターボを組み合わせることで，高い熱効率と高出力化を実現した．

また搭載される車両の要求に合わせ，1.5 Lについては，市街地での扱いやすさと経済性を重視し高い低速トルクと低燃費を最優先とした．CIVIC TYPE-Rに搭載される2.0 Lターボエンジンは高出力スポーツエンジンとして高い環境性能を維持しつつ最大限に出力性能を達成するために，

Table 1　Engine specifications

Engine type	1.5 L		2.0 L	
	Developed	BASE	Developed	BASE
Cylinder configuration	In-line 4-cylinder	In-line 4-cylinder	In-line 4-cylinder	In-line 4-cylinder
Bore x Stroke (mm)	73 × 89.4	73 × 89.4	86 × 85.9	86 × 86
Displacement (cm^3)	1496	1496	1996	1998
Aspiration	Turbocharged	Natural	Turbocharged	Natural
Turbin/Compressor diameter (mm)	37/46	no	47/58	
Crank journal diameter (mm)	46	46	55	55
Compression ratio	10.6	11.5	9.8	11.0
Valve train	DOHC In-Ex VTC	DOHCi-VTEC In VTC	DOHC In-Ex VTC	DOHC VTEC In-Ex VTC
Number of valves	4 per cylinder	4 per cylinder	4 per cylinder	4 per cylinder
Valve diameter (mm) Intake/exhaust	28/23	29/25	35/29	35/30
Engine oil	0W-20	0W-20	0W-20	5W-30
Fuel injection type	DI	DI	DI	PI
Fuel	RON91	RON91	RON95	RON95
Maximum Power (kW/rpm)	130/5500	97/6600	228/6500	148/7800
Maximum Torque (Nm/rpm)	230/1600-5000	155/4600	400/2500-4000	193/5600
Maximum thermal efficiency (%)	38.0	34.8	36.6	*

各種諸元を設定した．Table 1 にエンジン主要諸元を示す．

1.5 L はレギュラガソリンでありながら圧縮比は 10.6 とし，最大熱効率 38% という高い環境性能と 1600 rpm から最大トルク 203 Nm を発生し，市街地での使い勝手の良い低速特性を実現した．2.0 L は，世界トップクラスのリッタ出力である最大出力 228 kW の実現のために大型のターボチャージャを採用し，同時に最大熱効率 36.6% の優れた環境性能を両立している．

Fig. 3 に各エンジンのベース NA エンジンとの出力性能の比較を示す．1.5 L は 2.0 L NA エンジンから置き換えられたが，最大出力は同一の 110 kW を維持しながら低中速トルクを最大 30 % 改善している．2.0 L ターボエンジンにおいては，CIVIC TYPE-R 用ベース NA エンジンが 2.0 L であるため，全域にわたり性能を向上させ，最大で出力 50%，トルク 100% の向上を実現した．

これまで述べてきた出力性能と環境性能を両立するために採用した技術内容を述べる．

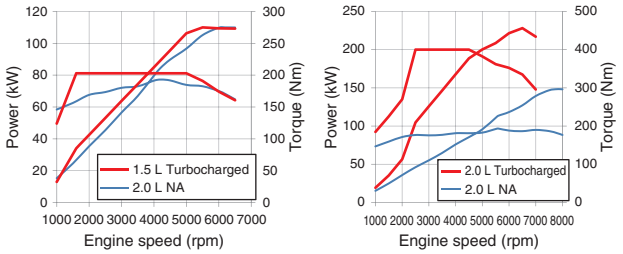


Fig. 3　Comparison of performance curve

4．達成技術

4.1. 急速燃焼技術

直噴過給エンジンにおいては，ノッキングを抑制して高負荷運転を可能にするために，また直噴燃料の蒸発促進や混合気の均質化を図り，Particulate matters(PM)規制をクリアするためにも筒内のタンブル流動を強くすることが重要である．一般的に吸気ポート面積を絞ることで，吸気ポート内の流速を高めタンブル流動を強くするが，流量係数は低下する．エンジンとしては，高回転側の出力も要求されるため，高タンブル流を維持しつつ流量係数の向上が求められる．この最適化を CFD を用いておこなった．

Fig. 4 に 1.5 L エンジンの自然吸気エンジンとターボエンジンの吸気ポートおよびピストン形状の違いを示す．

NA エンジンの吸気ポートに対してポート角度を寝かせペントルーフ形状に沿った吸気流れを実現した．それによりアゴ部と呼ばれるエッジ (Fig. 4 図中 A) を立てることにより，反対方向に流れ込む逆タンブル流を抑制し，流量係数の低下を抑えつつ高いタンブル比を実現した．そして吸気行程で生じるピストン方向へのタンブル主流を滑らかに反転させ，圧縮上死点近傍までタンブル流を保持するピストンの頭部形状を採用し急速燃焼を図った．Fig. 5 に CFD (Ricardo 社 VECTIS Ver.3.12) で求めたエンジン回転数 1500 rpm Wide open throttle での筒内流動パターンと Fig. 6 にタンブル比，および乱流エネルギーの比較を示す．

吸気行程前半 (CA=100 deg) で形成されるピストン方向への強い流れが観測される．この流れがピストン冠面に形成された浅皿形状により反転し，タンブル流を形成する．圧縮行程で観測されるタンブル渦 (CA 270 deg) は上死点前 60 deg から 0 deg においてペントルーフ内で押し潰さ

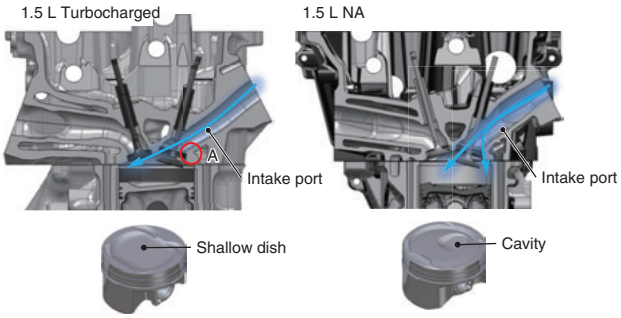


Fig. 4　Comparison of intake port and piston shape

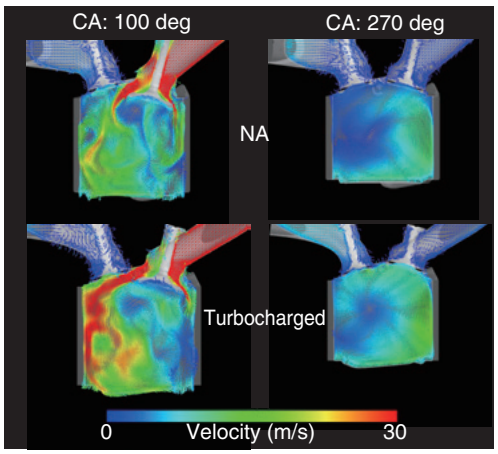


Fig. 5　In-cylinder flow pattern (1500 rpm motoring)

れ，乱流エネルギー（乱れ）に変換され火炎伝播燃焼を促進する．圧縮上死点付近での乱流エネルギーはＮＡエンジンの約２倍の値を示す．

4.2. 過給技術

ターボチャージャには，シングルスクロールタイプを採用しそれぞれの目標性能に応じて最適諸元を選択している．

ストイキで走行できる範囲の拡大による高負荷燃費改善を目的とし，エキゾーストポート一体のシリンダヘッドによる高効率な排気ガス冷却と高耐熱ステンレス鋳鋼製タービンハウジングを採用した．これにより，高排気温度時でも空燃比のリッチ化による排気温度の低下に頼らず950℃までの排気ガス温度に耐える仕様を確立した．また，新開発の電動ウェイストゲートアクチュエータ（E-W/G ACT.）を採用することで低負荷時の燃費向上を図った．

Table 2に各エンジンのターボ諸元，Fig. 7にターボチャージャの外観図を示す．1.5 Lには低回転からの高トルクとレスポンスを重視した小型のターボを設定し，2.0 Lには228 kWの高出力を満足する流量サイズを選定した．Fig. 8(a)に1.5 L，Fig. 8(b)に2.0 Lのコンプレッサマップを示す．動作点に対してサージ限界，回転限界に余裕があり，幅広い流量レンジの特性を持ったコンプレッサをそれぞれ採用した．

E-W/G ACT.をFig. 9に示す．E-W/G ACT.は，ウェイストゲートバルブ（W/Gバルブ）の推力伝達部にねじ

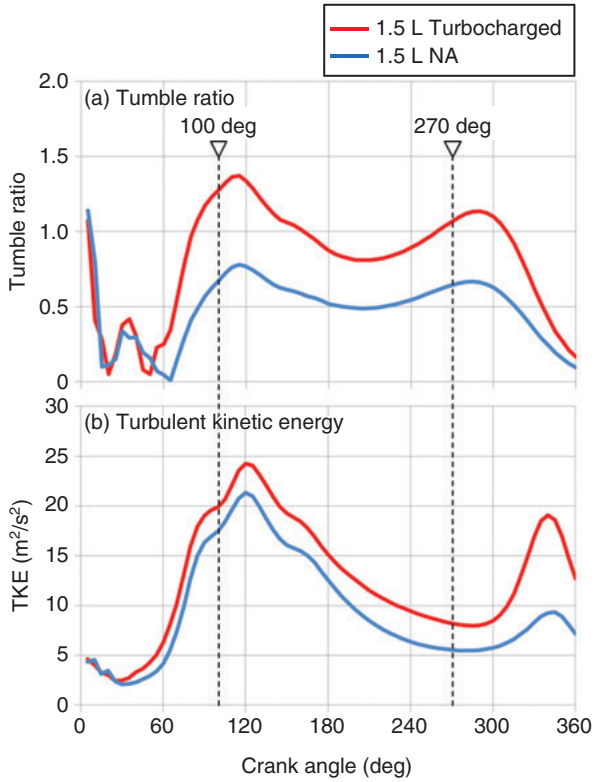


Fig. 6　In-cylinder flow pattern (1500 rpm motoring)

Table 2　Turbocharger specifications

		1.5 L	2.0 L
Turbocharger supplier		Mitsubishi	Mitsubishi
Turbine	Scrawl	Mono	Mono
	Wheel Diameter/Vane	ϕ37/11	ϕ47/11
	Permissible speed	245000 rpm	195000 rpm
	Housing material	A3K (austenitic cast steel)	A3K (austenitic cast steel)
Compressor	Wheel Diameter/Vane	ϕ46/6+6	ϕ58/6+6
	Permissible speed	241000 rpm	191000 rpm
Waste gate	Actuator	Electronic	Electronic
	Valve diameter	ϕ28	ϕ35

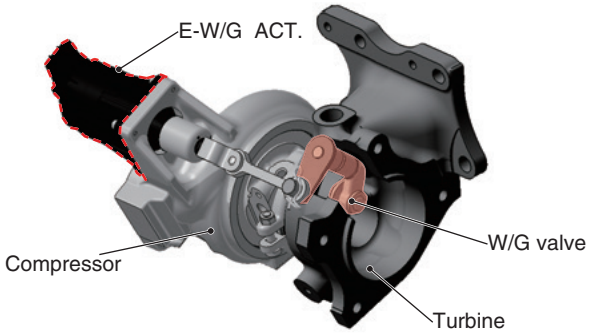
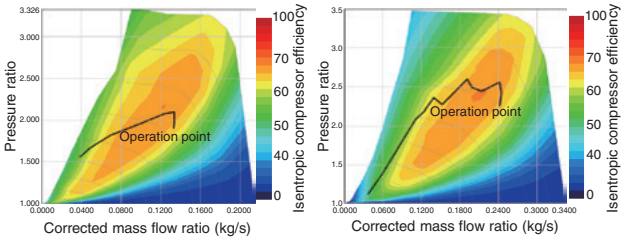


Fig. 7　Turbocharger assembly



(a) 1.5-L compressor efficiency map　(b) 2.0-L compressor efficiency map

Fig. 8　Compressor efficiency map

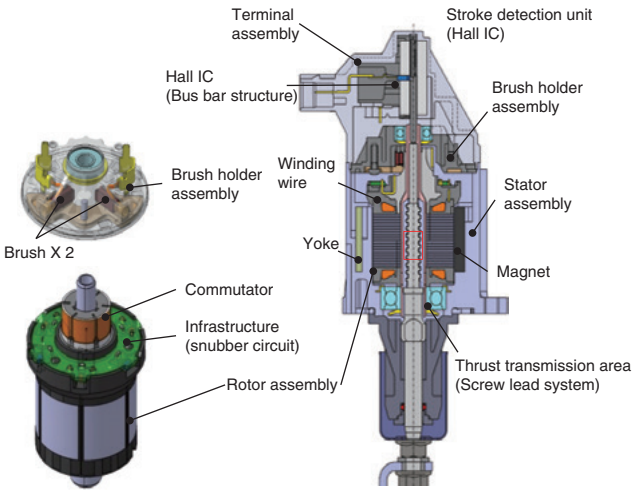


Fig. 9　E-W/G ACT.

リード方式を採用し，ねじのフリクションにより高い保持力を確保している．そのため高い排気圧においても少ない保持電流での保持が可能となった．

E-W/G ACT. の採用により W/G バルブの開閉自由度を生かした最適な過給圧設定と制御が可能となった〔Fig. 10(a)〕．NA 領域は W/G バルブを全開設定として排気マニホールド内の圧力とタービン後の圧力差を抑制し，排気のポンピングロスを低減することで燃費の改善が得られた．また，吸気スロットルと W/G バルブ開度の協調制御により車両要求に応じたトルクの発生を実現しており，過渡時は目標過給圧に応じて吸気スロットル開度と W/G バルブ開度をコントロールして応答性を向上させた〔Fig. 10(b)〕．

従来の正圧式 W/G バルブの場合，吸気圧力（PBA）が W/G バルブセット圧以上にならなければ開弁できなかった．そのため PBA が大気圧付近となる NA 高回転領域ではバルブを開けることができず，ターボチャージャに無駄な仕事をさせることで排気圧力が高くなりポンピングロスが大きくなっていた．今回，E-W/G ACT. を採用することでこれを回避できた（Fig. 11）．

Fig. 12 に E-W/G ACT. 化による正味燃料消費率（BSFC）の改善率を示す．NA 領域において排気流量が増える高回転側ほど BSFC の改善効果が大きくなり，最大で 3.0% の改善が得られた．

4.3. Dual-VTC 技術

1.5 L は Dual-VTC，2.0 L はそれに加え排気側のリフト可変機構（Ex-VTEC）を採用した．Fig. 13 に示す代表的な運転領域におけるバルブタイミングの制御を説明する．

4.3.1. 低回転高負荷領域

Fig. 13 図中 (1) に示す領域は車両発進時のレスポンスに大きく寄与し，低速トルクの向上が必要である．その場合，ターボチャージャ特有の吸気圧力が排気圧力を上回る条件を利用した掃気効果が有効である．吸気圧力が比較的高い条件で吸気と排気のバルブのオーバラップを広く設定することで筒内の残留ガスが排気系へ掃気され，充てん効率の向上とノッキングの改善ができる〔Fig. 14(a)〕．

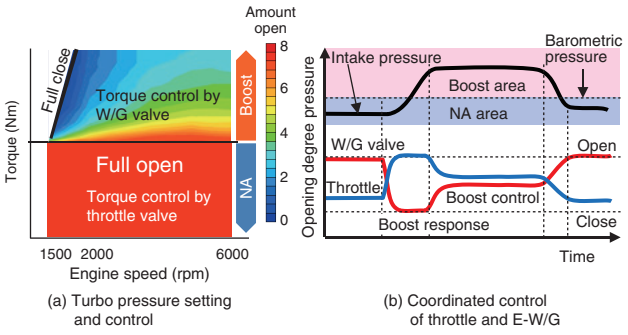


Fig. 10　Coordinated control

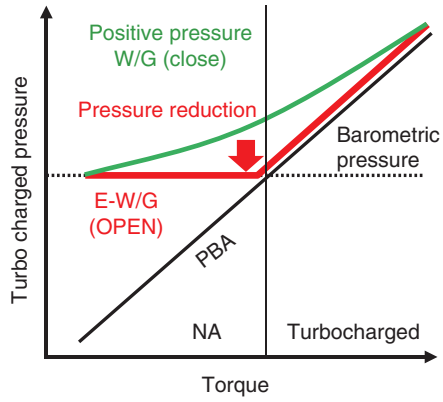


Fig. 11　Comparison of W/G valve specification

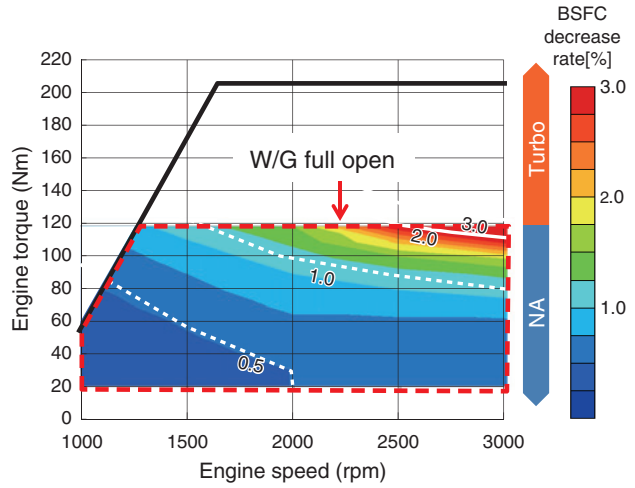


Fig. 12　BSFC decrease map

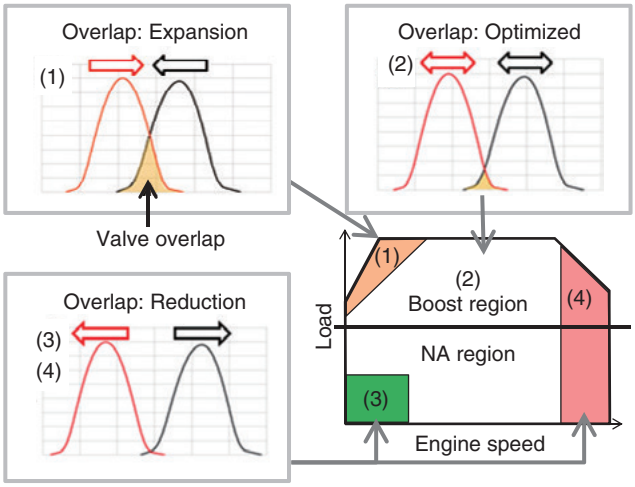


Fig. 13　Dual-VTC strategy

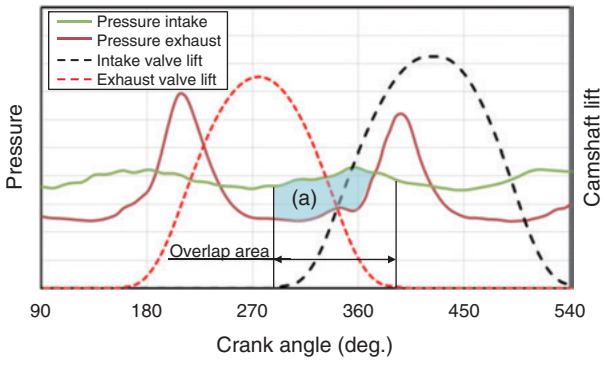


Fig. 14　Intake, exhaust pressure and scavenging area

また同時に掃気によるガス流量の増加はタービン回転数の上昇を可能にしている．これによりトルク値は 2.0 L NA に対して，1500 rpm で 30% 向上できた．

Fig. 15 はベースエンジンの 2.0 L NA と 1.5 L 過給の 1500 rpm 全負荷における指圧波形を比べたものである．ダウンサイジングによる行程容積の減少を過給圧で補い，少ない行程容積の中で高い圧力を発生している．過給圧上昇によるノッキング回避のため点火時期は遅角設定するが，急速燃焼により高い熱発生率が実現でき図示平均有効圧力（IMEP）の向上を可能にしている．

4.3.2. 中回転領域

Fig. 13 図中 (2) に示す中高回転域では，徐々にオーバラップを縮小することで排圧上昇にともなう残留ガス増加を抑制した．また加速走行では，即座に E-W/G バルブを全閉制御することで，過給圧を効果的に上昇させることが可能となった．

4.3.3. 低速低回転領域と高出力領域

Fig. 13 図中 (3) に示す低速低回転領域では，内部 EGR 量を減らし燃焼安定性を向上させるために，また高回転領域 (4) については排気抵抗を低減し耐ノック性を向上させる目的でそれぞれオーバラップ量を減少させている．

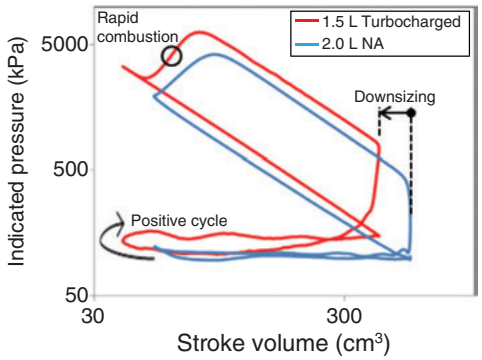


Fig. 15　Comparison of P-V diagram (1500 rpm WOT)

5. 燃費とエミッション

5.1. 燃費

Fig. 16 に各エンジンの単体燃費特性を示す．1.5 L は最小 BSFC 220 g/kWh，2.0 L は 最小 BSFC 230 g/kWh を達成した．図中 (b) に参考として示す 2.0 L NA エンジンの単体燃費特性と比較して見ると，1.5 L，2.0 L ともに最大効率点の値が優れているだけでは無く効率の良い範囲が広いことがわかる．

ダウンサイジングターボエンジンは積極的に低回転，高負荷領域が用いられることから，この領域の低燃費化が重要となる．1.5 L エンジンを例に Fig. 17 に 2.0 L NA エンジンに対する 1500 rpm 全負荷における BSFC 低減の内訳を示す．NA エンジンの場合，全開出力向上のために空燃比をリッチ側に設定しノッキング回避をする．一方，ダウンサイジング過給は急速燃焼や掃気効果で耐ノック性を向上しているため A/F をストイキ化することができる．BSFC の低減効果の内，A/F のストイキ化の寄与率は 75% と大きく，冷却損失やポンピングロスの低減の寄与率は 24%，フリクション低減の寄与率は 1% となった．また Dual-VTC による内部 EGR 量制御と高タンブル流による安定燃焼により，ポンピングロスが低減し中負荷域までの広い負荷範囲で燃費の改善が得られている．このエンジンを搭載した 2015 年モデル STEP WGN においてミニバントップクラスとなる JC08 モード燃費 17 km/L を達成した．同様の技術により 2.0 L 搭載車は欧州燃費モードにおいて CO_2 170 g/km を達成した．

5.2. 低エミッション

過給エンジンにおける触媒暖機モードにおいては，過給機によるヒートマス増加が課題となる．これに対しては，高タンブルポート採用による高い燃焼安定性のおかげで，バルブオーバラップを拡大して高温の内部 EGR を燃焼室内に導入することができ，燃料の蒸発促進が得られた．さらに点火時期を NA エンジンに比べてより遅角させることが可能となり，EURO6b 適用に十分な触媒昇温を達成することができた〔Fig. 18(a)〕．また，完全暖機後の Soot 排出性能に関しても，高タンブル流動および 20 MPa の燃料噴射圧と最適噴射時期により筒内の燃料付着を低減すること

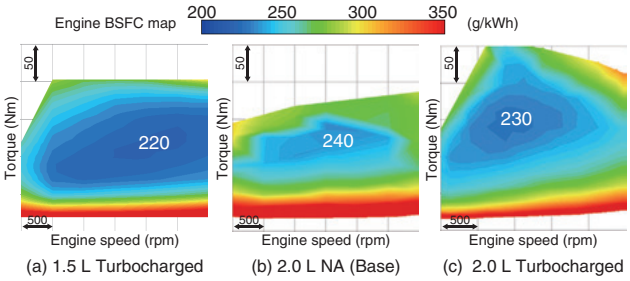


Fig. 16　Comparison of BSFC maps

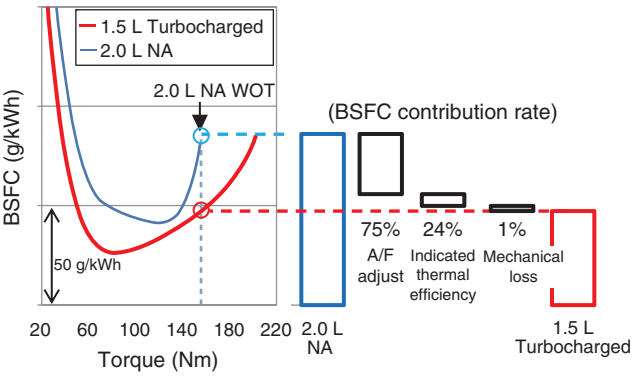
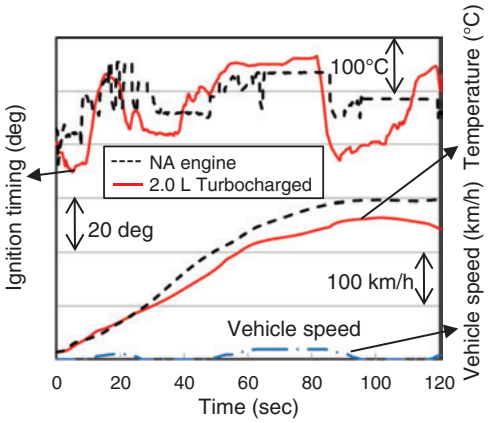
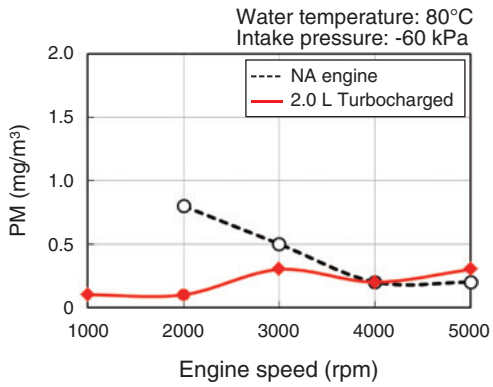


Fig. 17　Breakdown of BSFC reduction (1500 rpm WOT)

ができた．Fig. 18(b) に 2.0 L の計測データを示す．量産の直噴 NA エンジン同等以下の Soot 排出性能により Euro6b を達成することができた．同様の技術を用い 1.5 L は平成 17 年排出ガス基準 75% 低減を達成した．



(a) Catalytic activity temperature comparison



(b) PM comparison

Fig. 18　Emission measurement data

6．まとめ

E-W/G ACT. 付きワイドレンジターボチャージャ，Dual-VTC，マルチホールサイド直噴インジェクタ，高タンブル流動を生み出す高タンブルポートを採用した過給ダウンサイジングエンジンを開発し，以下の結果を得た．

（1）1.5 L エンジンは，2.0 L NA エンジンに対し，最大出力 110 kW を維持しながら，低中速トルクを最大 30% 向上した．本エンジンを搭載した車両はミニバントップクラスである JC08 モード燃費 17 km/L と平成 17 年排出ガス基準 75% 低減を達成した．

（2）2.0 L エンジンは高出力スポーツ用エンジンとして最大出力 228 kW，最大トルク 400 Nm を達成した．本エンジンを搭載した車両は，欧州燃費モードにおいて CO_2 170 g/km と Euro6b を達成した．

参考文献

（1）Petitjean, D., Bernardini, L., Middlemass, C., Shahed, S. M.: Advanced Gasoline Engine Turbocharging Technology for Fuel economy Improvements, SAE Technical Paper, 2004-01-0988, (2004)

（2）Shahed, S. M., Bauer, K.: Parametric Studies of the Impact of Turbocharging on Gasoline Engine Downsizing, SAE Technical Paper 2009-01-1472, (2009)

（3）鈴木雅樹，早川修一，石原祥道，新藤俊洋：小型車用新 L4 ガソリンエンジンの開発，自動車技術会学術講演会前刷集，No.91-14, p.9-12, (2014)

■著　者■


中 野 弘 二


和 田 裕 介


城 野 実 考


成 廣　繁

S660用6速マニュアルトランスミッション

6-Speed Manual Transmission for Honda S660

岩崎 正明* Masaaki IWASAKI
細川 琢矢* Takuya HOSOKAWA
山本 堂太* Dohta YAMAMOTO

要　旨

新型2シーター・オープンスポーツS660用の6速マニュアルトランスミッションを新規開発した.

コンパクトな6速マニュアルトランスミッションとしながら, 最大入力トルク104 Nmまで対応可能とした.

変速比はエンジンの特性を活かすために1速から5速をクロスレシオとして, 6速は高速巡航時の静粛性を高めるクルーズレシオに設定した.

スポーツカーとしての軽快な操作を可能とするショートストローク設定とし, シフトチェンジ操作時の荷重変位特性を最適化することによりスムーズかつ節度感のあるシフトチェンジフィーリングを実現した.

また, 3気筒エンジン特有のクランクシャフトの回転変動に起因する騒音をノーバックラッシュギヤおよびフリクションワッシャの採用により低減した.

ABSTRACT

A six-speed manual transmission has been newly developed for use in the new model S660 two-seater open-top sports car.

The new transmission was developed as a compact six-speed manual that nevertheless can support up to 104 Nm of maximum input torque.

In order to take advantage of the engine characteristics, the gear ratios for the first five speeds were configured with close ratios. The sixth gear was configured with a cruise ratio to enhance the quietness of the cabin when cruising at high speeds.

The shift was configured with a short stroke to enable the quick handling of a sports car, and the load displacement characteristics during gear shift operation were optimized. This produced a smooth, moderate gear change feeling when shifting gears.

The noise caused by rotational speed fluctuation of the crankshaft, which is characteristic of three-cylinder engines, was reduced through the adoption of a no-backlash gear and friction washer.

1. はじめに

弊社の軽自動車用マニュアルトランスミッションには, 0.66 L自然吸気エンジン(最大トルク59 Nm)と組合わせる5速マニュアルトランスミッション(軽5MT)がある.

これに対し, S660では0.66 L過給エンジンを搭載するため, 最大トルク104 Nmに対応可能な強度, 耐久性を有するコンパクトな新規マニュアルトランスミッションが必要となった.

この新規マニュアルトランスミッションの開発において, エンジンのパワーとトルクを活かすため軽自動車初の6速マニュアルトランスミッション(新型6MT)とした. また, この新型6MTでは軽快なシフトチェンジフィーリングの具現化を追求した. 本稿ではこの新型6MTの技術的な特徴について紹介する.

＊四輪R&Dセンター

2. 開発のねらい

S660の開発コンセプトである「走る楽しさ」,「操る楽しさ」をトランスミッションで実現するために, 新型6MTの開発において以下の項目を開発のねらいとした.

(1) 最大トルク104 Nmのエンジンに対応できるコンパクトな6MT
(2) ワインディングロードでの走りと高速巡航時の静粛性を両立する6速レシオ設定
(3) 軽快感, 節度感のあるスムーズなシフトチェンジフィーリング
(4) 3気筒エンジンのNVの抑制

3. 基本構造とレシオ設定

Table 1に主要諸元, Fig. 1に主断面図, Fig. 2に透視概観図を示す.

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2016_28_1_17

Table 1　Specifications of developed 6MT

Transmission type		6-speed Manual	5-speed Manual
Torque capacity [Nm]		104	59
Dimension overall length [mm]		340	319
Shaft axis distance [mm]	Input-Counter	65	60
	Counter-Final	112	110
Oil amount [L]		1.4	1.3

ギヤトレインはインプットシャフトに対してカウンタシャフトが一つの平行２軸構造とし，リバースギヤは選択しゅう動構造とした．伝達効率向上のため，掻き上げ式潤滑方式を採用した．また，３気筒エンジンの回転変動影響を抑制するため，１，２速のカウンタギヤにノーバックラッシュギヤ（NB ギヤ）を採用した．

限られたエンジンルームの中に新型 6MT を収めるため

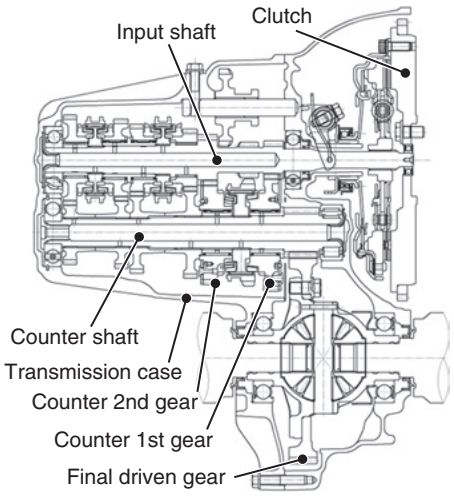


Fig. 1　Cross-section view of developed 6MT

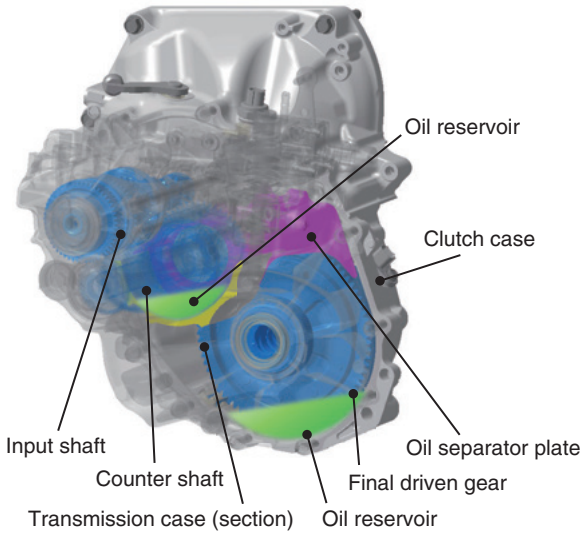


Fig. 2　Perspective view of developed 6MT

に，入力軸と出力軸を上下方向の配置とした．

上下方向の配置とすることで掻き上げ式潤滑方式ではインプットシャフト，カウンタシャフトがトランスミッション内の下方にある油面から遠くなり潤滑が不足することが考えられる．また，油量の増量で対応した場合，重量が増加するだけでなくかくはん抵抗も増加し伝達効率が落ちてしまう．これに対してはトランスミッションケースとクラッチケースの間にオイルセパレートプレートを設置することで，トランスミッションケース壁面によりカウンタシャフト下に油溜りを形成する２段油面構造として対応した（Fig. 2）．

また，ファイナルドリブンギヤの掻き上げによりカウンタシャフト下にオイルを溜めて，カウンタシャフト上ギヤの掻き上げにより変速段ギヤの潤滑をおこなうようにした．これにより油量を軽 5MT に対して 0.1 L の増加に抑えることができ，伝達効率を落とすことなく各部に必要な潤滑量を確保した．

ギヤレシオは１速から５速をクロスレシオとすることでエンジンの高トルク領域を有効に使用可能な設定とした．特に，２速はレッドゾーンの 7700 r/min で 75 km/h まで達する設定とし，ワインディングロードの常用域である 30 km/h から 60 km/h をカバーできるようにした．６速は 100 km/h 走行時のエンジン回転数を弊社の FIT RS 6MT と同等の 3200 r/min として高速巡航時の静粛性を高める設定とした．Fig. 3 に走行性能線図を示す．

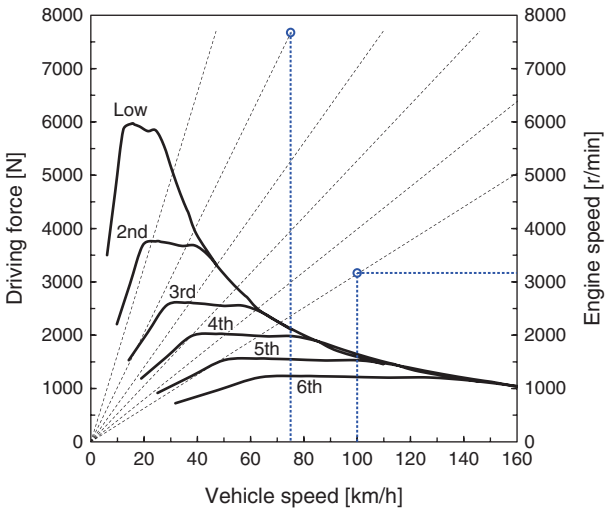


Fig. 3　Driving force curve

4．高容量化とコンパクト化

4.1. 高容量化

104 Nm の高トルクに対応可能な強度，耐久性を確保しながら軽量コンパクトにするために，各軸間距離の最適化をおこなった．高トルク対応するには，ベアリングやギヤ

をサイズアップするか，強度の強い材料に変えるという方法がある．このため材料を変えずに対応する場合，インプットシャフトとカウンタシャフト軸間距離を拡大する必要がある．軸間拡大による重量増加を抑制するために，強度，耐久性から決まるベアリングサイズ，ショートストロークでの適切なシフト荷重を達成するシンクロサイズを選定し軸間距離を設定した．

4.2. コンパクト化

６速化しながら車両搭載性を確保するためにはトランスミッション全長を抑える必要がある．ギヤ歯幅を最適化するためにミスアライメントを考慮した強度設計[1]をおこない，シンクロナイザスリーブストロークを短縮した[2]．さらに３速から６速ギヤを小モジュールにすることでギヤの噛合い率を確保しながら歯幅を 5 ㎜短縮した．また，NB ギヤの設定を最適化することで NB ギヤ幅を１，２速で合わせて 0.8 mm 短縮した．これにより高トルク対応と６速化をおこないながらも軽 5MT に対して全長を 21 mm の増加に抑えた．

5．シフトチェンジフィーリング

S660 の操る楽しさを実現するために，軽快感，節度感，スムーズ感の３項目を中心にシフトチェンジフィーリングの開発をおこなった．

5.1. 軽快感

軽快なチェンジ操作を実現するためにスポーツカーとしての軽快な操作を可能とするショートストローク設定とした．シフトストロークは過去に販売した BEAT よりも短く，S2000 や NSX に匹敵する 37 mm とした．セレクトストロークはシフトストロークとのバランスと，コンパクトなパッケージングを考慮して 22 mm とした (Fig. 4)．

ショートシフトストロークに伴うシフトチェンジ操作時の同期荷重増加に対しては，２速にダブルコーンシンクロナイザ，３速にカーボンシンクロナイザを適用して同期荷重低減を図った．

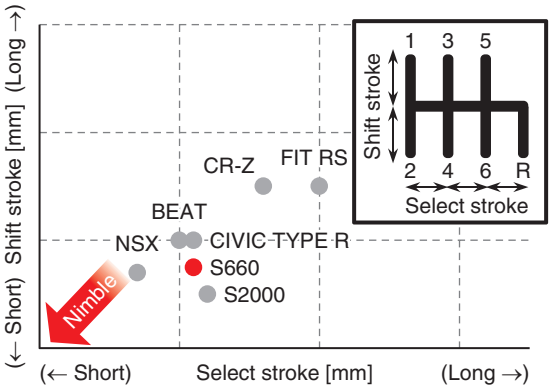


Fig. 4　Shift and select stroke

シンクロナイザの選定には軽快感を表す判断基準[3]であるシフトダウン時の同期荷重を用いた．例として２速シンクロナイザの選定について説明する．Fig. 5 は３速から２速へシフトダウンする際のシフトストロークとシフトチェンジ操作時の同期荷重の関係を表した図である．

5.2. 節度感

シフトチェンジ操作時の荷重特性はトランスミッション内部のシフトアームディテント，シフトフォークディテント，シンクロナイザスプリングの３部品が発生する合力により決まる (Fig. 6)．

各部品の荷重変位特性と合成時の荷重変位特性を Fig. 7 に示す．シフトチェンジ操作時の荷重ピーク (Fig. 7 A 部) がふた山形状となっている場合や，荷重の立ち上がり，下がりが緩やかすぎると節度感を得られない．新型 6MT では三つの荷重発生要素の荷重ピークを合わせることで (Fig. 7 B 部) ひと山形状とし，荷重が素早く立ち上がる特性とした．これにより，自然で節度感のあるシフトチェンジフィーリングを実現した．

5.3. スムーズ感

スムーズなシフトチェンジフィーリングを得るため，前述の節度感を満足する荷重特性を調整するのと同時に，

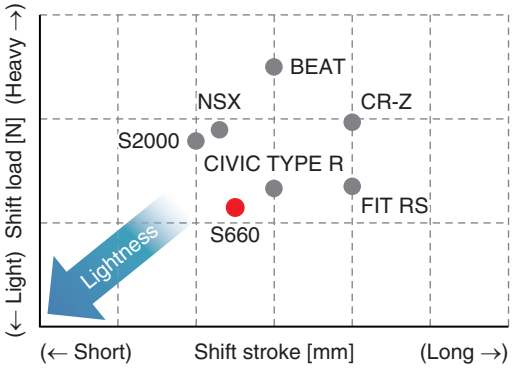


Fig. 5　Shift performance chart (Shift down from 3rd to 2nd)

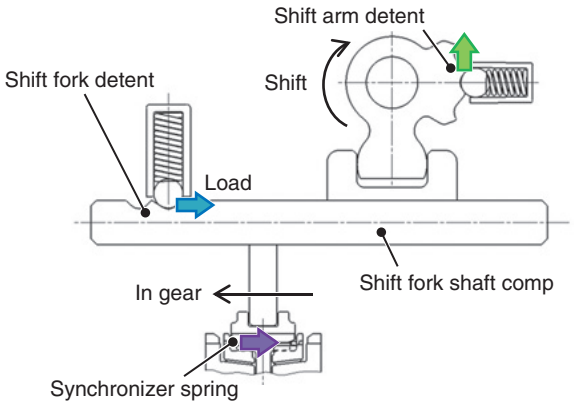


Fig. 6　Gear shift mechanism

吸い込まれ感を増す調整をおこなった．吸い込まれ感とは[1]，シフトチェンジ操作の後半でインギヤポジションに吸い込まれるような操作感を指している．この吸い込まれ感についても荷重ピークを合わせることで (Fig. 7 C 部) 適度な吸い込まれ感を実現した．

また，スムーズなシフトチェンジフィーリングの達成には２段入りの発生を抑える必要がある．２段入りとは同期時の駆動系ねじり反力によるギヤドグとスリーブの弾かれによって発生するゴツゴツと感じる現象である[1], [2], [4] (Fig. 8)．新型 6MT ではシンクロナイザスリーブ小径部の形状[3]およびシンクロナイザスリーブ先行歯[1]を採用して２段入り発生荷重を低減した．

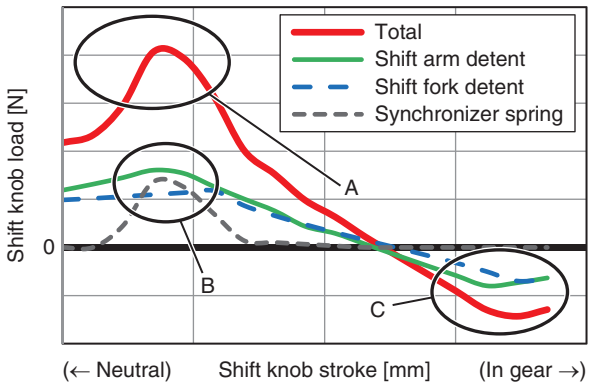


Fig. 7　Characteristics of shift load

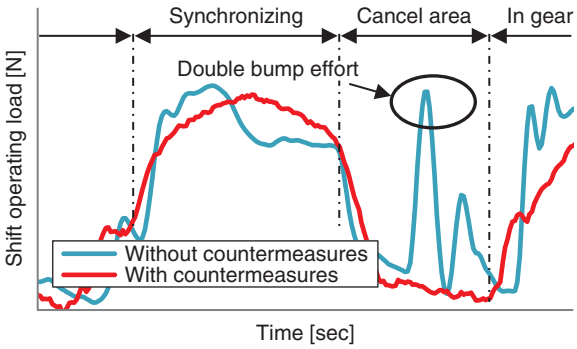


Fig. 8　Gear shifting time chart

6．3気筒エンジン NV の抑制

一般に直列３気筒エンジンは，同排気量の直列４気筒エンジンよりも１気筒あたりの筒内圧が高く，燃焼トルク変動が大きくなる．加えて S660 は過給エンジンの採用により低回転からの出力が向上しているため，低回転域の燃焼トルク変動が大きくなり，同排気量の自然吸気エンジンよりもエンジン回転変動が増加している．その結果，トランスミッションへ伝達される回転変動も増加するが，新型 6MT では NB ギヤ，フリクションワッシャを採用することで，アイドル時および走行時の NV を抑制した．

6.1. NB ギヤ

アイドル時の回転変動によるガラ音 (ガラガラと聞こえる音) 対策として，軽 5MT 同様にカウンタシャフト上の遊動ギヤであるカウンタ１，２速ギヤに NB ギヤ構造を採用した．

NB ギヤとはバックラッシュを無くすことによって，回転変動によるギヤの歯打ち音の発生を抑えるものである．軽 5MT 同様にスプリングにより NB ギヤを相手ギヤの減速歯面に押し付けることでバックラッシュを無くす構造とした．これにより，クラッチのイナーシャを必要以上に増加させることなくガラ音の抑制をおこなった．

6.2. フリクションワッシャ

燃焼トルク変動が原因でトランスミッションへと伝達される回転変動は，インプットシャフトに付随しているシンクロ機構のシンクロハブ (ハブ) に伝達される．そして，ハブのスロット内でハブとシンクロナイザリングとが衝突しジャラジャラといった連続した金属打音 (ジャラ音) を発生する．特に車両発進時および，低速走行からの加速時に回転変動が大きくなり，パワープラント振動と共に車室内へ伝達される．軽 5MT ではインプットシャフトに配置されるシンクロ機構は３速から５速の３箇所に対して，新型 6MT はギヤ段増加によりシンクロ機構が１箇所増え，音源が追加されたことにより騒音レベルが増加した．

このジャラ音を抑制するために，シンクロナイザリングとハブの間に緩衝機能を持ったフリクションワッシャを採用し，音の発生源を直接抑えることで，車室内の騒音低減を達成した．

フリクションワッシャは Fig. 9 に示すように，ハブの内側ボスに対しバネ効果を持ちつつ円周方向へしゅう動する 12 本の内側爪と，シンクロナイザリングのスロット部の自由度を規制する６本の外側爪からなる円形プレート構造となっている．

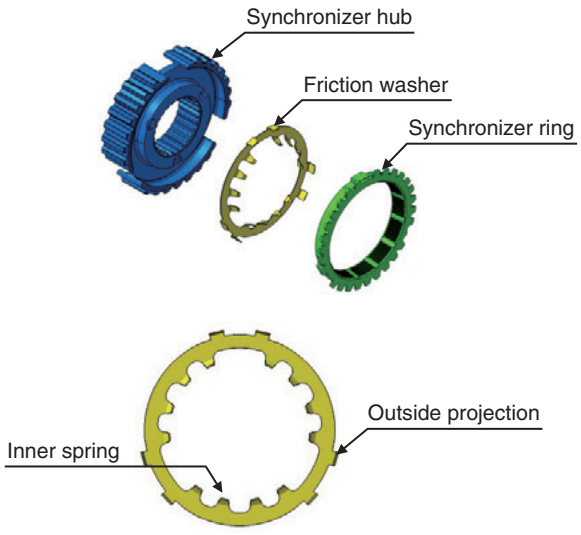


Fig. 9　Structure and function of washer

フリクションワッシャの作動を Fig. 10 に示す．燃焼トルク変動が小さい走行領域では，フリクションワッシャはシンクロナイザリングと共に遠心力によりハブのスロット部端面へ張り付いて位置している．燃焼トルク変動が増加すると，インプットシャフトの回転変動も大きくなりハブとシンクロナイザリングがスロット内で衝突を起こす．その際にバネ効果を持つ内側爪がハブとのフリクションでトルクを発生させて，外側爪によりシンクロナイザリングとスロット部との衝突を回避し音の発生を低減している．

フリクショントルク値については締め代範囲に対する上下限値を設けた．トルク上限値は，シンクロナイザリングで同期させた後にギヤと結合するため，フリクションワッシャの内側爪はその分強制的に円周方向へ動く必要がある．そのため，同期機能や，シフトチェンジフィーリングを阻害しないしきい値を見極め設定している．

また，下限値は，耐久劣化による内側爪接触部の摩耗がトルク低下へとつながるため，耐久劣化を考慮したしきい値に設定している．

フリクションワッシャの効果を Fig. 11 に示す．グラフは２速ギヤにてアイドル回転から WOT でエンジン回転 5000 r/min まで加速したときのトランスミッションケース振動を現している．インプットシャフト上のシンクロ機構全て（３速から６速）に採用した場合と全く採用しない場合で幅広い周波数帯において明確な効果を得ることができた．新型 6MT では３速から６速ギヤにフリクションワッシャを採用し課題であった NV 性能を満足することができた．

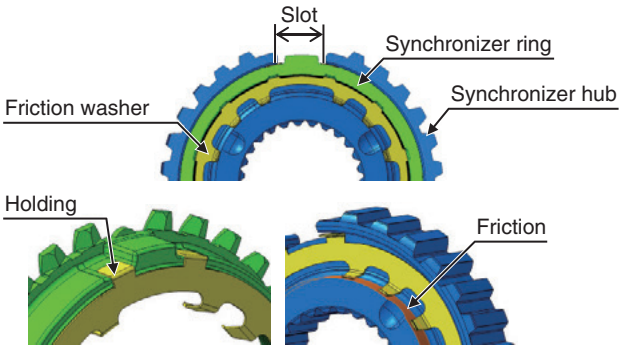


Fig. 10　Operating principle of friction washer

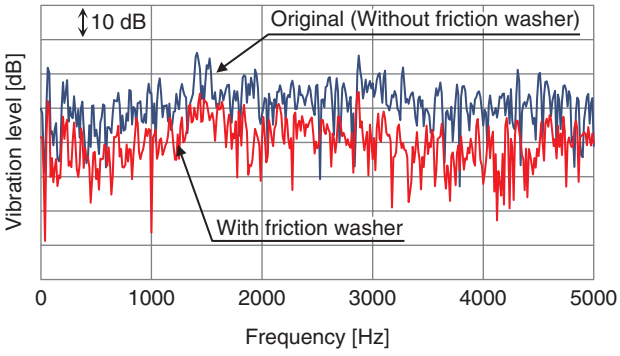


Fig. 11　Vibration level of transmission case

7．まとめ

新型 6MT の特徴は下記の通りである．

（1）最大トルク容量 104 Nm に対応しながら車両搭載可能なコンパクトな 6MT を達成した．

（2）６速化によるレシオ設定によりワインディングロードでの走りと高速巡航時の静粛性を両立した．

（3）ショートストロークおよびシフトチェンジ操作時の荷重特性の最適化により，軽快かつ節度感のあるスムーズなシフトチェンジフィーリングを達成した．

（4）NB ギヤ，フリクションワッシャの採用により３気筒エンジンの NV を低減した．

参考文献

（1）横山孝志，葛原敬士，萩庭正大，高橋匠，中村明：新中型マニュアルトランスミッションの開発，Honda R&D Technical Review, Vol.24, No.2, p.53-60

（2）松田健司，真仁田満，横溝幸治，岩崎徹，萩庭正大：軽量コンパクト６速マニュアルトランスミッションの開発，Honda R&D Technical Review, Vol.18, No.1, p.28-33

（3）北島恭司，岡田靖志，平野浩司，三谷真一，有働秀男：S2000 用６速マニュアルトランスミッションの開発，HONDA R&D Technical Review, Vol.11, No.1, p.39-44

（4）村井章文，岡崎功二，奥野勝則：S2000 におけるスポーティチェンジフィーリング，HONDA R&D Technical Review, Vol.11, No.2, p.73-78

■著　者■


岩崎正明


細川琢矢


山本堂太

テレマティクス技術を活用したBEV用リチウムイオンバッテリ容量の推定と推移予測

Accurate Capacity Estimation and Forecast of Li-ion Battery for BEV Using Telematics

武 政 幸一郎*
Koichiro TAKEMASA
宮 下 拓 也*
Takuya MIYASHITA
赤 松 健 治**
Kenji AKAMATSU
羽 田 知 史***
Satoshi HADA
上 甲 昌 郎***
Masao JOKO

要　旨

2012年から米国でリース販売しているFIT EV全車両のバッテリデータをタイムリーに収集するため，テレマティクス技術を用いたバッテリトレーサビリティシステムを開発した．本システムは，リチウムイオンバッテリの使い方と容量推移を把握することを主目的にしている．収集した全車両のバッテリ時系列データをHondaサーバ上へ展開し，バッテリ容量の全算出データから精度の高いデータのみを抽出するアルゴリズムを構築，適用することで，車載Electric Control Unitよりも精度高く容量算出することが可能になった．その結果，バッテリ容量低下が3%以内に収まっていることを97%のFIT EVで確認できた．また，FIT EVのバッテリの使い方は，容量低下促進領域の滞在頻度が低いことが確認できた．加えて，ユーザの使い方を容量推移予測モデルに適用することにより，今後数年間で，容量低下が5%以内に収まることを予測した．

ABSTRACT

A battery traceability system that uses telematics technology was developed in order to acquire timely battery data from all FIT EVs that have been leased in the United States since 2012. The main purpose of this system is to track lithium-ion battery usage and capacity.

It has become possible to estimate battery capacity with greater accuracy than on-board Electronic Control Units (ECU) by loading the time-series battery data collected from all the vehicles onto Honda servers, and applying an algorithm created to isolate the data of high accuracy from the totality of battery capacity estimation data. As a result, it was confirmed that battery capacity degradation remains within 3% in 97% of the FIT EV. It was also confirmed that FIT EV battery usage has a low frequency of remaining in the accelerated capacity degradation zone. In addition, it has been forecast by applying this data to the capacity forecast model for user patterns of usage that capacity degradation will be within 5% over the next several years.

1．はじめに

リチウムイオンバッテリ（Lithium-ion battery: LIB）の容量は，その使い方や使用年数に応じて低下する．これは，LIBを搭載したBattery Electric Vehicle（BEV）の航続可能距離等の商品性へ影響を与える．そのため，BEVの下取り査定時の性能評価や中古車販売時の値付け等において，LIBの容量低下度合を正確かつタイムリーに把握することは重要である．

2012年，FIT EVのリース販売を米国で開始した．本リースでは，まず3年間のリース期間を設け，一定期間経過時点のLIBの容量低下度合を一つの判断材料として，リース期間を延長できるか判断する予定であった．リース期間を延長するためには，このLIB性能評価時に，LIBの健全性，特異的な使い方がされていないこと，リース延長期間のLIBの健全性を確認する必要があった．

＊　四輪R&Dセンター
＊＊　株式会社テイ・アイ・シイ
＊＊＊日本アイ・ビー・エム株式会社

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2016_28_1_18

従来，ハイブリッド車（Hybrid Electric Vehicle: HEV）では，車載されたLIBの使い方や性能状態を，故障診断機（Honda Diagnostic System: HDS）を通じて収集してきた．

この手法では，車載センサで計測した使い方のデータと車載Electric Control Unit（ECU）で推定したLIB容量データがECUに蓄積される．蓄積されたデータは，Hondaディーラにて非定期に実施される車両点検等の際にHDSにより収集される．収集されたデータはHondaサーバへ送信され，分析，活用されてきた．

しかし，リース期間延長を判断する上でHDSによるデータを収集する方法には3点の課題があった．車両点検時等にデータ収集の機会が限られるため，タイムリーで網羅的なデータ分析，活用ができない．HEVの車載ECUは，主に故障判定目的でLIB容量を推定している．そのため，BEV特有の航続可能距離への影響度合いを評価するのに必要な容量推定精度を有していない．さらに，将来の容量推移予測には，使い方の膨大なデータ蓄積と使い方を基にした高負荷な容量推移予測計算が必要である．しかし，車載ECUに許容される搭載スペースとコスト制約下では上記の対応が課題であった．これらの課題を解決し，お客様への負担無くデータを収集する手法として，Hondaが既にサービス展開しているテレマティクス技術を活用することにした．

2．開発のねらい

前章の課題を解決するためには，新たなBEV用LIBデータの収集，蓄積，分析システムが必要と考え，以下3点を主要なねらいとした．

（1）全車両のLIBの使い方と容量変化をタイムリーに，ユーザに追加負担無く収集，分析，活用できること．

（2）LIB容量をECU算出値と比べ精度良く推定できること．

（3）個々の車両の使い方に応じた，LIB容量の将来推移予測ができること．

3．LIBデータ活用フロー

走行および充電時にFIT EVから収集されるLIB関連の時系列データ量は膨大になる．膨大なデータを分析する場合，課題と課題解決フローを定義しないままデータ収集，分析を開始すると，意図した分析結果を効率良く求められなくなることが懸念された．そこで，データ収集システムの構築にあたり，課題を明確に定義し，LIB関連のデータを効率的に収集，分析，活用するためのLIBデータ活用フロー（Fig. 1）の構築を目指した．

約1,000台のFIT EVからのデータをユーザやディーラに負担無く収集するため，米国ですでにサービス展開しているテレマティクスシステム[1]を活用したバッテリトレーサビリティシステムを開発した．

データ収集は，ユーザの同意を得た上で，米国の全FIT EVの時系列データをタイムリーに収集する．走行中および充電中の車両，LIBの生データは，車載通信ユニット（Telematics Control Unit: TCU）と携帯回線網を通じて，時系列バイナリデータとして送信される．送信データは，Hondaサーバに蓄積される．蓄積データを逐次テキストデータに変換し，1走行ごと，1充電ごとのデータセットに要約する．これにより，全車両の使い方を網羅的に把握することができる．要約したデータの中から，LIBの高精度容量算出，使い方解析，容量推移予測に関するデータを抜き取り，それらを分析するためのモデルを作製する．分析者は，データをモデルに適用する過程で，モデルを改修し精度を上げていく．また，計算処理負荷の高い容量推定と容量推移予測をサーバ側で実施することで，ECUより精度の高い容量の推定と推移予測の実現を目指した．なお，容量推移予測にあたっては，FIT EVの開発と並行して構築したLIB容量推移予測モデル[2]を活用する．

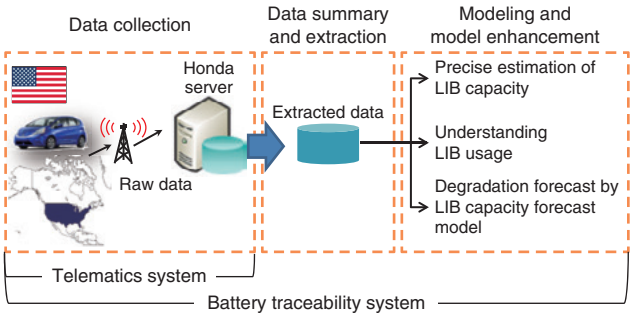


Fig. 1　LIB data utilization flow

4．高精度容量算出

4.1. 車載ECUの容量算出方法

LIB容量は，電流の積算値（ΔAh）と同期間中のLIBの充電率（State Of Charge: SOC）の変位分（ΔSOC）から，逐次最小二乗法によって線形回帰（Fig. 2）して求め[3]，式（1）であらわされる．

$$Capacity = \frac{\Delta Ah}{\Delta SOC} \qquad (1)$$

これを車載ECUでおこなう場合，ΔAhは車載電流センサの電流値を積算して算出する．

一方，SOCは車載センサにより直接観測できない物理量であるため，推定する必要があるが，その方法は大きく分けて二通りある．一つ目はLIBの端子開放電圧（Open

Circuit Voltage: OCV)を推定した後に，SOC-OCVカーブ(LIBに固有のSOCとOCVの関係)を用いてOCVをSOCへ変換する方法(OCV推定法)である(Fig. 3)．

二つ目は電流の積算値とLIB容量を用いて走行初期からのSOC推移を推定する方法(電流積算法)である．

4.2. 車載ECUの容量算出誤差

OCV推定法では，OCVを直接計測できない通電中に，OCV推定誤差が発生する．そのため，OCVをSOCへ変換する際，OCV推定誤差がSOC推定誤差へ影響を及ぼす(Fig. 4)．

一方，電流積算法では，車載電流センサに数%の測定誤差があるため，時間の経過に伴いその誤差が積算され，SOCの推定誤差が増大していく．

上記のどちらの方法を使うにせよ，推定するSOCには誤差が含まれるため，LIB容量算出にも誤差が発生する．Fig. 5は，ある走行モードにおける，LIB容量真値100%に対する車載ECUによるLIB容量推定値の割合を経時変化で示したものである．約4,000秒の走行期間中，ECU推定容量が，容量真値に対して±10%程度の誤差を有している．この容量推定誤差により，LIBそのものの容量低下分を車載ECUでは高精度に把握できないという課題がある．

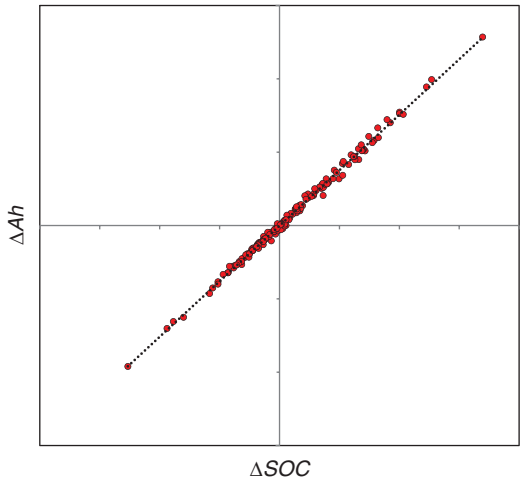


Fig. 2　Recursive least square method for capacity estimation

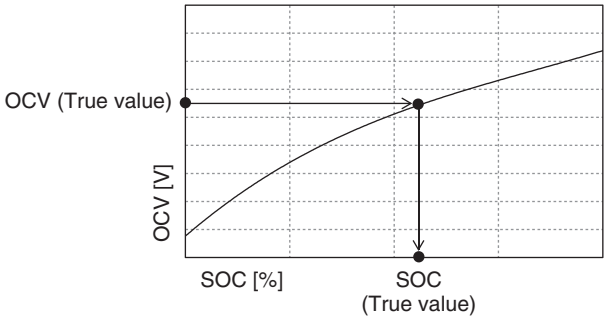


Fig. 3　Conversion of OCV to SOC

4.3. サーバを使用した高精度容量算出方法

容量真値の誤差に対応するため，サーバに蓄積された膨大な時系列データを用いて容量を高精度に算出するモデルの構築を検討した．

容量算出精度の目標設定にあたり，10%の航続距離低下がユーザの使い勝手へ影響を及ぼすと仮定した．本仮定とLIB容量が低下することを考慮し，目標算出誤差許容値は±6%以内とした．

モデル構築にあたり，容量算出誤差の小さい(算出精度が高い)走行あるいは充電条件のデータのみを，全走行，充電データから抽出することを考えた．そこで，算出精度が高い条件を抽出するため，さまざまな走行，充電条件を調べた結果，以下二つの条件で算出精度が高くなることがわかった．

一つ目の条件は，ΔSOCが大きくなる(走行距離が長くなる)程，容量算出精度が高くなる．Fig. 6は横軸にΔSOC，縦軸にECUが算出した容量を示す．ΔSOCが大きくなるほど真値の60 Ahに収束する傾向が認められる．

二つ目の条件は，走行あるいは充電後に十分な放置期間があり，放置期間も含めて容量算出すると，算出精度が高

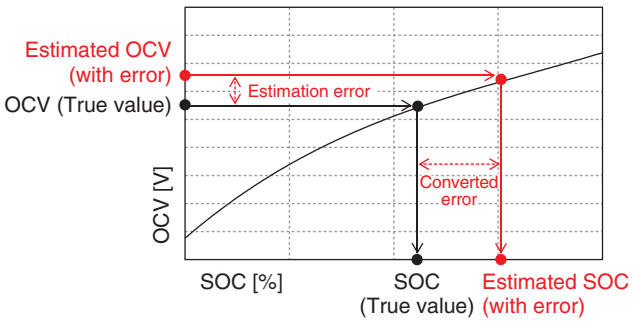


Fig. 4　Conversion of estimated OCV with error to SOC with error

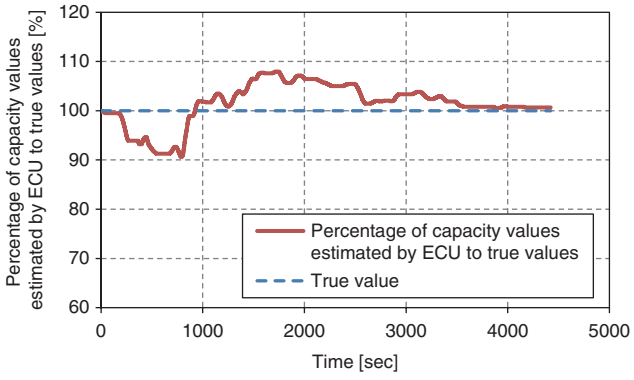


Fig. 5　Variation in capacity values estimated by ECU

くなる．この理由は Fig. 7 に示すように，ECU にて算出された走行終了時の SOC を使用するよりも，十分に放置されて安定した OCV をもとに算出した SOC を使用したほうが，容量算出精度が向上するためである．そのため，収集している時系列データの中から，走行あるいは充電データと期間の長い放置データを結合させて，放置も含めた期間で容量を算出した．

全収集データから上記の二条件に合うデータを抽出すると，想定どおり，抽出サンプルは算出精度が高くなることが確認できた．しかし，算出精度を上げれば上げる程，容量算出できる車両台数が減少するという新たな課題が顕在化してきた (Fig. 8)．

これは，ユーザの使い方として，長距離走行 (ΔSOC が大きい走行) の頻度が低いためである．目標誤差許容値 ±6% を達成するためには，ΔSOC 30% 以上のデータを抽出する必要がある．しかしこの場合，車両包含率 (目標誤差許容値 ±6% 以内で算出できる車両割合) が 78% まで下がってしまい，22% の車両の容量を高精度に推定できない結果となった．

4.4. 車両包含率の向上

車両包含率低下の課題を解決するために，個別の走行データを連結させて ΔSOC の大きい走行パターンを新たに作成することを考えた．そこで，放置時間の抽出条件を満たす連続する複数の走行の ΔAh，ΔSOC を，それぞれ連結して一つのデータセットとして容量推定に用いた (Fig. 9)．

このように走行履歴を結合させて容量算出すると，高い算出精度と高い車両包含率を両立できるようになった．ΔSOC 20% 以上の走行履歴を結合すれば，目標許容誤差以内の精度と 97% 以上の車両包含率が達成できる (Fig. 10)．

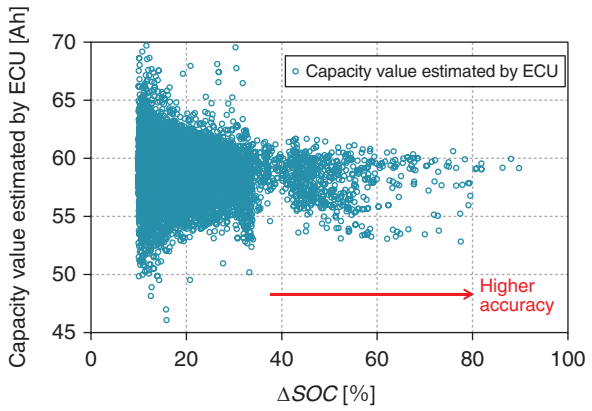


Fig. 6 Used range of SOC and variation in capacity estimation

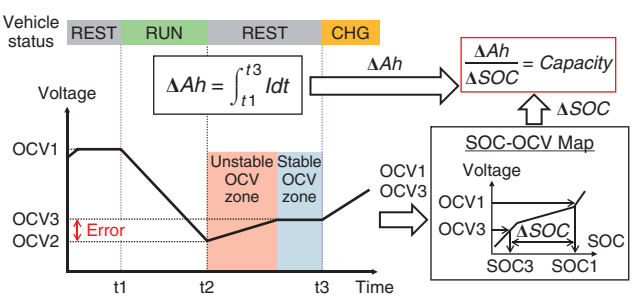


Fig. 7 Method for capacity estimation with battery traceability data

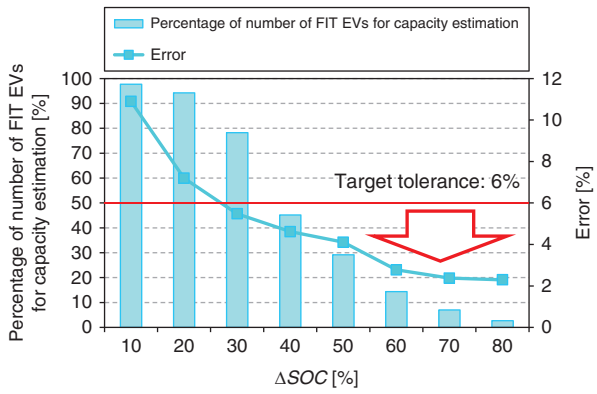


Fig. 8 Number of EVs with accurate capacity estimation and estimation error to used ranges of SOC

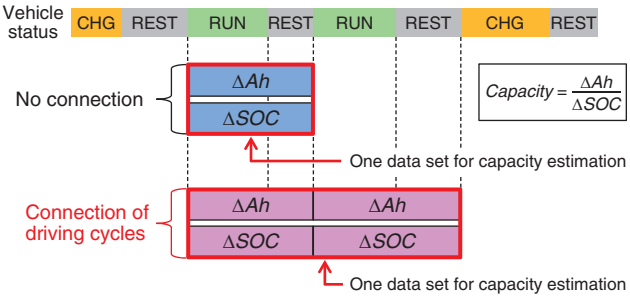


Fig. 9 Connection of driving cycles for precise capacity estimation

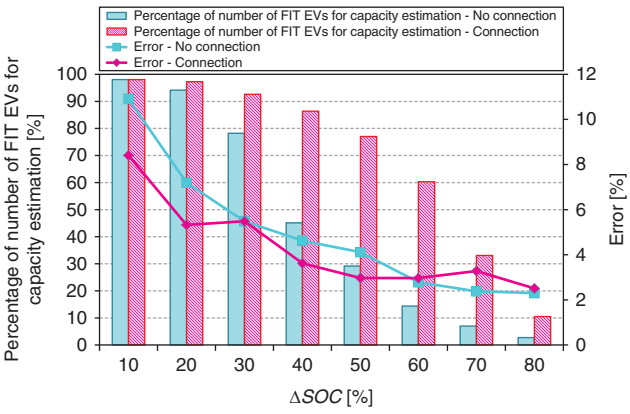


Fig. 10 Enhancement of vehicle coverage and estimation error

4.5. 推定容量算出結果

Fig. 11は，本容量算出方法を用いて，米国向けFIT EV 805台のLIB容量を走行距離10,000 kmごとにプロットしたグラフである．容量算出誤差幅とその頻度を箱ヒゲグラフで表現した．色の濃い部分はサンプル密度が高く，薄い部分はサンプル密度が低いことを示している．また，本容量算出法の確からしさを検証するため，上記耐久車両を含める4台のFIT EVからLIBパックを取り外し，LIB充放電試験機と高精度電流センサを用いてLIB容量を計測した．実測した容量値は，本容量算出法により算出された容量中央値の内挿線，外挿線上にある．本容量算出法の確からしさとLIB容量低下が3%以内に収まっていることがわかった．

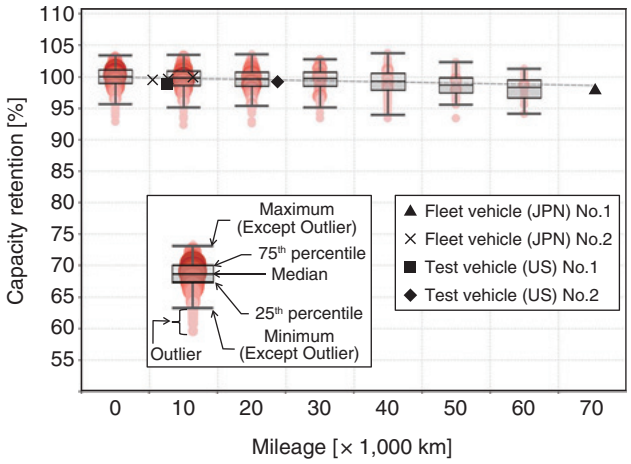


Fig. 11　Estimated FIT EV capacity

5．LIB容量推移

5.1. 容量低下促進条件

一般的に，LIB容量低下の促進因子は，LIB温度，充放電電流値，使用SOC(電圧)幅であるといわれている[4]．

FIT EVのLIBも上記因子を変化させた台上サイクル耐久試験をおこない，それぞれの条件によりどの程度容量低下が促進されるかを確認した．

Fig. 12に，温度の影響をみるため，充放電時の電流を20 Aに，SOC幅を100%から0%に固定して，LIB温度を25℃，35℃，45℃，55℃の4水準で変化させた結果を示す．LIB温度が高くなるにつれて容量低下が促進され，特に55℃以上で顕著な容量低下がみられることがわかった．

Fig. 13に，充放電時のSOC幅が容量低下へ与える影響をみるため，充放電時の電流を20 Aに，LIB温度を35℃に，放電開始SOCを100%に固定し，放電終了SOCのみ0%，40%，70%，85%の4水準で変化させた結果を示す．放電終了SOC 0%の時に顕著な容量低下がみられた．

Fig. 14に，電流値が容量低下へ与える影響をみるため，充放電時のLIB温度を35℃に，SOC幅を100%から0%に固定し，電流値を10 A，20 A，40 Aの3水準で変化させた結果を示す．電流値が高くなるにつれてわずかながら容量低下が促進されることがわかったが，温度やSOC幅のように顕著な傾向はみられないことを確認した．

前述のように，さまざまな耐久条件で試験をした結果，温度，放電終了SOC，電流の三因子の容量低下度合いを定量的に把握することができた．

ユーザの使用環境において，これらの容量低下促進領域に入る頻度が高ければ高いほど，LIBの容量低下がより顕著に進むと予想された．

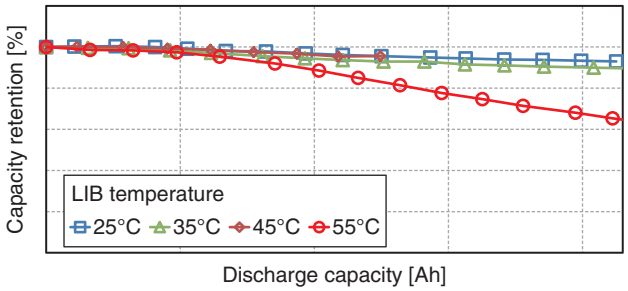


Fig. 12　Durability test with LIB temperature as parameter

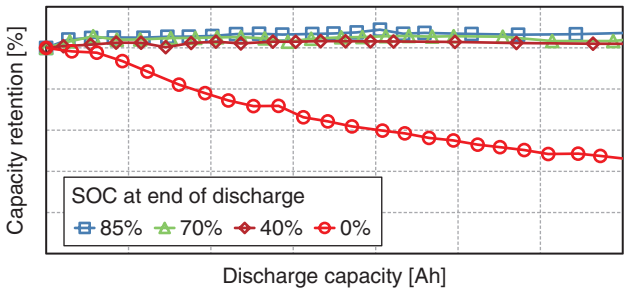


Fig. 13　Durability test with width of SOC window as parameter

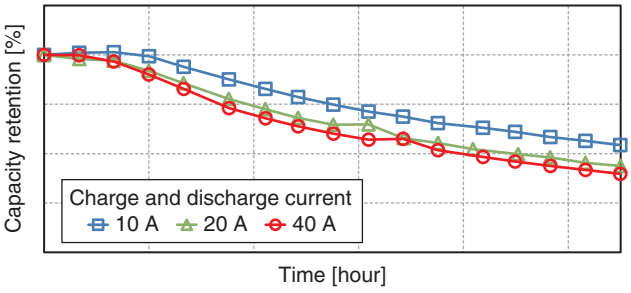


Fig. 14　Durability test with current as degradation parameter

5.2. 使い方分析による LIB への影響

前節で確認した各容量低下促進領域にて LIB がどの程度使用されるかの頻度を，リース開始から 1 年以上の走行実績がある 580 台の車両データを用いて調査した．

Fig. 15 に示すとおり，走行，充電時の LIB 最大温度頻度を確認すると，55℃ 以上の容量低下促進領域の頻度はほぼゼロであった．

充電開始時の SOC 頻度分布（分解能 5%）を確認すると，SOC 55% から SOC 60% が最頻値となり，容量低下促進領域（SOC 0% から SOC 5%）の滞在頻度は全領域で最も少なく 3.8% 未満となった（Fig. 16）．

Fig. 17 では，走行，充電時の電流頻度を確認した．ゼロ付近のピークはシステム稼働用の電力供給分である．これを除くとグラフはほぼ正規分布の形状をしている．回生側（マイナス領域）において容量低下促進領域への滞在はなく，放電側は回生側よりも滞在頻度は高いが，顕著な頻度差はみられなかった．

SOC 幅の容量低下促進領域のみ 3.8% の滞在頻度があったが，他の容量低下促進領域の滞在頻度はほぼゼロであった．これら三つの容量劣化促進領域への滞在頻度が総体的に低かったことを鑑みると，ユーザの使い方による LIB への容量低下促進影響は小さかったといえる．この使い方分析結果により，FIT EV の LIB 容量の低下が小さいことが裏付けられた．

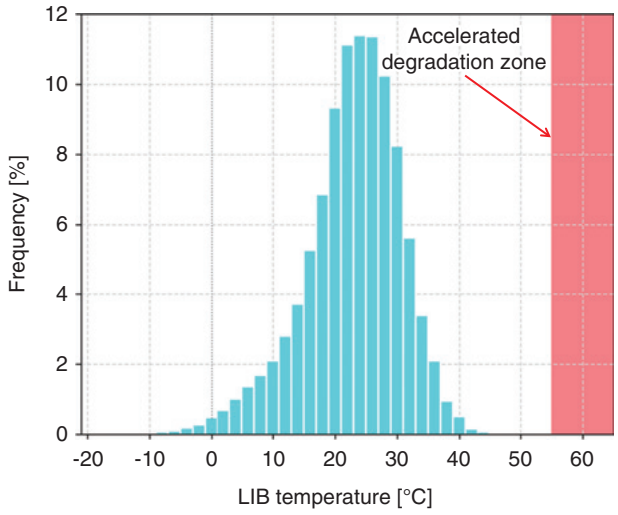


Fig.15 Frequency distribution of battery temperatures

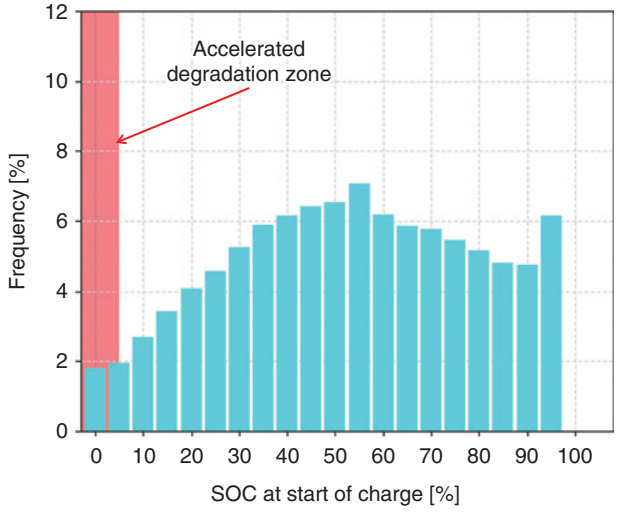


Fig. 16 Frequency distribution of SOC at start of charge

5.3. 容量推移予測

リース期間の延長判断にあたっては，将来の LIB の容量推移予測をすることが重要であると考えた．そこで，LIB 容量推移予測モデル[(2)]に，682 台の直近過去 1 年分の LIB 使い方データを車両ごとに適用し，仮に将来同じ使い方が繰り返された場合の容量推移を予測した．その結果，仮にリース期間を延長したとしても，リース期間中の LIB 容量低下は 5% 以内に収まることが予測された（Fig. 18）．

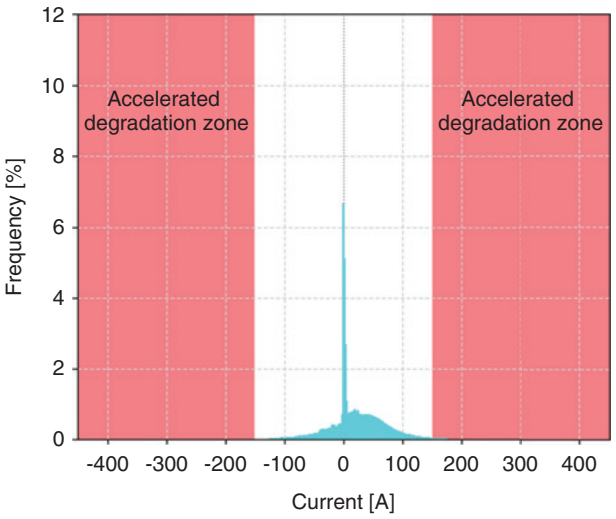


Fig. 17 Frequency distribution of battery current

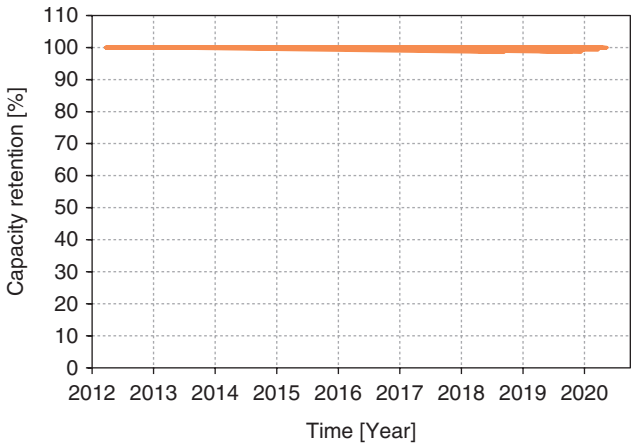


Fig. 18 Forecasted capacity degradation

6．まとめ

テレマティクス技術をベースとしたバッテリトレーサビリティシステムを構築し，以下の成果をあげることができた．

（1）目標精度許容値±6% 以内および車両包含率 97% 以上を満足する高精度容量推定方法を確立し，FIT EV の LIB 容量低下が 3% 以内に収まっていることを確認した．

（2）FIT EV の LIB の使い方は，容量低下促進領域の滞在頻度が低いことを確認した．

（3）ユーザの使い方を容量推移予測モデルに適用して容量推移を予測すると，延長するリース期間中に容量低下が 5% 以内に収まることを予測できた．

お客様からリース期間延長の要望があり，前述のとおり LIB の健全性を検証できたため，2015 年 3 月 23 日に American Honda Motor Co., Inc. は FIT EV を 2 年間リース延長することを発表した．

参考文献

（1）武政幸一郎，内田翼，鶴谷泰介，冨永由騎，佐藤圭嗣：EV 用バッテリトレーサビリティシステム開発，Honda R&D Technical Review, Vol.25 No.1, p.35-40

（2）冨永由騎，川村雅之，武政幸一郎：内部劣化状態を加味した容量劣化推定モデルの構築，第 54 回バッテリ討論会講演要旨集，p.101, (2013)

（3）丸野直樹，小茂田訓，西田義一：HEV 用 Li-ion バッテリシステムのバッテリコントロール技術，Honda R&D Technical Review, Vol.24 No.1, p.72-77

（4）市村雅弘：小型リチウムイオン電池の寿命特性，NTT Building Technology Institute 2005，p.1-7, (2005)

■著　者■


武政幸一郎


宮下拓也


赤松健治


羽田知史


上甲昌郎

Vehicle-Grid Integrationに対応した車両システムの開発

Development of Vehicle System Supporting Vehicle-Grid Integration

貞野　計* Hakaru SADANO
丸山　豊* Yutaka MARUYAMA
新崎　知** Satoru SHINZAKI
金澤紘行* Hiroyuki KANAZAWA
工藤　純* Jun KUDO
藤野　健* Takeshi FUJINO

要　旨

社会貢献とユーザベネフィットの両立を目的に，電力網と連携して充放電することで電力需給の安定化をおこない，その対価としてユーザベネフィットを得ることが可能なプラグイン電動車両を製作した．米国モデルのアコード・プラグイン・ハイブリッドをベース車両に，電力網と連系可能な車載型双方向AC-DCコンバータユニット，および充放電設備と車両との間で双方向通信が可能なデジタル通信ユニットを搭載した．また充電制御をベースとして給電制御機能を新規に追加した制御アプリケーションを搭載した．本車両を使って米国デラウエア州で実施されているVehicle-Grid Integrationの技術実証実験eV2G Projectを通して周波数応答制御市場に参加し，構築した技術の実証とユーザ価値の定量化をおこなった．実証実験の結果から，自宅および勤務先で1日あたり18時間Vehicle-Grid Integrationへ参加可能なユーザの場合，3年間で3,000ドル以上の収入が得られる見通しを得た．

ABSTRACT

With the aim of achieving a balance between contribution to society and benefit to users, Honda has fabricated a plug-in electric vehicle that can help to stabilize electric power supply and demand by performing charge-discharge in collaboration with the power grid and obtaining a user benefit as compensation for that collaboration. The Accord Plug-In for the U.S. market was used as the base vehicle. It was equipped with an on-board bi-directional AC-DC converter unit that is capable of interconnection with the power grid and a digital communication unit that is capable of bi-directional communication between charge-discharge facilities and the vehicle. It was also equipped with a control application that has new power supply control functionality added to a base of charge control. This vehicle was used to participate in the frequency regulation market by means of the eV2G Project, a demonstration of Vehicle-Grid Integration technology conducted in the state of Delaware in the United States. The developed technology was demonstrated and the value to users was quantified. The results of the demonstration indicated that users able to participate in Vehicle-Grid Integration at home and at work for 18 hours per day can expect to receive an income of 3,000 dollars or more over a three-year period.

1．背景

ますます進行する地球温暖化への対応として，2007年に開催され187か国以上が参加したCOP3ではCO_2削減を目指した気候変動枠組条約（地球温暖化防止条約）が締結された．この会議では，温室効果ガス（Greenhouse Gas: GHG）排出削減量の目標と年次が設定され，各国がGHG排出削減に向けて取り組んでいる．

また，米国カリフォルニア州では州大気資源局（California Air Resources Board: CARB）の定めるZEV法によって，州内で販売されるプラグイン電動車（Plug-in Electric Vehicle: PEV）は増加する見通しである．州公益事業委員会（California Public Utilities Commission: CPUC）の推定[(1)]によると2022年時点で350万台のPEVが普及し，搭載されるバッテリは30 GWにのぼる[(1)]．

一般的な自家用乗用車は統計的にライフタイムの96%が停車状態とされている．この停車中のPEVのバッテリを分散電源として電力網に接続し，電力バッファとして利

＊　四輪R&Dセンター
＊＊ AMERICAN HONDA MOTOR CO., INC.

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2016_28_1_19

用することで系統電力の安定化に貢献できると考えられるが，PEV バッテリの利用は実験レベルでしか語られたことはなく，実使用を想定した車両での検証はなされていない．現在のユーザ使用環境下で運用されている分散電源は，専用の大型バッテリや企業や病院が所有する非常用発電設備が充当されている．

PEV と電力系統を接続する機能は Vehicle-Grid Integration（VGI）と呼ばれ，PEV が搭載するバッテリを分散電源として活用する機能である．VGI は再生可能エネルギーの拡大を可能とし GHG 排出削減にも貢献できるだけでなく，その報酬として PEV ユーザは金銭収入を得られる可能性がある．CPUC は VGI の実用化と社会的仕組み作りに向けた取り組みを提案している[1]．

しかしながら，VGI の実用化にあたっては，VGI 利用によるバッテリ耐久性能の低下，電力充放電の電気的信頼性および安全性の確保，自動車としての機能確保と VGI の両立などの課題をクリアしなければならない[2),(3]．これらの課題は自動車メーカだけでなく，数多く存在するステークホルダとの協調が重要であり，VGI 実現に向けては官民および産学が協調して，実現に向けた仕組み作りに取り組む必要がある[4]．

本稿では，再生可能エネルギーの導入と VGI 実現に向け積極的である米国カリフォルニア州に主眼をおき，VGI に対応した車両システム開発と検証結果について述べる．

2．米国の電力取引市場

カリフォルニア州では 2006 年に Global Warming Solutions Act of 2006 を立法化し，州内から排出される GHG を 2050 年までに 1990 年比で 80% 削減する目標を設定した．同法の達成に向けた取り組みとして州政府機関であるカリフォルニアエネルギー委員会（California Energy Commission: CEC）は Renewable Portfolio Standard（RPS）によって，2020 年に州内で発電される再生可能エネルギー比率を 33% まで高めることを決定した．

しかし GHG を排出しない太陽光発電や風力発電に代表される再生可能エネルギーは，発電量や発電可能時間が天候に左右されるため，需要と供給のバランスを安定させることが容易ではなく，ベースロード電源としては不向きである．また，電力の需給バランスが崩れると電源周波数の変動や交流電圧波形のひずみなどの電力品質の低下を招き，さらに低下した場合には大規模な停電につながる恐れがある．

州政府は，電力の需給バランス安定化のために Independent System Operator（ISO）と呼ばれる電力系統運用会社を設置して，電力網の需給バランスを常時監視するとともに需要予測をおこなっている．ISO は電力需要の予測をもとに，発電会社への発電指示や卸電力取引市場を開設して電力の市場調達をおこなうなど，電力需給バランスの安定化に努めている．

Table 1　Examples of wholesale power markets

Ancillary service market	Frequency regulation market
	Primary reserve force market
	Secondary reserve force market
Energy market	Day-ahead electric power market
	Real time market
Transmission rights market	
Capacity market	

2.1. 電力の市場取引としくみ

カリフォルニア州の電力市場は発電会社，送電会社，配電会社，および ISO によって運営されている．

ISO は電力需要予測に基づいて，最長 3 年先の電力を市場調達するが，発電所の稼働計画は一定期間ごとに精度を上げて再計画され，確定するのは運用前日である．稼働計画が確定するとさらに，予期せぬ発電所停止等に備えるために一日前電力市場とよばれる運転予備力の取引がおこなわれる．一日前電力市場では稼働計画に基づいて運転予備力が入札を通じて調達される．

この電力取引には分散電源を集合させて制御する企業（アグリゲータ）が応札し，最も低価格をつけたアグリゲータが落札の権利を得る仕組みとなっている．アグリゲータは落札価格を収入として得ると同時に ISO の指示によって運転予備力を行使する義務が生じる．運用当日はこれら確保された供給力をもとに ISO が指令を修正しながら，需給バランスの維持をおこなう．

著者らは VGI 検証の市場として，短時間で高出力の電力を出し入れ可能な PEV バッテリの特性を活かすことができる，Table 1 に示した周波数応答制御市場を選択した．周波数応答制御は，ISO からの指令後 10 分以内で起動し，その後 4 秒ごとに更新される指示信号に従って電力を入出力する必要がある．一方，単位時間に入出力される電力の収支は安定しており，バッテリ SOC の変動も小さいため，バッテリに及ぼす劣化影響も小さいと考えられる．

Fig. 1 に本研究に関わったステークホルダの相関を示す．VGI は現在，周波数応答制御市場で運用中のステークホルダとその役割をそのままに，分散電源を VGI 対応車両に置き換えたものである．ISO は電力網の需給バランスに応じて市場調達した電力の実行指示をアグリゲータに対しておこない，アグリゲータは VGI 参加車両に需給制御信号を送信する．車両は需給指示に従って受電または送電を実行する．これにより送電網の電力が調整され，車両ユーザはその対価として収入を得る仕組みである．

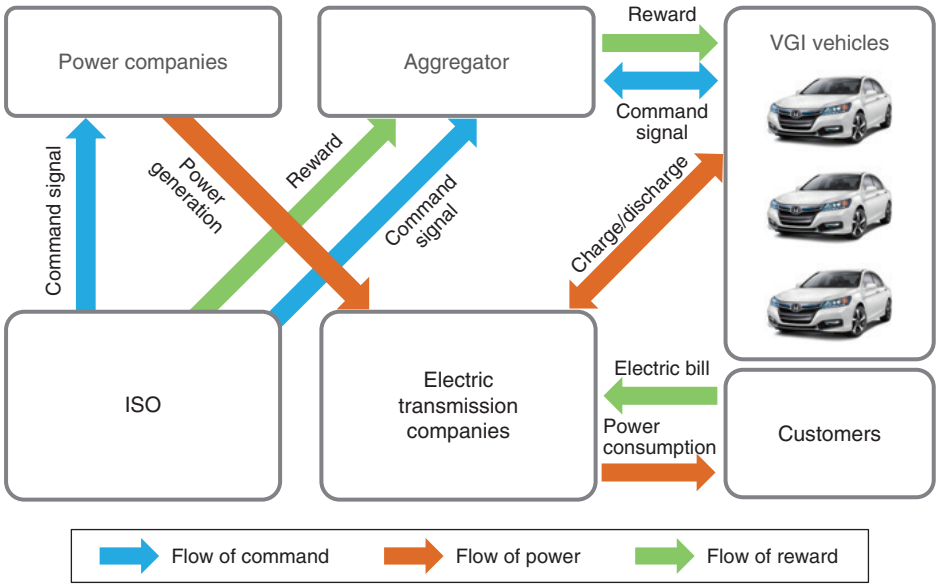


Fig. 1 Structure of VGI

3. 開発のねらい

VGIに対応したPEVを購入したユーザは，アグリゲータを通して卸電力取引市場に参加することで収入を得ることができる．一方，VGIは車両のバッテリを利用することから，VGI利用によるバッテリの劣化特性の把握，車両使い勝手とVGIの両立のための充放電制御の確立，系統電力品質に対する車両制御のロバスト性の確保，充放電要求に対する応答性と制御性の確保がシステム構築上の課題となる．

これらの課題に対応した制御とハードウエアを構築し，仕様の確からしさを実証実験車両を用いて検証する．

4. 車両システム構成

4.1. システムコンセプト

従来のPEVは電力網から充電する機能のみであるのに対し，VGIに対応したPEVでは電力網と車両バッテリ間で電力を出し入れするための双方向電力変換機能，電力の出し入れに必要な制御情報をアグリゲータとやり取りするための双方向通信機能，放電も含めてこれらを制御する機能が必要になる．

本研究ではVGIの実現に際し，ベースとなるPEVが持っている機能と性能，商品性を損なうことなくVGI機能を追加することをコンセプトに定めた．既存の車両構成システムへの変更を最小限としてシステムを成立させるために，双方向に電力変換が可能な機能と双方向通信機能のみを新たに搭載すること，車両としての価値を損なうことなくVGIで得られる価値を最大化できる制御システムの構築を目指した．

4.2. システム構成

VGIを実施する際の車両とグリッドの電気的，通信的な接続の一例をFig. 2に示す．一般住宅を例とした場合，電力網と車両間には受電配電盤とElectric Vehicle Power System(EVPS)と呼ばれる充電と放電を制御するユニットが介在する．EVPSは電力の伝送と回路開閉だけではなく，アグリゲータがインターネット回線を利用して送受信するTCP/IPの充放電制御信号をSAE J2931[5]に定義されたEVPSと車両間通信の物理層であるHPGP(Home Plug Green PHY)方式のPLC信号に変換する機能も合わせ持つ．EVPSに接続されたVGI対応車両は，EVPSとSAE J1772[6]コネクタで接続され，アグリゲータとの通信と電力送受をおこなうシステムとなっている．

車両に組み込むハードウエアは従来のPEVシステムをベースに，先に述べた車外接続システムを前提にして構成した(Fig. 3)．車外と電力や信号をやり取りするコネクタは充電システムと共用した．電力変換ユニットは，電力網のAC電力をDC電力に変換して車載バッテリに充電する車載型単方向コンバータユニット(On-board charger: OBC)に代えて，DC電力をAC電力に電力変換する機能も併せ持つ車載型双方向コンバータユニットを搭載し，自宅だけでなく外出先でのVGI接続を可能にした．また車両とEVPS

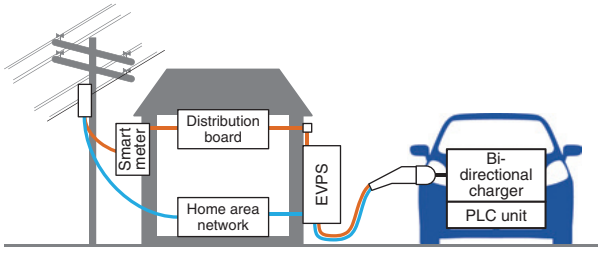


Fig. 2 VGI connection system

の間の通信には，SAE J2931 に定義された大容量データを高速かつ双方向に通信ができる HPGP 方式の PLC 通信を採用し，専用の PLC ユニットを設置した．PLC 通信は充電制御の信号であるコントロールパイロット（Control Pilot Line: CPL）に重畳されるため，専用の接続を必要としない．

4.3. VGI 制御

4.3.1. バッテリ制御

先に述べた周波数応答制御市場において，より多くの価値を創出するには電力網への接続時間を長くし，かつ高出力で VGI を実施する必要がある．しかしそれは同時に充電時間の不足，あるいは SOC の恒常的な低下，バッテリの劣化を促進する要因である．VGI は停車中の PEV のバッテリを利用する技術である，ユーザの走行要求に応えつつ VGI で得られるベネフィットを最大化することがバッテリ制御に対する要求となる．

本研究においては VGI 中のターゲット SOC の設定に際して以下 3 点を考慮した．

（1）VGI により得られるベネフィットの最大化
（2）ユーザ要求の EV 走行距離の確保
（3）VGI によるバッテリの劣化影響の抑制

一般的にリチウムイオンバッテリは高温，高 SOC 状態で劣化が促進される傾向がある．VGI 中は満充電状態よりも SOC が低下するため劣化率の増加はないと考えられるが，SOC 80% 以上など満充電付近で VGI による通電を続ける状態を想定すると，通電発熱によりバッテリ温度が外気温よりも高く保持されることがあり，劣化率の増加が懸念される．そこで VGI の利用時のバッテリ劣化への影響をバッテリ等価回路と冷却時の熱シミュレーションを統合したバッテリ劣化シミュレーションにより予測した（Table 2, Table 3）．シミュレーションは，VGI 車両のユーザ使用環境での利用を想定したものであり，温度等の環境や走行用電力の入出力に加え，周波数応答制御市場で得た VGI の電力入出力データを反映した．その結果，VGI 中に保持されるバッテリの温度増加は車両停止時間に一日 10 時間 VGI を実施すると仮定すると，車両生涯平均で 1.5℃ 程度の影響があり，20 kWh のバッテリを搭載する PEV では 10 年間で 2% の低下が推定された．

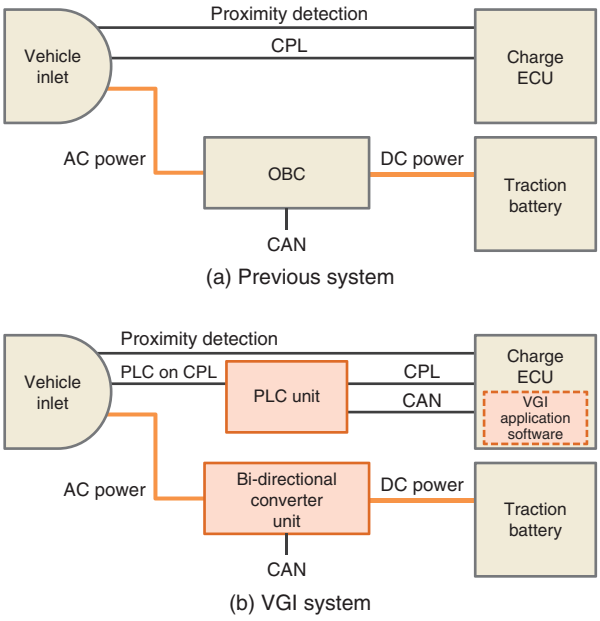


Fig. 3　Comparison of charging system

Table 2　Battery deterioration simulation with VGI operation

VGI use case	Simulation condition
Area	LA, California
SOC	90%
Peak power	±4 kW
Effective power	2.4 kW
Operating time	8:00 p.m. - 6:00 a.m. 10 hr/day (36500 hr)
Simulation period	10 yrs, 100,000 miles

Table 3　Result of battery deterioration ratio with VGI working

Battery pack capacity	Capacity retention		Deterioration ratio
	Without V2G	With V2G (Used for 10 yrs)	
20 kWh	78%	75.9%	-2.1%

4.3.2. 充放電制御

充放電制御は前述したバッテリ制御を実現するために，バッテリの状態に応じた制御を実施できるよう構築した．

周波数応答制御市場への参加を目的とした VGI ではアグリゲータが電力網に接続されている複数台の車両に対して充放電の要求を出すことで電力コントロールをおこなう．

先に述べたとおり，現在運用されている周波数応答制御市場は，固定発電設備や定置バッテリを使っているため電力網に常時接続され，入出力可能な電力も保証されている．一方 VGI は車両搭載されたバッテリを利用するため，電力網に常時接続されるわけではない．また電力網に接続されていたとしても夏季の酷暑状態や冬季の厳寒状態などでバッテリが高温あるいは低温になり，充電と放電に利用できる電力が車両ごとに異なることが想定される．

このような状態ではアグリゲータが調整電力を算出できず，周波数応答制御が成立しない．そこで車両が自身のリミット電力値をアグリゲータに送信することにより，バッテリ状態に応じた充放電要求値を受信できる仕組みとした．これによりアグリゲータ側で個々の車両の電力の充電と放電能力を把握し適切に分配することが可能となり，バッテリの劣化影響がない制御が構築できた．

また温度や SOC といった諸条件より，車両の充放電ができない（アグリゲータからの要求に対応できない）場合に

は車両の充放電を停止させ待機状態にした.

これら制御の実施のために必要になる車両とアグリゲータ間の代表的な通信内容を Fig. 4 に示す.

ベース車両の性能を損うことなく VGI を実施するために, バッテリ SOC の下限を設定することで, 最低保証走行距離を確保する制御とした. さらにユーザによる充電タイマー設定時間に満充電となるように, 充電可能出力から満充電までの時間を逆算推定して VGI 放電停止時間を決定し, その後は充電のみを実施する制御とした (Fig. 5).

4.4. VGI 対応車載型双方向コンバータユニット

4.4.1. 回路構成

VGI 対応車載型双方向コンバータユニットには, OBC の機能である電力網の AC 電力を DC 電力に変換して車載バッテリを充電する機能に加え, 車載バッテリの DC 電力を AC 電力へ変換して電力網に放電する機能が必要になる. これら二つの機能を車載するには, OBC に加えて放電専用の AC-DC コンバータユニットを追加搭載する手法と, AC と DC の双方向に電力変換が可能な回路を持つ双方向コンバータユニットを搭載する手法が考えられる. 本研究では, 車両空間の縮小と走行燃費への影響を抑えるため, ユニットのサイズと重量の増加とコストの上昇を最小限にすることのできる双方向コンバータユニット方式を選択した. 双方向コンバータユニットは, OBC を構成する整流回路部と力率改善 (Power Factor Correction: PFC) 回路部を, AC-DC 変換回路に変更することによって製作された[7].

Table 4 Design target of bi-directional converter

Item		Design target	Note
Volume		≦ 10 L	Equal to or less than 2013 model
Efficiency	Charge	≦ 90.6% (240 VAC)	Equal to or more than 2013 model
	Discharge	≧ 87%	More than power conditioner for facilities

双方向コンバータユニットの設計目標値を Table 4 に示す. 充電時の変換効率は従来同等以上として充電性能を確保した. 目標ユニットサイズは車載時のスペースユーティリティへの影響を検討した結果, 回路部容積 10 L を目標として搭載性に配慮した.

単方向コンバータの回路構成と今回製作した双方向コンバータの回路ブロック構成を Fig. 6 に示す. AC-DC コン

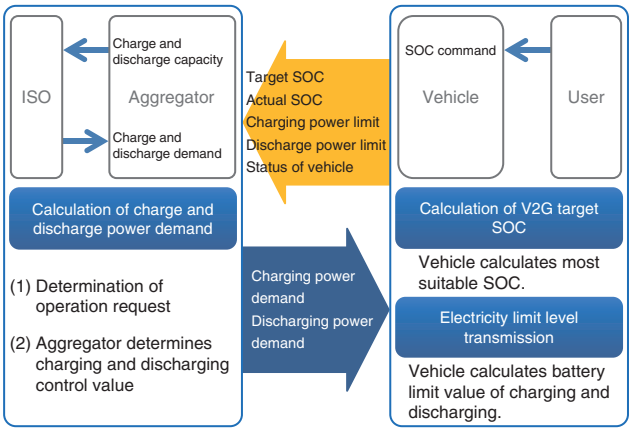


Fig. 4 Communication between aggregator and vehicle

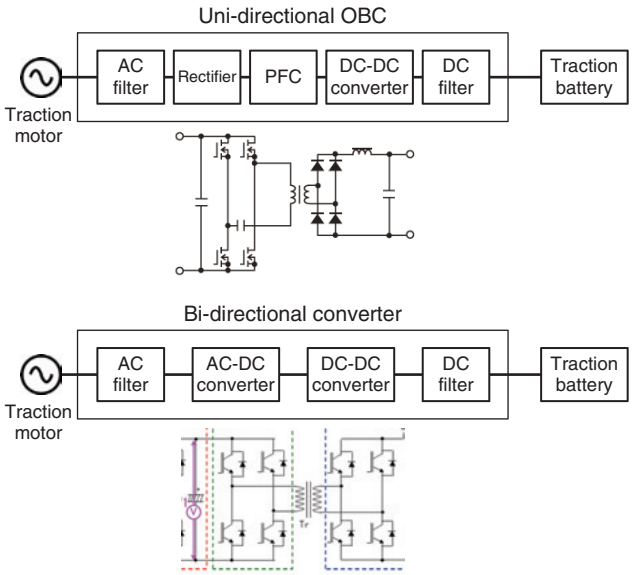


Fig. 6 Comparison between uni-directional and bi-directional converters

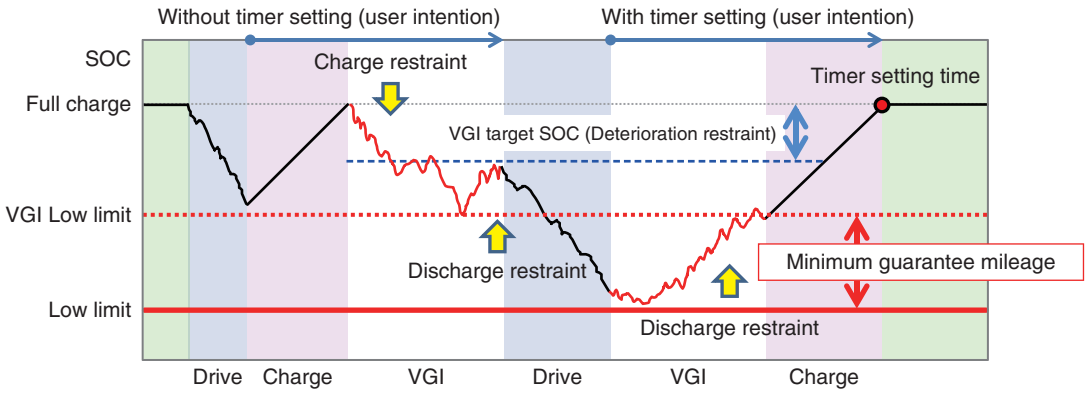


Fig. 5 VGI control for customer

Table 5　Standards related to VGI

	charge		VGI	
OBC	AC charging compatibility for grid	SAE J1772 SAE J2894 IEC 61851	discharge power quality leak intercept	NEC 702 NEC 705
Grid connection	——		grid parallel off grid follow grid protection anti islanding operation automatic recovery	IEEE 1547

バータ部は整流回路機能（AC-DC 変換）と力率改善機能に加えて駆動用車載バッテリの DC 電力を電力網の AC 電力へ変換する機能をもつ．また通過電力が双方向化することに伴い，DC-DC コンバータ部の２次側（バッテリ側）もダイオード整流回路から半導体スイッチ素子に変更して双方向に電力を変換できる回路構成とした．

4.4.2. 適用規格

OBC は電力網からの電力受電のみの機能であったため，例えば北米仕様では車両内外の通信およびコネクタ等の互換性と安全性に関わる規格である SAE standard および IEC standard に準拠させることで対応してきた．しかし，双方向コンバータの場合は充電機能に加えて電力網に対して放電する機能を合わせ持つことから，電力網の停電を自己検出して発電を停止する機能に代表される安全機能と，電源波形整形能力や高調波印加等の電力品質維持に関する規格に準拠した設計をおこなう必要がある．準拠が必要な規格を Table 5 に示す．

本研究の対象地域が北米であることから IEEE 1547[8] に準拠した設計とした．

4.4.3. 系統電力品質に対する制御のロバスト性

系統電力の品質は発電方法，環境条件，負荷等により変化することが知られている．そこで系統の電源品質を長期的にモニタした結果，電源品質規格を外れる品質の電源波形が存在することがわかった（Fig. 7）．このような電力網の電圧波形をユニット制御に利用する場合は，制御仕様に十分なロバスト性を持たせる必要がある．そこで，規格外の電源波形がユニットに与える影響をハードと制御の両面から検証し，異常波形の検出性能の向上と，保護動作の信頼性向上による対応をおこなった．

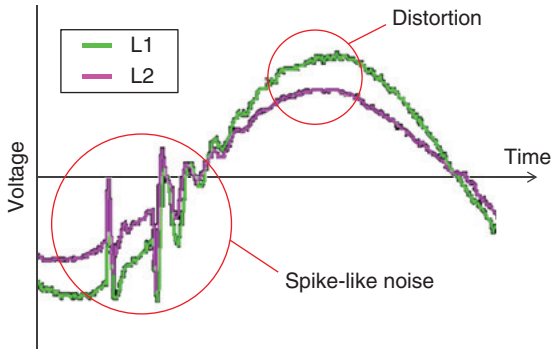


Fig. 7　Example of grid power quality

5．実証実験結果

本研究で構築した基礎技術のロバスト性検証と価値の定量化を目的に，米国デラウエア大学が主催して VGI 実証実験 eV2G Project に参加した（Fig. 8）．この実証実験はアメリカ最大の ISO である PJM Interconnection と発電会社である NRG Energy，VGI アグリゲータであるデラウエア大学のコンソーシアムで運営されている．このプロジェクトでは PJM Interconnection が運営する周波数応答制御市場での VGI 適合性の実証実験をおこなっている．

実証車両は IEEE 1547 に準拠した系統連系可能な車載型双方向 AC-DC コンバータユニット（出力±2 kW）と，デラウエア大学から供与された装置と車両間のデジタル通信ユニット（VSL ユニット）を搭載した，米国モデルのアコード･プラグイン･ハイブリッドをベース車両とした．VSL ユニットは先に述べた PLC を CAN に代替したもので，同様に CPL に重畳させている．また制御アプリケーションは量産仕様の充電制御をベースとしながら，放電制御機能および放電時の故障検出機能，フェールセーフ機能を新規に追加した．

検証は 2013 年 11 月から 2014 年 11 月の 12 か月間実施し，VGI 制御性や SOC 成立性などのシステム適合性の確認，コンバータユニットに設定した系統連系に関する各設定値の妥当性の検証，およびユーザベネフィットの定量化をおこなった．

実証実験ではグリッド接続時間，電源品質，車両入出力電力データを得た．また，車両各部の動作およびフェール検出データの解析をおこない VGI 基礎技術の市場適合性評価とユーザベネフィットの定量評価をおこなった．

5.1. 系統電力品質に対する制御のロバスト性確保

系統の電源品質を長期的に観測した結果，規格値を大きく下回る品質の電源波形が存在することがわかった．車載



Fig. 8　VGI capable Accord participating in eV2G project

Table 6 SOC control responsiveness

Item	Expectation	Experimental data
SOC band	±10%	+4.1% -3.5%
Average output	±0.5 kW	+0.55 kW -0.46 kW
Peak output	±2.0 kW	+1.9 kW -1.5 kW

したオンボード型双方向 AC-DC コンバータは，ロバスト性を持たせた結果，実証試験終了まで正常に作動することを確認した．

5.2. 入出力要求に対する応答性と制御性

アグリゲータは各車両から VGI に利用できる SOC 下限値を受信しており，VGI 車両群全体の電力入出力の予測および管理と，各車両に対する充放電要求指示値の決定に利用している．車両内の SOC 管理制御とあわせて，Table 6 および Fig. 9 に示すように SOC 下限値を順守できる制御性を確保していることを確認した．また，充放電指示に対し車両の電力入出力が追従できていることを確認した (Fig. 10)．

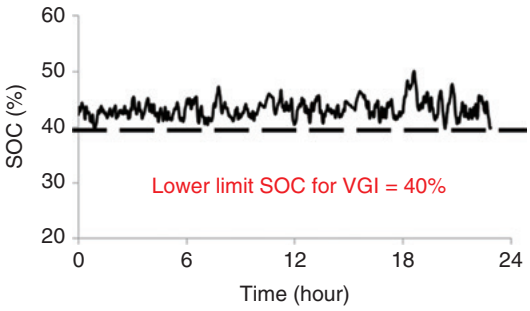


Fig. 9 SOC control performance

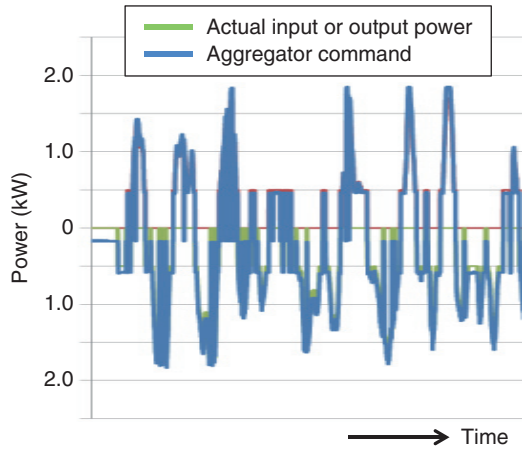


Fig. 10 Transient response performance of VGI system

Table 7 Incentive obtained through VGI

Connected time (hr/day)	Estimated value based on (Q1, 2013 – Q2, 2014) ($)	Average ($/month)	Estimated value in 3 years ($)
18	1,733	91	3,276
12	1,065	56	2,016

5.3. ユーザ収入の定量化

実証実験中で周波数応答制御市場に参加して得られた接続時間データと，市場で実取引された電力単価をもとに，ユーザ収入相当額を計算した結果を Table 7 に示す．1 日あたり自宅で 12 時間，勤務先で 6 時間の合計 18 時間 VGI に参加するユーザの場合，月平均で 91 ドル，3 年間で 3,000 ドルの収入を得られることがわかった．VGI 参加時間が 1 日あたり 12 時間のユーザでも 2,000 ドルであり，十分なベネフィットが得られることを確認した．

6. まとめ

(1) 車両と電力網を電気的に接続してアグリゲータの指示に従い，精度良く充電と放電動作を実施する VGI 車両のハードおよび制御仕様の基礎技術が構築できた．不安定な系統電力と協調できるロバスト性を備えたオンボード型双方向 AC-DC コンバータのハードおよび制御仕様が確認できた．また，電力の入出力要求に対する追従性，バッテリ SOC 制御性についても適合可能であることが確認できた．

(2) VGI 利用による車両バッテリの劣化について，実証試験で得られたアグリゲータからの入出力要求波形をもとにバッテリ劣化シミュレーションによって検証した．バッテリ搭載量 20 kWh，充放電出力は±4 kW の PEV を想定した場合，10 年間で 2% の劣化促進レベルであると推定された．

(3) 実証実験に参加して周波数応答制御市場で実運用した結果，自宅および勤務先で 1 日当たり 18 時間 VGI に参加するユーザの場合，3 年間の運用で 3,000 ドル以上の収入が得られる見通しを得た．

参考文献

(1) Langton, A., Crisostomo, N.: Vehicle-Grid Integration, California Public Utilities Commission, R. 13-11-007, (2014)

(2) Kempton, W., Udo, V., Huber, K., Komara, K., Letendre, S., Baker, S., Brunner, D., Pearre, N.: A Test of Vehicle-to-Grid (V2G) for Energy Storage and Frequency Regulation in the PJM System, Results from an Industry-University Research

Partnership, p. 32, (2008)
（3）蓮池宏, 新谷隆之：Vehicle to Gridの経済性と実現のための課題, 自動車技術会学術講演会前刷集, No. 27-14, p. 21-24, (2014)
（4）Shinzaki, S., Sadano, H., Maruyama, Y., Kempton, W.: Deployment of Vehicle-to-Grid Technology and Related Issues, SAE Technical Paper, 2015-01-0306, (2015)
（5）SAE J2931: 2011, Digital Communications for Plug-in Electric Vehicles
（6）SAE J1772: 2012, Electric Vehicle and Plug in Hybrid Electric Vehicle Conductive Charge Coupler
（7）泉達也, 廣田将義, 畑中健一, 礒山芳一, 佐野勝彦, 高山浩一：V2Xに対応した双方向充電ユニットSEIテクニカルレビュー第185号, p. 34-37, (2014)
（8）IEEE 1547: 2013, Standard for Interconnecting Distributed Resources with Electric Power Systems

■著　者■


貞野　計


丸山　豊


新崎　知


金澤紘行


工藤　純


藤野　健

自動車ケーブル類レイアウト検討のための非線形有限要素法ソルバ

Nonlinear Finite Element Method Solver for Design of Automotive Cable Layout

首　藤　拓　也*
Takuya SHUDO

要　旨

自動車ケーブル類のレイアウト検討のためにシミュレーションツール内で用いる非線形有限要素法ソルバを新たに開発した．この手法は静的陰解法と静的陽解法を組み合わせたハイブリッド解法を特徴としている．この手法を用いることで従来の反復法では計算が収束しないモデルにおいても最後まで計算ができるようになった．さらに解析精度向上のためケーブルのクランプ端部の剛性のモデル化手法を構築した．クランプの種類ごとにライブラリ化をおこなうことにより設計者が簡単な操作で短時間に精度良くレイアウト検討ができるようになった．開発したハイブリッド解法とライブラリは弊社のケーブル類解析ツールとして国内外の研究開発拠点で実運用されている．

ABSTRACT

A new nonlinear finite element method solver has been developed for use in a simulation tool for the design of automotive cable layouts. The solver uses a hybrid method combining static implicit and static explicit methods. The use of this method has made it possible to complete calculations for models for which calculations did not converge on a solution using conventional iterative methods. A method of modeling the stiffness of the clamp-end of a cable was also developed in order to increase the accuracy of analyses. The formulation of modeling templates for different types of clamp has made it possible for designers to conduct accurate cable layout designs in short periods using simple operations. The developed hybrid method and library are in use as cable analysis tools in Honda research and development centers in Japan and overseas.

1．まえがき

自動車にはブレーキホース，ヒータホース，パーキングワイヤ等数多くのケーブル類が使用されている．Fig. 1 にブレーキホースの例を示す．ホースは周辺部品間の隙間を縫うように大きな曲げやねじりを受けながら配置される．自動車のサスペンションは上下にストロークし，かつ転舵がなされる．そのような状況ではブレーキホースは初期配置からサスペンションの動きに追従し大きな曲げと共にねじれを受ける．このようにケーブル類は周辺部品の動きに追従し揺動するので，周辺部品と干渉をしないようにレイアウトする必要がある．

開発初期段階のレイアウト検討では，周辺部品の位置や形状が変わる可能性が高く，その変更に応じてケーブルのレイアウトを繰り返し検討する必要がある．そこで短期間

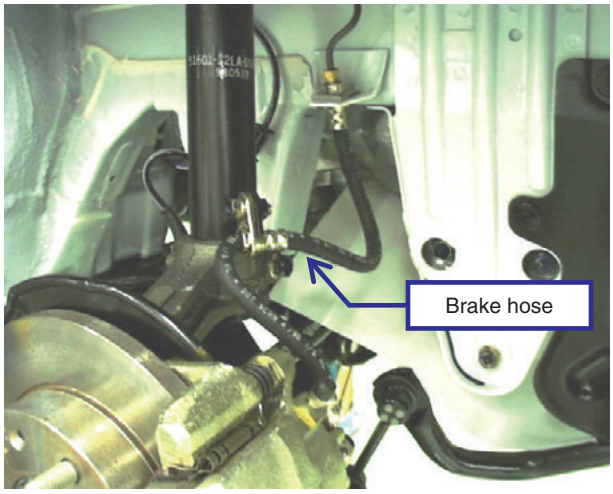


Fig. 1　Brake hose

＊四輪 R&D センター

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2016_28_1_20

でレイアウト検討をおこなうためにこれまでシミュレーションを援用した設計がおこなわれてきた．

Fig. 2 にツール概要を示す．設計者がケーブル類のレイアウト検討用ツール上でケーブル形状を簡便に設定し，材料名，クランプの種類と位置を指定すると，ツール内部で梁要素を用いた非線形有限要素法（Nonlinear Finite Element Method: Nonlinear FEM）に基づくモデルが自動作成され，ソルバによる計算結果をツール上に表示し変形形状や梁要素の断面力等を確認することができる．

従来のレイアウト検討用ツール内では幾何学的非線形性，材料非線形性[1]を考慮したFEMモデルに基づいて非線形方程式を陰解法を用い反復法で解いていた．これまで純曲げが支配的な変形に関してはケーブル類が大きく変形しても実物の変形状態を予測できていた．しかしケーブルが大きくねじられながら曲げられる場合には反復計算が収束せずに途中で止まってしまい，レイアウト検討をおこなえないという課題があった．反復法による計算が収束しなくなる領域では外部からの微小な入力により変形状態が大きく変わってしまい，物理系として不安定な状態にあると考えられる．このような現象は陽解法を用いることで計算可能ではあるが，数値安定性を確保するために荷重増分を小さく設定せざるを得ず計算時間が増大してしまう．したがってそのような非線形現象に対しても短時間で確実に解を求められることが望まれる．これまでレイアウト検討ツールの中では市販のソルバを使用していたが，ケーブルが曲げられながら大きくねじられる現象に対し短時間で確実に解を出すという観点で満足できるものはなかった．

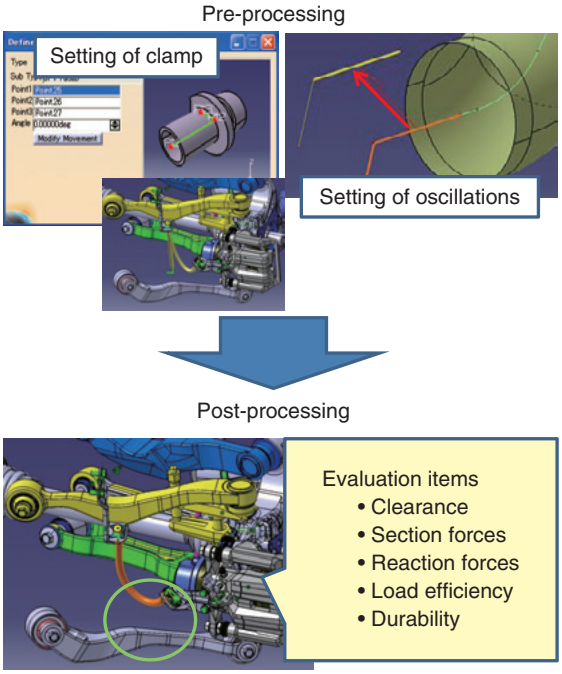


Fig. 2　In-house tool for cable layout design

一方で計算の収束性以外にも計算精度に課題があった．Fig. 3 に示すようにクランプとホースが結合されている場合に結合部でホースが局所的に曲がる場合がある．従来のレイアウト検討ツール内ではそのような現象の物理モデル化がおこなわれていなかったので，解析予測精度が十分でなくレイアウト検討を精度良くおこなえないことが課題となっていた．ケーブル類が局所的に曲がる現象のモデル化手法を新たに構築し，従来手法に比べ精度を向上させることが求められる．

またクランプ部の剛性をモデルに追加するにはFEM用のモデル化手法やソルバに関する専門知識が必要となり，設計者自身が短時間で必要な有限要素モデルを作成することは容易ではない．したがって設計者が短時間でレイアウト検討をおこなえるよう自動化が望まれる．

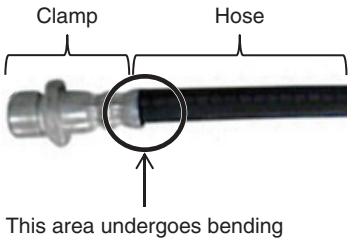


Fig. 3　Connection between clamp and hose

2．開発のねらい

本稿では下記4点を主要なねらいとした．

（1）計算の収束性を保ちつつ確実に解を求められること．
（2）従来手法と同等の計算速度を有すること．
（3）クランプとの結合部剛性を考慮した計算をおこなえること．
（4）設計者がソルバに関する専門的な知識がなくても従来通り簡易な操作でレイアウト検討をおこなえること．

以下に開発したソルバとクランプとの結合部剛性のモデル化手法について述べる．

3．ハイブリッド解法

3.1. 考え方

従来，静的な非線形現象の数理モデルである非線形方程式を解く手法として静的陰解法[2]が主に使われてきた．静的陰解法はある荷重を与えた時点において力の平衡が取れるまで解の予測値から開始し，Newton-Raphson 法等の反復法で予測値を修正させながら解を求めていく方法である．反復の中では幾何学的非線形性や材料非線形性が考慮される[3],[4]．この手法は設定荷重負荷時の物理量を正確に求めることができ，完全安定な時間積分法であるので増

分量も大きく取れる[3),(4)]．また計算時間も収束性に問題ない現象の計算であれば他の手法に比べ短時間で済む．

しかし非線形性に起因し反復法では収束しない場合がある．以下に例を示す．Fig. 4(a) に座屈の概念図を示す．座屈が起こると解曲線は変曲点を有し変曲点付近で接線勾配が急変するので反復法による非線形方程式の求解は容易でない．Fig. 4(b) には解の分岐の概念図を示すが非線形方程式の解に一意性はないために解の分岐が起こりえる．例えば図中の a 点と b 点は解曲線上にあるが，入力荷重は異なるのに同じ変位を有する状態を示している．具体例として配索されたブレーキホースに微小な荷重を与えるだけで異なる変形状態に落ち着いたり，薄板のスナップスルーのように解のモードが急変する場合がある．

上記のように非線形性の強い現象を数値解析する場合に，静的陰解法では計算途中で収束せずに計算を継続することができなくなる場合がある．そこで計算を最後まで安定しておこなえる手法が望まれるが，そのような手法の一つとして反復法によらずに静的釣り合いを求めながら解を順次求めていく静的陽解法[5]がある．

静的陽解法は，反復を繰り返すことなく要素ひずみや節点の回転量の増分等が許容内で収まる範囲で増分量を決定していく手法である．この手法では安定して最後まで解を求めることはできるが，数値安定性の確保のために荷重増分を大きく取ることができないので陰解法に比べ計算時間が増大してしまう．そのため計算全体の中で静的陽解法を利用する部分は最小限になる工夫が必要である．

そこで陰解法と陽解法の利点を組み合わせて陰解法で求解できる領域では陰解法を用い，陰解法では求解できない領域では陽解法を用いるというハイブリッド解法を考案した．

ハイブリッド解法のフローチャートを Fig. 5 に示す．まず静的陰解法を用いて求解をおこなう．その後，非線形性が強くなり反復法による求解ができなくなったと判断された場合 (Condition A)，静的陽解法に切り替え求解を続ける．その後は静的陽解法で求解を続けるが，非線形性が弱くなり再び陰解法で求解可能と判断された場合 (Condition B)，静的陰解法に戻り求解を続ける．上記の処理を計算が終了するまで継続する．

3.2. 静的陰解法から静的陽解法への切り替え

静的陰解法では収束しないと判断された場合 (Condition A)，静的陽解法へ切り替えるがその切り替え法は以下のとおりである．まず指定回数反復をおこない収束しない場合は時間増分 (荷重増分) を縮小し (Cutback) 再度指定回数反復計算をおこない収束値を求める．上記操作を指定した試行回数 Cutback を繰り返しても収束値を求められない場合は，静的陰解法による求解はできないと判断し静的陽解法に切り替える．

3.3. 静的陽解法から静的陰解法への切り替え

静的陽解法のまま最後まで計算をおこなうこともできるが，計算時間低減のために静的陰解法でも計算可能な場合 (Condition B) は静的陰解法への切り替えをおこなう．その際静的陰解法への切り替え後すぐに反復法による収束がおこなえずに再び静的陽解法に戻ることにならないようにしなければならない．したがって座屈点などの非線形性の強い領域は避けて切り替えをおこなわなければならない．

一般に静的陽解法では非線形性が増すと残差が増加していくことが知られている[5]．そこで残差がある値より小さくなった時点で静的陰解法へ切り替える．

また収束しない典型的例として座屈や解の分岐が考えられるが，それらは以下のように特徴付けられる[3),(6)]．

(1) 座屈点では剛性行列の行列式はゼロとなる．
(2) 分岐点では剛性行列の固有ベクトルと荷重ベクトルは直交する．

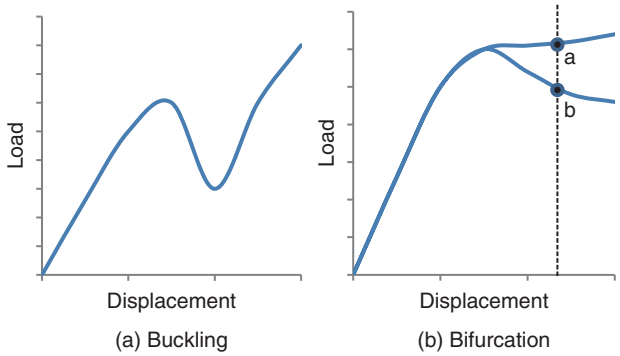


Fig. 4 Typical nonlinear phenomena

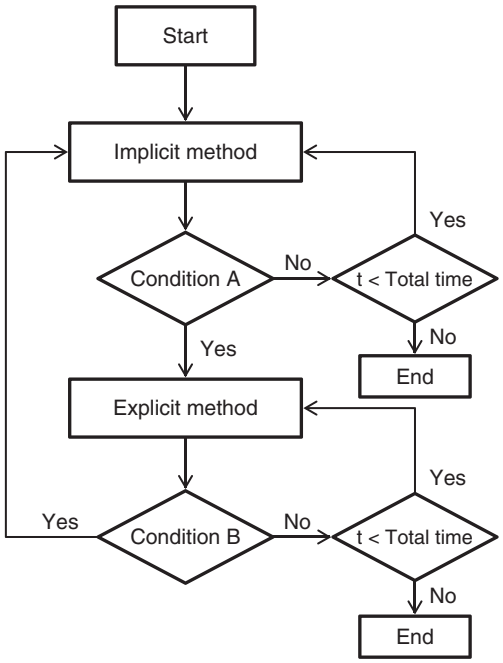


Fig. 5 Flowchart of hybrid method

Table 1　Comparison of three solver algorithms

	Elapsed time	Increments
Static implicit	No convergence	No convergence
Static explicit	38 min	47283
Hybrid	6 min	487

Table 2　Comparison of solver speed

	Elapsed time	Increments
Static implicit	13 sec	124
Hybrid	15 sec	132

上記のことから剛性行列の行列式，固有ベクトル，および残差に依存した切り替え判定則を考案した．剛性行列の固有値，固有ベクトルを毎回求めることは計算時間の増大につながるので，それらは残差の値により算出するかどうかを判断する．また固有値を求める場合であっても Sturm-Liouville の定理[7]を援用し最小限の演算で済む工夫をおこなって計算時間を低減している．

上記手法を用いることで静的陽解法の使用を最小限に抑え，精度の低下や計算時間の増大を抑えられる．

以上のように静的陰解法と静的陽解法を組み合わせるハイブリッド解法を用いることで，静的陰解法では収束しない計算においても確実に解を求める手法を確立した．

3.4. 従来ソルバとの比較

本手法の有用性を確認するために，従来のソルバでは収束しないモデルを用いて静的陰解法，静的陽解法，ハイブリッド解法の三つの手法で計算をおこない計算終了までの時間と刻み数（Increments）を比較した．Table 1 に結果を示す．静的陰解法では計算途中で収束せず止まってしまう．静的陽解法では最後まで計算をおこなえているが時間刻み幅が小さくならざるを得ないために Increment 数が増え計算時間も増加してしまう．ハイブリッド手法では最後まで計算をおこなえており，かつ計算時間も静的陽解法単独の場合と比べ大幅に短縮できた．また Table 2 に従来使用していたソルバでも収束するモデルを使用して従来のソルバと開発したソルバとの計算時間の比較結果を示すが同等の計算時間でおこなえることを確認できた．以上のことから本手法の優位性を確認できた．

4．クランプ部剛性のモデル化手法検討

1 章で述べたように，一部のケーブル類ではクランプとケーブルの結合部の曲げ剛性が弱いために結合部が局所的に曲がる変形が起こる．しかし従来の計算モデルではこの剛性が考慮されていなかったので局所曲げを計算上表現できていなかった．

そこでケーブルがクランプ部に対し相対的に回転できるモデル化法を構築しそれに対応するソルバ機能を開発した．Fig. 6 に概念図を示すが，クランプ端部の節点と，その点と同位置にあるケーブル上の節点間にケーブル軸方向と直交する二軸まわりの相対回転自由度のみを有するジョイント（ユニバーサルジョイント）を定め[8]，その二軸まわりに回転ばねを定義した．さらに相対回転角度を規制するために回転方向のストッパを定義した[9]．ストッパは内部的に接触モデルに置き換えられ回転角度がしきい値を超えた場合は接触拘束[10]を課した．

Fig. 7 にケーブル左側端部を固定しもう一端を揺動させケーブルを曲げた場合の変形形状を示す．クランプ部の曲げ剛性がモデル上考慮されることでケーブル全体の変位方向が実測値に近づいた．

また追加されたモデル化部分は全て 1 次元モデルであり自由度の増加が抑えられているので計算時間の増加は少なく，かつ簡易的なモデル化でケーブル類のレイアウト検討を十分な精度でおこなうことができることを確認した．

しかし，提案するモデル化手法では従来のモデルに対しいくつかの有限要素を追加し，かつクランプの種類に応じた剛性値を与える必要がある．それらの作業をおこなうにはソルバの使用法や FEM 用のモデル化ツールに関する詳細な知識が必要であり，設計者が短時間で解析をおこなうのは容易でない．そこでモデル化作業負担低減のためにモデルのライブラリ化をおこない専用のレイアウト検討ツール上で簡易な操作でモデル化がおこなえるようにした．

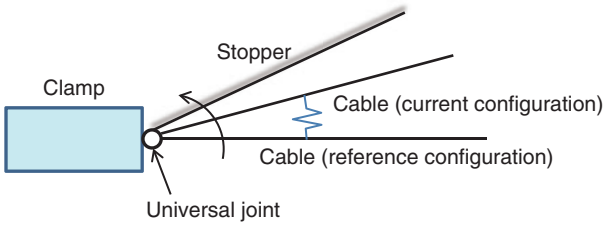


Fig. 6　Schematic image of stiffness of end of clamp

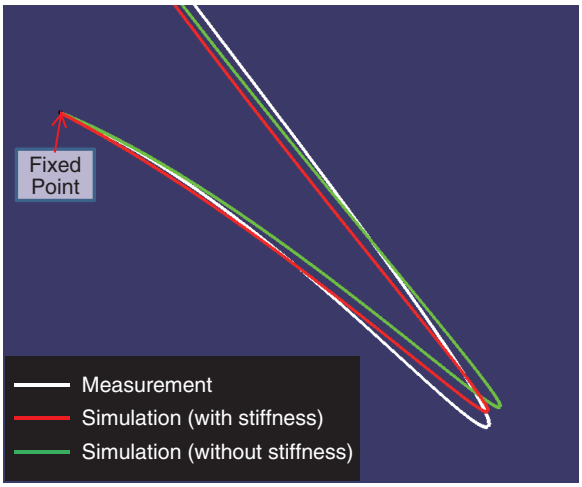


Fig. 7　Contribution of bending stiffness of clamp to cable deformation

Fig. 8 に示すように設計者は専用のツール上で赤点で示されるケーブル端部の３点の座標を指定した後，所要のクランプの種類を選択すればツール内部で材料特性に応じた結合部の曲げ剛性がモデル内に反映され，かつユニバーサルジョイントや接触条件等も自動で設定される．このツールを使用することで設計者は従来よりさらに精度の高い検討をおこなえるようになった．

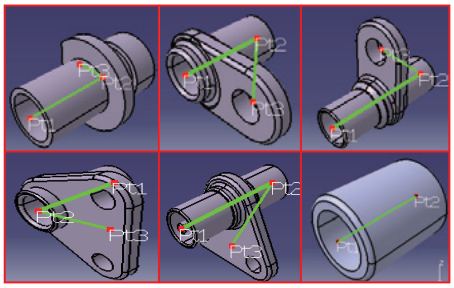


Fig. 8　Library of clamps

5．検証

5.1. 上下ストローク時の比較

平面上に置かれた車両にブレーキホースを配索した際のホースの変形形状を実測結果と比較した．開発したソルバで計算し干渉が起こりやすい周辺部品との最小距離を比較した．Fig. 9 にシミュレーション結果を，Fig. 10 に実測結果を示す．ホースとの干渉が起こりやすい部位であるブラケットおよびキャリパとホースとの同位置での距離を比較している．この比較部位はケーブルの曲率半径が最も小さく予測が容易でない箇所であるが，距離の最大差は 7% 程度でありレイアウト検討には十分な精度であることを確認した．

5.2. ストロークと転舵の複合入力時の比較

サスペンションの上下ストロークと転舵を同時におこなった場合の一例を Fig. 11 に示す．これはタイヤを上下に±60 mm ストロークさせた場合と，各ストローク位置で最大 30 度までの転舵をさせた場合に，ブレーキホースが揺動した後の変形形状を比較したものである．実線がシミュレーション結果，点線が実測結果を示す．ストロークのみの場合，ストロークと転舵を同時におこなった場合ともにおよそ実測値を再現できておりストロークと転舵によりブレーキホースが大きくねじられながら曲がる場合でもレイアウトには十分な精度であることを確認した．

上記の検証結果より設計者がレイアウト検討をおこなう場合にクランプ部に局所曲げが発生する場合でも精度上問題なく，かつ従来は収束しなかったモデルでも確実に解を求められるようになった．本稿で紹介したソルバやライブラリ機能はレイアウト検討ツールとして国内外の研究開発拠点で使用されている．

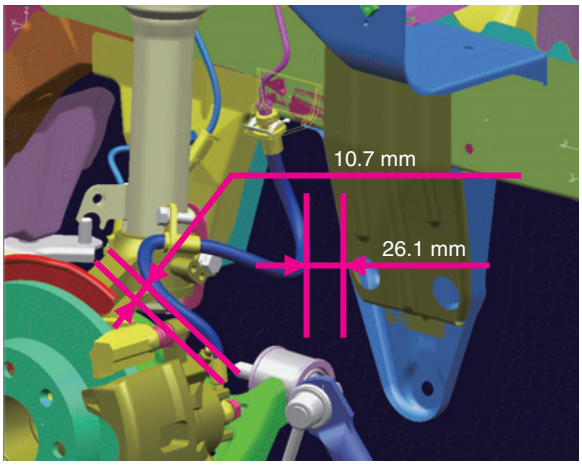


Fig. 9　Simulation result

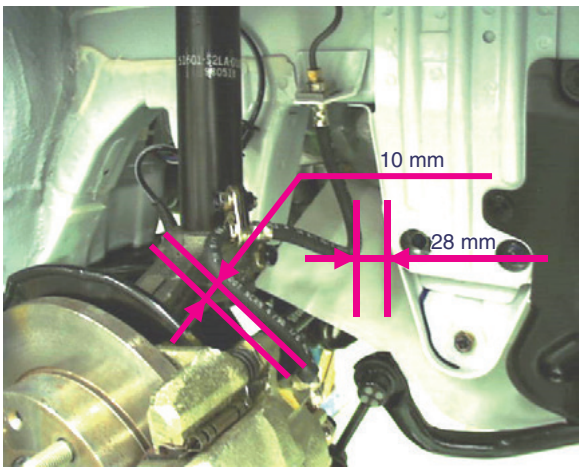


Fig. 10　Measurement result

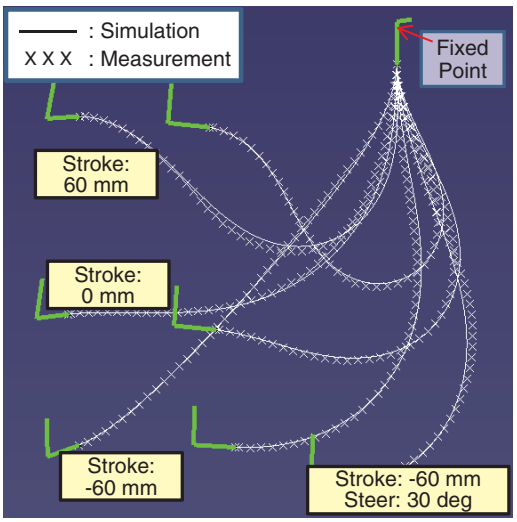


Fig. 11　Comparison of measurement and simulation results

6．まとめ

自動車用ケーブル類のレイアウト検討を短期間で精度良くおこなうため以下をおこなった.

（1）収束性を保ちつつ確実に解を求められる手法として静的陰解法と静的陽解法を切り替えて解を求めるハイブリッド解法を考案し独自開発した.

（2）従来手法で収束していたモデルでも従来と同程度の計算時間でできるようにした.

（3）クランプとケーブルの結合部の曲げ剛性を考慮できるモデル化手法を構築し解析精度を向上させた.

（4）設計者が簡易な操作で解析を実行できるよう必要なクランプをライブラリ中から選択できるようにし，ツール内でモデルを自動生成することで短時間でレイアウト検討をおこなえるようにした.

参考文献

（1）Bathe, K. J.: Finite Element Procedures, (2007)

（2）Belytschko, T., Liu, W., Moran, B.: Nonlinear Finite Elements for Continua And Structures: 676p., (2000)

（3）Chrisfield, M. A.: Nonlinear Finite Element Analysis of Solids and Structures, Vol. 2, Wiley, (1997)

（4）Noguchi, H., Hisada, T.: Integrated FEM Formulation for Total/Updated-Lagrangian Method in Geometrically Nonlinear Problems, JSME, Series A, Vol. 38, No. 1, p23-29, (1995)

（5）浜孝之：静的陽解法有限要素法によるチューブハイドロフォーミングに関する研究，早稲田大学博士論文，(2004)

（6）冨田佳宏：数値弾塑性力学，養賢堂，227p., (1990)

（7）森正武，数値解析，共立出版，291p., (2002)

（8）Abaqus Theory Manual, V6. 10, (2010)

（9）Hughes, T. R. J.: The Finite Element Method, Linear Static and Dynamic Finite Element Analysis, 260p., (2000)

(10) Wriggers, P.: Computational Contact Mechanics, Springer, 518p., (2006)

■著　者■



首 藤 拓 也

アディティブマニュファクチャリングを用いたスターリングエンジン熱交換器製作手法の紹介

Introduction of Heat Exchanger Production Technique for Stirling Engine Using Additive Manufacturing

淺沼雅彦* 遠藤恒雄* 酒井仁史**
Masahiko ASANUMA Tsuneo ENDO Hitoshi SAKAI

要　旨

従来の小型スターリングエンジンを超える性能を有するスターリングエンジンを開発するに当たり，内部に薄肉のフィンを持ったケースを試作した．ケース内部に配置されるピストンはこのフィンを避けるために放射状の溝が切られており，運転中のピストンとフィンの接触を防ぐために高い精度が要求される．

これらを満たす製作手法は従来なく，金属材料のためのアディティブマニュファクチャリングいわゆる3Dプリンタを使って初めて実現できるものである．しかし既存のアディティブマニュファクチャリングそのままの技術では要求される仕様を満たせない箇所も多く，そのため種々の製作プロセス上のノウハウが必要となった．

粉末を積層するブレードの選択，造形後に除去する補強リング，熱処理前に内部に残った粉末除去のための小穴の加工等がノウハウとして得られた．また長さが短ければ0.5 mmの板厚であっても造形できることがわかった．

ABSTRACT

A prototype case with thin internal fins was created in the development of a Stirling engine with performance that exceeds that of conventional compact Stirling engines. Radial grooves are cut into the pistons located inside the case in order to avoid these fins, and high accuracy is called for to help prevent contact between the pistons and fins during operation.

Since conventional manufacturing processes are unable to satisfy these specifications, precise manufacturing was realized for the first time through additive manufacturing, that is to say, the use of a 3D printer for metal materials. However, there are also many locations where the needed specifications cannot be satisfied simply by existing additive manufacturing technology, so various manufacturing process know-how was needed.

Selection of the blade used to laminate the powder, use of reinforcing rings that are removed after molding, machining of small holes to remove powder remaining inside the structure before heat treatment, and other techniques were obtained as know-how. In addition, it was found that given sufficiently short length, molding can be performed even with a plate thickness of 0.5 mm.

1．まえがき

目標比出力質量10 kg当たり1 kWという小型軽量な高性能スターリングエンジンを開発するに当たり，伝熱能力を高めるためにシリンダ内部に薄型の放射状フィンを持ったケースを試作した．ケース内部に配置されるピストンはこのフィンを避けるために放射状の細い溝が切られており，フィンとの隙間は最小にしつつ運転中の接触を防ぐために高い形状精度が要求される．さらに部品点数を抑えて軽量化するために，作動ガスが行き来する高温側，低温側の熱交換器部分および冷却水経路も一体化された多機能集約構造である．また高性能を保ったまま熱交換器を小型にするために，熱交換器はミリ単位の隙間が複雑に構成された微細形状である．これらを満たすような製作手法は従来にはなく，金属材料のためのアディティブマニュファクチャリング（以下，AM）いわゆる3Dプリンタを使って初めて実現できるものである．

最近時積層による3D成型の技術の進歩は目覚しいが，

＊　四輪R&Dセンター
＊＊株式会社NTTデータエンジニアリングシステムズ

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2016_28_1_21

一般的には鋳造や機械加工等の既存の製法で作られた形状をそのまま積層による製法に置き換えることが主流である[(1)-(3)].

今回は初めに製法の特徴を調べた上で 3D 技術でしか作れない形状で最適性能が得られるように設計を行った．しかし実際に製作してみると既存のアディティブマニュファクチャリングそのままの技術では要求される仕様を満たせない箇所も多く，そのため種々の製作プロセス上のノウハウが必要となった．

そのノウハウの例としては，熱収縮による形状精度の低下を防ぐために全てを薄肉で構成し厚さの変化を極力減らす形状とすること，成型後に機械加工等で除去するサポート形状に工夫を凝らすことで積層中の歪を生じさせないことなどが挙げられる．それら試行錯誤の末に得られた製作上のノウハウを具体的な例を挙げて紹介する．

2．スターリングエンジン用熱交換器ケース

2.1. 構造の特徴

本スターリングエンジンはβ型と呼ばれ，出力を取り出すパワーピストン (PP, Fig. 1) と作動ガスを高温部と低温部に交互に移動させるディスプレーサピストン (DP, Fig. 2) が同軸上に配置され，位相差を持って往復運動をする．更に DP は中間に再生機を挟んだ構成で上側と下側にそれぞれピストンを持っている．PP, DP ともにボア径が 58 mm，ストロークは 23 mm である．

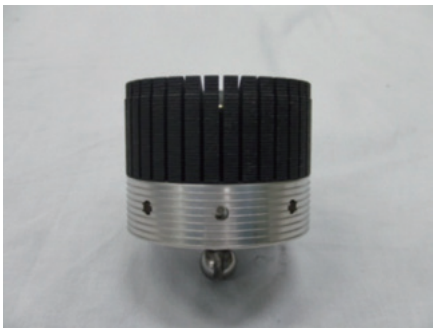


Fig. 1　Power piston



Fig. 2　Displacer piston

通常のスターリングエンジンでは外部との受熱，放熱を促進するためのフィンがシリンダ外側にのみ配置されているのに対し，壁面内側で作動ガスとの熱の授受を促進するためにシリンダ内側にも放射状のフィンが設けられていることを特徴とする．ケース内部に配置されるピストンはこのフィンを避けるために放射状の細い溝が切られており，フィンとの隙間は最小にしつつ運転中の接触を防ぐために高い形状精度が要求される．

ケース全体は外側に板金フィンをロウ付けした高温部のアッパケース (Fig. 3) と低温部のロアケース (Fig. 4) の 2 部品で構成される．アッパケースの内側には放射状フィンに加えて移動中の作動ガスを加熱するための熱交換器が周囲に配置され，ロアケースには同じく放射状フィンに加えて移動中の作動ガスを冷却するための熱交換器およびその外側には冷却水を流す水冷ジャケット (Fig. 5) が円周状に配置され，これらが全て一体化された多機能複合ケースで

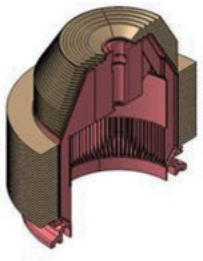


Fig. 3　Upper case

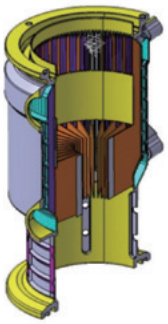


Fig. 4　Lower case

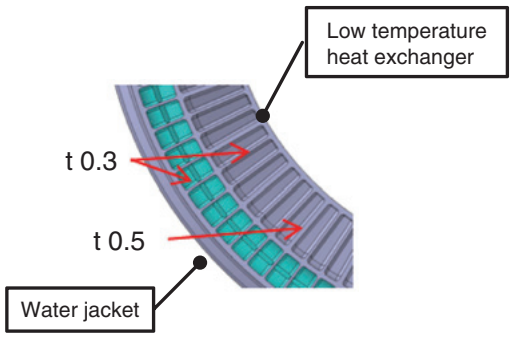


Fig. 5　Water jacket and heat exchanger of lower case

ある．また性能を維持しながら熱交換器を小型にするために，熱交換器はミリ単位の隙間が複雑に構成された微細形状を持つ．

これらを満たす製作手法は従来なく，金属材料のためのアディティブマニュファクチャリングいわゆる 3D プリンタを使って初めて実現できるものである．

2.2. 要求精度

軽量化のために高圧ガスに対する耐圧容器は厚さは 1 mm の薄肉であり，加工代 0.2 mm を仕上げ加工で除去する．また放射状フィンの厚みは 0.5 mm であり，ピストンに切られたフィンを避けるための放射状溝は幅 0.9 mm - 1.2 mm，溝の隙間は僅か 0.2 mm - 0.35 mm である．したがって円筒ケースの真円度やフィンの直線度および厚みに対しても厳しい精度が要求される．

3．AM 装置

3.1. AM 装置

成型には EOSINT M270 を使用した．装置の諸元を Table 1 に示す．素材は耐熱合金粉末を使用した．装置の外観および制御用のコントローラ画面の写真を Fig. 6 に示す．レーザを照射する装置内の小部屋には，酸化を防止するために不活性ガス (窒素) を流しながら造形する．

Table 1 Molding conditions

Device name	EOSINT 270
Powder materials	Co-Cr-Mo
Powder grain size [μm]	30 - 40
Laser output [W]	200
Spot diameter [mm]	0.1 (minimum)
Scan speed [mm/s]	800 (maximum)
Laminating thickness [μm]	40
Blade	Carbon brush
Building size［mm］	250X250X215

3.2. 試作モデル

試作モデルはアッパケースとロアケースをそれぞれ 2 セット，合計 4 セットを同時に製作した．また内部の確認のため材料検証用の切り出しテストピースも同時に造形した．あらかじめ準備された土台を除いて積層造形時間は 140 時間であった．Fig. 7 に造形モデルを示す．

製品はブレードと呼ばれる板により，粉末材料を一定の厚さに荷重をかけながら薄く引いた後に，レーザで造形部分を溶かし，40 μm ずつ下から積み上げていくことの繰り返しにより造形される．造形の様子を Fig. 8 に示す．



Fig. 6 Additive manufacturing device

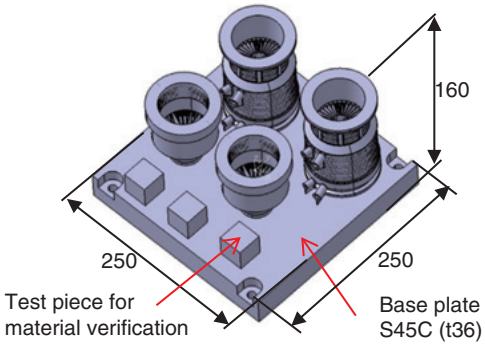
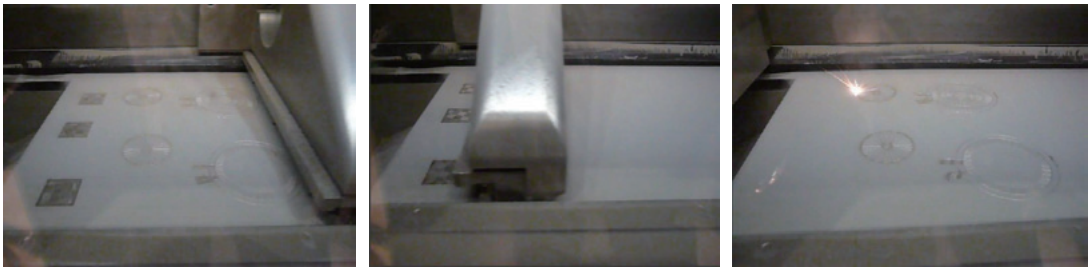


Fig. 7 Molding model



(a) Preparation for recoating of material powder

(b) Recoating of material powder

(c) Laser irradiation

Fig. 8 Molding process

4．試作

専門メーカを含め本試作品の製作に当たっては，前例がない形状であることから３回にわたり試作改良を行うことでようやく完成品を見ることができた．

4.1. 放射状フィン補強リングとカーボン製ブラシ

試作前の段階から薄肉板厚 0.5 mm の放射状フィンの造形精度が困難と予想された．そこで造形中の変形を防止するため強度アップを狙って後工程で除去する補強リングを設けた (Fig. 9)．

結果は放射状フィンは変形することなく充分な精度が確保できた一方で微細熱交換機部分の隔壁のブレードが直交する部分のフィンの形状が崩れてしまった (Fig. 10)．これは粉末の密度を少しでも高めるために金属性やセラミック製のブレードで粉末を強く押し付けながら敷いていくためと推定される．そこでいわゆるほうきのようなカーボン製ブラシを用いたところ解決した (Fig. 11)．

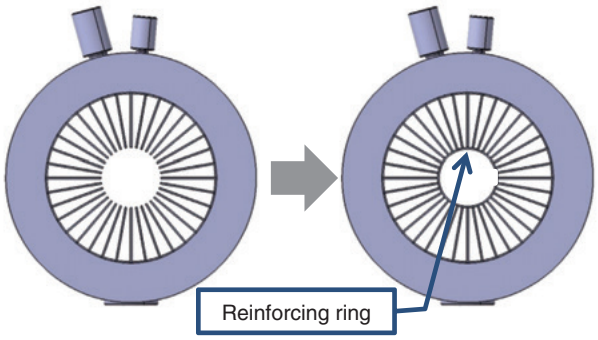


Fig. 9　Reinforcing ring

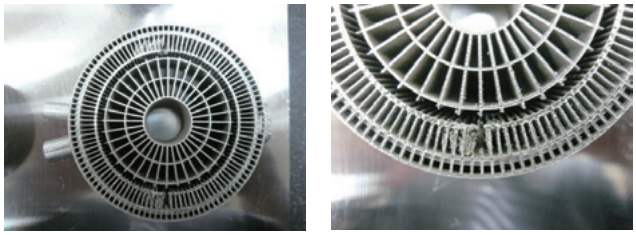


Fig. 10　Fin damage

厚肉部品ではカーボン製ブラシを使用すると粉末密度不均一等の問題が生じ，相対密度の低下が懸念される．しかしフィンのような薄肉形状に対しては，密度低下の問題がないことがわかった．これは後述する材質検査においても確認できた．

4.2. ロアーケース縦長外周フィン補強リング

カーボン製ブラシの使用により放射状フィンは改良されたが，次にはロアケース外周の低温部フィン型熱交換器のうねりが発生した (Fig. 12)．

そこで対策としてアッパケースの放射状フィンの場合と同様に，後で加工による除去を行うことを前提に薄肉の補強リングでフィンの露出部を覆うことで再度試作したところ，補強リングの除去後にうねりが無いことがわかった (Fig. 13)．

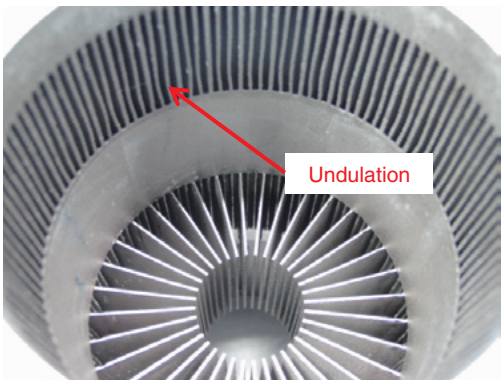


Fig. 12　Vertical fins (0.5 mm thickness) with undulation

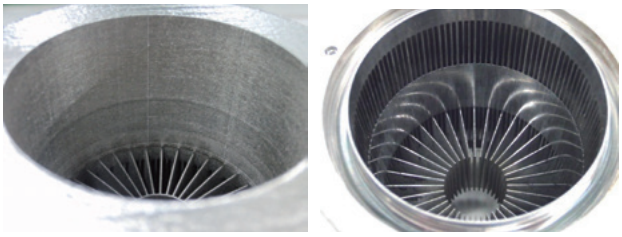


Fig. 13　Reinforcing ring before machining (left) and after machining (right)



Fig. 11　Conventional metal and ceramic blades and carbon blade

同じようなケース内側外周の縦方向フィンであっても，アッパケースや放射状フィンに隠れた部分のように距離がおよそ 2 cm 以下の短い部分はうねることがなかった (Fig. 14)．

4.3. 残材料除去孔

ロアケース外周の低温部フィン型熱交換器のうねり対策のため補強リングを付けた結果，内部に残った粉末が熱処理の段階で固まってしまい除去が不可能となった (Fig. 15)．これは成型後の熱処理で 1050℃ まで温度を上げた時に拡散接合を起こしたと考えられる．

このように補強リングを付けるなどして先が行き止まりになった深い形状で，隙間の小さい微細構造の場合には，成型後の熱処理時に拡散接合により材料粉末凝固が発生するため，粉末の除去を事前に考えておくことが重要であるとわかった (Fig. 16)．

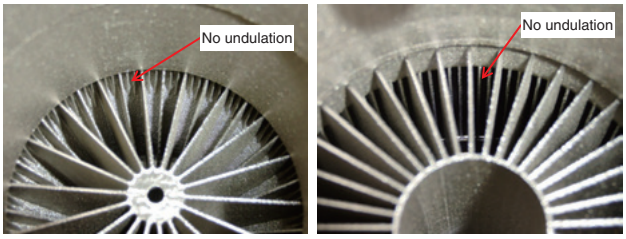


Fig. 14 Short vertical fins without undulation

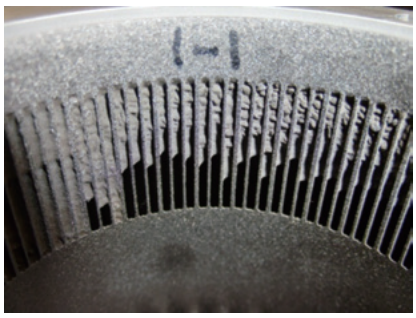


Fig. 15 Congealed powder remaining after machining work to remove reinforcing ring

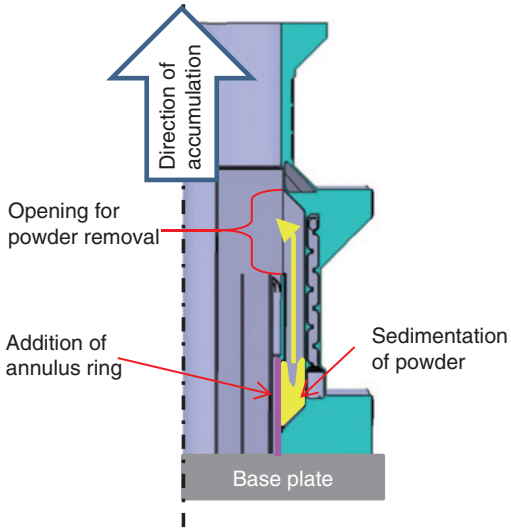


Fig. 16 Section of lower case

対策としては，補強リングに粉末除去のための小穴を開け，熱処理前に粉末を排除した．成型後に加工で取り除く 3 箇所のサポートに小穴を開ける対策をした (Fig. 17 - Fig. 19)．

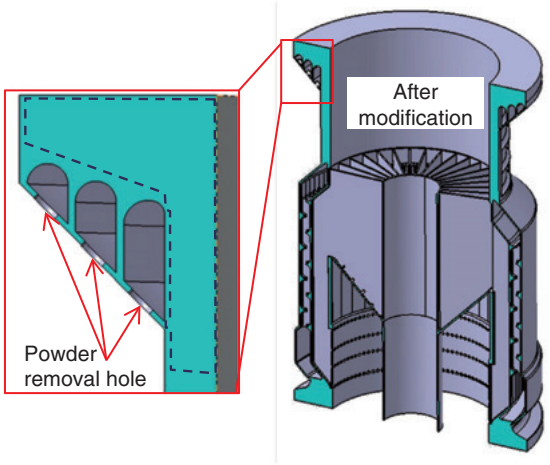


Fig. 17 Powder removal hole-1

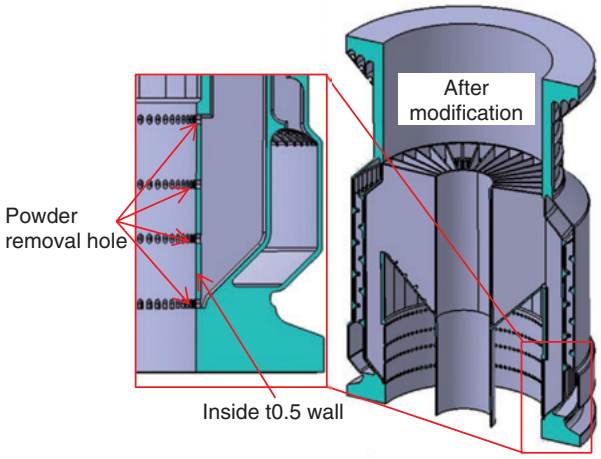


Fig. 18 Powder removal hole-2

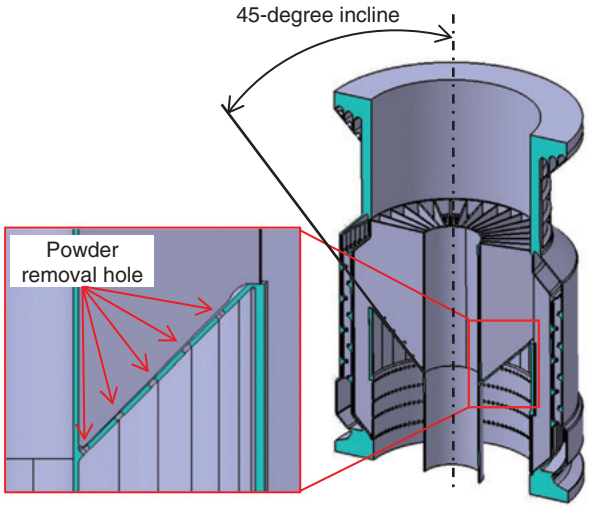


Fig. 19 Powder removal hole-3

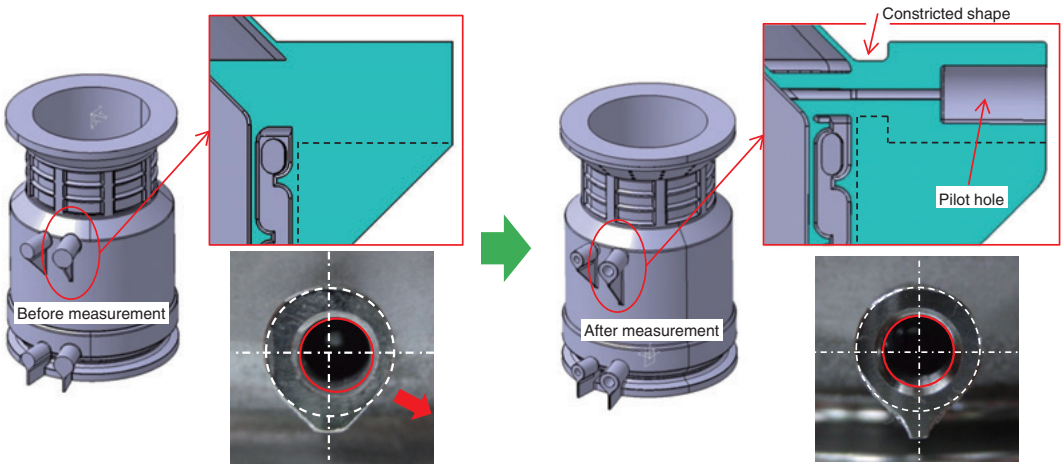


Fig. 20　Modification of boss shape

4.4. ボス等の厚みが異なる部品が隣接する場合

薄肉部と厚肉部が隣接するボス周辺でネジ穴の中心が 1 mm 以上ずれて成型された．これは熱収縮による変形が原因と考えられる．

ボスの付け根をくびらせたり下穴をあらかじめ開けて置くなど，設計上はなるべく全てを一定の厚さに近づけることが重要である (Fig. 20)．

4.5. ロウ付け部品と仕上げ加工

アッパケース外側の熱交換フィンは板金プレス品をロウ付けした．これはどうしてもこの形状が必要であり，上方に向けて 45 度より小さい角度を持つ円錐形状や平行な円盤の積み重ね形状であるため，積層による成型が不可能と判断したためである．金属積層とロウ付け技術を併用することは可能である (Fig. 21)．

仕上げ加工での補強リングの除去 (スリーブ内径) は最初は放電でトライしたが，面粗度が確保できなかったため，砥石による研作加工に変更した．

ロアケースには，ピストン浮上のためのネオジム磁石取り付け溝などを加工した (Fig. 22)．

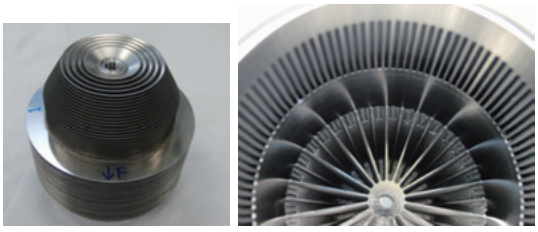


Fig. 21　Upper case

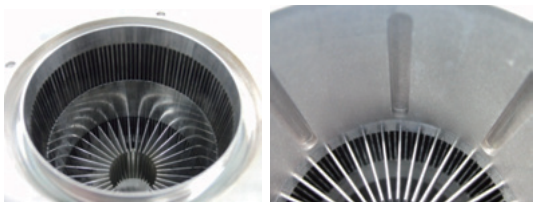


Fig. 22　Lower case

5．検査

5.1. X線検査による粉末除去の確認

検査装置は管電圧 225 kV の株式会社島津製作所製マイクロフォーカス X 線 -CT SMX-225CT-SV3 を用いた．断面検査は粉末の残りやすい断面を複数計測した．検査装置と断面検査箇所を Fig. 23, Fig. 24 に示す．

補強リング部に小孔を空けることですべての箇所で粉末が除去されていることが X 線撮影で確認できた (Fig. 25, Fig. 26)．



Fig. 23　Shimazu Micro-focus X-ray CT System (SMX-225CT-SV3)

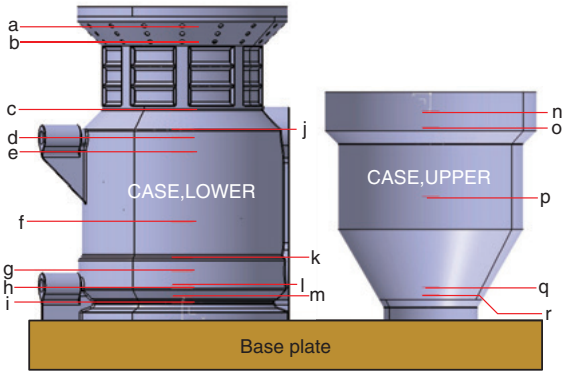


Fig. 24　X-ray measurement sections a - r

5.2. 寸法検査

ケースの内径はピストンとの微細なクリアランスを実現するために，高精度の直径および円筒度が要求される．造形後の機械加工が不可能なフィン付け根の円筒部 (Fig. 27) については，最初の造形時に 3 次元計測により，設計

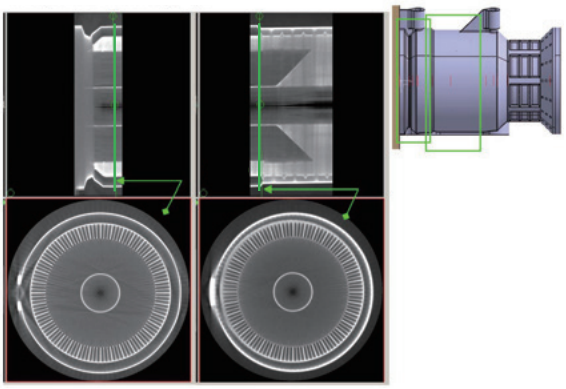


Fig. 25 Lower case sections (radial fins)

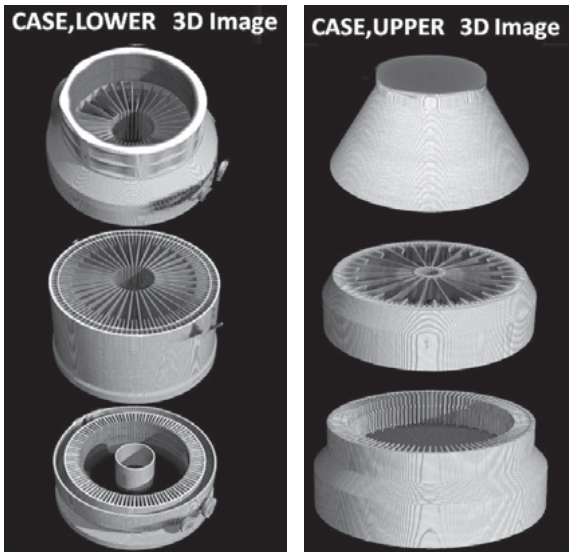


Fig. 26 Lower and upper case sections

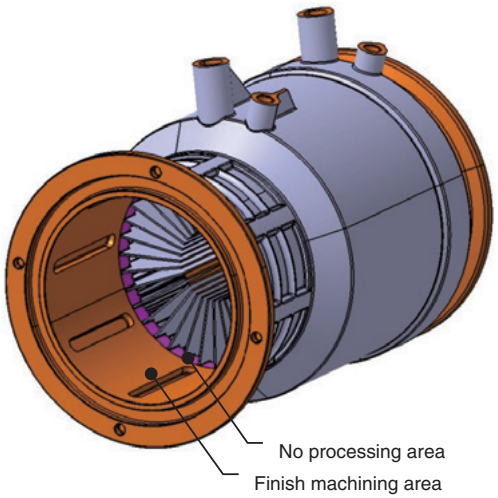


Fig. 27 Area where finish machining cannot be performed

Table 2 Density of test pieces

Test piece	Volume [cm^3]	Mass [g]	Density [g/cm^3]
1	8.10	67.75	8.36
2	8.25	69.00	8.36
3	8.37	69.70	8.33
Average	-	-	8.35

値とのずれを計りキャリブレーションを行った．Fig. 28 に示すように，熱収縮が原因で設定した値よりも半径でおよそ 0.2 mm 小さく造形される．また半径のばらつきが最大で 0.17 mm であることから，熱収縮を考慮することにより，必要な公差 0.2 mm に収めることが可能である見通しも得た．

最終的には設定値を直径 58.4 mm と収縮を見越した大き目の値とすることにより，必要な公差内に収めることができた．

5.3. 素材特性検査

カーボン性ブラシをブレードに使用したこともあり，素材に問題が無いことを確認した．

5.3.1. 密度の検証

デジタル比重計を用いた水中懸架 (置換) 方法により材料データ (8.3 g/cm^3) に対して同等レベルであることが確認できた (Table 2)．

5.3.2. 硬度の検証

ロックウェル硬度計を用いて硬度を測定した．硬度計は先端が半径 0.2 mm，120° ダイヤモンド円錐のものを使用し，150 kgf を加重した．

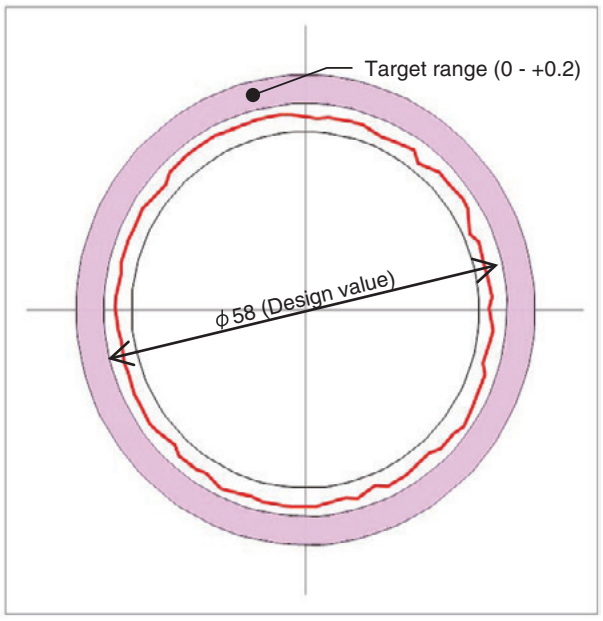


Fig. 28 Examination for dimension calibration

Fig. 29 に試験片の硬度計測結果を示す．平面方向を X/Y 軸、積層方向を Z 軸とする．材料データ (35-45HRC) に対して平面方向の硬度がやや低い傾向にあるが，実用には問題ないレベルと判断した．

5.3.3. 光学顕微鏡による内部品質

表層および内部 (10 mm - 20 mm) の組織検査で有害な箇所は見当たらなかった．

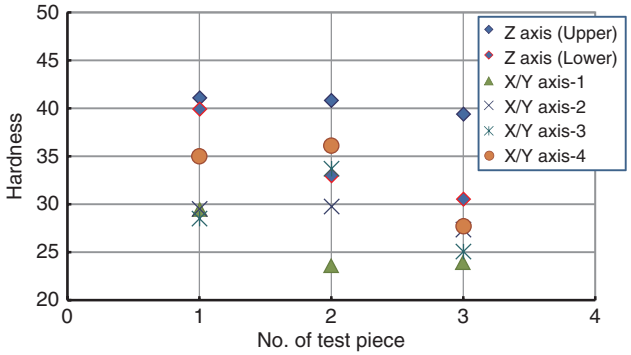


Fig. 29　Comparison of test piece hardness (HRC)

6．設計手法まとめ

6.1. 制約条件

積層造形法である AM では粉末状の材料を下から 1 層ずつ積み上げていく．このため上からぶら下がる様な形状は，サポートと呼ばれる構造体で下方から支持し，成形後に除去する必要がある．また下からの積み上げであっても，45° より小さい傾きで積み上げることができないという制約がある．

さらに粉末粒径にもよるが，一般的な構造体に用いる場合には，1 mm 以下の薄板には歪が大きく向いていないと言われている．実際に本報のような微細構造を持つ構造体に何の対策もせずに造形を行うと，薄肉部に歪を生じる場合がある．

6.2. 設計上のノウハウ

粉末を敷くブレードをカーボンブラシ製に変更することで，押し付け荷重が減少し薄板でも形状が崩れることを防止できる．

板厚が 0.5 mm と薄く，距離が長いフィン部においては，造形後に除去する補強リングを付けることによって歪を生じずに造形できる．板厚が 0.5 mm であっても，熱交換器フィン部のように距離がおよそ 2 cm 以下と短ければ歪を生じない．同様に水冷ジャケット内フィンも板厚が 0.3 mm と微細な構造でありながら，距離が数ミリ程度と小さい場合には問題がなく造形できる．

補強部材の追加により袋小路に閉じた部分ができる場合には，内部の粉末を熱処理前に除去するための小穴を設けておく必要がある．

薄板形状とボスやフランジのような肉厚部分が隣接する場合には，ボスのネジ下穴をあらかじめ抜いておくなど肉厚の変化を少なくすることが歪防止に有効である．

アッパケース外側の円錐状フィンのようにどうしても積層造形が不可能な箇所は，別の整形手法による部品 (例えば板金プレス品) とのロウ付け等と併用することも可能である．

機械加工が不可能であり，積層後の素材寸法に高精度が要求される箇所については，あらかじめ熱収縮による寸法変化量を測定し，キャリブレーションを行うことが必要である．

7．結論

最新の AM 技術を用いて，高い造形精度と緻密で複雑な形状を持つスターリングエンジン用の熱交換器内蔵ケースを試作するに当たり，従来のノウハウに加えて様々な工夫が必要であることがわかった．

製造装置としてはブレードの押し付け力を減らすためのカーボンブラシの使用が有効であり，成型後に加工で除去するサポート形状に工夫を凝らすことで積層造形中の歪を生じさせないことや，熱処理前に残留粉末を完全に取り除くための穴の必要性が挙げられる．

これらの新しいノウハウを設計段階から投入することで，他の製法では容易に真似をすることができない金属積層ならではの緻密で複雑な形状の製品の製作が可能であることを実証できた．

参考文献

（1）新野俊樹，安齋正博：積層造形技術の動向，素形材，Vol.48, No.7, p.1-5, (2007)
（2）酒井仁史：新たな製造法”アディティブマニュファクチャリング (AM)”その使い方と勘所，素形材，Vol.54, No.2, p.47-53, (2013)
（3）木皮和男：自動車産業における金属積層造形技術の活用，日本機械学会 2015 年度年次大会，No.15-1, (2015)

■著　者■


淺沼雅彦


遠藤恒雄


酒井仁史

ピストン用 Mg-Zn-Y 系鍛造合金における攪拌鋳造手法と機械的性質

Stir-casting Process and Mechanical Properties of Forged Mg-Zn-Y Alloys for Piston

家 永 裕 一*
Yuichi IENAGA

要　旨

軽量化が求められる内燃機関用ピストンへの適用に向けて，大径の高強度耐熱マグネシウム合金押出 - 鍛造材の研究をおこなった．長周期積層構造相を持った $Mg_{96}Zn_2Y_2$ (at.%) 合金に Zr を添加し，結晶粒を微細化した．また，インゴットケース自体を回転させ攪拌鋳造する新たな手法を用いることで，偏析や結晶粒粗大化を防止し，直径 335 mm，高さ 850 mm の押出用大型インゴットの微細均質化を図った．次に直径 100 mm の押出材に押出比 10 で成型後，ピストン模擬形状に鍛造し，鍛造前後の強度特性を測定した．常温から 573 K の高温域まで，商用アルミニウム合金を超える引張，疲労強度を得ることができた．鍛造後の 523 K での 0.2% 耐力は，ピストンにも使われる高強度アルミニウム合金 A4032-T6 材の約 2 倍となる 209 MPa を達成した．合金密度は高比重の添加元素の影響は少なく，アルミニウム合金の約 70% と軽量であった．以上のことから，Mg-Zn-Y 系鍛造合金は自動車，二輪車および汎用製品ピストンの軽量化による省燃費や性能向上のため，非常に有望な材料として期待できる．

ABSTRACT

Research has been conducted on a high-strength, heat-resistant extruded and forged magnesium alloy able to be formed into large-diameter ingots, with a view towards application in pistons for internal combustion engines, parts in which weight savings are sought. The addition of Zr to an $Mg_{96}Zn_2Y_2$ (at.%) alloy with a long-period stacking ordered structure phase refined the crystal grains. In addition, the use of a new casting method in which the ingot case is rotated and the molten metal is agitated helped to prevent segregation and the coarsening of the crystal grains, in order to make it possible to form large ingots (diameter: 335 mm; height: 850 mm) for extrusion displaying fine and uniform microstructures. Following formation of extruded pieces of 100 mm in diameter at an extrusion ratio of 10, dummy piston shapes were forged, and the mechanical properties of the material were measured before and after forging. From room temperature to 573 K, the developed alloy displayed tensile and fatigue strength in excess of commercial aluminum alloys. The alloy displayed a 0.2% yield strength of 209 MPa at 523 K following forging, approximately twice that of the high-strength aluminum alloy A4032-T6 that is used as a piston material. The addition of a high specific gravity element had minimal effect on the alloy's density, and reduced its weight to approximately 70% that of aluminum alloys. Given the above, the developed Mg-Zn-Y forged alloy can be considered to be an extremely promising material in terms of realizing fuel efficiency and performance increases through the achievement of weight reductions in automobile, motorcycle and power product pistons.

1．緒言

マグネシウム合金は実用金属材料中，最も軽量な材料であることから自動車，二輪車および汎用製品の省燃費等，環境問題への貢献が期待されている．その中でも長周期積層構造 (long-period stacking ordered structure: LPSO) 相を有する Mg-Zn-Y 系合金は，押出加工を施し，組織の微細化等をおこなうことで，その強度特性が高温域も含め著しく向上することが知られている[(1),(2)]．しかしながら，ピストンに使えるような大径の押出素材における良好な機械的特性や，それを製造するための大型インゴットの鋳造法の報告はなかった．大型インゴットではその低い凝固速度や不均質な温度分布が影響し，結晶粒の粗大化や凝固偏析を生じ，均質な素材ができないためである．その結果，小型試験片から採取して試験をおこなった引張特性や疲労強度に対し，十分な機械的性質を得ることができなかった．

＊汎用 R&D センター

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2016_28_1_22

そこで本研究では耐熱アルミニウム合金を超える高強度な鍛造用耐熱マグネシウム合金の開発を目的として，大型インゴットの合金組成と鋳造手法，押出および鍛造条件を確立した．

2．本鍛造合金の研究手法

Mg-Zn-Y 系合金は押出等，塑性加工を施すことで耐熱アルミニウム合金を超える強度特性を得ることができる．鋳造素材時の化合物強化に加え，押出時の加工硬化，配向，結晶粒微細化，キンクバンド強化がその要因である[3),(4)]．一方，実用化のために素材形状を大型化していくと鋳造組織である LPSO 相と他の化合物相が粗大化，不均質化するため，従来の手法では目標とする強度，延性を得ることができない．そこで，鋳造，押出および鍛造の三つの工程に分けてそれぞれの研究を進めた．

最初に上記強化要因のうち，結晶粒微細化と組織の均質化に着目して鋳造における実験をおこなった．結晶粒微細化はマグネシウムの場合，鉄やアルミニウム等，他の金属に比べ，強度向上に対する寄与度が高いため[5]，本研究では高融点で結晶核生成の起点として期待される Zr を添加することで結晶粒の微細化を図った[6]．さらにインゴットケースを回転させ，ケース内の溶湯を攪拌することで核生成の促進を図った．また，通常鋳型壁から順次凝固し，インゴット中心が最終凝固部となり，そこに濃化した共晶成分が偏析するが，回転攪拌では中心部が凝固温度直上になるまで鋳型壁からの凝固を抑制することができ，凝固温度近傍で初めて凝固が起こり短時間で終了するため，凝固偏析の大幅低減が期待できる．

次に，前述の押出用インゴットをいくつかの組成，条件で押出加工して，本開発合金の基本的な材料特性を確認し，既存のマグネシウム合金，アルミニウム合金と比較をおこなった．

最後にピストン模擬形状に鍛造し評価をおこなった．鍛造温度が鍛造欠陥，引張特性に与える影響を確認し，単体疲労試験にて耐熱アルミニウム合金に対する優位性を確認した．

3．実験方法

本実験では供試材として $Mg_{96}Zn_2Y_2$ 合金および $Mg_{95.8}Zn_2Y_2Zr_{0.2}$ 合金を用いた．化学組成分析結果の代表値を Table 1 に示す．溶解鋳造は Fig. 1 に示すターンテーブルを配した真空溶解炉内でおこなった．Ar ガス雰囲気中で高周波溶解装置にて鉄製ルツボを使い溶解し，内径 335 mm，高さ 1200 mm の鉄製インゴットケースに各合金を 200 kg 注湯すると同時にインゴットケースを回転攪拌した．攪拌は溶湯の暴れがなく，効果的に攪拌できる条件を水モデルで決定した．回転数 30 rpm，反転時間 35 秒で凝固終了までおこなった．比較用に攪拌のないインゴットを鋳造した．インゴットは直径 305 mm にピーリング後，623 K で直径 100 mm に押出加工した．最後に押出合金をスライスし，1000 ton 油圧プレスにて素材温度 598-783 K に 30 分保持後，ピストン模擬形状に鍛造した．各インゴットの評価はその縦断面を誘導結合プラズマ発光分析 (Inductively-coupled plasma emission spectrometry：ICPES)，光学顕微鏡 (Optical microscope：OM) を使い，化学成分分析および鋳造組織観察をおこなった．鋳造および押出後の生成相は粉末 X 線回折 (X-ray diffraction：XRD)，エネルギー分散型 X 線分析 (Energy dispersive X-ray spectrometry：EDS) で同定し，組織は走査型電子顕微鏡 (Scanning electron microscope：SEM) 観察で確認した．

Table 1　Chemical composition of Mg-alloys used in this study (at. %)

	Zn	Y	Zr	Mg
$Mg_{96}Zn_2Y_2$	1.96	2.10	-	Bal.
$Mg_{95.8}Zn_2Y_2Zr_{0.2}$	1.93	1.85	0.27	Bal.

機械的性質は引張試験，引張圧縮疲労試験およびクリープ試験にて評価した．引張試験片は，平行部径 3 mm，標点間距離 15 mm の微小試験片形状を用いた．引張試験は，歪速度 5×10^{-4} /s，試験温度 298-573 K の条件でおこない，疲労試験は，応力比 R = -1，正弦波 20-40 Hz，繰り返し数最大 10^7 回および試験温度 473 K の条件で平行部径 3 mm，標点間距離 8 mm の微小試験片形状を用いておこなった．クリープ試験は平行部径 3.65 mm，標点間距離 28 mm の微小試験片形状を用い，573 K，50 MPa にておこなった．熱伝導度は JIS R 1611 によるレーザフラッシュ法，熱膨張係数は JIS R 1618 による熱機械分析法，ヤング率は JIS Z 2280 による超音波法，密度は JIS Z 8807 によるアルキメデス法で計測し，既存材料と比較した．

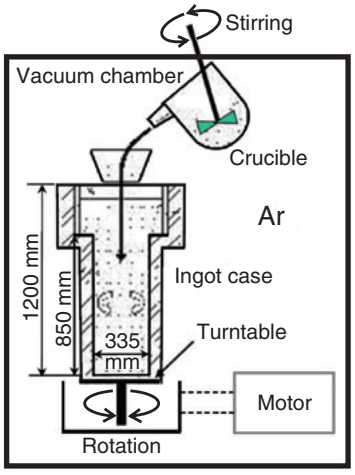


Fig. 1　Method of ingot casting in vacuum melting furnace using turntable

4．実験結果と考察

4.1. 攪拌鋳造インゴットの解析

4.1.1. 化学成分分布

鋳造後のインゴットの化学成分を分析した結果，回転攪拌のない従来法で鋳造したインゴットでは，インゴット底面からの高さ 270 mm以上の位置でZnとYが濃化し，2.00 at. % の目標値の許容限 2.25 at. % を超えていた．微細化目的で添加した Zr は高さ 140 mm 位置に濃化し，0.60 at. % を超えていた．Zn，Y は晶出相の構成元素であり，インゴットの最終凝固部に濃化したものと考えられる．Zr は高融点で固溶限が低く比重が 6.52 と高いため，未溶融分が重力偏析を起こしたものと考えられる．一方，攪拌鋳造したものは径方向の分布も含め，目標組成の 10% 以内の許容限内と良好であった．

4.1.2. 鋳造組織

$Mg_{96}Zn_2Y_2$ 合金および $Mg_{95.8}Zn_2Y_2Zr_{0.2}$ 合金インゴット中心軸上高さ方向の鋳造組織の変化を攪拌有無の違いを含め Fig. 2 に示す．攪拌のない従来法で鋳造した Fig. 2(a) の $Mg_{96}Zn_2Y_2$ 合金インゴットでは高さ 530 mm 位置以上の領域で結晶粒径は 2 mm 以上の粗大化がみられた．一方，攪拌鋳造した Fig. 2(b) の $Mg_{96}Zn_2Y_2$ 合金インゴットでは高さ方向どの領域でも結晶粒径は均一であることがわかる．これは攪拌のない従来法では鋳型底や側壁から上部または中心部に向かいゆっくりと凝固するため，最終凝固部が粗大化するが，攪拌鋳造では凝固の開始が凝固温度直上になるまで遅延するため，実際の凝固時間は短時間で終了し，粗大化と偏析を抑制することを示す．同様に，従来法で鋳造した Fig. 2(c) の $Mg_{95.8}Zn_2Y_2Zr_{0.2}$ 合金インゴットでは，鋳型底近傍の高さ 10 mm 位置では結晶粒の微細化がみられるが，上部にいくに従い粗大化している．一方，攪拌鋳造した Fig. 2(d) の $Mg_{95.8}Zn_2Y_2Zr_{0.2}$ 合金インゴットでは，どの高さ領域でも結晶粒径は約 0.1 mm に微細化され，かつ均質な鋳造組織が得られている．他の鋳造組織に比べ，著しく微細化されていることから，攪拌鋳造は核生成の促進への寄与も大きいと考えられる．

以上のことから，インゴットの大型化による課題であった結晶粒粗大化と化学組成の偏析に対し，当初の狙いどおり新たな攪拌鋳造手法を開発することで，Zr 添加効果を含め結晶粒微細化と組織の均質化に対応することができた．

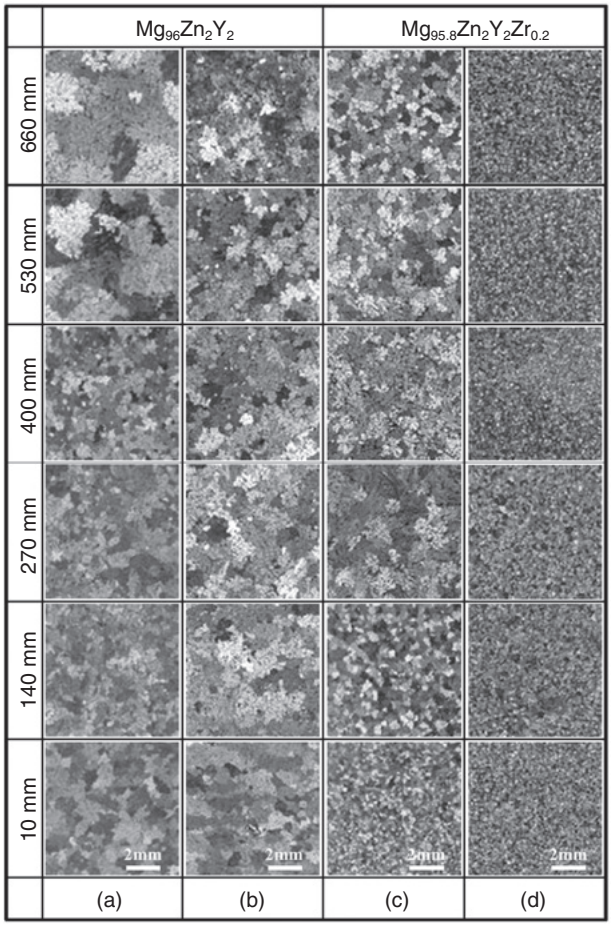


Fig. 2 Optical microscope images at various distances from base of ingot: (a) Conventional casting; (b) Stir-casting; (c) Conventional casting with Zr; and (d) Stir-casting with Zr

4.2. 押出材の解析

4.2.1. ミクロ組織

$Mg_{95.8}Zn_2Y_2Zr_{0.2}$ 合金インゴット押出前後の XRD 図形とミクロ組織写真を Fig. 3，Fig. 4 に示す．本合金は α-Mg，$Mg_{12}ZnY$（LPSO）相および $Mg_3Zn_3Y_2$ 相からなり，

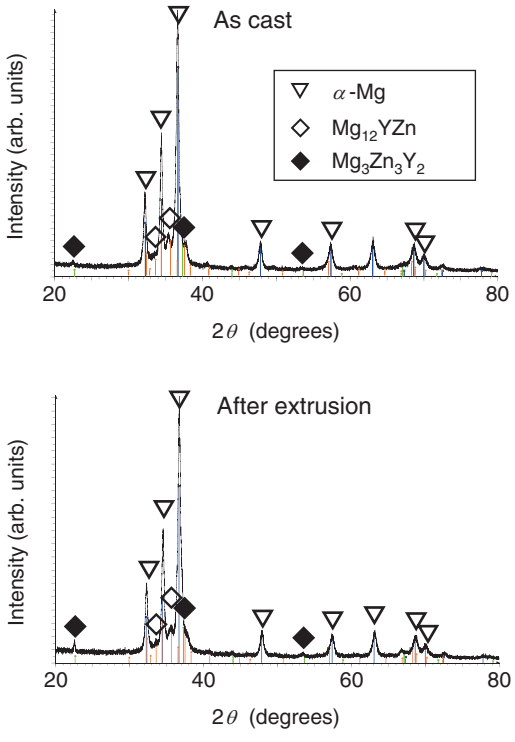


Fig. 3 XRD patterns of $Mg_{95.8}Zn_2Y_2Zr_{0.2}$ alloy before and after extrusion

押出前後で構成相は変わらない．しかしながら各相の形態は異なる．LPSO 相は押出前では Fig. 4(a) に示すように島状に分布しているが，押出後は Fig. 4(c) に示すように押出方向に伸長している．一方，$Mg_3Zn_3Y_2$ 相は押出前には Fig. 4(b) のように粗大な網目状組織を示すが，押出後は Fig. 4(d) のようにサブミクロンの微細な粒状組織に変化している．

4.2.2. 機械的性質

Fig. 5 に直径 9 mm の実験室データ (small test piece) を含め，$Mg_{96}Zn_2Y_2$ 合金，$Mg_{95.8}Zn_2Y_2Zr_{0.2}$ 合金における 0.2% 耐力 ($\sigma_{0.2}$) の常温から 573 K までの試験温度依存性を示す．比較材として商用耐熱マグネシウム合金 WE54-T6，RZ5-T5 およびアルミニウム合金 A4032-T6 の 0.2% 耐力を示す．本開発合金は商用耐熱マグネシウム合金の特性を超えているだけでなく，A4032-T6 の特性をも凌駕している．523 K では 208 MPa 以上と A4032-T6 の約 2 倍，573 K では 3 倍近い 0.2% 耐力を有していることは特筆すべきである．また，473 K 以上で大きく強度低下している A4032-T6 に対し，523 K まで Mg-Zn-Y 系合金では急激な強度低下が認められない．Mg-Zn-Y 系合金は結晶粒が微細なものほど高強度を示し，573 K でその強度は逆転している．ここで，その逆転現象を解明するため 298 K と 573 K の $Mg_{95.8}Zn_2Y_2Zr_{0.2}$ 合金における破面形態の違いを Fig. 6 に示す．Fig. 6(a) は細かいディンプルを持つ延性破面であるが，Fig. 6(b) は矢印で示すような結晶粒径と合致する大きなボイドを形成する粒界破壊形態を示す[7]．473 K まではディンプルを含む破面を確認していることから，523-573 K の間で破壊形態が変わり粒界破壊に耐性のある結晶粒径が大きいものが高強度化すると推測される．

次に 473 K における $Mg_{95.8}Zn_2Y_2Zr_{0.2}$ 合金の疲労強度特性を A4032-T6 と比較し，Fig. 7 に示す．図中の矢印は 10^7 回を超えても未破断の試料を示す．すなわち，A4032-T6 のような疲労限を明確に示さないアルミニウム合金と違

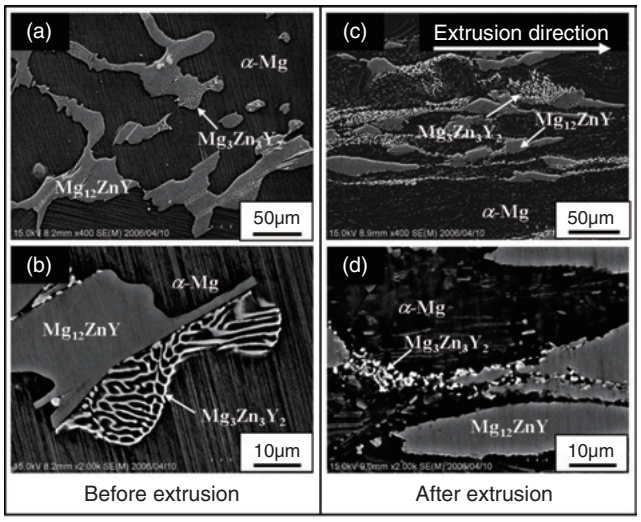


Fig. 4 Microstructures before ((a) and (b)) and after ((c) and (d)) extrusion; (a) and (c) shown at low magnification and (b) and (d) at high magnification

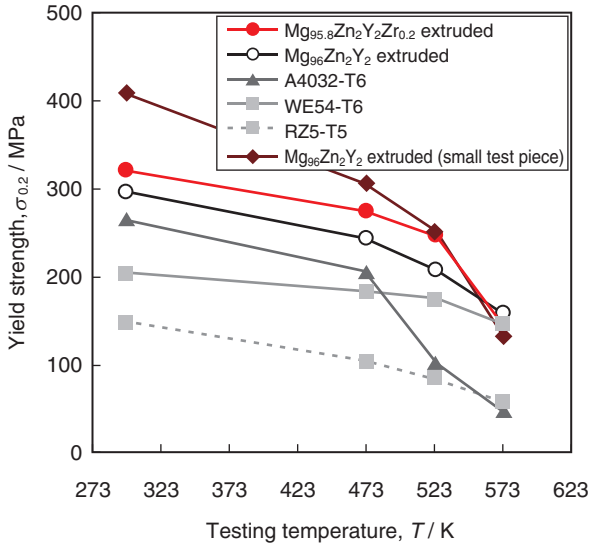


Fig. 5 Yield strength of Mg-Zn-Y alloys compared to A4032, WE54 and RZ5 alloys

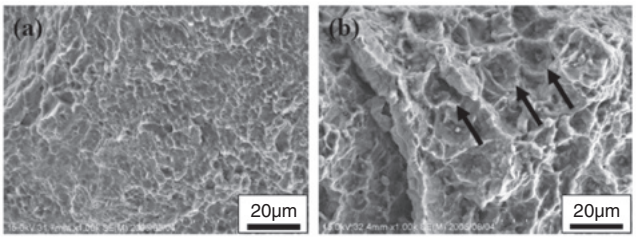


Fig. 6 Fractured surfaces of specimen $Mg_{95.8}Zn_2Y_2Zr_{0.2}$ alloys at (a) 298 K and (b) 573 K after extrusion

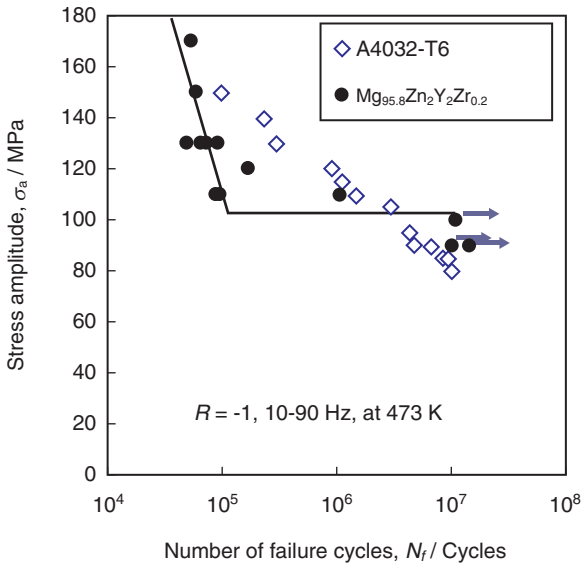


Fig. 7 S-N curves of A4032-T6 and stir-casting $Mg_{95.8}Zn_2Y_2Zr_{0.2}$ alloys after extrusion

い $Mg_{95.8}Zn_2Y_2Zr_{0.2}$ 合金は折れ線で示すような 100 MPa の疲労限を示す[8]．これは A4032-T6 の 10^7 回における 85 MPa を超えるとともに，近年設計で必要とされる 10^8 回ではより有意差が得られると推測される．

現在の高出力エンジンではオイルジェットなどの冷却機構でピストン頂部の温度低下を図っているが，その冷却にも限界があり，573 K レベルの耐熱性が必要な場合，ピストンの軽量化にあたっては疲労強度に加えクリープ強度の向上も必要となる[9]．そこで，Fig. 8 に 573 K，50 MPa 負荷での高温クリープ特性を示す．$Mg_{95.8}Zn_2Y_2Zr_{0.2}$ 合金は A4032-T6 に対し，優位性のあるクリープ強度を有する．これは粒界晶出相である LPSO 相等化合物相が粒界すべりを抑制し，積層欠陥により母相を強化することで，高温域でのクリープ特性が向上すると報告されている[10]．

このように，$Mg_{95.8}Zn_2Y_2Zr_{0.2}$ 合金は実用サイズの大型押出材においても A4032 に代表される高強度鍛造アルミニウム合金の高温特性を超えることが確認できた．

4.3. 鍛造材の解析

4.3.1. 鍛造温度と鍛造欠陥

Fig. 9 に $Mg_{95.8}Zn_2Y_2Zr_{0.2}$ 合金をピストン模擬形状に鍛造後切断，染色浸透探傷した写真 (Fig. 9(b) は 773 K でのクラック部) を，Table 2 に鍛造温度と鍛造欠陥の関係を示す．613 K 以下ではクラックと未充てん部が発生し，623-748 K で鍛造欠陥のない領域が存在する．さらに高温の 773 K ではクラックが再発する．低温域の欠陥は塑性流動不十分な温度域と考えられるが，高温域でのクラックは粒界に沿って生じていることから，加工発熱により粒界に晶出した低融点成分が再溶融し発生したものと推察される．

4.3.2. 引張特性

Fig. 9(a) にピストン模擬形状鍛造後の縦断面像と引張試験片採取位置 (ボス部)，Fig. 10 に (a) 298 K, (b) 523 K 各温度における引張特性 (σ_B: 引張強さ，$\sigma_{0.2}$: 0.2% 耐力および δ: 伸び) を示す．523 K の耐力は 209 MPa と Fig. 5 の A4032-T6 押出材の 2 倍近い高い値を示す．Fig. 5 の $Mg_{95.8}Zn_2Y_2Zr_{0.2}$ 合金押出材の耐力に対しては，鍛造により 20 % 近い低下が見られる．グラフの横軸に試料の鍛造前保持温度を示すが保持温度上昇とともにさらに低下する．この原因について，ミクロ組織観察により考察する．

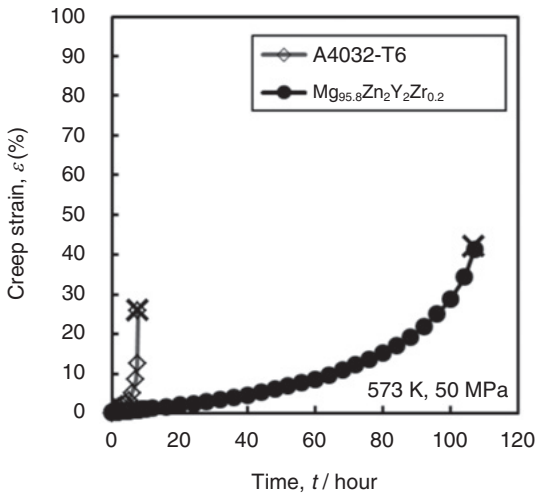


Fig. 8 Creep properties of A4032-T6 and stir-casting $Mg_{95.8}Zn_2Y_2Zr_{0.2}$ alloys after extrusion

Table 2 Relationship between forging temperature and forging defects

Forging temperature (K)	Forging defect	
	Crack	Unfilled
598	existence	existence
613	existence	existence
623	none	none
648	none	none
673	none	none
698	none	none
723	none	none
748	none	none
773	existence	none

4.3.3. ミクロ組織

Fig. 11 に鍛造前各保持温度における鍛造後のボス部のミクロ組織を示す．鍛造方向は上下方向で，同方向に組織は伸長している．(a) の 648 K では異方性を持った上下方向の組織形態のみ観察されるが，(b) の 698 K では矢印部

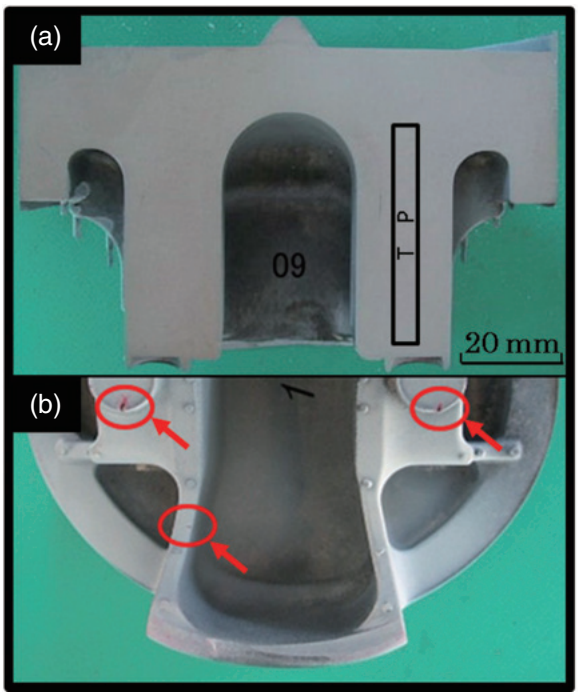


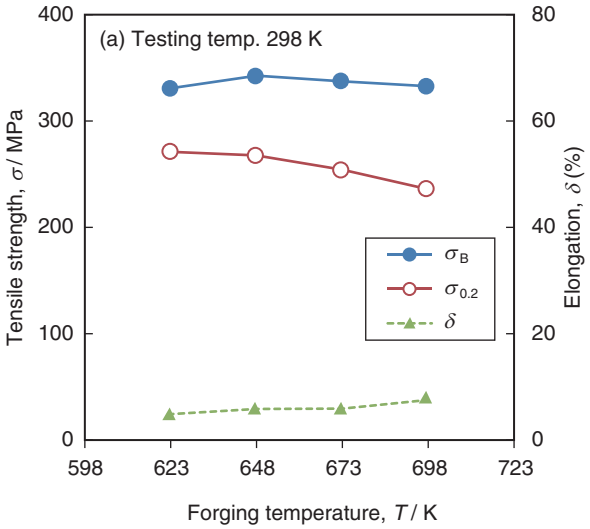
Fig. 9 Forged pistons after penetrant inspection: (a) Location for cutting of tensile specimen; (b) Cracked piston after forging at 773 K

で示されているような微細な再結晶を生成しはじめる．(c) の 748 K では母相のα-Mg内はすべて再結晶粒で満たされ，再結晶粒の粗大化が生じていることがわかる．次に，六方晶の本合金では底面すべりが他のすべり系に比べ低応力で生じるため，再結晶の生成により引張方向への底面配向が下がることで 0.2% 耐力の低下が起こると推測し，鍛造時の温度と配向度の関係を調べ Fig. 12 に示した．配向度は鍛造方向の垂直断面を XRD で解析し，六方晶の柱面のピーク強度を底面のピーク強度で割った値を 100 倍して算出した．鍛造前保持温度が上がるに従い底面配向度は低下し，Fig. 10(a) の 0.2% 耐力の低下傾向と合致する．

以上のように，鍛造欠陥と再結晶の生成がない 623 K の低い温度で鍛造することで，A4032 鍛造アルミニウム合金の約 2 倍となる 209 MPa (at 523 K) の耐力を達成できた．

4.3.4. 物性・その他

最初に高温材料として必要な $Mg_{95.8}Zn_2Y_2Zr_{0.2}$ 合金の熱



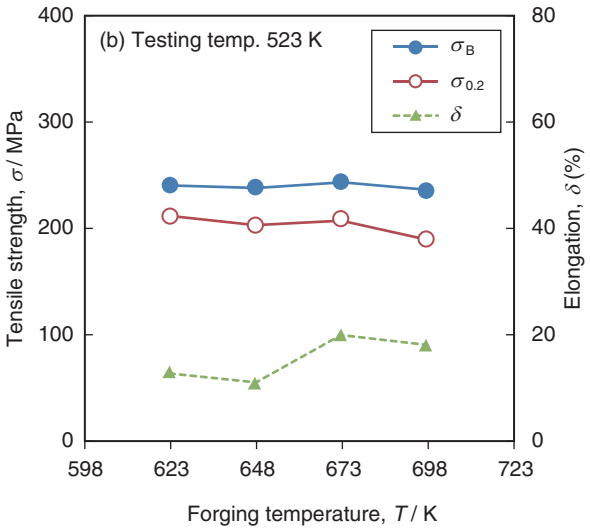


Fig. 10　Tensile properties after forging: (a) 298 K and (b) 523 K

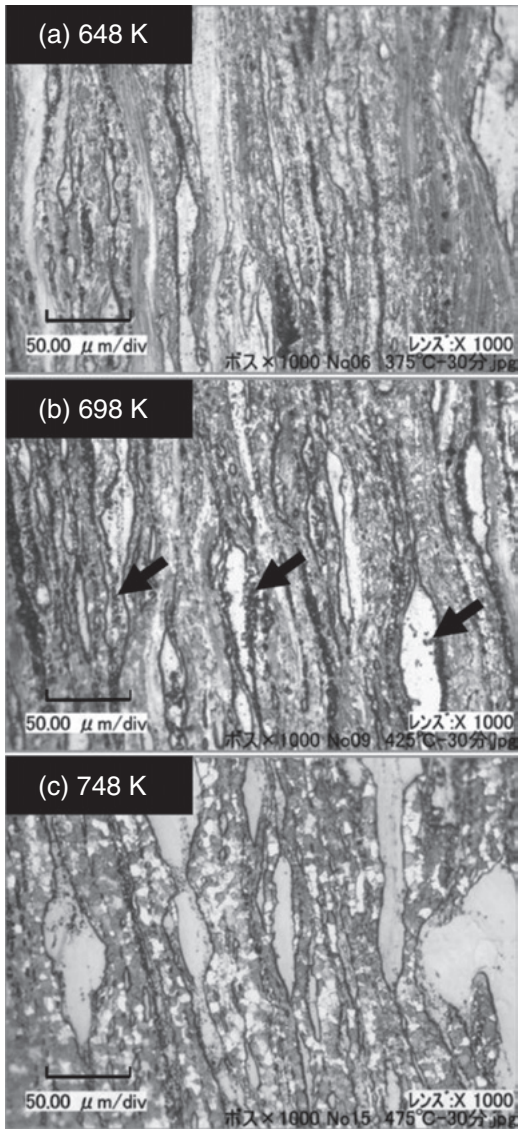


Fig. 11　Microstructure of forged $Mg_{95.8}Zn_2Y_2Zr_{0.2}$ alloys: (a) 648 K, (b) 698 K and (c) 748 K

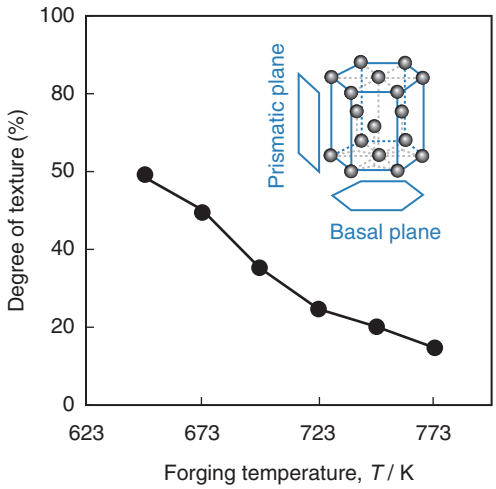


Fig. 12　Relationship of degree of texture and testing temperature after forging

Table 3 Characteristics of stir-casting $Mg_{95.8}Zn_2Y_2Zr_{0.2}$ alloy compared to commercial aluminum and magnesium alloys

Alloy	Thermal conductivity (W/(m·K))		Coefficient of thermal expansion at 298-573 K (1/K)	Young's modulus (GPa)	Density (kg/m^3)
	at 473 K	at 298 K			
$Mg_{95.8}Zn_2Y_2Zr_{0.2}$	89.8	72.4	25.4×10^{-6}	46.9	1920
A4032-T6	141	-	21.5×10^{-6}	73	2690
AC8A-T6 (JIS)	128	125	21.4×10^{-6}	78	2720
AZ91D	-	51	27.2×10^{-6}	45	1830
WE54-T6	-	52	24.6×10^{-6}	44	1850

間寸法安定性について調査した．Fig. 13 に 503 K，100h 後の寸法変動率を A4032-T6 と比較した．A4032-T6 の 33 から 34 × 10^{-3}% と比べ，5 から 13 × 10^{-3}% と非常に小さな変動率である．A4032-T6 のような析出硬化型の組織に対し，構成相の $Mg_{12}ZnY$（LPSO）相および $Mg_3Zn_3Y_2$ 相は過時効による体積膨張が見られない安定相といえる．

次に $Mg_{95.8}Zn_2Y_2Zr_{0.2}$ 合金の諸特性を Table 3 に示す．比較材として，商用アルミニウム合金（A4032，AC8A），商用マグネシウム合金（AZ91，WE54）の結果も示す．例えばピストン等の自動車部品の高温部材適用を考えた場合に冷却性能の面で課題となる熱伝導度は，商用マグネシウム合金と比較して大きく改善されており，比較的良好な特性が得られた．熱膨張係数およびヤング率は商用マグネシウム合金と同等レベルであり，商用アルミニウム合金より低い特性であるが，比重は商用マグネシウム合金同様に小さく，アルミニウム合金の 70% 程度であり自動車等のエンジン部品の軽量化が期待できる．

また，Mg-Zn-Y 系鍛造合金によるピストンの油中 523 K での単体疲労試験では，A4032 材ピストンに対し約 1.5 倍（10^7 回）の高強度化を確認できた．

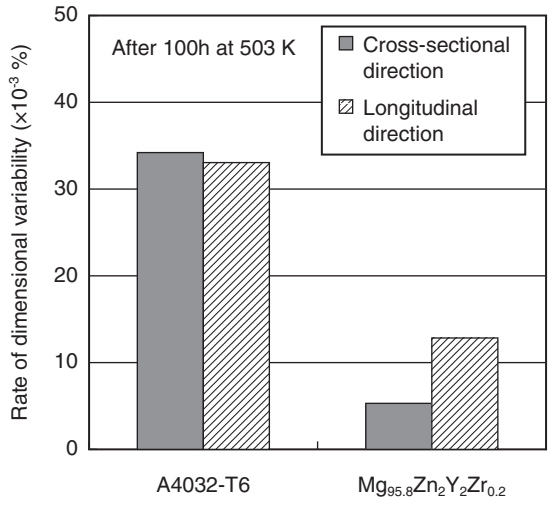


Fig. 13 High-temperature dimensional stability of A4032-T6 and stir-casting $Mg_{95.8}Zn_2Y_2Zr_{0.2}$ alloys after extrusion

5．まとめ

高強度な耐熱マグネシウム鍛造合金による構造部材の軽量化を狙い，凝固組織を制御した Mg-Zn-Y 系合金の組織と諸特性について調査した結果，以下のことが判明した．

（1）インゴットケースを回転させ，ケース内の溶湯を撹拌する新たな鋳造法を開発した．この撹拌鋳造法により，核生成の促進を図るとともに凝固温度直上になるまで鋳型壁からの凝固を抑制することで，通常起こる偏析や結晶粒粗大化を防止し，直径 335 mm，高さ 850 mm の押出用大径インゴットの微細均質化を可能とした．

（2）上記の微細均質なインゴットから塑性加工した Mg-Zn-Y 系押出合金は，常温から 573 K の広い温度領域で商用耐熱マグネシウム合金はもちろん，耐熱アルミニウム合金を超える引張，疲労，クリープ特性を示した．物性面に関しては，比重はアルミニウム合金の 70% と低比重であった．また，課題の一つである熱伝導度は商用マグネシウム合金を大きく上回り，商用アルミニウム合金に近づけることができた．

（3）鍛造欠陥と再結晶の生成が発生しない 623 K の低い温度で鍛造することで，523 K の高温状態においてピストンに使用される A4032 鍛造アルミニウム合金の約 2 倍となる 209 MPa の耐力と約 1.5 倍の疲労強度を達成できた．

以上のように耐熱部品の軽量化を考える際，本合金系はその良好な高温特性から，耐力や疲労強度の優位性を加味した専用設計とすることで，比重分の 30% を超える軽量化効果を持つ有望な鍛造合金として期待できる．

参考文献

（1）Yoshimoto, S., Yamasaki, M., Kawamura, Y.: Microstructure and Mechanical Properties of Extruded Mg-Zn-Y Alloys with 14H Long Period Ordered Structure, Mater. Trans., Vol.47, p.959-965, (2006)

（2）Zhu, Y. M., Morton, A. J., Nie, J. F.: The 18R and 14H long-period stacking ordered structures in Mg–Y–Zn alloys, Acta Mater., Vol.58, p.2936-2947, (2010)

（3）Shao, X. H., Yang, Z. Q., Ma, X. L.: Strengthening and toughening mechanisms in Mg–Zn–Y alloy with a long period stacking ordered structure, Acta Mater., Vol.58, p.4760-4771, (2010)

（4）Yamasaki, M., Hashimoto, K., Hagihara, K., Kawamura, Y.: Effect of multimodal microstructure evolution on mechanical properties of Mg–Zn–Y extruded alloy, Acta Mater., Vol.59, p.3646-3658, (2011)

(5) Mabuchi, M., Higashi, K.: Strengthening mechanisms of Mg-Si alloys, Acta Mater., Vol.44, p.4611-4618, (1996)
(6) 田村洋介, 河野紀雄, 茂木徹一, 佐藤英一郎:Mg-Zr 母合金によるマグネシウムの結晶粒微細化, 軽金属, 第 47 巻, p.679-684, (1997)
(7) Marya, M., Hector, L. G., Verma, R., Tong, W.: Microstructural effects of AZ31 magnesium alloy on its tensile deformation and failure behaviors, Mat. Sci. Eng., A418/1-2, p.341-356, (2006)
(8) 安藤新二, 戸田和昭, 津志田雅之, 北原弘基, 頓田英機, 河村能人:長周期構造型 Mg-Zn-Y 系合金の疲労破壊特性, 日本金属学会誌, 第 71 巻, p.699-703, (2007)
(9) 藤井秀紀, 岡知生, 米山正樹, 出口寿明, 村上浩隆:断熱黒鉛鋳造法による針状金属間化合物サイズ制御手法を用いた軽量鍛造ピストン用材料の開発, Honda R&D Technical Review, Vol.20, No.2, p.120-127
(10) Shibata, A., Suzuki, M., Maruyama, K.: Effects of Eutectic Compounds Formed along Grain Boundaries in Thixomolded Alloy $Mg_{96}Zn_2Y_2$ on Creep Deformation, Mater. Trans., Vol.50, p.1426-1432, (2009)

■著　者■



家 永 裕 一

シリンダブロックのメインベアリング部のフレッティング疲労による破損に対する予測および検証手法の開発

Prediction of Fracture of Cylinder Block Main Bearing by Fretting Fatigue and Development of Verification Method

石原祥道* Yoshimichi ISHIHARA
濱川丈* Takeru HAMAKAWA
佐藤謙次* Kenji SATOH
山﨑毅幸* Takeyuki YAMASAKI
史超* Chao SHI
橋本尚* Hisashi HASHIMOTO
羽根田裕彰* Hiroaki HANEDA
高橋伸一* Shinichi TAKAHASHI

要　旨

シリンダブロック開発におけるメインベアリングのフレッティング疲労破損事象に対する，予測手法と検証手法の開発をした．

フレッティング疲労強度は，フレッティングを伴わない場合の材料疲労強度と異なるため，フレッティング発生時の疲労限度線を材料試験片を用いて取得し，実機エンジンでの発生応力に対する評価基準を明確にした．また単体試験機での振幅応力と相対すべり量測定手法を確立させ，実機試験の前段階でフレッティング疲労破損の予測を可能とした．実機での相対すべり量評価においては，単体試験機を用いてひずみ値を相対すべり量に変換する手法を考案することで，実機エンジンでの検証評価手法を確立させた．

ABSTRACT

A method of prediction of the occurrence of fretting fatigue fracture of the main bearing in the cylinder block development process and a method of verification of the results of predictions have been developed.

Because fretting fatigue strength differs from material fatigue strength when fretting does not occur, a fatigue limit diagram when fretting occurs was obtained using material test pieces, and criteria for the evaluation of stress generated in an actual engine were determined. A method of measurement of stress amplitude and relative slip using a unit test apparatus was developed, making it possible to predict fretting fatigue fracture before the stage of tests using actual engines. The development of a method of conversion of strain values determined using the unit test apparatus into figures for relative slip made it possible to formulate a method of evaluation of relative slip in an actual engine.

1．まえがき

世界的に環境意識が高まる中，自動車業界の近年の状況において，燃費向上のためにエンジン部品の軽量化要求が強まってきている．エンジン部品のシリンダブロックの軽量化手法として，クランクシャフトを支持するメインベアリング部のベアリングキャップの独立構造化が挙げられる[(1)]．しかしながら独立ベアリングキャップの構造は，ラダー構造と比較すると締結剛性が低く，ベアリングキャップの合わせ面に微小なすべりが生じフレッティング疲労による破損が発生することがある[(2)]．

フレッティング疲労破損とは，表面酸化膜の破壊と凝着事象から滞留した摩耗粉を介し，疲労亀裂の発生，進展が起こる事象として知られている[(3)]．シリンダブロックの強度評価において実機エンジンを用いたメインベアリング合わせ面の応力測定をおこなうが，フレッティングによる疲労破損が伴う場合の振幅応力はフレッティングを伴わない材料疲労強度に対し低い値を示すことがある．このため破損の予測が容易ではなく実機エンジンでの耐久試験による確認が必要となっており，シリンダブロックの開発において多くの時間を費やしている．

フレッティング疲労破損の発生メカニズムから Fault

＊四輪 R&D センター

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2016_28_1_23

Tree Analysis(FTA)で事象を分解すると，主要因として発生応力と相対すべりの２大要因が抽出された[3]．

本開発では，この２大要因に対する材料疲労強度の確認をおこないフレッティング発生時の疲労限度線を取得し，実機エンジンでの検証手法を確立させる．また，単体試験機を用いた試験手法を考案し実機エンジンでの試験前段階での予測手法の確立をおこなう．

2．開発のねらい

本開発は，シリンダブロック単体試験機を用いたフレッティング疲労破損に対する予測手法を確立させることをねらいとした．また，実機エンジンを用いたフレッティング疲労破損に対する検証手法についても確立させる．

これらを達成することにより，シリンダブロック開発におけるフレッティング破損による開発工数の削減を図る．

3．材料試験

3.1. 試験のねらいと試験方法

フレッティング疲労試験は，日本機械学会基準(JSME)[3]フレッティング疲労試験方法に従って実施した．本試験は，試験片にすべりと荷重を同時に付加し材料疲労強度との相関を確認することで，振幅応力と相対すべり量の２大要因に対する判定基準を明確にすることをねらいとした．

試験方法を Fig. 1 に示す．試験片(ADC12)に接触片(FC250)を押し付けることで，フレッティング状態を再現させた．接触部の面圧はボルト締結により付与し，リング状の保持冶具のひずみ値から計算した．また，試験片と接触片の相対すべり量は，それぞれに高温用クリップゲージを保持するステーを取り付け，直接計測する手法とした．日本機械学会基準フレッティング疲労試験ではクリップゲージでの相対すべり量測定事例が無く，本試験にて考案した手法である．試験片は真空ダイカストにて鋳造した素材を加工して作成した．接触片はシリンダブロックの軸受より切出し，加工して作成した．試験片形状，接触片形状を Fig. 2 に示す．相対すべり量を変化させるため，接触片の幅をそれぞれ 10，15，30 mm(Fig. 2 図中の L)としたものを準備した．試験条件を Table 1 に示す．疲労試験は

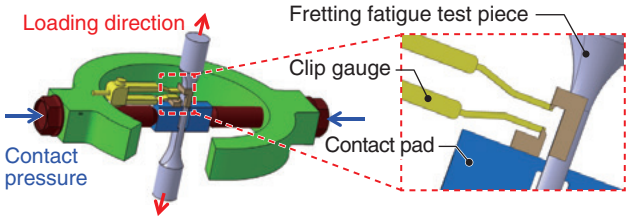


Fig. 1　Fretting fatigue test method

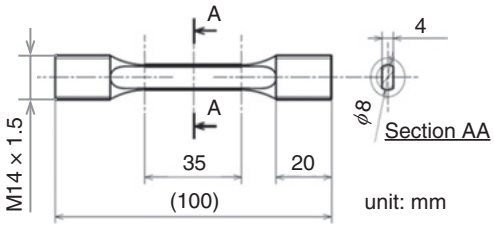
Table 1　Test conditions

Test machine	SERVO PULSER
Test temperature, atmosphere	150°C, air
Test speed	15 Hz
Contact pressure	50, 100, 150 MPa
Number of cycles	Max 10^7

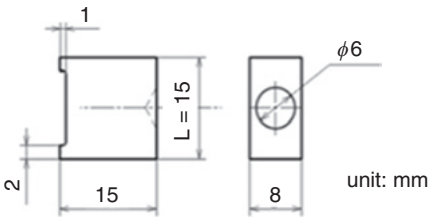
150℃の恒温槽内にて，試験速度 15 Hz の引圧疲労で実施し，最大繰り返し数は 10^7 回とした．各条件にて得られた振幅応力と疲労寿命の関係(S-N 曲線)から，相対すべり量に対する疲労寿命を算出した．試験は破断した時点で終了とし，その繰り返し回数を評価した．

3.2. 試験結果

Fig. 3 に相対すべり量に対する 10^7 回での疲労強度の測定結果を示す．相対すべり量と疲労強度には相関関係があり，相対すべり量 15 μm で疲労強度が約 25% 低下する．



(a) Fretting fatigue test piece



(b) Contact pad

Fig. 2　Fretting fatigue test pieces

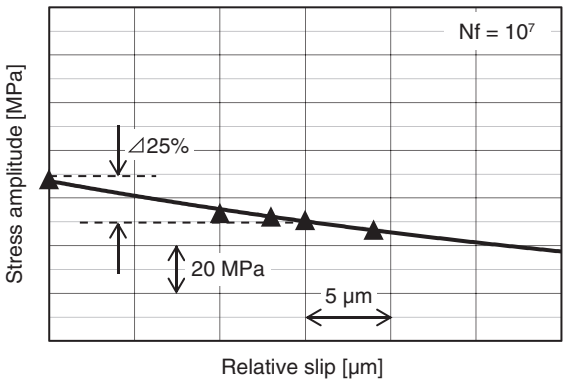


Fig. 3　Relationship between stress and relative slip measurement

本試験により，フレッティング発生時の応力評価判定値が明確となり，フレッティング疲労限度線を定義することができた．

4．シリンダブロック単体試験

4.1. 試験のねらいと試験方法

実機のシリンダブロックの一部を切り出し，シリンダブロック単体試験機を製作した (Fig. 4)．

本試験機を用い，シリンダブロック単体のメインベアリングを加振することでフレッティング現象を発生させ，振幅応力および相対すべり量を測定する．測定結果を材料試験片での単体試験にて取得したフレッティング疲労限度線にプロットすることで，実機エンジン全部を用いずにフレッティング疲労破損の予測をすることをねらいとした．

試験装置は，2 軸直交系でクランクシャフトを加振するシステムとした．各軸の加振器の振幅，位相を独立制御することで，任意の荷重条件を設定可能とした．

シリンダブロックは，直列 4 気筒 (L4) エンジンのメインベアリング入力荷重が最も高く，フレッティング疲労が発生する中央ベアリング部のみに荷重をかけられるよう切出しをおこなった．

振幅応力および相対すべり量測定は，シリンダブロックとメインベアリングの両側面に対向するように等間隔にひずみゲージを貼りつけ実施した．また，ひずみの測定方向はシリンダブロックとメインベアリングの合わせ面に対し平行な方向とし可能な限り合わせ面近傍位置にひずみゲージを貼り付けた (Fig. 5)．

ひずみ測定の結果から振幅応力と相対すべり量を算出した．相対すべり量の算出方法はシリンダブロックのひずみとメインベアリングのひずみの差分を求め，各測定ポイントにおけるひずみ差を積算した値を相対すべり量 S_{Strain} とした．その算出手法を Fig. 6 に示し，計算式を式 (1) に示す．

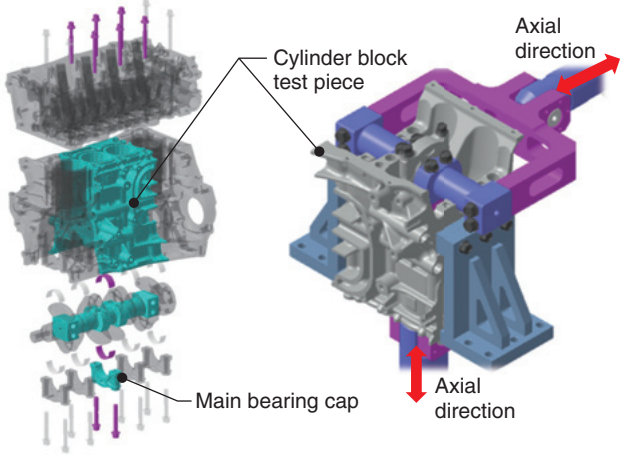


Fig. 4　Test equipment

$$S_{strain} = \sum (\varepsilon Ai - \varepsilon Bi) \times L \qquad (1)$$

測定した振幅応力と相対すべり量をフレッティング疲労試験にて求めた疲労限度線にて評価するためには，ひずみゲージにて測定した相対すべり量と，フレッティング疲労試験にて用いたクリップゲージで測定した相対すべり量との相関付けをする必要がある．そのためシリンダブロックおよびメインベアリングにクリップゲージを取付け，ひずみゲージとの同時測定をおこなった (Fig. 7)．クリップゲージとひずみゲージの相対すべり量相関付けをおこなうことで，単体およびクリップゲージをレイアウトすることができない実機エンジンでの相対すべり量の測定をひずみゲージでおこなうことが可能となる．

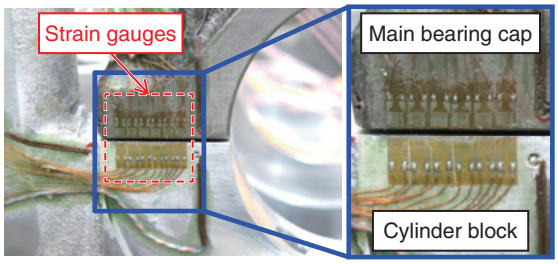


Fig. 5　Cylinder block and main bearing with strain gauges

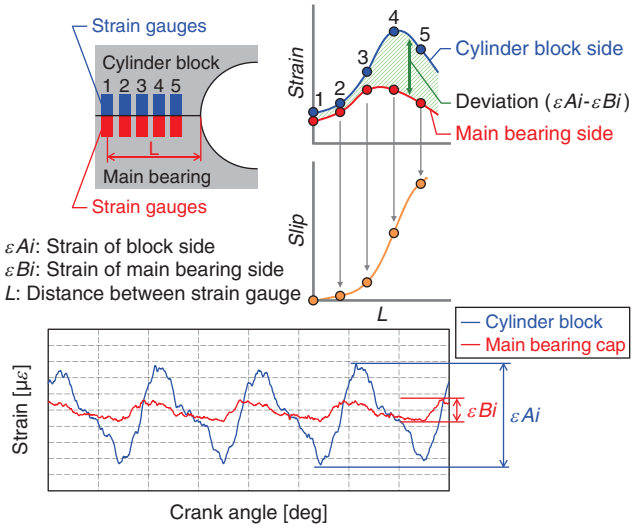


Fig. 6　Method of calculation of slip

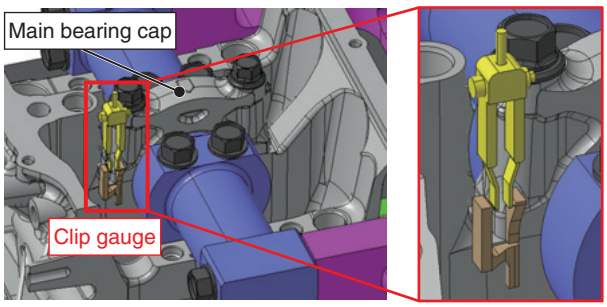


Fig. 7　Test equipment with clip gauge

Table 2　Test conditions

Force amplitude	15 kN
Frequency	100 Hz
Phase difference	90 deg
Bolt axial force	Base: 11% reduction
Stiffness	Base: Width 5% reduction

ひずみゲージにて算出した相対すべり量 S_{Strain} とクリップゲージでの相対すべり量 S_{clip} の相関係数 K を求めた．その相関関係を Fig. 8 に示す．

最終的にクリップゲージを用いた相対すべり量の計算式は式（2）となる．

$$S_{clip} = \sum (\varepsilon Ai - \varepsilon Bi) \times L \times K \qquad (2)$$

4.2. 試験条件および結果

テスト条件を Table 2 に示す．入力荷重は，試験機の水平軸方向と垂直軸方向の 2 軸から 90 deg 位相違いで荷重を付加した．2 軸荷重の合成荷重を発生させることで L4 エンジンでの荷重形態に近似したものを再現させた (Fig. 9)．最大荷重は 15 kN とし，実機エンジンの最大荷重相当とした．

試験はクランクシャフト入力荷重および周波数を固定し，フレッティング応力に感度があるメインベアリングの締結ボルト軸力とメインベアリングの剛性（合わせ面幅）値を変更し実施した．

また，シリンダブロックとメインベアリング合わせ面の表面形状がフレッティング疲労破損に寄与することが品質工学に基づく試験から明確になっている[4),(5)]ため，試験品の試験前表面性状の測定をおこなった．測定は触針式粗さ測定機を使用し，横方向の計測機に縦方向の送り装置を組み込むことにより，測定点群情報をサーフェス化することとした．断面形状測定走査を 140 回おこなうことにより，面高低差（面形状）の数値化をした．メインベアリングの表面形状測定結果を Fig. 10 に示す．試験は表面高低差 10 μm をねらい作成したシリンダブロックにて実施した．数値化した表面形状のデータはシミュレーションに取り込むことで，フレッティング疲労破損のシミュレーションでの予測精度向上につなげている．

振幅応力と相対すべり量の測定結果を Fig. 11 に示す．ベース仕様の試験結果は，振幅応力および相対すべり量は材料試験片での単体試験にて取得したフレッティング疲労限度線以下の値となり，連続加振による耐久試験においても破損の発生はなかった．メインベアリングのボルト軸力および剛性を低下させた仕様での結果は，振幅応力および相対すべり量はフレッティング疲労限度線以上の値となり，連続加振による耐久試験にて破損が発生した．軸受部

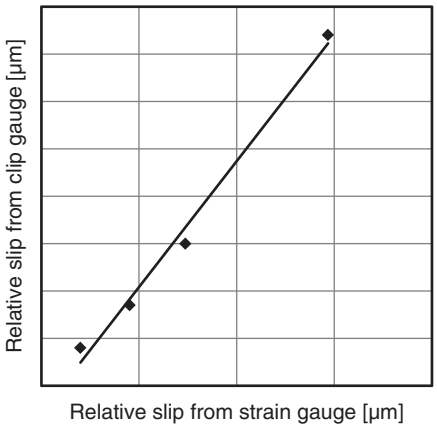


Fig. 8　Relationship between strain gauge and clip gauge

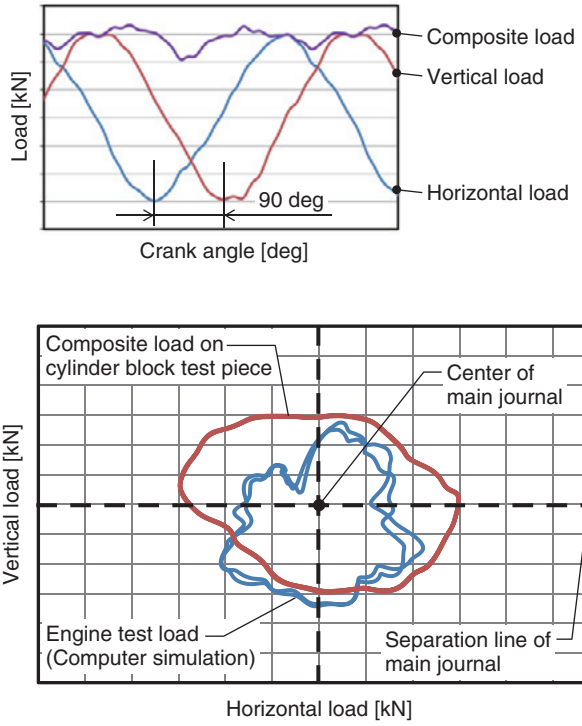


Fig. 9　Cylinder block test piece test loads

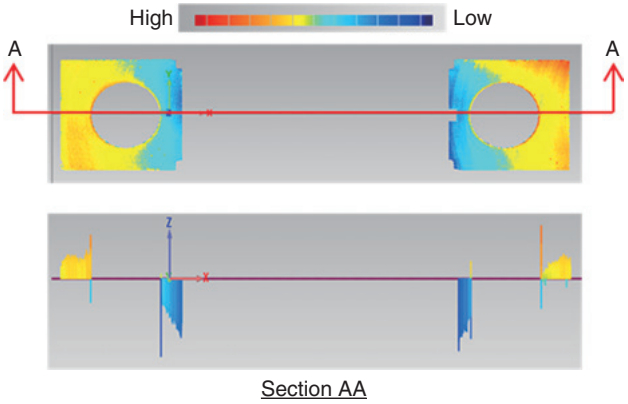


Fig. 10　Surface property from measurements

の合わせ面が黒色に変色していることや，破損の起点が合わせ面にあることから，フレッティングによる摩耗が起因となり破損が発生したと考えられる[3]．フレッティング破損による破面の観察結果を Fig. 12 に示す．

本試験手法により得られた振幅応力および相対すべり量とフレッティング疲労限度線との関係と，フレッティング疲労破損事象の有無に相関があることが確認できた．実機エンジンを模擬した本試験機により，実機エンジンを用いずにフレッティング疲労破損に対する予測が可能となったと考える．

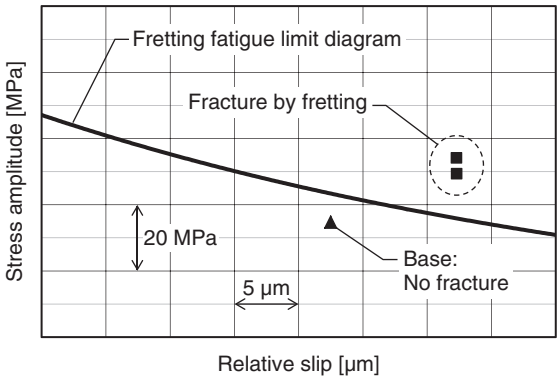


Fig. 11 Results of stress and relative slip measurements

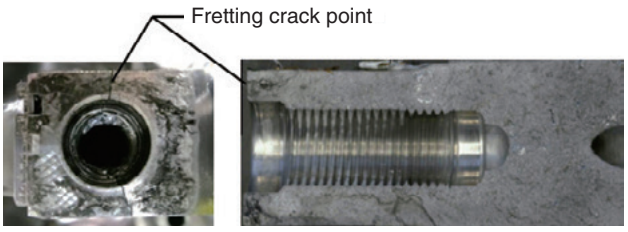


Fig. 12 Results of material inspection after cylinder block test

5．実機検証手法の確立

5.1. 検証試験条件

実機エンジンにおいてもシリンダブロック単体試験と同様の結果を示すか検証するため，単体試験と同じ測定方法で振幅応力と相対すべり量の測定，および実機エンジンで耐久試験をおこなった．実機エンジンについてはクリップゲージの取付けができないため，ひずみゲージのみによる測定を実施した．

試験条件としては，振幅応力に感度があるメインベアリングの締結ボルト軸力とクランクシャフトの入力荷重値を変更した2パターン実施した[5]．

Table 3 にエンジン試験条件を示す．

Table 3 Test conditions

	Test 1	Test 2
Engine type	1.5 L Engine	Same as left
Oil temp	80°C	Same as left
Water temp	80°C	Same as left
Engine speed	6800 r/min	Same as left
Endurance test time	100 hr	26 hr
Bolt axial force	Base	11% reduction
Force amplitude on crankshaft	Base	56% increase

5.2. 検証試験結果

振幅応力と相対すべり量の測定結果を Fig. 13 に示す．テスト1での結果は，振幅応力および相対すべり量はフレッティング疲労限度線以下の値となり，6800 r/min での耐久試験 100 hr においても破損の発生はなかった．テスト2での結果は，振幅応力および相対すべり量はフレッティング疲労限度線以上の値となり，6800 r/min での耐久試験 26 hr にて破損が発生した．振幅応力および相対すべり量測定結果からも 1×10^6 回から 10^7 回の繰り返し数で破損し推定通りの結果となった．耐久試験後の軸受部の合わせ面状態や破損起点がシリンダブロック単体試験と同様の結果となり，フレッティング疲労破損が発生したと考えられる．破面の観察結果を Fig. 14 に示す．

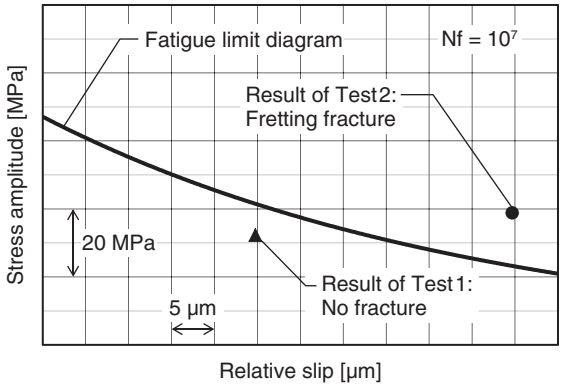


Fig. 13 Results of stress and relative slip measurements

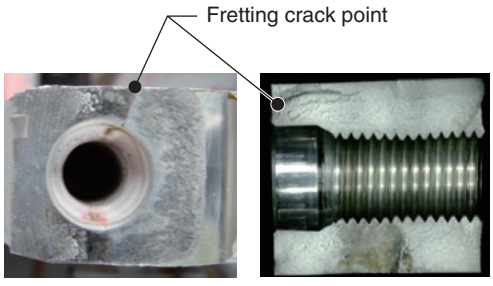


Fig. 14 Results of material inspection after actual engine test

本試験手法により得られた結果は，シリンダブロック単体試験同様の傾向を示しており，実機エンジンでのひずみゲージによるフレッティング疲労破損に対する評価手法を確立することができた．

6．まとめ

本開発を通じて以下の知見が得られ，シリンダブロック開発におけるフレッティング疲労破損に対し耐久試験前の予測と検証手法を確立することができた．これによりフレッティング疲労破損による実機耐久試験の回数を減らし，開発工数削減が可能となった．

（1）材料試験片での単体試験にてフレッティング発生時の相対すべり量 15 μm で疲労強度が約 25% 低下することがわかり，フレッティング疲労限度線を定義することができた．

（2）実機シリンダブロック切出し品を用いた単体試験にてフレッティング疲労破損に対する評価が可能となり，実機耐久試験前の予測が可能となった．

（3）実機エンジンにてひずみゲージによるフレッティング疲労破損に対する評価を確立し，簡易的かつ短時間にて検証することが可能となった．

参考文献

（1）鈴木雅樹，早川修一，石原祥道，進藤俊洋：小型車用新 L4 ガソリンエンジンの開発，自動車技術会学術講演会前刷集，NO. 91-14, p. 9-12, (2014)

（2）Cha, S., Chang, H., Lee, K., Cho, S., Hwang, D.: A Development of the Fretting Fatigue Analysis Techniques for Engine Aluminum Block, SAE Int. J. Mater. Manuf. 4(1), p. 7, (2011)

（3）日本機械学会：日本機械学会基準 S015 フレッティング疲労試験方法（改訂版），90p., (2009)

（4）田口玄一：ロバスト設計のための機能性評価－効率的開発の方法，日本規格協会，351p., (2000)

（5）濱川丈，佐藤謙次，山﨑毅幸，史超，橋本尚，羽根田裕彰，高橋伸一，石原祥道：軸受のフレッティング疲労破損予測技術の開発，自動車技術会学術講演会講演予稿集，No. 46-15A, p. 1107-1112, (2015)

■著　者■


石 原 祥 道


濱 川　丈


佐 藤 謙 次


山 﨑 毅 幸


史　　超


橋 本　尚


羽根田裕彰


高 橋 伸 一

Honda R&D Technical Review 編集委員会

編集長　漆山　雄太　四輪 R&Dセンター
石橋　正明　二輪 R&Dセンター
笠井　聡人　汎用 R&Dセンター
金古　　章　四輪 R&Dセンター
馬場　雅之　二輪 R&Dセンター
齋藤　俊博　四輪 R&Dセンター
塩崎　智夫　二輪 R&Dセンター
白木　晶子　四輪 R&Dセンター
須藤　　晶　四輪 R&Dセンター
田中　公俊　基礎技術研究センター
田中　久人　航空機エンジンR&Dセンター
上田　順一　汎用 R&Dセンター
徳根　敏生　四輪 R&Dセンター
友永　久人　四輪 R&Dセンター
中村　孝広　基礎技術研究センター
野口　　実　四輪 R&Dセンター
橋本公太郎　四輪 R&Dセンター

編集協力　二輪 R&Dセンター論文委員会
汎用 R&Dセンター論文委員会
四輪 R&Dセンター論文委員会
基礎技術研究センター論文委員会
航空機エンジンR&Dセンター論文委員会

編集後記

ここ数年に渡り，燃料電池自動車をはじめ，各種電動車両，ガソリン車の大幅なシステム効率の向上が報告され，自動化や知能化という領域においても技術の大幅な進化が認められている．モビリティーの研究開発は技術的な変革期を迎えているといえる．

このような技術革新の潮流においても個々の技術を確立するための基本的なアプローチは従来と変わっていない．すなわち，理論やシミュレーションに基づき予測し，仮説検証のための実験を行い，結果を解析し予測との照合を行い，フィードバックするというサイクルを地道に繰り返しスパイラルアップしていく方法論は不変である．そして，実際は期待される結果はそうそう得られるものではない．

本号の執筆者各位も，ご多分に漏れず掲載技術の研究開発にあたっては文面には表れてこない失敗の繰り返しであったに違いない．掲載された論文や技術紹介は，そのエッセンスでしかなく，最新の予測･実験･解析技術を駆使し，粘り強く地道な改善を加え，莫大な苦労の末，学術的･技術的に価値の高い内容に行きついた経緯をくみ取って，レビューいただければ幸いである．

結局，革新的な商品を生み出していくためには，創意工夫を粘り強く繰り返し，構築した本号に報告されているような個々の技術を地道に積み上げていくことが重要であると感じた．

（徳根）

Honda R&D Technical Review

©2016 株式会社 本田技術研究所（禁無断転載）

2016年3月1日　Vol.28 No.1

発行所　株式会社 本田技術研究所

発行人　福　尾　幸　一

編集人　Honda R&D Technical Review 編集委員会

事務局　〒321-3393 栃木県芳賀郡芳賀町下高根沢4630番地
株式会社 本田技術研究所 四輪R&Dセンター
技術広報室 第2ブロック 論文事務局
TEL 028-677-3311（代表） FAX 028-677-7775
Tr_randd@n.t.rd.honda.co.jp

印刷所　〒351-0024 埼玉県朝霞市泉水2-8-21
協永堂印刷株式会社

Honda R&D Co., Ltd.

