ISSN 0915-3918

Honda R&D

# Technical Review Vol.37

2025



## 表紙の言葉

効率性と持続可能性を象徴する第2世代燃料電池システムを、エネルギーの流れをイメージした滑らかなループ形状で表現しました。ループを構成する繊細な曲線の重なりは、スタックを構成するセルの美しい重なりからインスピレーションを得ました。また、軽やかさと力強さを併せ持つ柔らかなグラデーションの色合いで、先進技術の調和と未来への希望を感じてもらえるよう意識しました。

この絵を通して「第2世代燃料電池システムとスタックおよび関連技術」が持つ、美しい未来の可能性を少しでも伝えられたら嬉しいです。



デザインセンター
舩本 真希

# Technical Review
Vol.37

# 2025
# Honda R&D

# 目　次

## 寄稿

◇ 信頼性設計の導入に向けて ..... 酒井信介 ..... 1

## 燃料電池特集

◇ 新型燃料電池システムの開発 ..... 尾崎浩靖・山崎　薫・小川隆行
間庭秀人・三浦種昭・Todd W. HUSTON ..... 12

◇ 高耐久・低コスト新構造燃料電池スタックの開発 ..... 石川暢一・岩井田　学・内藤秀晴
稲井　滋・吉田弘道・室本信義 ..... 19

◇ 高耐久・低コスト燃料電池 UEA の開発 ..... 加藤高士・中原　章・大倉拓也
山本昌邦・寺田　聡・野田明宏・金岡長之 ..... 26

◇ 高耐久・低コスト燃料電池バイポーラプレートの開発 ..... 布川和男・新海　洋・小山　賢
石田堅太郎・後藤修平 ..... 32

◇ 分割端子基板の開発による MEA 短絡検査の高速化 ..... 川西弘晃・山岸弘幸・難波健介 ..... 39

◇ 燃料電池システム水素換気構造の開発 ..... 竹越聖也 ..... 46

◇ 燃料電池システムにおける一次元加湿器モデルの構築 ..... 間庭秀人・日高洋平
木村浩一・小岩信基 ..... 53

◇ アコースティックエミッション技術の燃料電池自動車用高圧容器損傷解析への適用
鈴木貴紀・桑山貴司・川辺正道
原田一郎・金﨑俊彦 ..... 63

## 紹介／解説

◇ 三相 200 V 交流出力機能を搭載した外部給電器 Power Exporter e: 6000 の開発
矢萩優名・神津知之・尾髙拓弥
矢ケ崎健太・福井崇裕・伊原光祐 ..... 69

## 論文

◇ ピッチ挙動に着目した旋回感向上 ..... 大久保直人 ..... 76

◇ 900℃ 対応排気系ガスケット用 γ' 析出強化型 Co フリー耐熱帯鋼 ..... 山本博己・斎藤　勇
熊谷祥希・鷲見芳紀 ..... 82

◇ 定電流アノード分極試験によるアルマイト耐食性評価 ..... 宮下英明・冨田航平
山口優貴・桑原孝浩 ..... 90

◇ VRP によるテストスケジュールの自動作成 ..... 蟻坂篤史・宮﨑武司・福井一輝 ..... 96

# CONTENTS

## Contribution

◇ Working Toward Introducing Reliability Design . . . . . Shinsuke Sakai . . . . . 1

## Special Edition for Fuel Cell

◇ Development of New Fuel Cell System. . . . . Hiroyasu OZAKI・Kaoru YAMAZAKI・Takayuki OGAWA
. . . . . Shuto MANIWA・Taneaki MIURA・Todd W. HUSTON . . . . . 12

◇ High-durability and Cost-effective Fuel Cell Stack with New Structure
. . . . . Choichi ISHIKAWA・Manabu IWAIDA・Hideharu NAITO
Shigeru INAI・Hiromichi YOSHIDA・Nobuyoshi MUROMOTO . . . . . 19

◇ Development of High-durability and Low-cost UEA for Fuel Cell Stack
. . . . . Takashi KATO・Akira NAKAHARA・Takuya OHKURA
Masakuni YAMAMOTO・Satoru TERADA・Akihiro NODA・Nagayuki KANAOKA . . . . . 26

◇ Development of High-durability and Low-cost Fuel Cell Bipolar Plate
. . . . . Kazuo NUNOKAWA・Hiroshi SHINKAI・Satoshi OYAMA
Kentaro ISHIDA・Shuhei GOTO . . . . . 32

◇ High-speed Inspection Technology for Fuel Cell MEAs Using Split-terminal Resistance Measurement System
. . . . . Hiroaki KAWANISHI・Hiroyuki YAMAGISHI・Kensuke NANBA . . . . . 39

◇ Development of Hydrogen Ventilation Structure for Fuel Cell Systems . . . . . Sena TAKEKOSHI . . . . . 46

◇ Construction of One-dimensional Humidifier Model in Fuel Cell System
. . . . . Shuto MANIWA・Yohei HIDAKA
Koichi KIMURA・Nobuki KOIWA . . . . . 53

◇ Application of Acoustic Emission Technology to Damage Analysis of High-Pressure Container
for Fuel Cell Vehicles . . . . . Takanori SUZUKI・Takashi KUWAYAMA・Masamichi KAWABE
Ichiro HARADA・Toshihiko KANEZAKI . . . . . 63

## Introduction / Case Study

◇ Development of Power Exporter e: 6000, External Power Output Device,
with Three-phase 200 V AC Output Function . . . . . Yuuna YAHAGI・Tomoyuki KOZU・Takuya ODAKA
Kenta YAGASAKI・Takahiro FUKUI・Kosuke IHARA . . . . . 69

## Technical Paper

◇ Enhancement of Feeling in Turn Focusing on Pitching Behavior . . . . . Naoto OHKUBO . . . . . 76

◇ γ' Precipitation-hardened Cobalt-free Heat-resistant Steel Strip for Exhaust Gaskets Work at 900℃
. . . . . Hiroki YAMAMOTO・Isamu SAITO
Yoshiki KUMAGAI・Yoshinori SUMI . . . . . 82

◇ Evaluation of Anodized Aluminum Corrosion Resistance by Constant Current Anodic Polarization Test
. . . . . Hideaki MIYASHITA・Kohei TOMITA
Yuki YAMAGUCHI・Takahiro KUWABARA . . . . . 90

◇ Automated Test Scheduling Using Vehicle Routing Problem Methodology
. . . . . Atsushi ARISAKA・Takeshi MIYAZAKI・Kazuki FUKUI . . . . . 96

# 信頼性設計の導入に向けて

Working Toward Introducing Reliability Design

酒 井 信 介*
Shinsuke Sakai

## 1．緒言

筆者のこれまでの主たる活動は、圧力容器、配管と関連する分野が多く、自動車分野との接点はそれほど多くはなかった。この度、自動車の車載型水素タンクにかかわるNEDOプロジェクト(1)に参画し、活動内容にふれることとなった。これまであまり体験することの少なかった分野の活動に接した結果として課題や問題点を感ずることがあった。我が国のこの分野の発展を考えるとき、信頼性設計の取り扱いは避けて通れないと感ずるので、本稿に概要をとりまとめることとした。

表題に掲げる「信頼性設計」こそが、キーワードである。これまでは、水素タンクの設計を信頼性設計の観点からとらえることは、多くはなかったものと推測するが、ドイツのBAMに所属するG.W.Mair氏は、まさに水素タンクなどの圧力タンクについて「信頼性設計」の考え方を導入することの重要性を訴えている(2)。

これまで、機械分野では、規格上の安全は、安全率によって担保されることが多かった。機械工学分野では、基幹となる学問分野である「材料力学」の講義において、安全率を学ぶ機会がある。筆者が学んだ当時の材料力学の教科書(3)に書かれていた安全率の定義は、許容応力＝材料強度/安全率、というもので、当時は、安全率は経験的に定めるものと教わった。このような考え方に基づく安全率のことを経験的安全率あるいは、決定論的安全率と呼ぶ。今日の機械分野での規格上に掲載されている安全率は、全てが経験的に定められたものというわけではないであろうが、基本的な考え方は、当時とそれほど大きく変わっているわけではないと感じられる。安全率を用いた設計は、極めて単純であり、設計者にとっても、規制する側にとっても便利な方法であると言える。

機械構造物の損傷による被害がさして大きくない場合には、このような単純な決定論的安全率を用いて、安全管理をすることは合理的であると考えられる。一方で、近年、機械製品の性能の向上が求められるようになるにつれて、このような決定論的安全率のみで安全管理をすることには、限界がある。例えば、性能の向上を求めると、一方で万が一の事故の際の被害が甚大になる場合がある。この場合には、合理的設計のためには、リスクベース設計、あるいは信頼性設計という考え方が重要になってくる。

本稿では、信頼性工学に馴染みのない読者にも理解できるよう入門的な内容から、関連規格の動向、適用事例、現状の課題などについて概説する。なお、安全率に対応する英語はSafety Factorであるので、正しくは安全係数と呼ぶべきものであるが、安全率の用語も広く浸透していることから、本稿では両者を区別することなく使用することとする。

## 2．許容値方式の課題

筆者が学生時代に、材料力学の講義で学んだ許容応力の定義は次のように与えられていた(3)。

$$\text{許容応力} = \frac{\text{基準強さ}}{\text{安全率}} \qquad (1)$$

力学的評価で、応力評価を行い、最大応力が許容応力を超過しないことを確認することにより、安全確認を行う。それでは、安全率をどのように決定するかというと、過去の経験に基づく、と書かれている。このような、安全設計の考え方は極めて単純であり、また規制する側の安全確認も容易であることは利点であると言える。単純な機械構造物であれば、設計のために多くの労力を割くことは、実際的ではなく、この程度の設計法式を採用することの合理性は存在すると考えられる。

ところが、経験的に決定する安全率は、根拠が明確でない分、さまざまな欠点が露呈することもある。いくつかの代表例を挙げてみる。

1. どの損傷モードに対して設計しているのか明確でないので、どの程度安全裕度があるのかを明示できない。
2. 安全裕度の合理化を目指しても、根拠と連動した説明が困難である。
3. 設計者がよりよい設計をしようとしても、安全率の根拠が不明確であるとインセンティブがわかない。
4. 安全率によって、安全性の説明をする方式では、安全率を過大にとりがちになる。ひとたび、安全率を決定してしまうと、それを下げることは容易なことではない。

*横浜国立大学　客員教授，博士（工学）

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2025_37_1

表１　Sec.VIII 安全率低減の歴史的経緯

| Year | Details |
|---|---|
| 1915 | Code for power boiler, 1st ed. |
| 1925 | Sec. VIII, 1925 ed. Tensile strength safety factor set to 5. |
| 1942/43 | Safety factor reduced from 5 to 4 based on national request to secure strategic supplies (materials). |
| 1998 | Increase in requests to reduce the safety factor from 4 to 3.5, based on enhanced material performance and enhancement of standard specifics over past 50 years. |

特に、燃料電池車に水素タンクを車載するような場合には、高度の安全性が要求されるので、このような問題がより顕著になることが考えられる。今日でも、材料力学での安全率は、ほぼ同様の内容で教育が行われているものと思われる。また、我が国の安全規格の基本は、経験的安全率が主流になっているものと思われる。多くの機械構造物は、このような許容値方式に基づく方式でよいとしても、今後、機械製品の極限の性能を引き出せるようにするためには、合理的な安全裕度の適正化を避けて通ることはできない。この場合には、経験的安全率ではなく信頼性設計の導入が極めて重要になってくる。

筆者が、これまでかかわりの深かった圧力容器･配管の分野での、安全率の数値の歴史的経緯を見ると、安全率の一側面が理解できる。我が国の圧力容器の設計規格は、米国機械学会（ASME）の規格、Boiler and Pressure Vessel Code が参照されている。特に圧力容器の設計規格は Section VIII の中で規定されているが、1998 年ごろ、材料の引張強度の安全率を 4 から 3.5 に低減するという劇的変更が行われた。その根拠をまとめた文献[4]を見ると、安全率の特性の一断面を垣間見ることができる。表１に、文献に基づき安全率低減の歴史的経緯をまとめてみた。

1915 年当時、米国ではボイラが広く普及していて活用されていた。今日では、大きなボイラ事故の情報を耳にすることはほとんどないが、当時の米国では毎日のように死傷者を伴う事故が発生していた。当時、設計規格による標準化が整備されておらず、事態の改善のために、設計規格の標準化の必要性が認識された。これが、契機となって、ASME 規格の初版が発行された。1925 年には、ボイラを含む圧力容器の規格である Sec. VIII が発行されたが、当時の圧力容器の引張強度の安全率は５に設定されたようである。この数値は、明確な根拠に基づくものではなく、経験や周辺の意見に基づいて設定したものと推測される。ボイラ規格の標準化により、ボイラ事故数は減少し、その後も規格の改訂が進められたことによって、設計時の課題に起因する大きなボイラ事故はほぼ回避できるようになった。しかし、安全率の数値については、変更されることなく使い続けられた。最初に、この数値の低減が行われたのは、1942/43 年当時の第二次世界大戦の最中であった。これは、工学上の理由からではなく、戦略物資の調達という国家の要請に基づくものであった。この結果、安全率が５から４へと低減されたが、これに伴い、圧力容器の板厚を薄くできるので、その分戦略物資として活用できるようになった。つまり、工学とは全く無関係の、国家要請に伴う圧力によって低減されたのであり、安全率の数値がいかにあいまいなものであるかを物語っている。しかし、安全率を４に低減したからといって、それに伴うボイラ事故が増加することもなく、その後 50 年近く変更されることなかった。しかし、材料の性能も向上し、技術管理のレベルが向上して規格に反映されれば、設計規格と関係する事故が発生することもなくなるので、産業界からさらなる安全率低減の要望が出されるようになったのであろう。1998 年に WRC から発行された技術レポート[4]を根拠にして、安全率が 4 から 3.5 に低減されたのである。このレポートには、技術管理のレベルの向上をつぶさに検証するとともに、材料性能の向上についても検証されているが、安全率の数値を 3.5 とした根拠については、明確には示されていないように見える。このように経験に基づいて安全率を適正化することは、一般には機械製品でも適用されていることであり、機械分野では広く浸透している概念であるといえる。

経験的安全率に基づく許容値方式については、それ自体に問題があるわけではない。適用する課題に対応して、適切に利用することが重要なのであって、その利用法が適切でなければ、問題点として露呈することとなる。実際、これまで経験的安全率に基づく設計規格で製作された機械製品の多くはさしたる問題は無かったものと考えられる。通常の利用の範囲の設計に対してまで、労力をかけて厳格な設計をすることは明らかに非効率であり、この場合には許容値方式の適用は適切であるといえる。しかし、機械製品の性能を引き出すために極限の条件で運用したいとか、事故時の重大性に鑑みて、大きな信頼性を確保する必要がある場合に、経験的安全率で対応する場合には困難が伴う。機械製品の性能を発揮するための限界状態を明確にし、使用条件と限界状態の距離、つまり安全裕度を管理対象とした上で、設計することが望まれる。これがまさに信頼性設計の概念である。許容値方式と、信頼性設計を適用対象に応じて適切に使い分けることが重要である。

## 3．信頼性設計とは

### 3.1. 信頼性設計の概念

車載型の水素タンクの確率論的取り扱いの動向を知る上で、参照した G.W.Mair 氏の書籍[2]の冒頭にロシアの劇作家チェホフ (1860-1904) の言葉が引用されている。

> There is no certainty(safety),
> only different degrees of uncertainty(danger).
> Anton Pawlowitsch Tscechow (1860-1904)

これは、書籍の本質を象徴する言葉であるとともに、信頼性設計の本質を端的に表現している。私流に意訳すると「(許容値方式でいうところの) 安全などというものは存在せず、存在するのは危険の程度の相違のみである」とでもなるであろうか。この危険の程度を評価する手法が信頼性工学であり、その結果に応じて設計する方式が信頼性設計である。

チェホフの言葉をより、工学的な概念図で示したものが図１である。上半分に示すのが、従来の機械工学分野で広く用いられてきた許容値方式、もしくは決定論的方式である。この方法では、経験的安全率に基づいて許容値を設定し、応力が許容値を少しでも上回れば、危険、少しでも下回れば安全と判断する。つまり、判断は二者択一である。一方、信頼性設計で用いられる確率論的方式の概念図を下半分に示す。安全と危険の間には、広いグレーゾーンが存在する。従って、二者択一の判断ではない。このグレーゾーンこそが、チェホフの言葉の「危険の程度の相違」で表現される領域である。この領域にあるときには、安全とも危険とも判断せず、評価に基づいて意思決定が行われる。もし、危険な領域に接近していれば、少しでも安全領域にシフトするように努力する必要があるものの、その努力を行った上での使用が認められる。従って、許容値方式との比較で明らかなとおり、評価を行うという前提のもとに、利用可能範囲が広がることになる。評価の代表例が信頼性評価、リスク評価である。信頼性評価に基づく設計のとき、信頼性設計 (Reliability based design)、リスク評価に基づく設計のときリスクベース設計 (Risk based design) と呼ばれる。

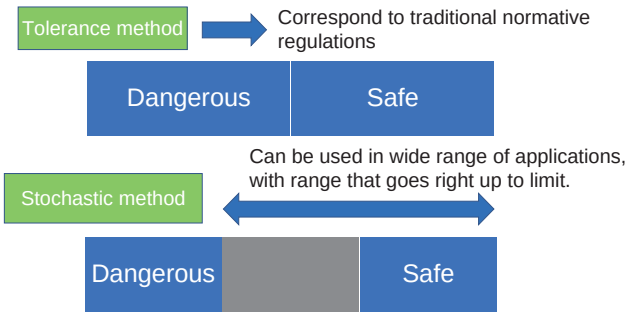



図１　確率論的設計法式と許容応力方式の違い

図１に対応する、リスクベース工学での意思決定の概念図を図２に示す。中央に示す逆三角形の、水平方向の長さが評価されるリスクの大きさを示す。つまり、最上端は、リスクがもっとも大きいことを示し、逆に最下端はリスクゼロであることを示す。リスク方式と許容値方式の対比が明瞭になるよう、三角形の左側にリスク方式、右側に許容値方式の取り扱いを示す。リスク方式の場合、意思決定の判断は、黒線で分割された三領域に分けて考える。一番上の領域は、リスク値が過大で、受入れ不可能な領域であり、逆に一番下の領域は、リスク値は十分に小さく、広く受入れ可能な領域である。その中間にある領域では、我慢できる領域であり、受入れ可能であるが、この領域にある限りは、リスクを下げる努力をする必要がある。三領域の分割するリスクの値は、評価対象とする機器や使用環境に応じて適宜設定される。このような考え方を As Low As Reasonably Practicable (ALARP) と呼ばれ、英国安全衛生庁 (HSE-Health and safety excecutive) が提唱した考え方である。この考え方は、リスクベース工学の意思決定法として広く使われる概念である。この中間の領域は、図１下段のグレーンゾーンと対応しており、ALARP 領域と呼ばれることもある。大半の機器はリスクを保有しているという認識のもと、ALARP 領域に含まれる機器は、常にリスクを下げる努力をすることが求められる。ISO Guide 73 の定義では、ALARP 領域より下の領域が安全な領域と判断される。一方、右側の許容値方式の場合、ある特定の許容値を境にして、安全か危険かの判断が二者択一で行われる。この場合、リスク方式と比較して、安全として取り扱われる領域は狭くなるが、これと付随してさまざまな問題が発生する。まず、「安全」と判断されると、自然の心理としてその結果に対して、さらに安全側にシフトさせようとする意識は希薄になるであろう。場合によっては、全くその努力をしないかもしれない。一方、リスク方式では、ALARP 領域に入っている限りは、リスクを下げる努力が求められる。次に、許容値方式では、「危険」と判断された

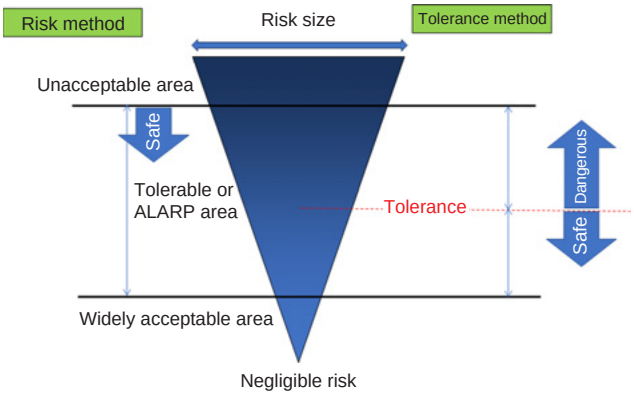



図２　リスクベース工学の意思決定の考え方

場合には、どのような努力をしても、一切受け入れられることはない。リスク方式では、ALARP 領域に入っているのであれば、リスクを下げることによって受け入れられるのである。つまり、設計者の努力が報われるのである。ただし、リスク方式の場合には許容値方式と比較して、意思決定にあたってリスク評価が求められ、多大な手間と労力を必要とすることは間違いない。

信頼性設計の概念を示すために、設計変数が強度 ($R$) と荷重 ($S$) しか存在しない、単純な RS モデルを用いて説明する。$R$ と $S$ がばらつきを持つとすると、$RS$ 平面上で、確率密度関数の等高線は、図３のように同心楕円状となるであろう。確率密度関数の頂点の位置は、二つの確率変数の平均値に対応する。信頼性設計で重要なことは、安全を白か黒かの二者択一で判断するのではなく、どの程度安全に余裕があるかを定量的に示すことである。そのためには、図３の上に、破損領域を明示し、$RS$ の分布状況との相対関係を調べる必要がある。このため、限界状態関数 $g(R, S)$ を定義する。この関数が負となる領域が、破損、正となる領域が非破損であることを示す。0 となる境界線のことを限界状態曲面と呼ぶ。つまり、式（2）で定義される。

$$g(R, S) = R - S \qquad (2)$$

図中のウスズミで示す部分が破損領域で、破損の境界線である限界状態曲面と $R$ と $S$ の平均値の位置がどの程度離れているかということを調べれば、破損の起きやすさが分かる。限界状態関数と、各設計変数の統計的性質から、安全裕度を定量的に導き出す手法として、先進一次近似二次モーメント法（Advanced First Order Second Moment Method, AFOSM）がある。

このように限界状態関数に基づいて、信頼性評価を行う手法のことを限界状態関数法と呼ぶが、この手法の意義について簡単に示しておきたい。図３のように、設計変数が強度 ($R$) と荷重 ($S$) しか存在しない場合には、扱いは単純であるが、より高度の設計を目指すとき、これだけでは十分に対応できない。まず第一の課題として、対象とする設計変数が、強度と荷重以外に、さまざまなものが含まれる可能性があることである。例えば、寸法、表面粗さ、減肉速度、内圧、重量、応力、変位などである。この場合、多変数に対する、一般的な信頼性評価手法が必要となる。第二の課題として、限界状態の定義は、評価者の関心に応じて、様々なものが存在し得るということである。図３の場合は、破損の物理的限界を限界状態と定義しているが、これ以外にも、評価者によっては規格制限値に対する裕度に関心があるかもしれない。また、複数の破損モードが存在する場合には、各破損モードごとに限界状態を設定する必要がでてくる。限界状態関数法は、これらの課題に対して、柔軟に対応できる手法となっている。限界状態関数法では、限界状態関数 $g()$ を次のように定義する。

$$\begin{aligned} Z_i = g_i(X_1, X_2, \cdots, X_n) > 0 &\Rightarrow \text{破損モード } i \text{ が生起しない} \\ \leq 0 &\Rightarrow \text{破損モード } i \text{ が生起する} \end{aligned} \qquad (3)$$

設計変数 $X_1, X_2, \cdots, X_n$ の数に制限はなく、また破損モード $i$ は、設計者の関心に対応して定義すればよい。以下に限界状態関数の設定例を示す。

$$\begin{aligned} &\text{最大応力に関心があるとき}: g = \sigma_{limit} - \sigma_{max} \\ &\text{最大変位に関心があるとき}: g = \delta_{limit} - \delta_{max} \\ &\text{規格限界圧力に関心があるとき}: g = p_{code} - p_{working} \end{aligned} \qquad (4)$$

このように、限界状態関数法は、汎用性のある効率的な信頼性評価手法であるが、その取り扱い手法は複雑で、一般の設計者には難解であることが課題である。例えば、図３のように設計変数が二変数であれば、二次元空間上に描画でき、直観的に理解し易いが、これが三変数になると図４のように、三次元空間となり、限界状態曲面も関数形が複雑であれば、複雑に湾曲した曲面となるので、直観的にも理解しにくくなる。さらに設計変数が増えれば、多次元空間上での扱いとなって、さらに複雑となってしまう。

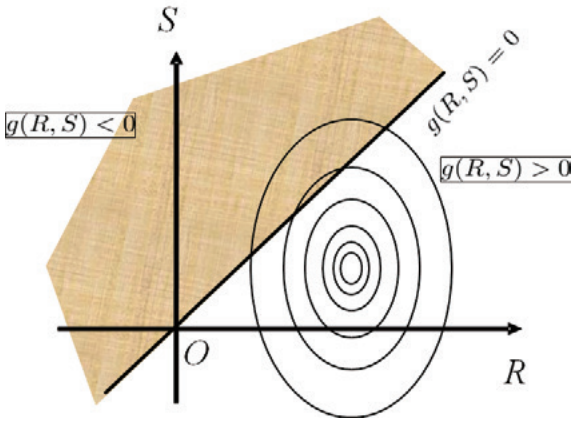



図３　信頼性設計概念説明図

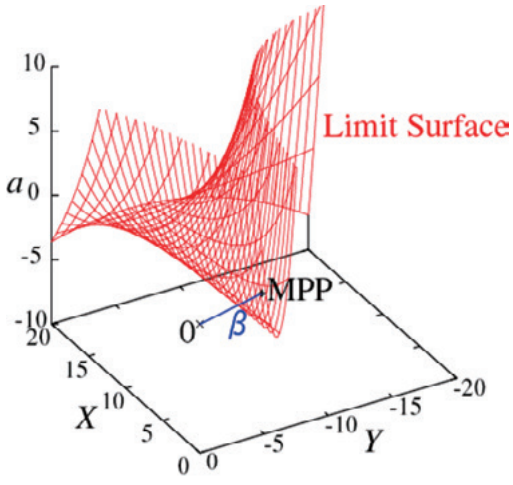



図４　確率変数が３の場合の限界状態曲面

表２　複雑な部分安全係数表の例

| Probability offailure | $a_0 < X_1 < a_1,\ b_0 < X_2 \le b_1$ | | | | $c_0 < X_4 < c_1,\ d_0 < X_7 \le d_1$ | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | $\alpha_1$ | $\alpha_2$ | … | $\alpha_n$ | $\alpha_1$ | $\alpha_2$ | … | $\alpha_n$ |
| $P_f = 10^{-2}$ ($\beta = 2.0$) | 1.1 | 2.5 | … | 3.8 | 1.3 | 1.1 | … | 1 |
| $P_f = 10^{-3}$ ($\beta = 3.09$) | 1.4 | 2.3 | … | 3.4 | 1.5 | 1.2 | … | 1 |
| $P_f = 10^{-6}$ ($\beta = 4.75$) | 1.6 | 2.1 | … | 3.2 | 1.9 | 1.3 | … | 1 |

しかし、このような信頼性評価の厳密な取り扱いは、研究者レベルでは必要かもしれないが、設計者や規格利用者では必ずしも、その技術を習得しておくことが求められるものでもない。例えば、信頼性設計を規格に落とし込むための方法として部分安全係数法（Partial Safety Factor Method）があるが、この方法は、信頼性理論に基づいて予め用意しておいた部分安全係数表を用いて、電卓程度の簡易評価で信頼性設計を実現する方法である。この詳細は次章で述べる。従って、産業界で信頼性設計を実践するためには、信頼性理論について全て習熟しておくことが求められるものではないが、その基礎理論を学習することを希望するケースもあると思うので、参考図書を文献に挙げておく[5][6][7]。

### 3.2. 部分安全係数法とは

最先端の信頼性工学は、式（3）に示す限界状態関数を定義した上で、厳密な評価が行われるが、設計者が、設計の度に、プログラミングしてこの評価を行うためには、専門知識を要するとともに、多くの労力と時間が必要になる。これを解決するために、規格上に部分安全係数表を掲示し、電卓程度の簡単な評価で、簡易の信頼性設計を実現することが行われる。その概念的な取り扱いを以下に述べる。

$X_1, X_2, \cdots, X_n$ が確率変数であると、式（3）で評価される変数 $Z$ もまた確率変数となる。いま、$Z$ の確率密度関数が図５のように示されるとすると、$Z = 0$ が限界状態であり、$Z < 0$ の領域が破損領域なので、図中ウスズミ部の面積が破損確率 $P_f$ となる。$P_f$ を用いて、各種定量評価を行ってもよいが、一般には、$10^{-6}$ などの極端に小さな数値である。そこで、信頼性指標 $\beta$ がよく用いられる。図５で $Z$ の平均値 $\mu_Z$ と、限界状態 $Z = 0$ がどの程度離れているか、ということが安全裕度の指標となる。この距離を $Z$ の標準偏差 $\sigma_Z$ で除して、基準化した値を信頼性指標と呼ぶ。信頼性指標の記号としては $\beta$ が用いられることが多い。設計変数の確率変数が正規分布のとき、$Z$ の分布も正規分布に近くなることが多く、$P_f$ と $\beta$ の間には次の近似関係が成立し、一対一の対応関係にある。

$$P_f = \Phi(-\beta) \qquad (5)$$

ここで、$\Phi()$ は標準正規累積分布関数である。例えば、建築分野では、目標とする信頼性（目標信頼性）として、$\beta = 2, 3$ などの数値を設定し、それに対応する部分安全係数表が規格上に提供される。例えば、目標信頼性 $\beta_0$ について、$X_1, X_2, \cdots, X_n$ に対する部分安全係数 $\alpha_1, \alpha_2, \cdots, \alpha_n$ が予め、信頼性の専門家によって準備されているとすると、設計者が設定した設計値 $x_1, x_2, \cdots, x_n$ が目標信頼性 $\beta$ を満足するか否かのチェックは次のように行う。

$$g(\alpha_1 x_1, \alpha_2 x_2, \cdots, \alpha_n x_n) > 0 \Rightarrow \text{目標信頼性}\ \beta\ \text{を満足}$$
$$g(\alpha_1 x_1, \alpha_2 x_2, \cdots, \alpha_n x_n) \le 0 \Rightarrow \text{目標信頼性}\ \beta\ \text{を満足しない} \qquad (6)$$

この程度の評価であれば、信頼性工学に精通していない設計者であっても、電卓程度の処置で対応可能である。

ただし、部分安全係数表を利用する際には注意点がある。厳密な信頼性評価と比較して、概算による近似で信頼性設計を行う場合には、平易で便利な方法であるが、その実用上での使いやすさにも配慮が必要である。いま、$n$ 個の設計変数があるときに、表２のような部分安全係数表が与えられた場合を想像してみよう。

最左欄に示す、目標信頼性に応じて、対応する対応する部分安全係数 $\alpha_1 \sim \alpha_n$ の数値を拾ってくることになる。ところが、限界状態関数が非線形で複雑な関数の場合、部分安全係数値も適用する領域に応じて、敏感に変化する場合がある。部分安全係数法の前提条件として、ほぼ部分安全係数

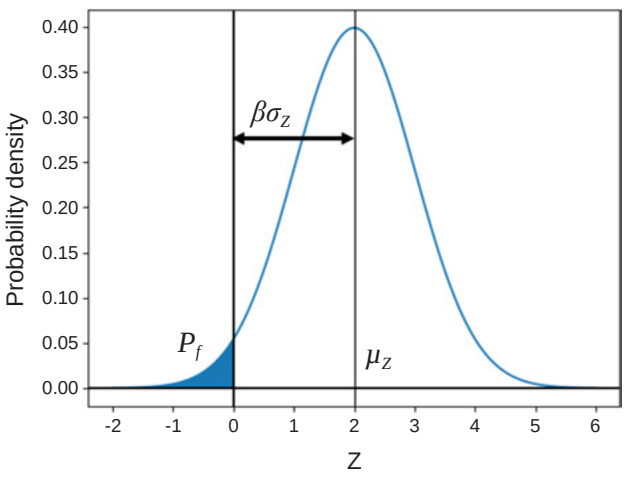



図５　信頼性指標の概念

表３　部分安全係数表開発のための役割分担

| Person in charge | Role | Description |
|---|---|---|
| Researcher | Develops physical models for target concerns and derives limit state function. | Advanced comprehension of limit state design methods is required. |
| Standards developer | Creates new partial safety factor tables for target concerns. | Comprehension of limit state design methods is required. |
| Standards user | Appropriate comprehension of partial safety factor tables is required. | Comprehension of details of limit state design method is not necessarily required, but being able to correctly understand how to read and evaluate table is required. |

値が一定となる領域の範囲で適用することが挙げられる。従って、ほぼ一定とみなせる領域を調査し、表２の最上列に示すように、特定された領域ごとに部分安全係数を設定する必要がでてくる。しかも、目標信頼性の都度この値を求める必要があるため、全てに対応する部分安全係数表は複雑になることが考えられる。これでは、実用性の観点からは、改善が求められる。これに対する解決策として、各確率変数の破損確率に対する感度を求めることが有効である。詳細は文献[5][6][7]に譲るが、限界状態関数法では、この感度を容易に求めることができる。感度分析により、実際に対象とするべき確率変数を絞り込むことができる。例えば、配管局部減肉の信頼性評価のための部分安全係数表の作成が行われている[8]が、限界状態関数の確率変数９に対して、破損確率に対する感度をもつ変数が３に絞り込まれている。この場合、部分安全係数表は、３つの確率変数に対して作成すればよいので、簡素化され、実用上の利便性もよい。

### 3.3. 信頼性設計促進のための産学の役割分担

信頼性設計で用いられる限界状態設計法を使いこなすためには、高度の専門知識が要求される。従って、純粋な規格ユーザにとっては、設計のたびごとに、限界状態設計法を用いた評価をすることは現実的ではない。そこで、規格上に掲載する手段として部分安全係数法があるが、問題は部分安全係数表を開発するプロセスである。ここに、信頼性研究者、規格開発者、規格利用者の連携が重要と考える。表３に、その役割分担の例を示す。このうち、研究者の部分を大学、研究機関が、規格開発の部分を産学共同で分担し、その結果得られる成果物である部分安全係数表を規格利用者である産業界が活用するなどの役割分担が考えられる。

## ４．安全率緩和の例

２章でも述べた通り、規格に掲載されている安全率は、さまざまな要因で修正されてきた。その背景にあることとして、必ずしも科学的根拠に基づくものばかりではないが、社会的要請が一つの要因であったものと考えられる。我が国においても、これまでいくつかの産業分野では、安全率の適正化が行われている。今後の安全率適正化の検討に資するよう、二つの事例について紹介することとする。

### 4.1. 圧力機器への維持規格の導入

機械製品の設計段階においては、設計規格上に記載されている安全率を考慮して設計が行われる。原子力分野や、化学、石油精製業界に代表されるプラント内の圧力機器では、設計規格に基づいて設計･製造された装置が、供用段階に入ると、そのメンテナンスのための規格が設計規格とは別に存在し、維持規格と呼ばれる。日本機械学会が発行する原子力分野の規格[9]、日本高圧力技術協会が発行する圧力機器に関係する規格[10][11]は代表的なものである。2000 年に、原子力分野において初めて維持規格が制定された[12]が、それ以前には維持規格の運用規格は存在せず、わが国の安全規制の考え方は設計段階、つまり設計規格に長い間、重きが置かれてきた。設計規格によって、維持の段階の安全を確保する場合には、「製作時の状態が供用段階においても設置時の状態が維持される」ことが要求される。しかし、機械設備は、時間の経過とともに必ず劣化が進行する。ここに安全保守の実践と、法遵守の精神との間にギャップを生ずることとなり、安全保守の実践のつもりが、法に反するというような矛盾が露見されるようになってきた。特に、設計段階では安全率の観点から見たとき、全ての設計情報が集まっているわけではないので、予測行為に基づいて設計することになり、安全裕度を確保するために安全率を大きめにとることもやむを得ない。しかし、供用段階では、機械製品の運用による実データが集積され、設計時に予測していたデータも、実際に確認することが可能となる。従って、設計段階で安全率を過剰に設定していたとしても、供用段階では必ずしもそれと同一の安全率で運用する必要はない。このように、設計段階と供用段階とではどちらにも安全率の概念は存在するが、両者の数値は同一にする必要はないという考え方が定着している。この区別が明確になるよう、米国機械学会 ASME の原子力規格では、設計規格の段階では、安全率に対応する用語として設計係数（Design Factor）が用いられ、供用段階では構造係数（Structural Factor）を用いて区別している。

ASME に維持規格が制定されてから、我が国の原子力分野に維持規格が制定されるまで 30 年もの月日が流れていた。

維持規格の導入によって安全率が緩和されるといっても、そのための重要な要素が３つ存在する。その三本柱が「検査」、「評価」、「補修･取替」である。維持規格導入前にも、定期検査の際に検査は行われていたものの、評価という行為が欠落していた。欠陥などの損傷が検出されたときに、その損傷の有害性を力学的検討などにより評価するのである。評価の結果、健全性が確認された場合には、欠陥を残したまま運転を継続することも許容される。「評価」規定に関する規格が 2000 年に、「検査」規定が 2002 年に、「補修･取替」規定が 2004 年に発行されている。

### 4.2. 移動式クレーン構造規格への限界状態設計法の導入

2007 年のころ、筆者がクレーン協会からの要請を受け、移動式クレーン構造規格への限界状態設計法の導入に関する仕事にかかわった。移動式クレーンは図６に示す通り、その軽量化による長尺化が性能向上のポイントである。本来、高張力鋼の開発技術が高い我が国は、軽量化の観点からは有利であるはずであるが、実際には我が国のメーカは国際競争上、不利な立場に立たせられていた。その理由は、当時は我が国では移動式クレーン構造規格上、許容応力設計法しか認められていなかったのに対して、欧州では ISO 規格 [13] [14] において許容応力設計法、限界状態設計法のいずれかを選択できるようになっていたからである。移動式クレーンの長尺化を実現しようとすると、座屈の危険性が増し、曲げ変形もより大きなものとなる。従って、より限界状態を意識した上で長尺化を実現することが重要になってくる。弾性設計をベースとする許容応力設計法では、限界状態に対する対応には限界があるので、我が国の移動式クレーンメーカは国際競争力の上において極めて不利な立場におかれていた。そこで、我が国の構



図６　移動式クレーンの例（写真提供：コベルコ建機株式会社）

表４　JIS B 9955 の章立て

| | |
|---|---|
| Chapter 1 | Scope of application |
| Chapter 2 | Terms and definitions |
| Chapter 3 | Symbols |
| Chapter 4 | Requirements and concepts |
| Chapter 5 | Principles of limit state design |
| Chapter 6 | Basic variables |
| Chapter 7 | Analysis models |
| Chapter 8 | Principles of design based on probability |
| Chapter 9 | Design through partial factor method |
| Chapter 10 | Evaluation of mechanical products during in-service period |

造規格においても限界状態設計法を取り入れることが与えられた宿題であった。

我が国では馴染みのない限界状態設計法の導入に対する理解を得ることは、容易なことではなく多くの時間と労力を費やしても成果は得られなかった。そこで、ISO 規格の規格体系を調査すると、移動式クレーンの規格[13][14]のベースとなる規格として、信頼性の一般原則に関する規格[15]が存在することが判明した。一方、我が国の状況はこれに相当する JIS 規格が存在していなかった。これに対応する JIS 規格が開発されれば、これをベースとして産業界ごとに限界状態関数法を適用した規格が開発され、普及が加速することが期待された。そこで、関係する産業分野と学識者に働きかけを行い、JIS 規格開発のための活動が日本機械学会の研究会･分科会活動として実施された。最終的には、日本高圧力技術協会が開発団体となって、JIS B9955:2017 が発行された[16]。表４に、JIS 規格の章立てを示す。この第５章に示すように限界状態設計法を基本的な考え方としており、第９章に示すとおりに部分安全係数法の適用を想定している。2018 年には、移動式クレーン構造規格が改正され、「許容応力設計法」、「限界状態設計法」のいずれかのうち、クレーンの用途等に応じて適切なものを設計者が選択可能となった。限界状態をより強く意識した上で、機械製品の性能を引き出したいときには、既存の「許容応力設計法」では、安全率の観点から実現できないことがある。移動式クレーンの構造規格については、「限界状態設計法」の導入によって解決した事例と言えるであろう。

## ５．確率論的取り扱いの重要性

筆者は、これまで多くの分野で規格開発活動に参加してきたが、全体的な印象として感じるのは、確率論的取り扱いが行われているのは、ごく一部で大半は決定論的取り扱いが中心であるということである。今後、機械製品をより限界状態に近い状態で性能を引き出すことが重要になることを考えると、確率論的取り扱いの導入は避けて通れないのではないであろうか。自動車分野でいうと、燃料電池車に高圧水素タンクを車載することを考えるとき、該当するケースであると考えられる。これまでの体験から気になったもの二点を紹介したい。

まず一点目は原子力に関係する分野での経験である。日本国内でのみ見ているとき、我が国がこの分野でどのような立ち位置にいるのか見えにくいが、筆者が原子力に関する国際ワークショップに参加した際に、その問題点を強く感じた経験がある。それは、福島第一原子力発電所の事故を受けて、米国機械学会（ASME）が主催したワークショップ「新たな原子力概念の構築を目指して」（ワシントン DC, 2012 年 12 月 4～5 日）に参加したときのことであった。このワークショップの詳細は、文献[17]に譲るが、全世界の原子力コミュニティーの指導的立場にある人達に、ASME が発行したレポート「新たな原子力概念の構築を目指して」に関する議論を行うことにあった。このレポートの中では、今後の原子力の方向性として All Risk Approach という新たな方向性が示され、参加した筆者に対して、セッションの司会者である Kenneth R.Balkey 氏から我が国の状況報告、見解が求められた。我が国では、Risk approach どころか確率論的扱いもほとんど行われておらず、遅々として進んでいない状況を説明した。これに対して Balkey 氏の反応は「やはりそうですか。日本という国の考え方はそうなんですよね。」と言わんばかりの発言があったことを記憶している。このとき、我が国は海外からはこのような眼で見られているということを痛いほど思い知った。このレポートの今後の我が国の原子力分野に対する重要性に鑑み、有志による翻訳作業に加わり、最終成果物は日本機械学会 HP から公開されている[18]。しかし、その後の様子を見ると、必ずしも十分に活用されているようには見えず、気がかりではある。今後、機械製品の限界状態を意識して性能を引き出すことを考えるとき、リスクベース工学的思考、確率論的思考は極めて重要であると考える。

第二の例として、統計量の小標本を扱うときの、不確定性に対する取り扱いである。この場合、確率変数の母集団の統計的性質に加えて、confidence level と呼ばれる不確定性に対する取り扱いが必要になる。この用語は、JIS 規格の信頼性用語などでは「信頼水準」という訳語となっているが、筆者の私見では、この訳語は適切ではない。reliability を「信頼性」という訳語とするとき、confidence level を「信頼水準」としてしまうと、reliability と混同してしまう恐れがある。しかし、両者の概念はかなり異なるものである。このような状況を反映したものであるのか、confidence level について規格上の取り扱いがされていなかったり、誤った取り扱いがされていたりすることがある。統計学を熟知している人にとっては当たり前のことでも、工学関係者にとっては馴染みのない考え方であり、今一度教育方法

表５　MIL 規格軍用機の許容値の例

| | Reliability | Confidence level |
|---|---|---|
| A-basis | 99% | 95% |
| B-basis | 90% | 95% |

も含めて見直す必要があると感じている。例えば、引張強さの許容応力値を、信頼度と関連付けて決定する場合について考える。もし、引張強さが正規分布で、その母数である平均値、標準偏差が分かっているのであれば、その確率密度関数は図７のように、描画できるであろう。この場合、信頼度 $R$ となるように、許容応力を決定したければ、図の A 点の位置の応力値 $S_A$ として決定することができる。ここで、引張強さが $S_A$ 以下となる確率が $1-R$ となる位置として A 点を決定する。$1-R$ の値は、図のウスズミ部分の面積であり、許容値を $S_A$ に設定したときの、破損確率に他ならない。しかし、材料強度の統計的性質を調べるためには、有限個のサンプル数 $n$ のもとに、評価しなければならない。この場合、母集団の評価に不確定性が伴うことになる。例えば、正規分布の母数である平均値、標準偏差はサンプル数 $n$ が小さいと大きな不確定性をもつことになる。その不確定性は $n$ に依存することになる。この不確定性を考慮に入れたうえで、許容値を決定するためには信頼水準の値を与える必要がある。規格に採用されている代表例として、米国 MIL 規格の許容値の例を表５に示す。なお、信頼水準の取り扱いに関する技術的詳細は解説記事に譲る[19]。水素タンクの安全規格を考える際にも、破裂試験のためのサンプル数を確保することが困難と思われるので、小標本に伴う不確定性の問題が発生する。G.W.Mair 氏は、この問題に信頼水準を導入して管理する方法を提案している[2]が、その内容は次章で紹介する。

## ６．安全裕度適正化の考え方

燃料電池自動車用水素貯蔵タンクは高圧での使用となることから、高度の安全性が要求される。とはいえ、過度の安全裕度は避けたいので、適正化が求められる。水素タンクは、コストの関係から安全規格上での破裂試験には、多くのサンプル試験を設定することができない。従って、前章で述べた小標本の不確定性の取り扱いが求められる。高度の安全性か求められることから、出発点としては高い安全率の設定のもとに、設計･製造した製品から始めることになるのは自然の流れである。このような状況で、安全率の適正化を考える場合に、BAM の G.W.Mair 氏の考え方[2]が参考になるので簡単に紹介する。まず、サンプル数を確保できないことに対する対策としてモンテカルロシミュレーションの適用を提案している。モンテカルロシミュレーションとは、特定の確率変数の値を乱数を用いて発生し、その発生値を用いて評価対象に適用し、現象に対する考察を行うことを言う。原理は極めて単純であり、手持ちの PC でも十分に評価可能であるので、破裂試験を補う方法としては有効な手段であるといえる。例えば、図８は、ISO11119-3 の規格[20]での破裂試験に対する合否判定をモンテカルロシミュレーションで評価した結果である。横軸は、標準偏差、縦軸は平均値であるが、いずれもサービス圧力の最大値（MSP）で基準化している。３個の試験体の全てが、許容値 2.5 を超えたときに、合格、一つでも下回ると不合格と判定する。１回に３個の試験体に対する合否判定試験を行い、10 万回の試験に対する結果を示している。黄色の値が、母集団の値であるが、３個ごとの組の平均値、標準偏差はこのように大きなばらつきを持つ。また、赤色の点が不合格を、黒色の点が合格の結果を示している。この場合、59% が合格となることを示す。合格となる割合のことを Acceptance Ratio (AR) と呼んでいる。タンクの安全裕度が過剰である場合には、単に 100% の合格という結

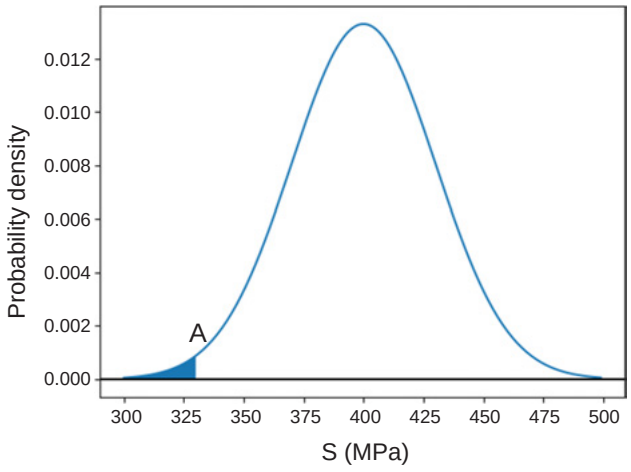



図７　引張強さの確率密度関数

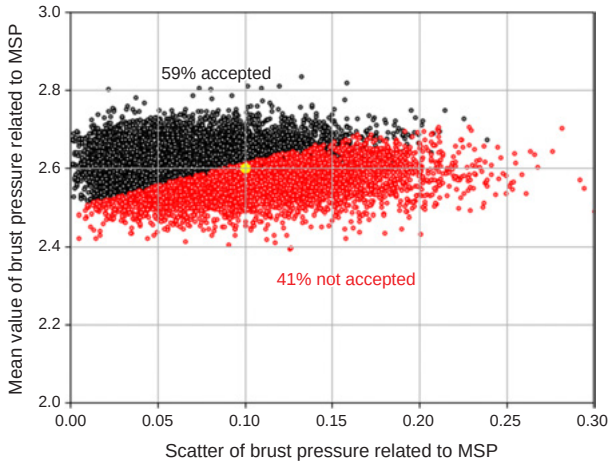



図８　規格合否のモンテカルロ法による評価

果しか得られず、安全裕度がどの程度の量であるかが見えない。このような AR という指標の導入は、安全裕度の見える化に役に立つものと考えられる。圧力タンクの破裂強度の平均値、標準偏差を安全裕度の観点から適正化するには、母集団のさまざまな平均値、標準偏差の組み合わせに対する AR 値の等高線が有用である。このようにして描かれた図の例を図９に示す。

G.W.Mair 氏はこの図を ISOASFALIA と呼んでいる。赤線が ISOASFALIA であり、線上の数値が AR 値である。また、この図の上には、信頼度 $1-10^{-6}$ の限界線も黒線で示す。この図を用いることにより、目標とする信頼性と、小標本の不確定性をも考慮した上での安全裕度の考察が可能となる。

例えば、図９に、安全率適正化の考え方を概念的に示す。AR 値を考慮して、破線領域を適正化範囲として設定し、その中でも A 点を目標値と決定したとする。一方、現状値が B 点であったとすると、B 点から A 点へのシフトを行うことが適正化プロセスということになる。過剰な安全裕度の点 B から裕度を軽減して A 点に移行するには、多大な労力と時間を要することも考えられる。このような場合には、C 点のような、安全裕度の小さな点を出発点とし、A 点に近づける方が近道であるかもしれない。このように、安全裕度を、種々の統計量を見える化した上で、検討できるのは、有効な手段であると考えられる。

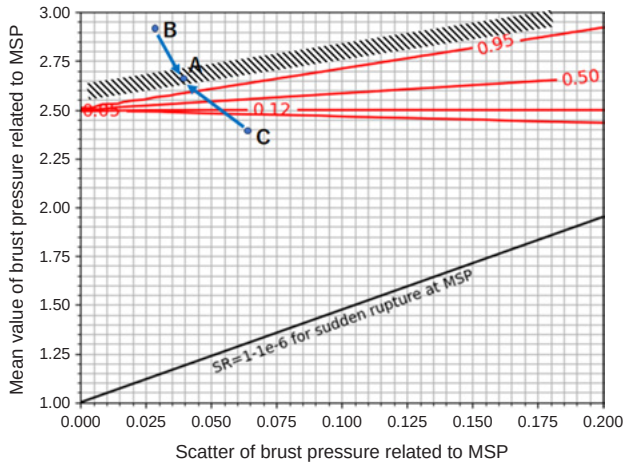



図９　ISOASFALIA の適用例

## ７．信頼性設計導入のための課題

最後に、産業界に新たに信頼性設計を導入するための課題について、経験に基づき私見を述べたい。図 10 に示すように、三つの大きな課題があると考えている。まずは、言うまでもなく規格･基準の策定である。公的に認知され、また国際調和も考慮に入れたうえで、策定されなければならない。確率論的取り扱いの観点から見たとき、現状ではまだまだ不十分であると感じることが多い。次に重要となるのが、各種統計的考察を行うために必要となるデータベースの開発である。データベースは、特定の企業内の機密事項とするのではなく、パブリックベースで開発することが、産業界の発展にとって重要であると考える。この点、我が国ではどうしても特定の企業内での利用に留まることが多く、改善の望まれるところである。最後に、この分野に携わる人材の育成である。有効な手段として考えられるのが、資格認証制度の導入である。例えば、プラントの保全に携わる人材の育成を目的として、日本高圧力技術協会では、「設備等のリスクマネジメント技術者認証」制度を運用しているが、この制度の開始とともに、リスクマネジメント技術者が飛躍的に増加している。また、専門知識を有する大学と産業界との連携も有効な手段である。いずれにせよ、産業界が主体となって、進めることが極めて重要であると考える。

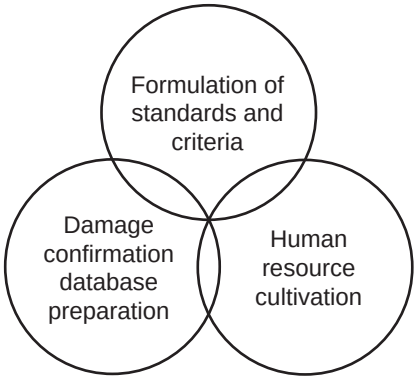



図 10　信頼性設計導入のための重要要素

## ８．まとめ

車載用の水素タンクを題材にして、今後導入することが重要と考えられる信頼性設計の考え方を示した。特に、異分野に所属する者の視点で印象を要約した。これまでの、経験に基づき信頼性設計の事例、我が国固有の課題についても言及した。今後、機械製品の性能を引き出すためにも、限界状態をより明確にした上で、信頼性設計の導入が極めて重要になると考えられる。特に、安全率の適正化を考える上では、避けて通ることができない。最後に、産業分野に信頼性設計を導入するための課題を私見ではあるが要約した。参考にしていただけると幸いである。

## 謝辞

この成果の一部は、国立研究開発法人新エネルギー･産業技術総合開発機構（NEDO）の委託業務（JPNP20003）の結果得られたものです。また関連資料のご提供をいただいた株式会社ベストマテリア、木原重光氏に感謝いたします。

## 参考文献


[1] NEDO 燃料電池等利用の飛躍的拡大に向けた共通課題解決型産学官連携研究開発事業, https://www.nedo.go.jp/activities/ZZJP_100182.html, (2023/6/29)

[2] G.W.Mair, 'Safety Assessment of Composite Cylinders for Gas Storage by Statistical Methods', Springer International Publishing AG 2017,DOI 10.1007/978-3-319-49710-5.

[3] 鵜戸口, 川田, 倉西共著「材料力学」, 裳華房 (1973).

[4] Evaluation of Design Margins for Section VIII, Div. 1 and 2 of the ASME Boiler and Pressure Vessel Code, WRC Bulletin 435, September (1998).

[5] Achintya Haldar and Sankaran Mahadevan, 'Probability, Reliability and Statistical Methods in Engineering Design', John Wiley & Sons(2000),ISBN:0-471-33119-8.

[6] Thomas A. Cruse, 'Reliability-Based Mechanical Design', MARCEL DEKKER, INC.(1997),ISBN:0-8247-9793-0.

[7] Isaac Elishakoff, 'Safety Factors and Reliability: Friends or Foes?', Kluwer Academic Publishers(2004), ISBN:1-4020-1779-0.

[8] 酒井信介, 岩崎篤, 佐々木哲也, 宮崎信弥, 石崎陽一, 戒田拓洋,"局部減肉信頼性管理のための部分安全係数表の作成", 圧力技術 57 巻 2 号, pp.66-72(2019).

[9] 日本機械学会、発電用原子力設備規格･維持規格 JSME SNA1-2020(2020).

[10] 日本高圧力技術協会、圧力機器のき裂状欠陥評価方法－第１段階評価、Z 101-1:2008(2008).

[11] 日本高圧力技術協会、圧力機器のき裂状欠陥評価方法－第２段階評価、Z 101-2:2011(2011).

[12] 鹿島光一、"原子力維持規格の概要"、保全学、Vol.4, No.3、pp.11-16(2005).

[13] ISO 8686-1 Cranes-Design principles for loads and load combinations:Part1 General(1989).

[14] ISO 8686-2 Cranes-Design principles for loads and load combinations:Part2 Mobile cranes(2004).

[15] ISO2394 General principles on reliability for structures, Third edition(1998).

[16] JIS B 9955:2017,"機械製品の信頼性に関する一般原則"(2017).

[17] 酒井信介, 「新たな原子力概念の構築を目指して」ASME ワークショップ参加報告", 日本機械学会誌, 116(1131)123(2013).

[18] https://www.jsme.or.jp/shinsai3.11/ASME%20Presidential%20Report%20full_032.pdf

[19] 酒井信介、"許容応力の確率論的決定法"、圧力技術 60 巻 1 号、pp.18-23(2022).

[20] ISO 11119-3, Gas cylinders-refillable composite gas cylinders and tubes. Part 3:fully wrapped fibre reinforced composite gas cylinders and tubes up to 450L with non-load-sharing metallic or nonmetallic liners. ISO, Geneva, CH(2013).



■著　者■



酒 井 信 介

# 新型燃料電池システムの開発

Development of New Fuel Cell System

尾崎浩靖[1] Hiroyasu OZAKI
山崎薫[1] Kaoru YAMAZAKI
小川隆行[1] Takayuki OGAWA
間庭秀人[1] Shuto MANIWA
三浦種昭[2] Taneaki MIURA
Todd W. HUSTON[3]

## 要　旨

燃料電池の耐久性を確保するには燃料電池スタックの固体高分子膜への鉄（Fe）の混入を防止することと，適切な湿度にコントロールすることが重要である．今回ゼネラルモーターズと共同開発した燃料電池システムは，燃料電池スタックのステンレス製バイポーラプレートにチタンとカーボンの２層コーティングを採用しFeの溶出を1/10に低減した．また，高精度の加湿モデルによる水蒸気量推定と高効率加湿器，電動クーラントミキシングバルブ採用によるアクティブ温度コントロールをおこなったことで加湿量を増大させた．冷媒温度を低温側にシフトしつつ高精度に管理された湿度の高い空気を供給することで膜の高含水化を実現した．これらにより耐久性を従来システムの２倍以上に向上させた．

また，システム停止時の調湿制御と起動時の急速暖機制御をおこない，－20℃での低温環境下において始動時間を従来システムの1/9に短縮した．

さらに燃料電池スタックのコスト低減及び，システム簡素化をおこない燃料電池システムコストを従来システムの1/3に低減した．

## ABSTRACT

In order to provide fuel cell durability, it is important to reduce iron (Fe) contamination to the polymer electrolyte membrane of the fuel cell stack and to control the humidity to an appropriate level. The new fuel cell system developed jointly with General Motors Company adopts a double-layer coating of titanium and carbon on the stainless steel bipolar plates of the fuel cell stack that reduces Fe elution to 1/10 the previous amount. In addition, the humidification level is increased by estimating the amount of water vapor with a highly accurate humidification model and using a high-efficiency water vapor transfer unit and an electric coolant mixing valve to perform active humidity control. The amount of water contained in the membrane was increased by lowering the coolant temperature and supplying air controlled to high humidity with a high degree of accuracy. As a result, the durability is more than double that of the previous system.

In addition, the start-up time in a low-temperature environment of -20°C was shortened to 1/9 that of the previous system by performing humidity conditioning control when the system is stopped and rapid warm-up control at start-up.

The fuel cell system cost was also reduced to 1/3 that of the previous system by reducing the cost of the fuel cell stack and simplifying the system.

## 1．はじめに

カーボンニュートラル社会を目指す上でのキー技術とされる水素エネルギーの利活用が注目されている．Hondaは水素と空気中の酸素から電気エネルギーを直接取り出す燃料電池の研究開発に取り組んできた．2002年に世界初となる燃料電池乗用車FCXの日米同時発売を実現した[(1),(2)]．続く2003年に氷点下での始動を可能とした燃料電池システムを搭載したFCXを開発し，寒冷地での使用が可能となった[(3)]．2008年には世界初となる燃料電池自動車専用プラットフォームを採用したセダンタイプのFCX CLARITYを市場投入した[(4)]．さらに本格量産を見据え生産性を向上し，小型化した燃料電池システムを2016年に開発し第１世代と位置付けた．この第１世代の燃料電池システム（以下，従来システム）をエンジンルーム内に搭載することで世界初の５名乗車を実現したCLARITY FUEL

[1] 先進パワーユニット・エネルギー研究所
E-mail: hiroyasu_ozaki@jp.honda
[2] American Honda Motor Co., Inc.
[3] General Motors Company

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2025_37_2

CELL を発売し，日常のクルマとしての実用性を向上させた[5]．2024 年には本稿で紹介する第 2 世代となる新型燃料電池システムを搭載した CR-V e:FCEV を発表した[6]．

Honda はカーボンニュートラル社会の実現に向けて，燃料電池システムの普及拡大をめざし，乗用車への適用のみならず様々なアプリケーションへの展開を進めていく．水素はバッテリーに対してエネルギー密度が高く，様々な形態での輸送が容易で，素早い充填が可能という特徴がある．その特徴を活かせる大型トラックや建機，定置電源などへの適用拡大を図っていく（Fig. 1）．本稿では燃料電池システムの普及拡大をめざし，さらなる耐久性向上，極低温時の起動時間短縮，さらなるコスト低減を図った新型燃料電池システムを紹介する．

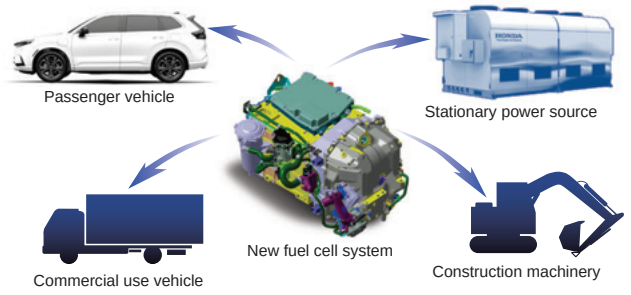



Fig. 1　New fuel cell system and various applications

## 2．開発の概要

従来燃料電池システムを Fig. 2 (a) に，新型燃料電池システムを Fig. 2 (b) に示す．新システムは，従来システムに対し，より一層の耐久性向上，低温環境性能，コストの低減が重要であると考え，以下を開発のねらいとした．Table 1 に新型及び従来の燃料電池システムの主要諸元を示す．

（1）燃料電池スタックの耐久性のさらなる向上

さまざまなアプリケーションへの適合を図るため従来システムに対し 2 倍の耐久時間を目標とした．これを実現するために，燃料電池スタックの電解質膜含水量の向上，冷媒温の低温化，燃料電池スタックを構成するバイポーラプレートからの Fe 溶出量の削減をおこなった．

（2）低温環境での暖機時間の短縮

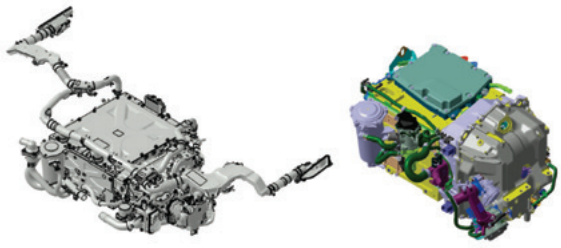
低温環境におけるさらなる商品魅力向上を図るため，−20℃ における暖機時間を従来システムに対して 1/9 を目標とした．これを実現するために，システム停止時の調湿制御と起動時の急速暖機制御を採用した．

（3）燃料電池システムの生産性向上とさらなるコスト低減

従来システムの 1/3 のコストを目標とした．そのために，燃料電池スタック構造のシンプル化と生産性向上，貴金属使用量削減と，Fig. 3 (b) に示すシステム部品の簡素化をおこなった．

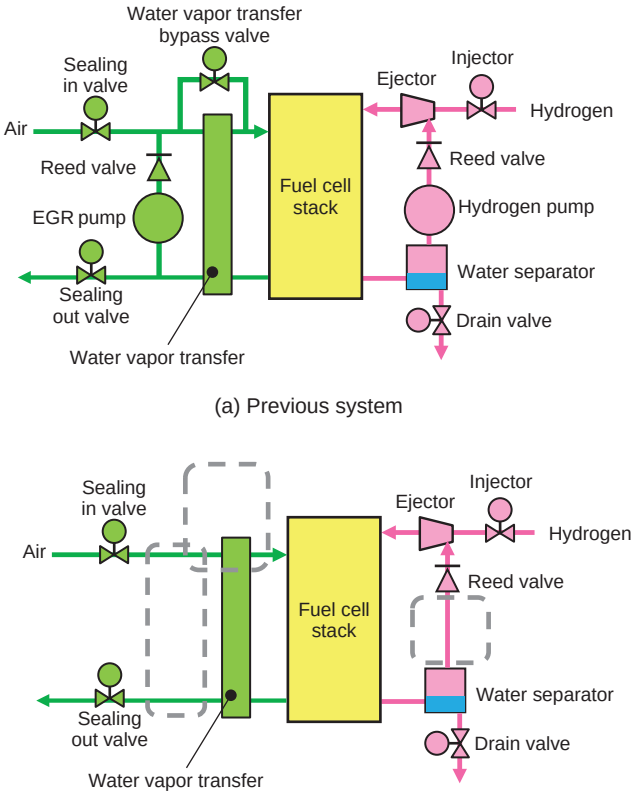
Table 1　Main specifications of fuel cell systems

| | | Previous fuel cell system | New fuel cell system |
|---|---|---|---|
| Major specifications | Fuel cell type | Proton exchange membrane | Proton exchange membrane |
| | Fuel cell power | 103 kW | 92.2 kW |
| | Fuel cell stack size | 33 liters | 33.8 liters |
| Main system configuration for durability | FC coolant temperature control | Thermostat valve | Electric coolant mixing valve |
| | Humidity control | Water vapor transfer bypass valve | |
| | Provide air circulation | EGR pump | – (Substitution by control) |
| | Provide $H_2$ circulation | Hydrogen pump | |



(a) Previous system　(b) New system

Fig. 2　Appearance of fuel cell systems




(a) Previous system

(b) New system

Fig. 3　Comparison of system configuration

## 3. 燃料電池スタックのさらなる耐久性向上

自動車用として一般的に採用されている固体高分子型の燃料電池は，その中心部にある固体高分子膜を水素イオン $H^+$ が移動することで，外部に電気エネルギーを直接取り出している．燃料電池スタックの構造は固体高分子膜を中心に触媒層とガス拡散層を挟持した膜電極接合体（Membrane Electrode Assembly: MEA）と，燃料として供給されるガスの流路や，発電部を冷却するための冷媒の流路が形成されたバイポーラプレートから構成される．次に従来システム同様に本システムでも採用している燃料電池スタックの加湿制御システムについて説明する．Fig. 4 に燃料電池スタックの加湿システム図を示す．燃料電池スタックより排出される空気は，発電により生成された水を含んでいるため高湿度な状態にある．この高湿度な排出空気を空気供給系に設置した加湿器に通す．これにより排出空気に含まれていた水蒸気を，燃料電池スタックに供給する空気側に移動させることで供給空気の加湿をおこなう．

燃料電池スタックの耐久性を向上させるには，特に水素イオンの移動を担う固体高分子膜の経時変化をいかに抑えるかが重要である．固体高分子膜は，膜の含水量不足や高温状態により化学的安定性が低下すること[7],[8]と，バイポーラプレートに代表される部材から溶出した Fe の固体高分子膜への混入により経時変化が加速すること[9]が知られている．一方で燃料電池スタック内の水分量が過剰になると，ガスの供給が阻害され電極の経時変化を引き起こしてしまうため，水分量を適切な範囲に調整することが求められる．

膜の化学的安定性の低下や電極の経時変化に対しては，発電中の適切な範囲での膜の高含水化と温度低減を図る必要がある．膜含水量と燃料電池スタックに供給する空気の相対湿度は密接に関連しているため，冷媒温度を低温側にシフトしつつ湿度の高い状態に制御された空気を供給することで膜の高含水化を実現した．その手法は以下の三つである．

（1）燃料電池スタックの熱交換性能の向上
（2）供給する空気の水蒸気量の推定精度向上
（3）冷媒温度の低温化

熱交換性能の向上については，従来の 2 セルごとに一つの冷却層を持たせる構造から 1 セルごとに一つの冷却層を持たせる各セル冷却構造とした[10]．バイポーラプレートに設けられた流路内の空気及び冷媒の流れを Fig. 5 (a) に示し，冷媒が空気の相対湿度に与える影響について説明する．燃料電池スタックは，発電することで生成水が空気極側に発生し，燃料電池スタック内での空気は出口に向かって相対湿度が高くなる．そのため，水蒸気の凝縮低減を狙いとして，空気と冷媒が並行且つ同方向に流れる流路構造としている．本流路構造において，燃料電池スタックに入った加湿された空気は，発電部である MEA に供給される前に，燃料電池スタックに供給された冷媒との間で熱交換がおこなわれ，MEA に供給される空気の温度が調整される．この空気の温度に応じて飽和水蒸気量が変化するため，空気に含まれる水蒸気量が変わらないまま，空気の相対湿度が変化する．すなわち，スタック入口冷媒温度を制御することにより，MEA に供給される空気の相対湿度を調整できる．Fig. 5 (b) に示すように各セル冷却構造にすることで従来に対して熱交換性能が向上し，セル間の温度ばらつきが小さくなった．その結果，加湿制御を緻密に実行することが可能となった．

次に供給する空気の水蒸気量の推定精度向上について述べる．従来システムでは燃料電池スタックの平均インピーダンスを計測することで膜含水状態を把握する手法を適用していた．そのインピーダンス情報をもとに Fig. 3 (a) に示した加湿器をバイパスする配管に設置したバルブを動作させることで，供給空気の相対湿度を制御して膜水分量の管理をおこなっていた[11]．しかしながら本システムの目標とするような高湿度環境では，インピーダンスの測定感度が低く，膜水分量の精度が確保できない課題があった．以上から，新たに加湿器内部の水蒸気移動原理を数理的に表現したモデルを構築した[12]．さらにこの数理モデルを近

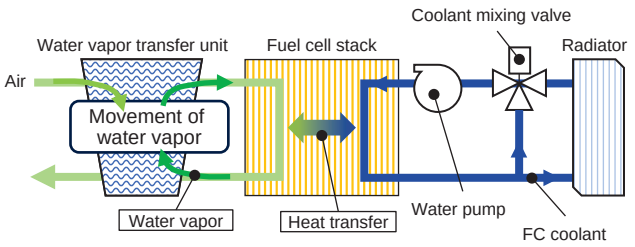
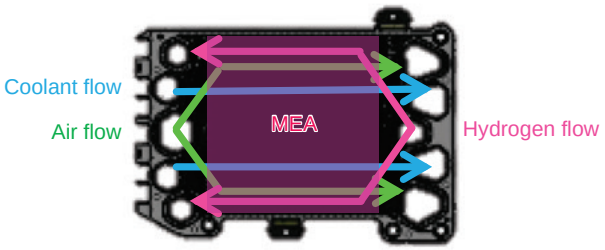
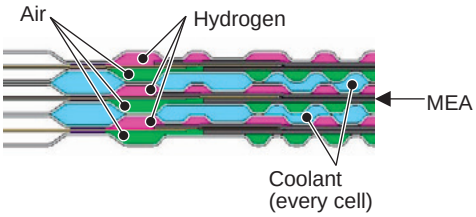



Fig. 4　Humidification system




(a) Fluid flow in stack




(b) Cross-sectional structure of stack (cell-by-cell cooling)

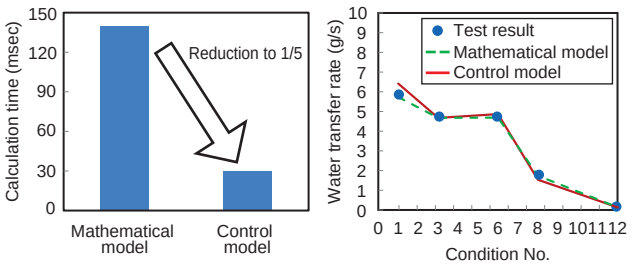
Fig. 5　Structure of flow channels

似関数化することで，計算負荷が軽くシステム制御に実装可能な制御モデルを作成した．本制御モデルを用いることで，インピーダンスを用いた手法では高精度な制御が容易ではなかった高湿度領域におけるオンボードでの水蒸気移動量の推定を可能とした．Fig. 6 に両モデルの計算時間の比較，及び燃料電池スタックの各種発電条件における加湿器の水蒸気移動量の実測結果とモデル計算結果について示す．制御モデルは計算時間を数理モデルの約 1/5 に短縮しつつ，数理モデルと同等の予測結果が得られており，計算負荷軽減と精度確保の両立を実現した．

冷媒温度の低温化に対しては，ラジエーターの冷却能力向上をおこなうと共に，ラジエーターへ流れる冷媒量を電動制御することができるクーラントミキシングバルブを適用した (Fig. 4)．従来システムではサーモスタットバルブを適用しており一定の目標冷媒温度になるようにバルブの開閉がパッシブにおこなわれていた．一方，本バルブは任意の目標冷媒温度になるように，任意のタイミングで開度調整することができる．本バルブの開度調整によりラジエーター側に流れる冷媒量を制御し，ラジエーターで冷却された水温の低い冷媒と，ラジエーターを介さない水温の高い冷媒を自在に混合することが可能となった．その結果，制御モデルで算出した任意の目標冷媒温度での制御を可能とし，燃料電池スタックに供給する空気の目標相対湿度を達成した．

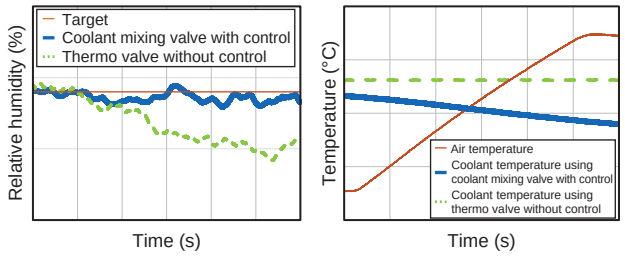
Fig. 7 に定電流発電での本加湿制御の有無による空気の相対湿度挙動例を示す．Fig. 7 (b) に示すような空気の温度上昇が発生した場合には，相対湿度の低下を加湿制御モデルが予測し冷媒温度を低下させる．その結果，Fig. 7 (a) に示すように相対湿度は安定して目標値近傍に制御できていることがわかる．また開発時に使用した評価発電モード中における冷媒温度の頻度分布を Fig. 8 (a) に，空気の相対湿度の頻度分布を Fig. 8 (b) に示す．これらに示す通り，従来システムに対して膜の高含水化と温度低減が実現できた．

Fe による膜の経時変化の加速に対しては，燃料電池スタック内のステンレスを基材とするバイポーラプレートにチタンとカーボンの２層をコーティングすることで，Fe 溶出量を従来システムに比べ 1/10 に削減できた[10]．



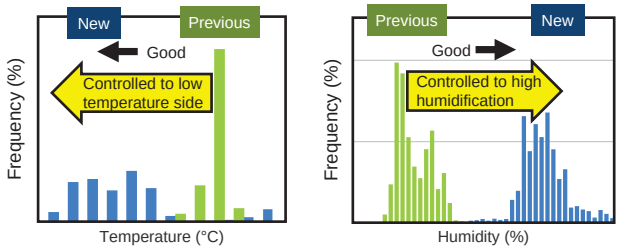

(a) Calculation time　(b) Water transfer rate accuracy

Fig. 6　Performance of control model




(a) Changes in relative humidity　(b) Changes in temperature

Fig. 7　Behavior of relative humidity




(a) Frequency distribution of temperature　(b) Frequency distribution of humidity

Fig. 8　Operating temperature and humidity

これら，膜の高含水化と温度低減の取り組み及びバイポーラプレートからの Fe 溶出量の削減の結果，従来システムに対して燃料電池スタックの耐久性は２倍以上の向上を達成した．

## 4．低温環境での始動時間の短縮

低温環境下，特に氷点下環境では燃料電池スタックに使われている触媒の活性が低くなる等の理由により燃料電池スタックの発電性能が低く，温度によっては燃料電池システムとして車両運行に必要な出力を供給できない課題がある．そこで本システムにおいては，従来システムと同様に燃料電池システムの始動後に必要な出力を供給できる状態になるまでシステムの暖機をおこなうことに加え，多用途への適用拡大を見据え始動時間の短縮を目指した．

まず発電時に燃料電池スタックに供給する空気量を通常発電時よりも削減することで発生する発電損失 (発熱) を用いて，積極的に燃料電池スタックを暖機する急速暖機手法を適用した[13]．Fig. 9 にこの発熱量増加の仕組みについて示す．Fig. 9 (a) に示すように，燃料電池は流れる電流が多いほど抵抗成分が大きくなるため，電圧は下がり，抵抗成分は熱になる．また Fig. 9 (b) に示すように，空気量を減らすと同じ電流値でも抵抗成分が増加し，電圧が下がるため，抵抗増加分に応じて発熱が増加する．これらの関係をエネルギーと発電効率で表すと Fig. 9 (c) となる．発電エネルギーは流れている電流値とその時点での電圧値の積であり，発熱エネルギーは前述のとおり抵抗成分による熱で

ある．電流値を高く且つ供給空気量を減らすことで電圧が低くなり発電効率が下がる．発電効率の低下によって発熱エネルギーが増加するため，この発熱増加分を利用することで始動時間を短縮することができる．

以上から暖機のために氷点下環境で燃料電池システムを高電流で発電させることになるが，発電により生成した水の量と燃料電池スタックの温度のバランスによって生成水が凍結しガスの供給が妨げられることがある．この場合には発電を継続できないことが課題となる．そこで，乾燥した固体高分子膜が生成水を吸収できることを利用し，燃料電池温度が氷点を超えるまでの時間に生成する水の総量を膜で含水可能な量以下に設定することで，発電の継続を実現した[14]．3章で述べたように本システムにおいては通常発電時は膜が高含水状態にあるので，固体高分子膜に生成水を吸収させるためには膜を乾燥させる必要がある．しかしながら過度な乾燥は膜の経時変化につながるため，事前に発電を伴った調湿処理を実行することで相対湿度を制御しつつ乾燥をおこなう．発電により燃料電池温度を上昇することが可能なため，同時に調湿処理時間の短縮ができた．

以上の急速暖機制御及び調湿制御を適用することにより低温始動時間の短縮を実現した．Fig. 10 に－20℃の低温環境下での始動時間を示す．前モデルに対して始動時間を約1/9まで短縮することができた．

また，本調湿処理の実行はFig. 11に示すように燃料電池システム停止直後におこなわない．燃料電池システム停止完了後に環境温度に応じてシステムが冷却され，その温度が氷点に近づくタイミングで調湿処理を自動で実行する．前述したように調湿処理時の発電によって燃料電池温度が上昇するため，調湿処理を実行しない場合に比べて，

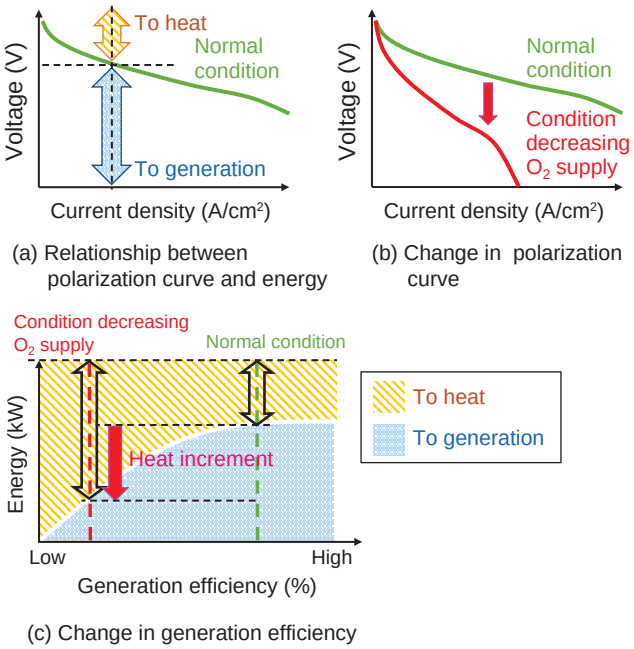



Fig. 9 Mechanism for heat increment

燃料電池温度が環境温度同等になる期間を長くすることができる．結果，環境温度が氷点以下の状況で次回起動をおこなう場合には，燃料電池温度が氷点以上となる期間が長くなった分，通常起動できる頻度を増やすことができる．すなわち，暖機時間の長い氷点以下の起動の頻度を減らすことができた．

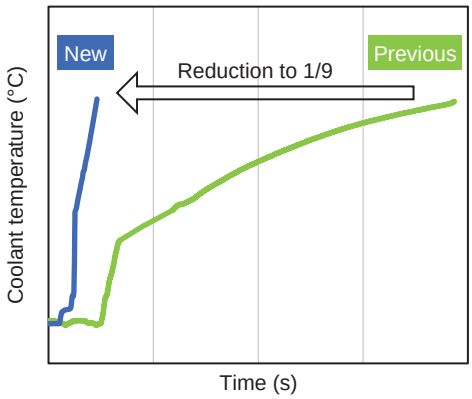



Fig. 10 Start-up time in low-temperature environment

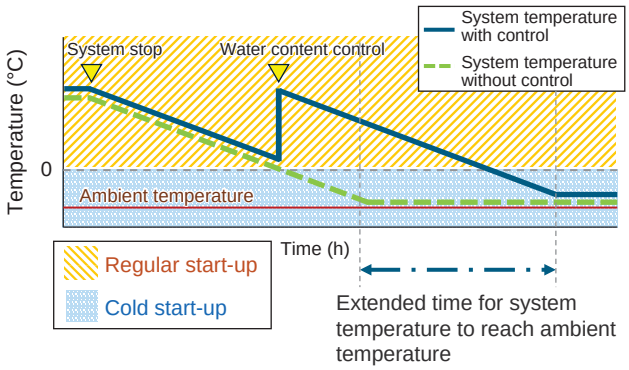



Fig. 11 Schematic diagram of system temperature changes

## 5．燃料電池システムの生産性向上とさらなるコスト低減

燃料電池スタックは素材から生産にいたるまで従来システムに対して同等以上の性能を確保しつつ，様々な面でコスト低減対策を実施した[10]．各セル冷却構造により部品構成を見直し，5部品/2セル[15]から4部品/2セルに部品数の削減ができた．バイポーラプレートの表面コーティングを金メッキからチタンとカーボンの2層コーティングに変更した．Fig. 12に示すように燃料電池バイポーラプレート間のシール構造には溶接シールに加えて，メタルビードとマイクロシールを組み合わせたメタルビードシール構造を新開発した．

独自の新しいMEAコーティングプロセスと製法を採用することで，従来のスタックに比べて膜の厚さを40％削

減した[10]．また，MEA 電極部の白金量を従来スタックから 80% 低減したうえで性能を確保した[10]．Fig. 13 に示すように燃料電池スタックの製造の完全自動化により，連続的な生産を実現した[10]．これは Honda とゼネラルモーターズの合弁工場で具現化した．

Fig. 3 (a), (b) に新旧の主要な補機デバイスの構成を示した．第３章で述べたように新型燃料電池システムでは電動クーラントミキシングバルブの採用による加湿量コントロールによりスタックの耐久性がさらに向上できた．そのため従来システムでスタックの耐久性向上対策のために設置していた水素ポンプ，EGR ポンプ･リードバルブ，加湿器バイパスバルブの各補機デバイスを削減することができ，システムのコスト低減につなげることができた．

Fig. 1 で示した様々なアプリケーションへの適用拡大を考えた際に，Fig. 14 (a) に示すような従来の水素換気システムではアプリケーションごとに換気ダクトの専用設計が必要だった．Fig. 14 (b)[16] に示す新水素換気構造は搭載条件の違いによらず安全な濃度に常時換気する強制換気システムとした．これにより専用設計部品をなくし，多用途展開に有利なシステムを構築できた．また，部品削減によるさらなるコスト低減を実現できた．

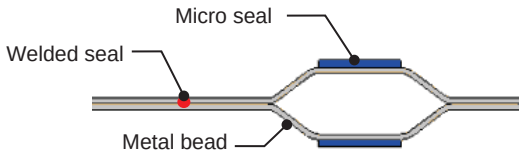



Fig. 12　New bipolar plate structure

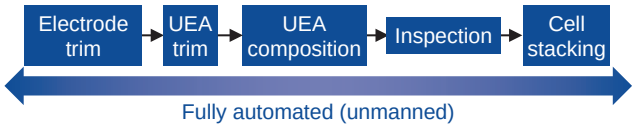
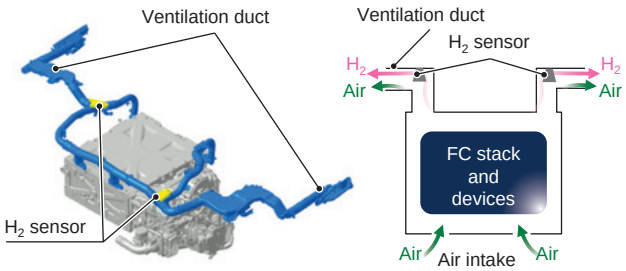
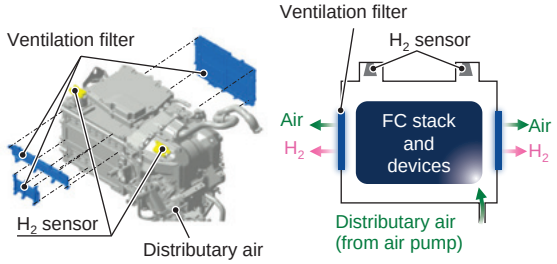



Fig. 13　Fuel cell stack manufacturing process




(a) Previous model




(b) New model

Fig. 14　Hydrogen ventilation systems

## 6．まとめ

燃料電池システムの普及拡大をめざし，乗用車への適用のみならず様々なアプリケーションへの展開を実現するために耐久性と低温環境性能を向上させながらコスト低減をおこなった燃料電池システムを開発した．

（1）運転条件の低温化，高加湿化，及び燃料電池に投入する空気の加湿量をオンボード推定し，加湿器とクーラントミキシングバルブでアクティブ制御した．また，燃料電池のバイポーラプレートの表面をチタンとカーボンの２層コーティングすることで Fe 溶出を 1/10 に抑えることができた．その結果，燃料電池の耐久性は目標である従来システムから２倍以上を達成した．

（2）低温環境下での起動においては，投入する空気量をコントロールする急速暖機制御と起動前にあらかじめ電解質膜の調湿をする制御を組み合わせることで，－20℃ での始動時間を目標どおり 1/9 に削減することができた．

（3）燃料電池スタックの部品構成を削減し，バイポーラプレートの溶接シールに加えて，メタルビードとマイクロシール構造を開発し，部品構成を簡素化した．また，貴金属使用量を削減し，新しい MEA 製法，及び燃料電池組立工程を構築した．加えてシステム構成の簡素化も実施し，新型燃料電池システムのコストは目標である従来比 1/3 を達成した．

## 参考文献

（1）川崎聡志，小椋正己，小野徹，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）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

（3）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

（4）松永稔，福嶋達也，尾島邦明，木村顕一郎，小川隆行：

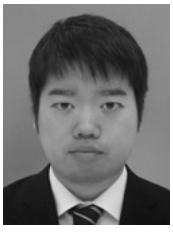
FCX クラリティ用燃料電池パワートレイン, Honda R&D Technical Review, Vol. 21, No. 1, p. 7-14
(5) 木村顕一郎, 河﨑輝明, 大村孝之, 渥美淑弘, 清水潔: 新型燃料電池自動車CLARITY FUEL CELLの開発, Honda R&D Technical Review, Vol. 28, No. 1, p. 1-7
(6) 尾崎浩靖, 上野臺浅雄, 山崎薫, 間庭秀人, 小川隆行: 新型燃料電池車用燃料電池システムの開発, 自動車技術会 2024 年春季大会学術講演会講演予稿集, No. 10-24, No. 20245041, (2024)
(7) Perry, M. L., Daring, R. M., Kandoi, S., Patterson, T. W., Reiser, C.: Operating Requirements for Durable Polymer-Electrolyte Fuel Cell Stacks, Polymer Electrolyte Fuel Cell Durability, Springer, p. 399-417, (2009), doi: 10.1007/978-0-387-85536-3_20
(8) Gittleman, C. S., Coms, F. D., Lai, Y. -H.: Chapter 2 - Membrane Durability: Physical and Chemical Degradation, Polymer Electrolyte Fuel Cell Degradation, ACADEMIC PRESS, p. 15-88, (2012), doi: 10.1016/B978-0-12-386936-4.10002-8
(9) Zatoń, M., Rozière, J., Jones, D. J.: Current understanding of chemical degradation mechanisms of perfluorosulfonic acid membranes and their mitigation strategies: a review, Sustainable Energy & Fuels, Royal Society of Chemistry, Vol. 1, Issue 3, p. 409-438, (2017), doi: 10.1039/C7SE00038C
(10) 石川暢一, 岩井田学, 内藤秀晴, 稲井滋, 吉田弘道, 室本信義:高耐久・低コスト新構造燃料電池スタックの開発, Honda R&D Technical Review, Vol. 37, p. 19-25
(11) 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
(12) 間庭秀人, 日高洋平, 木村浩一, 小岩信基:燃料電池システムにおける一次元加湿器モデルの構築, Honda R&D Technical Review, Vol. 37, p. 53-62
(13) 真鍋晃太, 今西啓之, 小川朋也, 野々部康宏:燃料電池ハイブリッド自動車における燃料電池急速暖機運転の開発, 自動車技術会論文集 Vol. 41, No. 6, p. 1379-1385, (2010), doi: 10.11351/jsaeronbun.41.1379
(14) Thompson, E. L., Jorne, J., Gu, W., Gasteiger, H. A.: PEM Fuel Cell Operation at -20℃. I. Electrode and Membrane Water (Charge) Storage, Journal of The Electrochemical Society, Vol. 155, No. 6, p. B625-B634, (2008), doi: 10.1149/1.2905857
(15) 菊池英明, 加地勇人, 西山隆之, 小此木泰介, 原田仁: CLARITY FUEL CELL 搭載の新型燃料電池スタックの開発, Honda R&D Technical Review, Vol. 28, No. 2, p. 44-51
(16) 竹越聖也:燃料電池システム水素換気構造の開発, Honda R&D Technical Review, Vol. 37, p. 46-52

■著　者■


尾崎浩靖


山崎　薫


小川隆行


間庭秀人


三浦種昭


Todd W. HUSTON

# 高耐久・低コスト新構造燃料電池スタックの開発

High-durability and Cost-effective Fuel Cell Stack with New Structure

石川暢一[1] Choichi ISHIKAWA
岩井田学[1] Manabu IWAIDA
内藤秀晴[1] Hideharu NAITO
稲井滋[1] Shigeru INAI
吉田弘道[1] Hiromichi YOSHIDA
室本信義[2] Nobuyoshi MUROMOTO

## 要　旨

ゼネラルモーターズと共同開発した新構造燃料電池スタックでは，従来の燃料電池スタックの出力性能や安全性を維持した上で，耐久性を２倍にしながら，コスト1/3を実現した．

耐久性向上に対しては，制御による温度と湿度管理，スタック構造でのバイポーラプレートの鉄溶出低減，冷却性能向上，積層端部部品による発電安定性対応などをおこなった．

コストを低減するために，まず従来と同等のネットパワーを確保しつつも，電極集合体の高電流密度化とスタック発電を補う補機の消費電力低減により，セル積層数を削減した．次にバイポーラプレートの冷却性能を向上しつつ構造の簡略化をおこなった．またUnitized Electrode Assemblyの電極触媒へのプラチナ使用量の削減や電解質膜厚の削減をおこなうとともに，Unitized Electrode Assembly組立から積層工程までの完全自動化ラインを適用した．

## ABSTRACT

A new structure fuel cell stack developed jointly with General Motors realized twice the durability at 1/3 of the cost while maintaining the output and safety performance of the previous fuel cell stack.

In order to increase durability, control-based temperature and humidity management was adopted and the stack structure was enhanced to achieve less iron elution from the bipolar plates, better cooling performance, and more stable power generation due to the stack end unit parts, etc.

To achieve lower cost, first the current density of the Membrane Electrode Assembly was increased and the power consumption of auxiliary devices that compensate for stack power generation was lowered, enabling maintenance of the same net power as the previous system with fewer cell layers. Next, the structure was simplified while enhancing the cooling performance of the bipolar plates. In addition, less platinum is used in the electrode catalyst of the Unitized Electrode Assembly, the polymer electrolyte membrane was thinned, and a fully automated line was applied from assembly of the Unitized Electrode Assembly to the stacking process.

## 1．はじめに

近年世界各地で夏の豪雨や巨大ハリケーン，大規模な山林火事，北極圏の気温上昇に伴う解氷による海水面の水位上昇など気候変動による大きな災害が発生している．この原因である地球温暖化は，工業化以前（1850-1900年）を基準とした世界平均気温上昇は2011-2020年に1.1℃の温暖化に達しており，2040年までに1.5℃に到達する可能性が高いことが指摘されている[(1)]．そのため，使用時に気温上昇の主要因の一つである$CO_2$が排出されない水素が，石油由来の燃料に変わるエネルギー源として注目されている[(2)]．こうしたなかHondaは地球温暖化対策の一環として水素需要を喚起する「つかう」の実現を提案している[(3)]．

Hondaは1980年代から燃料電池技術の実用化に取り組んできたが[(4)-(7)]，2016年発売の従来の燃料電池システムを搭載したCLARITY FUEL CELL[(8), (9)]は限定的な市場展開であった．この次のステージとして，多種多様な市場展開を可能とする耐久性を向上し，かつ低コスト化した新構造燃料電池システムの開発を進めてきた．ゼネラルモーターズと共同開発した新構造燃料電池スタックは，従

[1] 先進パワーユニット・エネルギー研究所
E-mail: choichi_ishikawa@jp.honda
[2] 本田技研工業株式会社

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2025_37_3

来の燃料電池スタックの出力性能，安全性を維持しながら，従来の製品と比べ，耐久性２倍以上，コスト 1/3 を実現した．この燃料電池スタックは新型燃料電池自動車への搭載のみならず，Fig. 1 に示すように商用車，建設機械，定置電源を加えた四つの領域への適用拡大を検討している[10]．本稿では新構造燃料電池スタックについて紹介する．

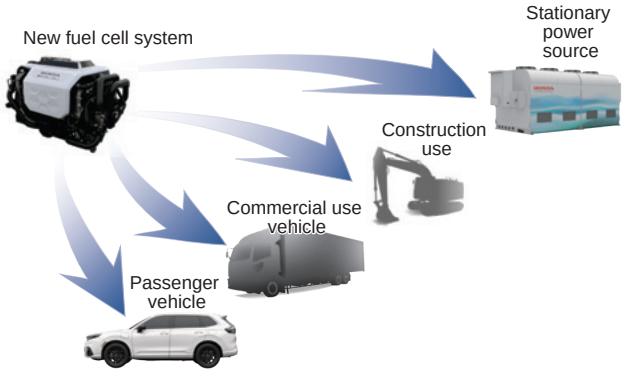



Fig. 1　Expanding application of fuel cell system

## ２．開発のねらい

新構造燃料電池スタックは Fig. 2 に示すように固体高分子膜（電解質膜）を水素極および空気極で挟んだ電極集合体（Membrane Electrode Assembly: MEA）を積層する高分子膜型セル構造を採用している．

この MEA に水素と空気中の酸素を供給し，電気化学反応によって化学エネルギーを電気エネルギーに直接変換する構造である．Fig. 3 に示す発電セルは，MEA と外周樹脂フィルムで構成される Unitized electrode assembly（UEA）を，水素および酸素を供給する流路を構成する２枚のバイポーラプレート（Bipolar plate: BPP）で挟む構造となっている．

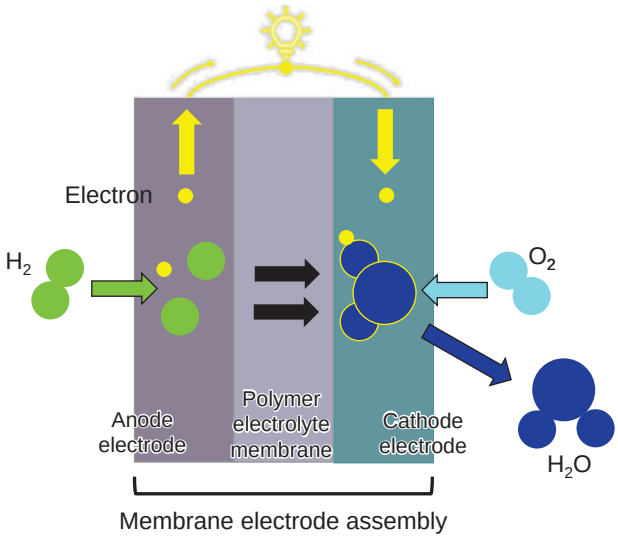



Fig. 2　Mechanism of electricity generation in stack

MEA は鉄によるコンタミネーションや，運転時に高温化による電解質膜の乾燥などによって，電解質膜の劣化が進むことが知られている[11], [12]．これらを対策することで耐久性が向上した．

また，MEA は薄膜で高い加工精度が要求されるため製造工程が複雑であり，かつ Pt が必要なため，普及の観点でコストの課題がある[13], [14]．そこで，構造の簡略化や材料の置換によってコストを低減させることを開発の狙いとした．

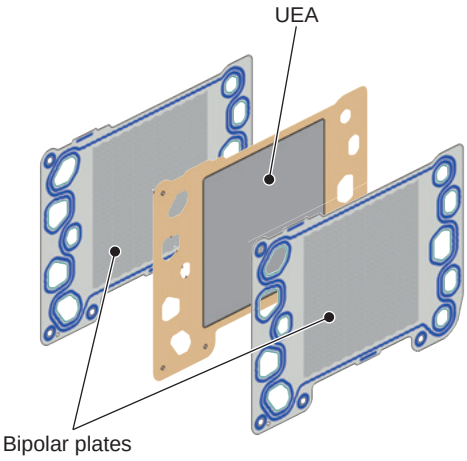



Fig. 3　Structure of cell in new stack

## ３．燃料電池スタックのコスト低減

Fig. 4 に従来の新構造燃料電池スタックのコスト比較を示す．スタックコストの大部分を占めるセルコストに対し，従来の燃料電池システムと同等のネットパワーを確保しながら，MEA の高電流密度化とスタック発電を補う補機の消費電力低減により，セル積層数を従来のスタックから 15% 削減した．

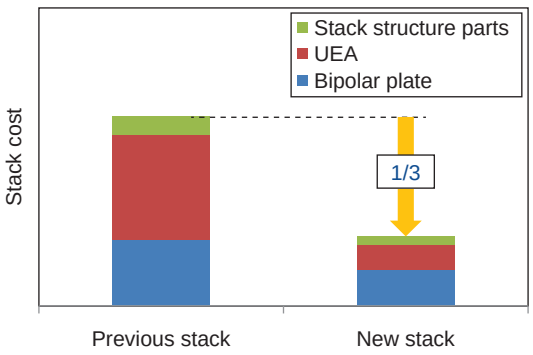



Fig. 4　Stack cost

また，Fig. 5 に示すように，燃料電池スタックは，BPP および UEA を積層したセルユニット構造，セルユニットの締結と保護を担うスタック構造で構成している．これら各部品にてコスト低減を実施しており，新構造燃料電池スタックは従来のスタックに対し，コストを 1/3 に低減した．

### 3.1. BPP の構造簡略化と材料の見直し

Fig. 6 に示すように BPP にコストを意識し，母材表面のコーティングの変更，セル間シール構造の変更，被水防止のための外周被覆構造の廃止を採用した．

Fig. 6 の External Shape および Coating structure に示すように，高価となる要因であった BPP の母材表面は従来の金コーティングよりも安価であるカーボン (C) とチタン (Ti) コーティングへ変更した．また，従来の BPP のシール構造はゴムで母材プレートを覆うシールを採用していた．新構造は Seal structure に示すように，母材プレート２枚を溶接にてシールする BPP 構造とメタルビードとマイクロシールによるシール構造を採用したことで，BPP 構造の簡素化を実施している．

加えて，従来の BPP は積層後に金属部分が剥き出しにならないよう，セル外周部は樹脂フレームとゴムで覆うセル外周被覆構造を採用していた．新構造では Outer insulation structure に示すように，外部からの被水防止と水素の換気も可能とした Fig. 5 に示すフィルター構造を採用し，複雑であったこのセル外周被覆構造を廃止した [13]．

### 3.2. UEA の材料および構造の変更と完全自動生産ラインの導入

UEA は Fig. 7 に示すような構造を採用し，高価な要素であった電極層内に含まれる貴金属白金の使用を従来の UEA に対し 1/5 に削減した．また従来では協力サプライヤの膜品 (単膜) を適用していたが，独自のコーティングプロセスを採用することにより，電解質膜の厚さを 3/5 に削減し，UEA のコスト低減を実現している．

また電極層内には触媒活性の高い Pt 合金触媒を採用した．触媒の活性向上と電解質膜厚の削減による抵抗低減により，白金量の削減による性能低下を補い，従来の UEA 同等以上の出力性能を確保した．また外周樹脂構造では従来の UEA 構造にあった流路構造を廃止し，流路構造は BPP 側のみとする構造を採用した [14]．

低コストを実現する上で材料及び構造の変更のみでなく，生産効率を向上させるための生産技術開発も実施している．

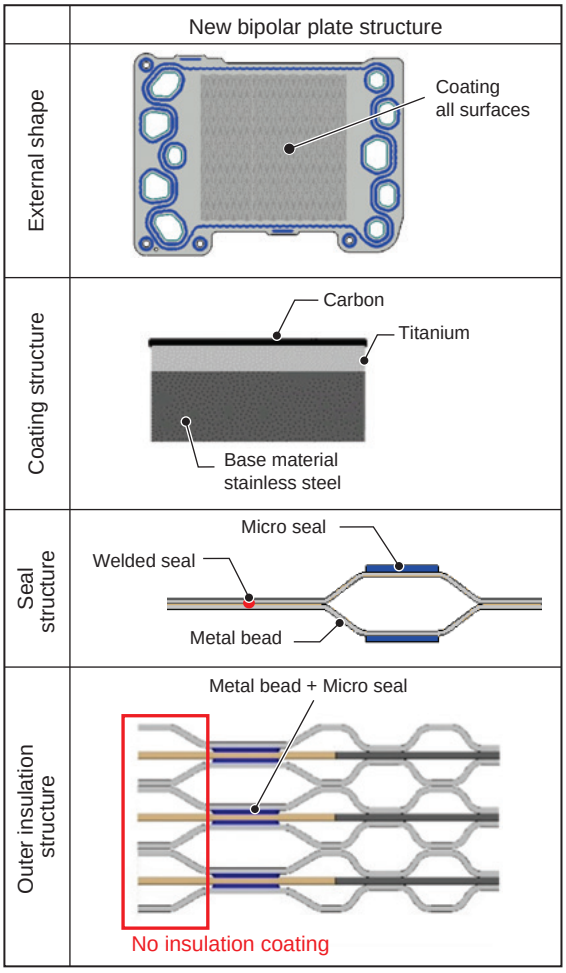



Fig. 6　Bipolar plate structure for cost reduction

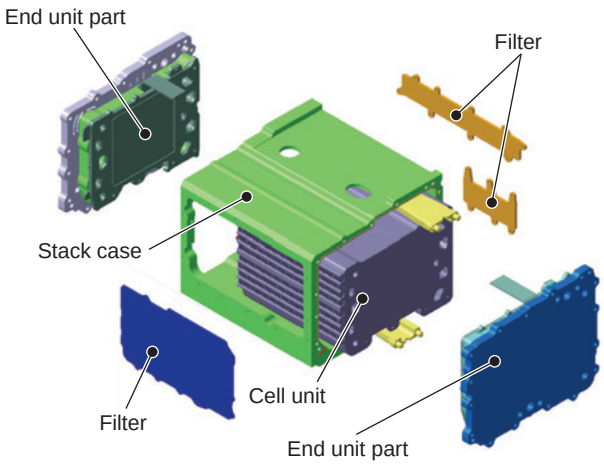



Fig. 5　New fuel cell stack

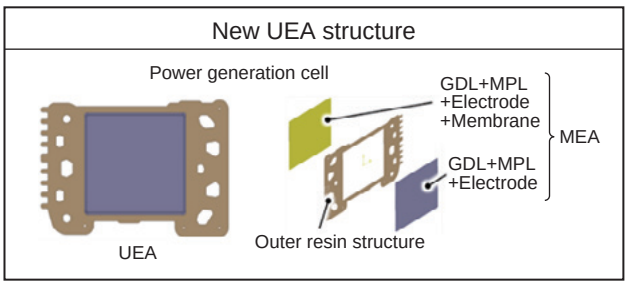



Fig. 7　UEA cost reduction structure

従来は Fig. 8 に示すように工程ごとに処理時間が異なっていたため，電極の切り出しからセル積層までの一連の工程を繋いだ全自動化ができなかった．そのため生産効率の向上に限界があり，コスト高の要因の一つになっていた．そこで 新構造燃料電池スタックでは工程の集約と削減･処理時間の短縮をおこない，Fig. 9 に示す完全自動化したラインを実現した．左から順に，ロール状の電極を切り出し，次に切り出した電極とフィルムを貼り合せ，UEA を組み立てた後に品質を検査した上で BPP と積層する工程を全て自動化している．

その取組み内容について詳細に述べる．まず従来の外周樹脂構造体は射出成型品を用いていたが，新構造 UEA では樹脂フィルムを採用した．そしてフィルムと電極の接合部分は 挟み込み構造としたことにより，従来モデルにあった樹脂を溶かして物理的に接合する含侵工程 (Bonding) を廃止できた．また，シール材の塗布と一次硬化を完了させたフィルムを材料として採用することにより，接着剤の Curing 工程の時間を短縮し，Lamination 工程の加工時間で完了することを可能とした．これらにより，２種の電極と樹脂フィルムの三位一体の加工を実現し UEA 組立工程を３工程から１工程へ集約した．その他，電極カット工程 (Electrode trimming)，UEA カット工程 (UEA trimming)，セル積層工程 (Cell stacking) では全自動化，UEA 検査工程 (Inspection) では仕様適合技術開発の実施によりサイクルタイムの短縮と均一化を達成した．

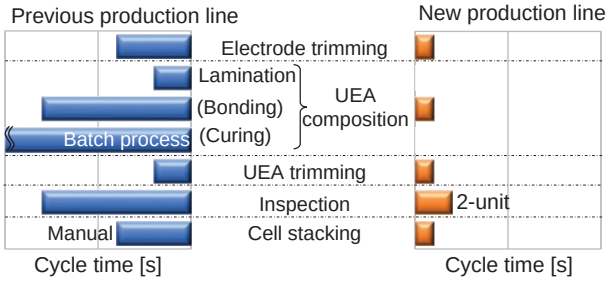



Fig. 8　Cycle time for each proces

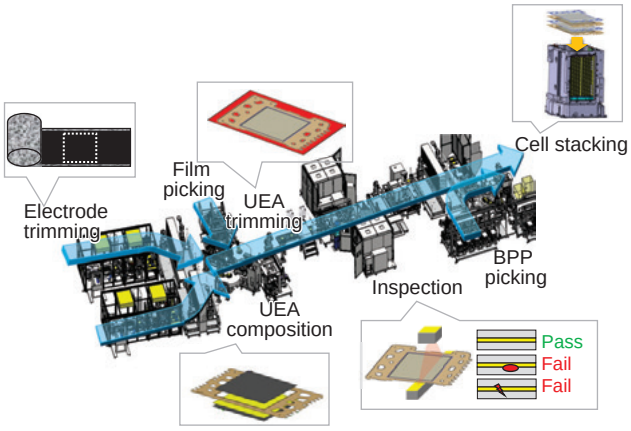



Fig. 9　Overview of new production line

さらに，完全自動化ラインを実現するためには安定した材料投入が必要であることから Fig. 10 に示すような枚葉のフィルム材料を確実にピックアンドプレイスする技術を適用した．このフィルム材料は接着剤部分に異物が付着しないようにインターリーフと交互に平積みされた状態で容器に梱包されている．容器内ではフィルムとインターリーフが密着した状態であるため，このインターリーフをロボットが取出す際に下のフィルムが貼り付き一緒に取出されてしまうという課題があった．そこで，Fig. 11 に示すようにインターリーフの外側を押さえつつ一部をつまみ上げて引き剥がす機構を採用し，安定したピックアンドプレイスを実現した．

以上により，電極ロールの投入からセル積層までの完全自動化ラインを実現したことで生産効率を向上させ，従来比で要員 1/8，セル当たりの減価償却費 1/3 となった．

### 3.3. スタック構造の簡略化

従来のスタック構造部品は Fig. 12 に示すようにセル積層部品であるエンドユニットと４本のバーにてセルを積層し，その外側をセル保護構造部品である四つのスタックカバーにて覆う構造であり，セル積層部品とセルを保護する構造部品に分かれた構造であった．新構造燃料電池スタックは部品点数削減を目的に，Fig. 13 に示すようにスタックケースにセル積層とセル保護構造の役割を持たせ，従来のスタックの４本バーとスタックカバーを一体化した構造とし，スタック構造部品の８個あった部品を１個に削減した．

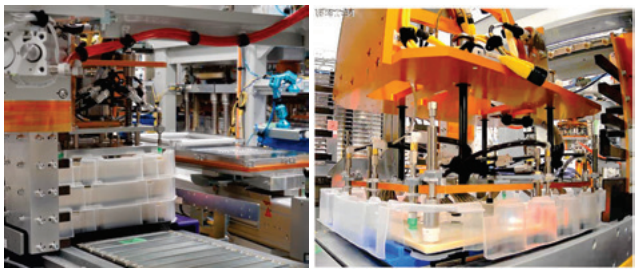


Fig. 10　Pick and place hand

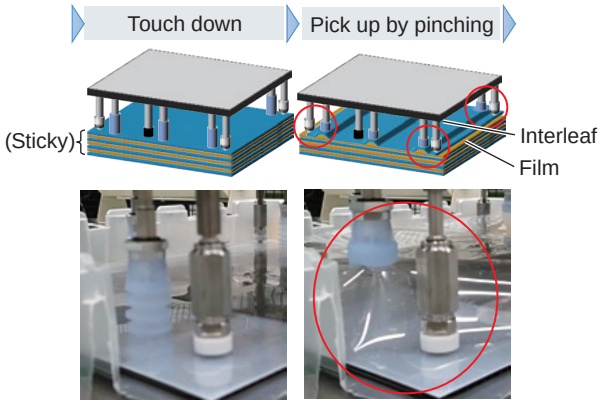



Fig. 11　Pick up by pinching

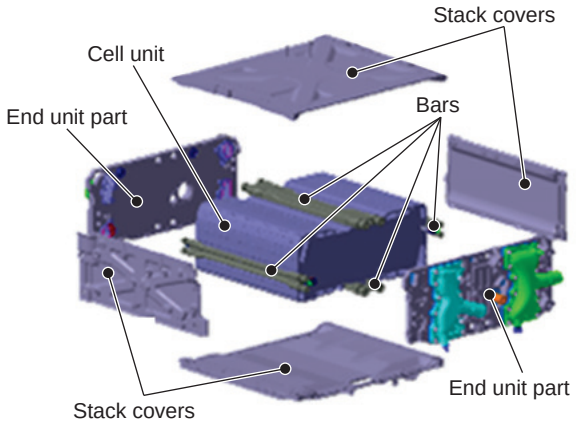



Fig. 12　Previous stack structure

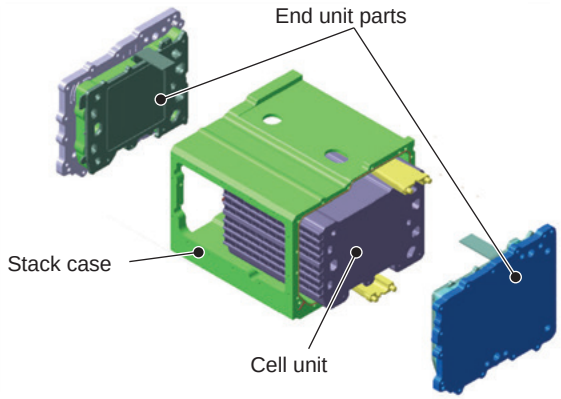



Fig. 13　New stack structure

## 4. 燃料電池スタックの耐久性向上

新構造燃料電池スタックはスタック構造と制御との組み合わせにより，2倍以上の耐久性向上を実現しており，次の技術を適用している．

・温度と湿度制御による電解質膜耐久性向上
・BPP コーティング変更による鉄溶出低減
・BPP 冷却構造変更とアスペクト比変更による冷却性向上
・積層端部断熱向上と補機流路からの水侵入対応

### 4.1. 温度と湿度制御による電解質膜耐久性向上

固体高分子型燃料電池の電解質膜は，膜の温度が高い状態で膜の含水量が不足すると，化学的安定性が低下し，膜が急速に分解することが知られている[12]．そのため膜の温度と湿度を適切に保つ必要がある．冷媒温度の低温化を達成するために，性能向上した補機によって冷媒量を電動制御している[15]．また，投入する空気に含まれる水蒸気の移動量を高精度に推定する独自のモデルを使うことで，膜劣化を抑制し最適な湿度に保つことができる，補機制御を実現した．

### 4.2. BPP コーティング変更による鉄溶出低減

固体高分子型燃料電池の電解質膜は鉄が混入すると膜の化学劣化が進行するため[11]，BPP 基板からの鉄溶出低減が必要である．BPP 構造で採用したカーボンとチタンの全面コーティングにてステンレス基材の露出を抑制することで，鉄溶出を 1/10 に低減でき，耐食性が向上した．

### 4.3. BPP 冷却構造変更とアスペクト比変更による冷却性向上

新構造燃料電池スタックでは，Fig. 14 に示すような BPP と UEA を連続的に積層し，UEA と BPP の間に水素と空気，BPP 内部に冷却水を流す構造としている．

Fig.15 (a) に示すように従来は，2 セルごとに冷却水を流しており，冷却水に接しないセルがあった．新構造では Fig.15 (b) に示すように各セル冷却構造とし，全てのセルに冷却水が接するようにした．結果として，セル間の温度差が低減した．

また，セル発電部の縦横アスペクト比変更により，セル内冷却水が面内に均等に流れやすくなり，セル冷却構造とセルのアスペクト比変更を組み合わせることで Fig. 16 に示すように面内の水平方向，垂直方向いずれの温度も減少し，冷却性能が向上した．

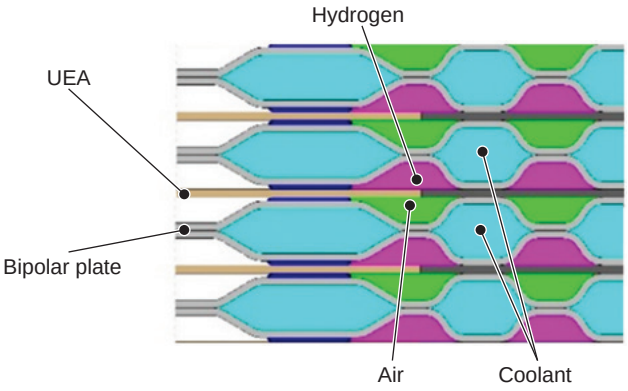



Fig. 14　Structure of cell unit in new stack

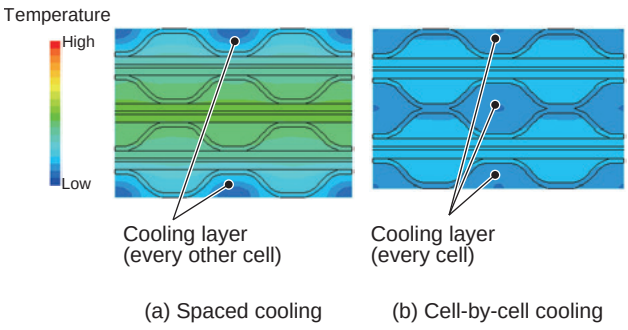



Fig. 15　Temperature distribution inside cell predicted by CFD

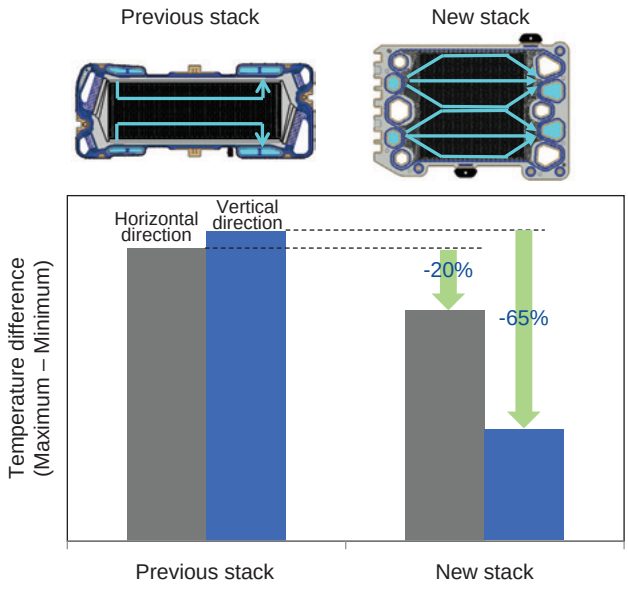



Fig. 16　Effect of changing cell aspect ratio

### 4.4. 積層端部断熱向上と補機流路からの水侵入対応

電圧が不安定になると，電極が劣化して耐久性の低下につながる．安定した発電をおこなうためには，積層端部の断熱性能の確保および燃料電池スタックの空気，水素流路内に補機流路からの水侵入を防ぐ必要がある．新構造燃料電池スタックではインシュレーターの厚み確保による断熱効果向上をおこない，端部セルの自然放熱による温度低下を抑制しセルの積層間温度ばらつきを低減している．また，外部からの水がUEA内に侵入した場合，発電不安定が発生し，UEAの耐久性を低下させる要因となる．そのため，Fig. 17に示すように，水侵入に対してインシュレーター部での水誘導流路を設置することで，UEAに水が浸入しないような構造とした．

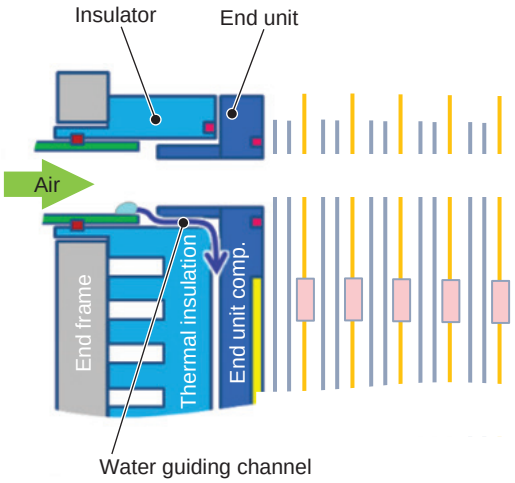



Fig. 17　New fuel cell stack end structure

## 5．まとめ

本稿ではゼネラルモーターズと共同開発した新構造の燃料電池スタックについて紹介した．従来の燃料電池スタックに対して，新たに投入した技術の特徴を以下にまとめる．

（1）以下のような技術を導入することで，電解質の劣化を抑制し耐久性を向上させた．
- 冷却効率の向上により，補機の省電力化，電解質膜温度の均一化による膜の劣化抑制を実現した．
- BPPの母材およびUEAのコーティング材料を見直すことで，コスト低減だけでなく，鉄の溶出を従来に比べて1/10以下に抑制した．
- 補機や流路構造の見直しによって，供給ガスの水蒸気量や排出する水の量を適切に制御することが可能になった．

これらにより，電解質膜の劣化を抑制した．

（2）以下のような技術によって，部品点数の削減や生産時間の短縮などをおこない，コストを低減させた．
- UEAの高電流密度化と補機の消費電力削減によって，従来と同じ出力の燃料電池スタックに対してセル積層数を15％減らした．
- 新形状のBPPとUEAを採用することで，構造の簡略化と冷却効率の向上を達成した．
- セルの組み立てラインの各工程にかかる時間の平準化ができるようになり，生産工程全体の完全自動化を実現した．これにより生産時間の短縮が可能になった．

結果として，新たに開発した燃料電池スタックでは，耐久性を2倍に向上しつつ，従来と同等のネットパワーを維持し，コストを1/3にすることができた．

## 参考文献

（1）https://www.env.go.jp/content/000126429.pdf,（参照2024/7/9）
（2）https://www.meti.go.jp/shingikai/enecho/shoene_shinene/suiso_seisaku/pdf/20230606_2.pdf,（参照2024/7/9）
（3）https://global.honda/jp/hydrogen/,（参照 2024/7/9）
（4）川崎聡志，小椋正己，小野徹，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
（5）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
（6）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
(7) 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
(8) 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
(9) 菊池英明, 加地勇人, 西山隆之, 小此木泰介, 原田仁: CLARITY FUEL CELL 搭載の新型燃料電池スタックの開発, Honda R&D Technical Review, Vol. 28, No. 2, p. 44-51
(10) https://global.honda/jp/tech/Hydrogen_Fuel_Cell_System_FC/, (参照 2024/7/9)
(11) Zatoń, M., Rozière, J., Jones, D. J.: Current understanding of chemical degradation mechanisms of perfluorosulfonic acid membranes and their mitigation strategies: a review, Sustainable Energy & Fuels, Royal Society of Chemistry, Vol. 1, Issue 3, p. 409-438, (2017), doi: 10.1039/C7SE00038C
(12) Perry, M. L., Daring, R. M., Kandoi, S., Patterson, T. W., Reiser, C.: Operating Requirements for Durable Polymer-Electrolyte Fuel Cell Stacks, Polymer Electrolyte Fuel Cell Durability, Springer, p. 399-417, (2009), doi: 10.1007/978-0-387-85536-3_20
(13) 布川和男, 新海洋, 小山賢, 石田堅太郎, 後藤修平:高耐久・低コスト燃料電池バイポーラプレートの開発, Honda R&D Technical Review, Vol. 37, p. 32-38
(14) 加藤高士, 中原章, 大倉拓也, 山本昌邦, 寺田聡, 野田明宏, 金岡長之 : 高耐久・低コスト燃料電池 UEA の開発, Honda R&D Technical Review, Vol. 37, p. 26-31
(15) 尾崎浩靖, 山崎薫, 小川隆行, 間庭秀人, 三浦種昭, Todd W.HUSTON:新型燃料電池システムの開発, Honda R&D Technical Review, Vol. 37, p. 12-18

■著　者■


石 川 暢 一


岩井田　学


内 藤 秀 晴


稲 井　滋


吉 田 弘 道


室 本 信 義

# 高耐久・低コスト燃料電池 UEA の開発

Development of High-durability and Low-cost UEA for Fuel Cell Stack

加藤高士[1] Takashi KATO
中原章[1] Akira NAKAHARA
大倉拓也[1] Takuya OHKURA
山本昌邦[1] Masakuni YAMAMOTO
寺田聡[1] Satoru TERADA
野田明宏[2] Akihiro NODA
金岡長之[3] Nagayuki KANAOKA

## 要　旨

Hondaの新構造燃料電池スタックの中で，発電を担うMembrane Electrode Assemblyおよびその外周樹脂枠構造体から構成される，Unitized Electrode Assemblyにおいて，従来燃料電池スタックに対して出力性能を維持しながら，耐久性の向上とコストの低減を実現したUnitized Electrode Assembly仕様を構築した．具体的には電極触媒へのPt合金触媒の適用による活性向上からPt量を従来仕様に対し1/5に低減し，電解質膜の膜厚を3/5に低減した．また，外周樹脂構造体に対しては，汎用樹脂フィルムを採用することで従来の射出成型品からコストを1/2以下に低減した．

上記変化点に伴う耐久性の観点では，Unitized Electrode Assembly各部材の劣化モデル構築と精度向上に取り組み，得られたモデルをベースに材料仕様限界範囲を運転制御へ反映することで，さらなる耐久性と低コストの両立を達成した．

## ABSTRACT

Honda's newly structured fuel cell stack features a Unitized Electrode Assembly, which consists of a Membrane Electrode Assembly that generates electricity and an outer resin frame structure. Specifications of the Unitized Electrode Assembly were developed that have greater durability and lower cost than the previous fuel cell stack, while maintaining its output performance. Specifically, the amount of Pt was reduced to 1/5 that of the previous specifications due to increased activity by using a Pt alloy catalyst for the electrode catalyst, and the thickness of the electrolyte membrane was reduced to 3/5. For the outer resin structure, the cost was reduced to less than half that of the previous injection-molded product by using a general-purpose resin film.

As for the durability associated with the above-mentioned changes, the researchers developed degradation models for the various components of the Unitized Electrode Assembly and worked to increase the accuracy of those models. These efforts achieved both increased durability and lower costs by reflecting the material specification limit ranges in operation control based on the models obtained.

## 1．まえがき

2023年7月に地球沸騰化の時代と警告される(1)まで地球温暖化は深刻化している．2023年に開催されたConference of the Parties(COP)28では，2015年のCOP21で採択されたパリ協定の1.5°C目標達成に向けては隔たりがあることが明らかになり(2)，気温上昇の要因である温室効果ガス排出の低減や吸収に向けた動きが活発化している．

特に水素についてはカーボンニュートラルだけでなくエネルギーレジリエンスの観点でも重要視されている(3)．

Hondaでは水素エネルギーの可能性に着目し，1980年代後半より燃料電池の基礎研究を開始した．現在では乗用車だけでなく，商用車や定置電源など，幅広く様々な用途

[1] 先進パワーユニット・エネルギー研究所
E-mail: takashi_kato@jp.honda
[2] 先進パワーユニット・エネルギー研究所，博士（工学）
[3] American Honda Motor Co., Inc.

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2025_37_4

に活用するために，さらなる耐久性の向上とコストの低減が急務となっている．

こうした中，Honda はゼネラルモーターズと共同で開発した新構造燃料電池スタックにおいて，従来燃料電池スタックに対して出力性能を維持しながら，耐久性を２倍以上，コストを 1/3 に低減した[4]．

その発電機能を担う Membrane Electrode Assembly（MEA）およびその外周樹脂枠構造体から構成される，Unitized Electrode Assembly（UEA）において，従来の UEA では耐久性を確保するために電極触媒の白金（Pt）やプロトン輸送を担うフッ素系の高分子電解質であるアイオノマー成分を多く適用しており，コストへの影響が大きくなっていた．また，外周樹脂構造体は発電セルの構成から射出成型を選択していたため，成型性から 250 um 以上の厚みが必要となり，セルを薄くして出力密度を向上させることが容易ではなかった．

## ２．開発のねらい

従来スタックの UEA 構造を Fig. 1 に示す．発電セルは３枚のステンレス（SUS）製セパレーターで，２枚の UEA を挟む構造となっている[5]．この発電セルを数百枚積層してスタックが構成されている．また，UEA は MEA とその外周の樹脂構造体で構成されている．従来 UEA での材料コスト比率を Fig. 2 に示す．Fig. 2 に示すように，カソード触媒および電解質膜のコスト割合が高い．電極触媒の Pt と電解質膜の主成分であるアイオノマーは高価でかつ量産効果も得にくいため，UEA のコスト低減には使用量を低減する対策が効果的である．

また，３番目にコストへの影響が大きなガス拡散層（Gas diffusion layer: GDL）に関しては量産によるコスト低減効果が見込めたことから，４番目にコストへの影響が大きく，出力密度の向上を図れる外周樹脂構造体の構造簡素化に注力することとした．

よって，従来の燃料電池スタックに対して同等以上の出力性能と耐久性を確保しつつ，以下を実現することを開発の狙いとした．

（1）電極触媒の Pt 量の低減
（2）電解質膜のアイオノマー量の低減
（3）外周樹脂構造体の構造簡素化

また，MEA の耐久性は Pt やアイオノマーの使用量低減と背反の関係であり[6],[7]，耐久性確保とコスト低減の両立は課題の一つとなる．耐久性の影響度と材料の劣化因子を定量的に表現可能な UEA 各部材の劣化モデルを構築した．そのモデルをベースに材料の仕様限界に対して適切な運転環境となるよう制御をおこなうことで耐久性の確保を合わせて実施した．

新構造スタックの UEA 構造を Fig. 3 に示す．発電セルは２枚のバイポーラプレート（Bipolar plate: BPP）で，１枚の UEA を挟む構造となっている[4]．そこで UEA の耐久性の向上とコスト低減を両立させた技術内容について紹介する．

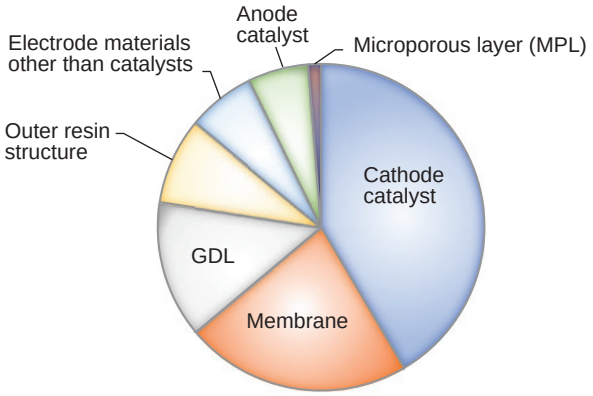



Fig. 2　Material cost breakdown in previous UEA

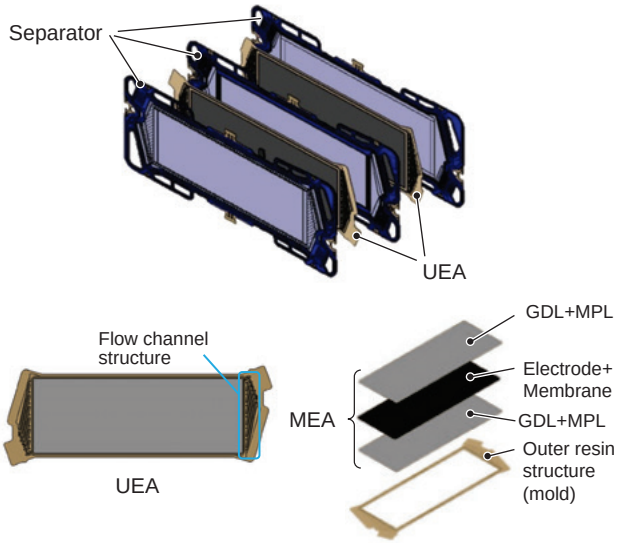



Fig. 1　Structure of previous power generation cell and UEA

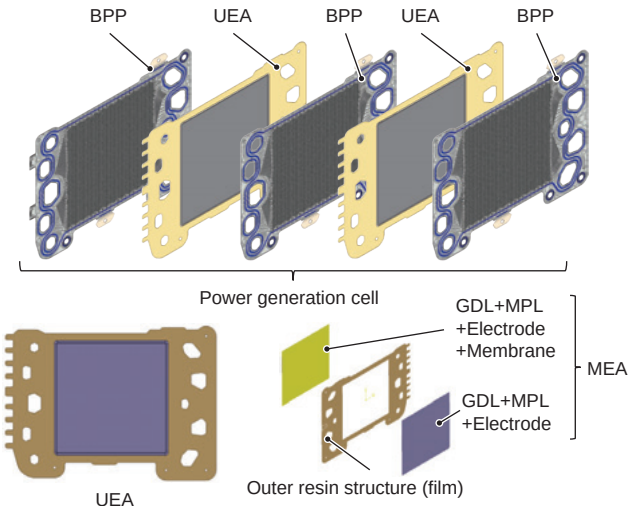



Fig. 3　Structure of new power generation cell and UEA

## 3．電極触媒の Pt 量の低減

### 3.1. Pt 合金触媒

電極触媒には貴金属の Pt が適用されている．そのため，コスト低減には Pt 量の低減が効果的である．しかし，Pt 量の低減により発電に有効な Pt 表面積が減少すると発電性能が低下する．発電性能は発電に有効な Pt 表面積と触媒活性の積で求められる[8]．そこで，従来の UEA で適用していた Pt 触媒に対し，触媒活性の高い Pt 合金触媒の採用により活性向上を図った．Pt 合金触媒適用による性能向上効果を Fig. 4 に示す．Pt 合金を担持させるカーボンとしては多孔質カーボンを採用し，アイオノマーが浸入できないカーボン細孔内にも Pt 合金粒子を担持した．これによりアイオノマーによる触媒被毒を抑制できること[9]，Pt 合金化による酸素還元反応の効率向上[10]と合わせて，従来の Pt 触媒に対し 2 倍以上の活性向上を実現した．Pt 合金触媒の採用により従来同等の触媒活性を実現したことから，Pt 触媒と同等のセル電圧を得るための Pt 表面積を 1/4 程度に低減することができた．また，出力確保のためには電流密度を引き上げた際に電圧低下を抑制することが必要である．電圧低下抑制のために，Pt 合金担持率を 3/5 へ低減することで，高電流密度での酸素還元反応を確保し目標のセル出力を達成した．さらに，次節で述べる劣化モデルを構築し，運転環境を適正に制御することで性能低下を抑制している．

上記により，従来と同等の発電性能を確保しながら，Pt 量をスタックあたりで 1/5 に低減した．

### 3.2. 電極触媒の劣化の抑制

Pt 量を低減したことにより発電に有効な Pt 表面積の減少によるセル電圧低下への影響は大きくなる．そのため，電極の劣化による発電に有効な Pt 表面積の減少を抑制する必要がある．

電極触媒の劣化メカニズムを Fig. 5 に示す．燃料電池の発電域である 0.6 から 0.8 V では負荷変動による電圧変動により，Pt 表面が酸化･還元され，Pt が溶出と析出を繰り返すオストワルド成長により Pt 表面積の減少が発生する．起動時や開回路電圧付近での発電により，電圧が 0.85 V を超えると Pt の酸化による溶出量が増加する．さらに，起動時においてアノード極に酸素が存在すると 1.5 V 程度までカソードの電位が上昇し，Pt 粒子の粒径増大に加えて，担体カーボンも劣化することが知られている[11]．そのため，停止中にアノード極が空気環境にならないような制御を実施してカソードの電位上昇を抑制している．また，運転中の劣化に対しては劣化モデルを構築し，後述の電解質膜と共に温度低下など運転条件の設定により劣化を抑制した．

電極の劣化モデルは約 50 $cm^2$ の発電面積を有する単セルを用い，実験計画法による耐久テストにより劣化因子とその影響度を確認し，モデル構築をおこなった．Fig. 6 に電位と保持時間に対する劣化影響の確認結果を示す．

Fig. 6 と同様に温度および湿度の影響も実験計画法で確認した結果より，式（1）に示す温度，湿度および電位によって構成されるモデルを構築した．高温，高湿度および高電位になるほど劣化が促進される[12]．

$$\theta_i = k_t(V, t) \times k_{Temp}(V, Temp) \times k_{RH}(V, RH) - r_t(V, t) \times r_{Temp}(V, Temp) \times r_{RH}(V, RH) \quad (1)$$

$\theta$i　：発電に有効な Pt 表面積の減少量
$t$　：時間
*Temp*：温度
*RH*　：湿度
$V$　：電位
k　：高電圧側の係数
r　：低電圧側の係数

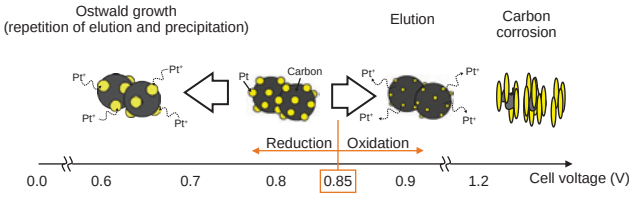



Fig. 5　Mechanism of electrode catalyst degradation

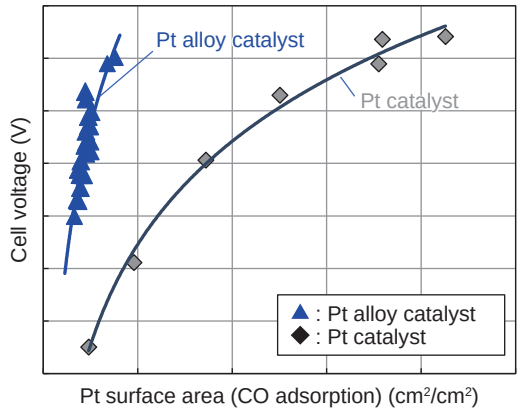



Fig. 4　Performance comparison of Pt catalyst and Pt alloy catalyst

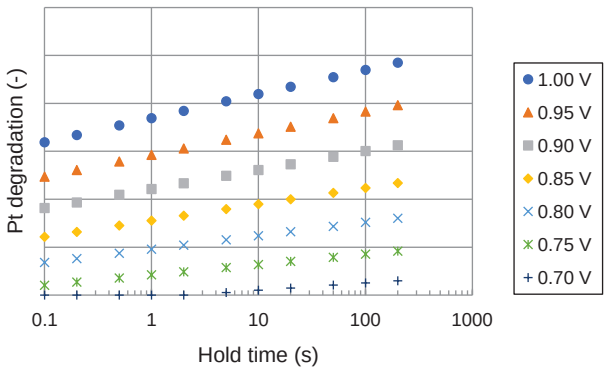



Fig. 6　Effect of potential and time on Pt degradation at 80°C

FC システムでの耐久試験をおこなった際の運転履歴から式（1）より算出される発電に有効な Pt 表面積の推移と耐久テスト完了後の実測値の比較を Fig. 7 に示す．目標とする性能は達成しているが，モデルによる予測よりも実測の方が，劣化が進行している結果であった．これは，運転履歴を用いた計算に使用している温度が冷却水の温度を使用しているためと考えられる．触媒近傍の温度は過電圧による発熱により冷却水温よりも高いためである．この予実のかい離を性能に置き換えると約 5 kW の差となるが，必要な耐久性は確保することができていることを確認した．今後，残寿命予測のさらなる精度向上は必要である．

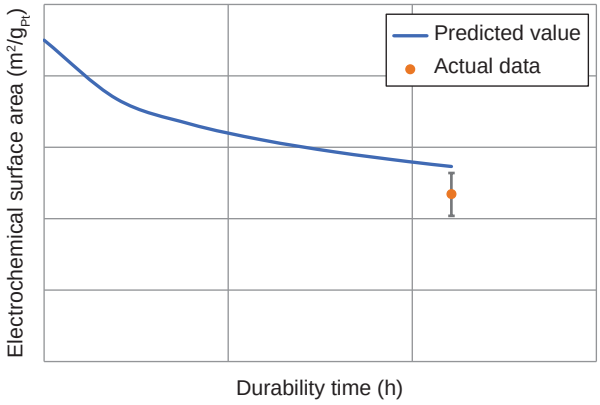



Fig. 7　Comparison of actual and predicted electrode degradation during FC system durability testing

## 4．電解質膜のアイオノマー量の低減

### 4.1. 電解質膜の薄肉化

電解質膜の薄肉化はコスト低減以外にも，プロトン導電性の向上による発電性能の向上とカソードからアノードへの水移動量を増加させ，膜の保水性や発電セル内のフラッディング抑制に効果的である．一方で，電解質膜はカソードとアノードのガスを遮断する機能が求められるため，薄肉化によりガスの透過量が増加し，燃費の低下が懸念される．そのため，発電性能と燃費影響を考慮した結果，薄肉化に伴う化学劣化および機械劣化への対処および独自の新しい MEA コーティングプロセスと配合を採用することで，従来のスタックに比べて電解質膜の厚さを 3/5 まで減らすことができた．

### 4.2. 電解質膜の化学的劣化への対処

電解質膜の劣化は化学的な劣化と機械的な劣化がある[13]．

電解質膜の化学的な劣化のメカニズムを Fig. 8 に示す．発電反応で副次的に生成される $H_2O_2$ と Fe イオン等との反応により OH ラジカルが生成される．OH ラジカルにより電解質膜の主鎖末端が攻撃されるアンジッピング反応や主鎖切断により分子量が低下する．主鎖切断が発生すると末端基が増加するため，加速度的に劣化が促進する[14]．劣化は高温，低加湿になるほど促進することが知られている[15]．劣化の起点となる $H_2O_2$ の生成はカソード側からアノード側に透過する酸素の量の影響も大きいと考えられる．膜厚を低減することによりガスの透過量は増加するため，劣化の促進が懸念される．

Fig. 8 に示す劣化メカニズムより，電極の劣化と同様に，温度および湿度，さらに電流および $O_2$ 分圧の影響を単セルでの実験計画法により確認し，式（2）に示す電解質膜の劣化モデルを構築した．式（2）は化学的な劣化ストレス量を示し，そのストレス量と分子量保持率の関係を式（3）に示す．耐久性の確保に対しては電極と同様に劣化モデルを構築し，運転環境の制御をおこなった．

$$S_C = exp(C_{Temp} \times Temp + C_{RH} \times RH + C_J \times J + C_1) \times C_{P_{O2}} \times P_{O2} \quad (2)$$

$$Mw = exp(C_{Sc} \times S_C \times t) + C_2 \quad (3)$$

$Sc$　：化学劣化ストレス
$Mw$　：分子量保持率
$t$　：時間
$Temp$：温度
$RH$　：湿度
$J$　：電流密度
$P_{O2}$　：$O_2$ 分圧
C　：各劣化要素に対する係数

式（2）に示すように，劣化モデルは温度，湿度，電流密度，酸素分圧によって構成される．特に湿度に対しては低湿度になると膜の劣化が一気に促進するため，スタックへの投入湿度を一定値以上となるよう運転する制御をおこない耐久性を確保している[16]．

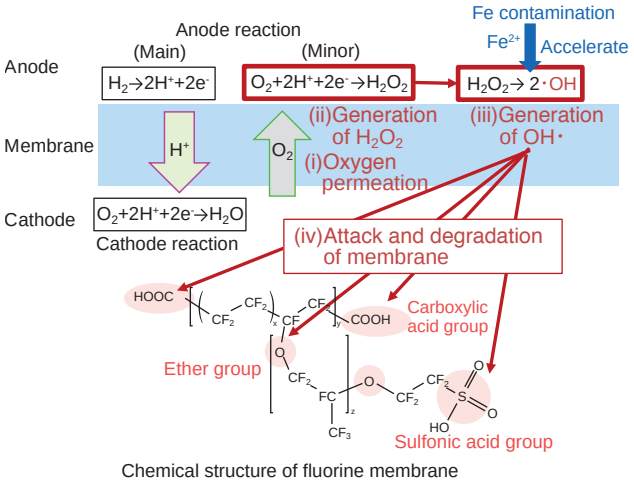



Fig. 8　Mechanism of membrane chemical degradation

FC システムでの耐久試験をおこなった際の運転履歴から式(2)および(3)により算出される電解質膜の分子量保持率の推移と耐久テスト完了後の実測値の比較を Fig. 9 に示す．実測値の幅は積層位置およびセル面内の複数個所の実測値のばらつきを示す．予測値に対し，実測値は劣化が推進している結果であった．必要な耐久性は確保できていることを確認できているが，このかい離は Fe 混入による劣化の加速によるものと推定される．耐久テスト時に混入した最大の Fe 量より劣化加速を考慮した場合は実測値のばらつき下限とほぼ一致することが確認できている．

### 4.3. 電解質膜の機械的劣化への対処

電解質膜の湿度変化による膨潤収縮の繰り返しにより発生する電解質膜の機械的な劣化は電極のクラックにより加速する[17]．

電極のクラックに対しては，電極インク成分の適正化及び表面性状の品質管理によりクラック自体の発生頻度を抑制した．また，高強度の膜補強材の採用により，クラック部に発生する電解質膜の劣化ストレスに対するタフネスを向上させ，クラック影響の抑制を実現している．

## 5．外周樹脂構造体の構造簡素化

### 5.1. 樹脂フィルム

外周樹脂構造体の構造簡素化に対しては，セパレーターに流路構造を集約したことで，UEA の樹脂枠に流路構造が不要となり，本 UEA では汎用樹脂フィルムの打ち抜き成型に置換して[18]外周構造を簡素化した．フィルムの適用が可能となったことから，BPP の材質である SUS 材と線膨張係数が近い，汎用樹脂フィルムを貼り合わせる構造を採用し，Fig. 3 に示すような UEA 構造とした．

従来では高価なエンジニアリングプラスチックの精密射出成形を採用していた．射出成型では成型性から 250 um 以上の厚みが必要であったが，汎用樹脂フィルムを適用することで厚みを 50% 以上低減することが可能となり，容積出力密度の向上を図ることができた．さらに，1 枚あたりで従来からコスト半減も達成した．

### 5.2. 強度耐久性

樹脂フィルムは Fig. 3 で示したように，BPP に挟持されている．発電時には BPP の流路に流れるカソードガスとアノードガスのガス差圧による応力が樹脂フィルムに発生する．その応力の緩和のために BPP による樹脂フィルムの保持間距離を設定した．また，発電により水が生成する燃料電池では加水分解による化学的な劣化が起こる．そのため，化学的な劣化による樹脂フィルムの強度低下を考慮し，カソードとアノード間のガス差圧に対する機械強度設計をおこなった．

ガス差圧に対しては，Fig. 10 に示すように有限要素法のシミュレーションにより BPP による保持間の距離と発生する応力の関係を確認し，BPP での拘束間の距離を管理することで発生応力を抑制した．結果として十分な強度耐久性を確保できた．

## 6．まとめ

新構造燃料電池スタックに適用されている低コスト UEA はゼネラルモーターズとの共同開発により，従来 UEA に対し以下を達成した．従来燃料電池スタックに対し，出力性能を維持しながら，耐久性 2 倍以上，コスト 1/3 低減の実現[4]に貢献した．

(1) 劣化抑制予測をおこなった Pt 合金触媒，多孔質カーボンおよび低担持率化の適用により，電極の Pt 量を 1/5 に低減した．
(2) 化学･機械的劣化の対処および独自のコーティングプロセスの採用により電解質膜の膜厚を 3/5 に低減した．
(3) 外周樹脂構造体の構造簡素化をおこなうことで，肉厚を 1/2 に低減した樹脂フィルムを適用できた．

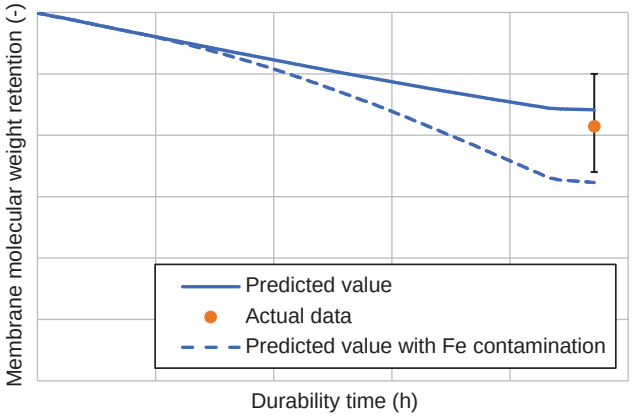



Fig. 9 Comparison of actual and predicted membrane degradation during FC system durability testing

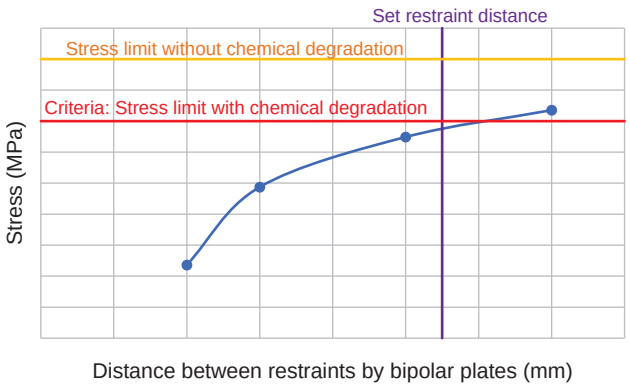



Fig. 10 Relationship between stress and retention interval distance by BPP

## 参考文献


(1) https://press.un.org/en/2023/sgsm21893.doc.htm, (参照 2024/5/31)
(2) https://www.enecho.meti.go.jp/about/special/johoteikyo/cop28_01.html, (参照 2024/5/31)
(3) https://www.enecho.meti.go.jp/about/whitepaper/2021/html/1-3-2.html, (参照 2024/5/31)
(4) 石川暢一, 岩井田学, 内藤秀晴, 稲井滋, 吉田弘道, 室本信義:高耐久・低コスト新構造燃料電池スタック, Honda R&D Technical Review, Vol. 37, p. 19-25
(5) 菊池英明, 加地勇人, 西山隆之, 小此木泰介, 原田仁: CLARITY FUEL CELL 搭載の新型燃料電池スタックの開発, Honda R&D Technical Review, Vol. 28, No. 2, p. 44-51
(6) Kocha, S. S.: Chapter 3 - Electrochemical Degradation: Electrocatalyst and Support Durability, Polymer Electrolyte Fuel Cell Degradation, ACADEMIC PRESS, p. 89-214, (2012), doi: 10.1016/B978-0-12-386936-4.10003-X
(7) Zatoń, M., Rozière, J., Jones, D. J.: Current understanding of chemical degradation mechanisms of perfluorosulfonic acid membranes and their mitigation strategies: a review, Sustainable Energy & Fuels, Royal Society of Chemistry, Vol. 1, Issue 3, p. 409-438, (2017), doi: 10.1039/C7SE00038C
(8) Vielstich, W.: Ch. 43 Proton exchange membrane fuel cell (PEMFC) down-the-channel performance model, Handbook of Fuel Cells: Advances in Electrocatalysis, Materials, Diagnostics and Durability, Wiley, Vol. 5 and 6, p. 631, (2009)
(9) 豊田章男, 高橋剛, 井田敦巳, 奥村暢夫, 中村謙五, 山下顕:第２世代燃料電池システムの開発, 一般財団法人機械振興協会, 第 56 回機械振興賞受賞者業績概要, p. 25-28, (2022), https://www.jspmi.or.jp/system/file/3/1381/N56-07.pdf, (参照 2024/5/31)
(10) Toda, T., Igarashi, H., Uchida, H., Watanabe, M.: Enhancement of the Electroreduction of Oxygen on Pt Alloys with Fe, Ni, and Co, Journal of The Electrochemical Society, Vol. 146 No. 10, p. 3750-3756, (1999), doi: 10.1149/1.1392544
(11) Reiser, C. A., Bregoli, L., Patterson, T. W., Yi, J. S., Yang, J. D., Perry, M. L., Jarvi, T. J.: A Reverse-Current Decay Mechanism for Fuel Cells, Electrochemical and Solid-State Letters, Vol. 8, No. 6, p. A273-A276, (2005), doi: 10.1149/1.1896466
(12) 山本昌邦, 松森裕史:Ｐｔストレスを指標とする燃料電池電極触媒の劣化予測, Honda R&D Technical Review, Vol. 28, No. 1, p. 37-44
(13) 陣内亮典:燃料電池の原理と応用, 280p., (2023)
(14) Hommura, S., Kawahara, K., Shimohira, T., Teraoka, Y.: Development of a Method for Clarifying the Perfluorosulfonated Membrane Degradation Mechanism in a Fuel Cell Environment, Journal of The Electrochemical Society, Vol. 155, No. 1, p. A29-A33, (2008), doi: 10.1149/1.2800171
(15) Perry, M. L., Daring, R. M., Kandoi, S., Patterson, T. W., Reiser, C.: Operating Requirements for Durable Polymer-Electrolyte Fuel Cell Stacks, Polymer Electrolyte Fuel Cell Durability, Springer, p. 399-417, (2009), doi: 10.1007/978-0-387-85536-3_20
(16) 尾崎浩靖, 山崎薫 , 小川隆行, 間庭秀人, 三浦種昭, Todd W.HUSTON:新型燃料電池システムの開発, Honda R&D Technical Review, Vol. 37, p. 12-18
(17) Uchiyama, T., Kato, M., Ikogi, Y., Yoshida, T.: Mechanical Degradation Mechanism of Membrane Electrode Assemblies in Buckling Test Under Humidity Cycles, Journal of Fuel Cell Science and Technology, ASME, Vol. 9, Issue 6, 061005 (8 pages), (2012), doi: 10.1115/1.4007814
(18) https://global.honda/jp/tech/Hydrogen_Fuel_Cell_System_FC/, (参照 2024/5/31)



■著　者■


加藤高士


中原　章


大倉拓也


山本昌邦


寺田　聡


野田明宏


金岡長之

# 高耐久・低コスト燃料電池バイポーラプレートの開発

Development of High-durability and Low-cost Fuel Cell Bipolar Plate

布川 和男[1] Kazuo NUNOKAWA
新海 洋[1] Hiroshi SHINKAI
小山 賢[2] Satoshi OYAMA
石田 堅太郎[1] Kentaro ISHIDA
後藤 修平[1] Shuhei GOTO

## 要　旨

新構造燃料電池スタック向けのバイポーラプレートをゼネラルモーターズと共同開発した．本研究のバイポーラプレートは，従来に対し機能を向上させつつコスト低減と生産性向上を両立させるために，ハイサイクル成型を前提とするバイポーラプレート構造を開発した．ステンレス基材へプレス前にカーボンとチタンで構成されるコーティングを施した．シール構造については積層ゴムシール構造から，コーティング後のプレス成型によるメタルビードシール構造と溶接シール構造へ変更した．また，ハイサイクル成型をおこなうためにゴム被覆レス構造を採用した．

## ABSTRACT

A bipolar plate for a new structure fuel cell stack was developed jointly with General Motors Company. In order to achieve both lower cost and higher productivity while enhancing the functionality of the bipolar plate in this study, a bipolar plate structure that assumes high-cycle molding was developed. A coating consisting of carbon and titanium is applied to the stainless steel base material before stamping. The seal structure was changed from a multilayer rubber seal structure to a metal bead seal structure formed by stamping after coating and a welded seal structure. In addition, a structure without a rubber coating was adopted for high-cycle molding.

## 1．まえがき

燃料電池は地球温暖化やエネルギー問題に対応するため，$CO_2$や有害物質を排出しない循環型クリーンプラントとして期待されている(1)．Hondaは1980年代から燃料電池技術の実用化に取り組んできた(2)．本稿では，新構造燃料電池スタック(3)へ適用した積層セルを構成する部品の一つである，Bipolar plate(BPP)に関して論じる．積層セルはFig. 1に示すように，1枚のUnitized Electrode Assembly(UEA)を2枚のBPPで保持し冷却液を流すセル構造を採用している．

BPPに求められる機能としてはFig. 2に示す通りである．

（1）水素，酸素ガスをUEAに供給する
（2）冷媒を流してBPPとUEAを冷却する
（3）水素，酸素，冷却液をシールする
（4）セルとセル間の導電性を確保する
（5）発電環境下における耐食性を確保する

また，従来の燃料電池スタックのコスト比率はFig. 3に示すように，BPP，UEAの構成割合が高い．

さらにBPPコスト構成の内訳ではシール，コーティング，プレス成型コスト割合が高く，それらの低減は課題であった．従来のBPP(4)では，シール機能に対してインジェクション成形を用いたゴムシール構造を採用していたため，生産サイクルタイムが長くなり大量生産には課題があった．また，耐食性のためのコーティングに貴金属を使用すること，およびBPP成型時にコーティングの品質検査が多いなどの課題があった．

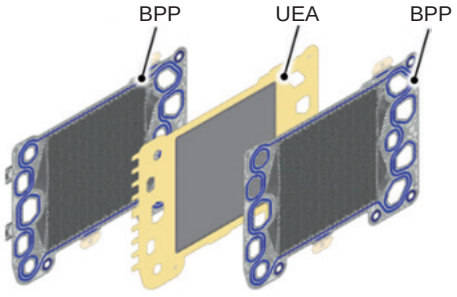



Fig. 1　Structure of BPP and UEA

[1] 先進パワーユニット・エネルギー研究所
E-mail: kazuo_nunokawa@jp.honda
[2] 本田技研工業株式会社

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2025_37_5

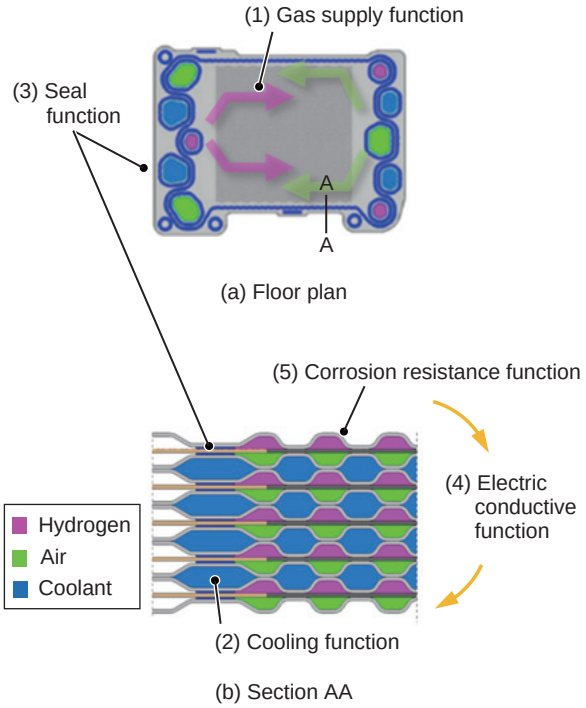



Fig. 2　Main functions of BPP

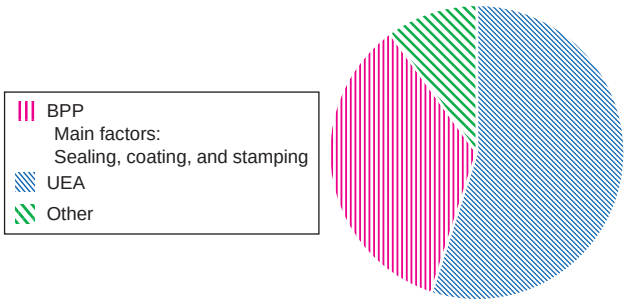



Fig. 3　Breakdown of conventional fuel cell stack cost

## 2. 開発のねらい

従来に対し機能を向上させつつコスト低減と生産性向上を両立させるために，ハイサイクル成型を前提とするBPP構造を開発した．

Fig. 4に従来と新構造BPPの比較表を明示した．新構造として設定した目標生産台数を達成するため，製造工程と検査工程を簡略化できるシール構造が必要であった．そこで，積層ゴムシール構造からメタルビードシール，溶接

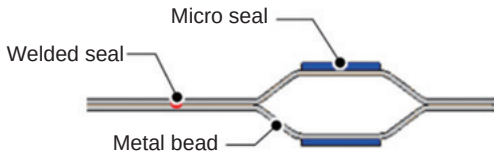
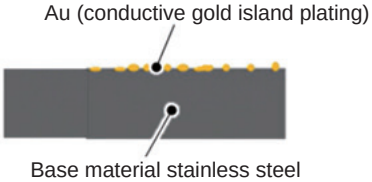
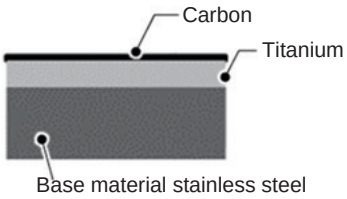
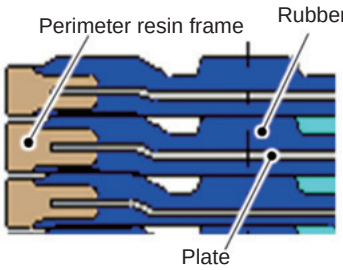
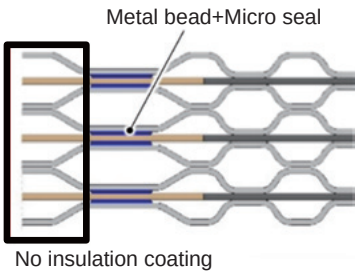
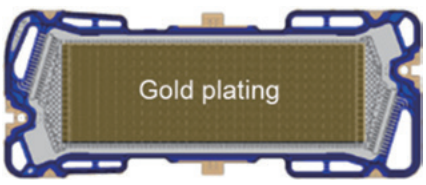
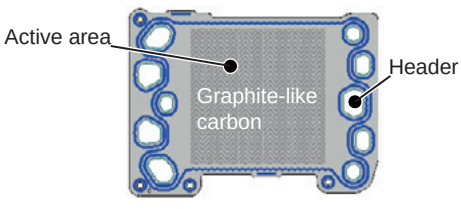
| | Conventional BPP structure | New BPP structure |
|---|---|---|
| Seal structure |   |   |
| Coating structure |   |   |
| Outer insulation structure |   |   |
| External shape |   |   |

Fig. 4　Comparison of conventional and new BPP structures

シール構造へ変更した．また，コーティングの材料と処理のコストを低減する必要があった．そこで従来の金処理コーティングから Graphite Like Carbon(GLC)コーティング処理をおこなったコイルを適用した．

従来 BPP は外周ゴム被覆構造で絶縁を確保していたが，新構造では沿面，空間距離を設定し，外周ゴム被覆レス構造を採用することで絶縁検査工程を廃止した．

## 3. 新構造 BPP の特徴

### 3.1. メタルビード，溶接シール構造の成立性

メタルビードシール (MBS) 構造は Fig. 5 で示すようにプレスで成型した (a) 金属ビード部と (b) マイクロシールゴムから構成されており，積層，圧縮時の反力によりシールする構造とした．また Plate-A と Plate-B を (c) 溶接することで，冷却通路を形成した．

#### 3.1.1. MBS 構造の設定

金属弾性を利用する MBS 構造では，ビードに高い荷重がかかると塑性変形することで必要なシール線圧が不足し，ガスや冷媒がリークしてしまう懸念がある．線圧とはシール部に発生した荷重をシール線長で除した値とする．

走行時に車両が振動すると，スタックにも振動が伝播し BPP シール部に高い荷重が発生する．その場合でも，シール機能の保持に必要な線圧を発生できるビード断面形状を設定した．さらに，車両衝突の減速度で内部荷重が発生するため，Fig. 6 に示すような BPP 外周部に荷重を受ける形状を設けることで，メタルビードが塑性変形することを防止した．

MBS 構造は，ビードの断面形状やシールラインの平面レイアウトにより圧縮荷重特性が変化する．Fig. 7 に示すように，ビード断面形状 (ビード幅) を調整することで，圧縮荷重特性を変化させることができる．また，Fig. 8 に示すように，シールラインの平面 R および角度によっても圧縮荷重特性を変化させることができる．以上の特性を用いて，面内の特性を均一にするよう設計することで，局所的なシール線圧抜けによるリークを防止した．

#### 3.1.2. 流路部及び MBS の 2Hit 成型

新構造 BPP ではプレス時に流路部のうねり量が大きくなり，積層時に面圧の不均一が発生し，Active area の接触抵抗が増加したため，うねり量を改善する対策を実施した．また，車両衝突時などにおけるシール性を確保する必要があったため，MBS の圧縮荷重特性を増加する対策を実施した．

Fig. 9 に示すように流路うねりの原因は Flow channel stamp area の内側が Flow channel stamp area 外側より流路部垂直方向に長くなるためで，この差は流路成型時のスプリングバックにより発生する．

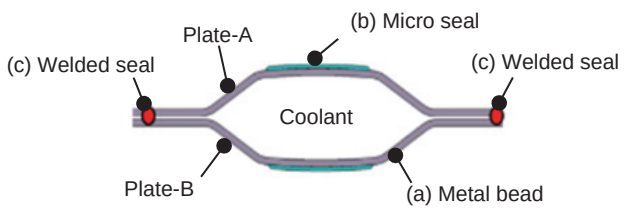



Fig. 5　Cross-sectional structure of MBS

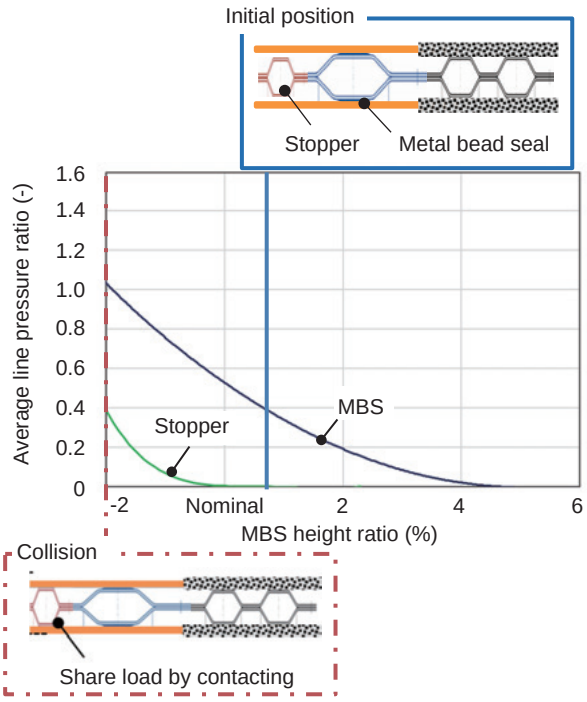



Fig. 6　MBS and stopper line pressure

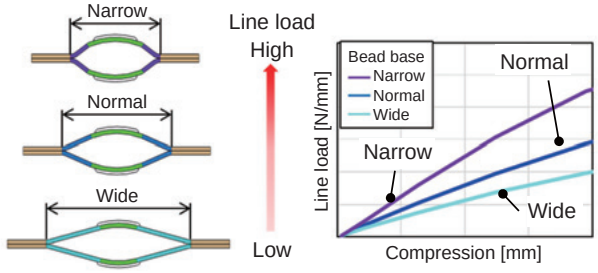



Fig. 7　Metal bead width and line load property

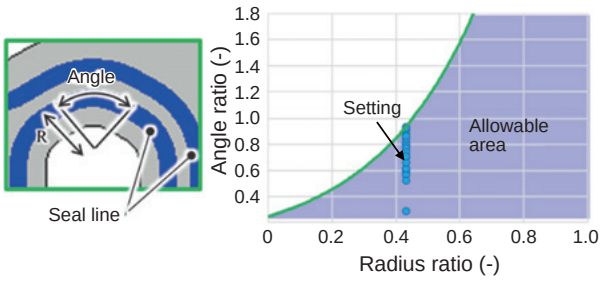



Fig. 8　Plane radius and angle setting

対策として Fig. 10 のように流路成型工程を 2 段階に分け，1 段階目の成型工程 (1Hit) で発生したスプリングバックを 2 段階目で稜線を曲げることで吸収する 2 段階成型工程 (2Hit) 流路型構造を採用した．

効果として Fig. 11 のように Active area の面圧を感圧紙で確認したところ，面圧ばらつきが少なくなった．Fig. 12 に示すように 1Hit のみの成型に対し 2Hit 成型仕様の流路部のうねり量が減少した．

次に MBS の強度を増加させるために，流路成型と同じ工程内で 2Hit 型構造を採用し母材の加工硬化を付与した．

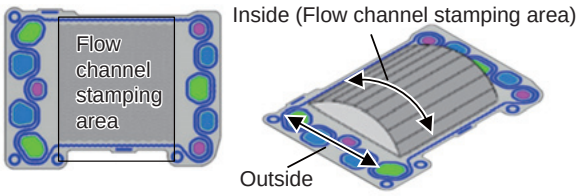



Fig. 9　Image of stamping area springback

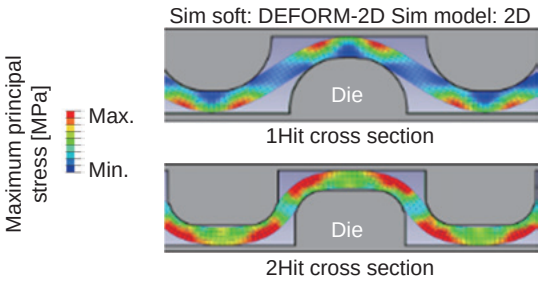



Fig. 10　1Hit and 2Hit of flow channel stamping process

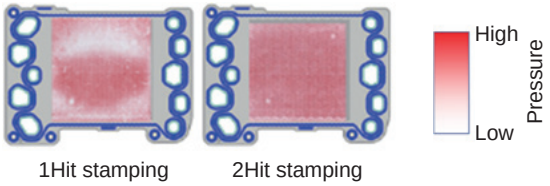



Fig. 11　Pressure of active area

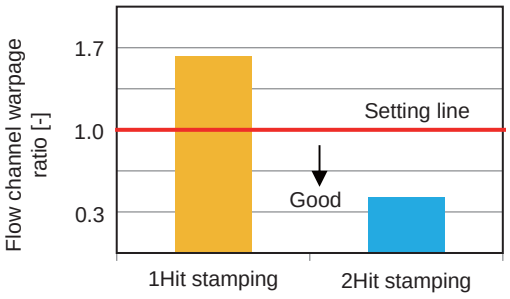



Fig. 12　Warpage of flow channel

1 段階目に Fig. 13 のように MBS の中央をプレスし，2 段階目に MBS 形状の最終形状をプレスすることで，断面全体に加工硬化をいれて強度を上げる 2Hit メタルビードシール構造を採用した．

強度を向上させた効果として，Fig. 14 に示す通り MBS の圧縮荷重特性の最大値が増加した．

3.1.3. マイクロシールの設定

新構造 BPP では Fig. 5 に示すように，メタルビードの上に，マイクロシールを配置する構造となっている．これにより，Fig. 15 に示すように圧縮永久ひずみによるシール線圧低下量を低減し，シール機能を保持できる構造となっている．一方でシールが薄いことは，製造時にシール上に異物が混入した場合にシール機能を保持することに不利となる．異物の混入を低減するためには，クリーンな環境での製造が必要となるが，製造コスト増大の要因となってし

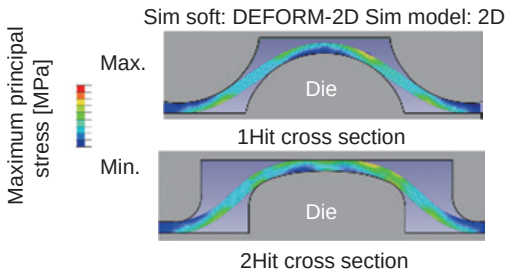



Fig. 13　1Hit and 2Hit of MBS stamping process

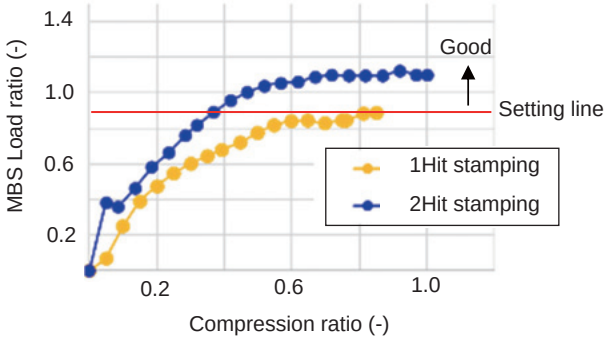



Fig. 14　MBS load characteristics

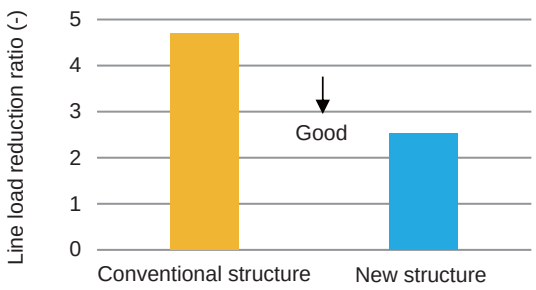



Fig. 15　Line load reduction comparison

まう．そのため Fig. 16 に示すように，異物が混入した場合でもシール機能を保持できるシール厚みと製造環境管理条件から最適なマイクロシールの厚み，幅を設定した．

3.1.4. 溶接シール構造の設定

BPP の界面は Fig. 5 に示すようにプレート同士を溶接により接合することで冷却液をシールする構造を採用している．Fig. 17 に示すように溶接幅を Faying length（FL）と定義している．Fig. 18 に示すように，溶接部にはガス，冷媒の運転圧力が掛かっても接合部が破断しないような接合強度を確保できる FL 幅を設定している．

一方で，一般的に溶接部の接合強度を高めるためには，溶接時の入熱量を高くすることで接合する幅を広くするが，溶接時の入熱が大きいと BPP には反りが発生しシール不良の要因となってしまう．そこで Fig. 19 に示すように，BPP が反り量を満足できるような溶接の入熱条件に設定している．また，ステンレス鋼の溶接においては鋭敏化が発生する場合がある[5]．鋭敏化は応力腐食割れの原因となりシール機能を保持ができなくなるため，鋭敏化が発生しないような溶接条件設定をおこなっている．

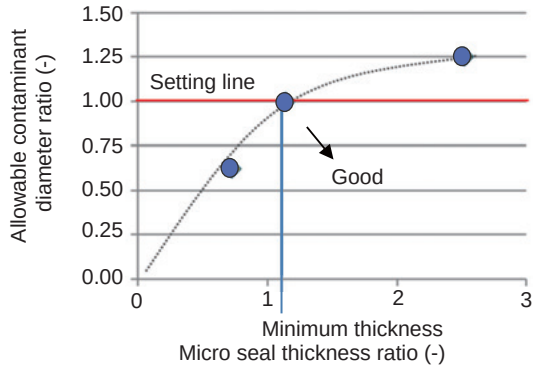



Fig. 16　Micro seal thickness setting

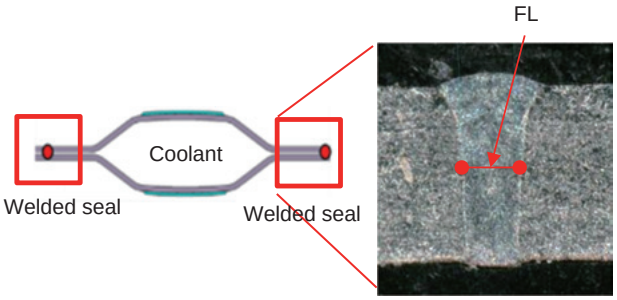



Fig. 17　FL Cross-sectional structure

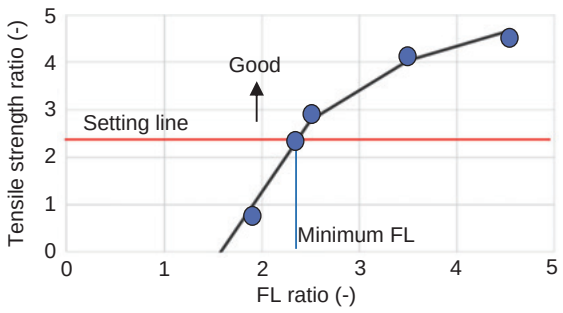



Fig. 18　FL and tensile strength

## 3.2. GLC コーティングによる低コスト化と耐食機能の両立

従来の BPP は，ステンレスの表面に金処理（島状金メッキ）をおこなった後，ステンレス露出部に形成される不働態被膜によって導電性と耐食性の両立を図っていた．

一般的にステンレスを基材とする BPP は，高温高湿の酸性腐食環境下でステンレス露出部の不働態被膜の破壊により鉄イオンが溶出し，イオン交換膜の耐久性が低下してしまうことが知られている[6]．そのためステンレスを基材とする BPP は，耐食性能の向上が求められている．

今回開発した BPP は，前章で説明した Fig. 4 のようにステンレス基材に従来の金処理よりも安価である GLC 層と中間層としてチタン層（Ti）をコーティングすることで，ステンレス基材の露出を抑制し導電性を確保しながら耐食性を向上させている．

また，GLC 層と中間層の Ti 層は，ステンレス基材に連続的にコーティングされており，プレス成型後に BPP をバッチ処理によりコーティングをおこなう必要が無いため，生産効率を向上させている．GLC 層と中間層の Ti 層は耐食性に優れており，GLC 層と Ti 層のコーティングをおこなうことで高温高湿の酸性腐食環境下においても，ステンレスに対して鉄イオンの溶出量を約 1/30 まで低減することができた．

一方，表面処理後にプレス成型すると，GLC 層と中間層の Ti 層にはプレス成型時の基材の伸びによるクラックや金型との擦れにより傷が発生し，Fig. 20 に示すように基材のステンレスの露出が確認された．

BPP からの鉄イオンの溶出量は基材ステンレスの露出量に依存することが分かっているため，流路断面形状の設

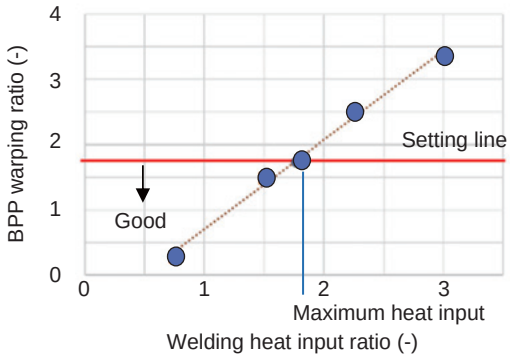



Fig. 19　BPP warpage by welding heat input

定においては，プレス成型時の基材の伸びを考慮した形状設定により基材であるステンレスの露出量の抑制が重要である．今回開発したBPPはプレス成型後のステンレス露出率を従来のBPPに対して抑制することでFig. 21に示すように鉄イオン溶出量を1/10まで低減し，コーティング処理コストを下げることもできた．

### 3.3. 流路，メタルビードシール部のハイサイクルプレス成型の確立

#### 3.3.1. 樹脂成形および絶縁検査工程の廃止

従来のBPPは外周ゴム被覆構造で絶縁を確保していたが，新構造ではIEC60664-1[7]を参考に，Fig. 22に示すようなCell(発電部)に対して沿面，空間距離を設定した．さらに外周ゴム被覆レス構造を採用したことで，絶縁検査工程を廃止した．前モデルと比較し，ゴム使用量を6%/Cell，樹脂使用量を54%削減することができた．

また，これにより樹脂成形工程と絶縁検査工程を削減することができた．

#### 3.3.2. 生産性コンセプト

Fig. 23に従来と新構造における生産工程の流れを示す．従来はプレス後に別工程で表面処理をおこなっていたが，新構造では，GLC処理済コイルでプレス成型を実施することで，サイクルタイムを改善しつつ工程を短縮することができた．

MBS，流路部のプレス工程の詳細をFig. 24に示す．前述の2Hitプレス成型をおこない，品質管理のためのレーザー刻印工程や検査工程を全自動化した．

樹脂成形工程と絶縁検査工程およびレーザー刻印工程や検査工程の全自動化を実施したことで，新構造BPP生産のサイクルタイムは従来と比較して1/20に低減することができた．

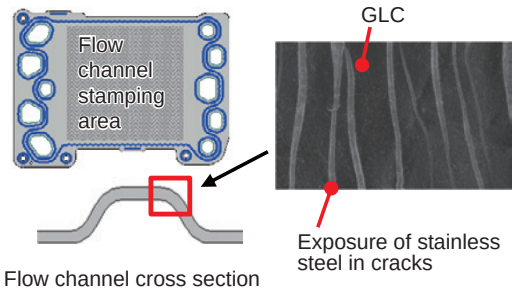



Fig. 20　Coating cracks on surface of flow channel

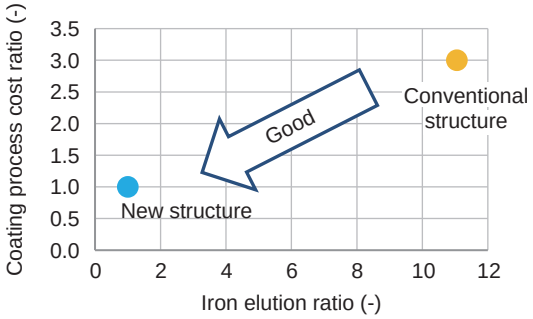



Fig. 21　Iron elution of BPP

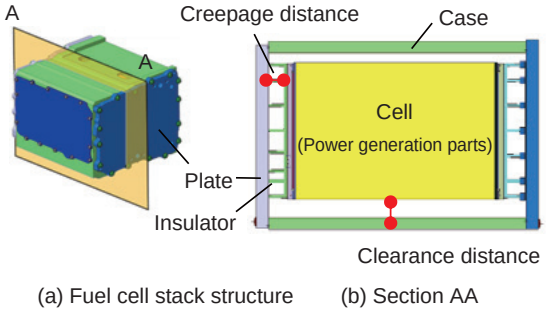



Fig. 22　Layout of creepage and clearance distances

| | Process |
|---|---|
| Conventional structure (4 suppliers) | Stamping: Roll material → Stamping → Imaging inspection<br>Coating: Surface treatment → Imaging inspection → Optical inspection<br>Resin molding: Perimeter resin molding<br>Rubber molding: Rubber molding → Insulation inspection → Seal inspection<br>→ Shipping |
| New structure (2 suppliers) | Stamping: Roll material → Surface treatment → Stamping → Imaging inspection<br>Welding, microseal coating: Plate welding → Microseal coating → Seal inspection → Imaging inspection<br>→ Shipping |

Fig. 23　Comparison of BPP processes between conventional and new structures

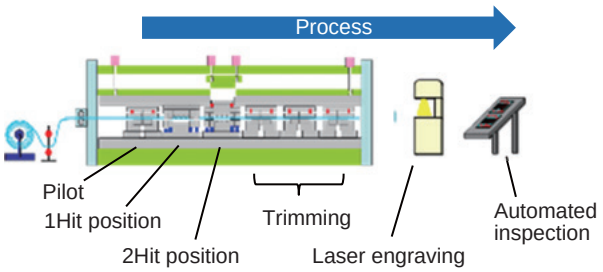



Fig. 24 Progressive stamping process flow

## 4. まとめ

生産性の向上および材料や機能の見直しによるシール機能と耐食性性能，およびコストの低減を両立させた新構造BPPを開発し，以下の成果を得た．

（1）メタルビード部は面内の圧縮荷重特性を均一にするような断面形状と平面レイアウトを設計し，荷重受け構造を設けることで衝突時のシール性を向上させた．また，金属ビードとマイクロシール構造にすることで線圧低下量を低減しシール機能を保持できる構造とした．溶接シール部については，BPP反りと鋭敏化を防止し，接合強度を確保できる溶接条件を設定した．

（2）2Hit金型構造を採用し，成型時のスプリングバックを抑制し流路のうねりを改善した．同時にメタルビードシール部も2Hit金型構造にし，加工硬化を入れてMBSの圧縮荷重特性を向上することができた．

（3）コイルにGLCコーティング処理を施し，プレス成型時の流路を考慮した形状およびステンレスの露出量を抑制することで，従来比にして鉄イオン溶出量を1/10まで低減した．

（4）新構造では，GLC処理済コイルでプレス成型を実施することで，サイクルタイムを改善しつつ工程を短縮することができた．また，IEC60664-1を参考に，Cell（発電部）に対して沿面，空間距離を設定し，外周ゴム被覆レス構造を採用した．

## 参考文献

（1）https://global.honda/jp/stories/057.html，（参照2024/6/12）

（2）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

（3）石川暢一，岩井田学，内藤秀晴，稲井滋，吉田弘道，室本信義：高耐久・低コスト新構造燃料電池スタックの開発，Honda R&D Technical Review, Vol. 37, p. 19-25

（4）菊池英明，加地勇人，西山隆之，小此木泰介，原田仁：CLARITY FUEL CELL搭載の新型燃料電池スタックの開発，Honda R&D Technical Review, Vol. 28, No. 2, p. 44-51

（5）中澤崇徳，鈴木俊一，田中良彦，小松肇：304系ステンレス鋼の粒界鋭敏化に及ぼす高温・動的ひずみの影響，日本金属学会誌，第62巻，第9号，p. 812-819, (1998), doi: 10.2320/jinstmet1952.62.9_812

（6）Zatoń, M., Rozière, J., Jones, D. J.: Current understanding of chemical degradation mechanisms of perfluorosulfonic acid membranes and their mitigation strategies: a review, Sustainable Energy & Fuels, Royal Society of Chemistry, Vol. 1, Issue 3, p. 409-438, (2017), doi: 10.1039/C7SE00038C

（7）JIS C 60664-1：低圧系統内機器の絶縁協調，（2009）

■著　者■


布川和男


新海　洋


小山　賢


石田堅太郎


後藤修平

# 分割端子基板の開発による MEA 短絡検査の高速化

High-speed Inspection Technology for Fuel Cell MEAs Using Split-terminal Resistance Measurement System

川 西 弘 晃[1] Hiroaki KAWANISHI
山 岸 弘 幸[2] Hiroyuki YAMAGISHI
難 波 健 介[1] Kensuke NANBA

## 要　旨

新燃料電池スタックは，大量生産に向けて品質同等で生産性の向上を目的とした開発を進めており，特に膜電極接合体の短絡検査時間は生産性を制限する課題であり，これを短縮する開発を実施した．従来の平板基板での短絡検査では膜電極接合体全体の電気的特性値が検出される．局所で発生している短絡のシグナルではチャージによる検出値の変化に対して小さいため，この変化が完了するまで判定ができなかった．本開発では分割端子基板にすることで局所ごとのシグナルの検出感度を向上させ，局所的にはチャージ変化以上の短絡シグナルを検出させることに成功した．この結果，検査判定への影響を最小化させ，チャージに起因する測定待機時間を従来比 87% 短縮した．また分割基板適用課題として端子間隙に短絡が存在する誤判定因子の対応として周辺電流の合成処理アルゴリズムを開発した．結果として検査トータル時間を 10 秒に短縮し，セル生産性の向上に大きく寄与した．

## ABSTRACT

New fuel cell stacks are being developed with the aim of improving productivity while maintaining the same quality for mass production. In particular, the time it takes to perform shorting inspection of the membrane electrode assembly is an issue that limits productivity, so development has been conducted to help reduce this time. Conventional shorting inspection on flat bases detects the electrical characteristic values of the entire membrane electrode assembly. In this approach, signals of local short circuits are small relative to the change in detected value due to the charge, and thus they could not be judged until the change was complete. In the development discussed in this paper, the detection sensitivity for signals in each local area was increased by using a split-terminal base. Shorting signals greater than the charge change were successfully detected locally. This lowered the impact on the inspection judgment, and the measurement waiting time caused by charging was lowered by 87% compared with the conventional method. In addition, the researchers developed an algorithm for synthesizing peripheral currents to deal with the misjudgment factor of a short circuit in the terminal gap, which presented an issue in the use of split bases. As a result, inspection total time was reduced to 10 seconds, thus contributing greatly to increasing cell productivity.

## 1．燃料電池スタックについて

燃料電池はカーボンニュートラル実現に向けた循環型クリーンシステムとして期待されている[(1)]．

Honda は 1980 年代から FC 技術の実用化に取り組み[(2)-(5)]，2016 年に従来の燃料電池システムを搭載した CLARITY FUEL CELL[(6),(7)]を発表した．

次のステージとして，商用車や建機，定置電源など多様な市場展開を可能とする高耐久性と低コストを確保した新燃料電池システム[(8)]をゼネラルモーターズと共同で開発した．この新構造燃料電池スタックの生産ラインでは電極ロールの投入からセル積層までの全自動組立ラインを実現した[(9)]．

固体高分子型燃料電池は Fig. 1 に示すように，水素と酸素との電気化学反応によって化学エネルギーを電気エネルギーに直接変換するものである．化学反応式を以下に示す．

水素極（−）：$2H_2 \rightarrow 4H^+ + 4e^-$
酸素極（＋）：$O_2 + 4H^+ + 4e^- \rightarrow 2H_2O$

水素イオンを伝導する電解質膜（Polymer Electrolyte Membrane: PEM）を水素極と酸素極（空気極）の二つの

[1] 先進パワーユニット・エネルギー研究所
E-mail: hiroaki_kawanishi@jp.honda
[2] 本田技研工業株式会社

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2025_37_6

電極層（Catalyst Layer: CL）と拡散層（Gas Diffusion Layer: GDL）で挟み，膜電極接合体（Membrane Electrode Assembly: MEA）を形成する．このMEAを二枚のセパレータ（Separator: SEP）で両側から挟んだ構造体をセルと呼ぶ．このセルを積層，締結したものが燃料電池スタックである．

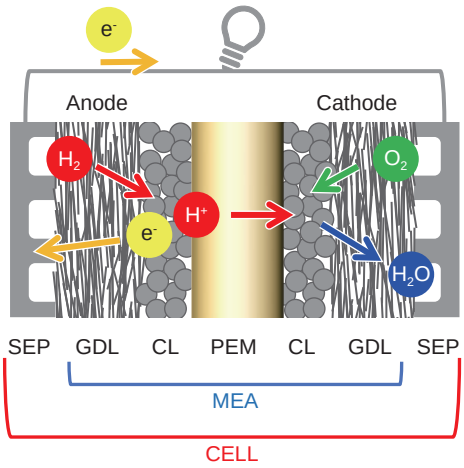



Fig. 1　Mechanism of electricity generation in FC stack

## 2．短絡検査課題

### 2.1. MEAの短絡事象について

燃料電池スタックの性能の重要項目である出力性能と耐久性を維持するための要素として電解質膜の絶縁品質とガスの遮断機能がある．電解質膜の絶縁性を阻害する事象として例えばFig. 2に示すような繊維状のコンタミネーションによる電極間の導通事象がある．このような導通により電極間に電気が流れ，起電力が下がる事象や，電極間に高電圧が掛かったときに膜にピンホールが生じ，水素と酸素のクロスリークを発生する事象につながるため，短絡検査を実施している．

### 2.2. 従来のMEA短絡検査手法

電解質膜に短絡を生じるとセル電圧の低下や膜の耐久性の劣化が起こりうるため，従来モデルではFig. 3に示すような短絡検査システムにて次のSTEPを実施し，一定以上の短絡がないことを確認している．

その検査STEPは以下の通りである

1，一対の平行平板電極にて一定荷重で挟持する
2，定電圧直流電流を印加する
3，測定値安定まで電荷をチャージさせる
4，チャージ後に両極間に流れる電流値を計測する
5，しきい値に対してPass/Failを判定する

従来のMEA短絡検査プロセスにかかる時間をFig. 4に示す．チャージ工程は検査時間の80%を要しており，律速工程となっている．この要因として，MEAは絶縁体のPEMを導電体のGDL及びCLで両側から挟んだコンデンサ構造であり，キャパシタンスを持つからである．キャパシタンスの判定影響についてFig. 5に検査Fail判定となったMEAの電流計測値の変化及び従来のMEA短絡検査しきい値を示す．電流値の変化がサチュレーションし，判定可能なタイミングまでに20秒ほどの時間を要することがわかる．

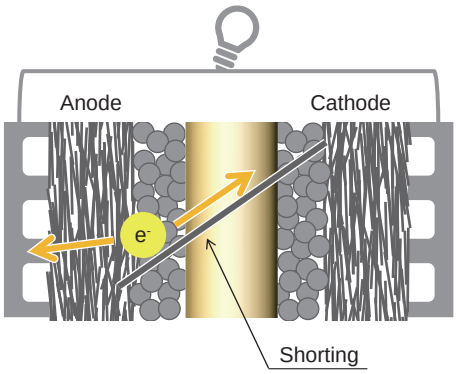



Fig. 2　Imaged figure of MEA shorting

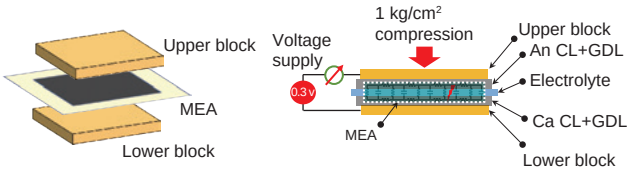



Fig. 3　Shorting inspection system of Honda's previous model

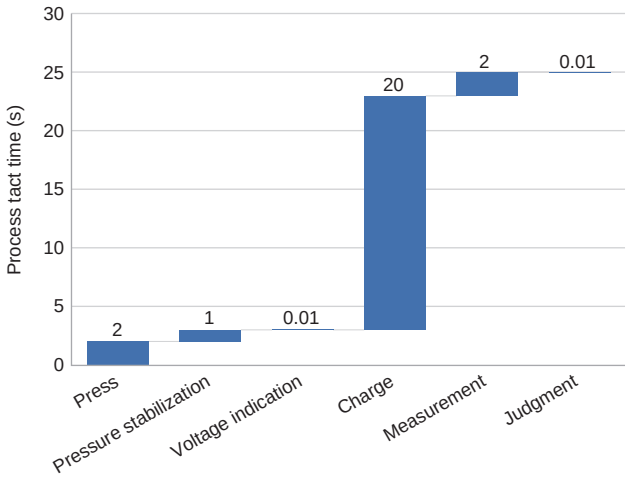



Fig. 4　Takt time of each process in shorting inspection

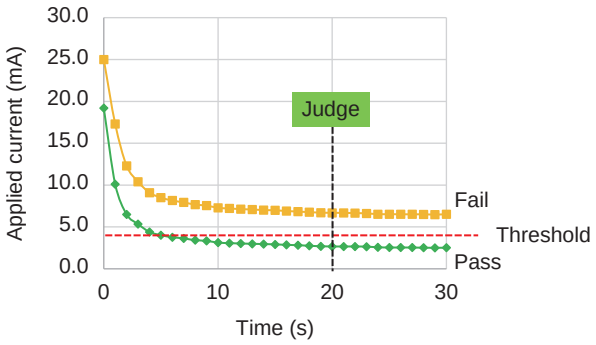



Fig. 5　Variation of measured values due to charging

## 3．分割短絡検査装置の考案

本開発では従来の燃料電池スタックに対して生産性を向上させるため，短絡検査プロセスの律速となるチャージにかかる時間を短縮させることに着目し，局所的な短絡シグナルを抽出し，チャージによる影響を最小化する分割端子基板を考案した．

一般的なチャージの時間短縮方法として印加する電流と電圧を上げるという方法がある[10]．しかしこの方法はすでに従来手法構築時に適用し，その結果としてチャージにかかる時間は 20 秒となっており，大幅な改善は期待できない．従って MEA 短絡検査の高速化は MEA のキャパシタ成分へのチャージ量を上げる以外の方法にて実現する必要がある．

次に Fig. 3 に示した従来の一様な平板で計測する場合，局所にある短絡電流に対して大面積のキャパシタへの突入電流が，相対的に大きいことが課題である．解決方針を示すに当たりまず MEA の電気回路図を示す．MEA の電気的性質は，短絡抵抗，コンデンサ容量に加えて，材料由来の内部抵抗を持つと考えられ，この電気回路図を Fig. 6 に示す．図に示すような短絡のある位置とない位置を分割された回路では短絡シグナルは局所的にはその他成分より大きいと想定される．解決の方針として，局所に流れる短絡シグナルを積極的に取り出し，チャージによる変化に対して

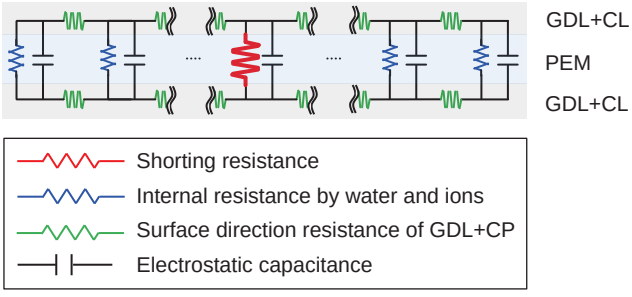



Fig. 6　Electrical schematic of MEA

短絡の検出値を相対的大きくすることでチャージを起因する測定待機時間の短縮を実現するために以下の技術開発に取り組んだ．

（1）短絡シグナルの電圧抽出に向けた分割端子基板の開発[11]

（2）分割端子間隙に発生する短絡電圧の合成処理アルゴリズム開発[12]

次章より，それぞれについて順次述べる．

## 4．分割端子基板の開発

### 4.1. 分割端子基板装置の基本構想

分割端子基板での検査装置回路及び電圧計測機にはニデックアドバンステクノロジー社のマルチチャンネルテスター（R-5800i）を接続した装置の基本構想を Fig. 7 に示す．分割端子下に高精度で既知な抵抗値のシャント抵抗を接続し，各シャント抵抗にかかる電圧を計測し，MEA の抵抗を算出する計測システムとした．

局所 MEA 抵抗の算出として直列接続の抵抗と電圧の比から求める式を以下に示す．

$$\Omega_{MEA} = \frac{\Omega_{shunt} \cdot V}{V_{shunt}} - \Omega_{shunt}$$

$\Omega_{MEA}$: MEA resistance (Ω)

$\Omega_{shunt}$: Shunt resistance (Ω)

$V$: Voltage supplied from power supply (V)

$V_{shunt}$: Voltage across shunt resistance (V)

基本構想をベースに短絡シグナルを抽出可能な装置仕様を決定するための検証について以下に述べる．

精度よく短絡シグナルを抽出するためには，まず Fig. 7

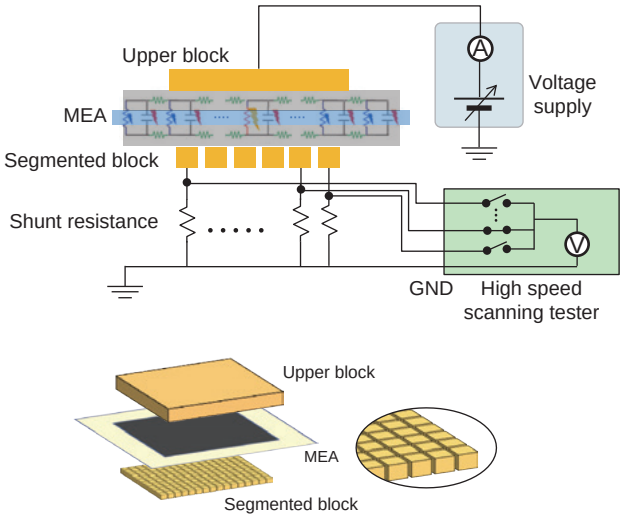



Fig. 7　Circuit diagram of shorting inspection system

で示す回路の短絡部直下のセンサーに短絡電流が多く流れる状態を構築する必要がある．しかし阻害因子としてFig. 6 の MEA 回路図に示したように MEA の GDL 及び CL 部に面方向の導電パスが存在し，これにより短絡電流が面方向に拡散する．これを抑制することが短絡シグナルの電圧を抽出する要件であり，拡散に関わる要素として端子サイズ，シャント抵抗値およびピッチ間隔がある．これらについて諸元の設定を実施した．

### 4.2. 端子サイズ設定

端子サイズによる電流拡散性評価として端子方向抵抗であるシャント抵抗は固定値 10 Ω とし，端子サイズを 3.0 から 10.0 mm で 4 水準の分割基板にて短絡部位直下の電流量を 100% としたときの周辺端子での検出割合と距離の関係性である電流拡散性を検証した結果を Fig. 8 に示す．端子サイズを小さくすることで電流拡散の抑制が確認でき，入手可能なテスターのチャンネル数による制約から端子サイズ 3.0 mm を選択した．

### 4.3. シャント抵抗値設定

シャント抵抗値の設定方針としては面方向拡散の抵抗に対して短絡直下方向のシャント抵抗を小さくすることが基本方針ある．一方で測定ばらつきの抑制にはシャント抵抗で検出される電圧がテスターの測定精度に対して十分に大きい必要がある．このためシャント抵抗値を大きくし，検出電圧を大きくすることが必要である．

検証した結果としてシャント抵抗に対する測定精度と電流拡散のしにくさの評価として短絡中心の端子電圧を 100% としたときの隣接端子電圧の電圧割合を Fig. 9 に示す．電流の拡散が少なく，かつ短絡判定しきい値である 900 Ω に対して 3σ で 1/10 と十分に測定精度が高くなるシャント抵抗 0.5 Ω をバランス点として選択した．

### 4.4. ピッチ間隔の設定

理論上はピッチ間隔を狭くすると面方向の距離が短くなるため直下の回路方向への抵抗に対して MEA の面方向の抵抗が相対的に小さくなる．このため隣接端子に電流が流れやすくなり精度は低下する．一方でピッチ間隔を広げると端子間隙に短絡部が掛かりやすくなり，シグナルの分散による精度低下や短絡位置がわかりにくくなることが想定されるため，ピッチ間隔を狭くしたい．このため，ピッチ間隔の電流拡散への影響を実測にて確認した．なお本検証では端子サイズを 3.0 mm に固定した．検証は短絡直下の電圧値を 100% としたときの距離に対する電流の拡散の程度を評価し，この結果を Fig. 10 に示す．ピッチ間隔は 0.3 mm と 0.7 mm で電流拡散について差がないことを確認できた．検証結果よりピッチ間隔を短くできる可能性を確認できたが加工上の端子間隙短絡の発生抑止の観点から 0.3 mm をピッチ間隔の下限とし，ピッチ間隔は 0.3 mm と決定した．

### 4.5. 分割基板効果

最終的な基板仕様として端子サイズ 3.0 mm，ピッチ間隔 0.3 mm，シャント抵抗 0.5 Ω を選択した．

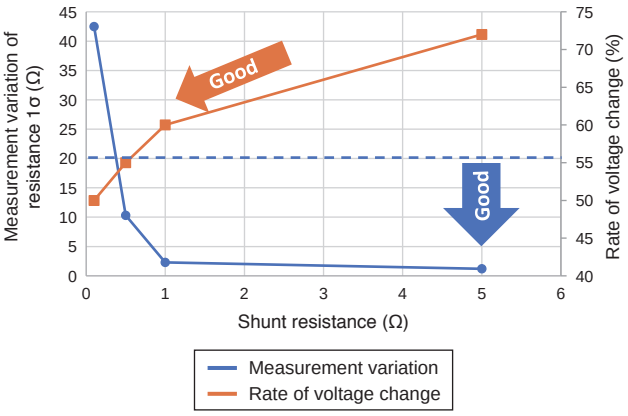



Fig. 9 Measurement variation and detection signal ratio with adjacent terminals due to shunt resistor specification differences

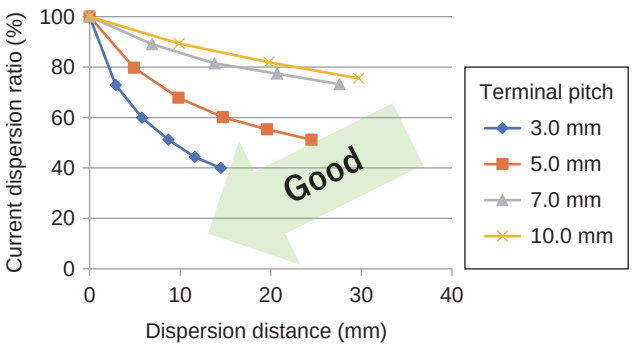



Fig. 8 Relationship between segment size and current dispersion

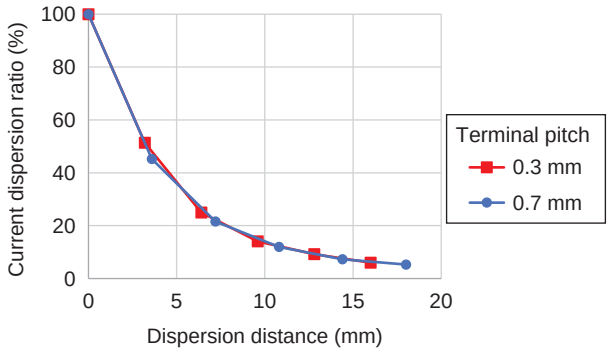



Fig. 10 Distance between terminals and current dispersion

分割基板による計測結果として Fig. 11 に分割基板で取得された X Y ポジションに対する電圧値のデータを示す．データ上シグナルが明確に検出されていることを確認できた．次に短絡および非短絡部中心の X 線 CT による断面観察結果を Fig. 12 に示す．断面観察結果から短絡部に繊維状のコンタミネーションによる膜貫通を確認できたことから分割基板は的確に短絡事象を検出できているといえる．

続いて短絡部と非短絡部のチャージに対する抵抗の時間変化を Fig. 13 に示す．非短絡部と比較して短絡部は測定値の変化が十分に小さく，2.0 秒以内に定常状態となる．非短絡部は 15 秒以上の時間変化がみられることから，短絡部においてもチャージ影響はあるものと考えられる．しかしながら短絡のシグナルが大きく，チャージによる変化に対して影響を受けづらくなり，見かけ上定常状態になっていると考えられる．この結果より 2.0 秒程度で十分にサチュレーションし，検査判定できることが確認できた．最終的な検査時間としては生産プロセスの目標である 10 秒を実現するためチャージ時間に割付可能な 2.6 秒と設定した．最終効果としては Fig. 4 に示した従来のシステムのチャージ時間 20 秒から 2.6 秒と 87% 短縮することができた．

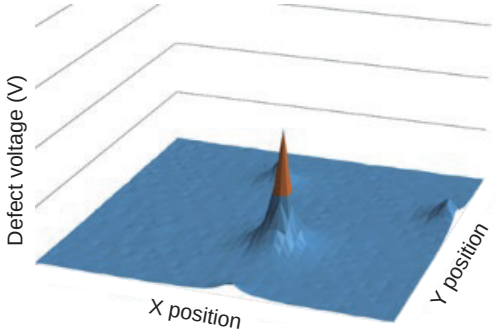



Fig. 11　Voltage measurement data on split-base MEA with short circuit

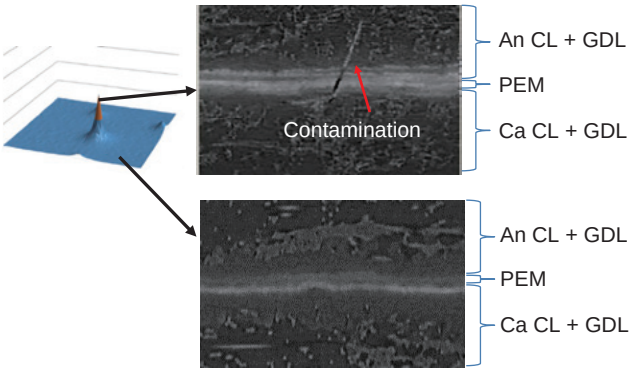



Fig. 12　X-ray CT image of shorting area

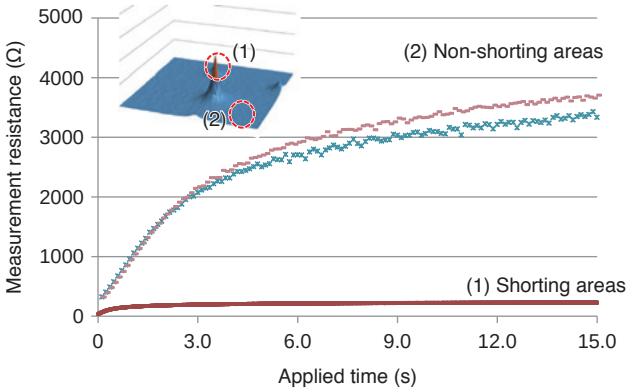



Fig. 13　Charge time variation between shorting and non-shorting areas

## 5．分割端子による短絡検出のための合成処理アルゴリズム開発

### 5.1. 分割基板による検出課題

分割端子基板による特有の事象として Fig. 14 に示すように，端子上に短絡がある場合と端子間隙に短絡がある場合で検出値の結果が異なり，端子間隙にある場合，隣り合う端子に同程度の電流が流れる．Fig. 14 の (1) および (2) の短絡位置における端子 A と端子 B の検出電圧を Fig. 15 に示す．この結果より端子間隙に短絡が発生した場合，1 端子当たりの検出値が低く出る懸念があることがわかる．

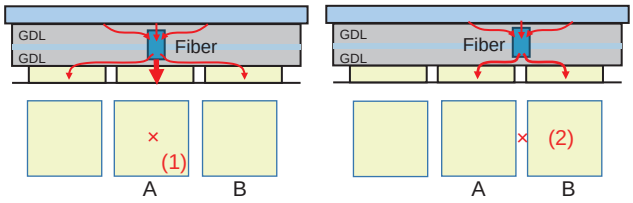



Fig. 14　Image of current bifurcation by segment and short-circuit position

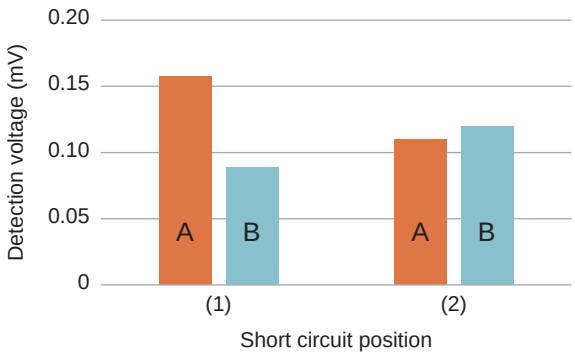



Fig. 15　Detection voltage value according to position of segment and short circuit

この事象の対策として以下の処理技術を開発した.
(1) 分割された端子にかかった電圧の範囲合成処理
(2) 範囲合成処理のばらつき因子除去処理

### 5.2. 合成処理

Fig. 14 のような端子間隙に発生した短絡事象において流れる総電流量は変わらないと考え, 拡散電流を合成することで判定精度の低下を抑止させる手法を考案した. 適切な合成範囲を決定するため, 合成範囲の拡張に対する電圧値について評価した. 合成処理範囲の検証として短絡部を中心に正方形に範囲を拡大させた. 合成範囲のイメージを Fig. 16 に示す. 合成結果として Fig. 17 の横軸は合成端子数, 縦軸は合成電圧値を示し, プロットの曲線はそれぞれ別の短絡個所のデータである. 合成値の算出は Fig. 6 に示した並列回路としてシャント抵抗にて検出された電圧 $V_{shunt}$ の合成計算を実施した.

短絡電圧の合成を実施した結果, 合成範囲に対して結果の大小が入れ替わる事象が確認された. これには二つの要因が考えられ, 一つ目として本手法では短絡を中心とした放射状の範囲と合成計算上の中心が完全には一致しないため, 合成範囲が狭い範囲ではばらつきとして処理されてしまうことである. 二つ目は Fig. 6 に示したイオン・水に起因した材料由来の内部抵抗による電圧が MEA ごとにばらついているということである.

後者について MEA ごとの内部抵抗のばらつきを加味した算出が必要であり, 次節にて述べる.

### 5.3. 内部抵抗電圧の除去

内部抵抗電圧のワークごとの差異による判定結果のばらつきに対して合成計算前に内部抵抗電圧分を計算上除去することを検討した.

内部抵抗電圧がばらつく中で適切に内部抵抗電圧の除去をおこなうため内部抵抗電圧の分布を明確にする必要があるため, Fig. 18 に示す短絡抵抗と内部抵抗の抵抗値分布を観測した.

結果より, 抵抗値分布がふた山になることがわかる. 抵抗値の低い方の分布は, コンタミによる短絡と確認できる. 抵抗値の高い方の分布は, 短絡ではなく内部抵抗の分布であると考察できる. 分布のすそ野である 8000 Ω を内部抵抗の下限と考え, 次に示す算術 STEP で説明するように内部抵抗電圧の除去をおこなう. そのイメージを Fig. 19 に示す.

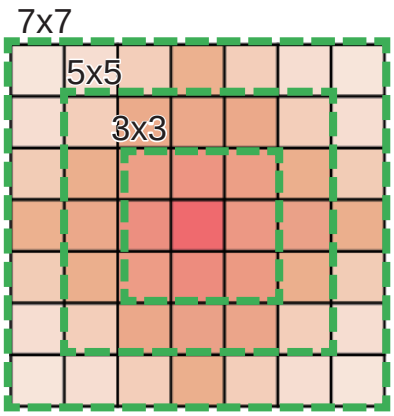



Fig. 16 Image of synthesizing range from the short circuit center

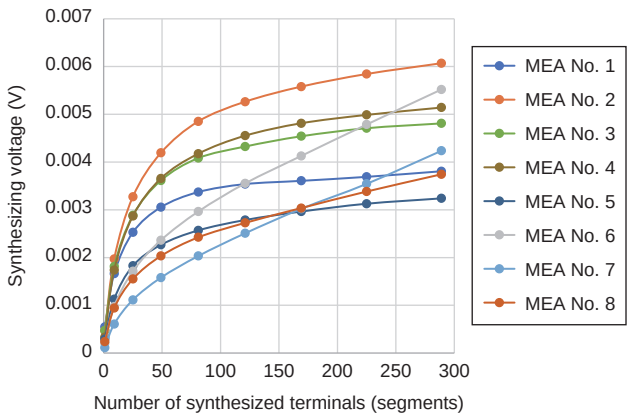



Fig. 17 Change in synthesizing voltage value relative to synthesizing range

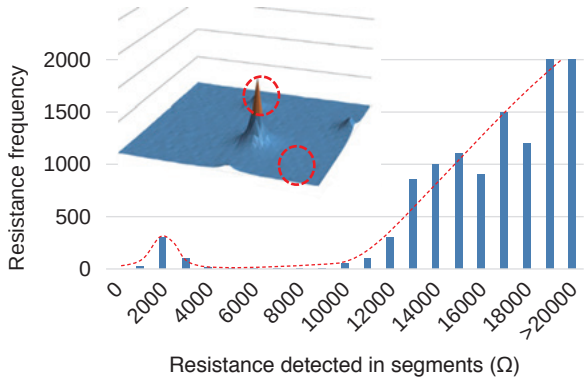



Fig. 18 In-plane resistance distribution of MEA

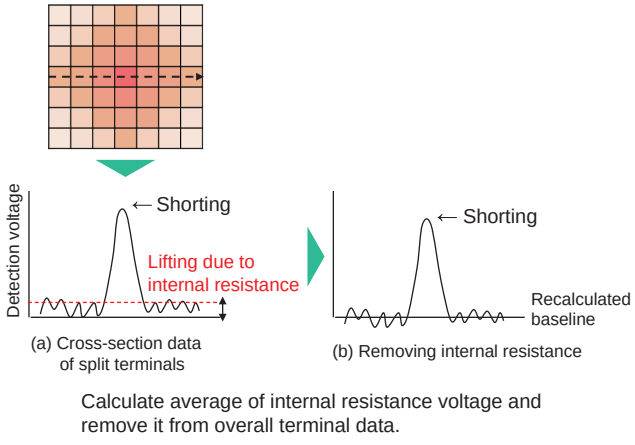



Fig. 19 Image of removal of base voltage lift due to internal resistance

算術 STEP は以下の通り

1，全端子データから 8000 Ω以上のデータを抽出
2，抽出データ平均をその MEA の内部抵抗電圧の代表値とする
3，全端子データから内部抵抗電圧代表値を除する
4，各端子中心から指定した範囲の端子データを並列回路として合成処理し，検出値とする
5，しきい値に対して Pass/Fail を判定する

除去効果の確認および適切な合成範囲を決定するため，合成範囲の拡張に対する電圧値について評価した結果を Fig. 20 に示す．100 端子以上の範囲合成で大小関係の入れ替わりがなく，内部抵抗変動影響を除去できた．材料由来での計測値変動に対するロバスト性向上ができた．

合成条件としては大小関係の変化が見られない 11x11 端子である 121 端子の合成範囲と設定した．

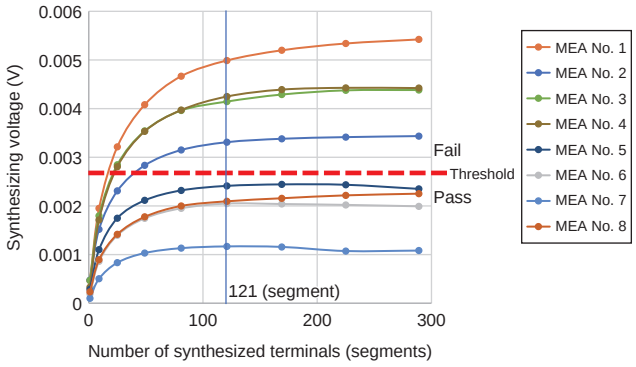



Fig. 20　Synthesizing range and voltage convergence

## 6．まとめ

燃料電池スタックの生産性向上に向けた燃料電池 MEA の高速短絡検査技術として，分割端子基板の開発および分割端子特有の判定精度低下の抑止ための合成処理アルゴリズムを開発した．

（1）分割端子基板を採用することで，短絡検査に必要なチャージによる測定待機時間を 87% 短縮した
（2）分割端子間隙に発生する短絡の合成処理アルゴリズムにより，分割基板間隙など，測定誤差が大きい位置での短絡発生による判定精度低下を防止することができ，更に検査ロバスト性向上を実現できた．

## 参考文献

（1）https://global.honda/jp/stories/057.html，（参照 2024/6/7）
（2）https://global.honda/jp/tech/Hydrogen_Fuel_Cell_System_FC/，（参照 2024/6/7）
（3）川崎聡志，小椋正己，小野徹，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
（4）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
（5）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
（6）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
（7）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
（8）菊池英明，加地勇人，西山隆之，小此木泰介，原田仁：CLARITY FUEL CELL 搭載の新型燃料電池スタックの開発，Honda R&D Technical Review, Vol. 28, No. 2, p. 44-51
（9）石川暢一，岩井田学，内藤秀晴，稲井滋，吉田弘道，室本信義：高耐久・低コスト新構造燃料電池スタックの開発，Honda R&D Technical Review, Vol. 37, p. 19-25
(10) 成田誠之助，小林俾史：電気回路理論，昭晃堂，210p.，(1978)
(11) 特開 2018-160371
(12) 特開 2022-006899

■著　者■


川 西 弘 晃


山 岸 弘 幸


難 波 健 介

# 燃料電池システム水素換気構造の開発

Development of Hydrogen Ventilation Structure for Fuel Cell Systems

竹　越　聖　也[1]
Sena TAKEKOSHI

## 要　旨

燃料電池パワートレインの多用途展開を見据えたシンプル化に向け，防水･防塵フィルタを用いた新たな燃料電池システム水素換気構造を開発した．従来モデルに搭載されているダクトを用いた燃料電池システム水素換気構造に対し，容積比で 78% 低減が可能となった．本稿では，通常運転時および水素漏れを想定し，採用した水素換気構造によって水素システムやフロントフード下の水素濃度が異常検知濃度以下であることを確認した．さらに本構造には，カソード極へのエア供給の一部を水素換気構造内に取り込む，いわゆる強制換気システムを新規で導入し，通常運転中の燃料電池システム水素換気構造内の水素濃度を従来モデル比から低下させることができた．

## ABSTRACT

A new hydrogen ventilation structure for fuel cell systems has been developed that uses a waterproof and dustproof filter for simplification towards multipurpose development of fuel cell powertrains. A 78% reduction in terms of volume was achieved compared to conventional model hydrogen ventilation structures for fuel cell systems with ducts installed. In this paper, under the assumption of normal operation and the possible occurrence of a hydrogen leak, it was confirmed that the hydrogen concentration in the hydrogen system and under the front hood was equal to or less than the unusual detection for hydrogen concentration through the hydrogen ventilation structure that was adopted. Furthermore, this structure newly introduces what is known as a "forced ventilation system," where part of the air supplied to the cathode electrodes is taken into the hydrogen ventilation structure, which has enabled reducing the concentration of hydrogen inside the hydrogen ventilation structure of the fuel cell system during normal operation compared to its concentration in conventional models.

## 1．まえがき

燃料電池自動車（Fuel Cell Vehicle: FCV）は水素と酸素の反応により電気を生み出し，運動エネルギーに変換し走行する車である．燃料となる水素は，酸素との反応時に水のみを排出し，二酸化炭素を排出しないため，究極のエコカー[(1)]として知られている．Honda が 2016 年に発売した CLARITY FUEL CELL では，マンマキシマム･メカミニマムの思想に基づき，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をフロントフード下への搭載を実現した[(2)]．実現するための一つの要素として，燃料電池スタックから透過した水素を効率よく車外へ放出する構造となっていた．

Fig. 1 に 2016 年モデルの燃料電池システムを車両に搭載した図，ならびに燃料電池システムの図を示す．橙色は，ダクトを示しており，燃料電池スタックより上方に設置することで，高低差を利用し，透過した水素をダクトを通じて車外へ排出する換気手法を採用していた．また，2016 年モデルの燃料電池システム水素換気構造（以下，水素換気構造）では，水素系部品をシステムカバーで覆って，水素に対する安全性設計を実現しており，スタックケースとシステムカバーから成るバリア，水素センサ，ダクトの三要素で構成されていた．車両衝突などにより，水素系部品が破損すると構造内に水素が漏洩する場合がある．その場合，水素センサで検知し，水素の供給を遮断する．更に，ダクトを使用することで，水素を可燃濃度未満レベルまで

[1] 先進パワーユニット･エネルギー研究所

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2025_37_7

低下させてから車外へ排出していた[3]．加えて，水素は分子が小さいため，通常運転時でも数 $cm^3/min$ 程度の極低流量の水素がスタックのシール材料を透過して水素換気構造内に排出されるため，透過によって排出された水素においてもダクトを通じて，常時車外へ排出した．

一方，乗用車だけでなく，商用車などの商材も見据えた燃料電池パワートレイン開発においては，適用商材に応じた形状の異なるダクトを都度設計する必要があったため，汎用性に課題があった．加えて，出力を得るために複数のパワートレインを連結するような燃料電池システムを想定する場合には，ダクトの設計がより煩雑化することが想定された．

次に，国際規則について述べる．燃料電池自動車の開発にあたっては，準拠すべき規則として国連の車両等の型式認定相互承認協定に基づく国際規則（UN-R134）[4]がある．この協定は 1958 年に制定され，自動車の装置ごとの安全・環境に関する基準の統一および相互承認の実施を図ることを目的としている．記載内容は主に，燃料電池の自動車の車両ならびに水素の貯蔵容器及びその附属品に関するものとなる．この規則において，本稿に関連する項目は Table 1 に示す二項目である．一つ目は，タンク主止弁から下流側の燃料電池システムの構成部品の単一故障時における水素漏れが生じた場合，客室内の水素濃度を基準値未満にすることである．二つ目は，運転中に燃料電池システムの構成部品の単一故障時に水素漏れが発生し，車両の半密閉または密閉空間の濃度が 3% を超過した場合，警告を与えること，ならびに 4% を超過した場合には，タンク主止弁を遮断することにより，貯蔵システムと切り離せることとなっている．

Honda では，水素に対する安全性設計を実現するため

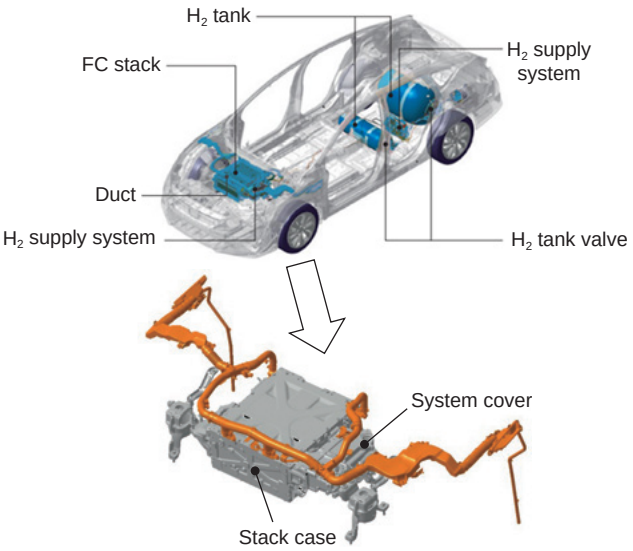



Fig. 1　Hydrogen ventilation structure of CLARITY FUEL CELL

Table 1　Excerpt from UN-R134

| Item Number | Contents |
|---|---|
| 7.1.4.2 | Any single failure downstream of the main hydrogen shut-off valve shall not result in accumulations in levels of hydrogen concentration in the passenger compartment according to test procedure. |
| 7.1.4.3 | If, during operation, a single failure results in a hydrogen concentration exceeding 3.0 per cent by volume in air in the enclosed or semi-enclosed spaces of the vehicle, then a warning shall be provided. If the hydrogen concentration exceeds 4.0 per cent by volume in the air in the enclosed or semi-enclosed spaces of the vehicle, the main shut-off valve shall be closed to isolate the storage system. |

Table 2　Comparison of regulations between Honda and UN-R134

| Vehicle Condition | Honda | International Regulation (UN-R134) |
|---|---|---|
| Normal operation condition | • Hydrogen concentration in vehicle | No regulations |
| Single malfunction condition | • Hydrogen concentration in vehicle<br>• Warning and hydrogen supply cutoff when concentration rises | • Hydrogen concentration in vehicle (passenger compartment only)<br>• Warning and hydrogen supply cutoff when concentration rises |

に，前述の規則に加え Honda 独自の目標値を設定し，開発をおこなった．まず，通常運転時においては，可燃濃度より十分に低い水素濃度を水素換気構造内の安全目標として設定している．着火源が点在するフロントフード下に水素を放出した場合には，水素の滞留を防止し，ボデーの隙間から車外に放出する設計としている．Table 1 の 7.1.4.2 に記載されている Passenger Compartment 内（客室内）での水素濃度基準を満足することも前提とした安全目標を水素換気構造内に設定している．加えて，水素系部品が破損し構造内に水素が漏洩する場合には，水素センサで漏洩を検知し，水素の供給を遮断する．その際，Table 1 の 7.1.4.3 に記載されている項目も満足している．また，Honda では，水素換気構造内からフィルタを通じて着火源が点在するフロントフード下に水素を放出したとしても，水素の供給が遮断されているため，フィルタからの水素漏洩量が制限され，可燃濃度未満に抑制することで，着火を防止できる設計基準を設けている．

Table 2 には，Honda と国際規則の比較を示している．車両条件を通常運転時と単一故障時に分け，規定・基準を Table 2 に記載している．通常運転時においては，Honda は車両内に水素濃度規定を設定している一方，国際規則には規定はない．単一故障時においては前述の通り，国際規則

においては，客室内の水素濃度規定ならびに水素濃度上昇時における警告および水素供給遮断の規定が設定されている．Hondaにおいては，客室内のみならず車両の各部における水素濃度規定の設定，ならびに水素濃度上昇時における警告および水素供給遮断の規定を設定することで，国際規則を包括した上で，さらに高い安全性能要件を設定し，それを実現する安全設計をしている．

## 2．開発の狙い

水素換気構造のシンプル化を図ったCR-V e:FCEVの外観を，Fig. 2 ならびFig. 3に示す．水素排出用ダクトの代わりに防水･防塵フィルタをスタックケースの側面に取り付けることで換気機能をもたせ，同時に安全性能を満足させる．その結果，Fig. 4で示すように，水素換気構造を従来モデルから容積比で78%低減することが可能となる．そこで，本構造の開発のねらいを以下に定めた．

（1）防水･防塵フィルタを用いた水素換気構造においても従来モデル同様にHonda内で定めた水素濃度基準を満足すること

（2）強制換気を利用した水素換気構造により，安全性を確立すること

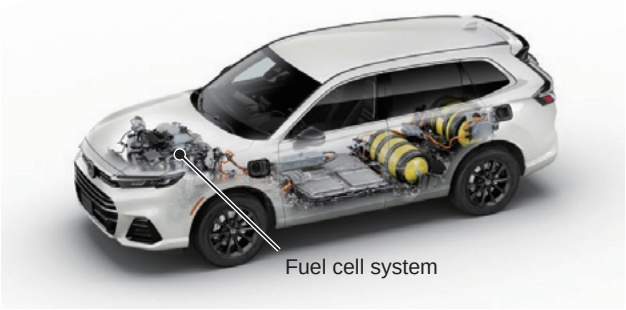



Fig. 2　FC system installation layout in CR-V e:FCEV

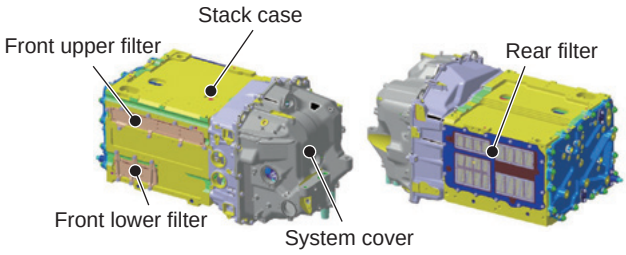



Fig. 3　FC system of CR-V e:FCEV

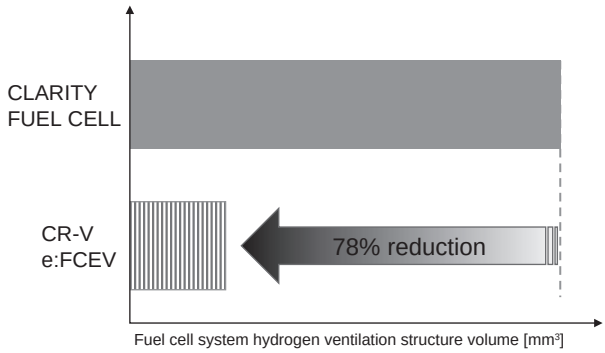



Fig. 4　Structure volume of hydrogen ventilation

## 3．水素換気構造の概要

### 3.1. 強制換気システム

水素換気構造内の水素を希釈するため，本モデルでは，強制換気システムを新規で導入した．Fig. 5に強制換気ラインを含めたシステム図を示している．カソード極のエア供給の一部を分岐する構造となっている．水素換気構造へ流入する途中には流量を絞るためのオリフィを設置し，吸入エアに応じて強制換気ラインへ流入するエアの流量は変化し，吸入エアを増加させれば，強制換気ラインへのエア流量も増加する．通常運転時においては，燃料電池スタックから透過し水素換気構造内へ排出された水素はこの強制換気ラインから水素換気構造内へ排出されたエアによって希釈され，防水･防塵フィルタを通じて，フロントフード下へ排出される．ただし，この強制換気システムは，燃料電池システムが作動しているときにのみ有効となり，車両を停止し，燃料電池システムが作動していないときには，機能しない．したがって，防水･防塵フィルタのみを使用した，換気条件においても，水素換気構造内の水素濃度は基準値未満であることが必要となる．

### 3.2. 防水･防塵フィルタ

Fig. 6には，燃料電池スタックの構成を示している．走行時に空気を効率良く水素換気構造の一部であるスタックケース内へ取り込むため，車両の前後方向にフィルタが装備されている．フロント上方のフィルタ（Front upper

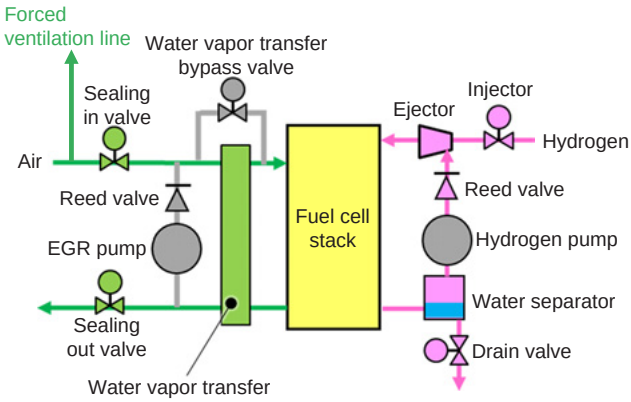



Fig. 5　Forced ventilation line in FC system

filter) を Fig. 7 に示す．フィルタは前方からの空気を水素換気構造内へ取り込むために面積を多く取ることが望ましいが，フィルタに直接触れることができると，塵が堆積し，所望の換気性能を得られない可能性がある．また，力 (例えば，人間の指) によりフィルタを破損させ，スタックケース内部の活電部に接触し，感電したり，水，塵などが侵入し，短絡してしまう可能性がある．そこで，本モデルにおいては，フィルタカバーを用いて，水や塵は堆積しないように上下に隙間をあけつつ，力によりフィルタが破損してしまうことがないような隙間の構造とした．

### 3.3. 水素センサの役割と配置位置

水素センサは，車体衝突などにより水素系部品が破損し，水素漏れが発生した場合に，直ちに検知可能な場所へ配置する必要がある．一方で，通常運転時に異常検知濃度しきい値を超えると，部品破損などは起きていないのにもかかわらず，水素漏れが発生していると誤って判定し，システムを停止させる．したがって，水素センサの設置位置を決めるにあたっては，異常検知濃度しきい値を下回るように水素換気構造内は適度に換気されている必要がある．通常運転中の部品破損などが発生していないときには，水素換気構造内は濃度上昇によるセンサの誤った検知がないことが求められる．加えて，故障時は，直ちに検知可能な位置であることを考慮する必要がある．Fig. 8 には，通常運転時の構造内の水素濃度分布を示している．前述の考え方を加味すると，水素換気構造内のフィルタ近傍であれば，常時換気されており，スタックケース内の滞留部に設置することで，故障時においても直ちに検知できる前方フィルタ近傍部に設置した．

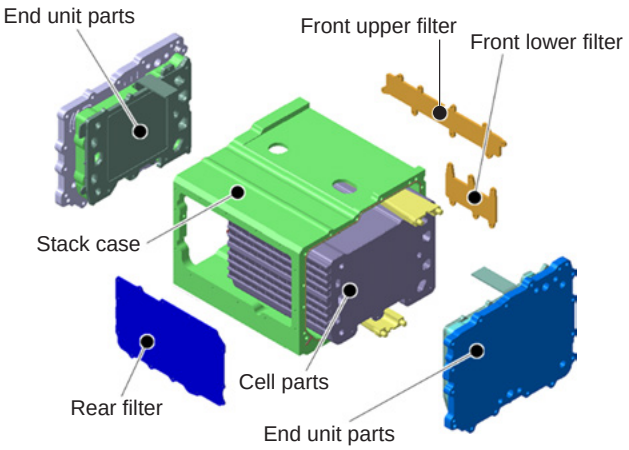



Fig. 6　FC stack of CR-V e:FCEV

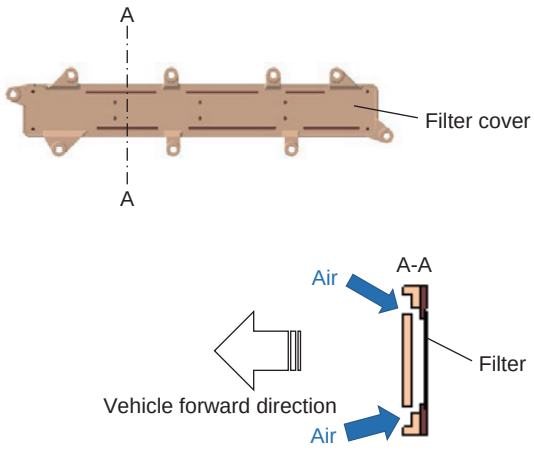



Fig. 7　Front upper filter assembly

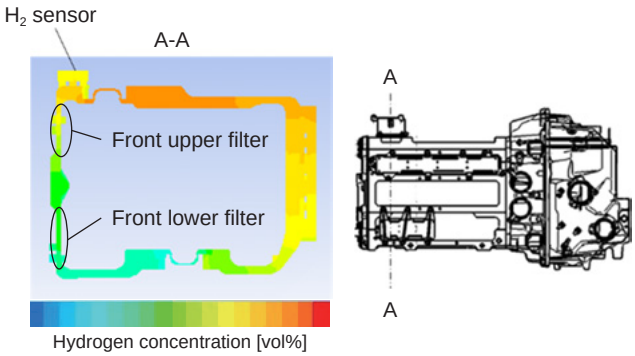



Fig. 8　$H_2$ sensor layout

## 4．テスト結果

### 4.1. 水素透過を想定したテスト検証

通常運転時における，水素換気構造内の水素濃度のテスト結果を本節で示す．通常運転時において，強制換気システムを使用することのできない非発電時をテスト条件とした．水素透過は，燃料電池スタックシールの設計ばらつきを加味した透過流量を，治具を用いて再現した．また，水素換気構造内で構造上水素が滞留しうるスタックケースの上部および下部の位置に，水素センサを設置した．Fig. 9 と Fig. 10 は，水素センサの計測位置を示している．なお，車両に搭載されている水素センサは，Fig. 9 の (2) と (5) となる．また，テストの検証条件は，車両の様々な運転状況を再現するため，車両の傾斜も考慮に入れた条件とした．水素濃度が傾斜によって，滞留しやすくなり，水素換気構造内の水素が効率よく換気ができず，異常検知濃度しきい値を超過しないことを確認するために実施する．

まず，水平での水素換気構造内水素濃度結果を Fig. 11 に示す．結果より，計測位置の大部分が異常検知濃度しきい値の半分未満の水素濃度となっており，水素換気構造内に水素はおおむね均一に拡散した．また，もっとも濃度が高くなる箇所は，Fig. 11 の (8) の計測位置であり，スタッ

クケースの中心部の直上付近であったが，異常検知濃度しきい値に対しては６割程度であり，可燃濃度よりも十分に低い水素濃度であった．

次に車両が傾斜した場合を想定した水素換気構造の水素濃度結果を Fig. 12 に示す．最大濃度を示したのは，水平の条件と同様水素換気構造内の中央直上付近となった．傾斜方向に応じて，最も高くなる場所に水素が滞留しやすくなり，水素濃度が上昇するという傾向となった．以上の結果より，システム換気構造内の上部に水素センサを設置したとしても，異常検知濃度しきい値を超えないことを確認した．

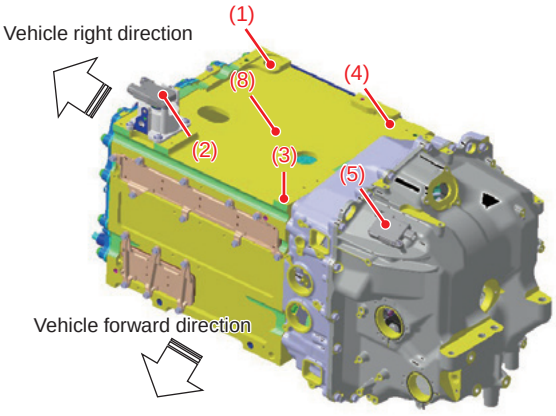



Fig. 9 Perspective view of FC system and hydrogen concentration measurement position

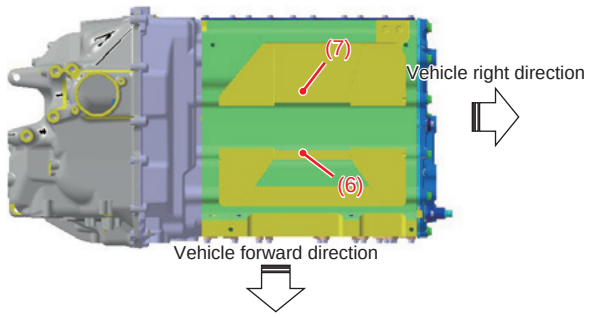



Fig. 10 Bottom view of FC system and hydrogen concentration measurement position

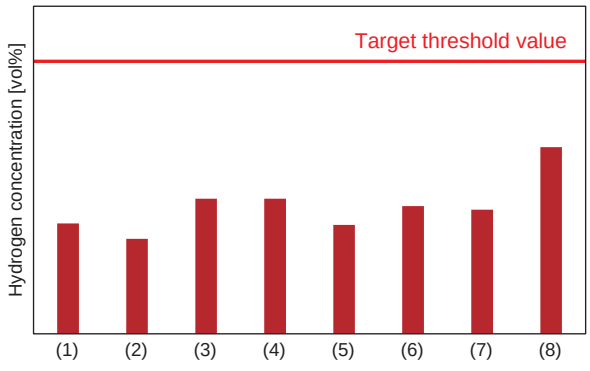



Fig. 11 Hydrogen concentration results for hydrogen ventilation structure in horizontal orientation

### 4.2. 水素漏れを想定したテスト検証

水素漏洩時においては，水素センサでの検知もおこなうことで，万一の漏洩が発生しても水素漏洩量を制限することで可能な限り安全に配慮した設計とした．本節においては，実車両を用いて水素系部品が破損し水素漏洩したことを疑似的に再現した時の，水素濃度計測結果を示す．漏洩箇所は，最も検知時間が遅くなる位置として，水素換気構造内に配置されている車載水素センサから直線距離で最も遠い位置とし，水素漏れ量は最大数千 $cm^3/min$ を想定してテストを実施した．Fig. 13 は，水素濃度計測位置を示す．試験方法は，故障時における実際の車両の動作と同様とした．まず，想定される漏洩箇所から，水素漏洩を想定した流量を水素換気構造内へ排出した．次に，水素換気構造内に配置されている水素センサの濃度が供給遮断レベルに達

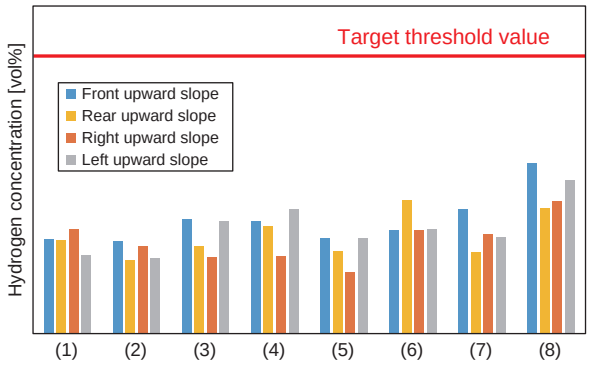



Fig. 12 Hydrogen concentration results for hydrogen ventilation structure in tilted orientation

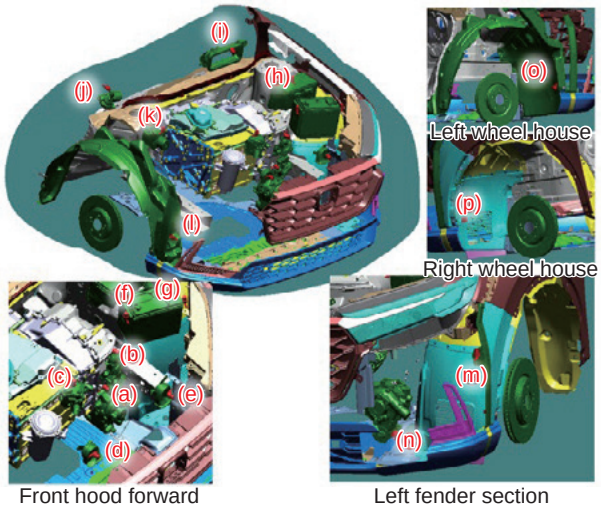



Fig. 13 Hydrogen concentration measurement positions

したら，水素放出を停止した．このとき強制換気ラインは，実車状態では通常作動しているが，水素濃度検知に有利となる．そのため，想定される運転条件のうち，エアとして強制換気ラインへ分配される最小流量を水素換気構造内へ流入させ，検知に有利に働かないような条件を模擬してテストを実施した．

水素換気構造内へ漏洩した水素は，防水･防塵フィルタを通じて，フロントフード下へ放出された．設置した各箇所での水素濃度を計測することで，火種として想定した位置で水素濃度が異常検知濃度しきい値未満であるかどうかを確認した．

まず，水平でのフロントフード下の水素濃度結果を Fig. 14 に示す．結果より，全ての計測位置において，異常検知濃度しきい値に対して，ほぼゼロに近い水素濃度であった．これは，防水･防塵フィルタからフロントフード下に水素が放出されたあと，直ちにボデーの隙間から車外に放出されたため，水素濃度は上昇しなかったと推察される．

次に，車両を傾斜した場合を想定したフロントフード下の水素濃度結果を Fig. 15 に示す．Fig. 16 は，車両を傾斜させたイメージ図を示す．結果より，水平の時と同様に異常検知濃度しきい値に対して，十分に低い水素濃度になっていることがわかる．ただし，傾斜への影響は観測されており，たとえば，燃料電池システムのフロント側付近に相当する Fig. 13 の (c) の計測位置については，前上がりのときに水素濃度が高い値を示していることがわかった．すなわち本結果は，防水･防塵フィルタを通じて，フロントフード下に水素が拡散したと理解できる．

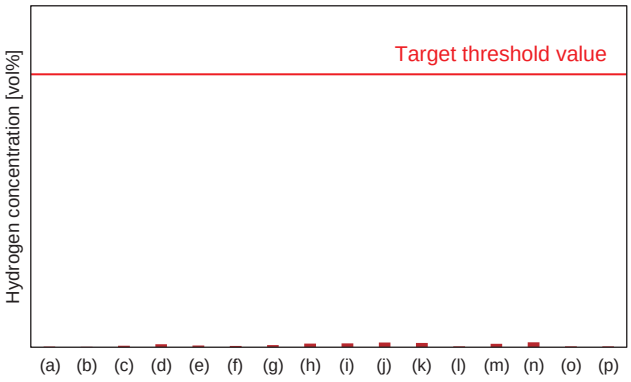



Fig. 14　Hydrogen concentration results in front hood in horizontal orientation

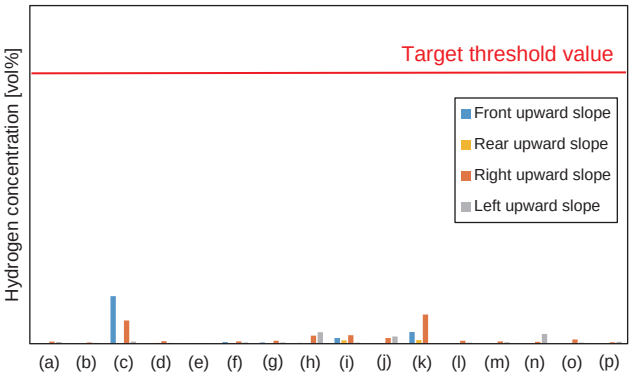



Fig. 15　Hydrogen concentration results in front hood in tilted orientation

### 4.3. 強制換気ラインの効果

前述の通り，水素換気構造内からフロントフード下へ放出される水素の濃度をより低くするため，燃料電池スタックのカソード極のエア供給の一部を水素換気構造内へ流入させる強制換気システムを導入している．Fig. 17 に強制換気システムの有無による水素換気構造内の最大水素濃度の差を示している．エアによる水素換気構造内の希釈の効果は大きく，水素濃度を低下させていることがわかる．また，Fig. 18 には強制換気の風量の程度による車載水素センサの検知時間の違いを示している．結果より，強制換気システムを導入したことで，検知タイミングを早めることができているのがわかる．この強制換気システムにより，検知時間を 55% 短縮することができた．水素漏れ時に強制換気システムが検知に有利に働いている理由はこの結果から明らかになる．これは，漏洩した水素を強制換気システムのエアが水素センサへ誘導したことで検知タイミングが早くなったと推定される．なお，水素濃度の値が検知しきい値を超過したのち，濃度値が一定となっているのは，水素センサの検知濃度域をオーバーレンジしてしまっているためである．

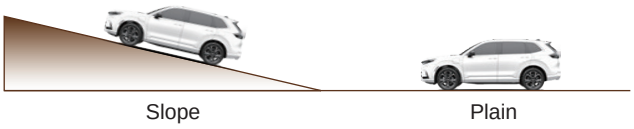



Fig. 16　Image of parking slope

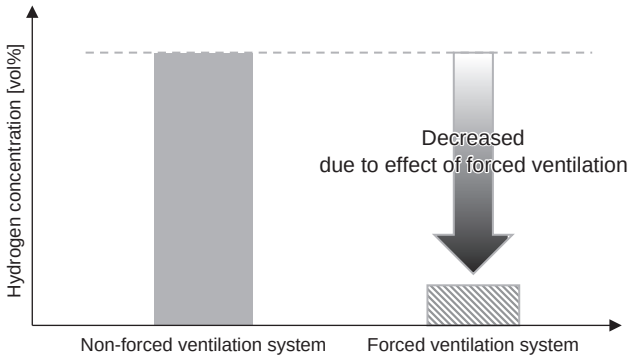



Fig. 17　Comparison of hydrogen concentration between non-forced ventilation system and forced ventilation system

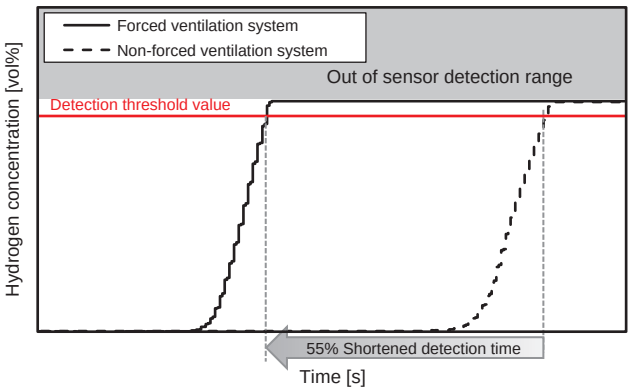



Fig. 18 Comparison of detection time between non-forced ventilation system and forced ventilation system

## 5. まとめ

燃料電池パワートレインのシンプル化により，水素換気構造の容積比で 78% 低下させた本モデルにおいて，以下の二項目を確認し，防水･防塵フィルタを配置した新たな水素換気構造を採用することができた.

（1）従来モデル同様，通常運転時ならびに故障時において，車両傾斜も含めて想定したテストを実施し，国際規則よりも厳しい Honda 独自の目標値においても，基準を満足していることを確認した.

（2）防水･防塵フィルタの配置とともに，強制換気構造システムを導入したことで，通常運転時において水素換気構造内の水素濃度を低減し，可燃濃度より更に低い濃度とすることができた. また，水素漏れ時の水素センサでの検知タイミングを 55% 早めることができた.

## 参考文献

（1）https://www.gov-online.go.jp/eng/publicity/book/hlj/html/201609/201609_02_jp.html,（参照 2024/6/5）

（2）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

（3）佐々本和也，須田恵介：防水･防塵フィルタ付水素隔離構造の CFD を用いた設計手法の確立，Honda R&D Technical Review, Vol. 34, No. 1, p. 80-87

（4）https://unece.org/sites/default/files/2022-07/R134am4e.pdf,（参照 2024/6/5）

■著　者■



竹 越 聖 也

# 燃料電池システムにおける一次元加湿器モデルの構築

Construction of One-dimensional Humidifier Model in Fuel Cell System

間庭秀人[1] Shuto MANIWA
日高洋平[1] Yohei HIDAKA
木村浩一[1] Koichi KIMURA
小岩信基[1] Nobuki KOIWA

## 要　旨

燃料電池システムにおいて，燃料電池スタック内の水分量を適切な範囲に制御することを可能とするために，多孔質中空糸膜型加湿器内部の現象を解析し，水蒸気移動量を推定できる一次元加湿器モデルを構築した．多孔質膜が部分的に乾燥することで水蒸気移動量が低下するドライアップ現象の影響を調べ，加湿器モデルに考慮することで計算精度を向上させた．さらに加湿器モデルの計算結果を，加湿器評価試験および燃料電池システムの台上運転での水蒸気移動量計測結果と比較して検証した．加湿器モデルの推定精度は，燃料電池システムの性能設計や制御最適化に活用する場合に求められる，± 15% 以内の精度目標を満たすことを確認した．

## ABSTRACT

The phenomena inside a porous hollow fiber membrane humidifier were analyzed and a one-dimensional humidifier model that can estimate the water transfer rate was constructed to enable control of the water content in the fuel cell stack of a fuel cell system to the appropriate range. The calculation accuracy of the humidifier model was enhanced by investigating and considering the impact of the dry-up phenomenon that may lower the water transfer rate due to partial drying of the porous membrane. In addition, verification was performed by comparing the calculation results of the humidifier model with the results of humidifier evaluation tests and measurements of the water transfer rate in bench operation of the fuel cell system. The estimation accuracy of the humidifier model was confirmed to satisfy the target accuracy of ±15% or less that is needed for use in performance design and control optimization of fuel cell systems.

## 1．まえがき

固体高分子型燃料電池は，環境負荷の低い発電デバイスであり，次世代の動力源として注目されている．

固体高分子型燃料電池の発電性能の保証のためには，水素イオンの伝導機能と，酸素と水素の物理的分離機能を持つ固体高分子膜（Polymer Electrolyte Membrane: PEM）の厚みを保持することが必要である．発電中に副次的に生成される OH ラジカルや水素ラジカルにより，PEM の高分子鎖が化学的に切断され，セル外に排出されて膜厚が減少する．これに伴い，PEM を介した両極間の未反応ガスの透過量が増加し，水素を多く消費することで燃費性能への影響を引き起こす．PEM の含水量不足は，ラジカルの移動を妨げて高濃度化させ，PEM の膜厚の減少を進行させる．また，PEM の化学的安定性が低下して，経年変化が促進されることが知られている[(1)-(3)]．

PEM の含水量確保のために，多くの燃料電池システムは，燃料電池スタックへ供給する空気を加湿するために加湿器を採用している（Fig. 1）．燃料電池スタックから高湿度な空気（以下 WET ガスと定義する）が排出され，空気供給系に設置された加湿器へ流入する．WET ガスに含まれ

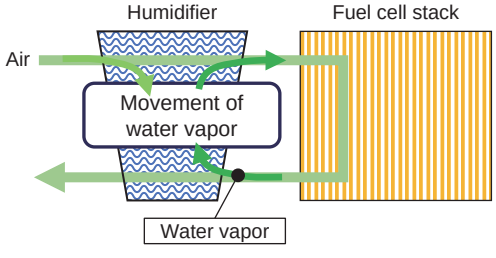



Fig. 1　Humidification system

[1] 先進パワーユニット・エネルギー研究所
E-mail: shuto_maniwa@jp.honda

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2025_37_8

る水蒸気により，燃料電池スタックに供給する空気（以下DRY ガスと定義する）は加湿される．

一方，燃料電池スタック内の水分量が過剰になると，アノード極への水素供給が阻害され発電効率が低下し，経時変化が促進される．燃料電池スタック内の水分量を適切な範囲に調整するために，DRY ガスの相対湿度（Relative Humidity: RH）の制御が重要である．そのため，加湿器による水蒸気移動量の予測が必要であり，燃料電池システムに適用する加湿器の加湿性能を実験とモデリングにより解明する研究が複数おこなわれている[4),(5)]．

Honda は，加湿性能と差圧強度が両立できる多孔質中空糸膜型加湿器を燃料電池システムに採用した．

## 2．研究のねらい

多孔質膜は，WET ガスの RH が低い条件では加湿性能が低下する特徴がある．DRY ガスを適切に加湿するためには，この加湿性能の低下現象を正確に把握する必要があるが，これまで多孔質膜の加湿器の特性に関する研究は，十分にはおこなわれてこなかった．本研究では，この現象をドライアップ現象とし，その発生要因を解析した．

燃料電池システムの性能設計や制御最適化への活用を目的として，運転条件から燃料電池スタックへの空気の RH を予測する一次元加湿器モデルを構築する．加湿器モデルにはドライアップ現象の影響を再現し，WET ガスの RH が低い条件下の推定精度を向上させる．加湿器モデルの目標精度は，燃料電池システムにおけるばらつき要素を考慮し，PEM の経年変化およびフラッディングの防止のために必要なモデル推定誤差を検討した結果，± 15% 以内とした．

## 3．加湿器モデルの構築

### 3.1. 加湿メカニズム

加湿器による燃料電池システムの加湿手法について説明する．加湿器の機能は，WET ガスから生成水を自己回収し，DRY ガスへ発電に必要となる適切な湿度を与えることである．燃料電池システムでは，Fig. 2 のように加湿器と燃料電池スタックが循環系を形成しており，（Ⅰ）WET ガスと DRY ガスの分圧差により水蒸気が移動，（Ⅱ）発電による生成水を伴って燃料電池スタックから排出（生成水の一部はアノード極へ透過），（Ⅲ）WET ガスが加湿器に流入というサイクルで水が循環している．したがって，加湿器による水蒸気移動量 $N_{wtr}$ [mol/s] は，燃料電池スタックによる生成水量 $N_{gen}$ [mol/s]，WET ガス内の水分量 $N_{wet}$ [mol/s]，アノード極への水分移動量 $N_{backdiff}$ [mol/s] にて式（1）の関係であらわされる．

$$N_{wtr} = N_{gen} - N_{wet} - N_{backdiff} \quad (1)$$

燃料電池スタックの反応熱により温度が上昇した WET ガスと DRY ガス間では，加湿器内部で熱交換が発生し，ガスの温度変化が水蒸気移動に影響を与える．

加湿器は，Fig. 3 に示すように加湿モジュールと，流路を形成するヘッドから構成されている．加湿モジュールの中には，中空糸が数千本充填されており，その中空糸の内側を DRY ガス，外側を WET ガスが流れる．Fig. 4(a) は中空糸膜の断面図を拡大したものである．数 nm オーダーの

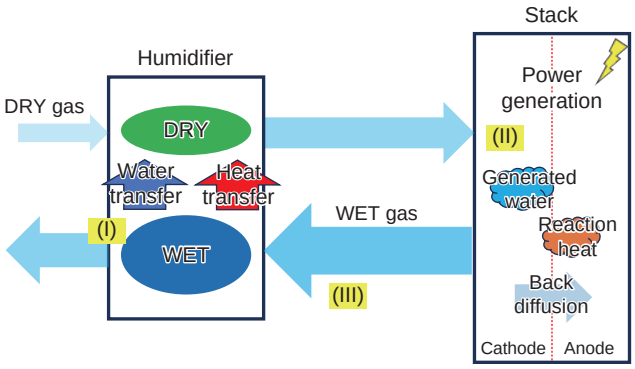
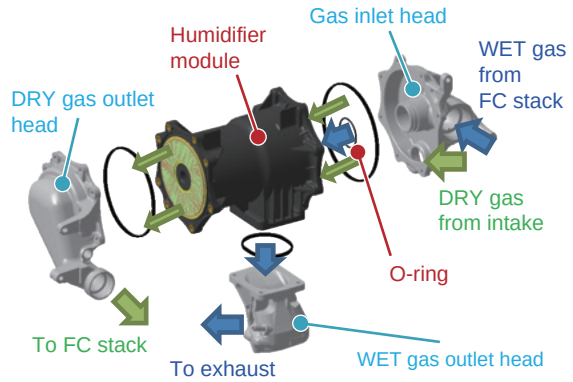



Fig. 2　Water circulation in fuel cell system



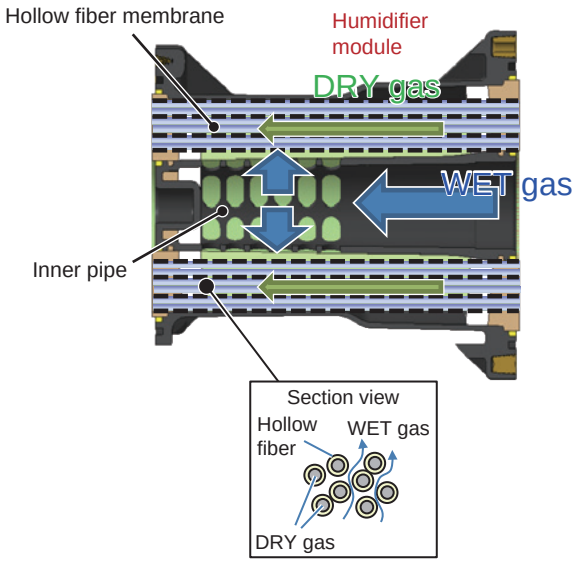
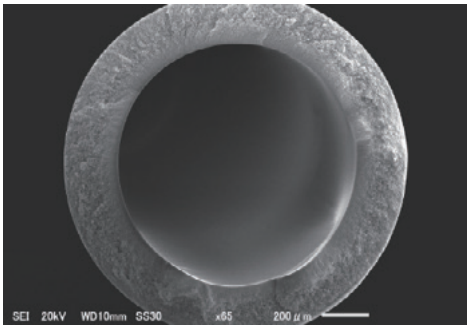




Fig. 3　Structure of humidifier module

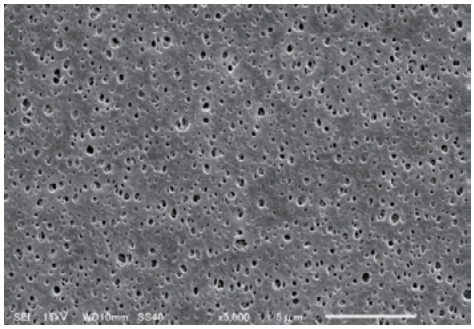
孔が空いており，そこを通って水分が交換される．中空糸膜の細孔径は，Fig. 4(b) の外側 (WET ガス側) から Fig. 4(c) の内側 (DRY ガス側) に向かって小さくなっている[6]．

中空糸膜は円筒構造のため，平膜に対して追加の支持構造を設けずに高い差圧強度を得られる利点がある．また，イオン交換膜や溶解拡散膜等の他の交換膜では，水蒸気透過性を高めるために薄膜化が必須なのに対し，多孔質膜では厚みではなく孔径が作用する．膜厚の確保による差圧強度と加湿性能を両立させることが可能であり，燃料電池システムでの使用に適している．

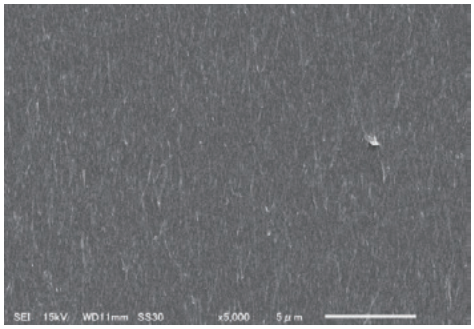
次に，多孔質膜の水蒸気移動メカニズムについて説明する[7]．Fig. 5 に細孔での水の移動メカニズムを示す．WET ガス中の水分は，吸着現象により膜表面に吸い寄せられる．それらの水分は細孔内の毛管移動により DRY ガスに向かって移動する．細孔を通過した水分は急激な圧力低下に伴う蒸発拡散で DRY ガスの中へ入る．これが連続的に起こるのが加湿メカニズムである．



(a) Membrane cross section 65X magnification



(b) Outer surface 5000X magnification



(c) Inner surface 5000X magnification

Fig. 4　Magnified views of hollow fiber membrane

### 3.2. 一次元加湿器モデルの概要

加湿器による水蒸気移動量を精度よく推定するための一次元加湿器モデルの全体概要を説明する．Fig. 6 に一次元加湿器モデルのフローチャートを示す．計算対象とする加湿器出入口のガス状態を入力して，加湿器内の水蒸気と温度の分布を簡易的に算出したものを初期条件とする．次に

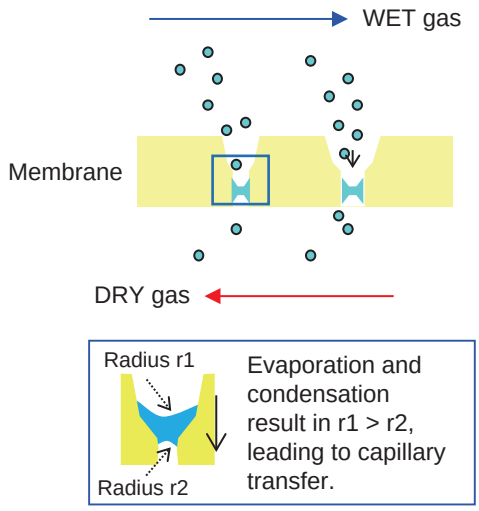



Fig. 5　Mechanism of water transfer

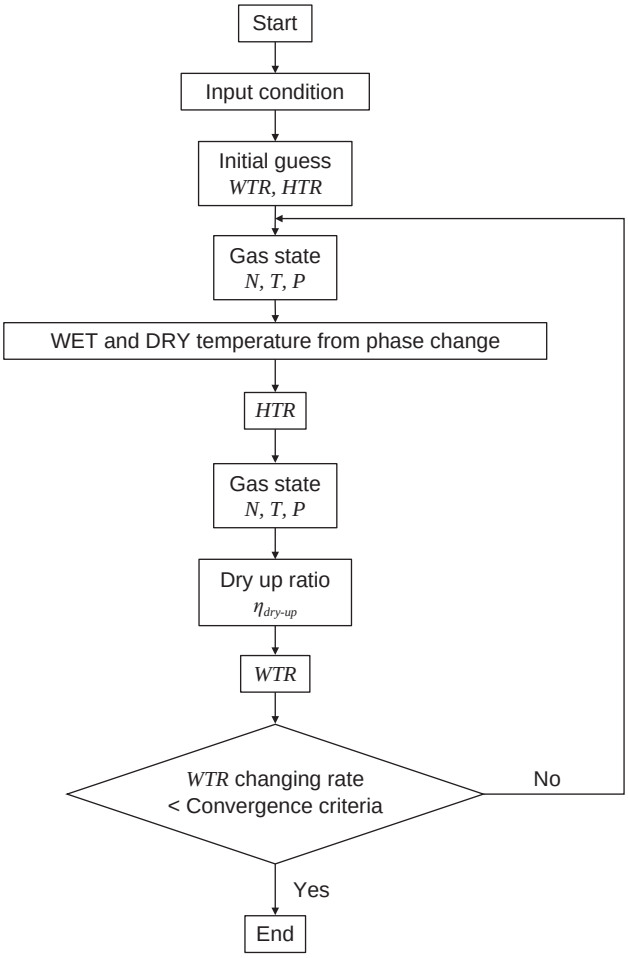



Fig. 6　Flowchart of humidifier model

WET ガスと DRY ガス間の熱移動量 (Heat Transfer Rate: HTR) と，水蒸気と液水の相変化による蒸発潜熱からガス温度の分布を求め，各部の水蒸気分圧と湿度をもとに水蒸気移動量 (Water Transfer Rate: WTR) を計算する．また，ドライアップ現象の影響を受けるため，ガス温度と湿度から，3.4. 節で説明するドライアップ率 (Dry up ratio: $\eta_{dry\text{-}up}$) を求め，水蒸気移動量の計算に考慮している．

膜の水蒸気移動量と中空糸の軸方向の水蒸気分圧分布は，相互影響が強いため，Fig. 7 に示すように，中空糸軸方向に一次元に離散化して計算することで精度を上げた．熱移動と温度の関係についても同様である．

### 3.3. 水蒸気移動

加湿器内部現象のモデル化手法について述べる．水蒸気移動は，WET ガスと DRY ガスの水蒸気分圧差を駆動力とする透過現象である．水蒸気移動量 $N_{wtr}$ [mol/s] を膜面積 $S$ [m$^2$] と WET ガス，DRY ガスの水蒸気分圧 $P_{v,wet}$, $P_{v,dry}$ [Pa] とバルクにおける透過抵抗 $R_{mt,total}$ [s/m] を用いて式 (2) であらわす．

$$N_{wtr} = \frac{S}{R_{mt,total}} \cdot \frac{P_{v,wet} - P_{v,dry}}{RT} \qquad (2)$$

この透過抵抗は，膜内の物質移動プロセスの説明に用いられる 3 抵抗モデルにより[8]，(i) 蒸発抵抗，(ii) 毛管移動抵抗，(iii) 吸着抵抗の，三つの直列となる抵抗の和であると考えた (Fig. 8)．蒸発抵抗および吸着抵抗については，境界層方程式と次元解析により，式 (3)，(4) のように表すことができる[9]．中空糸近傍の流れのレイノルズ数は 1000 以下であり層流とみなせるため，無次元数の乗数には層流の式を採用した．毛管移動抵抗は，ここでは膜固有の値 $k_m$ を用いて，式 (5) で表現する．

蒸発抵抗:

$$R_{mt,dry} = d_{mem\text{-}inner}/(\alpha_{dry} Re^{0.5} Sc^{1/3} D_{H_2O,Air}) \qquad (3)$$

吸着抵抗:

$$R_{mt,wet} = d_{wet,asm}/(\alpha_{wet} Re^{0.5} Sc^{1/3} D_{H_2O,Air}) \qquad (4)$$

毛管移動抵抗:

$$R_{mt,m} = 1/k_m \qquad (5)$$

### 3.4. ドライアップ現象

ドライアップ現象の詳細と，モデル化について説明する．

Fig. 9 に，WET ガス内の水分量と水蒸気移動量の関係を，モデルによる推定値と 4 章で説明する実験装置を使用して実測した結果の比較で示す．式 (1) から (5) より，毛管移動抵抗が一定であると仮定した場合，水蒸気移動量は WET ガスの水蒸気分圧にほぼ比例し，青点線のような特性を示すと想定される．しかし，実際の水蒸気移動量は，緑点のように想定される移動量よりも小さくなった．これはドライアップ現象による毛管移動抵抗の増加を示している．

多孔質膜におけるガス分離機構に関する先行研究[10]を

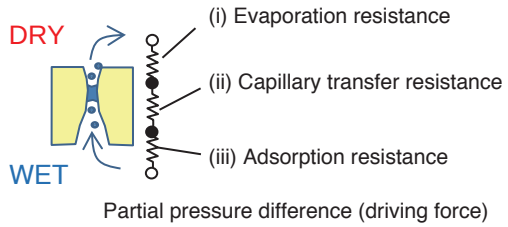



Fig. 8 Three-resistance model for water transfer

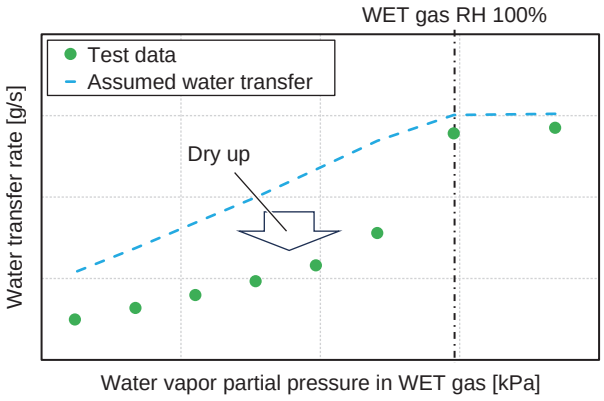



Fig. 9 Characteristics of dry up

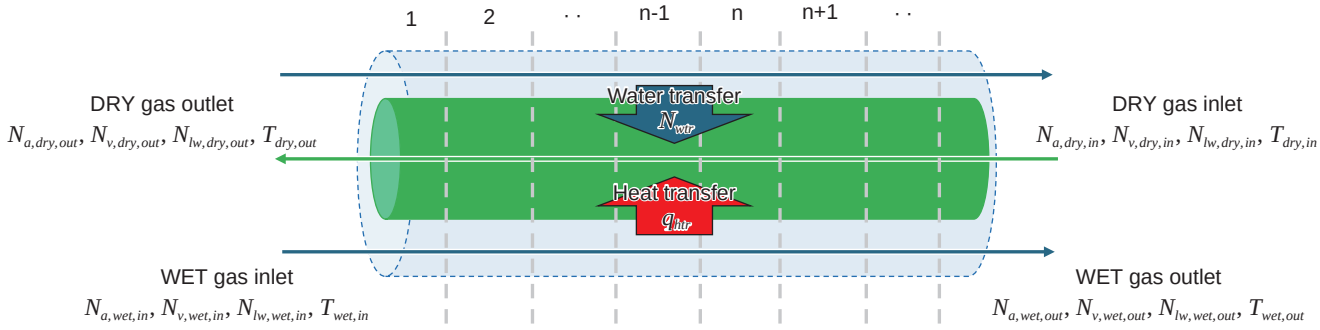



Fig. 7 Discretization of hollow fibers

もとに，ドライアップ現象による加湿性能低下メカニズムについて，以下のように仮説を立てた．Fig. 10 に多孔質における水の毛管移動の機構を示す．細孔内で凝縮した水は液相として，メニスカス半径の差によって，Fig. 10(a) のように毛管吸引力の勾配を駆動力として移動する．細孔内の水が少なくなると，Fig. 10(b) のようにメニスカス半径の差が小さくなり，移動量が減る．さらに，蒸発によって細孔内の両側に空孔が生じ，水蒸気はこの部分を気相で移動することになる．気相での移動は，分子が壁と衝突することによって抵抗を受けながら圧力勾配によって移動するクヌーセン拡散となるが，液相での移動に対して抵抗が大きいため，その抵抗が加わり毛管移動抵抗が増加する．凝縮水のなくなった細孔は，Fig. 10(c) のようにクヌーセン拡散による移動のみとなり，ほぼ機能しなくなる．

細孔内において水蒸気は式（6）であらわされる Kelvin の凝縮式に従って凝縮する[11]．細孔内のガスの RH が，膜の細孔径，接触角における凝縮範囲外になった場合，凝縮水は細孔内から蒸発する．Fig. 11 に WET ガスの RH と凝縮限界となる細孔径の関係を示す．WET ガスの RH が低下すると，凝縮限界となる細孔径より大きい孔径では凝縮水は細孔内から蒸発することを示している．Fig. 12 に，加湿器の多孔質膜単位面積あたりの細孔径分布を示す．膜中には多様な径の細孔が分布しており，WET ガスの RH が低下して凝縮限界となる細孔径が小さくなるほど凝縮水が蒸発する細孔が増加する．この状態にある細孔については，凝縮水が減少して毛管移動抵抗が増加する，もしくは凝縮水がなくなることで機能しなくなり，加湿性能が低下する要因となる．

$$\ln \frac{RH}{100} = -\frac{2\gamma V}{rRT}\cos\theta \qquad (6)$$

ここで，多孔質膜内の全細孔数に対する，Kelvin 式から算出される凝縮限界にある細孔数の比率を，ドライアッ

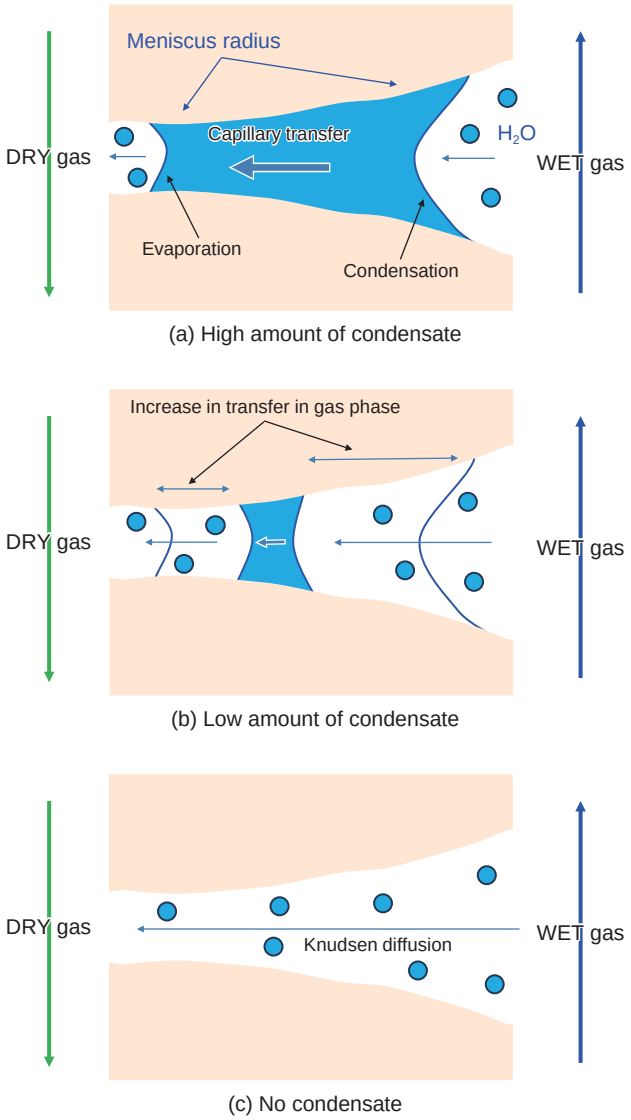



Fig. 10　Mechanism of capillary transfer

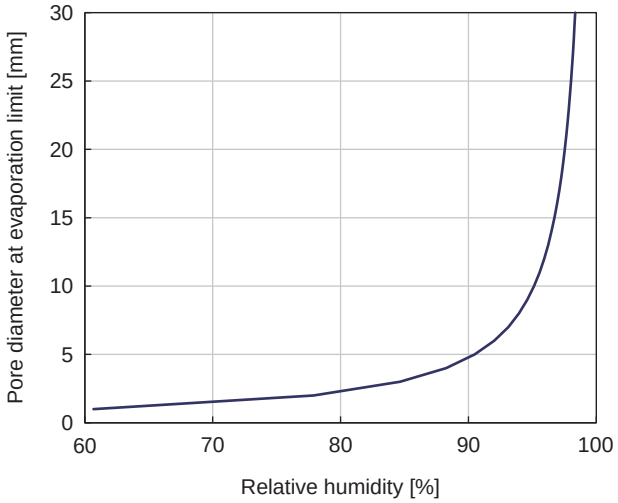



Fig. 11　Relationship between RH and pore diameter at condensation limit

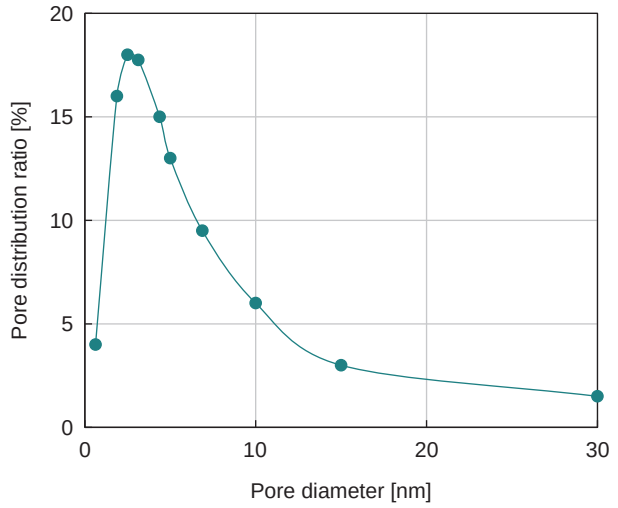



Fig. 12　Pore diameter distribution in membrane

プ率と定義する．ドライアップ現象による加湿性能低下をモデルで再現するために，式（5）の毛管移動抵抗にドライアップ率を考慮する．ドライアップ率が高くなると指数関数的に毛管移動抵抗が大きくなることが 4 章で説明する実験装置にて観測されたため，フィッティングパラメータ $\alpha_{dry\text{-}up}$ を設定し，式（7）であらわす．$\alpha_{dry\text{-}up}$ は運転条件や加湿器のスペックを問わず同一の数値を採用した．

$$R_{mt,mem} = 1/\left(\left(1-\eta_{dry\text{-}up}\right)^{\alpha_{dry\text{-}up}} k_m + \eta_{dry\text{-}up} k_K\right) \qquad (7)$$

毛管移動抵抗は細孔内の凝縮水の影響を受けるため，乾燥状態と湿潤状態の間の遷移に伴う加湿特性の変化には，時間的な遅れが観察された．Fig. 13 は，加湿器に供給する DRY ガスの温度を連続的に変化させ，乾燥状態と湿潤状態のサイクルを繰り返した場合の，加湿器重量と水蒸気移動量の関係を計測したものである．

(A) は高温の DRY ガスを流入させて乾燥させた状態で，DRY ガスの温度を下げると，凝縮水により重量が増加した (B) の湿潤状態となる．再び DRY ガスの温度を上げて乾燥させると，蒸発により重量が低下するが，水蒸気移動量が湿潤状態と同程度確保される (C) の状態となる．このように，重量変化と水蒸気移動量の関係にはヒステリシスが確認され，蒸発による加湿性能低下の速度と，凝縮による加湿性能上昇の速度が異なることがわかる．

この要因として，Fig. 14 に細孔の凝縮水の乾燥過程を示す．乾燥過程において，細孔内では水の蒸発が遅くなるため，先に多孔質膜表面などの毛管移動に寄与していない部分の凝縮水が蒸発する．したがって，細孔内の凝縮水が蒸発し始めるまで，毛管移動抵抗が増加せず，水蒸気移動量が保たれていると考えた．

過渡条件における水蒸気移動量を推定するうえで，この毛管移動抵抗変化のヒステリシスを再現することは重要である．

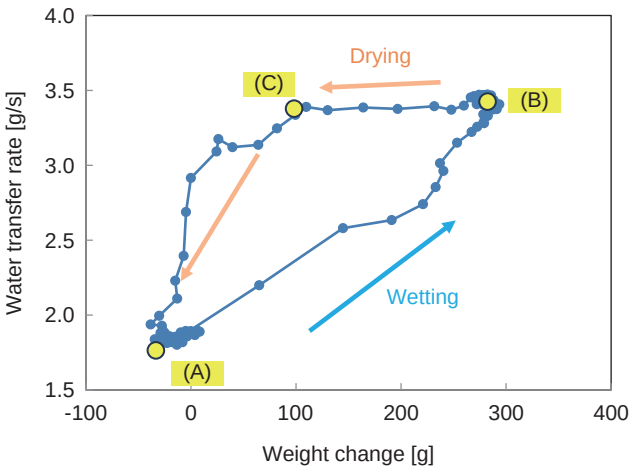



Fig. 13 Hysteresis of weight change versus water transfer

したがって，ドライアップ率の変化は，この遅れを再現するため，式（8）および（9）であらわす一次遅れの式で定義した．凝縮速度と蒸発速度は異なる特性を持つため，別々の係数を設定できるようにした．

蒸発速度：

$$\frac{\partial \eta_{dry\text{-}up}}{\partial t} = \alpha_{eva}\left(\eta_{dry\text{-}up} - \eta_{dry\text{-}up}^{steady\text{-}state}\right) \qquad (8)$$

凝縮速度：

$$\frac{\partial \eta_{dry\text{-}up}}{\partial t} = \alpha_{con}\left(\eta_{dry\text{-}up} - \eta_{dry\text{-}up}^{steady\text{-}state}\right) \qquad (9)$$

### 3.5. 熱移動と相変化

WET ガスと DRY ガス間の熱交換は，温度差を駆動力とする熱移動である．水蒸気移動の場合と同じく直列の抵抗で考えることができ，WET ガスから膜の WET 側表面への熱伝達，膜の WET 側から DRY 側への伝熱抵抗，膜の DRY 側表面から DRY ガスへの熱伝達の三つの抵抗の和となる．

さらに，加湿モジュール内の熱移動においては，蒸発潜熱がモジュール内の温度分布に影響を与えるため，ガスに含まれる凝縮水の蒸発を考慮する必要がある．蒸発量 $N_{eva}$ [mol/s] は，次元解析と境界層理論より式 (10) で表すことができる [12]．そして，蒸発量 $N_{eva}$ と蒸発潜熱から発生する熱量を算出した．

$$N_{eva} = \beta D_{Air,H_2O}\left(2 + 0.37 Re^{0.61} Sc^{0.51}\right)\frac{P_{sat,v,wet} - P_{v,wet}}{RT} \qquad (10)$$

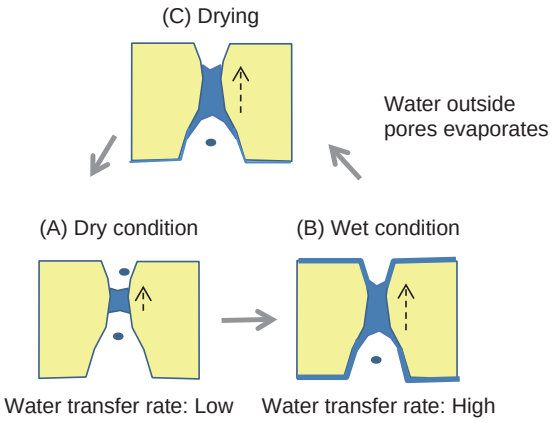



Fig. 14 Condensate during transition between dry and wet conditions

## 4．加湿器モデルの精度検証

ここまで導いてきた計算式により，加湿メカニズム全体をモデル化し，一次元加湿器モデルを構築した．4 章では，加湿器モデルによる推定値と水蒸気移動量の実測データを比較し，モデルによる推定精度を検証した．

Table 1　Gas conditions for humidifier evaluation test

| Condition No. | Dry inlet temperature | Dry inlet pressure | Dry air flow rate | Dry water vapor flow rate | Wet inlet temperature | Wet inlet pressure | Wet air flow rate | Wet water vapor flow rate | Inlet wet ratio * |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | K | kPaA | mol/s | mol/s | K | kPaA | mol/s | mol/s | % |
| 1 | 333.2 | 237.0 | 2.87 | 0.000567 | 358.9 | 208.0 | 2.47 | 0.937 | 96.1 |
| 2 | 323.2 | 167.1 | 1.90 | 0.000533 | 351.2 | 140.0 | 1.66 | 0.712 | 96.2 |
| 3 | 313.7 | 145.7 | 1.52 | 0.000500 | 348.5 | 121.0 | 1.32 | 0.613 | 98.6 |
| 4 | 314.9 | 135.7 | 1.14 | 0.000400 | 349.7 | 116.0 | 0.97 | 0.547 | 101.7 |
| 5 | 315.4 | 125.8 | 0.76 | 0.000283 | 347.3 | 112.0 | 0.66 | 0.357 | 106.1 |
| 6 | 314.2 | 117.7 | 0.59 | 0.000233 | 340.7 | 107.0 | 0.50 | 0.190 | 105.7 |
| 7 | 313.4 | 112.0 | 0.38 | 0.000167 | 335.1 | 105.0 | 0.32 | 0.103 | 117.7 |
| 8 | 313.5 | 108.1 | 0.24 | 0.000100 | 332.0 | 103.4 | 0.20 | 0.060 | 126.7 |
| 9 | 313.2 | 105.5 | 0.14 | 0.000067 | 328.1 | 103.1 | 0.14 | 0.028 | 113.6 |

* Inlet wet ratio above 100% indicates presence of two-phase (liquid-gas) state.
Inlet wet ratio up to 100% is equivalent to relative humidity (RH) .

### 4.1. 加湿器評価試験でのモデル精度検証

定常条件に関するモデル精度の検証として，加湿器単体評価試験装置で測定した水蒸気移動量計測結果との比較をおこなった．Fig. 15，16 に加湿器試験装置の全体構成を示す．加湿器による水蒸気移動量を計測するため，ドライな空気に，生成した水蒸気を流入させてミキシングする手法を採用している．空気の流量はマスフローメータを用いて制御し，目標湿度となるように水蒸気発生量を調整することで，所定の試験条件を実現する構成となっている．この試験装置では，定常条件に限定されるものの，低湿度条件を含む多様な運転条件での評価を可能としている．本試験装置を用いて加湿器の特性を測定し，同条件における加湿器モデルの計算結果と比較することでモデルの精度を検証した．

Table 1 に燃料電池システムにおける高負荷から低負荷の運転条件を想定した供給空気の条件を示す．加湿器単体試験では，このガス条件となるように試験装置をセッティ

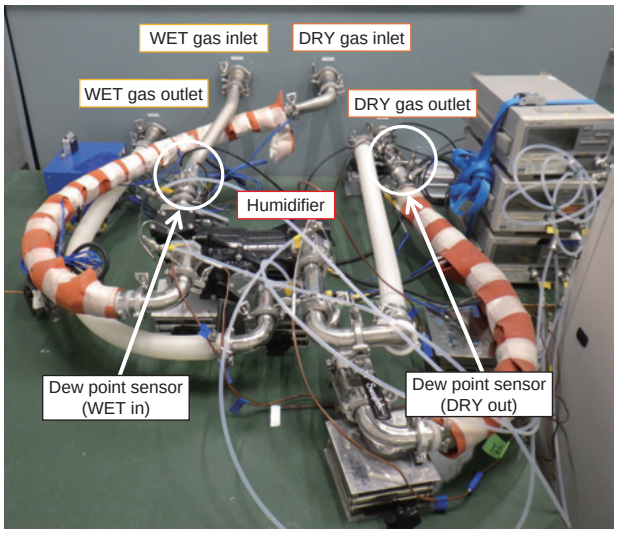



Fig. 16　Configuration around humidifier

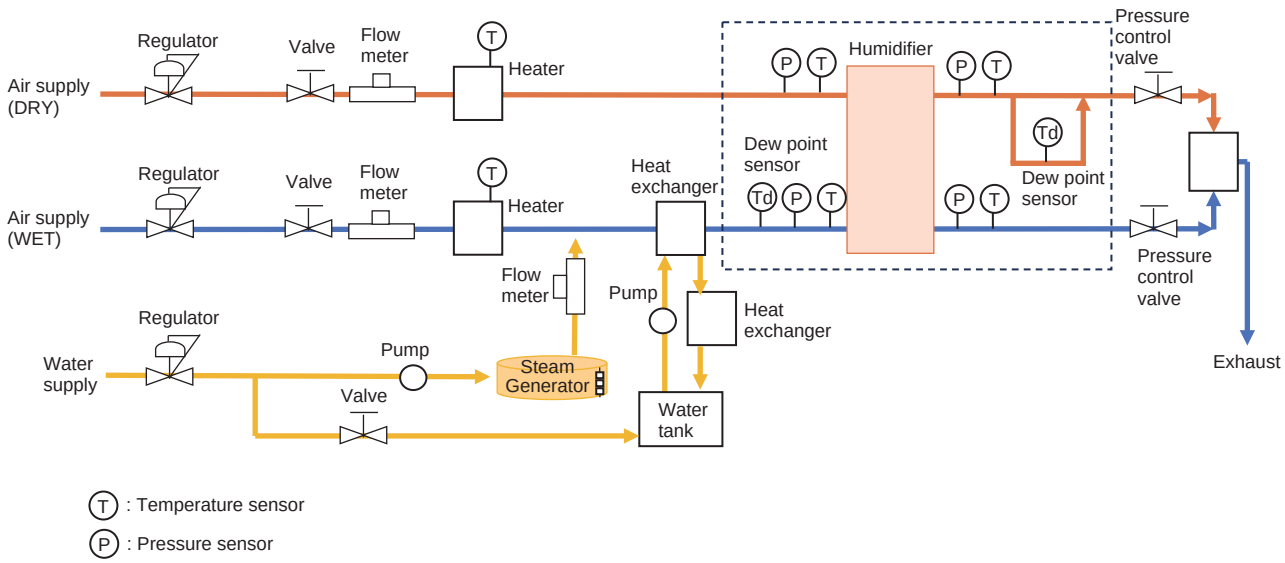



Fig. 15　Humidifier evaluation test apparatus

Table 2 Gas conditions for humidifier evaluation test

| Condition No. | Dry inlet temperature | Dry inlet pressure | Dry air flow rate | Dry water vapor flow rate | Wet inlet temperature | Wet inlet pressure | Wet air flow rate | Wet water vapor flow rate | Wet inlet water contents | Inlet wet ratio * |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | K | kPaA | mol/s | mol/s | K | kPaA | mol/s | mol/s | g/s | % |
| 10 | 338.4 | 224.0 | 1.756 | 0.00037 | 351.1 | 180.0 | 1.56 | 0.497 | 37.9 | 119.3 |
| 11 | | | | | | | | 0.497 | 30.8 | 102.6 |
| 12 | | | | | | | | 0.433 | 26.0 | 89.9 |
| 13 | | | | | | | | 0.373 | 22.4 | 80.0 |
| 14 | | | | | | | | 0.317 | 19.0 | 70.6 |

* Inlet wet ratio above 100% indicates presence of two-phase (liquid-gas) state.
Inlet wet ratio up to 100% is equivalent to relative humidity (RH).

ングして定常運転をおこないながら，水蒸気移動量を計測した．加湿器モデルには，このガス条件を入力条件として設定して，水蒸気移動量を計算した．Fig. 17 に両者の結果の比較を示す．加湿モデルは，すべての条件にて，グラフに示すように± 15% 以内の精度で水蒸気移動量の推定ができることを確認できた．

次に，ドライアップ現象が発生する条件下での精度についても検証した．Table 2 に示すように，WET ガスの RH が 100% 未満となるガス条件でも試験とモデル計算をおこない，その結果を比較した．Condition No. 12 から 14 はドライアップ現象が発生する領域となる．Fig. 18 に比較結果を示す．毛管移動抵抗の増加を考慮しない場合の計算結果では精度目標を達成できなかった．しかし，ドライアップ現象を考慮した加湿器モデルは，水蒸気移動量の低下を正確に再現しており，目標精度である± 15% 以内で水蒸気移動量の推定ができることを確認した．

### 4.2. 燃料電池システムにおけるモデル精度検証

過渡条件での加湿器モデルの精度検証として，燃料電池システムを運転させた際の供給空気の RH の計測結果と比較をおこなった．燃料電池システムは米国環境保護庁(EPA)の市街地走行モードを模擬した発電をおこない，供給空気の RH は，加湿器 DRY ガス出口の配管にヴァイサラ株式会社の露点計測器 HUMICAP HMT337 を取り付けて計測した．Fig. 19 に RH の計測結果とモデルの計算結果の時系列データの比較を示す．モデルは過渡条件において

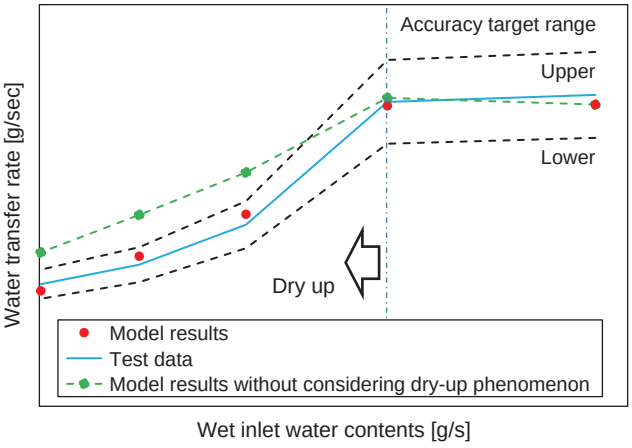



Fig. 18 Comparison of humidifier model and test results in dry up conditions

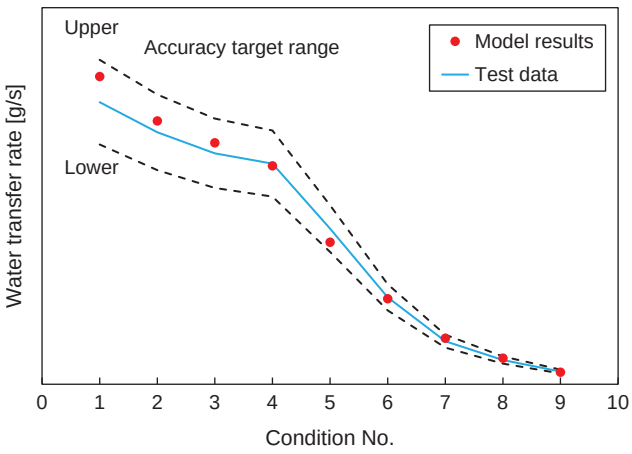



Fig. 17 Comparison of humidifier model and test results

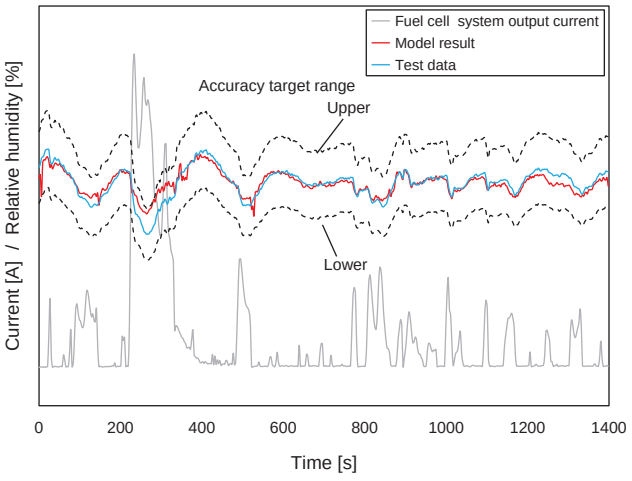



Fig. 19 Comparison of humidifier model and test results in mode operation

も目標精度である± 15% 以内で RH を推定できることを確認した.

Honda の新型燃料電池システムでは, この一次元加湿器モデルを近似関数化し, 計算負荷を軽減しつつ精度を確保した制御モデルを実装した. そして, 制御モデルで算出した水蒸気量をもとに冷媒温度を制御し, 高精度な水分量管理を達成した[13].

## 5. まとめ

燃料電池システムの性能設計や制御最適化に活用することを目的として, 運転条件から燃料電池スタックへ供給する空気の RH を予測する一次元加湿器モデルを構築した.

(1) 多孔質中空糸膜型加湿器内部で発生する水蒸気移動, 熱移動, 水の相変化を数理的に表現した.

(2) ドライアップ現象に着目し, 水蒸気移動量の低下や応答遅れをモデル化した.

(3) 加湿器単体評価試験における水蒸気移動量の計測値および燃料電池システムの台上モード運転中の供給空気の RH 計測結果とモデルの計算結果を比較して, モデルの精度を検証した. ドライアップ現象を含む定常条件, および燃料電池システムにおける過渡条件のどちらにおいても, 目標精度として設定した± 15% 以内の精度で加湿器による水蒸気移動量の推定が可能であることを確認した.

## 参考文献


(1) Zatoń, M., Rozière, J., Jones, D. J.: Current understanding of chemical degradation mechanisms of perfluorosulfonic acid membranes and their mitigation strategies: a review, Sustainable Energy & Fuels, Royal Society of Chemistry, Vol. 1, Issue 3, p. 409-438, (2017), doi: 10.1039/C7SE00038C

(2) Perry, M. L., Daring, R. M., Kandoi, S., Patterson, T. W., Reiser, C.: Operating Requirements for Durable Polymer-Electrolyte Fuel Cell Stacks, Polymer Electrolyte Fuel Cell Durability, Springer, p. 399-417, (2009), doi: 10.1007/978-0-387-85536-3_20

(3) 陣内亮典:燃料電池の原理と応用, 朝倉書店, p.132-136, (2023)

(4) Vu, H. N., Nguyen, X. L., Han, J., Yu, S.: A study on vapor transport characteristics in hollow-fiber membrane humidifier with empirical mass transfer coefficient, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 177, p. 1-12, (2021), doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2021.121549

(5) Nguyen, X. L., Vu, H. N., Yu, S.: Parametric understanding of vapor transport of hollow fiber membranes for design of a membrane humidifier, Renewable Energy, Vol. 177, p. 1293-1307, (2021), doi: 10.1016/j.renene.2021.06.003

(6) https://www.nok.co.jp/product/film/kashitu.html, (参照 2024/7/10)

(7) 浅枝正司:多孔性セラミックス膜による低分子混合物の分離機構, セラミックス, Vol. 29, No. 11, p. 967-970, (1994)

(8) 原谷賢治:膜によるガス分離プロセス, 膜, 13 巻, 2 号, p. 83-92, (1988), doi: 10.5360/membrane.13.83

(9) 浅野康一:物質移動の基礎と応用 Fick の法則から多成分系蒸留まで, 丸善株式会社, p.72-73, (2004)

(10) 浅枝正司:無機多孔質固体膜によるガス分離, 膜, 10 巻, 2 号, p.297-304, (1985), doi: 10.5360/membrane.10.297

(11) 近沢正敏, 武井孝:吸着と毛管凝縮 - 表面の構造と液体物性 -, 表面科学, Vol. 14, No. 9, p.526-532, (1993), doi: 10.1380/jsssj.14.526

(12) 浅野康一:物質移動の基礎と応用 Fick の法則から多成分系蒸留まで, 丸善株式会社, p.122-123, (2004)

(13) 尾崎浩靖, 山崎薫, 小川隆行, 間庭秀人, 三浦種昭, Todd W.HUSTON:新型燃料電池システムの開発, Honda R&D Technical Review, Vol. 37, p. 12-18


## List of Symbols

| | |
|---|---|
| $d$ | Pore diameter [m] |
| $D_{H_2O,Air}$ | Diffusion coefficient between air and vapor [$m^2/s$] |
| $k$ | Transfer coefficient [m/s] |
| $N$ | Molar flow rate [mol/s] |
| $P$ | Pressure [Pa] |
| $q_{htr}$ | Heat transfer rate [J/s] |
| $r$ | Radius of curvature of pore [m] |
| $R$ | Gas constant [$J \cdot mol^{-1} \cdot K^{-1}$] |
| $R_{mt}$ | Transfer resistance [s/m] |
| $Re$ | Reynolds number |
| $S$ | Membrane surface area [$m^2$] |
| $Sc$ | Schmidt number |
| $T$ | Temperature [K] |
| $t$ | Time [s] |
| $V$ | Molar volume of water [$m^3/mol$] |
| $\alpha$ | Fitting coefficient |
| $\beta$ | Fitting coefficient |
| $\gamma$ | Surface tension of water [N/m] |
| $\eta_{dry\text{-}up}$ | Dry up rate |
| $\theta$ | Contact angle [degree] |

## Subscripts

| | |
|---|---|
| *a* | Air |
| *asm* | Assumption |
| *con* | Condensation |
| *dry* | DRY side |
| *dry-up* | Dry up |
| *eva* | Evaporation |
| *in* | Inlet |
| *K* | Knudsen diffusion |
| *l* | Liquid water |
| *m* | Capillary transfer in membrane |
| *mem-inner* | Membrane inner |
| *out* | Outlet |
| *sat* | Saturation |
| *steady-stat* | Steady state |
| *total* | Total |
| *v* | Vapor |
| *wet* | WET side |
| *wtr* | Water transfer |

■著　者■



間庭秀人



日高洋平



木村浩一



小岩信基

# アコースティックエミッション技術の燃料電池自動車用高圧容器損傷解析への適用

Application of Acoustic Emission Technology to Damage Analysis of High-Pressure Container for Fuel Cell Vehicles

鈴木貴紀[1] Takanori SUZUKI
桑山貴司[2] Takashi KUWAYAMA
川辺正道[2] Masamichi KAWABE
原田一郎[2] Ichiro HARADA
金崎俊彦[1] Toshihiko KANEZAKI

## 要　旨

炭素繊維強化樹脂層を用いた車載用高圧容器の設計精度を向上させるため，設計精度確認のため実施される評価試験において，最終的な破裂につながる炭素繊維強化樹脂層の損傷発生状況を解明する手法を開発した．

その際，アコースティックエミッション技術を適用し，計測された結果を無次元化処理することで，破裂の起点となる大きな破壊の発生を判断するしきい値を設定することができた．これにより，破裂直前に試験を停止することが世界で初めて可能となった．

この技術の適用によって，高圧容器の炭素繊維強化樹脂層における損傷状況を精緻に分析できるようになることから，高圧容器の設計技術が改善される．

## ABSTRACT

Evaluation tests are conducted in order to verify the design accuracy of vehicle-mounted high-pressure containers that use carbon fiber-reinforced plastic layers. We have developed a method to identify the state of damage generated in carbon fiber-reinforced plastic layers that eventually leads to bursting in these tests, in order to enhance the design accuracy of such containers.

For this method, we used acoustic emission technology and processed the measured results into dimensionless data. This enabled us to set threshold values for the appearance of major damage that is the prelude to bursting. For the first time in the world, this makes it possible to terminate the test directly before the bursting takes place.

Applying this technology will enhance the design of high-pressure containers by enabling a precise analysis of the state of damage in the carbon fiber-reinforced plastic layer of a high-pressure container.

## 1．背景と目的

近年，燃料電池システムは電力供給源として，移動体を含めた様々な用途での使用が検討･実施されるようになっている．その中で，自動車への燃料電池の搭載は，走行時に温暖化ガスを放出しない自動車の一形態として，特に期待された適用先と考えられている（Fig. 1 参照）．

近年，車両用途において，燃料となる水素は，70 MPa の高圧ガスとして貯蔵する方法が主流となっている．高圧容器は Fig. 2 に示したように，その構造により Type 1 高

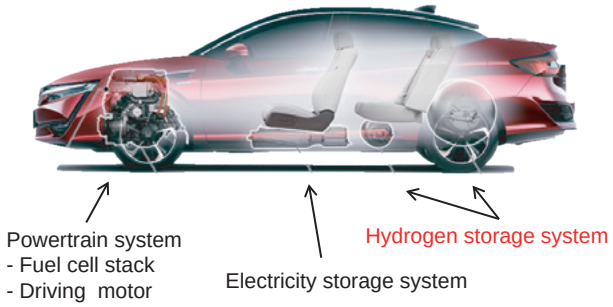



Fig. 1　Layout of major components of fuel cell vehicle

[1] 先進パワーユニット･エネルギー研究所，博士（工学）
E-mail: takanori_suzuki@jp.honda
[2] 先進パワーユニット･エネルギー研究所

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2025_37_9

圧容器から Type 4 高圧容器に分類されている.

Type 1 高圧容器は全て金属で構成された高圧容器であり, Type 2 高圧容器や Type 3 高圧容器は, 小型･軽量化のため, 金属ライナーの外周に, より高強度の炭素繊維複合樹脂 (Carbon Fiber Reinforced Plastics: CFRP) を積層した高圧容器である. そして, Type4 高圧容器は樹脂ライナーの外周に CFRP を積層した高圧容器である. Type 3 および Type 4 容器は, 小型で比較的軽量なため車載高圧容器として用いられる. 現在では, 特に Type 4 高圧容器がその主流となっている.

車載される高圧容器に関しては, 安全性に関する世界統一基準 (Global Technical Regulation No. 13: GTR13)[(1)], 国連規則 (United Nations Regulation No. 134: UNR134)[(2)] など各国際的な規定があり, 必要とされる性能が制定されている. 国内においては, 高圧容器は基本的に高圧ガス保安法に定められているが, 車載高圧容器については, 道路運送車両法により規制されている. そして, 先の各国際規定を批准しており, 国内法に適用されている.

燃料電池自動車 (Fuel Cell Vehicle: FCV) の普及に向けては, 依然として高圧容器のコスト課題は残っている[(3)]. 高圧容器の低コスト化のためには, 高価な CFRP の使用量を減らすというのが最も効果的である. また, 使用量削減は高圧容器の軽量化にも寄与することもあり, 様々な取り組みがおこなわれている.

CFRP の使用量は, 基本的に想定圧力とカーボンファイバー (Carbon Fiber: CF) の強度の比に依存する. 高圧容器は法規によって性能や耐久性が規定されており, それらを満足した上で CFRP 量を可能な限り少なくする必要がある. そして, その実現には CFRP 層の設計技術を高いレベルで確立することが, 重要な開発項目となっている.

本開発は, 高圧容器 CFRP 層の設計精度向上のための高圧容器損傷解析技術を確立することを目的とした.

## 2. 技術開発のねらい

高圧容器の CRFP 層における強度推定や寿命予測の精度は高くないことから, 十分な安全率を持たせた CFRP 層厚さで設計されており, 精度向上による改善の余地がある.

CFRP 層の強度設計においては, コンピュータシミュレーションを利用した事前予測 (Computer Aided Engineering: CAE) が実施される. それに基づき試作された高圧容器を試験評価し, 推算値との比較検証をおこなうことで, その予測精度を改善してきた. つまり, Fig. 3 に示したようなトライアンドエラーを繰り返すことで開発をおこなってきた.

多くの場合, 高圧容器は粉々に破損し, 試作高圧容器破裂の起点や損傷の進行など, 詳細な原因解析は容易でない状態であった. そのため, 損傷解析結果を設計予測技術へフィードバックする技術的ハードルは高く, CFRP 層強度予測技術の向上における大きな課題であった.

よって, 高圧容器の破裂直前で評価試験を終了し, 最終的な破裂につながる損傷の発生状況を理解できるようにすることが重要である. ここで, 液圧による高圧容器の破裂試験や耐久試験の方法は, GTR において規定され, 試験における最大加圧速度は 1.4 MPa/s とされている. しかしな

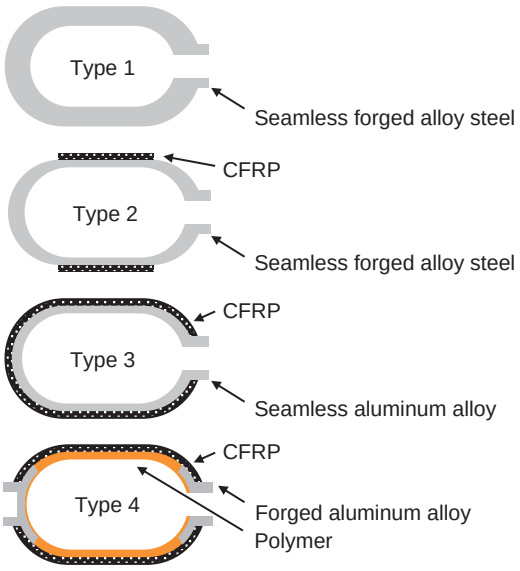



Fig. 2 Types and structures of high-pressure containers

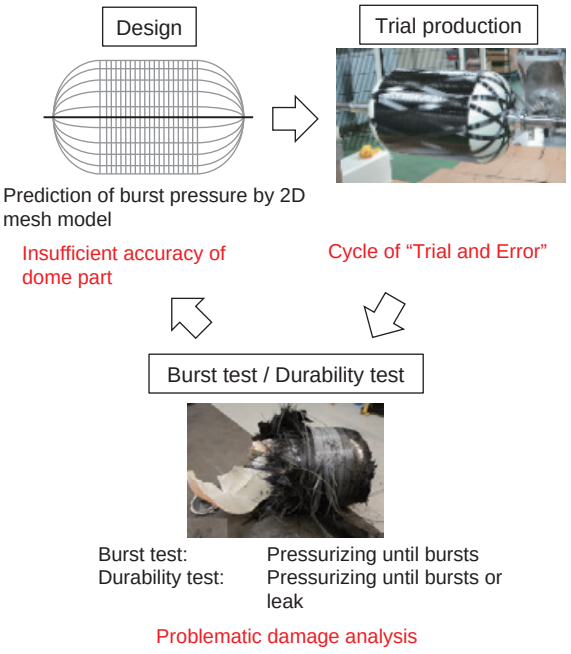



Fig. 3 Conventional high-pressure container development process

がら，試験中容器の多くは前触れなく唐突に破裂し，特に破裂試験では，破裂直前で中止することは容易なことではない．

そこで，以下の技術が新たに必要と考えられた．

（1）破裂前に試験を停止する技術

（2）損傷個所を特定する技術

そこでそれらの実現のため，ここではアコースティックエミッション（Acoustic Emissions: AE）技術に着目し，Fig. 4 に示す破損過程を詳細に計測可能な開発プロセスに改善した．本報告では，特に重要な（1）破裂前に試験を停止する技術について紹介する．

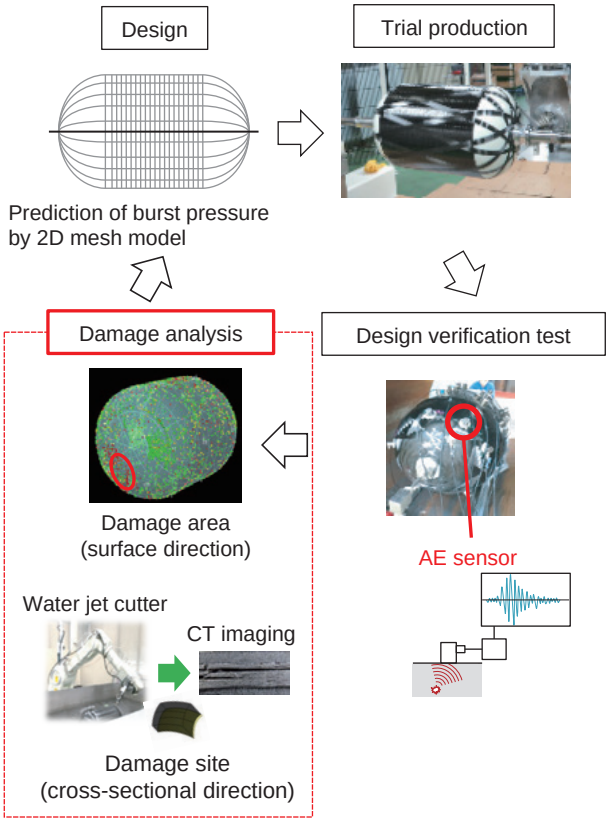



Fig. 4　Enhanced high-pressure container development process

## 3．AE 技術

建築構造物や貯槽など，物体の非破壊検査に用いられている技術に，AE 技術[4)-8)]がある．AE とは，物体が変形または破壊する際，内部に蓄えてられていた弾性エネルギーが音波として放出される現象である．そして，対象物を伝わり検出された弾性波が AE 波とされる．また，破壊の規模や材料の違いにより，音波の強度や周波数が異なることから，強度部材の破壊メカニズムの解明に多く用いられている．

AE 波は高圧容器表面に取付けられた感圧センサーにより検知され，Fig. 5 のような複数の波の合成波として検出される．そして，しきい値を適切に設定することより計測ノイズを取り除くことができ，そのしきい値を超えた小さな波の数をカウント数と定義している．また AE 波のエネルギーは，AE 波の継続時間と振幅から算出される面積に相当する．

高圧容器の CFRP 層は，CF の束（フィラメント）とその繊維間に含侵された樹脂で構成されている．CFRP 層の損傷は，Fig. 6 のような過程を経て進展すると考えられる．すなわち，高圧容器使用の初期段階は，樹脂クラックや剥

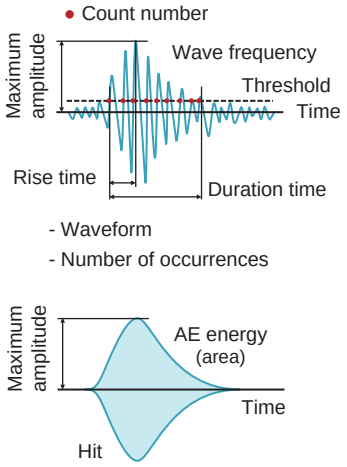



Fig. 5　AE waves and parameters

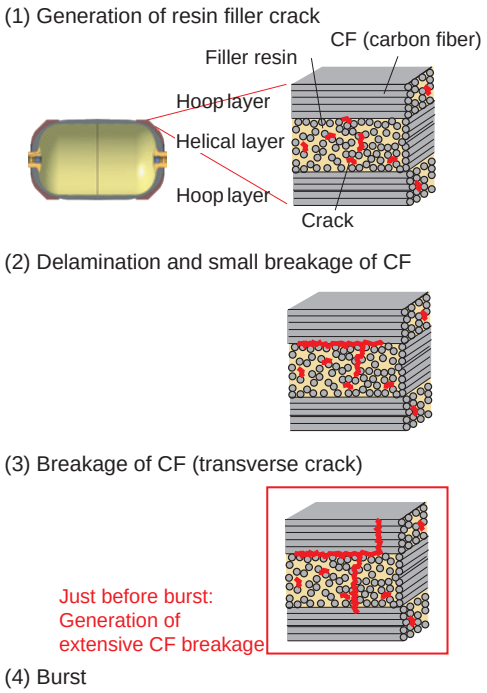



Fig. 6　Images of damage process in CFRP layer of high-pressure container

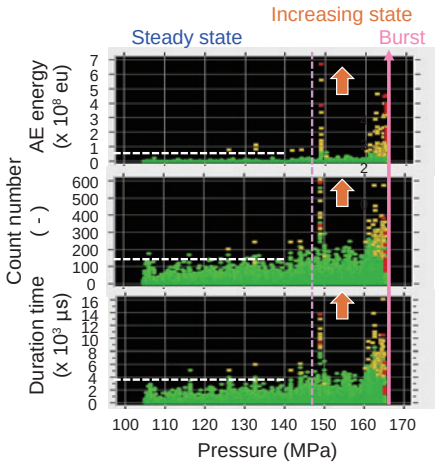
離を中心に損傷が発生し，それらが増加･拡張していく中で CF の断裂に進展し，最終的に大量の CF が断裂することで破裂に至ると推測される．その際に発生する AE 波を検出することで，CFRP 層の破壊の過程を解析することが可能であると考えた．

## 4．技術の適用と結果

AE により破裂直前に試験を停止する技術を開発するために，車載用高圧容器の水圧破裂試験を実施した．水圧破裂試験では，高圧容器内に一定の速度で圧力が変化するように液体を高圧ポンプで充填もしくは放出することで，高圧容器の強度や耐久性が評価される．その際の条件は，高圧容器の規格により指定されている．

試験には，ライナーは共通で CFRP 層が異なる二つの仕様の高圧容器（Type A:外径 530 mm × 塔長 920 mm，Type B:外径 550 mm × 塔長 920 mm）を使用した．ここで本報告では，AE 測定器と計測および解析ソフトウェア，そして AE センサーは市販品を使用し，測定対象物の基本的な形状や伝搬速度の設定など，計測に必要なテンプレートは用意されたものを利用した（計測器:Vallen System MB19，ソフトウェア:Vallen VisualAE R2019.0926.3，AE センサー:Vallen System VS150-RIC）．

Fig. 7 は，高圧容器 Type A の内部を一定速度で昇圧した際に検出された AE 波の継続時間，カウント数，AE エネルギーの変化の一例を示した．横軸は高圧容器内圧力，縦軸は上から検出された AE 波の AE エネルギー，カウント数，継続時間である．ここで，後述する式（1）で定義される無次元 AE エネルギーが 20 以上かつ 100 未満の AE 波を黄点，100 以上の AE 波を赤点，それ以外を緑点で表記した．




1 eu = 1 aJ ($10^{-18}$J) (definition resistance: 10kΩ)

Red points: Dimensionless AE energy ≧100
Yellow points: Dimensionless AE energy ≧20

Fig. 7　AE detection status in burst test (high-pressure container: Type A)

この結果より，昇圧に伴うそれらの数値は，各々の図に白色の破線で指示したように，桃色の破線で示した 150 MPa 付近まで，各縦軸の最高値がほぼ一定の水準となることが分かった．そして，150 MPa 付近で突発的な数値上昇が見られた後，徐々に数値が高い AE 波が検出されて黄色の点が増加する上昇状態となった．最終的に，極めて大きな数値上昇とともに桃色実線で示した約 167 MPa で破裂に至るという経過をたどった．

ここで，破裂に至る状況をより理解しやすくするため，Fig. 8 に積算カウント数と積算 AE エネルギーの結果を示した．青色の実線でその際の高圧容器内圧力を示した．点の色は Fig. 7 と同様である．

圧力約 150 MPa 以下の範囲においては白色の実線で示したように，一定の傾きで連なる点として表現されることが分かった．

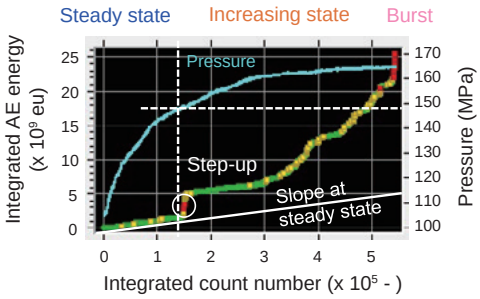
その後，突発的に上昇し，それ以降徐々に増大し，最終的には赤色の上方向の実線に見えるような急上昇を見せた後に破裂に至った．

この Fig. 8 の積算カウント数約 $1.3 \times 10^5$（圧力約 150 MPa）までの初期における直線の傾きは，AE 波を構成する小さな波の平均 AE エネルギーを意味している．以降，この試験開始初期の段階に見られた直線関係にある状態を定常状態と定義する．

また，同様の試験を Type A･Type B 両仕様の複数の高圧容器について実施した結果を Fig. 9 に示した．

Fig. 8 と同様に，Fig. 9 においても原点からある程度の積算カウント数までは，傾きが一定となる傾向が見られた．

しかしながら，様々な高圧容器から得られた定常状態での直線の傾きは，各々大きく異なった．これは，センサーの設置状態やそれに伴う感度，AE 伝搬特性などの相違による影響と推察された．よって，統一して比較評価するため，Fig. 8 や Fig. 9 の昇圧開始初期に見られた直線の傾きを用いて正規化することを試みた．




Red points: Dimensionless AE energy ≧ 100
Yellow points: Dimensionless AE energy ≧ 20

Fig. 8　Changes of integrated energy and pressure in burst test (high-pressure container: Type A)

Fig. 5 に示した計測された AE 波を構成する全ての波の平均 AE エネルギーに注目し，定常状態での AE 構成波の平均 AE エネルギーに対する比率を比較することにより，CFRP 層の破壊の深刻さを判断できると推定した．

すなわち，定常状態における AE エネルギーのカウント数当たりの平均値を用いて無次元 AE エネルギーを次式のように定義した．

$$\textit{Dimensionless AE energy} = \left(\frac{E'}{\textit{Count number}}\right) \Big/ \left(\frac{\sum E'}{\sum \textit{Count number}}\right)_{\text{Steady state}} \quad (1)$$

ここで，$E'$ は，計測された AE 波から算出された AE エネルギーであり，真の AE エネルギー ($E$) に対して，試験・計測における様々なノイズ要因を含んだ見かけの AE エネルギーである．

Fig. 10 に，Fig. 8 で示した計測結果を圧力と無次元 AE エネルギーの関係に再整理した結果を示した．高圧容器の破裂圧力など様々なデータを総合的に考察し，破裂につながる大きな損傷が発生する際の無次元 AE エネルギーを 100 と設定した．また，約 150 MPa までの定常状態において，無次元 AE エネルギーはほぼ 20 未満であった．そこで，Fig. 7, Fig. 8 と同様に Fig. 10 も，定常状態である 20 未満の無次元 AE エネルギーを緑点，大きな損傷の発生を示す 20 以上かつ 100 未満を黄点，そして 100 以上を赤点で表記した．

破裂試験を様々な高圧容器についておこなった際の破裂圧力に対して，測定された AE 波で無次元 AE エネルギーが 100 を超える点が出現した圧力と破裂圧力を比較した結果を Fig. 11 に示した．この図からわかるように，それらの比はすべて 1 未満となっていることから，無次元 AE エネルギーの破裂判定のためのしきい値を適切に設定すれば，破裂直前に試験を停止できることが確認できた．本技術により，破裂直前の状態の試験体を確保することができるようになり，詳細な CFRP 層の分析から破壊過程の解析ができるようになった．

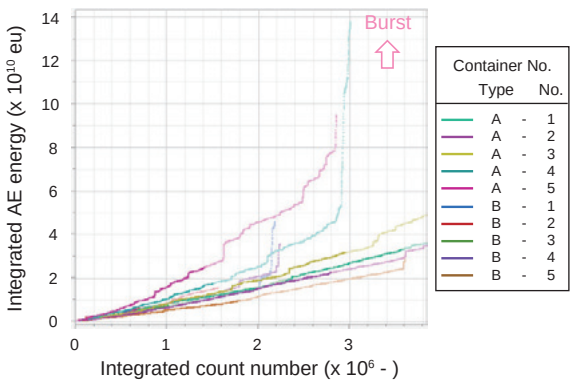



Fig. 9　Changes of integrated energy in burst tests of various high-pressure containers

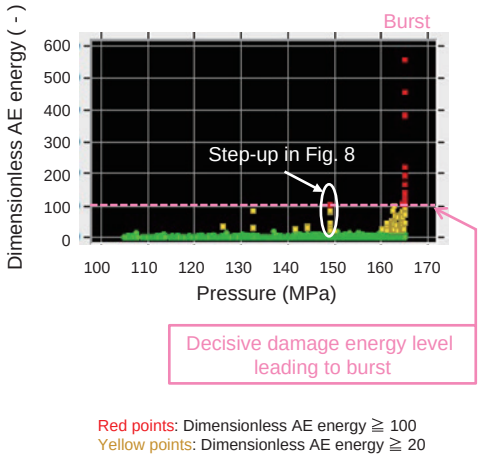



Fig. 10　Results of damage analysis using dimensionless AE energy (high-pressure container: Type A)

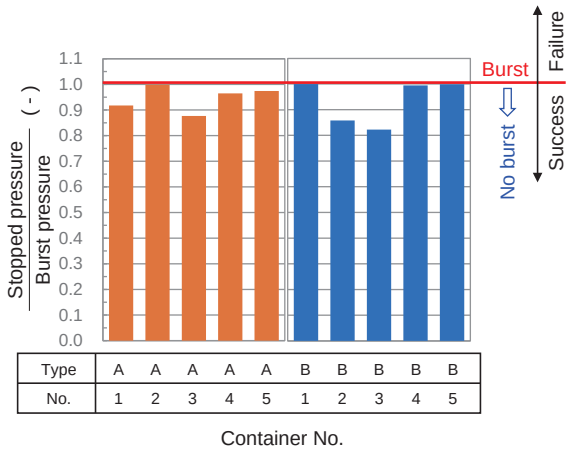



Fig. 11　Validation results of shutdown technology just before burst

## 5．まとめ

燃料電池システムの移動体への搭載において，高圧容器の軽量・低コスト化のため，高い精度の CFRP 層設計技術が必要とされた．そこで，本開発では設計精度の向上のため，高圧容器の破裂を伴う試験において，最終的な破裂につながる CFRP 層損傷の発生状況を解明する手法を AE 技術の適用により提案した．

その際，AE エネルギーの無次元化に着目し，実験的手法により高圧容器や試験毎のばらつきを除外することで，様々な仕様の高圧タンクに対応できる停止判断のしきい値を設定できた．その値を用いることで，破裂直前停止技術を世界で初めて実現できた．

この技術により，高圧容器の CFRP 層における損傷過程を精緻に知ることで，高圧容器の設計技術を改善し，高圧容器軽量・低コスト化や，開発期間を削減することが期待できる．

また，２章で述べたように，実験で得られたAE波の到達時間差を解析することにより，損傷個所を特定する技術や，さらにAE波の周波数を解析することで損傷した材料の推定する技術も検討している．これらのAE技術によって，より詳細なCFRP層の破壊過程の理解が進むことが，更なる設計精度向上に寄与すると考えている．

## 参考文献


（1）https://unece.org/sites/default/files/2023-07/ECE-TRANS-180-Add.13-Amend1e.pdf, (2023/7/17)

（2）https://unece.org/sites/default/files/2022-07/R134am4e.pdf, (2022/3/21)

（3）https://www.nedo.go.jp/content/100956710.pdf, (2023/2/9)

（4）丹羽義次，小林昭一，大津政康：アコースティックエミッションによる破壊源探査，土木学会論文報告集，1978巻（276号），p. 135-147, (1978)

（5）鈴木恵，中西博，岩本正治，自念栄一，前川善一郎，森旭，孫峰：AE法によるCFRPの破壊機構に関する研究，日本機械学会論文集A編，53巻（492号），p. 1459-1466, (1987)

（6）川﨑拓，滝沢真実，中島富男，中村英之，岡崎順二，中川幸次郎：水圧疲労試験による高圧水素用CFRP蓄圧器へのAE試験適用性検討，IIC REVIEW，No.52，p. 23-28, (2014)

（7）大森真実，川﨑拓，大森征一，中村英之，佐々木孝明：AE波重心周波数を用いたCFRP材の損傷評価研究，強化プラスチックス，第63巻（第９号），p. 434-439, (2017)

（8）中島富男，川﨑拓，佐藤明良：薄肉CFRP圧力容器耐圧試験におけるAE音源位置標定に関する実験的考察，日本機械学会論文集A編，79巻（797号），p. 115-118, (2013)



■著　者■



鈴木貴紀



桑山貴司



川辺正道



原田一郎



金﨑俊彦

# 三相 200 V 交流出力機能を搭載した 外部給電器 Power Exporter e: 6000 の開発

Development of Power Exporter e: 6000, External Power Output Device, with Three-phase 200 V AC Output Function

矢萩優名[1] Yuuna YAHAGI
神津知之[1] Tomoyuki KOZU
尾髙拓弥[2] Takuya ODAKA
矢ケ崎健太[3] Kenta YAGASAKI
福井崇裕[1] Takahiro FUKUI
伊原光祐[3] Kosuke IHARA

## 要　旨

外部給電器 Power Exporter 9000 をベースに，より低価格で汎用性を拡大させた Power Exporter e: 6000 を開発した．市場ニーズを捉えて出力を適正化し，出力低減に合わせた部品点数削減と，最小限にコストを抑えた変化点対処により，高品質を維持したまま低価格を実現した．さらに，世界に先駆けて３台連携で三相 200 V 交流出力をする機能を追加して，一般用電気工作物として Vehicle to Load and Vehicle to Home に対応し，産業機器などの大型の電気機器へ用途を拡大した．加えて，電動自動車用充放電システムガイドライン V2L DC 版に適合した上で給電コネクタのケーブル伸長や制御の変更をおこない，他社を含めたより多くの電動車両との接続に関する汎用性を高めた．

## ABSTRACT

The less-expensive and more versatile Power Exporter e: 6000 was developed based on the Power Exporter 9000 external power output device. A lower price was achieved while maintaining high quality by optimizing power output in response to market needs, reducing the number of parts in line with the reduced power output, and addressing change points with minimal cost. In addition, the first known function to provide three-phase 200 V AC output with three linked units has been added to realize Vehicle to Load and Vehicle to Home as an electrical facility for general use, thereby expanding use applications to large electrical equipment such as industrial equipment. The power supply cable length was extended and the control was modified to conform to the “Electric Vehicle V2L DC Charge/Discharge System Guidelines” to enhance connectivity with even more EVs, including those of other automakers.

## 1．まえがき

Honda は 2050 年に全製品と企業活動を通してカーボンニュートラルの実現を目指しており，それに向け 2040 年には四輪における EV，FCV 販売比率 100% の目標を掲げている[(1)]．世の中の動向としても電動車両の市場は拡大しており，それに伴い車に蓄えられた電気の活用に対するニーズも拡大していくことが予想される．

Honda は，世界で初めて電動自動車用充放電システムガイドライン V2L DC 版[(2)]（以降 V2L ガイドライン）に適合した可搬型外部給電器 Power Exporter 9000[(3)]（PE9000）を，2016 年より販売してきた．Fig. 1 に外部給電システムの構成を示す．電動車両から供給される電圧は DC 電圧であり，この電圧は車両やバッテリの状態に依存して変動する．この変動する DC 電圧をコンバータにより所定の DC 電圧に変換し，さらにインバータにより AC 電圧に変換し

[1] 先進パワーユニット・エネルギー研究所
E-mail: yuuna_yahagi@jp.honda
[2] 株式会社ホンダ・レーシング
[3] 本田技研工業株式会社

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2025_37_10

Table 1 Comparison of specifications

| | | PE6000 | PE9000 | A | B |
|---|---|---|---|---|---|
| Destination | | Japan | Japan | Japan | Japan |
| Rated power (kVA) | | 6 | 9 | 3 | 4.5 |
| Rated alternating current voltage (V) | Single-phase | 100 / 200 | 100 / 200 | 100 | 100 |
| | Three-phase | 200 | - | - | - |
| Receptacle | | 200 V × 1<br>100 V × 4 | 200 V × 1<br>100 V × 6 | 100 V × 2 | 100 V × 3 |
| Mass (kg) | | 41 | 51 | 21 | 38 |
| Volume ($m^3$) | | 0.128 | 0.128 | 0.073 | 0.093 |
| Cable length (m) | | 2.1 | 1.2 | 2.0 | 2.0 |
| Applicable standard | Charge/discharge system guidelines for electric vehicles V2L DC version | 2.1 | 2.1 | 2.1 | 2.1 |
| | CHAdeMO version | 2.0 | 1.0 | 2.0 | 2.0 |

て電気機器に電気を供給する．PE9000 は Honda が培ってきたエンジン発電機のインバータ技術[4),(5)]を採用しており，高品質な交流 100 V と 200 V の電圧を同時に出力できる特長を持つ．さらに，9 kVA の大出力を静音，無臭で供給できるため，平時はイベントやキッチンカーなどの電源として，災害などの発生時は停電した避難所や災害対策本部などの電源として，フェーズフリーに活用することができる．

しかし，現在の日本の外部給電器市場では，PE9000 よりも低出力で低価格なものが主流となっている．さらに，今後は中小規模事業所の事業継続計画（Business Continuity Planning: BCP）対応の市場が広がることが予想されている．この BCP 対応では，Fig. 2 に示すような機器での使用が想定される（2023 年 10 月現在，Honda 調べ）ことから，6 kVA クラスの外部給電器が必要になると考えた．加えて，外部給電器市場の拡大に伴い，より多様な機器への対応が求められるようになり，大型の電気機器を動かすことができる三相 200 V 交流（以降三相交流）出力の機能追加が期待されている．一方で，V2L ガイドラインに適合した電動車両の増加により，様々な車種との組み合わせによる使用機会が増え，車両との接続に関する使い勝手を改善し，汎用性を高めることも市場要望として挙がってきている．

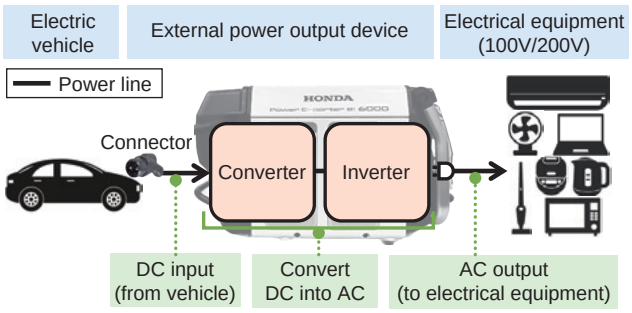



Fig. 1 Configuration of external power output system



Examples of power consumption

| | |
|---|---|
| 2 air conditioners | 1,600 W |
| 20 ceiling lights | 1,600 W |
| 10 desktop PCs | 1,000 W |
| 2 laptops | 60 W |
| 1 electric kettle | 1,000 W |
| 1 TV | 150 W |
| Total | 5,410 W |

Fig. 2 Example of instantaneous power consumption in BCP of small and medium-sized office

## 2．開発のねらい

PE9000 をベースに定格出力を 6 kVA にして低価格な製品とし，さらに市場要望に応えて進化させた外部給電器 Power Exporter e: 6000 (PE6000) を開発した．Fig. 3 に電動車両と接続した PE6000 の外観を示す．PE9000 の機能や高い電源品質を維持したまま，7% の部品削減と 88% の部品流用をすることで開発費用と製造コストを最小限に抑え，低価格を実現した．加えて，市場要望に応えて PE6000 をより競争力の高い製品とすることをねらいとし，以下を開発の主要項目とした．

（1）世界に先駆けた三相 200 V 交流出力機能追加
（2）車両接続における汎用性の拡大

Table 1 に PE6000 と PE9000，および他社製品の主要諸元を示す．




Fig. 3 External view of PE6000 with electric vehicle

## 3．開発技術の紹介

### 3.1. 三相 200 V 交流出力機能

PE6000 には三相交流出力機能を追加した．三相交流とは，電気事業法で定められた商用電源の一種で，線間電圧が 182 V から 222 V，線間位相差が 120 度の三相電源のことである．三相電源はエレベータや産業機器などの大型電気機器を動かすことができるため，停電時の対応として外部給電器への機能搭載が期待されている．一方，従来の三相交流発電機で 10 kW を超える大型の電気機器を動かす場合には，法令によって，国の機関へ保安規定を届け出ることや主任技術者の選任をおこなうことが定められており，非常時での運用には課題があった．そこで本開発では PE6000 を組み合わせ，安全かつ手軽に大出力の三相電源を扱うことを可能とする技術を構築した．

#### 3.1.1. 三相交流の生成原理

三相交流は U 相，V 相，W 相と呼ばれる三相の正弦波を合成することで生成できる．三相交流出力機能のシステム図を Fig. 4 に，外観を Fig. 5 に示す．本システムでは V2L ガイドライン[(2)]に適合している電動車両と PE6000 をそれぞれ 3 台組み合わせ，PE6000 に搭載された二つのインバータを使って三相交流を生成する．3 台の PE6000 を A 機，B 機，C 機，それぞれに搭載されている 2 台のインバータをインバータ 1，インバータ 2 とする．三相出力モードで起動するとインバータ 1 とインバータ 2 の位相差が 120 度に設定される．3 台の PE6000 の起動順番を A 機，B 機，C 機とした場合，A 機のインバータ 1 は U 相，インバータ 2 は V 相を出力する．次に起動する B 機のインバータ 1 は先に起動した A 機のインバータ 2 に同期することで V 相を出力し，インバータ 2 は W 相を出力する．同様に C 機のインバータ 1 は W 相，インバータ 2 は U 相を出力する．そして，各 PE6000 から出力された交流波形を集電 BOX で接続し定格 16.4 kVA（線電流 52 A）の三相交流の電力を得る．この技術はエンジン発電機で培ったリアルタイム通信同期制御[(4)]と並列同期制御[(5)]を応用したものである．それぞれの技術について以下に詳細を説明する．

リアルタイム通信同期制御は，同一機内の 2 台のインバータの出力波形の位相差を任意の角度に設定し，高精度で出力，維持する技術である．従来のデュアルボルテージインバータ発電機[(4)]では，インバータ 1 とインバータ 2 が出力している 100 V 交流波形の位相差を 180 度に設定している．これにより，二つのインバータの出力波形の正のピークと負のピークの位相が一致するため，この差分を取ることで 200 V 交流出力を得ることができる．PE6000 でも単相モードでは同様の制御をおこなっている．

並列同期制御は，並列接続されたインバータ発電機を信号通信線レスで同期運転させる技術である．同じ相を出力する 2 台のインバータはこの電圧と電流の位相差を検出し，それをもとに出力周波数をわずかに増減して互いに歩

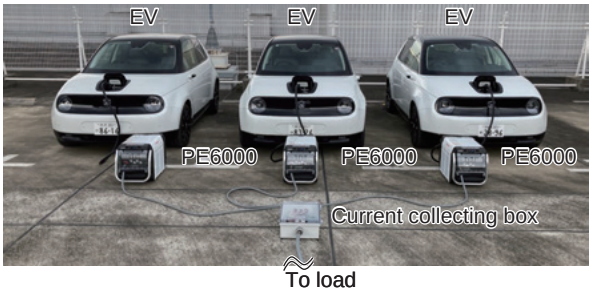



Fig. 5　External view of parallel three-phase 200 V AC output system

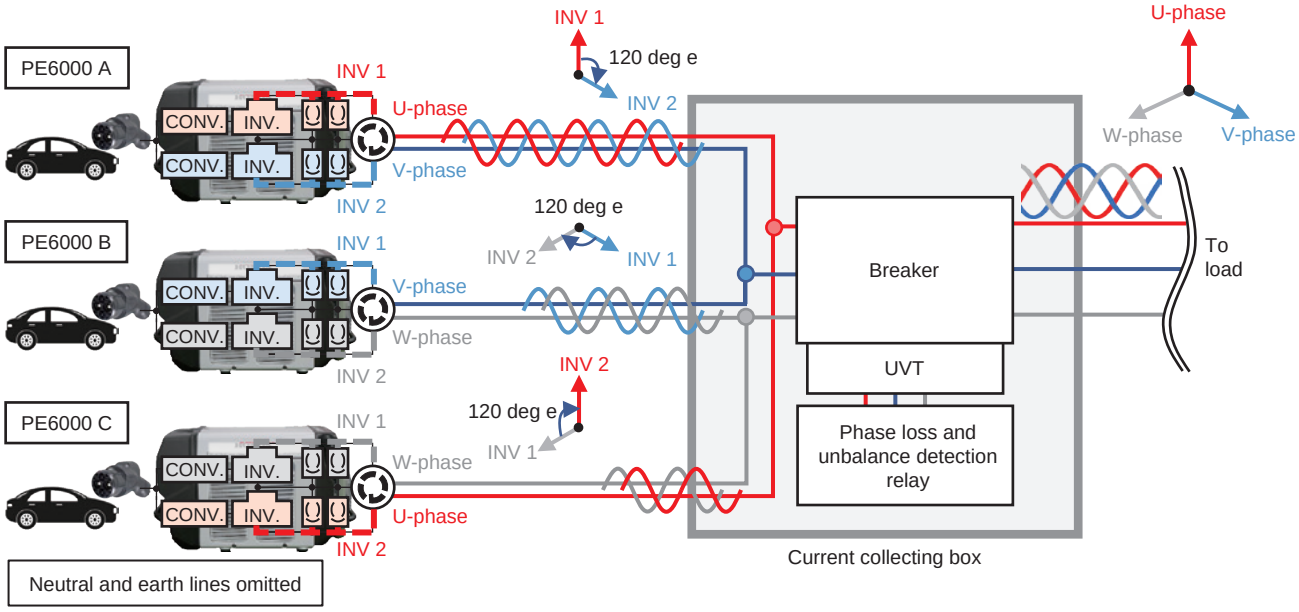



Fig. 4　System configuration of parallel three-phase 200 V AC output

Table 2 Conditions of single output test

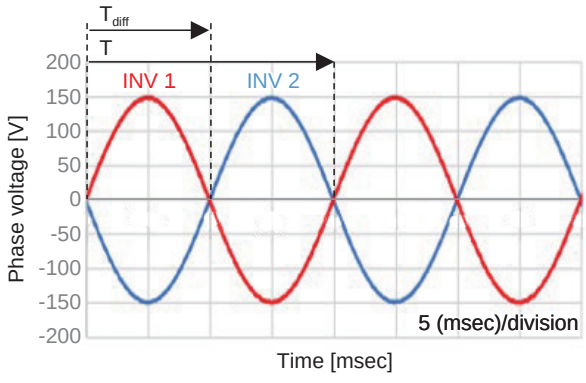
| | |
|---|---|
| Vehicle | Honda e (Honda) |
| Output power | No load |
| Power factor | — |
| Frequency (Hz) | 50 |

み寄ることで，信号通信線レスで波形の同期を維持する．従来の並列運転に対応したインバータ発電機[5]では，専用のケーブルで接続した発電機同士をこの技術によって自動的に同期し，2台分の電力を合成している．

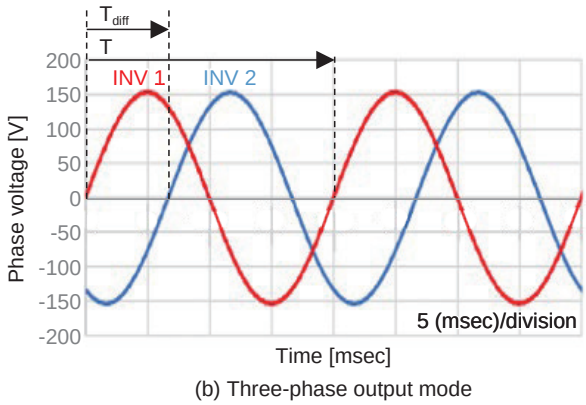
本システムは車両とPE6000を3台組み合わせるため，車両の電欠やPE6000の過熱保護機能などによって，3台中1台もしくは2台のPE6000の出力が止まってしまう可能性がある．この場合，U相，V相，W相が欠相または不平衡となり，接続された電気機器を壊す原因となる可能性があった．そこで，集電BOXに欠相，不平衡リレーおよびUnder Voltage Trip device (UVT)を搭載し，欠相および不平衡発生時にブレーカを作動させ出力を停止し，さらに，出力が止まったことをPE6000の表示灯でユーザへ通知する機能を追加した．

3.1.2. 三相交流出力の実機検証

Table 2の試験条件で，PE6000で新たに設定した120度の位相差をもつ正弦波が出力できていることを確認した．単相モードと三相モードでそれぞれ出力される交流の電圧波形をFig. 6，測定結果をTable 3に示す．インバータの電




(a) Single-phase output mode




(b) Three-phase output mode

Fig. 6 Comparison of phase differences in single output waveforms for each mode

Table 3 Results of single output test

| Output mode setting | Single-phase | Three-phase |
|---|---|---|
| One cycle of sine wave T (msec) | 20.00 | 20.00 |
| Time difference of zero-cross timing $T_{diff}$ (msec) | 10.00 | 6.67 |
| Difference of electric angles $\theta_{diff}$ (calculated value) (deg e) | 180.0 | 120.0 |

Table 4 Conditions of three-phase output test

| | |
|---|---|
| Vehicles | 3 cars, 3 Honda e cars |
| Output power (kVA) | 16.4 |
| Line current (A) | 52 |
| Power factor | Inductive load 0.8 |
| Frequency (Hz) | 50 |

Table 5 Results of three-phase output test

| | U-V | V-W | W-U |
|---|---|---|---|
| Line voltage (V rms) | 185 | 185 | 185 |
| One cycle of sine wave T (msec) | 20.00 | | |
| Time difference of zero-cross timing $T_{diff}$ (msec) | 6.67 | 6.67 | 6.67 |
| Difference of electric angles $\theta_{diff}$ (calculated value) (deg e) | 120.0 | 120.0 | 120.0 |

気角の差 $\theta_{diff}$ は，下記の式（1）で求めることができる．

$$\theta_{diff} = \frac{T_{diff}}{T} \times 360 \text{ (deg e)} \quad (1)$$

$T$: Cycle (msec)

$T_{diff}$: Time difference of zero-cross timing (msec)

単相モードで起動した2台のインバータの出力波形の位相差は180度，三相モードで起動した波形の位相差は120度となり，リアルタイム通信同期制御により設定通りの位相差へ高精度に制御できた．

次に，車両とPE6000を3台組み合わせ，モータ等の誘導負荷を想定してTable 4に示す試験条件で，三相交流出力の波形確認をおこなった．定格出力16.4 kVA時の線間電圧波形をFig. 7，測定結果をTable 5に示す．並列同期制御により三相の正弦波が同期され，電気事業法の規定内である線間電圧185 V，位相差120度の交流波形が出力できた．

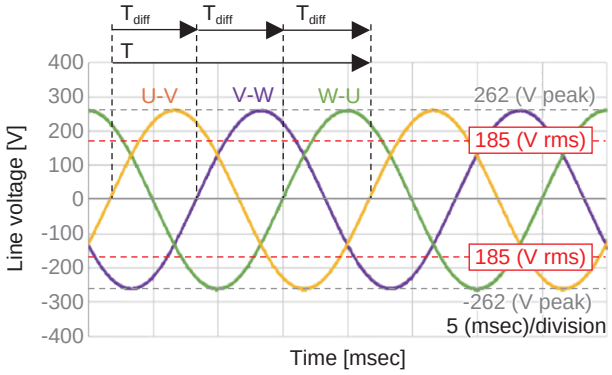



Fig. 7 Three-phase output waveform

以上の技術により，三相交流出力機能を実現し，産業機器などの大型の電気機器に対応した．さらに 1 台の出力が 10 kW 以下であること，合計出力が 50 kW 未満であること，電気設備の技術基準の解釈（第 199 条の 2）[6]へ適合したことにより，10 kW を超える出力でありながら国の機関への届け出や主任技術者の選任が不要な一般用電気工作物として Vehicle to Load and Vehicle to Home (V2L2H) を可能とした．また，同一機で単相と三相を切り替えて使用することができるため，三相電源専用機と比較し，より多くの場面で活用することができる．

### 3.2. 車両接続の汎用化

PE6000 および PE9000 は V2L ガイドライン[2]に適合した可搬型外部給電器であり，Fig. 8 に示すように，給電コネクタを車両の給電口に差し込んで勘合させ，給電コネクタケーブルを介して車両と本体を接続する構成となっている．PE9000 は CLARITY FUEL CELL 専用として開発したため，ケーブル長を CLARITY FUEL CELL に適した 1.2 m に設定していた．しかし，電動車両の普及に伴い，V2L ガイドラインへの適合車両が増加し，PE9000 を CLARITY FUEL CELL 以外の車両と組み合わせて使用する機会が増え，車両の給電口の位置によってはケーブルが短く接続しづらいという使い勝手の課題が顕在化した．以下に汎用性拡大を目的に取り組んだケーブル伸長および，それに伴う電磁ロック方式の変更とその課題への対応の 3 点について紹介する．

#### 3.2.1. 給電コネクタケーブル伸長

ケーブルの伸長は，ケーブル径を小径化しケーブル収納時の巻き数を増やすことで，収納スペースを拡大させずに対応した．給電コネクタの諸元を Table 6 に示す．PE9000 は 9 kVA の大出力のため，$\phi$ 26.3 mm の太いケーブル径が必要であった．PE6000 では，出力低減に合わせてケーブル径を $\phi$ 23.4 mm へ小径化した．さらに，Fig. 9 に示すように，ケーブル収納時の巻き半径を徐々に小さく 3 周巻く仕様にした．ケーブルの小径化によって生まれたスペースを

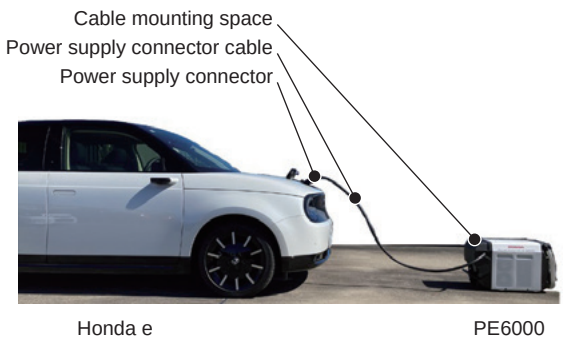



Fig. 8　External view of power supply connector and cable

Table 6　Comparison of specifications of power supply connectors

| | | PE6000 | PE9000 |
|---|---|---|---|
| Required maximum current (A) | | 36 | 54 |
| Rated current (A) | | 37 | 100 |
| Rated voltage (VDC) | | Below 500 | DC450 |
| Mass (kg) | | 2.2 | 3.2 |
| Cable | Length (m) | 2.1 | 1.2 |
| | Diameter (mm) | $\phi$23.4 (typical) | $\phi$26.3 (typical) |
| | HV+/- conductor size (mm$^2$) | 5.5 (10 AWG) | 22 |
| | Mass (kg/m) | 0.5 | 1.0 |

巻き付け仕様の変更により活用し，伸長したケーブルの収納を達成した．

一方で，伸長したケーブルの収納のために 3 周目の巻き半径を小さくしたことで，ケーブルと周辺部品が干渉し，ケーブル収納時の作業性が低下した．この課題に対しては，3D モデルを用いた検証により，ケーブルと周辺部品の干渉がなくなるコネクタ収納角度を明らかにし，ホルダを新設計することで対応した．

以上より，ホルダ以外のきょう体部品は PE9000 から流用してコスト低減を図りつつ，V2L ガイドライン対応の

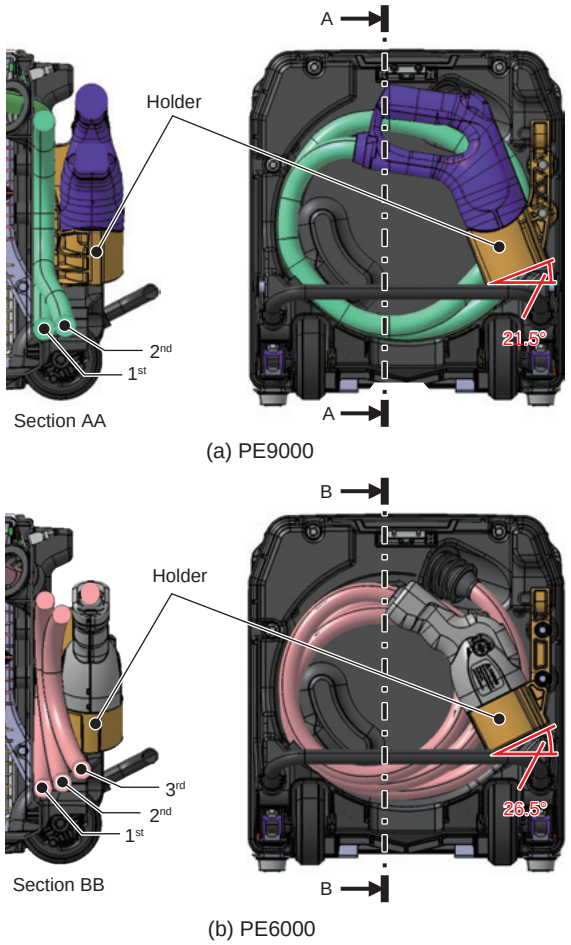



Fig. 9　Power supply connector cable storage status

可搬型外部給電器として最長となる 2.1 m の給電コネクタケーブルの搭載を可能とし，より多くの車両と接続しやすいパッケージを構築した．

### 3.2.2. 電磁ロック方式変更

給電コネクタには安全のため給電中に車両と給電コネクタの勘合が解除されないように，ソレノイドを用いた電磁ロックが搭載されている．給電コネクタケーブルの小径化に伴い，給電コネクタの電磁ロック方式を変更した．

電磁ロックの仕様は V2L ガイドラインの規定により，給電コネクタの高圧ケーブルの導体の断面積が 22 $mm^2$ 以上の場合は常時通電型，22 $mm^2$ 未満の場合は自己保持型[7]とする必要がある．そのため Table 6 に示すように，出力が大きくケーブル径の太い PE9000 が常時通電型であったのに対し，PE6000 はケーブルの小径化に伴い自己保持型を採用した．ソレノイドを用いた電磁ロックの状態遷移図を Fig. 10 に示す．常時通電型はロック中に常に電力を消費する一方，自己保持型はロックとアンロックの切り替え時にのみ電力を消費するため，電磁ロックで消費する電力量を削減できるという特長を持つ．PE6000 の電磁ロックは PE9000 と比較して 5 分連続給電した場合は 98.4% (0.31 Wh)，30 分連続給電した場合は 99.7% (1.89 Wh) の電力を削減可能である．

一方で，自己保持型の採用においては回路の追加が課題となった．常時通電型はロック状態の切り替えと状態検知を一つの回路で制御可能であったのに対し，自己保持型では三つの回路が必要になる．本開発では電磁ロック変更に対応するため，Electrical Control Unit (ECU) に制御回路を追加した．このとき，基板パターンを見直し，基板サイズを維持したことで，ECU ケースを流用することを可能とし，ECU のレイアウトやマウント部品に影響を与えずコスト低減に寄与した．

### 3.2.3. ロック方式変更に伴う課題への対応

PE6000 および PE9000 は 12 V 電源を内部に持たないバッテリレスの外部給電器である．そのため，ECU の起動や電磁ロックの操作は 12 V 電源を車両から受け取っておこなう．12 V 電源は，接続される車両の仕様によって給電コネクタもしくは 12 V アクセサリーソケットから供給される．12 V アクセサリーソケットから 12 V 電源が供給される場合の接続概要を Fig. 11 に示す．

常時通電型であった PE9000 はロックからアンロックへの切り替え時に 12 V 電源が不要であったのに対して，自

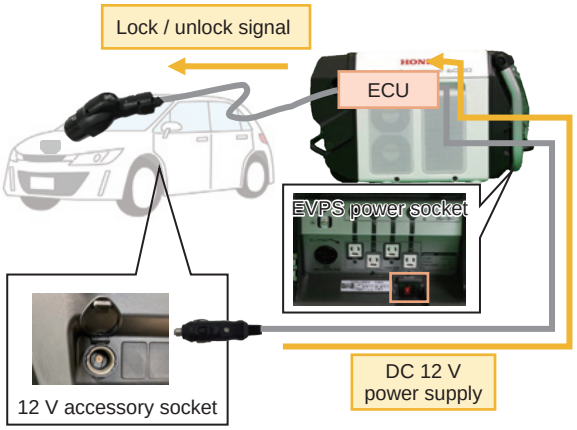



Fig. 11 System configuration of control power supply from 12 V accessory socket

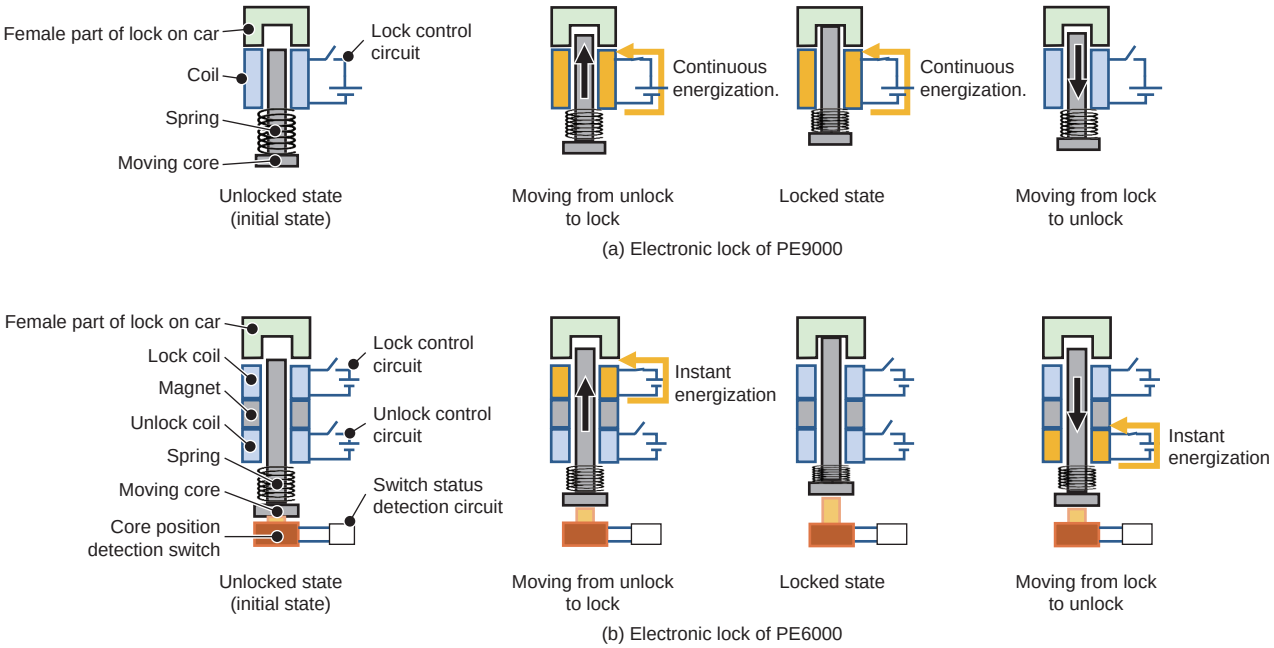



Fig. 10 State transition diagram of electromagnetic lock using solenoid

己保持型となったPE6000は前述の通り12 V電源が必要となった．給電コネクタが外せなくなる状況は，12 Vアクセサリーソケットと接続するケーブルが給電中に抜けてしまう場合と，12 Vアクセサリーソケットの電源供給が車両制御によって停止してしまう場合，高圧バッテリの異常起動や高圧ケーブルの断線が生じた場合に起こる．

本開発では給電コネクタが外せなくなる事象に対して，以下の２項目の対応をおこなった．

第１に，給電中に12 V電源が失われたことを表示灯のランプアクションによって通知する機能を追加した．通知によってユーザはケーブルが抜けたことや，車両の12 V電源供給が停止していることに気づき，停止操作をおこなう前にアンロックに必要な12 V電源を復旧することができる．これにより，給電コネクタを外すことができなくなる事象を未然に防ぐことができる．

第２に，上記の通知に気づかずに12 V電源が喪失したまま停止操作をおこない，給電コネクタを外せなくなった場合でも，取り外すことを可能とする電磁ロック制御を構築した．給電コネクタを外せなくなった場合，ユーザは12 V電源を復旧した後に再度PE6000を起動する．PE6000では電磁ロックの状態に関わらず，起動時に高圧バッテリの異常起動や高電圧ケーブルの断線が生じていないかを自己診断する．自己診断結果から，12 V電源喪失により取り外せなかった場合にはアンロック動作をおこない正常動作に復帰し，高圧系の異常により取り外せなかった場合にはロック状態を継続する．これにより，安全が確認できた場合のみ正常動作に復帰し給電終了後は通常通り給電コネクタを外すことができる．

以上の技術により，12 Vバッテリを搭載することなく自己保持型への変更に対応した．

## 4．まとめ

外部給電器PE9000をベースに高品質の維持と新機能の追加をしながら，出力の適正化により低価格を実現したPE6000を開発し，2023年９月から販売を開始した．このPE6000は低価格でありながら，市場のニーズを捉えて設定した開発項目を達成して汎用性を拡大し，より競争力の高い製品となった．

（1）世界に先駆けて三相交流出力機能を追加した．３台を組み合わせることで16.4 kVAの大出力を可能とし，産業機器などへの給電に用途を拡大した．

（2）給電コネクタのケーブル長をV2Lガイドライン対応の可搬型外部給電器最長となる2.1 mに伸長することで車両接続の汎用性を拡大した．また，これに伴う技術課題に最大限コストを抑えて対処し，低価格実現に寄与した．

以上の技術によりV2L2Hにて活用範囲を広げ，フェーズフリーでの使い方をより多く提案できると考えている．PE6000が人々の生活を支え，お客様の喜びの拡大に繋がることを確信している．

## 参考文献


（1）https://global.honda/jp/sustainability/integratedreport/,（参照 2024/5/31）

（2）一般社団法人CHAdeMO協議会，V2L検定基準DC版，(2015)

（3）津野康一，小松貴如，船木美帆，進正則，金澤紘行，大串健次：次世代自動車向け高出力可搬型外部給電システムの開発，Honda R&D Technical Review，Vol. 28，No. 2，p. 36-43

（4）中村政史，笠置将平，広瀬忠文，新川康浩，浅井孝一，上村健二：デュアルボルテージインバータ発電機EM7000isの開発，Honda R&D Technical Review，Vol. 16，No. 2，p. 55-64

（5）藤井茂，清水元寿，中村政史：正弦波インバータ発電システムの構築，HONDA R&D Technical Review，Vol. 8，p. 70-76

（6）https://www.meti.go.jp/policy/safety_security/industrial_safety/law/files/dengikaishaku.pdf，（参照 2024/5/31）

（7）自己保持型ソレノイド，めかとろ通信，新電元メカトロニクス株式会社，No. 35，p. 1-4，(2021)，https://smt.shindengen.co.jp/product/download/pdf/smtcom35.pdf，（参照 2024/5/31）



■著　者■


矢萩優名


神津知之


尾髙拓弥


矢ケ崎健太


福井崇裕


伊原光祐

# ピッチ挙動に着目した旋回感向上

Enhancement of Feeling in Turn Focusing on Pitching Behavior

大久保　直　人[1]
Naoto OHKUBO

## 要　旨

一般ドライバに日常的な運転における自然な旋回感を提供するため，横運動に連係した加減速の制御において，操舵で生じるピッチ挙動を調整する手法を検討した．操舵周波数の２倍となるピッチ角応答の特徴を考慮し，旋回中の違和感を低減する制御則を考案した．シミュレーションにより制御則と制御量の効果を検証し，ロール挙動への影響なくピッチ挙動の発生タイミングを調整できることを確認した．次に，実車テストにより，シミュレーション同様の車両挙動が発生していることを確認した．また，官能評価により，旋回感の向上に効果があることと，制御の強さには適値があることもわかった．

## ABSTRACT

In order to provide a natural feeling in turn for general drivers in daily driving, a method was examined for adjusting the pitching behavior produced by steering in control of acceleration and deceleration linked with lateral motion. In consideration of the characteristic that the pitch angle response is twice the steering frequency, a control law was devised to reduce unnatural feeling in turn. The effect of the control law and the controlled variable was verified by simulation, and it was confirmed that the timing at which the pitching behavior occurs can be adjusted without impacting the rolling behavior. Next, actual vehicle tests were conducted, and the vehicle behavior was confirmed to be similar to that in the simulation. In addition, sensory evaluation showed that the method is effective in enhancing the feeling in turn, and that there is an appropriate value for the control strength.

## 1．まえがき

車両運動性能を向上するため，数多くの制御デバイスがシャシー領域に適用されている．代表例として，低車速での取り回し性と高車速での安定性の向上を図る前輪や後輪の舵角の制御[(1),(2)]，急ブレーキ時にタイヤのロックを防ぐABS制御，制駆動力の左右配分によるヨーモーメントの制御[(3),(4)]などがあり，スタビリティや応答性を高めてきた．

ブレーキによる制御では，ヨーモーメント制御が標準装備化されたことによりスタビリティ性能が高まり，緊急回避以外にも様々な領域に適用が拡がっている[(5),(6)]．しかし，ブレーキデバイスの使用頻度を高めると耐久性や静粛性などへの考慮も必要となるため，一般ドライバが日常的に使う運転領域（Fig. 1）にはあまり適用されてこなかった．

パワープラントによる制御では，旋回中に加減速すると前後輪間の荷重移動によるヨーモーメントが発生することが知られており[(7)]，横運動に連係した加減速の制御[(8)]により，旋回動作を支援して「滑らかなGのつながり」を実現することで，日常の運転領域における運転の楽しさと安心感を提供する技術[(9)]が報告されている．

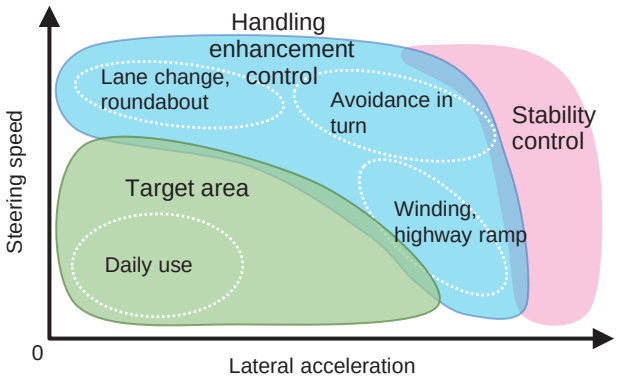



Fig. 1　Target scene

[1] 本田技研工業株式会社
E-mail: naoto_ohkubo@jp.honda

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2025_37_11

パワープラントの電動化により，モータの応答性のよさを利用した車両運動制御の適用範囲が拡がりつつある．そのため，制御介入による違和感への配慮も必要となる．

また，旋回中にはヨー挙動ロール挙動とともにピッチ挙動も発生し，ロールとピッチの挙動の時間差が旋回感覚に影響するという報告もある[10]．

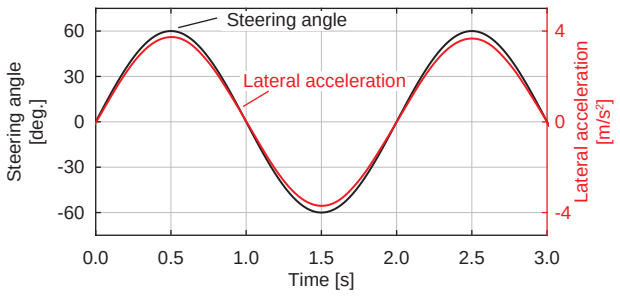
そこで，本研究では，ドライバのハンドル操作に対し違和感なく旋回する感覚を「旋回感」と定義し，前述の横運動に連係した加減速制御技術において，旋回中のピッチ挙動に着目して旋回感を向上させ，かつ制御介入による違和感を低減する手法を検討した．

## 2．操舵によって発生するピッチ運動

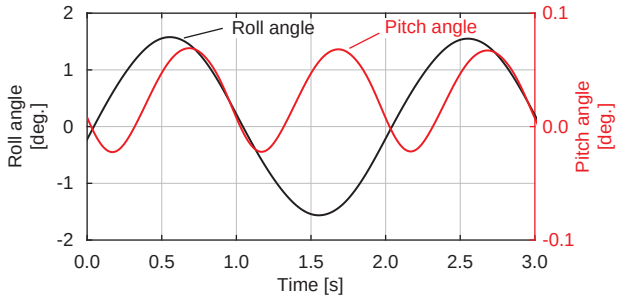
旋回中に加減速があると前後輪間の荷重移動が発生し，ヨーモーメント[7]が発生することが知られている．横運動に連係した前後力制御においては，減速側前後力により旋回を促進するヨーモーメントが発生するが，同時にピッチモーメントも発生するため，ピッチ挙動にも寄与する．

ここで，Fig．2 に周期操舵時の横加速度とロール角，ピッチ角の応答の例を示す．横加速度やロール角は左右の操舵方向に対して対称に応答するのに対して，ピッチ角は操舵方向に依存しない応答をし，ピッチ角の応答周波数が操舵周波数の２倍になる特徴があることがわかる．

そこで，ピッチ挙動の位相を前後力制御で調整することでロールとピッチの挙動の時間差を調整できれば旋回感の向上に有効であると考えた．




(a) Steering angle and lateral acceleration




(b) Roll angle and pitch angle

Fig. 2　Example of vehicle motion during sinusoidal steering input

## 3．旋回感向上制御

### 3.1. ピッチ運動のモデル化

ピッチ挙動の位相を前後力制御で調整する制御をおこなうためにはピッチ運動の特徴を制御則に組み込むことが求められるが，ピッチ運動を考慮しようとすると車両モデルは複雑になる．

そこで，最小限のモデルで前述のピッチ運動の特徴を再現する近似式を導出し，その近似式に基づく制御則を検討した．

まず，操舵によって発生するピッチ運動を整理すると，式（1）となる．

$$I_Y\ddot{\theta} = -hF_X + M_{YJ} + M_{YS} \qquad (1)$$

ここで，式（1）右辺の $F_X$ は前後力，そして，$M_{YJ}$ と $M_{YS}$ はそれぞれジャッキアップ力とサスペンションによって発生するピッチモーメントである．ピッチモーメントは Fig．3 に示すように前下がり方向が正で，操舵とピッチ運動に寄与の小さいジャイロモーメント，タイヤ縦バネ剛性，バネ下重量，アンチダイブ･リフト･スクワットは無視した．

前後力 $F_X$ は車体 $x$ 軸方向に作用する力であり，旋回によって発生する前後力のみを対象としている．操舵時は前輪の横力により発生するコーナリングドラッグが前後力 $F_X$ として作用するため，車体を減速させる方向に前後加速度が生じる．

横すべり角が微少なので，横力とコーナリングフォースは等しいとして扱うと，コーナリングドラッグによる前後力は，前輪コーナリングフォースと前輪舵角を用いて，式（2）のように書くことができる．

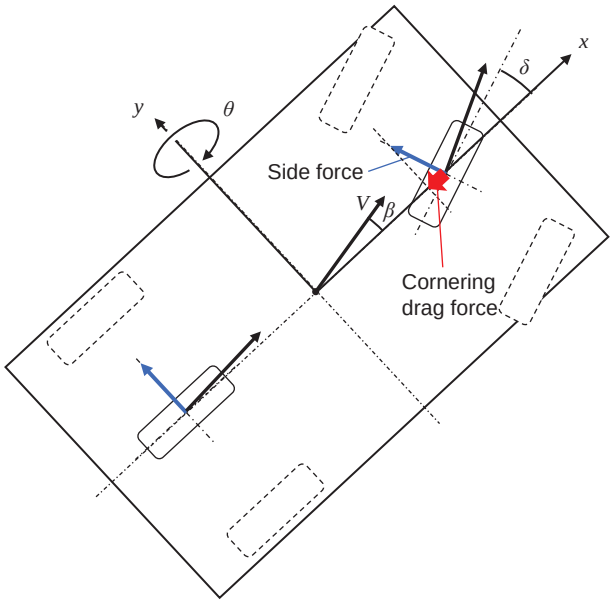



Fig. 3　Cornering drag force

$$F_X = -F_{Yf}\delta \quad (2)$$

前輪コーナリングフォースは，定常状態の横加速度 $Y_G$ を用いて簡潔に記述すると式（3）となる．

$$F_{Yf} = \frac{l_r}{l} mY_G \quad (3)$$

そして，式（2）に式（3）を代入すると，コーナリングドラッグは，式（4）となる．

$$F_X = -\frac{l_r}{l} mY_G\delta \quad (4)$$

ここで，前輪舵角に対する横加速度ゲイン $G_Y$ とすると，式（4）は式（5）とも記述できる．

$$F_X = -\frac{l_r}{l} mG_Y\delta^2 \quad (5)$$

式（5）より，コーナリングドラッグは前輪舵角の２乗に比例するため，操舵方向に依存せず，かつ応答周波数が操舵周波数の２倍となる．この特徴は Fig. 2 に示したピッチ運動の特徴と一致する．

次に，式（1）右辺第２項のジャッキアップ力によって発生するピッチモーメント $M_{YJ}$ は，ロールセンター高，トレッド，重心高，コーナリングフォースなどを用いて，式（6）と表せる．

$$M_{YJ} = 2\frac{h}{mg}\left(\frac{2}{T}\right)^2\left(-h_f {F_{Yf}}^2 + h_r {F_{Yr}}^2\right) \quad (6)$$

ここで，式（3）同様に後輪コーナリングフォースを求め，それらを式（6）に代入すると式（7）となる．

$$M_{YJ} = 2\frac{mh}{g}\left(\frac{2}{T}\right)^2\left(-h_f\frac{l_r}{l} + h_r\frac{l_f}{l}\right){Y_G}^2 \quad (7)$$

式（7）より，ジャッキアップ力によって発生するピッチモーメントは，横加速度の２乗に応じて発生する．また，式（5）と同様に前輪舵角に対する横加速度ゲイン $G_Y$ を用いると，式（7）は式（8）とも記述できる．

$$M_{YJ} = 2\frac{mh}{g}\left(\frac{2}{T}\right)^2\left(-h_f\frac{l_r}{l} + h_r\frac{l_f}{l}\right)(G_Y\delta)^2 \quad (8)$$

式（8）も前輪舵角の２乗に比例するため，ジャッキアップ力によって発生するピッチモーメントもピッチ運動の特徴と一致する．

式（1）右辺第３項のサスペンションによって発生するピッチモーメント $M_{YS}$ は，サスペンションのピッチ減衰係数とピッチ剛性を用いて式（9）と表せる．

$$M_{YS} = -C_\theta\dot{\theta} - K_\theta\theta \quad (9)$$

したがって，操舵とピッチ運動との基本的な関係は，式（1）に近似式（4），（7），（9）を代入すると式（10）が得られる．

$$I_Y\ddot{\theta} = h\frac{l_r}{l} mY_G\delta + 2\frac{mh}{g}\left(\frac{2}{T}\right)^2\left(-h_f\frac{l_r}{l} + h_r\frac{l_f}{l}\right){Y_G}^2 - C_\theta\dot{\theta} - K_\theta\theta \quad (10)$$

式（10）より，操舵によって発生するピッチ運動の特徴を簡易に表すことができる近似式が得られた．

### 3.2. 制御則の導出

次に，旋回感の向上には操舵入力に対するピッチ挙動の位相を前後力制御で調整できるようにすることが有効であると考え，前節で得られた近似式を用いて，Fig. 4 に示すようなターンインなどの切り増し操舵における挙動を対象に前下がりピッチ挙動を早める制御則を検討した．

式（10）右辺第１項は，コーナリングドラッグによって発生する前後力に比例するピッチモーメントである．この項を用いてピッチモーメントの位相を進められれば，Fig. 2 (b) に示したピッチ角応答の特徴を保持できるので，制御介入による違和感を低減しつつ旋回感を向上できると考えられる．

ピッチ挙動を早めるため，式（10）右辺第１項に時定数 $\tau_C$ で位相を進める項を追加すると，式（11）が得られる．

$$I_Y\ddot{\theta} = h\frac{l_r}{l} m\left(Y_G\delta + \tau_C\frac{d}{dt}(Y_G\delta)\right) + 2\frac{mh}{g}\left(\frac{2}{T}\right)^2\left(-h_f\frac{l_r}{l} + h_r\frac{l_f}{l}\right){Y_G}^2 - C_\theta\dot{\theta} - K_\theta\theta \quad (11)$$

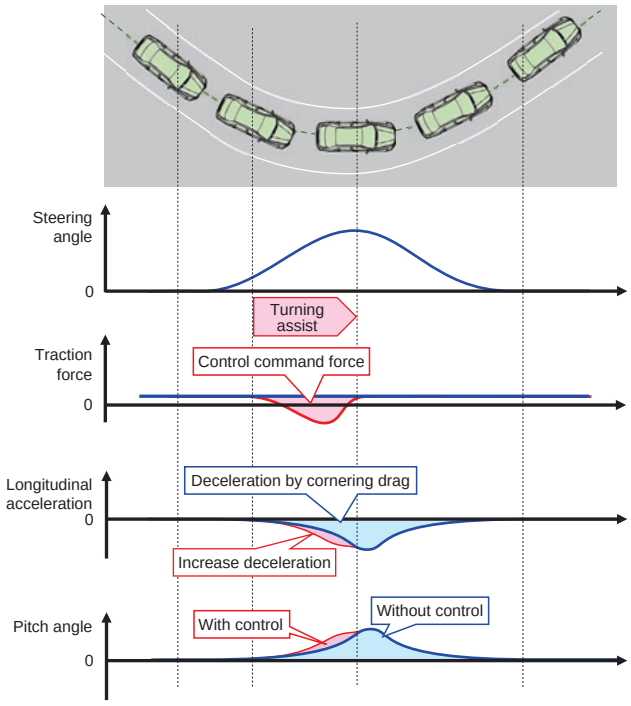



Fig. 4 Example of control law operation

一方で，前後力制御をおこなった場合のピッチ運動は，式 (10) に制御指令値 $F_{XC}$ によって発生するピッチモーメントが加算されるため，式 (12) となる．

$$I_Y\ddot{\theta} = h\frac{l_r}{l}mY_G\delta + 2\frac{mh}{g}\left(\frac{2}{T}\right)^2\left(-h_f\frac{l_r}{l} + h_r\frac{l_f}{l}\right)Y_G{}^2 - C_\theta\dot{\theta} - K_\theta\theta - hF_{XC} \quad (12)$$

更に，式 (11) を式 (12) に代入して整理することにより，ピッチ挙動を早めるための制御指令値として式 (13) が得られた．

$$F_{XC} = -\frac{l_r}{l}m\tau_C\frac{d}{dt}(Y_G\delta) \quad (13)$$

式 (13) では横加速度と前輪舵角の積が微分されていることから，ピッチ位相を進める前後力は，切り増し操舵時は減速側に，切り戻し操舵時は加速側に作用する．この制御則ではターンイン時のピッチ挙動を早めることを対象としているため，式 (13) の制御指令値を切り増し操舵時の減速側でのみ作用するよう式 (14) とした．

$$F_{XC}{}' = min\left(-\frac{l_r}{l}m\tau_C\frac{d}{dt}(Y_G\delta), 0\right) \quad (14)$$

ここで，式 (14) の制御指令値は式 (5) を代入して，式 (15) とも記述できる．

$$F_{XC}{}' = min\left(-\frac{l_r}{l}m\tau_C\frac{d}{dt}(G_Y\delta^2), 0\right) \quad (15)$$

式 (15) 右辺には式 (5) と同様に前輪舵角の 2 乗の要素が含まれるため，制御指令値は操舵方向に依存せず，応答周波数が操舵周波数の 2 倍になることを示している．

以上より，時定数 $\tau_C$ を使ってターンイン時のピッチ挙動の位相を前後力制御によって調整する制御則ができた．

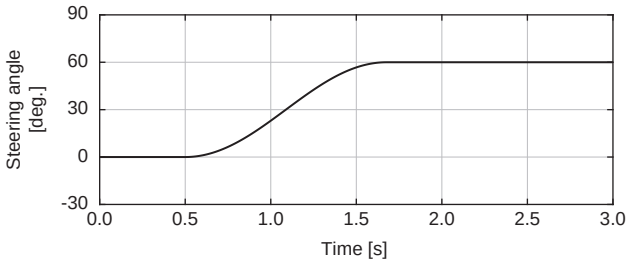
## 4．シミュレーション結果

制御則の制御効果をシミュレーションで検証した．

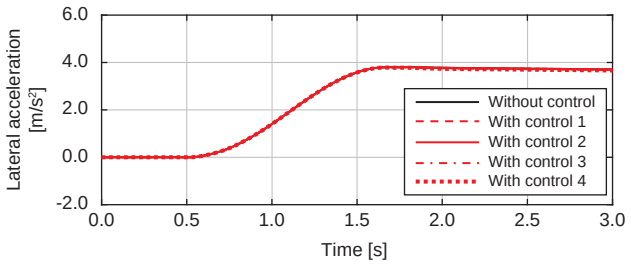
シミュレーションで用いた車両モデルは，ばね上 6 自由度，ばね下各輪上下 4 自由度の 10 自由度モデルで，ロールセンター高，アンチダイブ角，アンチスクワット角によるジャッキアップを考慮，タイヤ特性はコーナリングパワーが荷重に線形な特性とした．

車両モデルには，D セグメントのハイブリット EV セダンの諸元値を使用した．制御指令値はホイールセンターでの前後力として車体に与えた．パワープラントの応答遅れは無駄時間として考慮した．

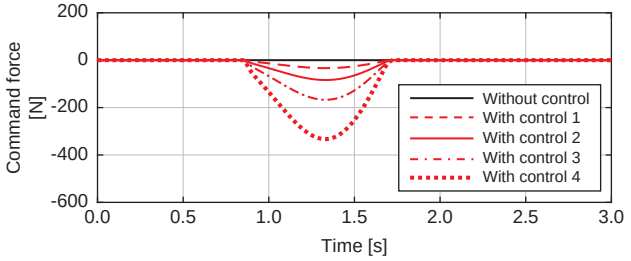
Fig. 5(a) に示すようにテストモードに車速 50 km/h でのＪターンを用い，ターンイン時の制御動作と車両挙動を検証した．



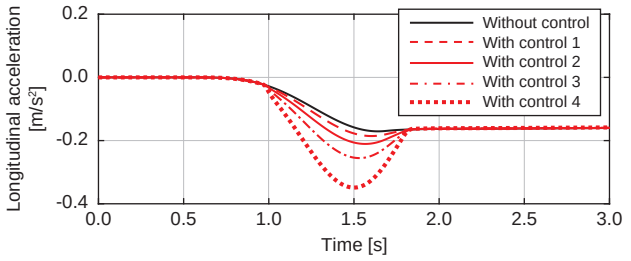
(a) Steering angle



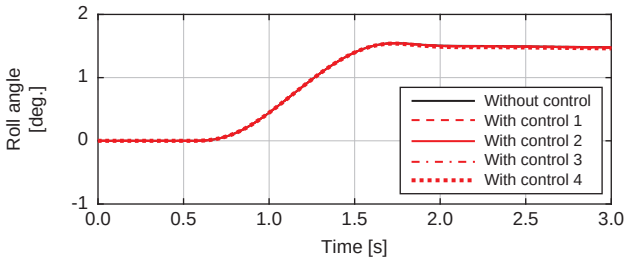
(b) Lateral acceleration



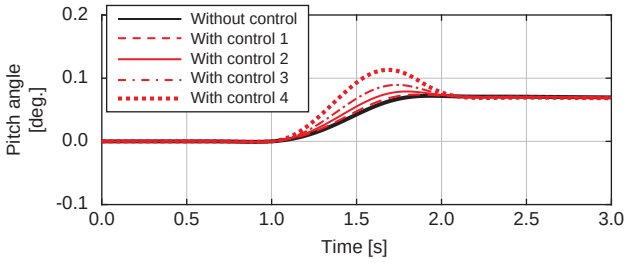
(c) Control command force



(d) Longitudinal acceleration



(e) Roll angle



(f) Pitch angle

Fig. 5　Simulation results

制御効果を確認するため，制御なしと制御ありを比較した．制御ありの時定数 $\tau_C$ は，有意な差が観察された最も小さい値の案別 1 を基準とし，その値の 2.5 倍，5 倍，10 倍の 4 案別とした．

シミュレーション結果を Fig. 5 に示す．

制御指令値として前後力 Fig. 5(c) は，直進からの切り増し操舵時に出力され，時定数 $\tau_C$ が大きくなると制御指令値も大きくなった．

このとき，前後加速度 Fig. 5(d) は時定数 $\tau_C$ が大きくなるとともに立ち上がりが早くなりそのピークも大きくなった．

この時，ピッチ角 Fig. 5(f) も，前後加速度と同様の変化を示した．一方で，ロール角 Fig. 5(e) は影響を受けないことも確認できた．

これより，時定数 $\tau_C$ によって前後加速度とピッチ角が制御できることが確認できた．

## 5．実車テスト結果

次に実車テストによる検証をおこなった．

テスト車両にはシミュレーション用車両モデルのベースとした D セグメントのハイブリット EV セダンを使用した．制御指令値は電動パワープラントシステムの駆動力の修正値として与えた．Fig. 6(a) に示すようにテストモードには車速 50 km/h での J ターンを用い，ターンイン時の制御動作と車両挙動を検証した．

計測ごとの操舵入力を合わせるためステアリングロボットを使って操舵し，ロール角とピッチ角は対地レーザー変位計を用いて計測した．

シミュレーション同様に，制御なしと制御ありを比較し，制御ありの時定数 $\tau_C$ も同じ案別を用いた．

実車テストの計測結果を Fig. 6 に示す．

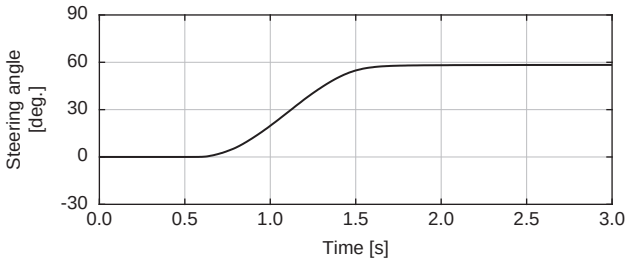
直進からの切り増し操舵時に出力される制御指令値 Fig. 6(c) は，時定数 $\tau_C$ を変化させると，シミュレーションと同様に変化した．

前後加速度 Fig. 6(d) も同様に変化した．そして，ロール角 Fig. 6(e) についても，シミュレーションと同様に影響しないことを確認した．

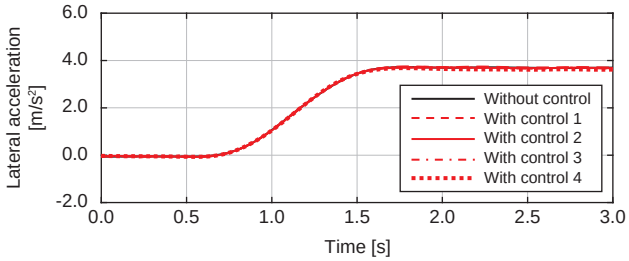
これらの結果より，ピッチ角 Fig. 6(f) も同様に変化していると推測でき，制御指令値の大きな案別 3，4 についてはシミュレーションと同様に変化した．一方で，制御指令値の小さな案別 1，2 は，測定誤差の影響によりシミュレーションと同様の傾向とはならなかった．

次に，この制御の開発を担当したエキスパートドライバによる官能評価を実施した．制御なしに対して，時定数 $\tau_C$ を大きくしていくと旋回感の向上が確認できた．しかし，さらに大きくしていくと逆に違和感が増したことから，制御の強さには適値があることがわかった．

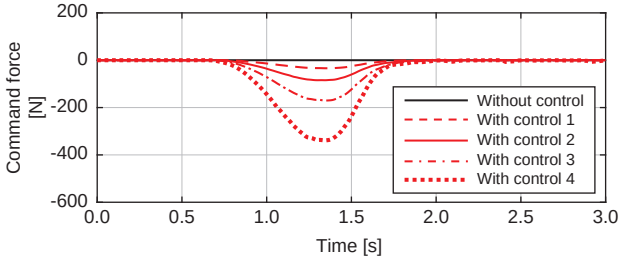
加えて，制御効果を検証するため，制御開発担当外の複



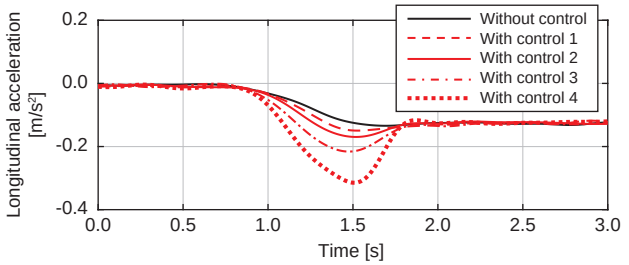
(a) Steering angle



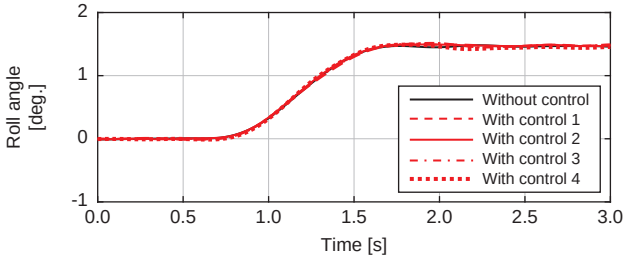
(b) Lateral acceleration



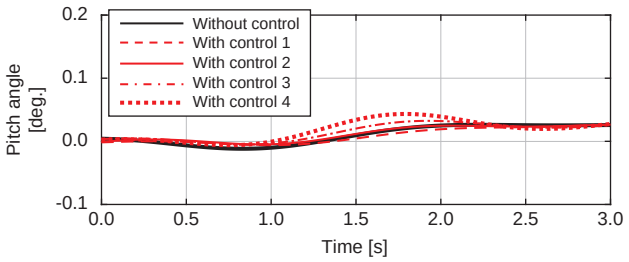
(c) Control command force



(d) Longitudinal acceleration



(e) Roll angle



(f) Pitch angle

Fig. 6　Actual vehicle test results

数のテストドライバによる官能評価もおこなった．制御ありの時定数 $\tau_C$ の設定は，エキスパートドライバが適値と評価したもととした．その結果，制御ありは制御なしに対して旋回感が向上しているとのコメントが得られた．

以上より，考案した制御則による旋回感の向上効果は，ピッチ角で定量的に実証することはできなかったが，前後加速度の定量値と官能評価で効果を確認することができた．

## 6．まとめ

一般ドライバが日常的に使う運転領域における自然なピッチ挙動を伴う旋回感を提供するため，旋回中のピッチ挙動に着目して旋回感を向上させ，かつ制御介入による違和感を低減する手法を検討した．

（1）最小限のモデルで前述のピッチ運動の特徴を再現する近似式を考案し，その近似式に基づく制御則を検討した．

（2）操舵方向に依存せず，操舵周波数の２倍となるピッチ挙動の特徴を制御則に組み込み，ピッチ角応答の特徴を保持することで旋回中の違和感を低減する制御則を考案した．

（3）ロール角への影響なくピッチ角の発生タイミングを調整できることをシミュレーションで効果を確認した．

（4）実車テストにおいてもシミュレーション同様の車両挙動が発生していることを確認した．

（5）複数ドライバによる実車を使った官能評価で，旋回感の向上に効果があることが示された．

## 参考文献


（1）阿部賢，木幡高志，川本善通，野永郁生，鶴宮修：電子制御電動式四輪操舵システムについて，自動車技術会学術講演会前刷集 No. 921-1, p.131-134, (1992)

（2）鈴村将人，小城隆博，松田守弘，河室巡児，福井勝彦，菅原朋子：フロントステア制御システムの開発，自動車技術会学術講演会前刷集，No. 34-03, p. 5-8, (2003)

（3）山本真規：横すべり抑制のための車両安定性制御システム，自動車技術会シンポジウムテキスト，No. 96-02, p. 9-17, (1996)

（4）北村克弘，芝端康二，和田一浩，本多健司，桑原一好，大熊真司，梶原肇，栗城信晴：ATTS の開発，自動車技術会学術講演会前刷集，No. 971, p. 13-16, (1997)

（5）鈴木達也，保坂元明，九十歩直照，磯野洋一，宮下直樹，松本真次，内藤原平：コーナリングスタビリティアシスト機能の開発，自動車技術会学術講演会前刷集，No. 27-10, p. 7-12, (2010)

（6）小島武志，二村知幸，大村一剛：Agile Handling Assist の開発，Honda R&D Technical Review, Vol. 26, No. 1, p. 46-54

（7）島田和彦，芝端康二：ヨーモーメントによる車両の運動特性の評価について，自動車技術会学術講演会前刷集，No. 933, p. 199-202, (1993)

（8）山門誠，安部正人：横運動に連係して加減速を制御する車両の運動特性に関する検討 －車両横運動を好適とする前後・横加速度連係（G-Vectoring）制御の提案－，自動車技術会学術講演会前刷集，No. 8-08，p. 9-14, (2008)

（9）梅津大輔，安部正人，山門誠，狩野芳郎，高原康典，加藤史律，吉岡透，砂原修，高橋絢也：高応答エンジンを用いた量産型 G-Vectoring 制御車両の開発，自動車技術会 2016 年春季大会学術講演会講演予稿集，p. 1310-1314, (2016)

(10) 酒井英樹，穂積仁，山本泰，佐野克幸，富田晃市：過渡的な旋回感覚を強調する減衰力制御 ～カルマンフィルタを用いたロール・ピッチ同期化制御～，自動車技術会学術講演会前刷集，No. 145-11, p. 13-18, (2011)


## List of Symbols

| | |
|---|---|
| $m$ | Vehicle mass |
| $I_Y$ | Pitching moment of inertia around center of gravity |
| $l$ | Wheelbase |
| $l_f$ | Distance of front axle to center of gravity |
| $l_r$ | Distance of rear axle to center of gravity |
| $T$ | Track width |
| $h$ | Center of gravity height |
| $h_f$ | Front axle roll center height |
| $h_r$ | Rear axle roll center height |
| $C_\theta$ | Suspension pitch damping coefficient |
| $K_\theta$ | Suspension pitch stiffness |
| $F_{Yf}$ | Front wheel cornering force |
| $F_{Yr}$ | Rear wheel cornering force |
| $F_X$ | Longitudinal force |
| $F_{XC}$ | Control command force |
| $F_{XC}'$ | Control command force limited to deceleration side |
| $M_{YS}$ | Pitching moment by suspension |
| $M_{YJ}$ | Pitching moment by jacking force |
| $M_Z$ | Yawing moment |
| $Y_G$ | Lateral acceleration |
| $G_Y$ | Lateral acceleration gain for front wheel steering angle |
| $g$ | Gravity acceleration |
| $\ddot{\theta}$ | Pitch angular acceleration |
| $\dot{\theta}$ | Pitch angular velocity |
| $\theta$ | Pitch angle |
| $\delta$ | Front wheel steering angle |


■著　者■



大久保直人

# 900℃対応排気系ガスケット用γ' 析出強化型 Co フリー耐熱帯鋼

γ' Precipitation-hardened Cobalt-free Heat-resistant Steel Strip for Exhaust Gaskets Work at 900°C

山本博己[1] Hiroki YAMAMOTO
斎藤勇[2] Isamu SAITO
熊谷祥希[3] Yoshiki KUMAGAI
鷲見芳紀[3] Yoshinori SUMI

## 要　旨

900℃環境下で排気ガスをシールできる新しいガスケット用帯鋼を開発した．材料コンセプトは高温安定性の高いγ'-$Ni_3$(Ti, Al)を強化相として積極的に活用して性能を高めつつ，材料融点を上昇させて相反事象となる製造性も配慮できることと定めた．リラクセーション特性を向上させるため，強化相γ'の量と安定性を高め，非強化相η-$Ni_3$Tiの析出を抑制させる成分を熱力学計算により検討し，Ti+Al=5.9 at%, Al/Ti=1.0に設定した．また，熱間圧延性を高めるため，Alloy 718に対してNbとCrの添加量を低減し，高融点化した．冷間圧延率は初期のばね性の確保および高温におけるγ'の安定性を考慮して，30%から40%に設定した．その結果，開発材で作製したガスケットは，熱負荷試験においてAlloy 718製ガスケットの750℃における性能を900℃で確保できることを確認した．

## ABSTRACT

We have developed a new steel strip for gaskets that can seal exhaust gas in 900°C environments. The concept for the material specified the seemingly conflicting requirements of high performance through the active use of γ'-$Ni_3$(Ti, Al) as a strengthening phase for high-temperature stability, together with a higher melting point for manufacturability. To enhance the relaxation properties, alloying elements that raised the amount and stability of strengthening phase γ' and suppressed the precipitation of the harmful phase η-$Ni_3$Ti were investigated using thermodynamic calculations, and 5.9 at% of Ti+Al and a ratio of 1.0 of Al/Ti were selected. In addition, to enhance hot rollability, the melting point was increased by reducing Nb and Cr contents as compared to Alloy 718. To maintain initial springiness and the stability of γ' at high temperatures, the cold rolling reduction ratio was set at 30% to 40%. As a result, in heat load tests at 900°C, gaskets made of the developed alloy performed at the same level as Alloy 718 gaskets at 750°C.

## 1．まえがき

地球温暖化防止に向けて，日本も他の先進国同様に，2050年までに温室効果ガスの排出と吸収量を全体としてゼロとするカーボンニュートラル社会の実現を目指すことが宣言されている(1)．自動車産業においては電動化により走行時の$CO_2$排出量をゼロにする取り組みが進められているものの，普及にあたっては解決しなければならない課題も多く，現在パワートレインの主流となっている内燃機関での対応も急務である．

欧州では次期自動車排気ガス規制のEuro 7で実路走行排出ガス(Real Driving Emission: RDE)走行条件の拡大や規制値の厳格化などが検討されている．そのため，内燃機関においては熱効率の向上と排気ガス量の低減を同時に実現させるため，燃料冷却効果のあるエンリッチメント制御をおこなわない全域理論空燃比運転が必要である．これにより，従来900℃程度であった排気ガス温度は1000℃を超えることから，高温環境下で部品機能や耐久性を担保す

[1] 材料研究センター
[2] 本田技研工業株式会社
[3] 大同特殊鋼株式会社

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2025_37_12

る材料要求が高まっている[2]．したがって，代表的な排気系部品であるターボチャージャー，触媒コンバーター，エキゾーストパイプと合わせて，これら部品の結合部でガスシールを担うガスケットも高耐熱化が必須である．ガスケットは，ターボチャージャーと触媒コンバーター間に使用されており，エンジン出口の排気ガス温度に対して 100℃ から 150℃ 程度低い．そのため，その排気ガス温度が 900℃ から 1050℃ まで上がることを想定すると，ガスケットは従来の 750℃ から 150℃ 高い 900℃ でもシール機能を維持する必要がある．

このガスケットは Fig. 1 に示すように 0.2 mm の冷間圧延材に山形形状（ビード）が成形してあり，ターボチャージャーと触媒コンバーター両方のフランジ間に複数枚積層されたものがボルト締結により固定されている．ここで，ガスケットのビードシールメカニズムを Fig. 2 に示す．初期の組み込み時はボルト締結によりフランジ間で圧縮されたビードが面圧を発生させ，排気ガスをシールする．

一方，運転時は排気ガスの熱によりフランジが熱変形するため，ボルトとボルト間の距離が長い部位では隙間が生じやすいが，ビードがばねとして隙間に追従し，面圧が確保され排気ガスをシールする．したがって，ガスシールに対しては，繰り返し運転後のビード（残ビード）高さが大きいほどシール面圧が高く，また運転時のフランジ隙間に追従できるため，ガスシール機能が高くなる．

この残ビード高さを確保するには，初期のばね性（硬さ）が高いだけでなく，フランジへの締結により発生したシール面圧が経時変化により緩和されていく現象（リラクセーション）を抑制する必要がある．以下，この機能をリラクセーション特性と呼ぶ．そのため，本ガスケットのシール機能を満たすためには，ターゲット温度 900℃ でリラクセーション特性に優れた材料が必要である．

ガスケットは Fig. 3 に示すように鋳造，分塊鍛造後，熱間圧延および冷間圧延により製造された帯鋼を用いて，ビード成形および部品形状の打抜きなどをおこない製造される．一般的に高温でのリラクセーション特性を高めようとすると，熱間圧延や冷間圧延に影響を及ぼすため，製造性にも配慮が必要である．

以上を踏まえ，我々は 900℃ でのリラクセーション特性に優れ，かつ製造性も配慮した新たな高耐熱帯鋼を開発することとした．

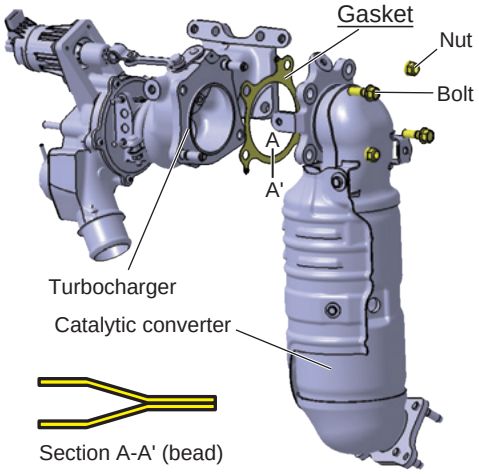



Fig. 1　Gasket in exhaust system

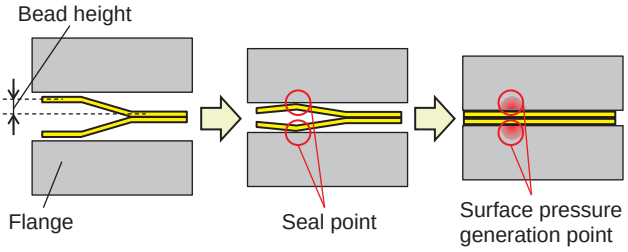



Fig. 2　Assembly flow and sealing mechanism of gasket

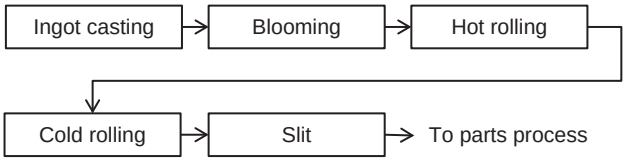



Fig. 3　Outline of steel strip manufacturing process

## 2．開発のねらいと目標値設定

現在排気系部品間に使用されている汎用ガスケット用材料の例として，Ni 基合金 Alloy 718（AMS5596）が挙げられる．本合金は材料強化機構の一つである析出強化型であり，Ni および Nb の金属間化合物である γ''-$Ni_3Nb$ と Ni，Al および Ti の金属間化合物である γ'-$Ni_3$(Al，Ti) を強化相とし[3]，高応力高温環境下での優れたリラクセーション特性を有している．そのため，750℃ 程度を想定した現行エンジンにおいては，ターボチャージャーと触媒コンバーター間のガスケットに本合金を使用している．しかし，本合金は 750℃ を超えた温度域で一定時間さらされると，強化相の一つである γ''-$Ni_3Nb$ が結晶構造の異なる δ-$Ni_3Nb$ へ変態し[4]，リラクセーション特性が低下する．そこで，今後の排気ガス温度の上昇を踏まえた想定使用温度 750℃ から 900℃ でもリラクセーション特性を維持できる高耐熱帯鋼を開発するため，γ'' よりも熱力学的に安定な γ'[5] を強化相として積極的に活用する方針を定めた．

一方で，γ' の安定性を高めた高耐熱帯鋼においては Fig. 3 に示した熱間圧延性の低下が懸念される．そのよう

な高耐熱帯鋼は，通常 700℃ から 1200℃ の温度範囲で実施される熱間圧延工程においてγ' が固溶しづらく変形抵抗となるため[6]，割れなどの製造不良が発生しやすい．これを解決するため，例えば Alloy 718 よりも耐熱性を有する Alloy 263 のような既存の Ni 基合金では Co 添加によりγ' の固溶温度を下げ，熱間圧延性を改善している[7]．しかしながら，Co は近年，人体や環境へ影響がある物質として注目されていることから，本開発では Co を使用しない手法として，熱間圧延可能温度の上限が拡大できる高融点化の考え方を成分設計に取り入れた．

また，帯鋼の熱間圧延後に実施される冷間圧延においては，圧延率を上げるほど結晶中に蓄積される欠陥（転位）による加工硬化（転位強化）が増加し，初期のばね性が高くなる．しかし，過度な転位の導入は組織変化の駆動エネルギーを高め，高温リラクセーション特性に不利となるため，冷間圧延条件も検討した．開発材を使用したガスケットの性能目標は，既販車のターボチャージャーと触媒コンバーター間のガスケットをモデルとした単層ガスケット熱負荷試験において，Alloy 718 を用いて 750℃ で試験した際の残ビード高さである 56 μm を 900℃ においても確保することとした．また，製造目標は量産熱間圧延機の加工能力を考慮し，熱間圧延性を模擬したグリーブル試験において，熱間加工温度範囲を 350℃ 以上確保することとした．

## 3．合金設計

性能と製造目標を達成するため，Alloy 718 の標準組成である Fe-51Ni-19Cr-5.1Nb-0.5Al-1.0Ti-3Mo（mass%）をベースに，γ' の高温安定性向上および材料の高融点化を実現できる添加元素量の最適化計算をおこなった．検討にあたっては，ThermoTech 社製熱力学データベース Ni8 を用いて，統合型熱力学計算ソフトウェア Thermo-Calc で計算することとした．

### 3.1. 性能向上のためのγ' 安定化設計

Ni 基合金における各合金元素の役割として，Ti，Al，Nb などは強化相となるγ' を安定化する元素（ただし Nb はγ'' の安定化にも寄与）であり，Cr，Mo などはマトリックスを固溶強化する元素である[8]．まず，本開発の狙いの一つであるγ' 安定化のため，Al および Ti 量の最適化を検討した．Alloy 718 の標準組成をベースとして原子パーセントで Ti/Al 比を 1.0 で固定し，γ' のモル分率と固溶温度の関係を Ti+Al 量を変えて計算した結果を Fig. 4 に示す．

Ti+Al 量の増加に伴いγ' の固溶温度は上昇し，900℃ においてγ' を安定に存在させるためには Ti+Al 量を 3 at% 以上添加する必要があるといえる．一方，Ti+Al 量は過度に増加させるとγ' の固溶温度が上昇し，熱間加工性が低下する懸念がある．700℃ 以上で使用される既存の析出強化型鍛造 Ni 基超合金における析出γ' 量は 20% から 30% で設定している[9]．そこで，本開発においてもγ' 量 25% を狙うため Al+Ti 量を 6 at% 付近で設定した．

また，γ' の安定性については Ti+Al 量のみならず，Ti/Al 比も重要なパラメータとされる[10]．この値はγ' のほかに Ni と Ti の金属間化合物 η-$Ni_3Ti$ の安定性にも影響を及ぼす．一般的に Ni 基合金において，η は板状に析出し高温強度を低下させる[11]ため，析出させない設計が好ましい．そこで，Ti+Al 量を 6 at% に固定した場合の Ti/Al 比と 900℃ におけるγ' およびη のモル分率を計算した（Fig. 5）．本結果より，Ti/Al 比を増加させていくと Ti/Al=1 付近まではγ' 量が増加する．しかし，それを超えるとγ' は減少し

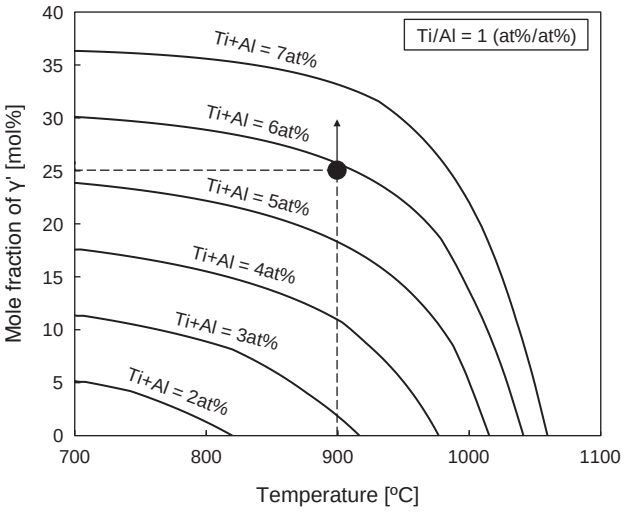



Fig. 4 Relationship between temperature and γ' mole fraction of Fe-51Ni-19Cr-5.1Nb-3Mo-Al-Ti (mass%) with various Ti+Al contents (at%)

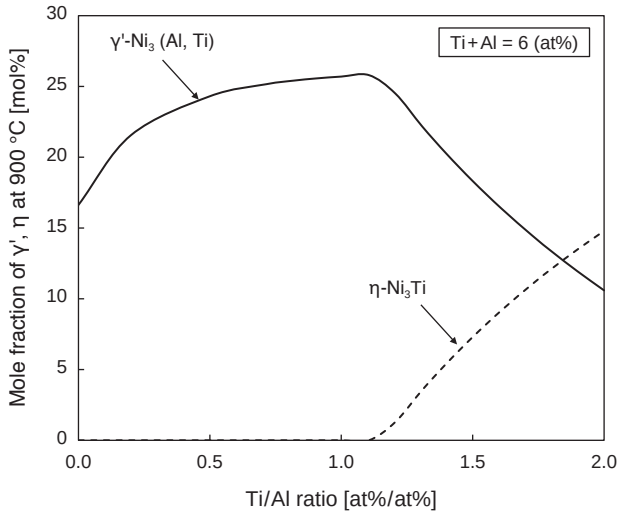



Fig. 5 Relationship between Ti/Al ratio (at%/at%) and γ'/η mole fraction at 900°C of Fe-51Ni-19Cr-5.1Nb-3Mo-Al-Ti (mass%)

Table 1　Chemical compositions of developed alloy and Alloy 718

| | Chemical composition [mass%] | | | | | | | Ti+Al [at%] | Ti/Al [at%/at%] |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | Ni | Cr | Fe | Nb | Al | Ti | Mo | | |
| Developed alloy | 50 | 15 | Balance | 1.3 | 1.4 | 2.5 | 1 | 5.9 | 1.0 |
| Alloy 718 | 51 | 19 | Balance | 5.1 | 0.5 | 1.0 | 3 | 2.3 | 1.1 |

てηが生成および増加することが示された．これらの結果より，γ' 量とη量のバランスを考慮し，Ti/Al 比を 1 付近に設定した．

### 3.2. 熱間加工性向上のための高融点化設計

2 章で述べた通り，γ' の安定化に伴い熱間加工性の低下が懸念されることから，熱間加工温度範囲を確保するためにγ' が固溶する 1000℃ 以上の高温側での延性を改善することとした．高温側の延性低下は高温脆化の寄与が大きいことから，相関のある融点を高くするため元素添加量を減少させる検討をおこなった．元素の種類として，γ' を構成する Ni，Al，Ti は性能影響があることから，それ以外で融点への影響感度が高い Nb と Cr に着目した．まず，Nb 添加量を検討するため，Alloy 718 の成分をベースに横軸を Nb 量とした場合の状態図を計算した (Fig. 6)．これより，Nb 添加量を 1 mass% 減少させるごとに融点 (固相線温度：Solidus) が約 28℃ 上昇することが示された．Nb は Alloy 718 においては，主な強化相である γ'' を析出させるための添加元素であるが，本開発ではγ' を主な強化相に変更するため，添加量を減らしてもリラクセーション特性への影響は小さいと考えられる．ただし，Nb を大幅に減らすとγ' の固溶温度 (γ'-solvus) が低下し，γ' の安定性が低下することが示されたため，一定量の添加は必要であると考えた．そこで，本開発材の想定使用温度 750℃ から 900℃ で非強化相δが生成しないよう，δの固溶温度 (δ-solvus) が 750℃ 以下となる 1.3 mass% まで低減させることとした．

次に，横軸を Cr 量とした場合の計算状態図を Fig. 7 に示す．Cr についても 1 mass% あたり約 10℃ の融点上昇効果が示されたため，耐酸化性を損なわない範囲で添加量を 15 mass% まで低減した．

### 3.3. 成分設定

3.1. 節と 3.2. 節を踏まえて，性能と製造性に配慮した開発材の組成を Table 1 に示す．Mo については材料強化機構の一つである固溶強化に寄与する元素であるが，開発材では主にγ' の析出強化を採用していること，またレアメタルの一つであり近年資源リスクが高まっていることを考慮し，Alloy 718 対比で低減をおこなった．開発材におけるγ' 固溶温度および融点は Thermo-Calc による計算により，それぞれ 994℃，1292℃ であり，共に Alloy 718 の 835℃，1204℃ より向上しており，性能だけでなく熱間加工性に配慮した成分であることを確認した．

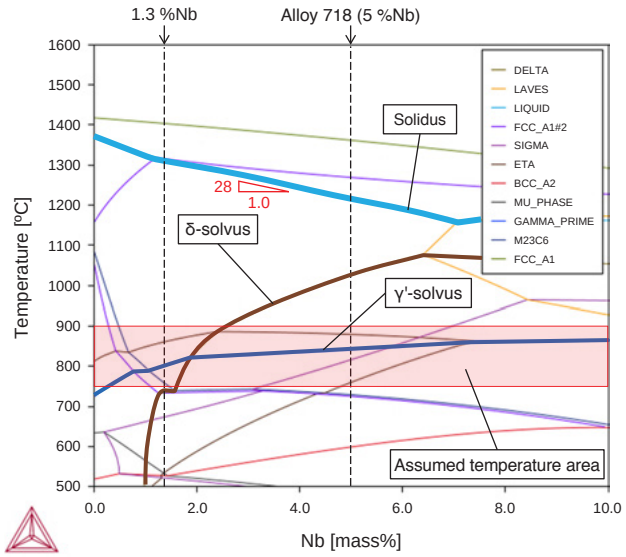



Fig. 6　Calculated vertical section of Fe-51Ni-19Cr-3Mo-0.5Al-1Ti-Nb (mass%)

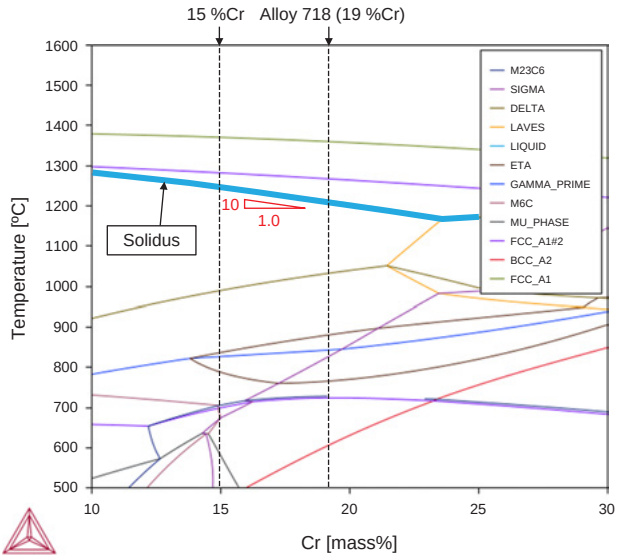


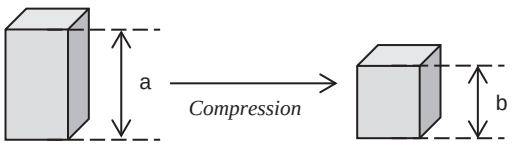

Fig. 7　Calculated vertical section of Fe-51Ni-3Mo-0.5Al-1Ti-5.1Nb-Cr (mass%)

## 4. 冷間圧延条件設定

2章で述べた通り，初期のばね性を考慮すると，できるだけ高い冷間圧延率で硬さを上げた方が好ましい．しかしながら，過度な冷間圧延は材料の高温強度を低下させるηの析出を促進させるため[12]，リラクセーション特性の低下につながる懸念がある．そのため，γ'安定性に影響がない冷間圧延率範囲を明確にして，上限値を設定する必要がある．本検討では，角柱試験片の圧縮率を冷間圧延率と見立て，Fig. 8のようにサンプルを作製して熱暴露試験をおこなった．その後，硬さおよび組織観察によりγ'安定性を評価し，冷間圧延率を設定した．

テスト方法については，まず種々の圧縮率で加工したサンプルを作製後，マッフル炉を用いて高温で長時間暴露後に水冷した．熱暴露温度はターゲットである900℃，時間は高温リラクセーションが安定する50時間で設定した[13]．その後，ビッカース硬さ試験にて圧縮率ごとにサンプルの断面中央部で5点測定し，組織はγ'およびηの有無を走査型電子顕微鏡（SEM）で観察した．Fig. 9に角柱試験片の圧縮率に対する熱暴露後の硬さを示す．プロットが平均値であり，二つの線は各温度での最大値と最小値をつないだ上下限ラインである．本結果より圧縮率が高いほど加工硬化により硬さが増加するが，40%を超えると熱暴露後の硬さが低下し，かつ硬さのばらつきが大きくなっていた．そこで，その要因を解析するため，圧縮率0%と50%のサンプルに対しSEMでγ'およびηの析出状態を観察した（Fig. 10）．すると，圧縮率0%のサンプルには微細なγ'粒子が全面に析出している一方，圧縮率50%サンプルはγ'粒子に加え，針状ηの析出が認められた．さらに，この針状ηの近傍にはγ'粒子の無析出領域が認められた．

これらの結果より，圧縮率が40%を超えると硬さが低下した理由は，γ'の無析出領域が発生したため，また硬さのばらつきが大きくなった理由はγ'の析出および無析出領域が混在した組織のばらつきによるものと考えられる．以上の結果より，初期のばね性を考慮しつつγ'の安定性が確保できるように，冷間圧延率を30%から40%で設定した．




$$Compression\ ratio = \frac{b}{a} \times 100$$

Fig. 8 Preparation method of compressed sample

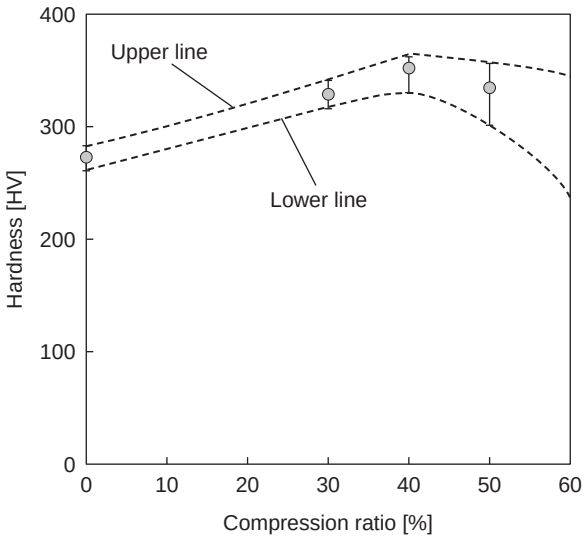
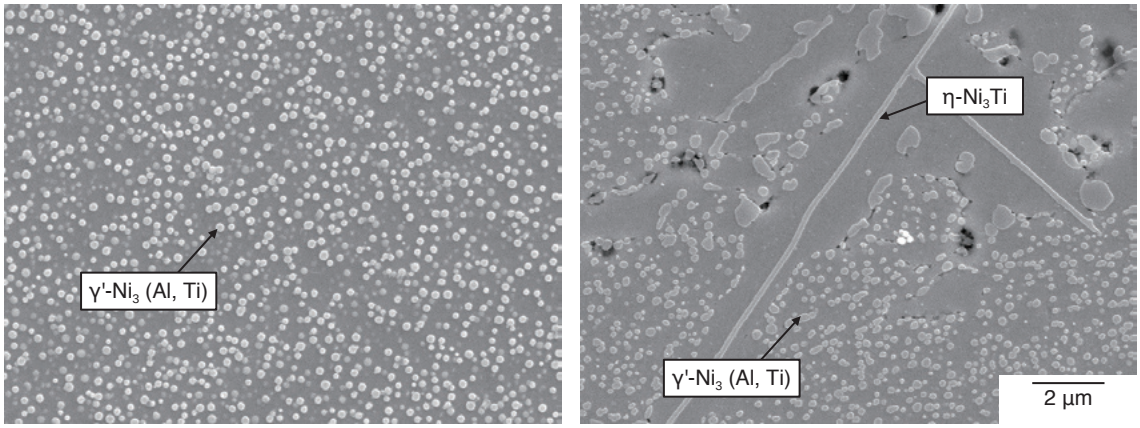



Fig. 9 Relationship between compression ratio of developed alloy and hardness after exposure at 900°C for 50 hours




(a) Compression ratio 0% (b) Compression ratio 50%

Fig. 10 Secondary electron images of developed alloy after compression and exposure at 900°C for 50 hours

## 5. 高温特性試験方法・結果

4章までに検討した材料成分および冷間圧延率で性能および製造の開発目標値を満足しているかどうか確認した．なお，性能については一般的な丸棒試験片を用いたリラクセーション試験にて，開発材と Alloy 718 の特性比較もおこなうこととした．

### 5.1. リラクセーション評価試験

3.3. 節で設定した材料を熱間鍛造により丸棒にした後，冷間圧延でおこなわれる想定焼鈍温度と同温度で溶体化処理をおこなった．その後，冷間スエージング加工により丸棒に 30% から 40% 相当の塑性ひずみを導入後，後述する各試験温度で 50 時間の熱処理をおこない，Fig. 11 形状の丸棒試験片に加工した．

リラクセーション試験は ASTM E328-13[14] に準拠して実施し，標点間距離 12 mm，引張ひずみ 1% の条件における応力の経時変化を最長 50 時間まで記録した．試験温度は 800℃，850℃，900℃ とし，比較として Alloy 718 も併せて評価した．

リラクセーション試験の結果を Fig. 12 に示す．900℃ における Alloy 718 の残留応力はゼロであった一方，開発材では約 35 MPa 残っており，Alloy 718 よりも高温リラクセーション特性に優れることが確認できた．この高温域における残留応力の向上は，開発コンセプトの通り γ' が強化相として 900℃ まで安定に存在したことにより，高温での応力緩和が抑制できたためと推察される．

### 5.2. 熱間圧延性評価試験

試験片には 5.1. 節同様に熱間鍛造により丸棒を作製後，平行部長さ 20 mm，直径 4.5 mm の形状に加工したものを用いた．まず，試験片をグリーブル試験機内で γ' が完全固溶する 1150℃ まで 100 秒をかけて昇温し，60 秒保持した．その後，10℃/s の速度で試験温度 (900℃ から 1200℃) まで冷却，もしくは昇温して 60 秒保持した後，クロスヘッド速度 50.8 mm/s で引張試験をおこなった．評価指標は破断時の絞り 50% 以上が得られる温度域を熱間圧延可能範囲と設定し[15]，Alloy 718 と比較評価した (Fig. 13)．さらに，開発材および Alloy 718 における液相およびγ' のモル分率の温度依存性を Thermo-Calc により計算した (Fig. 14)．

Fig. 13 より，低温側から 950℃ までは開発材の方が絞り値は低いが，それ以上の温度域では開発材の方が絞り値は高い．その理由を Fig. 14 より考察すると，開発材は低温側で Alloy 718 よりも γ' モル分率が高いため，試験中に γ' が析出しやすく延性が低下する一方，高温側では高温脆化開始温度と相関のある融点が高く延性が確保されるためと推察される．

以上より，開発材は高融点化設計の狙い通り，Alloy 718 に対して熱間圧延可能温度の上限が拡大している．その結

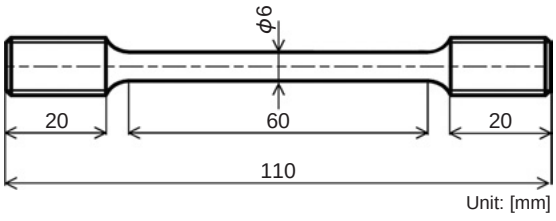



Fig. 11　Sample shape for relaxation test

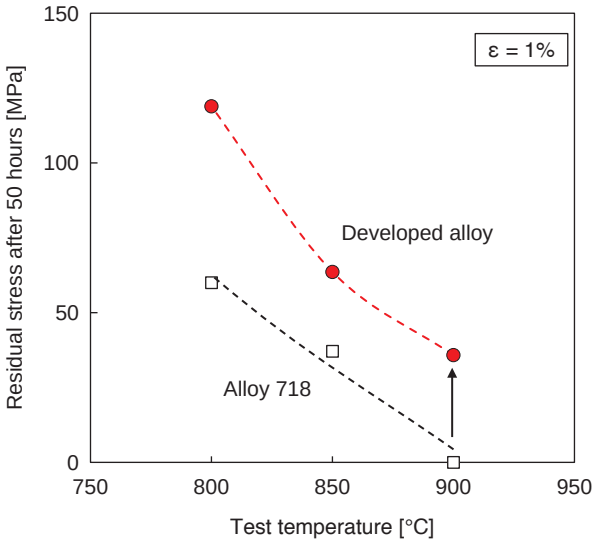



Fig. 12　Relaxation properties of developed alloy and Alloy 718 using round bar test pieces

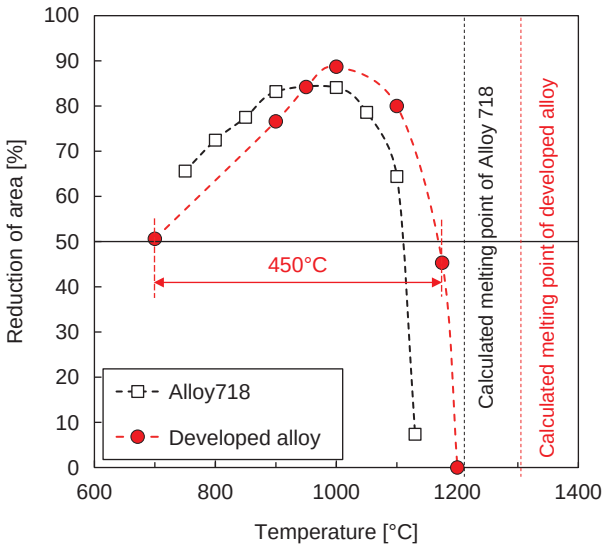



Fig. 13　Result of Gleeble test for developed alloy and Alloy 718

果，熱間圧延可能な温度範囲は約 450℃ であり，開発目標値 350℃ 以上を達成したことが確認できた．

### 5.3. ガスケット熱負荷試験

量産を想定した設備を用いて，3 章および 4 章で設定した材料成分，冷間圧延率で開発帯鋼を試作し，Alloy 718 とともにビード高さ 0.45 mm に加工したガスケットを作製した．そのガスケットを Fig. 15 のように材質 SUS303，厚さ 20 mm の M10 穴つき平板治具に挟み，ボルトで締結し，所定温度で 50 時間大気に暴露した．

評価項目はテスト終了後の残ビード高さとし，Alloy 718 と比較をおこなった．なお，ビード測定位置はシールに不利であるボルトとボルト間の距離が長い部位（Area A）とし，Fig. 16 にその結果を示す．

900℃ での残ビード高さは Alloy 718 が 0 μm であるのに対し，開発材は 64 μm であった．これは開発材の強化相 γ' が 900℃ まで安定に存在しているためと推察され，開発コンセプトの確からしさが示された．その結果，開発材の 900℃ 残ビード高さはターゲットとする Alloy 718 の 750℃ 残ビード高さ 56 μm を上回っており，開発目標値を達成していることが確認できた．

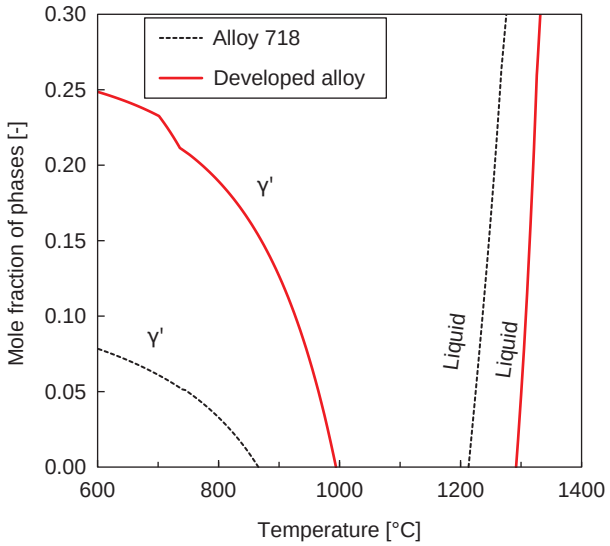



Fig. 14 Calculated mole fraction of γ' and liquid phases for developed alloy and Alloy 718

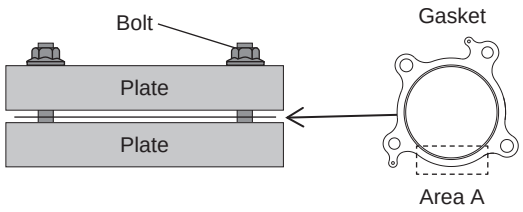



Fig. 15 Layout of gasket test and evaluated bead area after heat exposure

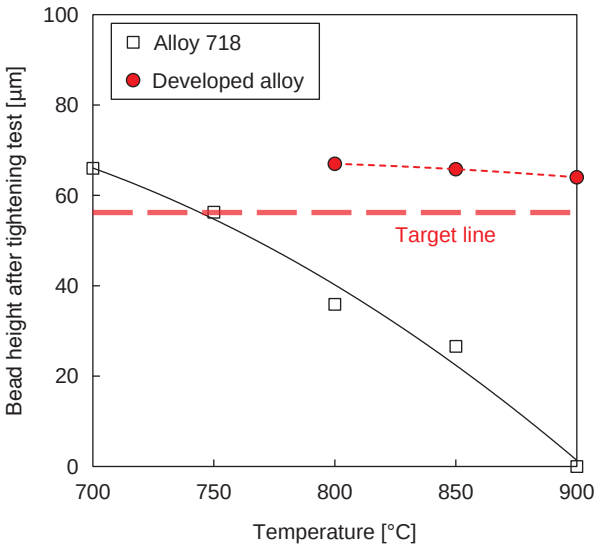



Fig. 16 Result of tightening test after exposure at each temperature

## 6. 結言

今後の排気ガス法規対応を見据え 900℃ までシール可能なガスケット用帯鋼を開発するため，Alloy 718 の組成をベースに，γ' を強化相として積極活用した Co フリー帯鋼を開発した．

（1）Thermo-Calc を用いた計算から Ti+Al=5.9 at%，Al/Ti=1.0 (at%/at%) にすることで，リラクセーション特性を向上させる γ' の量を最大化させ，特性を低下させる非強化相 η の析出を抑制させた．

（2）同様に Thermo-Calc を用いた融点計算に基づき，Nb および Cr をそれぞれ 1.3 mass%，15 mass% と Alloy 718 比で低減させることで高融点化し，熱間圧延可能温度範囲を 450℃ 以上確保した．

（3）初期のばね特性と使用中の γ' 安定性を考慮し，冷間圧延率を 30% から 40% に設定することで，900℃ における η の析出および γ' 無析出領域の生成を抑制した．

（4）量産を想定した設備で製造した開発材のガスケットは，熱負荷試験において Alloy 718 製ガスケットの 750℃ 残ビード高さを 900℃ で確保できることを確認した．

## 参考文献

（1）https://www.meti.go.jp/shingikai/sankoshin/sangyo_gijutsu/chikyu_kankyo/pdf/2022_001_03_00.pdf, (2022/5/27)

（2）小森国生：排気系材料のトレンドと開発の動向，溶接

学会誌, 第 72 巻, 7 号, p. 546-551, (2003)
(3) Kulawik, K., Buffat, P. A., Kruk, A., Wusatowska-Sarnek, A. M., Czyrska-Filemonowicz, A.: Imaging and characterization of γ' and γ'' nanoparticles in Inconel 718 by EDX elemental mapping and FIB-SEM tomography, Materials Characterization, Vol. 100, p. 74-80, (2015)
(4) Reed, R. C.: The Superalloys: Fundamentals and Applications, Cambridge University Press, p. 49-51, (2006)
(5) Reed, R. C.: The Superalloys: Fundamentals and Applications, Cambridge University Press, p. 40-49, (2006)
(6) Cremisio, R. S., McQueen, H. J.: Some observations of hot working behavior of superalloys according to various types of hot workability tests, Superalloys, G-1-G-36, (1972)
(7) Sims, C. T., Stoloff, N. S., Hagel, W. C.: Superalloys II: High-Temperature Materials for Aerospace and Industrial Power, Wiley-Interscience, p. 107-109, (1987)
(8) 藤田利夫, 柴田浩司:Ni 基超合金における合金元素の役割, 日本金属学会会報, 第 16 巻, 第 4 号, p. 231-239, (1977)
(9) Reed, R. C.: The Superalloys: Fundamentals and Applications, Cambridge University Press, p. 238-239, (2006)
(10) 植田茂紀, 野田俊治, 岡部道生, 石田正雄, 桶谷裕之: 二輪車冷鍛排気バルブ用 Fe 基超合金の開発, 電気製鋼, 第 70 巻, 第 3 号, p.205-214, (1999)
(11) Detrois, M., Jablonski, P. D., Hawk, J. A.: The effect of η phase precipitates on the creep behavior of alloy 263 and variants, Materials Science and Engineering: A, Vol. 799, No. 2, Article 140337, (2021)
(12) Farvizi, M., Asgari, S.: Effects of cold work prior to aging on microstructure of AEREX™350 superalloy, Materials Science and Engineering: A, Vol. 480, Issues 1-2, p. 434-438, (2008)
(13) 桂井隆, 西山忠夫, 濱野修次:エキゾーストガスケット用高耐熱高窒素オーステナイト系ステンレス鋼の開発, Honda R&D Technical Review, Vol. 15, No. 2, p. 167-174
(14) ASTM E328-13: Standard Test Methods for Stress Relaxation for Materials and Structures, (2013)
(15) 佐藤克明, 坂勉, 大野丈博, 野田俊治:排気バルブ用低ニッケル耐熱合金の開発, HONDA R&D Technical Review, Vol. 9, p. 185-190

■著　者■


山本博己


斎藤　勇


熊谷祥希


鷲見芳紀

# 定電流アノード分極試験によるアルマイト耐食性評価

Evaluation of Anodized Aluminum Corrosion Resistance by Constant Current Anodic Polarization Test

宮 下 英 明[1] Hideaki MIYASHITA
冨 田 航 平[2] Kohei TOMITA
山 口 優 貴[1] Yuki YAMAGUCHI
桑 原 孝 浩[1] Takahiro KUWABARA

## 要　旨

アルミ材料や処理条件によらずアルマイトの耐食性を予測できる手法を開発した．定電流アノード分極法を用い，アルマイト処理材に一定の電流を印加した際の初期電位上昇速度を測定することでアルマイト中のボイドや異物の状態及び耐食性を評価できることを確認した．

また，アルミ合金中の添加成分量が増えることでアルマイトの耐食性が低下する要因がアルマイト構造の変化に起因していることを初期電位上昇速度の変化により示した．

本手法によりアルマイトの耐食性を短期間で予測できるようになり，アルマイトの仕様を早期決定できるようになった．

## ABSTRACT

A method was developed that can estimate the corrosion resistance of anodized aluminum regardless of the aluminum material or treatment conditions. It was confirmed that the constant current anodic polarization method can be used to evaluate the state of voids and foreign matter in anodized aluminum and the corrosion resistance by measuring the initial potential increase rate when a constant current is applied to anodized aluminum.

In addition, the change in the initial potential increase rate showed that the factor lowering the corrosion resistance of anodized aluminum due to an increase in the amount of added contents in aluminum alloys is rooted in the change in the anodized aluminum structure.

This method can estimate the corrosion resistance of anodized aluminum in a short time, enabling determination of the specifications of anodized aluminum at an early stage.

## 1．まえがき

昨今，地球環境に配慮しながら持続可能な成長をいかにして確保していくかが課題になっており，そのためには資源浪費型から循環型社会へ変革する必要がある(1)．

限りある資源を有効活用するためには防食技術は重要であり，実際に日本における腐食による損失額は算定方法により異なるものの 2015 年で年間 4 兆円を超える金額になると試算されている(1)．

自動車においても長期間有効に活用するためには防食技術は重要であるが，近年は軽量化やコスト削減を狙ったマルチマテリアル化によりアルミやマグネシウム，炭素繊維強化樹脂の適用が増加することで異材接触部の腐食も懸案になりつつある．特にアルミは自然電位が相対的に低い金属であるために異材接触部において電位差腐食が促進される場合が多いことから注意が必要である．対策としては電気絶縁性を高めるためのメッキ処理や塗装が施されることが多いが，近年は電気化学反応によりアルミ表面に人工的に厚く安定した酸化被膜を形成することで電気絶縁性を付与するアルマイト処理を適用するケースが増加している．

アルマイト処理は通常，洗浄から電解，封孔の順でおこなわれ，電解により Fig. 1 に示すアルミ材直上のバリア層と微細なポーラス孔をもつポーラス層で構成される酸化皮膜が形成される．全体の膜厚としては数 μm から数十 μm あるものの，バリア層の厚さ及びポーラス層の孔径及び壁厚はいずれも数十 nm 程度である．またアルミ材中のガスや不純物に由来する微細なボイドが発生する(2), (4)．

ポーラス孔やボイドがあると被水環境で水分がアルミ母

[1] 本田技研工業株式会社
E-mail: hideaki_miyashita@jp.honda
[2] 材料研究センター

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2025_37_13

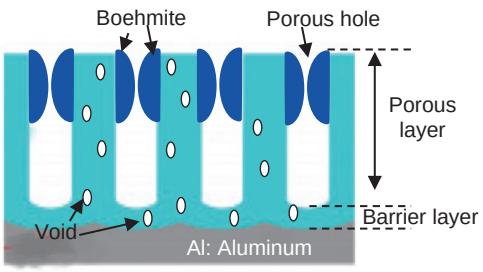



Fig. 1　Cross-sectional view of anodized aluminum

材に容易に到達するため安定した耐食性を得にくい．そのため，電解後に沸騰水や酢酸ニッケル液等に浸漬し，水和反応により酸化皮膜の表面をベーマイトと呼ばれる水酸化物に改質し，ポーラス孔やボイドをふさぐ封孔処理をおこなうことで耐食性を向上させている．

アルマイトは従来不純物の少ない A6061-T6 材や AC4CH-T6 材で適用する例が多かったが，近年は AC2B-T6 材や ADC12-F 材といった不純物の多い再生材の部品適用が増え，それらの材料にアルマイト処理するケースが増えている．

しかし，実際に各種のアルミ材料でアルマイト耐食性を評価すると，アルマイト処理条件や材料成分の違いで耐食性に差が生じ，狙った耐食性が得られない場合があった．そのため，アルマイトの耐食性は処理した部品を複合サイクル腐食テスト（Cyclic Corrosion Test: CCT）や実車錆耐久テスト等の長期テストに投入して評価，判定してきたが，それらのテストは数十日から数か月の期間が必要であった．

## 2．研究のねらい

不純物が少なく，バリア層やポーラス層が規則的に成長しやすいとされる A6000 系合金の 1 種である A6063-T5 材にシュウ酸アルマイト処理したテストピースのバリア層近傍を透過電子顕微鏡（Transmission Electron Microscope: TEM）を用い，観察した例を Fig. 2 に示す．

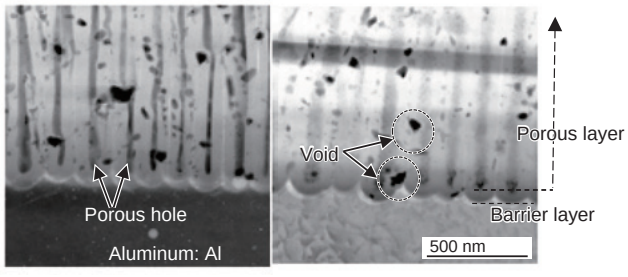



Fig. 2　Example of observation of anodized aluminum cross-section of A6063-T5 material using TEM

電解時に発生した微細なボイドが封孔処理後も残存していることから，これらのボイドやポーラス孔のすきまを経由して水分が内部へ侵入，アルミ母材に到達することでアルマイト処理材の腐食が発生すると推定される．

TEM によりボイドやポーラス孔の状態が観察できるが一度に観察できる範囲が狭く，アルマイト層全体の状態を把握することは容易でない．そこでアルマイト層全体の構造を評価する手法として電気化学試験に着目した[(2)-(8)]．高橋ら[(2)]は一定のアノード電流を印加した際の電位上昇がアルマイト中のボイドのサイズが小さく少ないほど速く，またサイズが大きく多いほど緩やかになると述べており，ボイドのサイズや数の影響を受けるアルマイトの耐食性評価に定電流アノード分極試験を活用できると考えた．

## 3．試験方法

複数のアルミ材でアルマイト処理を施したテストピースを製作し，定電流アノード分極試験による電位挙動及び CCT での錆発生サイクルを測定することで，その関係性を比較評価した．

### 3.1. 分極試験

分極試験装置を Fig. 3 に示す．

電流印加及び電位データの記録は明電北斗株式会社製 HZ-7000 を使用した．

テストピースを陽極として白金対極と 10 ㎜間隔で正対させ，その中間に Ag/AgCl 参照電極を挿入したルギン管の先端が来るようにセットした．

過去の研究ではホウ酸溶液を用いる事例が多いが，腐食試験環境に合わせ，CCT 試験に用いたものと同じ 5% 塩水を 50℃ に加温保持し試験を実施した．セット後，約 10 分保持した後，一定のアノード電流を印加し，装置の最小計測インターバルである 0.01 秒ごとに電位を測定した．ア

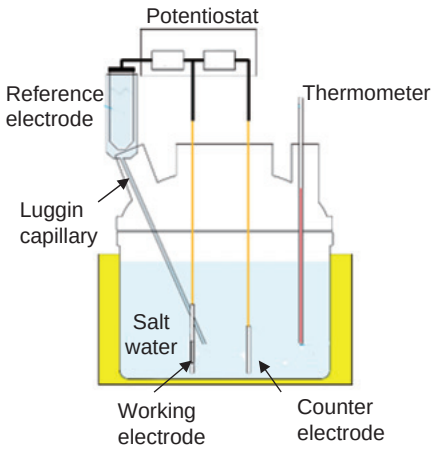



Fig. 3　Device of polarization test

ノード電流は測定機の電位測定レンジである± 15V を超えないよう，10 μA/cm$^2$ とした．

電位上昇に伴い，$Al^{3+}$ および $O^{2-}$ イオンの一部が安定な格子位置からエネルギーの高い格子間位置へ移動し，電流が流れやすくなるため，電位挙動に明確な差がみられるのは電流印加直後であり[(2)]，0.01 から 0.02 秒間の電位差を時間差で除することで初期電位上昇速度 (Initial Potential Increase Rate: IPIR) を算出した．

### 3.2. テストピース

本研究で評価した 4 材種の成分を Table 1 に示す．これらの材料でアルマイト処理条件を変更したテストピースを作製し，評価をおこなった．

Fig. 4 にアルマイト処理前のテストピース形状を示す．

面形状違いによりアルマイト品質に差が生じないよう，全面フライス加工し，陽極に接続するための M5 ネジ穴をコーナー部に設けた．

分極試験用のテストピースを Fig. 5 に示す．アルマイト処理したテストピースを 45 × 45 mm サイズに切断し，電極棒を取り付ける部分のアルマイトをリューター等ではく離した．

30 × 30 ㎜の範囲をくりぬいたポリイミドテープを中央部に貼り付け，樹脂で被覆したワニ口クリップ付きの銅電極棒をアルマイトをはく離した部分に取り付けた．

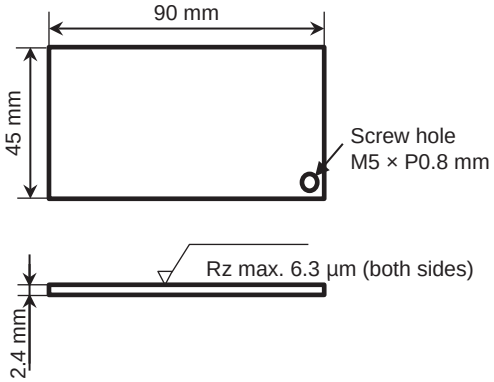



Fig. 4　Shape of aluminum test piece before anodizing treatment

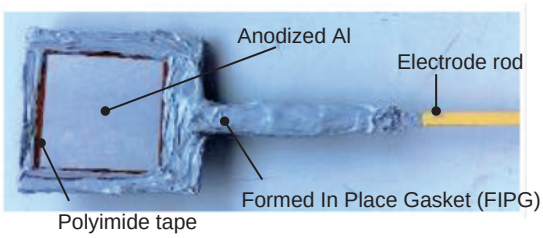



Fig. 5　Test piece for polarization test

Table 1　Added content of anodized Al materials

| Material | Added content (wt%) | | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| | Cu | Si | Mg | Zn | Fe |
| ADC12-F | 1.8 | 10.1 | 0.21 | 0.63 | 0.77 |
| AC2B-T6 | 3.0 | 7.0 | 0.31 | 0.01 | 0.16 |
| AC4CH-T6 | 0.02 | 6.9 | 0.33 | 0.004 | 0.08 |
| A6061-T6 | 0.19 | 0.48 | 0.98 | 0.01 | 0.46 |

Table 2　Anodizing treatment conditions

| No. | Electrolyte | Current density (A/dm$^2$) | Minimum thickness (μm) | Sealing treatment |
|---|---|---|---|---|
| 1 | Sulfuric acid | 2.0 | 3.0 | Nickel acetate |
| 2 | | | 1.5 | |
| 3 | | | 8.0 | |
| 4 | | | 20.0 | |
| 5 | | | 3.0 | None |
| 6 | | | | Water |
| 7 | Oxalic acid | 4.0 | | Nickel acetate |

続いて，ポリイミドテープの開口部を残し，液状ガスケットを塗布し，べとつきがなくなるまで室温で乾燥させ，防水処理を施した．

### 3.3. アルマイト処理条件

アルマイト処理条件を Table 2 に示す．耐食性を重視する場合，脱脂洗浄後，硫酸液中で最小膜厚 3 μm を確保するよう電解し，最後に酢酸ニッケル液での封孔処理をおこなう No. 1 条件を選定することが多いため，これを基本条件とし，電解液，膜厚，封孔処理を変更したテストピースを作製した．

膜厚及び封孔処理は塩水がアルマイト層に侵入しアルミ母材に到達する時間に影響すると考え評価パラメータとして選定した．膜厚は電解時間で調整した．

電解液にシュウ酸を用いた場合，バリア層及びポーラス壁が硫酸よりも厚くなることが知られておりボイドの影響が軽減でき耐食性が向上すると考え，これも評価パラメータとして選定した．その場合は硫酸と同一電流密度ではアルマイトが成長しないため，電流密度を 4 A/dm$^2$ に変更して電解した．

テストピースの中央部を切断，研磨した後に光学顕微鏡で観察し，最薄部の膜厚を代表値とした．

### 3.4. 腐食試験

アルマイト処理したテストピースの外周部約 5 ㎜の範囲及び背面をポリエステルテープでマスキングし，CCT 試験機内に水平に対し 70 度になるよう投入した．塩水噴霧，湿潤，乾燥に低温保持を組み合わせた 24 時間を 1 サイク

ルとする弊社独自条件で CCT を実施し，経過を観察した．

耐食性の判定には JIS H8679-1 レイティングナンバ法[9]を用い，レイティングナンバ (Rating Number: RN) 9.8 に該当する腐食が発生した CCT サイクル数を錆発生サイクル数 (Rust Occurred Cycle: ROC) とした．

## 4．試験結果と考察

### 4.1. アルマイト処理条件の影響

アルマイトによる防食効果が得られやすいことからアルミホイールやパワーユニット部品に適用されることの多い AC4CH-T6 材を用いて，IPIR と ROC に与えるアルマイト処理条件の影響を検証した．

ROC に大きな差が見られた No. 1, No. 5, No. 7 の定電流アノード分極曲線を Fig. 6 に示す．

ROC が大きく耐食性が高いものほど初期の電位上昇の傾きが大きく，IPIR が速いことを示唆している．

各条件の IPIR を算出し，ROC と比較した結果を Table 3 及び Fig. 7 に示す．アルマイト条件が異なる全てのサンプルの IPIR と ROC には正の相関があり，アルマイト耐食性を定電流アノード分極法で評価できる結果を得た．

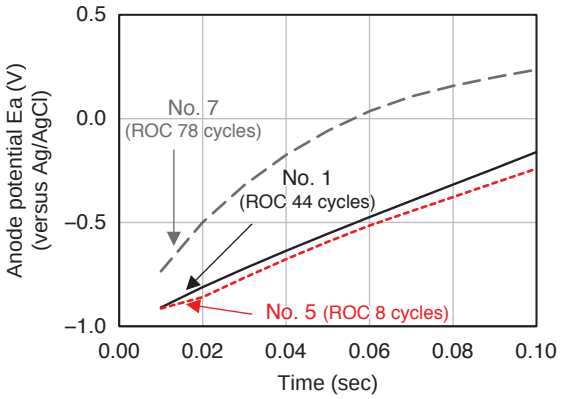



Fig. 6　Relationship between anode potential Ea and polarization time of No. 1, No. 5, and No. 7

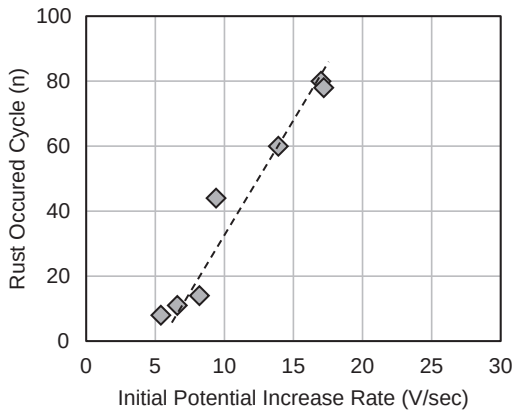



Fig. 7　Relationship between Rust Occurred Cycle and Initial Potential Increase Rate of anodized AC4CH-T6

Table 3　Evaluation results of AC4CH-T6 anodized test pieces

| No | Differences from condition No. 1 | IPIR (V/sec) | ROC (n) |
|---|---|---|---|
| 1 | — | 9.4 | 44 |
| 2 | Thin | 6.6 | 11 |
| 3 | Thick | 13.9 | 60 |
| 4 | Very thick | 17.0 | 80 |
| 5 | No seal | 5.4 | 8 |
| 6 | Boiling water seal | 8.2 | 14 |
| 7 | Using oxalic acid | 17.2 | 78 |

Table 4　Evaluation results of each test piece under anodized condition No. 1

| No. | Material | Subtotal of added content (wt%) | IPIR (V/sec) | ROC (n) |
|---|---|---|---|---|
| 1 | ADC12-F | 13.51 | 3.9 | 5 |
| 2 | AC2B-T6 | 10.48 | 7.1 | 20 |
| 3 | AC4CH-T6 | 7.33 | 9.4 | 44 |
| 4 | A6061-T6 | 2.12 | 18.3 | 72 |

### 4.2. アルミ材料成分の影響

AC4CH-T6 材と同様に ADC12-F，AC2B-T6，A6061-T6 材にアルマイト処理したテストピースの評価をおこなった．

Table 2 の No. 1 条件でアルマイト処理した各材料の添加成分量の小計と IPIR，ROC の関係を Table 4 に示す．

Fig. 8 に IPIR と ROC の関係を示す．IPIR と ROC には正の相関がみられ，アルマイト処理条件が同一でも材料成分違いでアルマイト耐食性が大きく異なることを確認した．

Fig. 9 に添加成分量と IPIR の関係を示す．この場合，添加成分量と IPIR には負の相関がみられた．

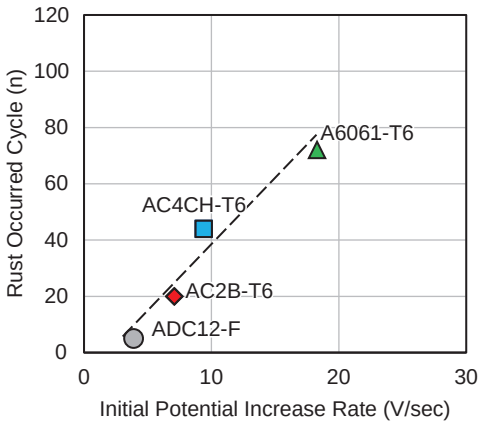



Fig. 8　Relationship between Initial Potential Increase Rate and Rust Occurred Cycle under condition No. 1

Fig. 10 に A6061-T6 材と ADC12-F 材のアルマイトの断面を光学顕微鏡で観察した結果を示す.

ADC12-F 材においてボイドや電解時に溶解せずにアルマイト処理層に残留したと思われる Si が光学顕微鏡でも確認できるレベルで存在している. Si 自体は電気抵抗が高く電流が流れにくく, アルマイト中に異物として残存することでボイドと同様, アルマイトの品質を低下させていると思われる.

このようにアルミ材料成分違いで IPIR および ROC が大きく異なるのは添加成分がボイドを形成するだけでなく異物としてアルマイト中に存在するためであり, 定電流アノード分極法でそれらの影響を評価できていることが示された.

この結果は定電流アノード分極法により得られる IPIR がアルマイト中のボイドや異物の状態を示す指標であり, それらを経由してアルミ母材に水分が到達して腐食が発生する, という推定メカニズムの妥当性を示していると考えられる.

今回, 作製した全てのアルマイト処理したテストピースの IPIR と ROC の関係を Fig. 11 に示す. IPIR の値が大きいほど, ROC も大きくなり, 強い正の相関があることが確認された.

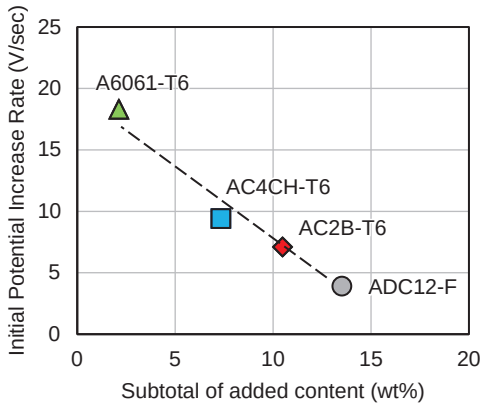



Fig. 9 Relationship between Initial Potential Increase Rate and subtotal of added content under condition No. 1

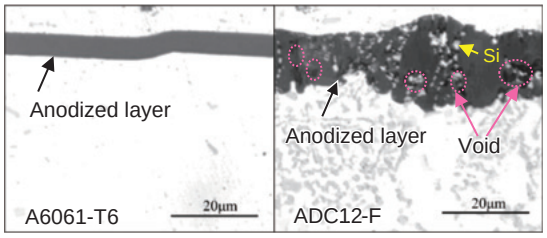



Fig. 10 Cross-sectional structure of A6061-T6 and ADC12-F test pieces anodized under condition No. 1

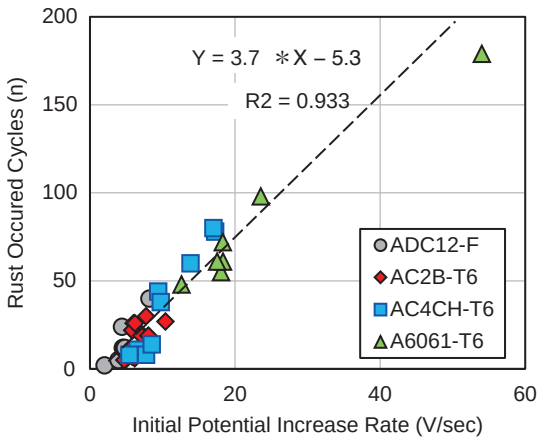



Fig. 11 Relationship between Initial Potential Increase Rate and Rust Occurred Cycle of all anodized test pieces

このことから定電流アノード分極法により IPIR を測定することでアルマイト処理条件や材料成分違いによらずアルマイトの耐食性を評価, 予測できることがわかった.

## 5. まとめ

複数のアルミ材料に様々な条件でアルマイト処理したテストピースを作製し, 定電流アノード分極法で得られる電位挙動と CCT における錆発生サイクルを測定, 比較検証することで以下の結果を得た.

(1) アルマイト処理材を定電流アノード分極すると, アルミ材料やアルマイト処理条件が異なることで電流印加直後の電位上昇挙動が変化する.

(2) IPIR と CCT での ROC には強い正の相関があり, アルマイト処理条件やアルミ材料違いにおいてアルマイトの耐食性を予測することが可能である.

(3) アルミ材の添加成分量が増加することでアルマイトの耐食性が低下する要因がアルマイト構造の変化に起因することを IPIR の変化により示した.

(4) IPIR を測定することにより, 従来は最大で数か月必要であったアルマイトの耐食性評価に要する期間が 1 から 2 日程度に短縮できることがわかり, アルマイト処理仕様を早期に決定できるようになった.

## 参考文献

(1) (公社) 腐食防食学会:わが国における腐食コスト, 材料と環境, Vol. 69, No. 11, p. 283-306, (2020)

(2) 高橋英明, 藤原和俊:アルミニウムのアノード酸化皮膜の欠陥構造とその電気化学的解析, 表面化学, Vol. 15, No. 7, p. 433-439, (1994)

(3) 山田麻由, 菊地竜也, 坂入正敏, 高橋英明:アルミニウ

ムアノード酸化皮膜の絶縁破壊, 表面技術, Vol. 58, No. 6, p. 331-336, (2007)
（4）小野幸子:アルミニウムアノード酸化皮膜の構造と成長機構 および真空中でのガス放出特性, Journal of the Vacuum Society of Japan, Vol. 52, No. 12, p. 637-644, (2009)
（5）増田達也:アノード酸化ポーラスアルミナの微細構造評価と熱処理による α - アルミナメンブレンの作製, 工学院大学大学院博士学位論文, 145p., (2015)
（6）阿相英孝, 小野幸子:アルマイトの機能化を支える基盤技術, 表面技術, Vol. 65, No. 9, p.406-413, (2014)
（7）高橋英明, 熊谷仁志, 永山政一:Pore-filling 法' による多孔質 Al アノード酸化被膜の微細構造の推定, I. 二段化成皮膜の構造解析, 金属表面技術, Vol. 36, No. 11, p. 478-482, (1985)
（8）小野幸子, 増子昇:Pore-filling 法により検討したアルミニウム多孔質アノード酸化被膜のバリヤー層の溶解挙動, 軽金属, Vol. 43, No. 9, p. 447-452, (1993)
（9）JIS H8679-1:アルミニウム及びアルミニウム合金の陽極酸化皮膜に発生した孔食の評価方法―第１部:レイティングナンバ方法, (2013)

■著　者■


宮 下 英 明


冨 田 航 平


山 口 優 貴


桑 原 孝 浩

# VRP によるテストスケジュールの自動作成

Automated Test Scheduling Using Vehicle Routing Problem Methodology

蟻坂篤史[1] Atsushi ARISAKA
宮崎武司[1] Takeshi MIYAZAKI
福井一輝[2] Kazuki FUKUI

## 要　旨

新型車開発の期間短縮と開発費低減のため，テスト車台数を最小化し最短のテスト日程を算出する実車テストスケジュールの自動作成手法を考案した．衝突テストのスケジューリングに数理最適化手法を用い，機能テストのスケジューリングには，特に数理最適化手法の中の配送計画問題の解法を用いることで，考慮すべき制約条件を自動計算に組み込むことができた．表計算ソフトと簡易アプリケーションを作成し手法の有効性と有用性を検証した．その結果，従来エキスパートが 90 時間を要していた作業が，6 時間でできるようになった．

## ABSTRACT

In order to shorten the development period and help reduce development costs for new vehicle models, a method for automated scheduling of actual vehicle tests was devised that helps to minimize the number of test vehicles and calculate the shortest test schedule. Use of mathematical optimization methodology for collision test scheduling and use of the vehicle routing problem solution in particular in mathematical optimization methodology for function test scheduling enabled incorporation of the constraints into the automated calculations to be considered. Simple applications were created and verified using the applications with a spreadsheet software. As a result, a scheduling task that previously took an expert 90 hours could be accomplished in 6 hours.

## 1．まえがき

近年，CAE 技術，性能設計技術などの進化により，多くの性能が机上で検討できるようになっている[(1)-(3)]．また，自動車各社は性能向上に加え開発費を抑制するため，開発期間短縮とテスト車台数の削減も進めている．

しかし，すべての性能事象を予測することは容易でなく，法規により実車による確認が義務付けられている項目があるため，量産前には実車による確認テストが実施されている．

この確認テストの数は，法規の強化と，仕向地，エンジン，トランスミッション，制御などの仕様，装備の多様化により，さらに増加傾向となっている．

これまで衝突試験設備を用いた確認テスト（以下，衝突テスト）のためのテスト車と衝突試験設備を用いずに実施する性能確認テスト（以下，機能テスト）のためのテスト車は別々に取り扱われていたが，最近はテスト車台数を削減するため，機能テストを実施した車両を衝突テストに使用することが要望されている．

さらに，衝突テストでは同時に開発する機種の増加に伴い衝突試験設備の調整が課題となり，機能テストでは様々な確認項目の実施時期や順序の制約によりスケジュールの調整が課題となる．

そのため，事前にテストスケジュールを作成し，すべての機能テストと衝突テストを試験設備とテスト車に割り当て，定められた期間内（以後，テスト期限）に完了できるかどうかを検討している．

しかし，実際の車両開発では，比較的バリエーションの少ないフルモデルチェンジでも約 50 台のテスト車で約 1000 の確認テストが実施され，かつ，一部の機能テストはテスト担当者から個々に要望される場合が多い．そのため，テストスケジュールの作成には経験ある人でも 2 週間から 1 ヵ月を要しており，テストスケジュール作成が新型車開発における課題となっている．

これまでに，テスト車台数，そして，確認テスト数と各テストに必要な日数と順序を制約として与えると最短日程の衝突テストスケジュールを自動的に作成する手法が報告されている[(4), (5)]．

[1] 本田技研工業株式会社
E-mail: atsushi_arisaka@jp.honda
[2] 株式会社フレクト

https://doi.org/10.69239/hondatechnicalreview.2025_37_14

この手法は，テストスケジュールの作成に Operations Research（OR）における数理最適化の手法を用い，限られた数の確認テストのスケジュールを自動的に作成することができる．Fig. 1 に，7 台のテスト車で 4 項目の衝突テストと機能テストを実施するスケジュールの例を示す．

この手法では，テスト A と D を最初に実施するなどの簡単な条件を考慮することができるが，衝突テストの後に機能テストを実施することはできないため，機能テストは別のテスト車でスケジュールを計画しなければならない．

また，機能テストの中には，最初に実施することが必要なテスト，複数のテストの間で実施の順序が決められているテスト，実施時期を集約することによりテスト期間が短縮できるテストなど複雑な条件を考慮しなければならない．

そのため，このままでは実際の開発での衝突テストに機能テストを加えた全体のテストスケジュールを自動的に作成することはできない．

そこで，本研究では，衝突設備の数，テスト車台数を計算のための条件とし，衝突テストと機能テストそれぞれの数と各テストに必要な日数，そして，テストの順番を与えることにより，すべてのテストが考慮された最短日程のテストスケジュールを自動的に作成する手法について検討した．

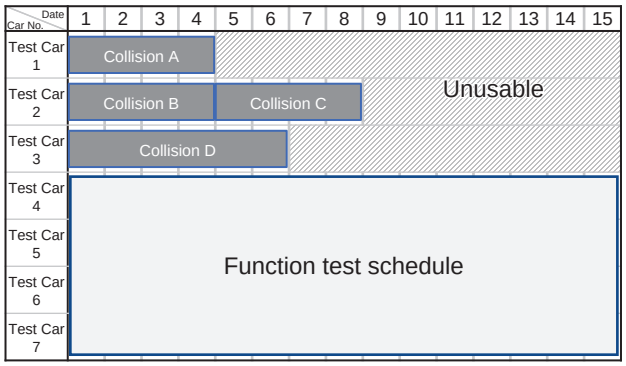



Fig. 1　Example of collision and function test schedule

## 2．衝突テストのスケジューリング

### 2.1. テスト重複の防止

一台のテスト車では複数のテストを同時に実施することはできない．そこで，各テスト車において実施されるテストの期間の重なりを禁止するための制約条件は式（1）となる．

$$\text{Non-overlap}\left(\{I(s_t, P_t, x_{t,v})\}_{t\in\mathcal{T}}\right), \forall v \in \mathcal{V} \qquad (1)$$

ここで $I(s,P,x)$ は，テスト開始日時 $s$ からテスト日数 $P$ の期間を表す interval variable であり，$t$ はテスト，$s_t$ はテスト $t$ の開始日時を表す変数，$P_t$ はテスト $t$ のテスト日数を表す定数，$x_{t,v}$ はテスト $t$ がテスト車 $v$ で実施されると 1，されないと 0 となる二値変数，$\mathcal{T}$ はテストの集合，$\mathcal{V}$ テスト車の集合である．Non-overlap(·) は，global constraint[6] と呼ばれる特殊な制約条件の一つで，与えられた interval variable の重複を許容しない制約条件である．

この制約条件により，複数のテストを同時に一台のテスト車に割り当てることを防ぐことができる．

### 2.2. テスト開始時期の設定

テストにはテスト車製作直後に実施できる場合と，必要な部品がそろわないと実施できない場合がある．

テスト車 $v$ が利用可能になる日時を納車日 $Q_v$ とすると，$Q_v$ は，次式を満足する必要がある．

$$x_{t,v} = 1 \Rightarrow s_t \geq Q_v, \qquad \forall t \in \mathcal{T}, \qquad \forall v \in \mathcal{V} \quad (2)$$

（2）式の⇒は，論理包含を表しており，左辺で示す，テスト $t$ がテスト車 $v$ に割り当てられたときは，右辺の制約条件が満たされること，すなわち，テスト $t$ の開始日時をテスト車 $v$ の納車日時以降にすることを意味する．

部品がそろわないと実施できない場合の制約条件は次式となる．

$$s_t \geq R_t, \qquad \forall t \in \mathcal{T} \qquad (3)$$

ここで，$R_t$ はテスト $t$ が開始可能となる日時を表す定数であり，設備が使えるようになる日時やテストに必要な部品が納品される日時等を設定する．

これらの条件設定により，テスト開始可能時期を設定することができる．

### 2.3. テスト車のダメージの考慮

テスト実施以前の別の衝突テストにより，テスト車にダメージが入る場合，実施できないテストがある．

まず，決定変数間の整合性を取るために次式の制約条件を追加する．

$$x_{t,v} = 1 \Rightarrow w_t = v, \qquad \forall t \in \mathcal{T}, \qquad \forall v \in \mathcal{V} \quad (4)$$

ここで，$w_t$ はテスト $t$ に割り当てられるテスト車を表す変数である．

式（4）は，テスト $t$ がテスト車 $v$ に割り当てられたときは，そのテスト車は $w_t$ に設定されることを示す．さらに，式（5）の制約条件を設定することで，同一テスト車でテスト $t_1$ と $t_2$ をおこなう場合，ダメージが入る $t_1$ の以前にしか，$t_2$ が実施できなくなる．

$$w_{t_1} = w_{t_2} \Rightarrow s_{t_2} + P_{t_2} \leq s_{t_1} \qquad (5)$$

以上より，テスト前のテスト車のダメージ状態を制約条件として考慮できるようになる．

### 2.4. テスト車台数の適正化

テスト車台数を最小とするためのペナルティの総和を表す目的関数は式(6)となる.

$$\min \sum_{v \in \mathcal{V}} C_v^V u_v \qquad (6)$$

$$x_{t,v} \leq u_v, \qquad \forall t \in \mathcal{T} \qquad (7)$$

ここで, $C_v^V$ はテスト車 $v$ を衝突テストに使用した際に課されるペナルティ定数を表し, $u_v$ はテスト車 $v$ が衝突テストに使用されたかどうかを示す二値変数である. $u_v$ の値は衝突テストに使用される場合は 1 に, されない場合 0 となる. 式(7)の制約で, 衝突テストがテスト車 $v$ に割り当てられると $u_v = 1$ となり, 式(6)のペナルティがおおきくなる.

上記の目的関数と制約により, テスト車を最小限にすることができる.

### 2.5. テスト完了期限の考慮

テスト車台数を減らすためには, 一台のテスト車で, できる限り多くのテストをテスト期限までに実施することが望まれる. そのために, テスト期限を考慮する目的関数の式(8)を設定する.

$$\min \sum_{t \in \mathcal{T}} C_t^T o_t \qquad (8)$$

$$s_t + P_t \leq D_t + o_t, \qquad t \in \mathcal{T} \qquad (9)$$

ここで, $C_t^T$ はテスト $t$ のテスト期限からの遅れに対して課されるペナルティを表す定数, $D_t$ はテスト項目 $t$ のテスト期限を表す定数, $o_t$ はテスト $t$ のテスト期限からの遅れを表す変数である.

式(9)の制約により各テストの遅れが $o_t$ として表される. 式(8)で, 遅れの合計が最小化されるため, すべてのテストをテスト期限内に割り当てることができる.

### 2.6. 各衝突テストの順序

一方で, 衝突テストには, 乗員保護, 安全装備, 軽衝突などのテストがあり, 実施順序が決まっている. その順序に従ってテストを実施する際, Fig. 2 の $U$ のように一定期間以上の間隔を設ける必要もある.

そこで $n$ 番目のテスト $t_n$ と $n$+1 番目のテスト $t_{n+1}$ の間に間隔を設けるために式(10)の制約条件を追加した.

$$s_{t_n} + U_{t_n,t_{n+1}} \leq s_{t_{n+1}} \qquad (10)$$

ここで, $U_{t_n,t_{n+1}}$ は Fig. 2 に示したような $n$ 番目のテスト $t_n$ と $n$+1 番目のテスト $t_{n+1}$ の間に設けるオフセットの長さを表す定数である.

この条件により, 必要な間隔をあけた上で, 各衝突テストの順序が決められるようになった.

### 2.7. 衝突試験設備の数の考慮

衝突試験設備の数には限りがあり, 同一のリソースを使用する複数のテストに上限を設ける必要がある.

そこで, 使用する設備の総数を制約条件として考慮すると式(11)となる.

$$\mathrm{Cumulative}\left(\{I(s_t, P_t, 1)\}_{t \in \mathcal{T}_g}, L_g\right), \qquad \forall g \in G \quad (11)$$

$\mathrm{Cumulative}(\{I_t\}_t, L)$ は, $\{I_t\}_t$ で与えられた interval variable の重複を $L$ 回以下に抑える制約条件である.

ここで, $G$ はリソースの集合, $\mathcal{T}_g \subset \mathcal{T}$ はリソース $g \in G$ を使用するテスト項目の集合である.

一般的には式(11)にて表現できるが, 衝突テストの具体的な日程を考えたとき Fig. 3 に示すように, 準備, 衝突テスト, 後処理の 3 工程から構成されることが多い. そのため, テスト期間に対して衝突テストそのものは実質 1 日となる. また, 1 日に 2 回まで実施可能とすると, 式(11)の制約条件は式(12)のようになる.

$$\mathrm{Cumulative}\left(\{I(s_t + P_t^{\mathrm{Prep}}, P_t^{\mathrm{Hit}}, 1)\}_{t \in \mathcal{T}}, 2\right) \qquad (12)$$

ここで, $P_t^{\mathrm{Prep}}$ は Fig. 3 の Preparation であり, テスト $t$ の準備期間を表す. $P_t^{\mathrm{Hit}}$ は Fig. 3 の Hit である衝突テストの期間を表す.

この条件の追加により試験設備の数を考慮できるようになった.

### 2.8. 機能テストのための日程の確保

衝突テストに使用するテスト車を機能テストに使用す

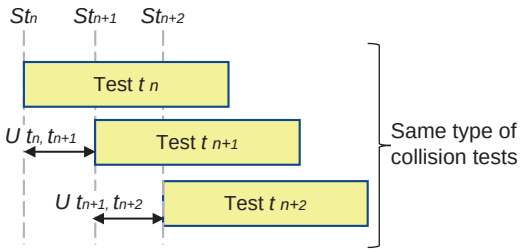



Fig. 2 Sequence of collision tests and start-time offsets

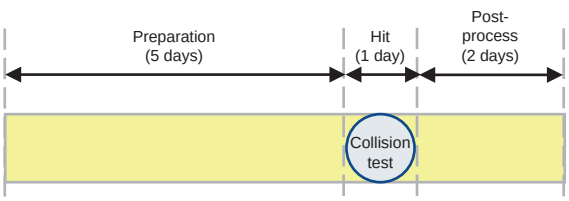



Fig. 3 Schedule for front collision tests

る場合は，衝突テスト後には機能テストが実施できないため，衝突テストの前に実施する必要がある．

そのためには Fig. 4 における $r_t$ を小さくし，できる限りテストの完了時刻をテスト期限に寄せて，衝突テスト前の機能テスト実施可能な日数を長くすることが必要となる．そこで，目的関数，制約条件 式 (13) と式 (14) を設定した．

$$\min \sum_{t \in \mathcal{T}} C_t^R r_t \tag{13}$$

$$D_t - s_t - P_t \leq r_t, \quad \forall t \in \mathcal{T} \tag{14}$$

ここで，$D_t$ はテスト期限，$r_t$ はテスト $t$ による減少するテスト可能日数を表す変数，$P_t$ はテスト日数である．

そして，減少するテスト可能日数に対するペナルティを表す定数を $C_t^R$ とする．

この目的関数と制約条件により衝突テスト前の機能テスト実施可能な日数をできるだけ多くするように衝突テストを割り当てることができた．

以上の制約条件と目的関数を OR の中で考慮することにより，Fig. 5 に示すような機能テストのための日程を確保した衝突テストのスケジュールが自動作成できるようになった．

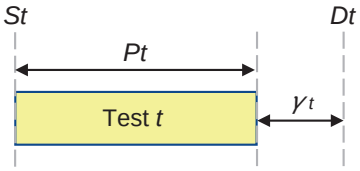



Fig. 4　Reduction of vehicle-days due to collision tests

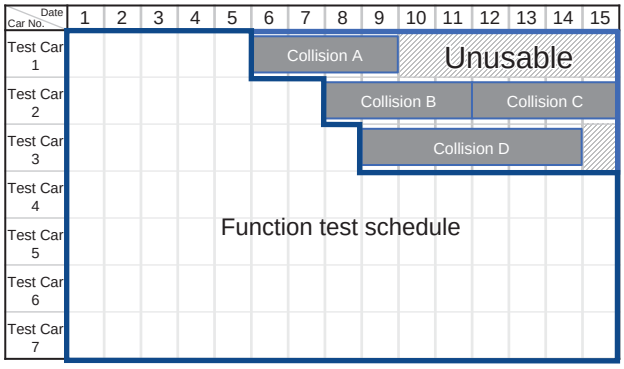



Fig. 5　Example of collision test schedule with days available for function tests

## 3．機能テストのスケジューリング

### 3.1. アプローチ

機能確認のためのテストを順番に各テスト車に割り当てていく作業は，Fig. 6 上段のようなあるテスト車がテスト実施後に，どのテストを実施するかの遷移を表すネットワークに類似していると考えられた．

例えば，Start と End はテスト車の使用開始と終了を表すノードであり，その他のノードがテスト項目を表すと解釈すると，このネットワーク上の Start から End に至るまでのノードを通る順番は，Fig. 6 下段のようなテスト計画で表現できる．

その際，遷移に対するペナルティの大きさを設定する．例えば，Fig. 7 で Test A から B への遷移のように同一部門間の遷移場合はテスト車の受け渡し作業が無いため，ペナルティを小さくし，Test A から C, D へのように部門が異なる場合はペナルティを大きくする．

このアプローチにより，テスト車に各テストが効率的に割り振られるテストスケジュールを見つけることが，配送車がどのようなルートで配送を完了させるかを，ペナルティの合計の大きさで判断する数理最適化手法の一つである配送計画問題 (Vehicle Routing Problem: VRP)[7] と類似していることがわかった．そのため，新たな取り組みとし

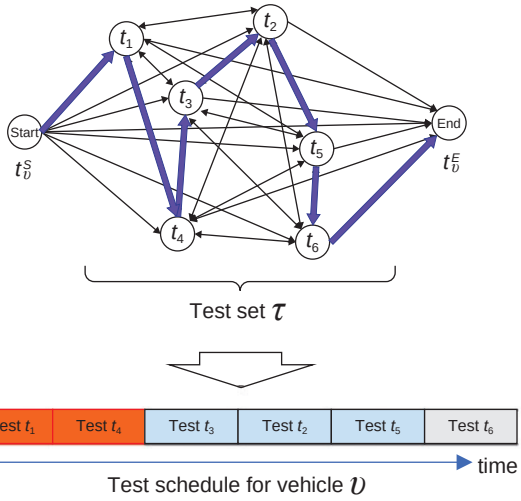



Fig. 6　Correspondence between test network and test schedule

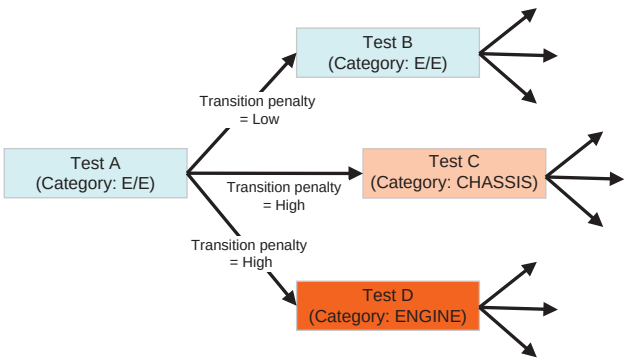



Fig. 7　Transition penalties

てVRPの手法を機能テストのスケジューリングに取り入れることとした.

### 3.2. 重複テストの防止

衝突テスト同様に一台のテスト車で複数のテストを同時に実施することはできない.

式(15)(16)はテストネットワーク上で, 始めのテストから最後のテストまでの間, かならず一つのテストから他の一つのテストに遷移することを表す制約条件である.

$$\sum_{a\in\mathcal{A}_t^O} y_a = 1, \qquad \forall t \in \mathcal{T} \cap \{t_v^S\}_{v\in\mathcal{V}} \tag{15}$$

$$\sum_{a\in\mathcal{A}_t^I} y_a = 1, \qquad \forall t \in \mathcal{T} \cap \{t_v^E\}_{v\in\mathcal{V}} \tag{16}$$

$\mathcal{A}_t^O$ はテスト $t$ のノードから出る有向辺の集合, $\mathcal{A}_t^I$ はテスト $t$ のノードに入る有向辺の集合, $y_a$ は有向辺 $a$ を通るなら1, 通らない場合0となる二値変数, $t_v^S$ は車両 $v$ の開始ノード, $t_v^E$ は車両 $v$ の終了ノードを表す.

この条件により, テストの重複を防ぐことができるようになった.

### 3.3. テスト開始時期の設定

テストが実施される日時の経過は, 式(17)から(20)で表される. これらは, 初めのテストから最後のテストまでの時間変化の整合性を表す制約条件である.

$$y_{(t_v^S,t)} = 1 \Rightarrow s_t \geq Q_v, \qquad \forall t \in \mathcal{T}, \qquad \forall t \in \mathcal{T} \tag{17}$$

$$y_{(t_1,t_2)} = 1 \Rightarrow s_{t_1} + P_{t_1} \leq s_{t_2}, \qquad \forall t_1, t_2 \in \mathcal{T} \tag{18}$$

$$y_{(t,t_v^E)} = 1 \Rightarrow s_t + P_t = e_v, \qquad \forall t \in \mathcal{T}, \qquad \forall v \in \mathcal{V} \tag{19}$$

$$y_{(t_v^S,t_v^E)} = 1 \Rightarrow e_v = Q_v, \qquad \forall v \in \mathcal{V} \tag{20}$$

ここで $Q_v$ は納車日時, $e_v$ は車両 $v$ の利用終了日時を表す変数である.

この中で式(17)が納車後にしかテストができない制約条件である.

上記制約条件によりテストの開始を定義することができた.

### 3.4. ダメージの考慮

衝突テスト実施後にテストができない場合, あるいは, ダメージが生じる機能テストの後も実施ができない場合がある. まず, 式(21)から(23)の制約条件にて, テストネットワーク上のテスト車のフローとテスト $t$ に対するテスト車の割り当てを表す変数 $w_t$ との整合性を定義する.

$$y_{(t_v^S,t)} = 1 \Rightarrow w_t = v, \qquad \forall t \in \mathcal{T}, \forall v \in \mathcal{V} \tag{21}$$

$$y_{(t,t_v^E)} = 1 \Rightarrow w_t = v, \qquad \forall t \in \mathcal{T}, \forall v \in \mathcal{V} \tag{22}$$

$$y_{(t_1,t_2)} = 1 \Rightarrow w_{t_1} = w_{t_2}, \qquad \forall t_1, t_2 \in \mathcal{T} \tag{23}$$

上記の式, および前述の式(5)によって, テスト実施におけるテスト車へのダメージを考慮することができた.

以上のVRPの基本的なテスト車のテスト間の遷移, 日時の整合性を定義する制約条件[8]によって, 重複テストの防止, テストの開始日時, ダメージを受けたテスト車の考慮を取り入れた上で, すべてのテスト車にすべてのテストが割り当てられるようになった.

### 3.5. 優先度の高いテストの取り扱い

機能テストには, 空力テストのように他のテスト条件に影響するもの, エンジン性能の初期確認のように, 他のテスト自体に影響するものなど, 先に実施しなければならないものがある.

このような優先度の高いテストをできるだけ先に実施するために, 目的関数式(24)と制約条件式(25)を設定した. ここで $\mathcal{T}^P$ は優先度の高いテストの集合, $C_t^P$ は優先度の高いテスト $t$ の開始日時の遅れに対して課されるペナルティを表す定数, $B_t$ は優先度の高いテスト $t$ を開始可能となる一番早い日時を表す定数, $o_t^P$ は優先度の高いテスト $t$ の開始日時 $s_t$ と一番早い開始可能日時 $B_t$ との日時差を表す変数である.

$$\min \sum_{t\in\mathcal{T}^P} C_t^P o_t^P \tag{24}$$

$$s_t - B_t \leq o_t^P \tag{25}$$

これらにより, 優先度の高いテストをできるかぎり先に割り当てることができた.

### 3.6. 実施順序が決まっているテストの取り扱い

テストによってはFig. 8のテストJとKのように, 実施

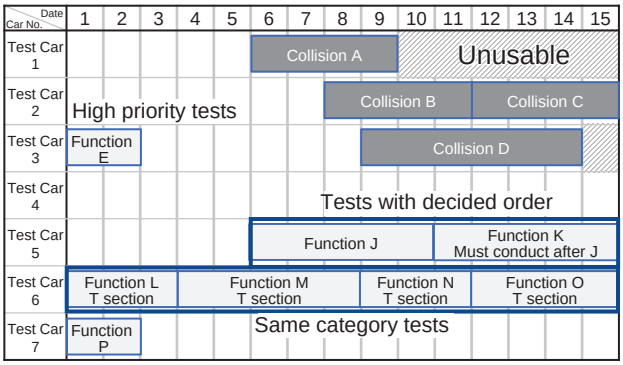



Fig. 8 Arrangement of function tests

順序が決まっているものがある．例えば，サスペンションのセッティングをおこなった後に，走行性能のテストを実施するような場合がある．このような場合は，二つのテスト $t_1$，$t_2$ の実施順序を，式 (26) の制約条件にて定めることができた．

$$s_{t_1} + P_{t_1} + M_{t_1,t_2} \leq s_{t_2} \tag{26}$$

ここで，$M_{t_1,t_2}$ はテスト $t_1$ から $t_2$ を実施するまでの期間を表す定数である．

さらに，テスト $t_1$，$t_2$ を同じテスト車で実施する必要がある場合には，制約条件 式 (27) を追加する．

$$w_{t_1} = w_{t_2} \tag{27}$$

式 (26)，(27) によって，同一テスト車での連続テストを割り当てることができた．

### 3.7. 同一部門の連続テストによる効率化

前述の通り，テスト車を使用する部門が切り替わると部門間でのテスト車の引き渡しのための業務負荷が発生する．よって同じ部門のテストはできるだけ同じテスト車を連続して割り当てるようにする．Fig. 8 の同一部門のテストがこれにあたる．

このために，テスト間の遷移の選択に対するペナルティを適切に設定し，できるだけ部門の切り替わりが少なくなるように，式 (28) の目的関数を設定した．

$$\min \sum_{a \in \mathcal{A}} C_a^A y_a \tag{28}$$

ここで，$a = (t,t') \in \mathcal{A}$ はテスト $t$ からテスト $t'$ への遷移を表す有向辺の集合，$C_a^A$ は有向辺 $a$ で表されるテストの遷移に伴い発生するペナルティを表す定数である．

上記目的関数の設定により，部門間の切り替えの数を減らすことができた．

### 3.8. テスト期限内完了に近づける対応

全てのテストはテスト期限内に完了するようにスケジューリングされることが望まれる．しかし，テストの数とテスト間での条件が多いため，すべてのテストが収まりきらず，Fig. 9 のように当初計画したテスト期限からはみ出す場合がある．

各テストのテスト期限からの遅れの合計を最小化するために，衝突テストでの式 (8) の完了期限を考慮する目的関数に対して，さらに，全体で一番遅い終了日時を最小化する条件を追加した．

$$\min \max\{e_v\}_{v \in \mathcal{V}} \tag{29}$$

これより，すべてのテストを最も早く完了させる結果が得られるようになった．

機能テストスケジューリングにおいて，VRP の手法を取り入れ，VRP の基本的なテスト車のテスト間の遷移，日時の整合性を定義する制約条件を設定し，さらに機能テスト特有の制約条件と目的関数を追加することにより，機能テストの遷移の条件が満足されている機能テストスケジュールの自動化ができた．

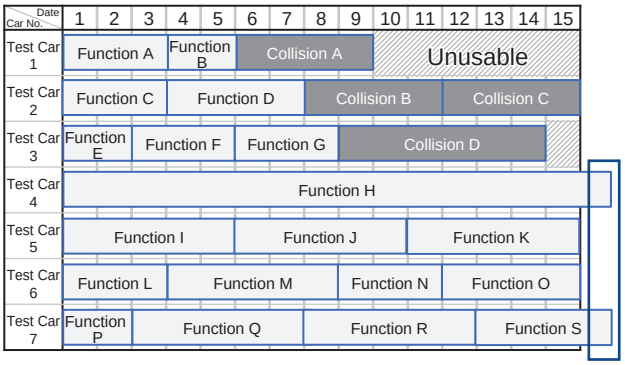



Fig. 9　Example of schedule exceeding deadline

## 4．検証

実際に計算を実施する場合には，計算に必要な条件を与え，計算結果を確認するための入出力機能と，OR と VRP の数理最適化の計算を実施するためのアプリケーションの作成が必要となる．

そこで，入出力画面に表計算ソフトを用い，テスト車の情報，テストの情報，テストスケジュールに関わる条件の情報を記載できるようにした．

そして，OR と VRP の数理最適化の計算のためのアプリケーションをそれぞれプログラム言語で作成することとした．プログラム言語には一般的に普及している Python を用いた．計算の実行には計算機 (Xeon Platinum 8000 クロック周波数 3.6 GHz　メモリ 8 GB) を用いた．

計算結果の一例を Fig. 10 に示す．

これは，比較的バリエーションの少ないフルモデルチェンジの例であるが，それでも 45 台のテスト車と 931 個のテストをスケジューリングしたものである．

過去にエキスパートが手作業で作成した際には 90 時間以上を要していたが，前述の仕様の計算機で計算したところ，約 6 時間でテストスケジュールが作成できた．

計算時間はテスト車台数，テスト数の影響で増減することが考えられるが，Fig. 11 に示すように，テストスケジュール作成を OR および VRP の数理最適化手法によって自動化することにより，計算時間がエキスパートの手作業に対し 90% 以上低減できることが確認できた．

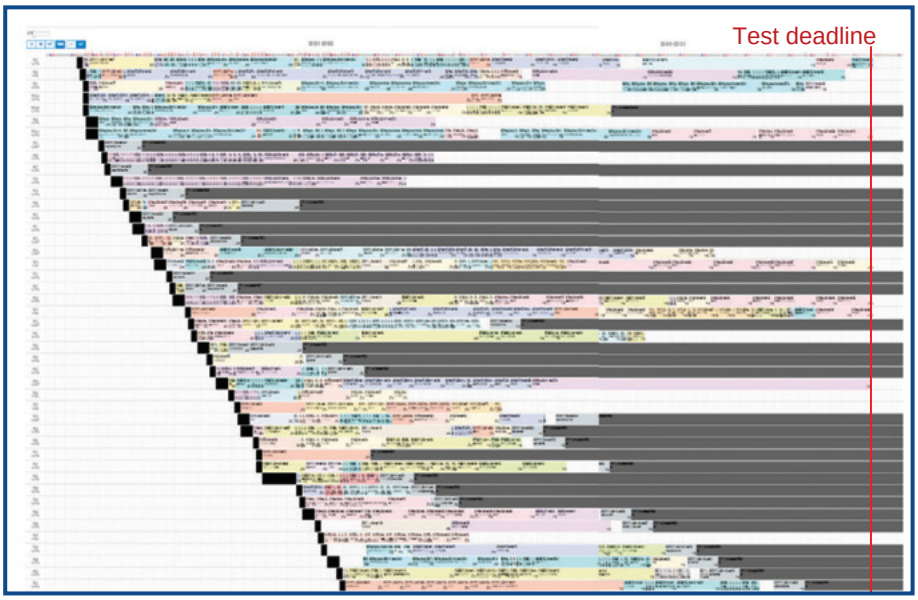



Fig. 10 Calculation result

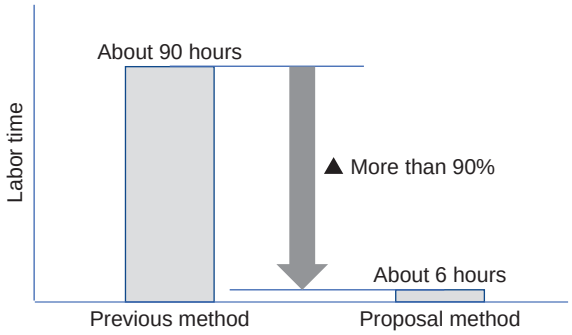



Fig. 11 Comparison between previous scheduling time and proposal scheduling time

## 5. まとめ

本研究では，衝突設備の数，テスト車台数を計算のための条件とし，衝突テストと機能テストそれぞれの数と各テストに必要な日数，そして，テストの順番を与えれば，最短日程のテストスケジュールを自動的に作成する手法について検討した．結果を以下にまとめる．

（1）OR と特に VRP の数理最適化手法を取り入れ，最短日程のテストスケジュールを自動的に作成する手法を確立した．

（2）OR 手法にて衝突テストの制約条件と目的関数を定義し，機能テストのための日程を確保した衝突テストスケジュールを自動作成できるようになった．

（3）VRP の基本的なテスト車のテスト間の遷移，日時の整合性を定義する制約条件と，機能テスト間の条件を表す制約条件，目的関数を定義し，機能テストスケジュールを自動作成できるようになった．

（4）自動作成によるテストスケジュールの検証のために，衝突テスト，機能テストの全てのテスト条件を考慮したテストスケジュール自動作成アプリケーションを作成した．

（5）既存機種のデータ情報を用いてテストスケジュールの自動作成をおこない，作成時間が 90％ 以上短縮されたことが確認できた．

## 参考文献

（1）豊島貴行，松澤俊明，伊藤憲悟，遠藤喜章，高野広喜，牛村智也：量産車の MBD におけるシャシ性能設計技術の構築，Honda R&D Technical Review, Vol. 29, No. 1, p. 49-58

（2）藤本茂希，東上圭司，楠祥治，齊藤徹：DSM とシミュレーションを用いた開発プロセスの提案，Honda R&D Technical Review, Vol. 29, No. 1, p. 99-108

（3）安原重人，吉本毅，岡田英之：四輪開発業務における生産性向上のためのエキスパートの知識 経験 思考の構造化と活用，Honda R&D Technical Review, Vol. 32, No. 2, p. 89-96

（4）Reich, D., Shi, Y., Epelman, M., Cohn, A., Barnes, E., Arthurs, K., Klampfl, E.: Scheduling Crash Tests at Ford Motor Company, Interfaces, Vol. 46, No. 5, p. 365-462, (2016), doi: 10.1287/inte.2016.0855

（5）Shi, Y., Reich, D., Epelman, M., Klampfl, E., Cohn, A.: An analytical approach to prototype vehicle test scheduling, Omega, Vol. 67, p. 168-176, (2017), doi: 10.1016/j.omega.2016.05.003

（6）Beldiceanu, N., Carlsson, M., Rampon, J-X.: Global

Constraint Catalog, HAL, 1406p., (2005), https://hal.science/hal-00485396

(7) Braekers, K., Ramaekers, K., Nieuwenhuyse, I. V.: The vehicle routing problem: State of the art classification and review, Computers & Industrial Engineering, Vol. 99, p. 300-313, (2016), doi: 10.1016/j.cie.2015.12.007

(8) El-Sherbeny, N. A.: Vehicle routing with time windows: An overview of exact, heuristic and metaheuristic methods, Journal of King Saud University - Science, Vol. 22, Issue 3, p. 123-131, (2010), doi: 10.1016/j.jksus.2010.03.002

■著　者■



蟻坂篤史



宮崎武司



福井一輝

## Honda R&D Technical Review 編集委員会

編集長　須藤　　晶　統括機能センター
副編集長　北村英二郎　先進パワーユニット･エネルギー研究所
副編集長　鈴木　俊次　先進技術研究所

編集協力
本田技術研究所　材料研究センター 論文委員会
先進技術研究所 論文委員会
先進パワーユニット･エネルギー研究所 論文委員会
ソリューションシステム開発センター 論文委員会

本田技研工業　二輪･パワープロダクツ 論文委員会
四輪開発センター･BEV 開発センター 論文委員会

## 編集後記

Honda R&D Technical Review Vol.37 を最後までお読みいただき，ありがとうございました．本誌に執筆頂いた著者の皆様，発行に尽力された皆様大変お疲れ様でした．

振り返れば，私は過去25 年の中で，論文委員や論文委員会の先進パワーユニット･エネルギー研究所部会長として本誌の査読に関わる機会を頂いてまいりました．その中で常に心がけてきたことがあります．それは，「論文は書き手の一生を超えて残るものである」ということです．

初めて論文を執筆した際，先輩にこう言われたことがあります．「あなたが亡くなった後も，論文はずっと残るのだから，しっかり書きなさい」と．初めは「少し大げさでは？」と思いましたが，年月を重ねるうちに，その重みを実感するようになりました．本誌は Honda 内だけでなく，企業，大学，図書館などに毎回800 冊以上が配布され，Web でも一般公開されています．国立国会図書館には国内で発行された全ての書籍や論文などが永久保存されているそうです．もちろん Honda R&D Technical Review もその一つです．著者の皆様の技術や成果は，広く後世に伝えられる形で残されます．その意義を深く感じながら，査読に携わってきました．論文執筆が初めての方にとっては，査読会議での指摘対応が大きな負担となることもあるでしょう．しかし，論文を完成させる過程で培われるスキルは，他では得がたい貴重なものです．そのスキルが，皆様のキャリアにおいても大きな財産となることを願っています．

百年に一度の大変革期を迎え，Honda の技術領域は飛躍的に広がり，技術の高度化も加速しています．本誌が，皆様の技術を世に発信し，世界中のエンジニアや研究者とのつながりを広げ，さらなる研究開発の進展に貢献することを願っています．

（松浦）

Honda R&D Technical Review
©2025 株式会社 本田技術研究所（禁無断転載）

2025 年３月１日　　Vol.37

発行所　株式会社 本田技術研究所
発行人　大　津　啓　司
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 統括機能センター
企画室　技術訴求･渉外ブロック　論文事務局
TEL：028-677-3311（代表）
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.