資源･エネルギーの課題に応える素材とプロセス

Materials and Processes to Meet the Issues on Natural Resources and Energy

新興国の経済発展に加え，新たなエネルギー源であるシェールガスや再生可能エネルギーの開発により，我が国および世界の資源・エネルギーを取り巻く環境は大きく変化しています。神戸製鋼グループは，素材，機械，エンジニアリング，発電などを事業とする総合メーカとして，先進的な技術をもとに資源・エネルギーの課題に応える素材とプロセスを提供しております。

Issues having to do with the natural resources and energy of Japan and the rest of the world are dramatically changing, owing to the economic growth of emerging countries and the recent development of new sources of energy such as shale gas and renewable energy. The Kobe Steel Group, a unified business entity dealing in materials, machinery, plant engineering, power generation, and so on, is developing advanced technologies to provide the materials and processes that meet the requirements for natural resources and energy.

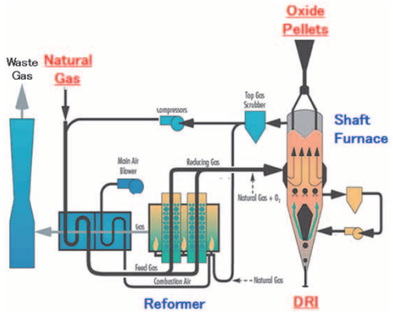


図１　MIDREX®プロセスのフローシート
Fig. 1　MIDREX® process flow sheet

図１は，MIDREX®プロセスのフローを示しています。このMIDREXプロセスは，天然ガスを還元ガス源として鉄鉱石を還元しますが，天然ガスから還元ガスであるCOとH_2を生成するために，シャフト炉からの炉頂排ガス（トップガス）が再利用されています。具体的には，湿式集塵機（スクラバ）により除塵，冷却されたトップガスは，コンプレッサにより昇圧された後，天然ガスと混合，予熱されて改質炉（リフォーマ）に送られます。リフォーマチューブ内に充填されたニッケル触媒の効果により，混合ガスが改質され，COとH_2が得られます。現在，さらなるビジネスチャンスの拡大を目指して，MIDREXプロセスの還元ガスの多様化として，石炭ガス化やCOG（コークス炉ガス）の利用を進めており，初の商業機が2014年にインドで稼動予定です。

Fig.1 shows the MIDREX® Process flow. Natural gas is used to reduce iron ore in this MIDREX Process, and the top gas from the shaft furnace is reused to produce CO and H_2 from natural gas. The top gas, after having the dust removed and being cooled down by the top gas scrubber, is mixed with natural gas, where it is then pressured by a compressor and heated and fed into the reformer. Using Ni catalysts in reformer tubes, the mixed gas is then reformed to produce CO and H_2. With the diversity of the MIDREX Process for reformed gas, the use of coal gasification and coke oven gas is being promoted and will expand business opportunities for this process, with the first plant starting up in India in 2014.

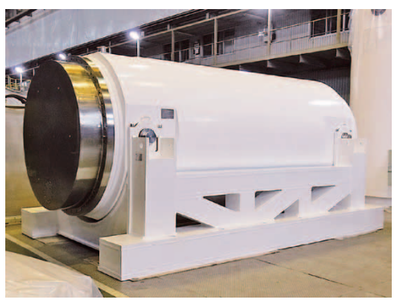


図２　TN24型貯蔵容器
Fig. 2　TN24 type storage cask

図２は東京電力㈱殿福島第一原子力発電所で使用済燃料を貯蔵するために用いられている貯蔵容器です。本貯蔵容器はわが国で始めて実用化した使用済燃料貯蔵容器であり，1995年に９基を製作し，東京電力㈱殿福島第一原子力発電所に納入しました。この貯蔵容器を用いて現在まで約20年間にわたり安全に使用済燃料の貯蔵を継続しています。その後，2009年に11基の追加注文をいただき，同発電所向けに2013年度に製作，納入しました。

Fig.2 shows the storage cask that holds spent fuels in the Fukushima No.1 Nuclear Power Plant of the Tokyo Electric Power Company. This storage cask is the first type used in Japan, 9 casks having been fabricated by KSL and delivered to the Fukushima No.1 Nuclear Power Plant in 1995. The storage of spent fuels has been safely continued over a period of about 20 years using these 9 storage casks. An additional 11 casks that were ordered in 2009 were fabricated and delivered in 2013.

表紙右下の写真は，当社が保有するMIDREX®プロセスの最新鋭プラントで，当社とグループ会社のMIDREX社が中東バーレーンに建設し，2013年に稼働しました。このプラントでは，鉄鉱石ペレットから天然ガスを用いて還元鉄を製造し，高温のまま電気炉に輸送して製鋼の原料に利用されています。**表紙左上の写真**は，当社の原子力関連製品の代表的な機器である乾式貯蔵キャスクです。

The cover photo at the lower right shows the latest MIDREX® process plant. The plant was built in Bahrain, in the Middle East, by Kobe Steel and its subsidiary company MIDREX Technologies; it started up in 2013. This plant uses natural gas to produce DRI (direct-reduced iron) from iron ore pellets. The DRI is transferred to the melt shop at a high temperature and utilized as the iron source for steelmaking. The cover photo at the upper left shows the storage cask that holds the spent nuclear fuels and is one of our major nuclear-energy-related products.

株式会社神戸製鋼所　KOBE STEEL, LTD.

神戸本社　神戸市中央区脇浜海岸通２－２－４
〒651-8585　Tel:(078)261－5111/Fax:(078)261－4123

東京本社　東京都品川区北品川５－９－12
〒141-8688　Tel:(03)5739－6000/Fax:(03)5739－6903

KOBE HEAD OFFICE: 2-4, Wakinohama-Kaigandori 2-chome, Chuo-ku, Kobe, HYOGO 651-8585, JAPAN
Tel : +81-78-261-5111/Fax : +81-78-261-4123

TOKYO HEAD OFFICE: 9-12, Kitashinagawa 5-chome, Shinagawa-ku, Tokyo 141-8688, JAPAN
Tel : +81-3-5739-6000/Fax : +81-3-5739-6903

（支社・支店）

大阪支社	大阪市中央区備後町４－１－３（御堂筋三井ビル２階）	〒541-8536　Tel：(06)6206－6111/Fax：(06)6206－6101
名古屋支社	名古屋市西区名駅２－27－８（名古屋プライムセントラルタワー15階）	〒451-0045　Tel：(052)584－6111/Fax：(052)584－6105
北海道支店	札幌市中央区北四条西５－１－３（日本生命北門館ビル）	〒060-0004　Tel：(011)261－9331/Fax：(011)251－2533
東北支店	仙台市青葉区一番町１－２－25（仙台ＮＳビル５階）	〒980-0811　Tel：(022)261－8811/Fax：(022)261－0762
新潟支店	新潟県新潟市中央区東大通２－４－10（日本生命新潟ビル４階）	〒950-0087　Tel：(025)245－8681/Fax：(025)243－1645
北陸支店	富山県富山市牛島町18－７（アーバンプレイス８階）	〒930-0858　Tel：(076)441－4226/Fax：(076)442－4088
四国支店	香川県高松市番町１－６－８（高松興銀ビル５階）	〒760-0017　Tel：(087)823－7222/Fax：(087)823－7333
中国支店	広島市中区八丁堀16－11（日本生命広島第二ビル４階）	〒730-0013　Tel：(082)228－6111/Fax：(082)223－0715
九州支店	福岡市博多区博多駅中央街１－１（新幹線博多ビル６階）	〒812-0012　Tel：(092)431－2211/Fax：(092)432－4002
沖縄支店	沖縄県那覇市おもろまち１－３－31（那覇新都心メディアビル西棟９階）	〒900-0006　Tel：(098)866－4923/Fax：(098)869－6185

（Overseas Offices and Contacts）

Kobe Steel USA Inc.
（米国統轄会社ニューヨーク本社）　535 Madison Avenue, 5th Floor, New York, NY 10022, U.S.A.
Tel : +1-212-751-9400/Fax : +1-212-355-5564

Kobe Steel USA Inc.
（米国統轄会社デトロイト支社）　19575 Victor Parkway, Suite 250, Livonia, MI 48152, U.S.A.
Tel : +1-734-462-7757/Fax : +1-734-462-7758

Kobe Steel Asia Pte. Ltd.
（シンガポール本社）　72 Anson Road, #11-01A, Anson House, Singapore 079911, Republic of Singapore
Tel : +65-6221-6177/Fax : +65-6225-6631

Kobe Steel Asia Pte. Ltd.
（香港事務所）　Room 1604, Mass Mutual Tower, 38 Gloucester Road, Wanchai, Hong Kong
Tel : +852-2865-0040/Fax : +852-2520-6347

バンコク事務所　10th Fl., Sathorn Thani Tower Ⅱ, 92/23 North Sathorn Road., Khwaeng Silom, Khet Bangrak Bangkok, 10500, KINGDOM OF THAILAND
Tel : +66-2636-8971/Fax : +66-2636-8675

神鋼投資有限公司
（中国統括会社）　中華人民共和国上海市盧湾区淮海中路300号 香港新世界大厦3701　郵政編号 200021
Tel : +86-21-6415-4977/Fax : +86-21-6415-9409

北京事務所　日本株式会社 神戸製鋼所 北京代表処 中華人民共和国北京市朝陽区東三環北路3号 幸福大厦Ａ座1005号　郵政編号 100027
Tel : +86-10-6461-8491/Fax : +86-10-6461-8490

（研究所）

材料研究所	神戸市西区高塚台１－５－５	〒651-2271　Tel：(078)992－5501　Fax：(078)992－5512
機械研究所	神戸市西区高塚台１－５－５	〒651-2271　Tel：(078)992－5635　Fax：(078)993－2056
生産システム研究所	神戸市西区高塚台１－５－５	〒651-2271　Tel：(078)992－5540　Fax：(078)992－5547
電子技術研究所	神戸市西区高塚台１－５－５	〒651-2271　Tel：(078)992－5653　Fax：(078)992－5650

（事業所）

加古川製鉄所	兵庫県加古川市金沢町１	〒675-0137　Tel：(079)436－1111　Fax：(079)436－1400
技術開発センター	兵庫県加古川市尾上町池田2222－１	〒675-0023　Tel：(079)427－5000　Fax：(079)427－5070
神戸製鉄所	神戸市灘区灘浜東町２	〒657-0863　Tel：(078)882－8030　Fax：(078)882－8290
茨木工場	大阪府茨木市東宇野辺町２－19	〒567-0879　Tel：(072)621－2111　Fax：(072)621－2015
藤沢工場	神奈川県藤沢市宮前100－１	〒251-8551　Tel：(0466)20－3111　Fax：(0466)20－3115
西条工場	広島県東広島市西条町御薗宇6400－１	〒739-0024　Tel：(082)423－3311　Fax：(082)420－0038
福知山工場	京都府福知山市長田野町３－36	〒620-0853　Tel：(0773)27－2131　Fax：(0773)27－6358
真岡製造所	栃木県真岡市鬼怒ヶ丘15（第２工業団地）	〒321-4367　Tel：(0285)82－4111　Fax：(0285)84－0231
長府製造所	山口県下関市長府港町14－１	〒752-0953　Tel：(083)246－1211　Fax：(083)246－1271
大安工場	三重県いなべ市大安町梅戸1100	〒511-0284　Tel：(0594)77－0330　Fax：(0594)77－2249
播磨工場（汎用圧縮機工場）	兵庫県加古郡播磨町新島41	〒675-0155　Tel：(079)436－2101　Fax：(079)436－2199
高砂製作所	兵庫県高砂市荒井町新浜２－３－１	〒676-8670　Tel：(079)445－7111　Fax：(079)445－7231

本誌に記載している会社名・製品名などは，それぞれの会社が登録商標もしくは商標として使用している場合があります。

本誌はKOBELCOホームページに全文を掲載しています。
http://www.kobelco.co.jp/technology-review/index.htm

R&D® 神戸製鋼技報

Vol. 64, No. 1 / Apr. 2014　通巻232号

特集：資源・エネルギー

ページ

1 （巻頭言） 資源・エネルギー特集号の発刊にあたって　田中　順

2 （解説） 資源動向と還元鉄を利用した鉄鋼製造プロセス　田中英年

8 （解説） 低品位鉱石活用のための選鉱プラント及びペレットプラントの動向　野村　勉・山本範人・藤井武志・滝口裕太

14 （技術資料） コークス炉ガスのMIDREX®プロセスへの適用　水谷範昭・岸本隆司・前田基秀

18 （解説） 鉄鋼スラグ製品の紹介と海域実証試験の現況　松元弘昭・森　英一郎・小北雅彦・福崎良雄・幸田隆史

22 （論文） 亜瀝青炭パイル内の自然発火予測手法　朴　海洋・多田俊哉・菊池直樹・重久卓夫・樋口　徹・山本誠一

28 （技術資料） 改質褐炭（UBC®）ベースの山元直結発電システム　柏木健男・石野裕通・高木隆司・広瀬　建

33 （技術資料） 神鋼加古川発電所におけるガスタービン・コンバインドサイクル発電設備の導入　菅野伸国・真鍋洋一郎・長山　展・久山誠二・藤尾明久・木下俊英

39 （論文） 原子力発電所湿分分離加熱器再熱部の性能予測手法　織田　剛・藤沢匡介・赤松博史

45 （論文） エクセルギー解析を用いた省エネ空気分離装置の開発　谷口賢晃・浅岡　斉・鮎原俊行

49 （解説） 水素ステーション整備に向けた神戸製鋼グループの取り組み　三浦真一・真鍋康夫・名倉見治・野一色公二・栗城雄治

54 （技術資料） LNGタンク向けTMCP型７%Ni鋼の性能　仮屋崎　誠

58 （技術資料） 高温高圧リアクタ用９Cr改良鋼鍛造リングの製造と特性　篠崎智也・小村哲哉・藤綱宣之・中嶋宏樹・山田雅人・中西智明

62 （技術資料） 耐繰り返し酸化性に優れる超々臨界圧石炭火力発電ボイラ用オーステナイト系耐熱ステンレス鋼管　宮村剛夫・難波茂信

66 （論文） 大型原子力圧力容器用部材の鍛造技術　柿本英樹・池上智紀

71 （技術資料） 次世代再処理機器用高耐食性超高純度ステンレス鋼「SUS310EHP®」　加藤　修・中山準平

74 （解説） 使用済燃料中間貯蔵のためのTK-26型輸送貯蔵兼用容器　下条　純・赤松博史・谷内廣明・横江　大

79 （解説） 福島第一原子力発電所向け乾式貯蔵キャスクの製作と貯蔵実績　伊藤賢司・赤松博史・新谷智彦

84 （技術資料） 使用済燃料中間貯蔵施設　白谷　誠・浜田英克

89 （論文） HIP法によるよう素固定化処理技術　加藤　修・増田　薫

94 （解説） 原子力施設の廃止措置と金属再利用　中山準平・加藤　修

98 神戸製鋼技報掲載　資源・エネルギー関連文献一覧表　（Vol.53, No. 3 ～Vol.63, No. 2）

新製品・新技術

99 1,300℃超の高温下にも耐える遠隔温度測定技術　迫田尚和・毛笠光容・丸山政克

101 編集後記・次号予告

《FEATURE》 Natural Resources and Energy

1 Recent Trends in Natural Resources and Energy
Jun TANAKA

2 Resources Trend and Use of Directly Reduced Iron in Steelmaking Process
Dr. Hidetoshi TANAKA

8 Beneficiation Plants and Pelletizing Plants for Utilization of Low Grade Iron Ore
Tsutomu NOMURA・Norihito YAMAMOTO・Takeshi FUJII・Yuta TAKIGUCHI

14 Application of Coke Oven Gas to MIDREX® Process
Noriaki MIZUTANI・Takashi KISHIMOTO・Norihide MAEDA

18 Introduction of Iron and Steel Slag Products and Present Situation of Oceanic Field Tests
Hiroaki MATSUMOTO・Eiichiro MORI・Masahiko KOKITA・Yoshio FUKUZAKI・Takafumi KOUDA

22 Evaluation of Spontaneous Combustion in Stock Pile of Sub-bituminous Coal
Haeyang PAK・Toshiya TADA・Naoki KIKUCHI・Takuo SHIGEHISA・Toru HIGUCHI・Seiichi YAMAMOTO

28 Mine Mouth Power Generation System Based on Upgraded Brown Coal (UBC®)
Takeo KASHIWAGI・Hiromichi ISHINO・Takashi TAKAGI・Ken HIROSE

33 Installation of Gas Turbine Combined Cycle at the Shinko Kakogawa Power Station
Nobukuni SUGANO・Youichirou MANABE・Akira OSAYAMA・Seiji HISAYAMA・Akihisa FUJIO・Toshihide KINOSHITA

39 Numerical Analysis Method for Reheater Performance of Moisture Separator Reheater for Nuclear Power Plants
Dr. Tsuyoshi ODA・Kyosuke FUJISAWA・Hiroshi AKAMATSU

45 Energy Saving Air Separation Plant Based on Exergy Analysis
Masaaki TANIGUCHI・Hitoshi ASAOKA・Toshiyuki AYUHARA

49 Technical Developments and Kobe Steel's Business Approach for Hydrogen Filling Stations
Dr. Shinichi MIURA・Yasuo MANABE・Kenji NAGURA・Dr. Koji NOISHIKI・Yuji KURISHIRO

54 Properties of 7%Ni TMCP Steel for LNG Storage Tanks
Makoto KARIYAZAKI

58 Fabrication and Properties of Forged Rings made of Modified 9Cr-1Mo-V Steel for High-temperature and High-pressure Reactor
Tomoya SHINOZAKI・Tetsuya KOMURA・Nobuyuki FUJITSUNA・Hiroki NAKASHIMA・Masato YAMADA・Tomoaki NAKANISHI

62 Heat-resistant Austenitic Stainless Steel with Excellent Cyclic Oxidation Resistance for Ultra-supercritical Pressure Coal-fired Boiler
Dr. Takeo MIYAMURA・Shigenobu NANBA

66 Forging Technology for Large Nuclear Pressure Vessel Parts
Dr. Hideki KAKIMOTO・Tomonori IKEGAMI

71 Extra High Purity Stainless Steel "SUS310EHP®" with High Corrosion Resistance for Next Generation Nuclear Fuel Reprocessing Plant
Osamu KATOU・Junpei NAKAYAMA

74 TK-26 Transport and Storage Packaging for Interim Storage of Spent Fuels
Jun SHIMOJO・Hiroshi AKAMATSU・Dr. Hiroaki TANIUCHI・Dai YOKOE

79 Manufacturing of Dry Storage Casks for Storing Spent Fuel and their use at Fukushima Daiichi Nuclear Power Station
Kenji ITO・Hiroshi AKAMATSU・Dr. Toshihiko SHINYA

84 Interim Storage Facility for Spent Fuel
Makoto SHIRATANI・Hidekatsu HAMADA

89 Synthetic Rock Technique using HIP for Immobilizing Iodine
Osamu KATOU・Dr. Kaoru MASUDA

94 Decommissioning of Nuclear Facilities and Metal Recycling
Junpei NAKAYAMA・Osamu KATOU

98 Papers on Advanced Technologies for Natural Resources and Energy in R&D Kobe Steel Engineering Reports (Vol.53, No. 3 ～Vol.63, No. 2)

（巻頭言）

資源・エネルギー特集号の発刊にあたって

田中　順
代表取締役副社長

Recent Trends in Natural Resources and Energy

Jun TANAKA

資源・エネルギーの獲得とその利用は，人類の発展を支えてきた不可欠の要素であり，発展の制約を解消するための挑戦であったと言える。古くは一次エネルギーを森林資源に依存してきたが，資源の枯渇に直面した産業革命を機に化石燃料である石炭への転換を果たし，その後も石油，天然ガスの利用を進めてきた。最近では，非在来型ガスのシェールガスが開発され，将来はメタンハイドレートの利用も可能になってくるであろう。石油においては，海底油田の比重が高まり採掘技術に質的変化がもたらされるとともに，生産される原油の重質化が進み，石油精製技術も更に難易度を増している。また石炭についても，熱量が低くハンドリングが困難な褐炭の利用が進められている。化石燃料の枯渇が言われて久しいが，このような採掘技術・利用技術の開発により，資源の拡大を図っていくことが求められている。

一方，二度の石油危機と昨今の新興国の経済発展に伴うエネルギー需要の増大により，化石燃料の価格が高騰し，エネルギー安全保障と地球温暖化対策とも相まって，原子力および再生可能エネルギーの利用が進められてきた。原子力は，CO_2を排出せず安価なエネルギー源として重要性を増していたが，福島第一原子力発電所の事故により安全性への信頼を損ねることとなった。再生可能エネルギーは，一部の先進国で政策的に導入が図られているものの，高コストという経済的な問題を抱えており，ともにその課題の克服が求められるところである。

鉄鉱石をはじめとする鉱物資源についても，新たな資源の獲得と利用が行われてきた。日本の鉄鋼業が発展するにあたって，オーストラリア，ブラジルでの鉱山開発とそこからの良質で安価な鉄鉱石の供給が支えとなった。しかし今世紀に入り，中国などの新興国における鉄鋼業の拡大は，鉄鉱石・原料炭価格の高騰と高品位原料の枯渇を招き，より低品位の原料を活用する技術の重要性・経済的意義が強く認識されるようになった。

これまで先進国がエネルギー消費の多くを占めていたが，近年の新興国の経済発展に伴い，エネルギー消費は大幅に増加している。中国やインドのGDP当たりのエネルギー消費量は日本の８～９倍と言われ，これらの国の一人あたりのGDPが先進国並みになった場合，世界のエネルギー消費は膨大なものとなる。資源の枯渇を防ぎ，環境と共生していくために，エネルギー効率の向上は必須である。省資源も重要であり，我が国においてはレアメタルの使用量削減や都市鉱山の活用も課題である。

資源・エネルギー問題と同時に対応を迫られているのが環境問題である。二酸化炭素排出削減と地球温暖化への対応，中国のPM2.5問題に見られる煤塵や，NOx，SOxの排出削減などに対し，環境技術の普及と高度化が課題となっている。また，環境にやさしい資源開発が求められ，各企業はそれに対応していく責務を負っている。

このような資源・エネルギーに関する社会的ニーズに対し，当社グループは保有する経営資源を活かして貢献している。当社グループは，鉄鉱石や石炭などの天然資源を加工して素材を供給する総合素材メーカであると同時に，資源・エネルギー関連機器を提供する機械メーカであり，エンジニアリング会社であり，発電事業会社である。以下に，資源・エネルギーに関わる当社グループの技術と製品を簡単に紹介する。

鉄鉱石の低品位化に伴って，選鉱と塊成化の重要性が増している。当社は，粉鉱石を塊成化するペレタイジング技術を持ち，自社生産すると同時にプラント輸出を行っている。低品位の石炭資源の利用に関しても，改質褐炭利用技術の開発や石炭ベースの還元鉄製造プロセスの開発など，先進的な取り組みを続けている。また，製鉄所での自家発電の経験を活かし，石炭火力発電事業や製鉄副生ガスによる高効率のコンバインドサイクル発電を行っており，更なる発電事業の展開を図っている。

ガスプロセス分野では，長い歴史を有する空気分離装置事業と，同事業から派生し，ORV（オープンラック式気化器）などの各種LNG気化器をはじめとする熱交換器事業があり，昨今のLNGの世界的な需要に応えている。今後二次エネルギーとして期待されている水素エネルギーについても，当社の持つ圧縮機技術やエンジニアリング技術を総合的に活かして，水素ステーション整備に向けた取り組みを行っている。

鋼材・素形材分野では，LNGタンク用低温材料や，発電ボイラ用鋼管材料を開発し，市場投入を進めている。また，重質油脱硫・改質用リアクターや原子力圧力容器の大型機器の分野でも，更なる製品拡充を進めている。

原子力分野では，福島第一原子力発電所事故からの一日も早い復旧・復興が望まれることは言うまでもないが，そのためには使用済燃料および放射性廃棄物の処理・処分・保管が一層重要となっている。当社グループでは，使用済燃料の輸送用および貯蔵用キャスクを製造しているほか，中間貯蔵施設の建設，HIPを用いたよう素固定化処理技術の開発などを行っている。また，汚染廃棄物の焼却施設の建設や飛灰除染一貫処理システムの開発を行っており，これらを通じて復旧・復興に貢献している。

本特集号では，資源・エネルギーに関わる当社グループの製品・技術の内，主に素材，プロセス，プラントに関するものを紹介する。エネルギー機器については，前号でご紹介しており，併せてご参照いただきたい。

今後とも，当社グループは資源・エネルギーの課題に対し，信頼される技術，製品，サービスを提供することで社会に貢献していく所存である。各方面からのご指導と忌憚ないご意見をお願いして，結言とさせていただく。

（解説）

資源動向と還元鉄を利用した鉄鋼製造プロセス

Resources Trend and Use of Directly Reduced Iron in Steelmaking Process

田中英年*1（工博）
Dr. Hidetoshi TANAKA

Expectations are rising for new iron-making processes that can not only utilize a wide variety of materials and fuels, but are also environmentally friendly. Direct reduction (DR) is one such iron-making process that can substitute for blast-furnace (BF) iron-making. This new process can utilize inexpensive shale gas, which enables its plants to be built at various locations. The DR process may be adapted for coal-based processing, which will contribute to the stable supply of directly-reduced iron. This paper outlines the direct reduction technologies developed by Kobe Steel. It also includes a survey on the contribution of directly-reduced iron, used in place of the scrap for electric arc furnaces (EAFs), or used as a burden material in BFs.

まえがき＝高炉製鉄法の優位性は今後しばらく揺るぎないと思われてきたが，中国の急激な粗鋼生産の伸びによる鉄鉱石や原料炭価格の高騰，コークス炉の寿命問題，およびCO_2削減に代表される環境問題等により転換期に差し掛かりつつある。

一方，シェールガスは注目を浴び，米国においてはエネルギーセキュリティのみならず，鉄鋼などの産業にも影響を与えつつある。

そこで，環境・資源枯渇の観点から還元鉄（DRI：Direct Reduced Iron，以下DRIという）を利用した鉄鋼製造プロセスに着目し，当社の還元鉄製造技術の現状と，鉄鋼業のパラダイムシフトを実現するための還元鉄の今後の役割ついて展望する。

1．鉄鋼業を取り巻く資源動向

図1のように，中国での粗鋼生産量の増大により2011年度の世界粗鋼生産量は15億トンを突破，その値は増加の一途をたどっている[1)]。そのうちの7割近くが高炉・転炉法により製造されている。

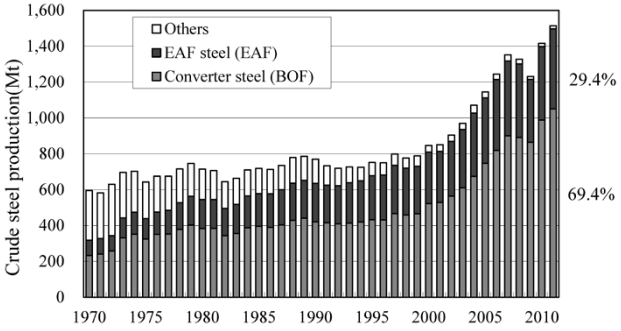


図1　世界粗鋼生産量推移と電炉比率[1)]
Fig. 1　Transition of world crude steel production[1)]

一方，これまでの粗鋼生産によって，**図2**のように世界の鉄鋼蓄積量が230億トンを超え，それに伴ってスクラップ発生量は年々増加の一途をたどっている[2)]。いわゆる都市鉱山の出現であり，これを鉄源とする電気炉法の進展が促されつつある。

このような粗鋼生産の急激な増加を受け，鉄鋼の主原料である鉄鉱石や原料炭の価格が，**図3**のように大幅に上昇している[3)]。その背景には，今日の高炉法がブラジルや豪州の高品位鉱石や埋蔵量の少ない特殊な原料炭に

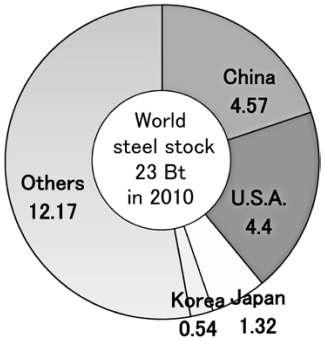


図2　2010年における世界鉄鋼蓄積量[2)]
Fig. 2　World steel stock in 2010[2)]

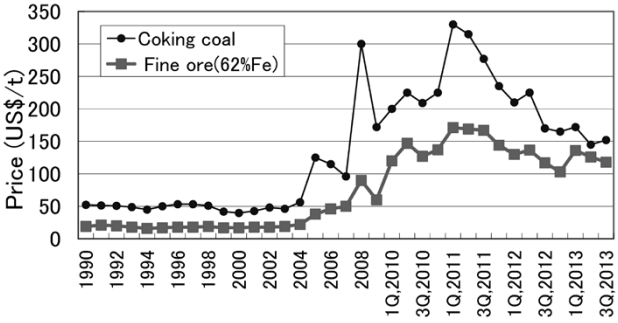


図3　鉄鉱石と原料炭の輸入価格推移[3)]
Fig. 3　Price transition of iron ore and coking coal[3)]

*1 エンジニアリング事業部門　新鉄源本部　技術部

大きく依存していること，原料サプライヤの統合・寡占が進んだことなどが挙げられる。

また，北米においてはシェールガスの商業生産により，天然ガス価格は2008年の11.5$/mmbtuから2012年の3.7$/mmbtuまで低下しており[4]，産業用の電力価格も2011年の7¢/kwhからさらに低下すると予測されている。

2．世界の還元鉄の製造状況

固体状態のまま鉄を還元する直接製鉄法（Direct Reduction，以下DRという）は高炉のように大規模な設備投資が不要で，コークスも必要としないため，天然ガスを産出する産油国を中心に，電気炉法の鉄源プラントとして建設されてきた。とくに中近東ではスクラップの発生量が少ないため，還元鉄を主原料に電気炉で鋼材を製造している。

図4に世界の還元鉄生産量の推移を示す。還元鉄生産量は1970年代の約80万トンから2012年の約7,400万トンと100倍近くに増加し，電気炉投入原料の16％を占めるまでに至っている。近年，先進国においても還元鉄への需要が高まっており，海上輸送される還元鉄量も2012年には1,470万トンに達している[5]。

代表的な還元鉄の性状を**表1**に示す[6]。還元鉄は還元反応によって酸素が除去された後に空隙が残るため，再酸化性が非常に強い。したがって，発熱・発火する危険があるため海上輸送することが難しく，専ら製鉄所内で消費されてきた。そこで，還元鉄を熱間圧縮成型して見掛密度を向上させて再酸化を防止できるHBI（Hot Briquetted Iron）の製造技術が開発された。この技術によって海上輸送が容易になり，世界をマーケットとする鉄源供給が可能となった。

このHBIの生産量の推移をプロセスごとに**図5**に示す[7]。現状製造されるHBIの約80％をMIDREX®[注1]プロセスが占めている。後述するがMIDREXプロセスでは還元ガス組成の違いから，水素還元が主流のHYLプロセスより還元鉄の排出温度を高めることが可能であり，HBI製造に適している。

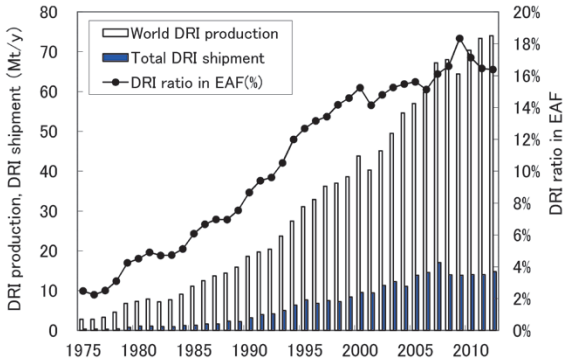


図4 還元鉄生産量と海上輸送量の推移[5]

Fig. 4 Transition of world DRI production and DRI shipment by year [5]

表1 還元鉄（DRI，HBI）性状[6]

Table 1 Characteristics of DRI and HBI [6]

	DRI	HBI
T.Fe(%)	90～94	←
M.Fe(%)	83～89	←
Metallization(%)	92～95	←
Carbon(%)	1.0～3.5	←
Gangue (%)	2.8～6.0	←
Bulk Density(t/m^3)	1.6～1.9	←
Apparent Density(t/m^3)	3.4～3.6	5.0～5.6

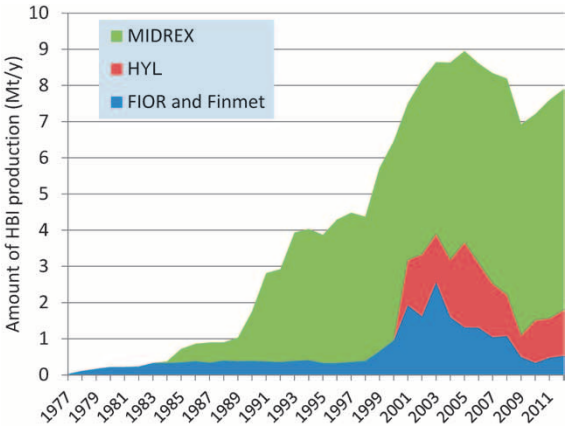


図5 プロセス毎のHBI生産量推移[7]

Fig. 5 Yearly HBI production by process [7]

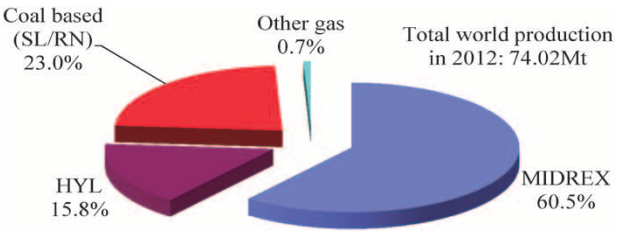


図6 2012年のプロセス別還元鉄生産比率[5]

Fig. 6 World DRI production processes in 2012 [5]

還元鉄製造プロセスは，天然ガスと石炭を還元材として用いるプロセスに大別される。**図6**に2012年の世界におけるプロセス別還元鉄生産量の比率を示す[5]。還元材として天然ガスを用いるMIDREXプロセスとHYLプロセスが全生産量の約75％を占めている。残りが石炭を利用するプロセスで製造されている。この還元鉄製造プロセスのリーディングカンパニアであるMidrex社は当社の100％米国子会社である。

3．還元鉄製造技術

3.1　当社の天然ガスベース還元鉄製造法

図7にMIDREXプロセスのフローを示す[8]。ペレットあるいは塊鉱石をシャフト炉の炉頂から装入し，炉内で還元された後に最下部から還元鉄として排出される。これまで還元鉄は冷却後に排出されてきたが，最近では熱間のまま下流の製鋼プロセスに送られ，電気炉でのエネルギー原単位と生産性の改善が図られている。

シャフト炉内での鉄の還元反応は式（1），（2）で表わされる。

$$Fe_2O_3 + 3\,H_2 \rightarrow 2\,Fe + 3\,H_2O : \Delta H^0 = 72.82\text{kJ} \cdots\cdots \quad (1)$$

$$Fe_2O_3 + 3\,CO \rightarrow 2\,Fe + 3\,CO_2 : \Delta H^0 = -42.98\text{kJ} \cdots \quad (2)$$

式（1）の水素による還元は大きな吸熱反応であるのに対して，式（2）のCOガスによる還元は逆に発熱反応である。したがって，炉内で起こる式（1），（2）の還

脚注1）MIDREXは当社の登録商標である。

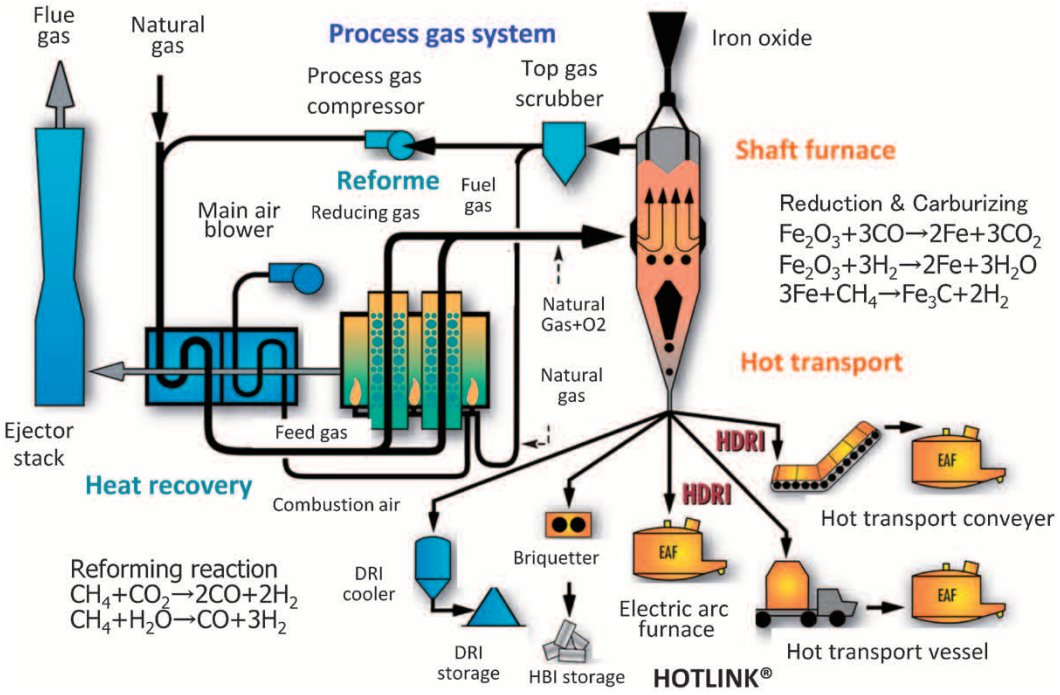


図7 MIDREXプロセスのフローシート[8)]
Fig. 7 MIDREX process flow sheet [8)]

元反応の割合によって炉内での温度分布が変化する。また天然ガスを還元剤として用いる直接製鉄プロセスでは式（1）のように水素が還元に寄与するため，石炭を還元剤に用いる高炉法に比べてCO_2の発生量が大幅に低下できることが報告されている[8)]。

MIDREXプロセスの大きな特徴は，その還元ガス組成にある。本プロセスでは還元を終えた炉頂排ガス中にあるCO_2を式（3）のように天然ガスの改質材として有効に利用している。

$$CH_4+CO_2 \rightarrow 2\,CO+2\,H_2 \quad \cdots\cdots\cdots\cdots \quad (3)$$

その結果として，還元ガスのH_2/CO濃度比が1.5とHYLプロセスの$H_2/CO=3\sim5$に比べてCOガスリッチになっており，炉内温度を高く保ちやすいといった特徴がある。

MIDREXプラントの稼動実績は，天然ガスが豊富な産油地域を中心に2012年現在63基が稼動している[5)]。**図8**にこれまでに建設されたMIDREXプラントの公称生産能力の推移を示した。現在シャフト炉をさらに大型化させた年産200万トンクラスのSUPER MEGAMODの開発が進められており，また2016年には米国テキサス州に200万トンの還元鉄プラントが立ち上がる予定であり，年々大型化が進んでいる[9)]。

図9に2011年のプロセスごとの生産能力合計と生産実績を対比して示した[10)]。この図から分かるように，MIDREXプロセスは生産能力に近い生産実績を上げ，他のプロセスに比べて極めて安定した生産を実現しており，このことが世界シェア60％を占める一因となっている。

MIDREXプロセスでは,その立地制約を緩和するため，**表2**のように還元ガスとしてCOREXプロセスの排ガスや石炭ガス化ガスを使用する燃料多様化の試みが行われている[11)]。とくに，2009年末にインドの鉄鋼メーカ，ジンダル・スチール＆パワー社から受注した年産能力180

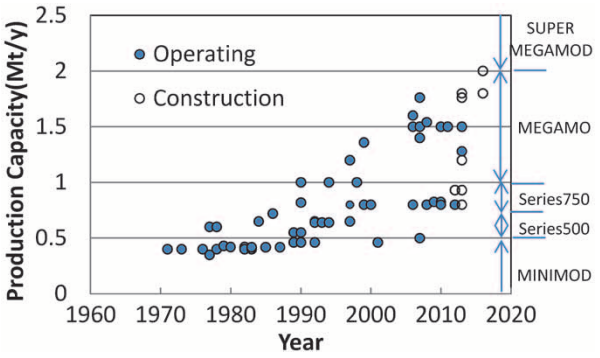


図8 MIDREXプラントの公称生産能力の推移
Fig. 8 Rated capacities of MIDREX plant by year

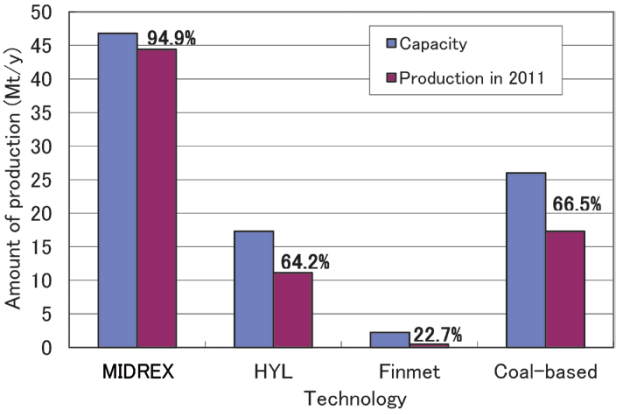


図9 2011年におけるプロセス毎の生産能力と生産実績の対比[10)]
Fig. 9 World DRI capacity and production per technology in 2011 [10)]

表2 MIDREXプロセスにおける燃料多様化[11)]
Table 2 MIDREX process energy source flexibility [11)]

	Energy source	Reducing gas H_2/CO	MIDREX plant reference	Start-up
COREX/MIDREX plant	COREX offgas	0.3–0.4	Arcelor Mittal South	1999
		0.5–0.6	JSW Projects Limited	Construction
MIDREX NG Plant	Natural gas	1.5–1.7	Numerous (60 modules operation)	Since 1969
MXCOL Plant	Coal gasifier	2.0	JSPL Angul	Construction

万トンの還元鉄プラントでは，石炭ガス化設備で製造した合成ガスを還元材として利用することから，インドの高灰分石炭を活用して還元鉄を製造できる点で注目される。

また製鉄所のコークス炉ガス（以下，COGという）中には高濃度のH_2やCH_4といった化学エネルギーを含んでおり，還元鉄製造に利用できる。**図10**のような新しい部分酸化システムの導入により，COGはMIDREXプロセスに適した合成ガスに変換され，シャフト炉で還元鉄が製造される。この還元鉄を高炉あるいは転炉で使用することで，CO_2削減とともに30％の生産性アップに寄与できるとの報告もある[12]。

3.2　当社の石炭ベース還元鉄製造法

石炭を用いた直接製鉄法としてはロータリーキルン法が古くから用いられているが，その規模が比較的小さいことやキルンリング発生による停止時間が長いこと，石炭消費量が多いことから，立地条件がインド等に限定されてきた[13]。

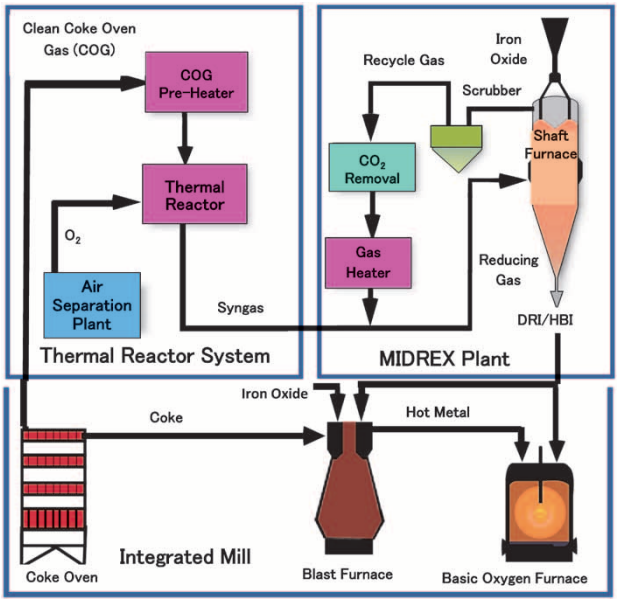


図10 COGを利用したMIDREXプロセス[12]
Fig.10 Using COG for MIDREX process[12]

表3 FASTMET商業機[15]
Table 3 FASTMET commercial plants[15]

Company	Location	Dust (t/y)	Start up
NSSMC	Hirohata No.1	190,000	April. 2000
	Hirohata No.2	190,000	Feb. 2005
	Hirohata No.3	190,000	Dec. 2008
	Hirohata No.4	220,000	Oct. 2011
JFE	Nishinihon	190,000	Apr. 2009
KSL	Kakogawa	14,000	April 2001

同じく石炭を用いた直接製鉄法は，1990年代に入って炭材内装塊成物の還元に注目が集まるようになった。これは，酸化鉄と炭素の近接配置により還元反応の低温高速化を実現できることが分かってきたからである[14]。そこで，炭材内装塊成物の脆弱な物理強度を補うため，静置式で還元が可能な回転炉床炉（以下，RHFという）を用いたFASTMET®[注2]プロセスを開発した。このプロセスは，安価な石炭を利用できる直接製鉄プロセスとして注目されるが，現状では製鉄所でのダスト処理プロセスとして**表3**のように実用化されている[15]。

また，この技術から派生した次世代製鉄法であるITmk3®[注3]（アイティーマークスリー）法は銑鉄と同等のアイアンナゲットを一段の回転炉床炉で製造できる点で注目されている。2010年1月には米国ミネソタ州で年産50万トン規模の商業1号機が運転を開始した[16]。**図11**にRHFを用いた当社の石炭ベース直接製鉄法のプロセスフローを示す。

4．今後の展望

4.1　鉄スクラップを利用した製鉄法の伸長

将来の世界鉄源需要予測[17]とスクラップ発生予測[18]を組み合わせたものを**図12**に示す。ここでの予測量は全体の7割をカバーする建設・土木・運輸に関するもの

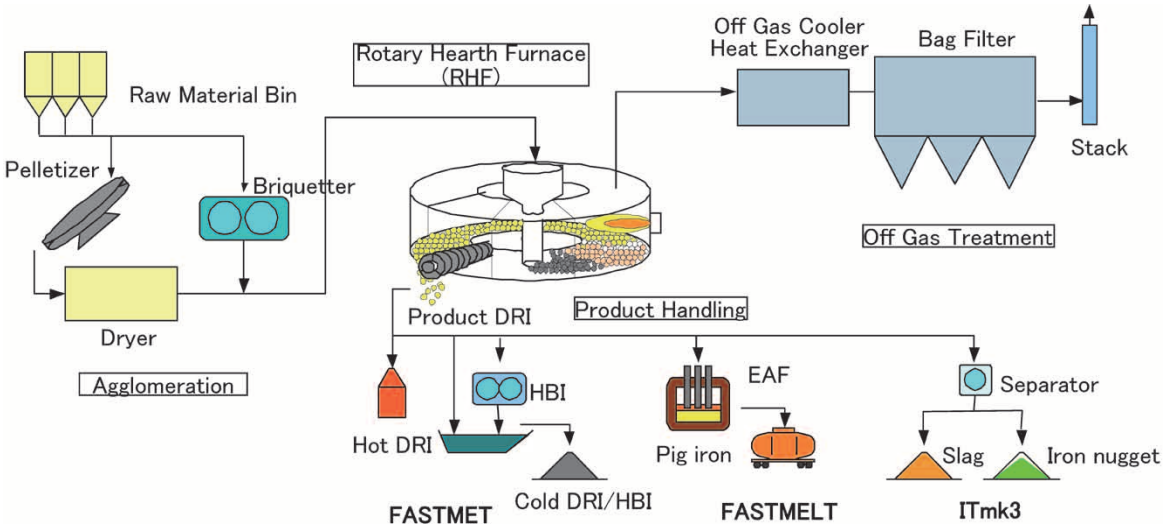


図11 当社の石炭ベース直接製鉄法のフロー
Fig.11 Kobe's coal-based direct reduction process flow sheet

脚注2）FASTMETは当社の登録商標である。
脚注3）ITmk3は当社の登録商標である。

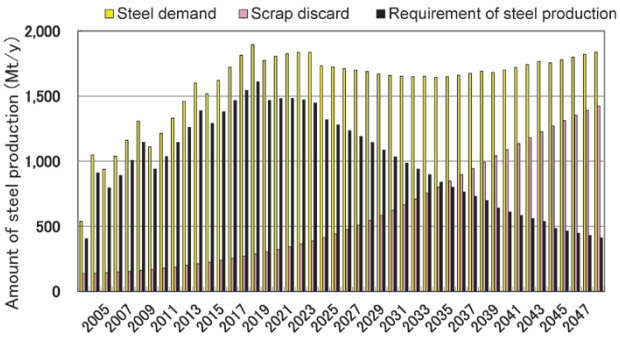


図12 鉄鋼需要とスクラップ発生量から予測した必要鉄鋼生産量[18)]
Fig.12 Necessary steel amount of production estimated from steel demand and scrap discard[18)]

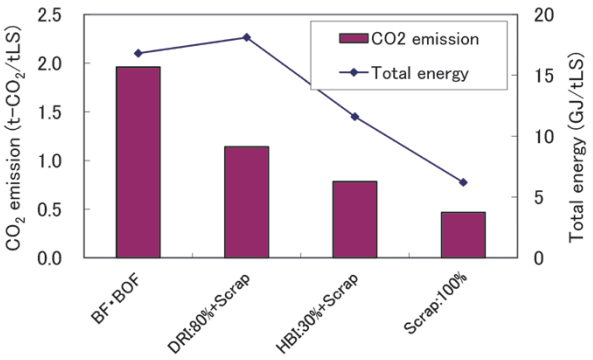


図13 エネルギー消費量とCO_2排出量の比較[8)]
Fig.13 Energy consumption and carbon emissions for steelmaking routes [8)]

である。これら両者の差（黒の実線）はスクラップだけでは賄えない鉄の不足量を表わしている。この不足を補うために，鉄鉱石から新たに鉄を製造していることになる。この鉄の不足量の将来を眺めてみると，2020年頃までは増加を続け16億トンに達するが，そこを境に減少し始める[19)]。これは一つの予測であり，時期の前後はあるにしてもいずれはこのような時期がくるものと思われる。すなわち，スクラップ発生量の増加により，今後は鉄スクラップを主原料にする製鉄法が重要な役割を演ずる可能性を示唆している。

通常のスクラップ中にはトランプエレメント（Cu, Sn等）が含まれており，その含有量の増加が下流の連鋳・圧延工程での加工品質に悪影響を与える。そのため，スクラップを主原料とする電気炉では品質要求の緩い建設用鋼材が主に製造されてきた。このトランプエレメントは溶銑や溶鋼を処理しても除去することができないため，その含有量をコントロールするには清浄なスクラップを原料に選ぶか，還元鉄や銑鉄等の清浄鉄源で希釈する必要がある。米国では電気炉でスクラップを溶解する際の希釈材として還元鉄を65～70％用いており，転炉鋼と肩を並べる高級鋼材も生産されている[20)]。還元鉄中のカーボンの存在によって電気炉特有の窒素問題を解決できることも利点である[21)]。

スクラップや還元鉄を用いた電気炉法によるエネルギー消費量とCO_2排出量を高炉・転炉法に比べて**図13**に示した[8)]。エネルギー消費量とCO_2排出量が最も少ないのは100％スクラップ使用の場合であり，CO_2排出量は1／4まで低下する。また，米国で一般に行われているスクラップと還元鉄の組み合わせでも，使用する還元鉄が天然ガスから作られているため，高炉・転炉法に比べて大幅なCO_2削減が期待できる。

米国においては，2002年以降，電気炉鋼の生産量が高炉・転炉鋼を上回っており，スクラップと還元鉄を鉄源として薄板まで製造する電炉一貫のミニミルが勢いを増している。2011年には粗鋼生産の約60％が電気炉法で賄われている[1)]。したがって，今後とも持続的な電気炉法の発展を実現するためには，スクラップの劣質化への希釈材としての還元鉄の安定供給が重要である。

4.2　北米での還元鉄製造の伸長

近年のガスベース還元鉄製造法の大型化（1基200万トン以上）により，シェールガスの出現によって電力や天然ガスが安価に入手できるようになった北米地域において本法を用いた製鉄上工程の建設が活発化している[22)]（**表4**）。同規模の生産設備で比較すると，高炉法に比べて炭素排出量が1／3であることに加えて，投資額が半分未満であることがその導入理由といわれている[23)]。

表4 北米のガスベース還元鉄プロジェクトの状況[22)]
Table 4 Status of gas-based DRI projects in North America[22)]

Company	Location	Capacity (kt)	Status	Start-up
Nucor	Louisiana	2,500	Confirmed	2013
Nucor	Louisiana	2,500	Permitted- not approved	2015+
Voestalpine	Texas	2,000	Confirmed- needs permitting	2016
Bluescope	Ohio	1,000	Under consideration	2016+
Essar Steel	Minnesota	2,500	Permitted- not approved	2016+
Severstal NA	Mississippi & Trinidad	n/a	1.5 tpy project rejected	
US Steel	Minnesota	n/a	Under consideration	2016+
Total		10,500		

このように，スクラップ発生量の増加と米国での天然ガス価格の低下により，環境負荷の少ない製鉄法として見直しが進んでおり，将来的には北米での還元鉄製造量が大幅に増加しそうな勢いである。

4.3　還元鉄のエネルギーコンテナ利用

還元鉄を高炉に装入した場合，増産，還元材比低減，焼成鉱低減，CO_2削減等の効果が期待できることが過去の実績から報告されている[24)]。還元鉄の高炉使用量の上限については，実験室的には100％使用も可能であることが確認されている[25)]。実操業ではAK steelで月平均227kg/tの実績もあり[26)]，20％程度までは問題なく使用できると思われる。

図14に現在の製鉄法と将来の小規模分散製鉄法の比較図を示す。小規模分散製鉄法とは，製銑工程で使用するエネルギーの3／4を占める還元エネルギーを海外にシフトし，還元鉄をエネルギーコンテナとして活用するとともに，製鉄に必要な原料の輸送量を半減できるビジネスモデルである。一例として，ヨーロッパのフェスト・アルピーネ社が米国のテキサス州に年産200万トンのMIDREXプラントを建設すると発表した[9)]。これは，ブラジル産の鉄鉱石ペレットを活用し，安価なシェールガスを用いて還元した後，HBIとして欧州オーストリアの製鉄所で活用することでCO_2削減に対応するプロジェクトである。還元鉄をエネルギーコンテナとして活用するためには，HBI化しやすい当社のMIDREXプロセスが有利である。

将来，CO_2削減，コークス炉寿命，焼結炉の環境問題，

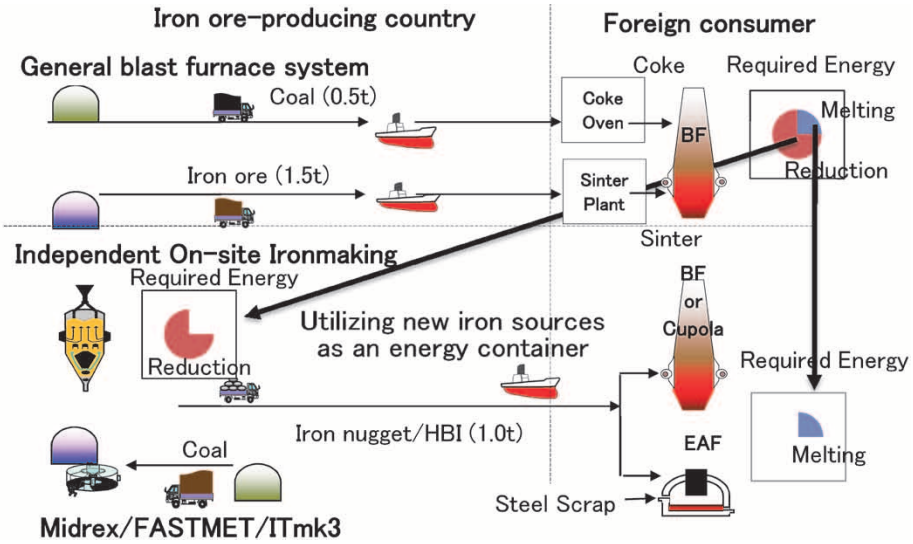


図14 現在の製鉄法と将来の小規模分散製鉄

Fig.14 General blast furnace system and future independent on-site ironmaking model

高炉の生産弾力性等の問題が心配される中，高炉での溶銑原価を支配する鉄鉱石や原料炭価格の動向によっては，安価に製造された還元鉄の一貫製鉄所での利用が促進される可能性がある。

むすび＝日本鉄鋼業の先達であった米国は1950年代に成熟期を迎え，2000年代には高炉は衰退した。代わりに台頭してきたのがスクラップを利用したNucor型のミニミルであり，薄スラブ連鋳などの最新技術を応用した小規模高効率生産を進めている。このような米国での鉄鋼生産の歴史が物語るように，今後多量に発生するスクラップにその鉄源を依存する時期に近づきつつある。

一方，北米でのシェールガスの商業生産による天然ガス価格の低下は，ガスベース還元鉄製造法の広がりをもたらしつつある。また，ユビキタスエネルギーである石炭を利用した石炭ベース還元鉄製造法の開発によって，天然ガス産出国に限られていた直接製鉄プラントの立地の制約が緩和され，安定した清浄鉄源の供給が容易になることが期待される。

この結果，スクラップとの組み合わせによる電気炉法での高級鋼板製造の広がりや，還元鉄をエネルギーコンテナとして高炉等で利用することはCO_2排出抑制の有効な方策であり，当社の保有する直接製鉄プロセスを通じて鉄鋼業の課題解決に貢献できるものと考えている。

参　考　文　献

1） World Steel Association. Steel Statistical Yearbook 2012.
2） 鉄リサイクリング・リサーチ 調査レポートNo.16. 2012年6月21日, p.2.
3） テックスレポート No.10995. 2012年12月4日, p.8.
4） R. L. Hunter. Scrap Supplements and Alternative ironmaking Ⅵ. Oct.28-30, 2012.
5） MIDREX Technology Inc. 2012 WORLD DIRECT REDUCTION STATISTICS.
6） 厚　雅章ほか. R&D神戸製鋼技報. 2010, Vol.60, No.1, p.5.
7） H. P. Gaines et al. Direct form Midrex 2013. 2nd. Quarter, p.7.
8） J. Kopfle et al. Millenium Steel 2007, p.19.
9） 鉄鋼新聞. 2013年3月19日.
10） MIDREX Technology Inc. 2011 WORLD DIRECT REDUCTION STATISTICS.
11） H. P. Gaines. Direct Form Midrex 2012, 2nd. Quarter, p.10.
12） S. C. Montague. Steel Success Strategies XXVII. New York. June 18, 2012.
13） 田中英年. 第196・197回西山記念技術講座. 2008年9月, p.163.
14） Y. Kashiwaya et al. ISIJ Inter. 2006. Vol.46, No.11, p.1610.
15） 田中英年. 第205・206回西山記念技術講座. 2011年6月, p.111.
16） 菊池晶一ほか. R&D神戸製鋼技報. 2010, Vol.60, No.1, p.29.
17） H. Hatayama et al. Environ. Sci. Technol. 2010, Vol.44, No.16, p.6457.
18） 畑山博樹ほか. CAMP-ISIJ 2010, Vol.23, p.615.
19） T. Harada et al. METEC InSteelCon ECIC 2011, Session10.
20） Metal Bulletin Monday 6 Feb. 2012. p.20.
21） R. Lule et al. Direct form Midrex 2009, 3rd/4th. Quarter. p.3.
22） B. Levich. World DRI and Pellet Congress 2013. p.101.
23） テックスレポート No.10545. 2011年2月1日, p.8.
24） 田中英年ほか. 鉄と鋼. 2006, Vol.92, No.12, p.330.
25） Y. Ujisawa et al. CAMP-ISIJ. 2009, Vol.22, p.282.
26） Iron and Steel Maker. Aug. 2001.

（解説）

低品位鉱石活用のための選鉱プラント及びペレットプラントの動向

Beneficiation Plants and Pelletizing Plants for Utilization of Low Grade Iron Ore

野村　勉[*1]
Tsutomu NOMURA

山本範人[*2]
Norihito YAMAMOTO

藤井武志[*2]
Takeshi FUJII

滝口裕太[*3]
Yuta TAKIGUCHI

Recently, the grade of iron ore deposits has deteriorated and further development of low grade deposits is desired. Presently the most effective and experienced route to utilize such deposits is the provision of beneficiation plants for upgrading iron ore and pelletizing plants for agglomerating. Kobe Steel has much experience in designing, constructing and operating beneficiation plants and pelletizing plants and has its own pelletizing process (KOBELCO pelletizing system). This paper describes general information on beneficiation and pelletizing plants, including future expectations for them, and introduces the latest activities in connection with KOBELCO pelletzing system, with a view to the future.

まえがき＝近年，中国やインドのような新興国を中心に鉄鋼生産が大幅に拡大し，それに伴い鉄鉱石の需要も大きく増加している。しかし，既存の鉱山では長年の採掘の結果，世界的に鉱床の品位が低下し簡単な整粒のみで鉄品位の高い鉱石を製造することが難しくなってきている。現在の製鉄設備の主流は高炉であるが，低品位な鉱石をそのまま装入すると生産性やエネルギー原単位が大幅に悪化する。これは直接還元炉においても同じであり，原料段階での品位向上が強く求められる。現時点で最も普及している対策は，物理的分離方法を用いた選鉱プロセスで鉱石の品位を上げる方法であり，既存鉱山に選鉱プロセスを導入し品位を上げる改良が広がっている。また，最初から選鉱プラントを組み込むことでこれまで対象にならなかった低品位鉱山の開発も拡大している。

選鉱プロセスでは鉱石を細かく粉砕し不純物を分離するため，必然的に製品鉱石はこれまでより細かくなる。高品位鉱石の整粒で発生する粉鉱は焼結プラントでも塊成化できるが，選鉱プロセスを経たさらに細かい精鉱の多くは焼結プラントでは使用できず，ペレットプラントで塊成化を行う必要がある。このため，今後はペレットプラント建設が拡大して行くと予想されている。

当社のKOBELCO pelletizing systemはさまざまな利点を有し，また研究開発や自社設備での操業経験に基づく多くの改善が織り込まれており，世界各国に多数のプラントが建設・納入されてきた。本稿では，その具体的内容もあわせて解説する。

1．鉄鉱石需給の概要

1.1　鉄鉱石の種類

鉄鉱石はいくつかの視点から分類できる。最も重視されるのは鉄成分の含有量であり，全鉄として60～63%以上を高品位，それ以下を低品位と称することが多い。またサイズや処理方法によって下記のような呼称をつけられている。

- 塊鉱（lump）；直径約10～40mm。そのまま高炉や直接還元炉に装入される。
- 粉鉱（fine）；直径約0.15～10mm。焼結プラントで塊成化し高炉に装入される。
- ペレットフィード；直径約0.15mm以下。ペレットプラントで塊成化し高炉や直接還元炉に装入される。
- 精鉱（concentrate）；鉱石の品位を上げるために選鉱処理した鉱石
- 焼結鉱（sintered ore）；焼結プラントで塊成化された鉱石
- ペレット（pellet）；ペレットプラントで塊成化された鉱石

1.2　鉄鉱石生産の概況

中国における鉄鋼生産増に伴う鉄鉱石需要増に応じて中国国内での鉄鉱石生産も飛躍的に伸びてきたが，それでも需要を賄いきれず，輸入鉄鉱石も大幅な増加を示している。しかし近年では，鉱山の品位低下による国内生産量の頭打ちが始まっているとも推測されている[1)]。また，これまでインドは有数の高品位鉄鉱石輸出国であったが，国内需要を優先して2007年より鉄鉱石輸出に課税しており，将来的には高品位鉄鉱石の輸出は困難になると言われている[2)]。これら需要増の予測とは逆に，これまでの鉄鋼生産の結果，スクラップの発生量が拡大し，スクラップを鉄源とする鉄鋼生産が増加することによって鉄鉱石を原料とする鉄鋼生産が減少するとの予想もなされている。しかし，両者のバランスと今後の世界的な

[*1] エンジニアリング事業部門　新鉄源本部　技術部　[*2] エンジニアリング事業部門　新鉄源本部　プロジェクト部　[*3] 鉄鋼事業部門　加古川製鉄所　製銑部

経済成長に伴う鉄鋼需要増を考慮すると，鉄鉱石の需要は比較的堅調に推移すると予想されている[3)]。

1.3　鉄鉱石供給体制の概況

鉄鉱石供給元は2000年以降戦略的な再編を行い，ブラジルのVale，イギリスとオーストラリアの２元本社制を持つRio Tinto，およびBHP Billitonの３社で世界の鉄鉱石貿易量の約65%を占めている。その他にオーストラリアのFortescue Metals Group LtdやイギリスのAnglo Americanのような準大手に加えて多数の中小規模の会社が鉄鉱石の生産を行っているが，前述した３社の価格戦略や開発計画が世界の市場に強い影響を与える構図は当面変わらない。

2．選鉱プラントの概要

2.1　整粒

鉱床から採掘された原石（Run of Mine=ROM）は，ショベルもしくはホイールローダで大型トラックに積み込まれ破砕工程に送られる。一次破砕は通常gyratory crusherで行われ，さらにcone crusherもしくはjaw crusherによる後段の二次破砕を経て塊鉱と粉鉱に分けられる。高品位鉱山の場合はこの段階の鉱石を製品として出荷する。

2.2　選鉱プロセス

鉄品位をさらに向上させたい場合や低品位鉱山においては，二次破砕の代わりに選鉱プロセスを組み込む。選鉱プロセスは，**図１**に示すように粉砕・分離・脱水の主要工程で構成されている。

2.2.1　粉砕

粉砕工程は，下流の工程において物理的方法で鉄鉱石と不純物を分離できるよう，事前に鉱石を細かく砕く工程である。一段目の粉砕にはAG mill（autogenous mill）もしくはSAG mill（semi-autogenous mill）を使い，さらに細かく粉砕する二段目にball millを使うケースが多い。AG millは大きめの鉱石を，SAG millは大きめの鉱石と鉄製ボールを鉱石の粉砕に利用する機器である。これらを投入した円筒型のシェル（径が大きく胴長が短い）に粉砕すべき鉱石を供給し，シェルを回転させることで内容物を高く持ち上げ，落下の際の衝撃で鉱石を粉砕する。ball millは鉄製ボールのみで鉱石を粉砕する機器でAG millやSAG millに比べて径が小さく胴長が長い。

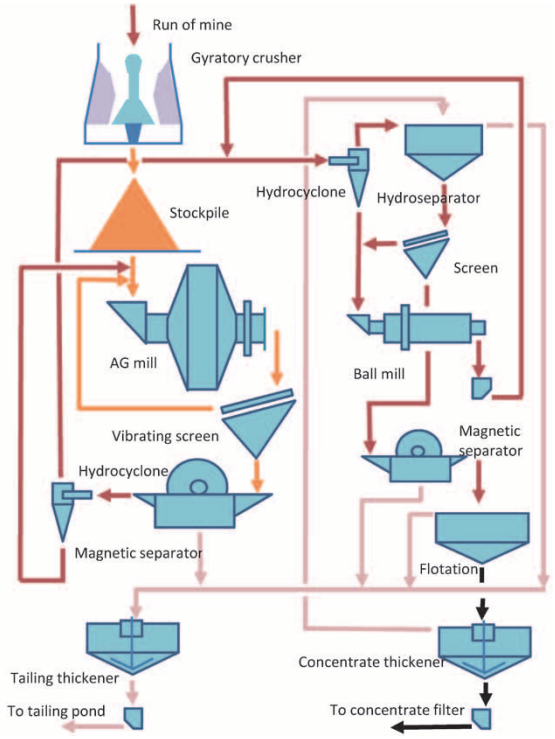


図１　選鉱プラントのプロセスフロー（一例）
Fig. 1　Example of process flow of benefitiation plant

2.2.2　分離

粉砕された原料は分離工程で有用鉱石と不純物に分けられる。物理性状の違いを利用して分離する機器（比重分離機，磁力分離機，浮遊分離機）と，サイズによって分離する機器（screen, screw classifierなど）の組み合わせで構成されている。

１）比重分離

鉄鉱石の真比重は約５t/m^{3}で，主な不純物であるシリカやアルミナの比重（約2.7t/m^3）と明らかな違いがある。この比重差を利用して鉄鉱石と不純物を分離する手法が比重分離である。比重差による水中での落下速度の差を利用するjigや遠心力を活用するspiral separatorやcyclone separatorなどがある。分離工程機器の中では最も安価であり，この方法のみで選鉱を行っている例や，浮遊分離や磁力分離の前処理として組み込んでいる例も多い。比較的粗い鉱石（直径約0.1～1.5mm）に用いられる。

２）磁力分離

磁力分離は鉄鉱石と不純物の磁性の違いを利用して分離する手法であり，マグネタイト鉱石の選鉱に広く用いられている。永久磁石を組み込んだドラムを原料スラリー中で回転させると，磁性のあるマグネタイト鉱石はドラムに付着して水中から分離され，磁性のない不純物は水中に留まるので両者が分離できる。磁性の弱いヘマタイト鉱石の分離には電磁石でより強力な磁力を発生させる機器が利用される。近年は，この機器を活用して尾鉱からヘマタイト鉱石を回収することも既に商業化されている。直径0.05～１mm程度の比較的細かい鉱石に用いられる。

３）浮遊分離

鉱石表面の親水性の違いを利用して分離する手法が浮遊分離である。直径0.01～0.1mm程度の細かい原料に用いられ，品位向上の最終段階，あるいは硫黄やリンのような不純物を除去するために適用される例が多い。鉱石成分と主な不純物成分は同程度の親水性を持っているが，どちらかに選択的に吸着される薬品（捕集剤）を投入することによって薬品を吸着した成分の表面が疎水性になる。ここに下方から気泡を加えると気泡を吸着し浮上する。この現象を利用して分離する。

2.2.3　脱水

前述した分離工程は通常，取り扱いの容易性や発塵（じん）防止の観点から湿式で行われ，分離された精鉱はスラリー状になっているため脱水が必要となる。脱水は濃縮したスラリーを濾（ろ）布で濾（こ）すことで行

われ，濾すための力として真空を活用するvacuum filterが広く用いられている。しかし，この方式では脱水後のケーキ水分を９％以下にすることは困難で，また鉱石が細かい場合や設備が高地にある場合には残留水分はさらに高くなる。近年では，空気圧もしくは水圧で加圧するpressure filterを適用し，水分を８％程度まで低減させる例が徐々に増えている。

2.3　輸送

通常，鉱山から出荷港までの輸送は貨車で行われる。一方，粒度が細かい鉱石はスラリーのままパイプラインで輸送することも可能である。この方法を適用している代表例はブラジルのSamarcoであり，全長396kmのパイプライン２本で年間2,400万トンの鉄鉱石を輸送している。このうち１本は1977年の稼働であるが現在でも使用されている。長距離輸送のために必要な圧力を加える昇圧ポンプが必要であるが，貨車輸送に比べて運転コストは安価である。このため，選鉱プラント側で充分な水が確保できる場合にはスラリー輸送は有効な方法である。

３. 塊成化プラントの概要

製品鉄鉱石のうち粉鉱とペレットフィードは，そのままでは粒度が細か過ぎるため高炉や直接還元炉に装入できない。これらを装入物として塊成化する工程が焼結プラントとペレットプラントであり，前者は粉鉱を，後者はペレットフィードを主原料とする。

3.1　焼結プラントの概要

焼結プラントのフローを**図２**に示す。粉鉱，石灰石，コークブリーズ（必要に応じて生石灰やドロマイト）を混合した後，格子構造を有する移動式台車に均一に供給する。点火炉でコークブリーズに着火し，その燃焼熱で混合物を塊成化させる。焼成後は円形もしくは直線形のクーラで冷却されて製品となる。クーラ排気の顕熱は排熱ボイラで回収される例が多い。

製品の焼結鉱は，その形状が不均一で輸送中に粉を発生するため，プラントは通常製鉄所内に設置される。年産500～600万トンの設備が多く，年産800～850万トンの大型設備も稼働している。製鉄所内で発生する比較的粗いダスト類も原料としてリサイクルできるが，コークブリーズを多く使用することから排ガス中に硫黄酸化物が多く含まれ，排ガス脱硫設備を具備するプラントが増えてきている。

3.2　ペレットプラントの概要

図３にペレットプラントのフロー（KOBELCO pelletizing system）を示す[4]。細かく粉砕した原料とバインダを混合した後，直径12mm程度のボール（green ball）に造粒し，これを焼成（乾燥・予熱・焼成・冷却）して製品とする。

製品ペレットは球形で強度が高いため輸送中の粉の発生が少ない。プラントは鉱山近傍か鉱石出荷港近傍に設置されることが多いが，当社の加古川製鉄所のように製鉄所内にペレットプラントを持っている例もある。造粒はballing discもしくはballing drumで行われ，焼成は当社が採用しているgrate-kiln-cooler systemもしくは，焼結炉に似たstraight grate system[5]で行われる。

年産600万トンのプラントは2000年までは２ラインしか存在していなかったが，その後設備の大型化が急速に進み，現時点で９ラインが年産600万トンを超える能力を持っている。さらに，ここ数年で３ラインが加わる見込みで，最大能力のラインは年産830万トン（建設中）と焼結設備と同程度の生産能力を持つようになってきている。一方，小型設備（年産60～120万トン）もインドや中国の鉱山近傍で数多く建設され稼働している。

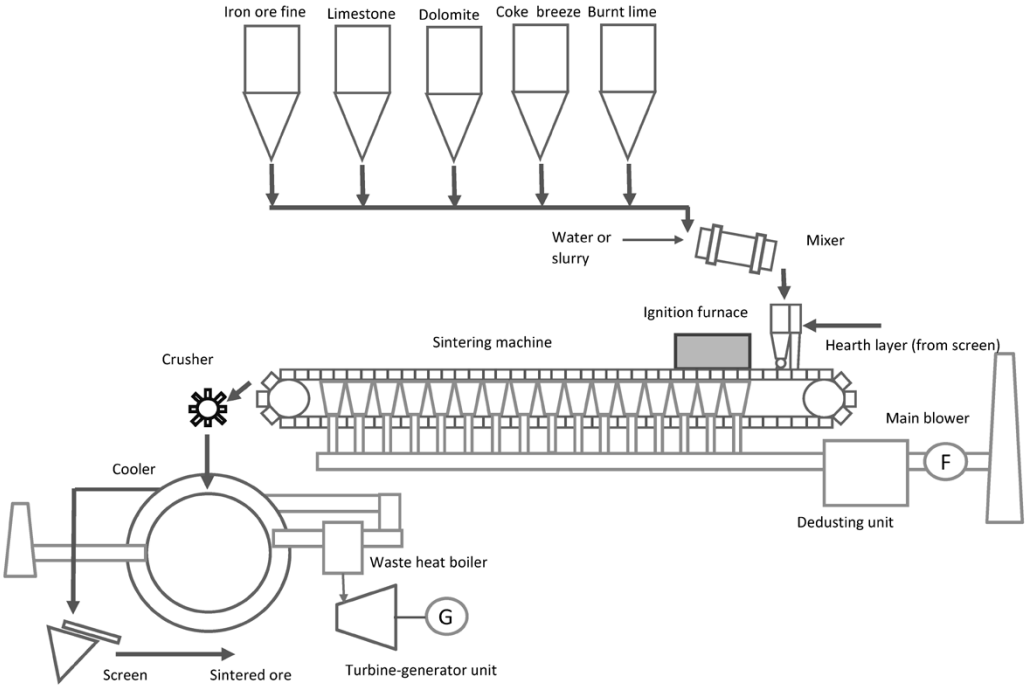


図２　焼結設備の一般的なフロー
Fig. 2　Typical flow of sintering plant

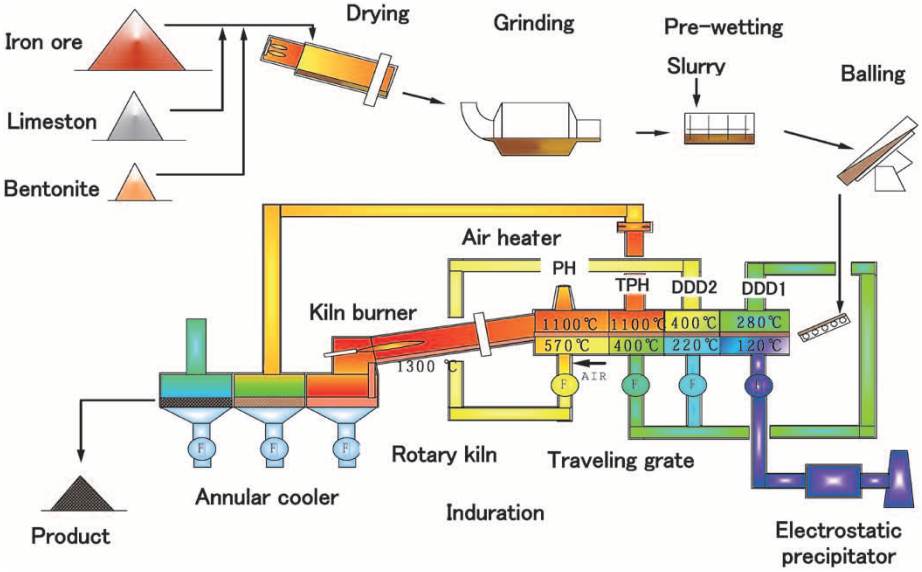


図 3　当社ペレットプラントの一般的なフロー
Fig. 3　Typical flow of KOBELCO pelletizing system

4. 当社のペレットプラントの最新技術開発

当社のペレットプラントの具体的内容や特徴については，R&D神戸製鋼技報（Vol.60, No. 1）にて紹介済みであるが，それ以降に開発した技術について紹介する。

4. 1　無触媒脱硝法

近年，新興諸国においても環境への負荷をできるだけ小さくすることが求められており，その中で窒素酸化物（NOx）を低減させる新しい方法を開発した。これは無触媒脱硝方法（SNCR法）の１つであり，900～1,200℃の比較的高温の領域にアンモニアを吹き込み，比較的長時間炉内で窒素酸化物と反応させる手法である。噴霧方法を工夫することにより，**図 4** に示すような高効率でかつ未反応のアンモニアを大きく低減できる特徴を有している。この方法をtraveling grateの予熱（PH）ゾーンに適用することにより，大きな追加設備投資なしに窒素酸化物の発生量を低減することが可能となる。その代表的なフローを**図 5** に示す。

4. 2　キルン用石炭の炭種拡大

KOBELCO pelletizing systemでは焼成にキルンを用いており，高価な重油やガスの代わりに安価な石炭を主燃料として使用できる。しかし，安価な石炭は灰分量が多く，石炭灰がキルン内に付着・堆積してキルン内の通風を阻害することがある。このようなトラブルを防ぐ対策はいくつか考案されている。なかでも，キルンバーナのフレーム長さを短く維持し，石炭の粉砕後粒度をより細かくすることが特に有効であることを見出し，実際の操業においても確認した。**図 6**[6] にキルンバーナと石炭灰の堆積の概念を示す[6]。フレームがキルン内壁まで伸びていた場合，石炭灰は溶融状態でキルン内壁に到達して付着・堆積するが，フレームが短い場合はキルン内壁に到達する前に温度が下がり，固相状態として存在するため付着が抑えられる。**図 7** には石炭粒度とキルン入口部の石炭灰付着との操業テスト結果[6] を示す。石炭を細かく粉砕することで付着指数（相対的な堆積量）を抑えることができる。

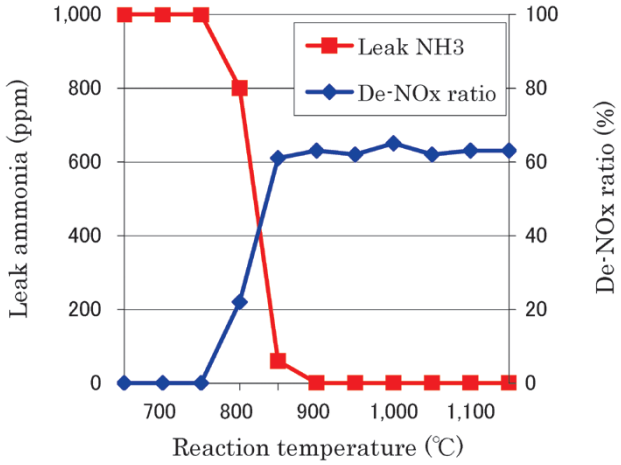


図 4　SNCR法の効果例
Fig. 4　Typical example of effects by SNCR system

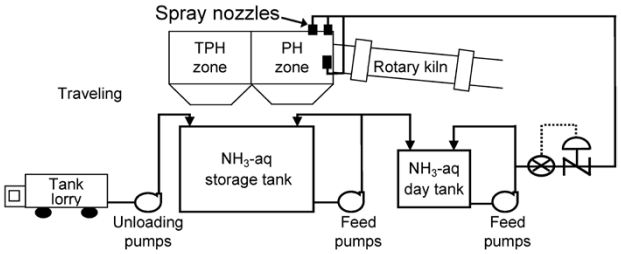


図 5　SNCR法のペレットプラントへの適用
Fig. 5　Typical application of SNCR system on pelletizing plant

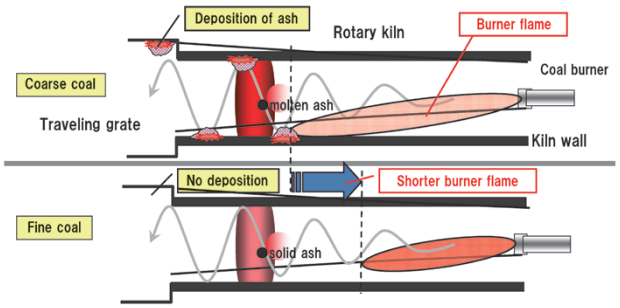


図 6　キルンバーナーと石炭アッシュ堆積の概念図
Fig. 6　General image on relation between kin burner and coal ash deposition

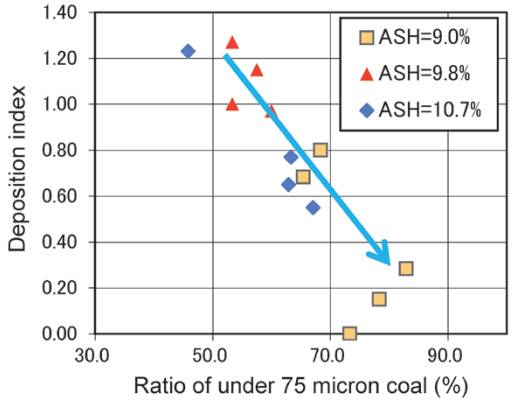


図7 石炭粒度と石炭灰堆積
Fig. 7 Relationship between coal fineness and ash deposition

5. 今後のペレットプラントの動向と当社の対応

5.1 今後の塊成化プロセスの動向

これまで述べたように，鉱山の品位低下に伴って選鉱プロセスの導入が増え，製品鉱石は粉砕工程を経るため非常に細かな精鉱となる。精鉱は細かいため焼結プラントでの使用に限界があり，ペレットプラントでの使用拡大が進むと予想される。また高炉においては，製品ペレットの鉄品位が高く，高温性状の改良も進んだ結果，ペレット多配合によるスラグ低減や還元剤低減と，それに伴うCO_2排出量低減の有効性が認められている[7]。このため，今後は高炉装入原料の一部が焼結鉱からペレットに置き換えられて行くと推測される。この流れは，コークブリーズを多く消費する焼結プラントに比し，ペレット製造における環境負荷が低いことでさらに加速されると考えられる。

さらに注視すべき点は，直接還元炉向けのペレット消費の増加である。もともと，鉄品位が高いことと粉の発生が少ないことが好まれ，直接還元炉の原料はほとんどがペレットである。そして直接還元炉は，シェールガスを活用した安価な鉄源製造としての需要増，およびスクラップを利用した製鋼工程において必要とされる清浄鉄源としてのDRI（Direct reduced iron）やHBI（Hot briquetted iron）の需要増から今後大きな拡大が予想されており，その原料となるペレットも同様に需要増が見込まれる。

5.2 今後の大型プラントの動向

鉄鉱石の埋蔵量が豊富にある場合，投資効率の観点から大型のペレットプラントが計画され，建設や操業の容易な出荷港近傍が建設地として選定される。近年のペレット設備の一基当たりの生産能力増を踏まえると年産600万トン以上の能力が求められ，また製品ペレットの競争力確保のために，低い製造原単位と高い品質が必要とされる。とくに，船で世界各地に出荷されることから粉の発生が少ない点が強く求められる。

当社は既に2010年にバーレーンにおいて年産600万トンのペレットプラントを建設した実績を有しており，年産800万トンプラントへの対応も可能である。また，当社のKOBELCO pelletizing systemはStraight grate systemに比べて焼成ガス量が少なく，原料層厚が薄いことから，プロセスファンの消費電力が少ないという特徴を有している。さらに，最適な熱回収プロセスを具備することによって，トップレベルの低い燃料原単位を実現している。また，焼成工程にキルンを採用し，ペレットが転動しながら焼成されるため，**図8**に示すように[8]高強度で強度のばらつきの小さいペレットが製造でき，長距離の輸送に伴うペレットの割れを抑える効果も生む。Straight grate systemではペレット静止層の上部から加熱されるのみで上層部と下層部の強度差が大きく，強度の弱い下層部のペレットが輸送中に割れることが多い。ペレットの平均強度を上げればこの点は改善されるが，逆に過剰に強度の高いペレットが含まれてしまう。直接還元炉でHBIを生産する場合，強度が過剰に高いペレッ

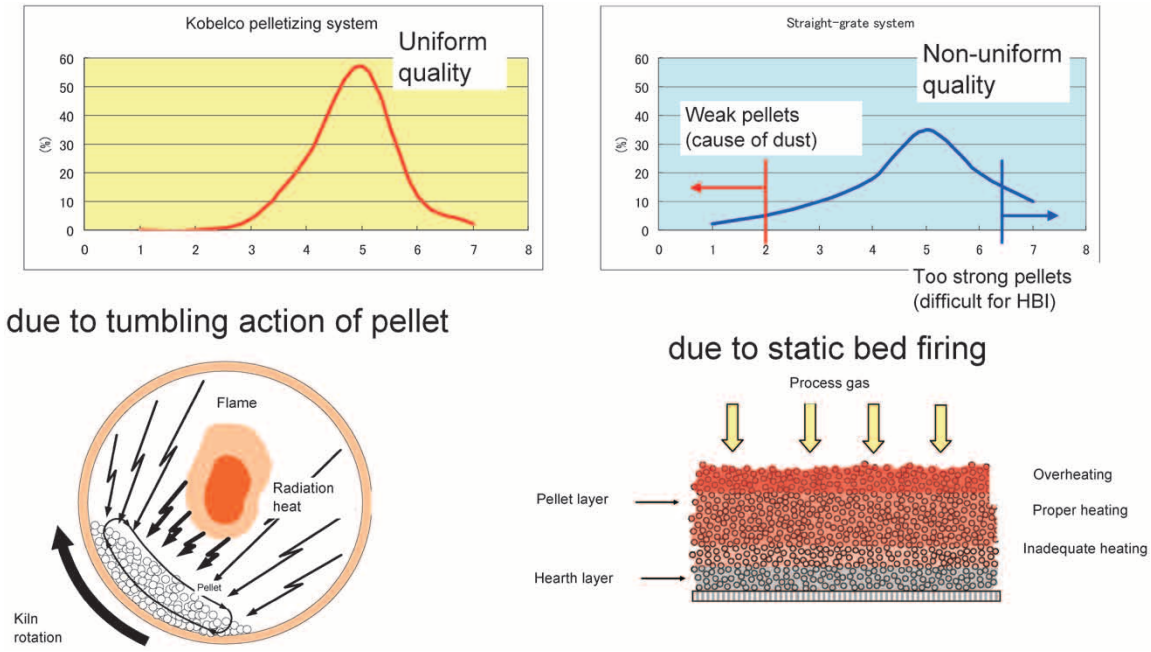


図8 製品ペレットの比較
Fig. 8 Comparison of product pellet

トが含まれているとブリケット化が難しくなる。このため，均一なペレットが製造できる当社プロセスの方がHBI製造には適している。

5.3　今後の中型プラントの動向

中型プラントは，大型プラントと比べて投資効率が低くなるため，投資効率以外の利点が得られるように製鉄設備と同じ敷地に建設されるケースが多いと考えられる。必要とされるペレットプラントの能力は年産300～400万トンで，単独で建設されるケースに比べて下記のような利点が期待される。

・小規模な鉄鉱石原料ソースでも活用できる。
・自社製鉄設備に最適な品質のペレットを設計・製造できる。
・副生ガスをペレットプラントの燃料に活用することにより，安価なペレットが製造できる。
・保全要員や管理要員の共通化が図られる。
・他設備で発生するダストをペレット原料として再利用できる。

当社保有のペレットプラントは高炉一貫製鉄所の敷地内に設置しており，製鉄所内に設置されるペレットプラントに対する多くの知識と経験を蓄積している。例えば，転炉ダストをペレット原料にリサイクルすることによって原料の有効利用を図っている。転炉ダストは微粉であるためにバインダとしての効果もあり，実際にバインダの使用量を低減する副次効果も得られている。また，前述した石炭活用技術により，ボイラ設備で使用する安価な石炭をペレットプラントでも活用することによって燃料費の削減を実現している。

5.4　今後の小型プラントの動向

埋蔵量がそれほど豊富ではない鉱山はインドや中国で数多く存在しているが，採算性が悪いことからこれまでは開発対象になっていなかった。しかし，近年の鉄鉱石価格の高止まりを受け，このような鉱山の開発も進展すると予想される。

小型鉱山の場合，ペレットプラントは選鉱プラントと一緒に鉱山近傍に建設されるケースが多いと考えられる。一体化することで精鉱の貯留設備を省略でき，また，一括建設することで工事費用の抑制も期待できる。当社も年産250万トン標準小型プラントを活用し，今後の拡販を目指している。

むすび＝これからの鉄鋼生産および鉄鉱石生産を俯瞰（ふかん）すると，選鉱プロセスで鉱石の品位を上げ，ペレットを製品とする開発が着実に増加して行くものと予想される。当社は独自のペレット技術を有し，世界6箇国に11基のペレットプラントの建設実績を持つ。特に製品ペレット品質の高さと石炭を主燃料に使用するノウハウを保持している点で高い評価を受けている。加えて，鉄鉱石向けの大型選鉱プラントの建設実績も有している。今後もこれらのプラントの拡販を通して鉄鉱石産業および鉄鋼業の発展に少しでも寄与できれば幸いである。

参　考　文　献

1）Magnus Ericsson. JOGMEC金属資源レポート. 2010.3, p.99.
2）テックスレポート. 輸入鉄鉱石年鑑2012年度版. p.76.
3）小澤純夫. JOGMEC金属資源レポート. 2012.5, p.47.
4）山口晋一ほか. R&D神戸製鋼技報. 2010, Vol.60, No.1, p.15.
5）山口晋一ほか. R&D神戸製鋼技報. 2010, Vol.60, No.1, p.15.
6）滝口裕太ほか. COREM 3rd symposium on iron ore pelletizing. 2013, Oct.
7）http://www.lkab.com
8）山口晋一ほか. R&D神戸製鋼技報. 2010, Vol.60, No.1, p.17.

（技術資料）

コークス炉ガスのMIDREX®プロセスへの適用

Application of Coke Oven Gas to MIDREX® Process

水谷範昭*1 Noriaki MIZUTANI　岸本隆司*1 Takashi KISHIMOTO　前田基秀*1 Norihide MAEDA

The MIDREX® process runs without coke, emits less CO_2 and thus is gathering attention as an alternative process for blast furnace iron-making. To expand business opportunities, attempts involving a study to utilize coke oven gas have been made to diversify the MIDREX process. The study has resolved most of the technical issues for commercialization, as reported in this paper.

まえがき＝当社の100％米国子会社であるMidrex Technologies, Inc.（以下，Midrex社という）は，天然ガスを還元ガス源として鉄鉱石を還元するMIDREX®注）プロセスを保有している。MIDREXプロセスはコークスを必要とせず，且つCO_2排出量が少ないため，高炉製鉄法に代わるプロセスとして考えられている。

また，昨今のシェールガス革命により，天然ガスから還元鉄を製造するプロセスとして注目を浴びている中，当社では，さらなるビジネスチャンス拡大を目指してMIDREXプロセスの還元ガスの多様化を検討してきた。このたび，還元ガスとしてコークス炉ガス（以下，COGという）を適用したMIDREXプロセスにおいて商業化に向けた技術的課題の解決に目処が立った。本稿ではその概要を報告する。

1．MIDREXプロセス

MIDREXプロセスのフローシートを**図1**に示す。天然ガスはリフォーマで改質され，COやH_2を含む還元ガスとしてシャフト炉に投入される。このリフォーマでの天然ガスの改質反応は，下記の水蒸気改質反応，及びCO_2改質反応である。

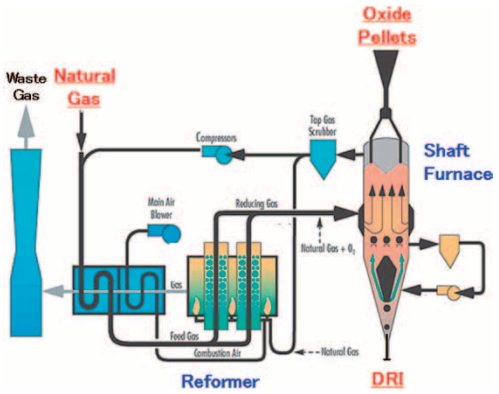


図1 MIDREXプロセスのフローシート
Fig. 1 Flow sheet for MIDREX process

$$CH_4 + H_2O \Rightarrow CO + 3H_2$$
$$CH_4 + CO_2 \Rightarrow 2CO + 2H_2$$

一方，酸化鉄原料である塊鉱石，または焼成ペレットはシャフト炉内でCOやH_2により還元され，シャフト炉最下部から還元鉄となって排出される。このシャフト炉内の還元反応は下記のとおりである。

$$Fe_2O_3 + 3H_2 \Rightarrow 2Fe + 3H_2O$$
$$Fe_2O_3 + 3CO \Rightarrow 2Fe + 3CO_2$$

2．MIDREXプラント

MIDREXプラントは，1967年にパイロットプラントが建設され，その2年後の1969年に米国オレゴン州で初めて商業機第1号が稼動したのを皮切りに，現在，世界中で約70基が稼動中である[1)]。**図2**にMIDREXプラントの建設実績を示す。直接還元鉄の生産量におけるMIDREXプラントのシェアは現在約60％を占めており，2012年に世界で生産された直接還元鉄7,400万トンのうち，MIDREXプラントで4,500万トンが生産された[2)]。

60％のシェアを占める大きな要因として，高い年間稼動率を維持したまま，1プラント当たりの生産能力が飛躍的に向上したことが挙げられる。当社がMidrex社を買収した1983年頃は，1プラント当たりの最大生産能力は年間60万トンであったが，その後の技術革新により，現在は3倍以上の年間200万トンである。

3．MIDREXプロセスにおける還元ガスの多様化

MIDREXプラントによる還元鉄生産シェアは約60％を占めているが，還元ガス源が天然ガスであるため，MIDREXプラントの立地は中東や南米北部等の天然ガ

脚注）MIDREXは当社の登録商標である。

*1 エンジニアリング事業部門　新鉄源本部　技術部

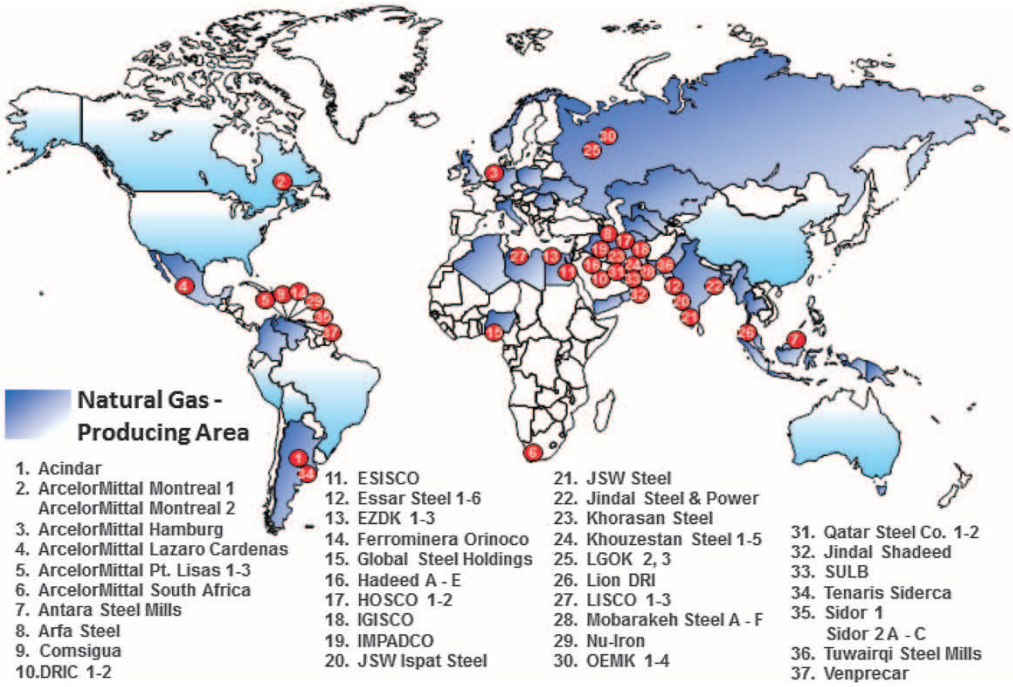


図 2 MIDREXプラントの建設実績
Fig. 2 MIDREX actual plant

ス産出地域に偏っている（図２）。

そこで当社は，MIDREXプラントのビジネスチャンス拡大を目指し，還元ガスの多様化を検討してきた。これまでに商業化した一例として，COREXプロセスのオフガスが挙げられる。**図３**にCOREXプロセスとMIDREXプロセスとを融合させたプロセスフローを示す。COREXとは，塊鉱やペレットの金属化率が約90％になるまでシャフト炉で還元された後，溶解ガス化炉で残りの還元と溶解が行われるプロセスである。このCOREXプロセスとMIDREXプロセスとの融合プラントが，Arcelor Mittal South Africaにおいて1999年に商業生産を開始した。

一方でMidrex社は，石炭ガス化の還元ガスを用いたプロセス（**図４**）を開発した。インドのJSPLプロジェクト向け１号機が建設中であり，2014年の商業生産開始を目指している。

また，MIDREXプラントの還元ガス源としてCOGの適用を検討した結果，COGはタールや不飽和重炭化水素を含むため，現行技術を用いた場合は少量のCOGしか使用できないことが判明した。しかし，少量であっても天然ガスの一部代替としてCOGが使用可能である。このため，稼動中のMIDREXプラントを改造してCOGを利用できるようにするプロジェクトが，インド・JSW Steel向けで遂行中であり，2014年末の商業生産開始を予定している。

還元ガスの指標であるH_2/CO比は，還元ガス源の種類，すなわち天然ガスベース，COREXのオフガス，及び石炭ガス化ガスによって大きく異なる（**表１**）。H_2/CO比が低いCOREXオフガスはCOを多く含むため，シャフト炉でのCO還元反応量が増加する。吸熱反応であるH_2還元と異なり，発熱反応であるCO還元量が増加すると高温となってシャフト炉内でペレットの一部が溶融

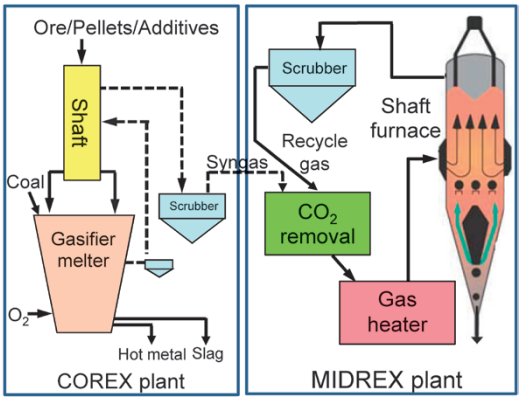


図３ COREXプラントとMIDREXプロセスの組合せ
Fig. 3 Combination of COREX plant and MIDREX plant

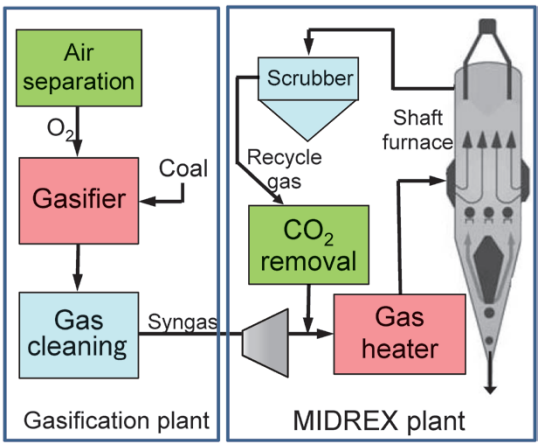


図４ 石炭ガス化プラントとMIDREXプロセスの組合せ
Fig. 4 Combination of coal gasification plant and MIDREX plant

表１ 還元ガス源の違いによるH_2/CO比（例）
Table 1 H_2/CO ratio due to reformed gas source differences (example)

	Natural gas base	COREX offgas	Coal gasification gas
H_2/CO	1.5～1.7	0.3～0.4	2.0

してクラスタリングが発生しやすくなる。そのため，COREXオフガスを使用しているArcelor Mittal South Africaプラントにおいては，シャフト炉入口ガス温度は通常の天然ガスベースより100～150℃低く設定する必要がある。

4．COGのMIDREXプロセスへの適用に向けて

COGを還元ガス源として有効利用するために，多くの国々でCOGの改質技術の開発が長年行われてきた。一例を挙げると，触媒メーカによる改質触媒の開発や水蒸気添加による無触媒部分酸化法である[3)～7)]。しかし，数百ppmの硫黄含有量による触媒の活性低下や不飽和重炭化水素による炭素析出問題が起こるため，触媒の商業化にはほとんど至っていない。また，無触媒部分酸化法は商業機での反応器のサイズが大きいことから水蒸気とCOGガスの混合が不均一になりやすいため[8)]，この方法も商業機レベルで採用されることはほとんど無い。

一方，上述したとおり，インドのJSW Steel向けで少量のCOGをMIDREXプロセスに適用することを実現してきた。次のステップとして，還元ガス源としてCOGをより多く利用する検討をMidrex社と共同で開始した。対象となる地域は，天然ガスの入手が困難であるが，COGが余剰になっているインドや中国の一部である。

表2にインド案件で検討したCOGのガス組成を示す。この表に示すとおり，COGには還元剤であるH_2やCOが60％以上含まれている一方，CH_4が25％，C_nH_mが5％含まれているため，一般的な改質ガス（残存CH_4：1～4％，残存C_nH_m：ほぼ0％）の代替としては使用できない。

また，1％含まれているタール分は主にベンゼン，トルエンの単環芳香族やナフタレンの多環芳香族化合物であるが，微量分も含めると数十種類の化合物が含まれているといわれている。したがって，タール分の分解，すなわち酸化反応が極めて複雑であるため，タール分をほぼ全量分解することは容易ではない。

そうした中，様々な開発技術を探索した結果，開発途中であるPraxair社の酸素バーナを用いた方法が最も可能性のある技術であると判断し，Praxair社も含めた共同開発を始めた。

表2 検討したCOGガス組成
Table 2 Gas combination of COG

	Vol%
H_2	55
CO	7
CO_2	3
H_2O	4
CH_4	25
C_nH_m	5
Tar	1
H_2S	300ppm

5．酸素バーナを用いたCOGの改質

Praxair社の酸素バーナ概念図を**図5**に示す。このバーナは，バーナ出口での燃焼ガス線速が900m/秒と高速になるように設計されているため，バーナ出口横から投入されるCOGは燃焼ガスの強い推進力によって巻き込まれ，燃焼ガスとCOGがより混合しやすくなる[9)]。また，バーナ出口の燃焼ガス温度は2,000℃を超える上に水蒸気濃度が高い条件となるため，COGに含まれるタール分が効率良く分解される。また，燃焼ガス中に含まれる残存酸素は，COGに含まれるCH_4やH_2と高温状態で部分酸化反応（下記の式（1））を起こすため，改質ガスであるCOやH_2をより多く生成することができる。

一方，燃焼ガスとCOGの混合が不十分で酸素濃度に分布が生じる場合，酸素濃度が高い領域では燃焼反応（式（2）～（6））が促進され，水や二酸化炭素が多く発生することになる。

すなわち、バーナサイズが大きい商業機では，燃焼ガスとCOGの混合を促進することが最重要課題となる。

$$CH_4 + 1/2\,O_2 \Rightarrow CO + 2\,H_2 \quad \cdots\cdots (1)$$
$$CH_4 + O_2 \Rightarrow CO + H_2 + H_2O \quad \cdots\cdots (2)$$
$$CH_4 + 3/2\,O_2 \Rightarrow CO + 2\,H_2O \quad \cdots\cdots (3)$$
$$CH_4 + 2\,O_2 \Rightarrow CO_2 + 2\,H_2O \quad \cdots\cdots (4)$$
$$H_2 + 1/2\,O_2 \Rightarrow H_2O \quad \cdots\cdots (5)$$
$$CO + 1/2\,O_2 \Rightarrow CO_2 \quad \cdots\cdots (6)$$

そこでまず，Praxair社の酸素バーナを用いたラボレベルの試験を行い，タールが分解されると共にCOG中のCH_4が改質され，改質ガスとして使用できることを確認した。

次に，COG処理量が数Nm^3/hのラボレベルの試験から，サイズを上げることで同様の改質効果を得ることができるかを確認するため，COG処理量数十Nm^3/hのパイロット試験をPraxair社において行った。，様々な燃焼ガス温度条件の下，COGに含まれるタール分（試験ではベンゼンで代用）が分解する条件を確認した。具体的には，様々な酸素/燃料比の下，改質ガスの状態を確認すると共に，後工程で堆積問題等を引き起こすすすの発生量を確認した。

ベンゼン（C_6H_6）が分解する際，ガス温度が不十分な場合や水蒸気濃度が低い場合にはC_2あるいはC_3までしか分解が進まない。このC_2やC_3が電気的に引き合って凝縮することによってごく微細な粒子を生成し，さらにこれらの微細な粒子同士が衝突と合体を繰り返してすすになると考えられている。

つまり，高温，且つ水蒸気濃度が高い条件がそろえば

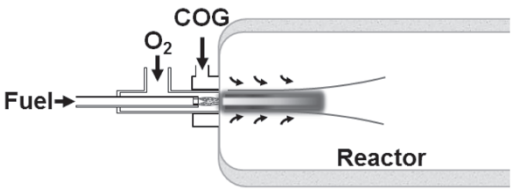


図5 Praxair社の酸素バーナー概念図
Fig. 5 Conceptual diagram of Praxair's oxygen burner

すすの発生を抑制することは可能である。しかしながら一方で，高温のガスを得ようとすると，改質ガス量が減少すると共に酸素消費量が多くなるため経済性が悪化する。したがって，本来の目的であるCOGの改質ガス源としての役割を果たすには，過剰な高温化を抑えつつすすが発生しない条件の見極めが鍵となる。

当社は，パイロット試験を通して様々な方策を検討した結果，ラボ試験とほぼ同等の条件ですすが発生しないことを確認した。すなわち，パイロットレベルにおいてラボレベルとほぼ同等の混合状態を達成することができた。

6．酸素バーナの実証試験

Praxair社の酸素バーナを商業機に適用した場合，酸素バーナの最大能力から，COG処理量は酸素バーナ1基当たり数万Nm^3/hと考えられる。一方で，パイロット試験装置のサイズは商業機の約1/500～1/200倍であり，パイロット試験結果から直接，サイズが数百倍の商業機を目指すことはリスクが大きいと判断される。そこで，商業機の1/20倍程度の実証試験装置をMidrex社のテクノロジーセンターに導入した（**図6**）。

この実証試験においては，パイロット試験で抑制できたすすが大量に発生する問題が続いた。その原因を探った結果，実証試験装置はパイロット試験に比べ数十倍大きいため，燃焼ガスとCOGの混合が不十分だったためであることが分かった。そこで，出口ガス温度を上げずに混合を促進する方策を検討した結果，以下の項目を実施することによって混合状態が改善し，パイロット試験とほぼ同等の条件でもすすが発生しないことが確認できた。

①COGの供給場所や供給場所のサイズの最適化
②燃焼ガス線速の最適化

実証試験ではタール分としてトルエンを用いた。その理由は，数トン単位で入手が可能な上に，タール分に含まれる化学物質の中でもトルエンの酸化分解反応が最も遅く，安全性の点からも使いやすいためである。

酸化分解反応速度が遅いトルエンがほぼ分解すれば，他のタール分も分解されると判断した。なお，表2に示したとおり，実案件でCOGに含まれるタール分は約1％であるが，実証試験ではトルエンが最大1.9％含まれた条件まですすが発生しないことを見極めることができた。

図6 実証試験装置全体（左）、反応器全体（右）
Fig. 6 Demonstration plant (left) and reactor (right)

7．商業機でのフロー

実証試験で得られた改質ガスの組成を基に，商業機向け概略フローを**図7**に示す。同図に示すとおり，COGの改質ガスを用いたMIDREXプロセスは確立され，インドや中国等で営業活動を推進中である。なお，図中のTHERMAL REACTOR SYSTEM®とは，反応器を含むCOG改質システム一式の名称であり，当社が商標として米国等で登録している。

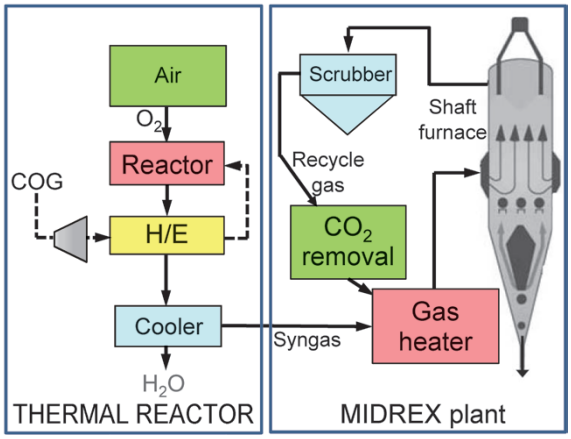


図7 商業機で想定される概略フロー
Fig. 7 Supposed general flow for commercial plant

むすび＝Midrex社やPraxair社との共同によるラボ試験，パイロット試験，及び実証試験を通して技術的課題を解決し，COGの改質ガスを用いたMIDREXプロセスを確立することができた。

近年，先進国においてもスクラップ代替の清浄鉄源として還元鉄の需要が高まっており，世界的に電炉による鉄鋼の生産量が拡大を続けている[10]。今後も継続して還元ガスの多様化に取り組むことにより，世界の鉄鋼生産に貢献して行きたい。

参　考　文　献

1）厚　雅章ほか, R&D神戸製鋼技報, 2010, Vol.60, No.1, p. 5 -11.
2）Midrex. 2012 World Direct Reduction Statistics.
3）宝田恭之ほか. NEDO事後評価報告書（2010年）. 無触媒石炭乾留ガス改質技術開発.
4）藤本健一郎ほか. 新日鉄技報. 2011, 第391号, p.201-205.
5）公開特許. 平成6年-279769.
6）公開特許. 2001-220584.
7）公開特許. 2011-11959.
8）則永行庸ほか. 公益財団法人JFE21世紀財団　技術研究報告書（2007年度）ホームページ www.jfe-21st-cf.or.jp/jpn/hokoku_pdf_2007/06.pdf,（参照2013-11-25）.
9）S. Halder. PRAXAIR社Reports, Papers, Case Studies & Presentationsホームページ. Paper 2011 AI STech Hot Oxygen for Coal Combustion Halder.pdf. http://www.praxair.com/resource-library/reports-papers-case-studies-and-presentations,（参照2013-11-25）.
10）山田幸夫. 日本鋼管テクノサービス 新鉄源調査レポート（1996）.

（解説）

鉄鋼スラグ製品の紹介と海域実証試験の現況

Introduction of Iron and Steel Slag Products and Present Situation of Oceanic Field Tests

松元弘昭[*1] Hiroaki MATSUMOTO　森　英一郎[*1] Eiichiro MORI　小北雅彦[*2] Masahiko KOKITA　福崎良雄[*3] Yoshio FUKUZAKI　幸田隆史[*4] Takafumi KOUDA

At present, about 38 million tons of iron and steel slag are generated per year in Japan. The properties of the slag have been investigated and ways of using it have been developed since the 1970's. As a result, iron and steel slag products have contributed to the conservation of natural resources and establishment of a recycling-based society, being used effectively for cement, aggregate for concrete, base course materials, civil engineering works and fertilizer. This paper introduces these iron and steel slag products of Kobe Steel. Furthermore, in recent years, iron and steel slag subjected to field testing in the ocean and were evaluated as safe for the surrounding waters and as having good biological affinity. This paper also describes the present situation of field testing.

まえがき＝鉄鋼スラグは鉄鋼生産の副産物であり，2012年度の国内生成量は3,800万トンに達する[1)]。鉄鋼スラグ製品は，これら鉄鋼スラグを原料として必要な加工を施した工業製品である。日本国内では1970年代から資源化活動が進められ，道路工事や土木工事，コンクリートなどで工事用資材として有効利用され，天然資源の保護・資源循環型社会に貢献してきた。

本稿では，工事用資材として有効利用されている㈱神戸製鋼所（以下，神戸製鋼という）の鉄鋼スラグ製品を紹介するとともに，スラグの利用用途拡大のために数年前から取り組んでいる，海域利用を目的とした実証実験について報告する。

1．鉄鋼スラグの種類

1.1　高炉スラグ

高炉スラグは，高炉において鉄鉱石をコークスで還元・溶融して銑鉄を製造する時に，銑鉄1トンあたり約300kg生成する。冷却方法の違いにより徐冷スラグと水砕スラグに区分される（**図1**）。2012年度の全国の高炉スラグ取り扱い量は約2,460万トン[1)]，神戸製鋼は約230万トンである。いずれも80％強が水砕スラグである。徐冷スラグは溶融状態からゆっくりと冷却されるため，岩石状の結晶質となる（図1（a））。一方，水砕スラグは溶融状態の高炉スラグに高圧水を噴射して急速冷却されるため，砂状のガラス質になる（図1（b））。水砕スラグは単に水を混ぜたのでは硬化を起こさないが，アルカリ刺激剤と呼ばれる特定の少量物質が存在する時は水和反応して硬化する性質を示す。このような潜在水硬性を生かして，高炉セメントやコンクリート混和材として使用されている。高炉スラグは，高炉内で溶銑からの脱硫機能と1,500℃前後での適切な粘性が求められ，その化学成分はほぼ一定に制御されているので性状は安定しており，工業製品として好適である。

(a) 徐冷スラグ　(b) 水砕スラグ
(a) Air-cooled blast furnace slag　(b) Granulated blast furnace slag

図1　高炉スラグ
Fig. 1　Blast furnace slag

1.2　製鋼スラグ

高炉で製造された銑鉄は硬くて脆いため，靭（じん）性・加工性に優れた鋼に変える必要がある。その工程である製鋼プロセスで生成する鉄鋼スラグを総称して製鋼スラグと呼ぶ。製鋼スラグは粗鋼1トンあたり約130kg生成し，2012年度の取り扱い量は全国で約1,100万トン[1)]，神戸製鋼は約100万トンである。製鋼スラグは主に路盤材や土工用材料として使用される。

2．鉄鋼スラグ製品

鉄鋼スラグ製品は**表1**に示すように，セメント・コンクリート用途，路盤材用途，土木用途に分けられる。また数量的にはわずかであるが，肥料原料としても利用されている。前述した主要な鉄鋼スラグ製品を以下に詳述する。

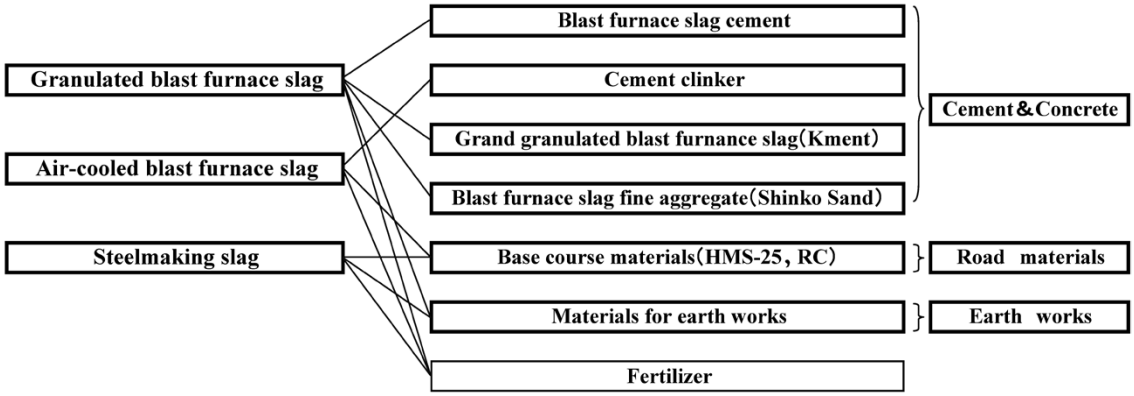
2.1　セメント・コンクリート用途

2.1.1　高炉スラグ微粉末

高炉スラグ微粉末（商品名：ケイメント）は高炉水砕

[*1] 神鋼スラグ製品㈱　技術部　[*2] 鉄鋼事業本部　技術総括部　[*3] 鉄鋼事業本部　技術総括部（現 加古川製鉄所　製鋼部）　[*4] 神鋼建材工業㈱　営業本部

表 1 神戸製鋼所における鉄鋼スラグ種類別の用途
Table 1 Uses of iron and steel slag at KOBE STEEL.



スラグを微粉砕することにより製造され，セメントメーカやコンクリート２次製品メーカ，生コン工場に販売され，最終的に建築物や土木構造物として使用されている。JIS A6206では比表面積（cm^2/g）により3000級，4000級，6000級，8000級が規定されている[2]。神戸製鋼では4000級に相当する高炉スラグ微粉末をローラミル（OKシリーズミル）[3]により製造している。

一部の大手建設会社などでは最近，コンクリート製造時のCO_2排出量を大幅に低減できる低炭素型コンクリートの実用化に取り組み，環境負荷の少ない建築物を目指し始めている[4]。この取り組みにおいて主役となるのが高炉スラグ微粉末である。

コンクリートのバインダであるセメントは，石灰石等を焼成して製造されることから，その製造過程で多量のCO_2を排出する。一方，高炉スラグ微粉末の製造過程で発生するCO_2は少なく，コンクリート中のセメントを，製鉄過程で生じる副産物である高炉スラグ微粉末に置き換えることによってCO_2排出量を相当小さくすることが可能である。2013年３月に竣工した神戸製鋼の新社屋では，バインダ中のケイメント比率が75％の㈱大林組のクリーンクリート[5]が擁壁の一部で使用され（**図２**），この部位では通常のコンクリート使用と比較して70％以上CO_2が削減されたことになる。

（独）建築研究所や（独）土木研究所においても低炭素型コンクリートの研究が進められており，将来の高炉スラグ微粉末の利用拡大が期待される。

2.1.2　高炉スラグ細骨材

高炉スラグ細骨材は，水砕スラグを軽破砕して粒子形状とサイズを調整したコンクリート用の砂である。JIS A 5011-1では粒度によりBFS5，BFS2.5，BFS1.2，BFS5-0.3が規定されており[6]，神戸製鋼ではBFS2.5に相当する細骨材（商品名：シンコーサンド）を製造している。

近畿以西では高度成長期以降，コンクリート用の細骨材として海砂が使われてきたが，瀬戸内海では数年前に海砂採取が全面的に禁止され，さらに中国政府が海砂輸出を禁止した。このため最近では，岩石を砕いて製造される砕砂やスラグ骨材のような人工砂が細骨材の主流となっている。天然砂の枯渇が懸念される中，砕砂に比べて品質が安定している高炉スラグ細骨材への注目度は高く，今後も旺盛な需要が見込まれている。

図２　㈱神戸製鋼所新社屋擁壁に適用されている低炭素型コンクリート
Fig. 2　Low-carbon concrete applied to retaining wall of new head office of Kobe Steel

日本建築学会の「高炉スラグ細骨材を使用するコンクリートの調合設計・施工指針・同解説」が2013年２月に改定された。本改定の最大のポイントは，高強度コンクリートへの高炉スラグ細骨材の使用が認められたことであり，それに加えて高炉スラグ細骨材の使用によりコンクリートの乾燥収縮が抑制されることが明示されたことである[7]。さらに，高炉スラグ細骨材の使用によりコンクリートの中性化も抑制できる可能性が示唆されており[8]，コンクリートの耐久性の観点からも高炉スラグ細骨材への期待が高まっている。

2.2　路盤材用途

路盤材は，道路表層のアスファルトコンクリートの下に使用され，路面の交通荷重を分散させ，下方の路床にかかる応力を低減する役割を担っている。このために必要な特性は，良好な締め固め性と高い地盤強度が得られることである。高炉徐冷スラグや製鋼スラグは粒子のかみ合わせが良く，良好な締め固め性を示すことから，路盤材の素材として適している。

神戸製鋼では，主に路盤上層部で使用される水硬性粒度調整スラグ（HMS-25）と，主に路盤下層部で使用される再生路盤材（RC-30，RC-40）を製造している。両者とも施工性の良さと支持力の高さから好評を得ている。

2.3　鉄鋼スラグ製品の環境安全性

2013年３月に高炉スラグ微粉末JIS A6206[2]，コンクリート用高炉スラグ骨材JIS A5011-1[6]，道路用スラグJIS A5015[9]が改正された。今回の改正の大きな変化点は，高炉スラグ骨材と道路用スラグで環境安全品質基準が定められたことである。その項目と基準値を**表２**に示す。これら基準値は，各製品が，その働きを終えて再利用されるまでを一つのライフサイクルと考えて，最もリ

表２ 環境安全品質基準
Table 2 Standard of quality for environmental safety

Element	Elution amount (mg/L)	Content (mg/kg)
Cd	≦0.01	≦150
Pb	≦0.01	≦150
Cr^{6+}	≦0.05	≦250
As	≦0.01	≦150
Hg	≦0.0005	≦15
Se	≦0.01	≦150
F	≦0.8	≦4000
B	≦1	≦4000

スクの高い状態をベースに評価している。これにより鉄鋼スラグ製品は環境影響が極めて小さいことが明確になり，他のリサイクル材料との差別化が図れるようになった。神戸製鋼では原料スラグの段階から厳密な検査体制を構築し，環境安全性品質を確保した製品を製造している。

３. 海域利用の取り組み

近年，鉄鋼スラグの主な用途の一つである路盤材の需要が減少していることに加えて，陸上土木工事では建設副産物リサイクル材の使用量が増加している。そこで，鉄鋼スラグの新たな用途として防波堤や潜堤などの海域工事で使用される被覆石・基礎捨石代替材，及び藻場マウンドや底質改善などの海域環境改善資材への利用を検討している。

神鋼グループはこれまで，兵庫県家島諸島，神戸空港，及び沖縄県与那原町の３箇所で藻場造成材としての試験を行ってきた。本章では，2009年に開始した家島諸島における鉄鋼スラグを活用した藻場造成試験について紹介する。

3.1　背景

兵庫県では「ひょうごエコタウン推進会議」を設置し，循環型社会の形成を推進している。この中で，海域環境保全・修復材料としての鉄鋼スラグを有効に活用するための方策を検討する「鉄鋼スラグの利用拡大研究会」を設置している[10]。本研究会の取り組みとして神鋼グループは，家島諸島において鉄鋼スラグを活用した実証試験を実施した。

3.2　試験方法

3.2.1　鉄鋼スラグ石材を用いた藻場魚礁

鉄鋼スラグ石材（以下，スラグ石材という）が海藻類の着生基材としての効果及び魚の蝟（い）集による漁場の改善効果の有無を検証することを目的に，家島諸島西島沖の水深５～８mの比較的浅い海域でスラグ石材を組み合わせた鋼製藻場魚礁を2009年７月に沈設した（**図３**）。スラグ石材は，製鋼スラグを固化したものを20～50cmに破砕したものである。鋼製藻場魚礁は神鋼建材工業㈱製のフラットタイプ魚礁とマウントタイプ魚礁（**図４**）の２種類を用いた。図３で示したB点，E点にはスラグ石材を組み合わせたフラットタイプ魚礁（寸法4.4×3.1×2.0m；総重量10.5トン）を沈設し，比較としてA点，D点に天然石を組み合わせた同様の魚礁を合計

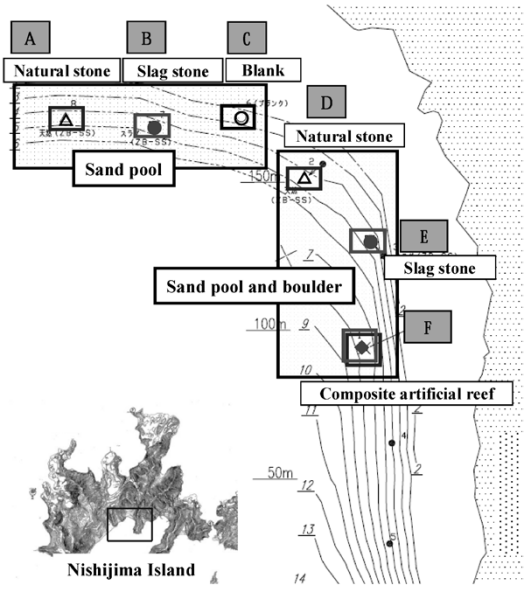


図３ 藻場魚礁の配置図（家島諸島西島沖）
Fig. 3 Layout of artificial reef
(offshore of Nishijima Island, Ieshima Islands)

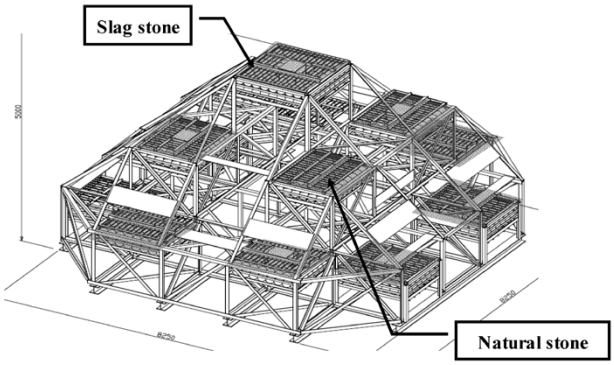


図４ マウントタイプ魚礁の概略図
Fig. 4 Schematic of mount type artificial reef

４基沈設した。F点には，スラグ石材と天然石を交互に組み合わせた複合型のマウントタイプ魚礁（寸法8.5×8.5×5.0m；総重量35.7トン）を１基沈設した。また，比較対照地点（ブランク）を魚礁を沈設していない自然海底面（C点）に設定した。

3.2.2　調査項目

2009年７月の沈設以降，潜水士による定期観察を含む追跡調査を実施している。この追跡調査では，付着植物，蝟集魚類数，プランクトン，マクロベントス等の生物量と金属元素等の水質への影響を評価した。付着植物の調査は，植生調査法として一般的に行われている区画法（コドラート法）により実施した。蝟集魚類調査では各魚礁に出現した魚類を目視観察し，出現種について総個体数を階級分けした。また，水質調査は基材直上の海水を採水して金属元素等を分析した。

3.3　試験結果

3.3.1　付着植物量

付着植物量の結果を**図５**に示す。調査時期により変動はあるものの，スラグ石材には天然石と同等に植物が付着していた。観察された主な出現種はフクロノリ，ウミウチワ，ウスカワカニノテであった。なお，沈設２年目（2011年）の冬から初夏にかけてスラグ石材には有用種

であるホンダワラ科のアカモクが繁茂していることが確認された（**図６**）。この傾向は３年目の2012年も同様であった。

3.3.2　蝟集魚類数

蝟集魚類数の結果を**図７**に示す。ここで，図中のスラグ石材はB点，E点，天然石はA点，D点それぞれにおいて８月に観察された魚類総数の平均を示している。スラグ石材は天然石と同等以上の蝟集効果があることが分かる。観察された主な魚種はスズメダイやメバル属であり，その他にもカワハギ，マアジ，イシダイ等これまで30種以上に及ぶ魚種の回遊が確認された。

3.3.3　水質（金属元素）

海水中の金属元素の調査結果の一例を**図８**に示す。2009年は８月，2010年以降は３月と８月の調査結果の平均を示している。調査の結果，スラグ石材は天然石及びブランクと差異はなく，海水への金属元素の溶出は認められなかった。

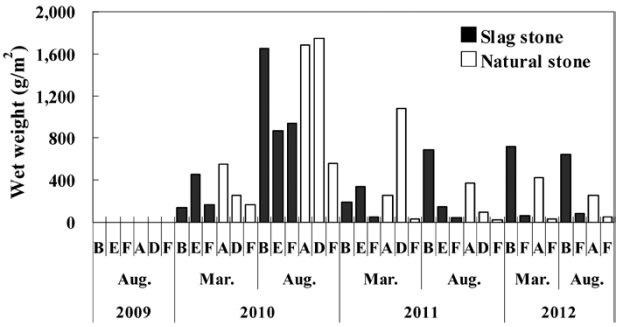


図５　付着植物量の経年変化
Fig. 5　Secular change of sessile plants

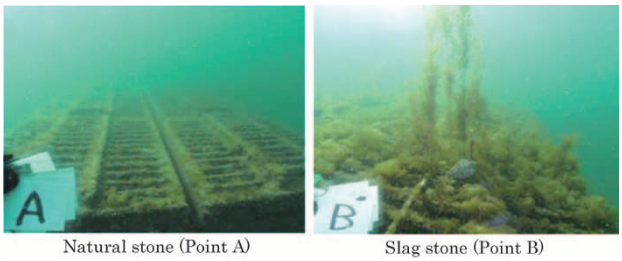


図６　天然石とスラグ石材の付着植物量の比較（2011年１月）
Fig. 6　Comparison of the quantity of attached plant（Jan. 2011）

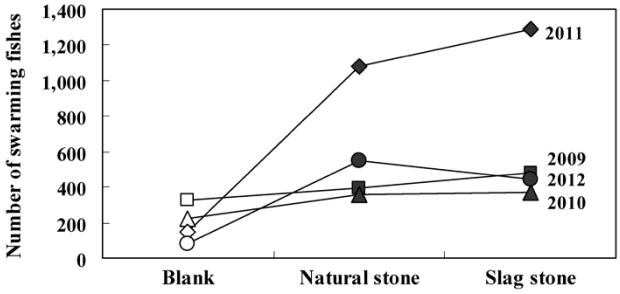


図７　蝟集魚類数結果
Fig. 7　Result of the number of swarming fishes

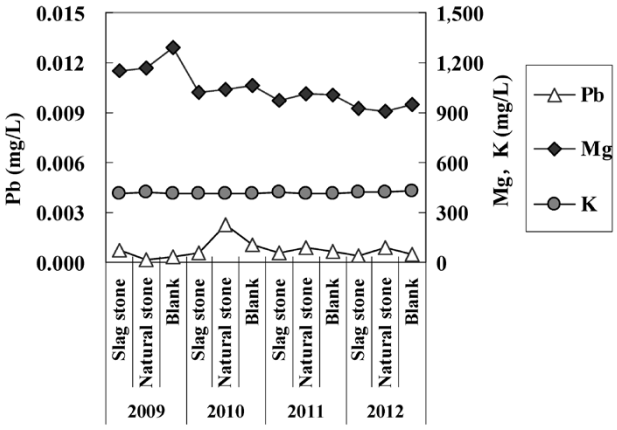


図８　海水中の金属元素濃度
Fig. 8　Metal element concentration in seawater

3.3.4　スラグ石材の効果

これまでの調査結果より，スラグ石材は天然石材と同等に海藻類の付着効果があり，かつ蝟集効果も有することが確認できた。さらに，水質調査の結果から有害な金属元素の溶出は認められず安全性が確認できた。これらの結果から，スラグ石材は天然石同様に海域環境改善資材として有用であると考えられる。なお，今後も追跡調査を継続していく計画である。

むすび＝鉄鋼スラグ製品はセメント・コンクリートや路盤材など，主に陸上での工事用資材として国内で有効に利用されてきた。しかし，近年その需要が減少し，とくに製鋼スラグには新たな用途が求められている。このような背景から海域での利用拡大にも取り組んでいる。これまでの実証試験では，周辺海域への安全性，及び天然石と同等の生物親和性を有することを確認している。今後は，従来の陸上用途に加えて，環境修復機能も併せ持った，海域工事全般に用いられる天然石代替石材として活用することを目指していく。

参　考　文　献

1）鐵鋼スラグ協会. 鉄鋼スラグ統計年報（平成24年度実績）. 2013, p.2.
2）日本規格協会. コンクリート用高炉スラグ微粉末JIS A6206. 2013, p.5.
3）下島克彦ほか. R&D神戸製鋼技報. 1985, Vol.35, No.1, p.49.
4）北岡眞文ほか. Journal of the Society of Inorganic Materials, Japan. 2012, Vol.19, No.357, p.138.
5）小林利充ほか. 大林組技術研究所報. 2011, No.75, p.1.
6）日本規格協会. コンクリート用高炉スラグ骨材JIS A5011-1. 2013, p.4.
7）日本建築学会. 高炉スラグ細骨材を使用するコンクリートの調合設計･施工指針・同解説. 2013, P.30.
8）日本建築学会. 高炉スラグ細骨材を使用するコンクリートの調合設計･施工指針・同解説. 2013, P.126.
9）日本規格協会. 道路用鉄鋼スラグJIS A5015. p.6.
10）ひょうごエコタウン推進会議　鉄鋼スラグの利用拡大研究会海域ワーキンググループ. 瀬戸内海. 2002, No.59, p.51.

（論文）

亜瀝青炭パイル内の自然発火予測手法

Evaluation of Spontaneous Combustion in Stock Pile of Sub-bituminous Coal

朴　海洋[*1] Haeyang PAK
多田俊哉[*2] Toshiya TADA
菊池直樹[*3] Naoki KIKUCHI
重久卓夫[*3] Takuo SHIGEHISA
樋口　徹[*3] Toru HIGUCHI
山本誠一[*4] Seiichi YAMAMOTO

Spontaneous combustion in coal stock piles is one of the problems met with when utilizing coals such as sub-bituminous coal and brown coal, which contain highly volatile matter. A method has been developed for simulating the spontaneous combustion of coal in stock piles. This method involves transient calculation taking into account the flow behavior of air in the pile, low-temperature oxidation behavior of coal in the pile, evaporation of moisture from the coal and its absorption / desorption behavior. The simulation enables the evaluation of the temperature change in the coal stock pile without any large-scale temperature measurement. As a result, it has been clarified that the spontaneous combustion occurs at the foundation of each stock pile, where the breathability is high. It has also been confirmed that the stock pile of sub-bituminous coal exhibits a faster temperature rise, because it has higher oxidative reactivity than does bituminous coal.

まえがき＝日本国内における一次エネルギー消費量の約24％を占める石炭資源は，そのほとんどが輸入により賄われており，貿易統計によると2012年の石炭輸入量は1億8,515万トンである[1)]。そのうち，約6割が事業用および産業用ボイラの燃料として利用されている一般炭であり，高品位な瀝（れき）青炭を利用することが多い。石炭は石炭化度が進むにつれて炭素含有率が増加し，無水無灰基準の発熱量が33,910kJ/kg以上では瀝青炭，30,560～33,910kJ/kgの範囲では亜瀝青炭，24,280～30,560kJ/kgの範囲では褐炭として分類（JIS M1002）される。

石炭火力発電所には海外輸入炭を貯蔵する設備があり，大きく分けて屋外貯炭と屋内貯炭の2つの貯炭方式がある。ストックパイル（以下，パイルという）のような屋外貯炭方式は，スタッカやリクレーマを用いて積み付け，払い出しを行うため，広大な敷地を有する製鉄所や火力発電所で多く採用されている。一方，敷地上の制約や周辺環境への配慮から近年は，サイロのような屋内貯炭方式を採用する事業所も増えている[2)]。貯炭場は製鉄所や火力発電所の規模にもよるが，1～2箇月程度の石炭使用量に相当する貯炭容量を有しているのが一般的である。

長期間の貯炭において留意すべき現象として石炭の自然発火がある。石炭の積み付け直後のパイル温度は30～40℃前後であるが，石炭が低温酸化反応により発熱するため温度は徐々に上昇していく。石炭の酸化熱と水の蒸発潜熱，パイル内の通気による放熱のバランスでパイル温度は定まり，発熱が優勢な箇所ではパイル温度が上昇し続けて，最終的には自然発火に至ると推定されている[3)]。

石炭の自然発火特性については，断熱した系内でサンプルの自然発熱による温度変化を測定する方法[4)]で評価することが多く，高O/C比（石炭中に含まれる酸素と炭素の割合）や高比表面積のような酸化特性が高い石炭ほど自然発火しやすい傾向にあることがわかっている（内的因子）。さらに，貯炭時における自然発火特性には，石炭の粒度分布や充填状態，散水量や降水量，外気温などの外的因子の影響を考慮する必要がある。内的因子と外的因子を考慮した評価手法として，数千トン規模の石炭を用いたテストパイルでの数箇月間の長期測温実験[5), 6)]がある。使用実績のない新規銘柄炭の自然発火特性が把握できる手段ではあるが，高コストである。

近年，石炭供給ソースの分散化や石炭銘柄の低品位化に伴い，多種多様な銘柄の石炭が国内の火力発電所でも使用されている。なかでも，亜瀝青炭のようにO/C比が高く，瀝青炭と比較して自然発火しやすい石炭の使用量が増加している。今後，このような石炭種はさらに増加傾向になると予想されることから，貯炭場における火災トラブルを抑制するためには，これらの新規銘柄炭の自然発火特性を事前に把握する必要がある。

そこで当社は，使用実績のない亜瀝青炭を含む新規銘柄炭の貯蔵時における火災トラブルを防止するために，石炭の低温酸化性等の内的因子や，パイルの状態や外部環境等の外的因子を考慮した石炭パイル内の発熱挙動を予測するシミュレーション技術を開発した。

1．シミュレーションモデルの概要

石炭パイルの発熱シミュレーション（以下，パイルシミュレーションという）において，パイル内の発熱挙動

[*1] 技術開発本部　機械研究所　[*2] 技術開発本部　機械研究所（現 ㈱神鋼環境ソリューション）　[*3] 技術開発本部　石炭エネルギー技術開発部
[*4] 技術開発本部　石炭エネルギー技術開発部（現 ㈱新エネルギー・産業技術総合開発機構）

を精度よく再現するため，以下の３つの挙動を詳細に検討してモデル化を行った。

①パイル内に流通する空気の流動挙動

②パイル内の石炭の低温酸化挙動

③石炭中の水分の蒸発と吸脱着挙動

これらのモデルを汎用熱流体解析ソフトウェアFLUENTに組み込むことにより，大規模パイルにおける伝熱，流動および反応を考慮した非定常解析を行うことができる。これによって，小規模な試験で石炭の物性値を取得するだけで，様々な石炭の貯蔵時における発熱特性を予測できるようになり，大規模テストパイルによる測温実験は不要となる。

1.1　パイル内の空気の流動挙動

パイル内は，発熱に伴って生じる自然対流によって空気が流動している。大まかにいえば，温められた空気はパイル内を上昇して外部に排出され，新鮮な空気が外部から供給されるような流れが形成されている。ここで，パイルは粒度分布を持つ石炭粒子群によって構成された充填層であることから，空気の流動を再現するには，パイル内における圧力損失を把握し，空気の流動状態を決定する必要がある。さらに，パイルは幅広い粒度分布を持つ石炭粒子群によって構成されているため，パイルの各所で通気性が異なる。例えば，パイルはスタッカによって積み付けを行うが，転がり偏析によって粒子径の大きな石炭粒子はパイルの裾野に集まる傾向にあり，通気性はパイル裾野の方がよくなる。

そこで著者らは，パイル内における空気の流動分布状態を評価するために，パイル内各所の粒度分布を実測してその粒度分布での圧力損失を求めた。**図１**にスタッキング工程を模擬した1.5mラボパイルの概略を示す。本試験は，図中に示すようにコンテナバッグ内の石炭をパイル上部より排出することによって積み付け，高さ0.5m間隔に配置した領域から採取した石炭粒子群の粒度分布や，後述する通気抵抗係数を測定するものである。図中には各領域における平均粒子径（質量基準50％粒子径）を併せて示した。パイル裾野に相当する領域１の平均粒子径は29.8mmとなり，他の領域よりも一桁大きな粒子群が堆積することがわかった。

さらに，**図２**に示す圧力損失測定装置を用いて各領域における流速と圧力損失の関係を求めた。本装置は，石炭粒子群の充填層，空気供給設備，流量計，充填層の差圧を測定するマノメータで構成されている。**図３**にパイル表層に相当する領域１～３における流速と圧力損失の関係を示す。本図より，すべての領域において流速（u）と圧力損失（ΔP）には式（１）に示すような線形関係が成立することがわかる。

$$\Delta P/L = k \cdot u \quad \cdots\cdots (1)$$

ここでLは充填層高さであり，（１）式の傾きであるkは通気抵抗係数（Pa/m^2/s）である。本シミュレーションではパイル内に通気抵抗係数kの分布を与えることで圧力損失を求め，パイル内の空気の流動挙動を表現することにした。領域別に見ると，大きな粒子が堆積しやすいパイル裾野（領域１）における通気抵抗係数は小さく，円錐状の場合，パイル内部や頂上に近くなるほど通気抵抗係数は大きくなる。

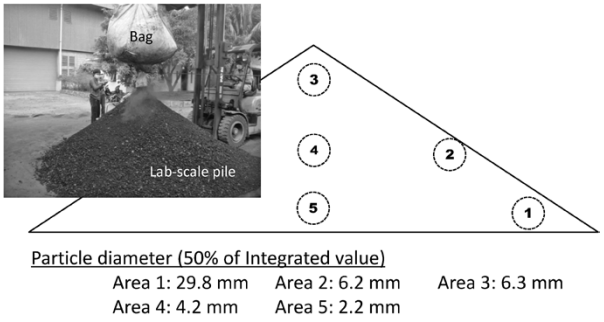


図１　パイリングテスト

Fig. 1　Piling test

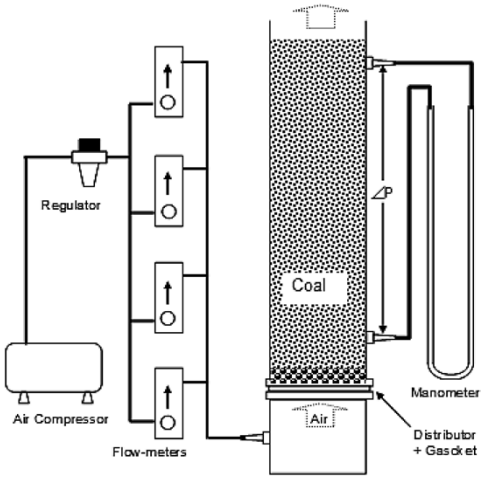


図２　圧力損失測定装置

Fig. 2　Schematics of experimental apparatus for pressure drop

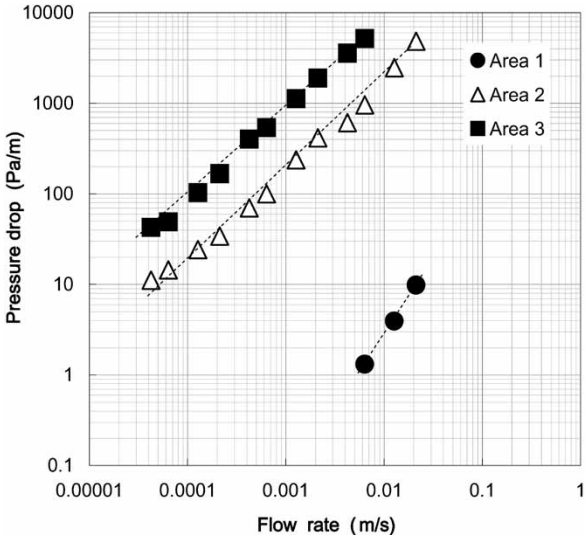


図３　圧力損失と流速の関係

Fig. 3　Relationship between pressure drop and flow rate

1.2　パイル内の石炭の低温酸化挙動

石炭の低温酸化反応は，まず酸素の吸着により過酸化物が生じ，最終的にはCO，CO_2，H_2Oまで分解するものと考えられている。また，石炭への積算酸素吸着量が増加するほど吸着サイトが減少するため，吸着速度は低下していくことが知られている。つまり，パイル内では，空気中の酸素を消費することで発熱反応は進行するが，時間の経過と共に反応活性が低下し，発熱速度も低下し

ていく。

上述のように，低温酸化反応が進行して熱が発生すると考えられていることから，本シミュレーションでは式（2）を用いて石炭の発熱速度Q（kJ/m^3/s）を求めた。

$$Q = \Delta H(1-\varepsilon)\rho\, OCR \quad \cdots\cdots (2)$$

ここで，ΔHは酸化反応熱（kJ/kg-O_2），εはパイル内の空隙率，ρは固体密度（kg/m^3）である。発熱速度を決定する上で重要なのは酸素消費速度（Oxygen Consumption Rate，以下OCRという。単位はmg-O_2/g-coal/day）である。OCRは石炭固有の値であり，式（2）に示すようにOCRが大きいほどパイル内の発熱が顕著となることを意味する。また，OCRは温度および酸素濃度に対する依存性があることから，シミュレーションでは式（3）を用いて表現した。

$$OCR = OCR_0 \mathrm{EXP}\{-\Delta E/\mathrm{R}(1/T - 1/T_0)\}[O_2]^n \quad \cdots (3)$$

ここでOCR_0は303K（30℃），21％-O_2条件（基準条件）における実測値（mg-O_2/g-coal/day）であり，ΔEは活性化エネルギー（kJ/mol），$[O_2]$とnは酸素濃度比（＝パイル内酸素濃度／基準条件の酸素濃度）および反応次数（-），TおよびT_0はパイル内温度および基準条件の温度（K）である。加えて，上述のとおり，OCR_0は積算酸素消費量と共に減少するため，積算消費量の関数として表現される。

OCR_0は密閉容器に石炭と乾燥空気（基準条件）を入れ，酸素濃度の経時変化より求めることができる。この方法で測定した豪州産の瀝青炭（石炭Ａ）とインドネシア産の亜瀝青炭（石炭Ｂ）のOCRと積算酸素消費量の関係を**図４**に示す。本図より，亜瀝青炭である石炭ＢのOCRは瀝青炭よりも高いことがわかる。また，温度が高くなるほどOCRは指数関数的に増大することが確認された。ただし，２つの銘柄ともに酸素消費の積算量が増加するにつれて反応活性が低下し，OCRは小さくなる。

このことから，個々の石炭のOCRを実測し，積算酸素消費量，温度，酸素濃度の関数として式（3）を用いてシミュレーションに反映させた。

1.3　石炭中水分の蒸発と吸脱着挙動

石炭中水分の蒸発と吸脱着挙動は，パイル内の温度挙動を決定する上で重要である。それは，石炭中に含まれる水分が蒸発することによって蒸発潜熱分の熱量と低温酸化反応熱が相殺され，パイル内の温度を低下させるからである。石炭中に含まれる水分としては，石炭の細孔内に存在する吸着水分，および降雨や散水等によって存在する付着水分の２つが考えられる。吸着水分は，付着水分と比較して蒸発しにくく，その蒸発量は相対湿度と吸着水分量の関係から求めることができる。

図５に示す水の吸脱着等温線は，圧力操作を行うことができる容器に石炭と水蒸気を入れ，等温条件下で圧力を変化させることによって求めることができる。本図は瀝青炭（石炭Ａ）と亜瀝青炭（石炭Ｂ）の40℃（313K）条件下における実測値であり，同じ相対圧条件下では石炭Ｂの方が石炭Ａよりも水の吸着量が多いことがわかる。これは，石炭化が進行するにつれて炭素構造や石炭中の化学結合が変化することにより，亜瀝青炭の方が瀝青炭よりも比表面積が大きいことに起因している。ある湿度条件において蒸発することができるのは，脱着曲線より上側の水分であり，この水分がなくなるまで蒸発は継続する。また，相対湿度が変化しない場合には，石炭中の水分は脱着曲線を超えて下側，すなわち減少することはない。発熱が優勢な条件では，パイル温度が上昇す

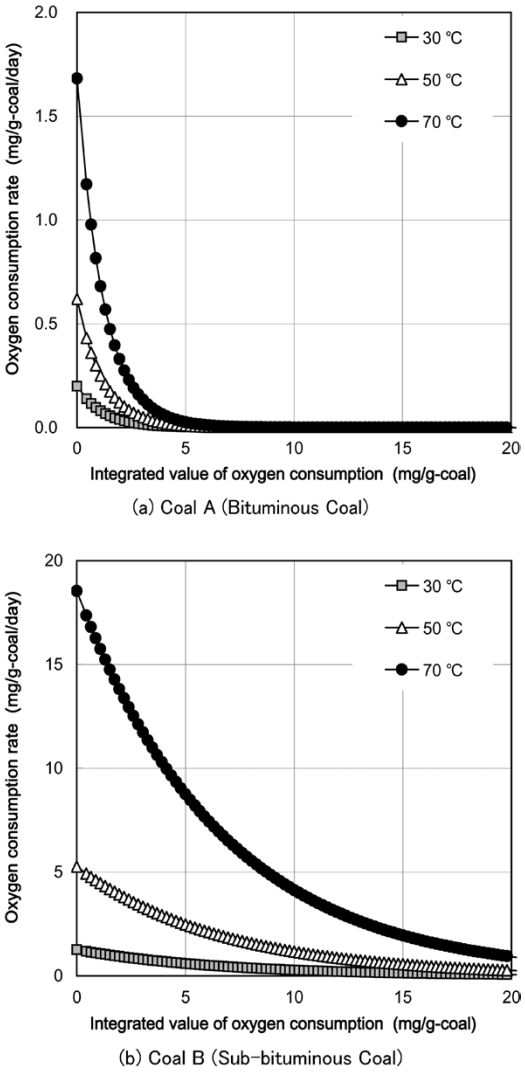


図４　酸素消費速度
Fig. 4　Oxygen consumption rate

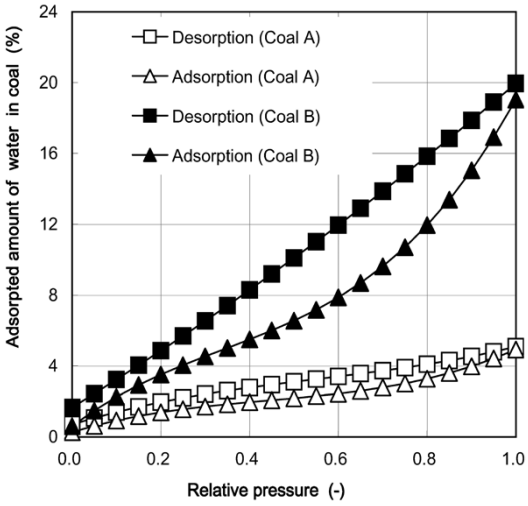


図５　水の吸脱着等温線
Fig. 5　Water adsorption/desorption isotherm

るため相対湿度が下がり，蒸発が継続して石炭中水分は減少する。石炭中水分が絶乾状態になった場合には，発熱を抑制する因子がなくなるため，パイル内の温度上昇は速くなる。

このように，個々の石炭と水の吸着等温線を実測することにより，石炭中水分の蒸発挙動をより現実に近い形でモデル化してシミュレーションを行った。

2．テストパイルを用いたパイル内温度測定試験

解析精度の向上および検証を目的に，２種類の高さ（15mおよび４m）のテストパイルを用いたパイル内温度測定試験を行った（**図６**）。15m大型パイルは約37°の角度を持った円錐形状であり，高さ15m，底面の直径は40mである。測定箇所は図６-(a）に示す計15点であり，温度計間隔は2.2～2.8mとした。一方，４mラボパイルは円錐パイルの一部分を切り出した三角柱形状であり，高さ3.8m，幅0.8m，底面の長さ約5.9mである。三角形の両側面は保温材を施工している。測定箇所は図６-(b）に示す計21点であり，温度計間隔は0.5～0.7m程度，幅方向0.8mの中心部分である。

亜瀝青炭である石炭Ｂを用いた２つの測温期間は約１箇月であり，パイル内における代表的な箇所の温度測定結果を**図７**に示す。図７-(a）の15m大型パイルの測温結果において顕著な温度上昇が確認されたのは，パイル裾野に相当する＃４，５，８，９の計測箇所であることがわかった。発熱は酸化によるものであることから，酸素がパイル内に供給されることが必要条件である。これらの部分の温度上昇が顕著だったのは，1.1節で述べた

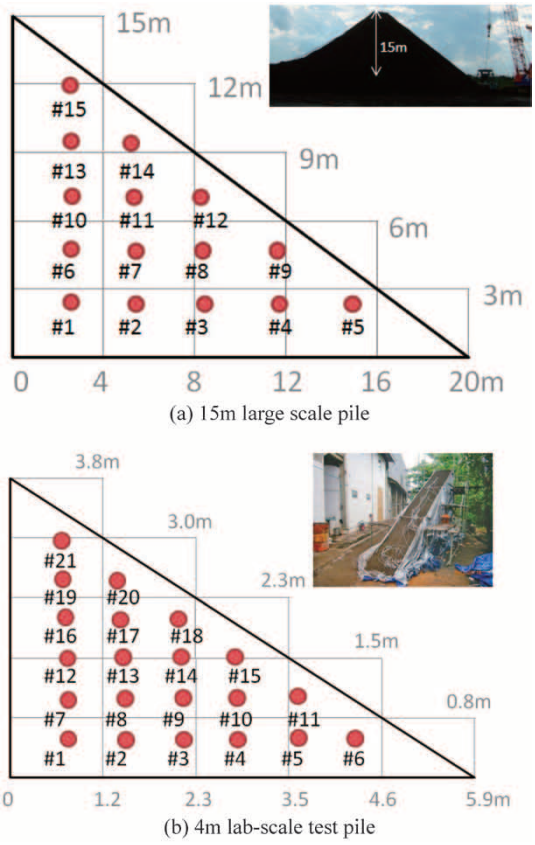


図６ テストパイル内における温度測定位置
Fig. 6 Measurement points of temperature in stock pile

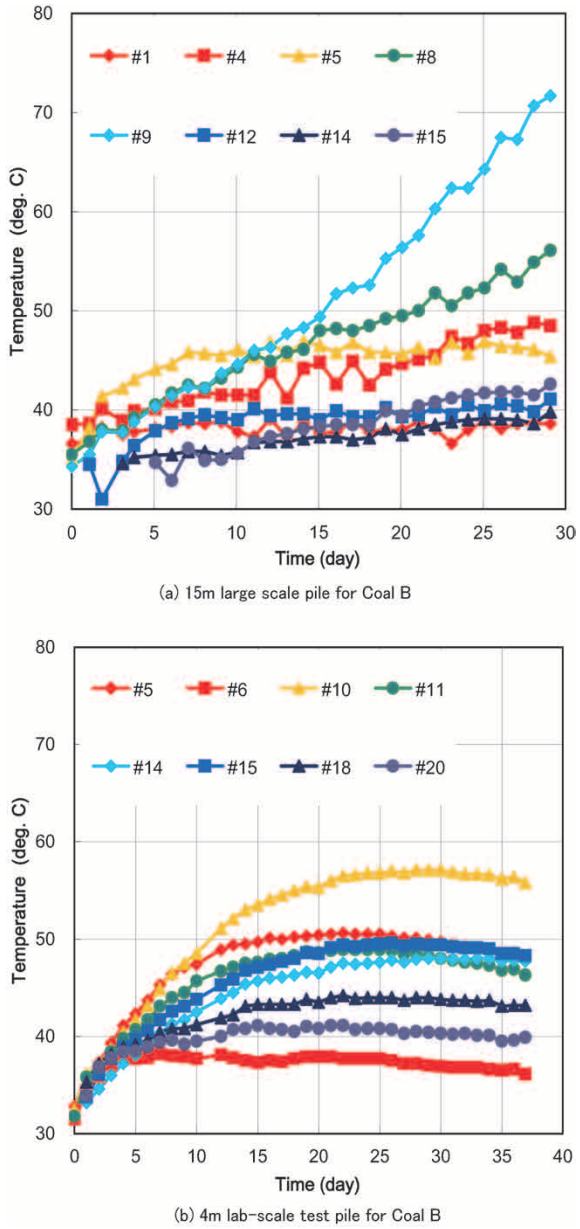


図７ 温度経時変化の実測結果
Fig. 7 Measured results of temporal temperature change in stock pile

1.5mラボパイルと同じく，パイルのスタッキング時に粒子径の大きな石炭が裾野に堆積し，他の部位よりも高い通気性となって発熱に必要な酸素が供給されたためと考えられる。とくに，＃９位置では約1.2℃/dayの速度でパイル内の温度が上昇することから，約50日後には90℃に到達すると考えられる。パイル温度が90℃に達すると，その後急激に温度は上昇することから，この部分から発火することが予想される。

一方，図７-(b）の４mラボパイルにおいても大型パイルと同様に，パイルの裾野に相当する＃６，#10，#11，#14および#15の温度上昇が顕著となった。ただし，４mラボパイルの場合には三角柱形状の側面からの放熱が大きいため，測定箇所の最高温度は大型パイルより低い結果となった。

3．パイルシミュレーションを用いた発熱予測

開発したパイルシミュレーションを用い，２種類のテストパイル（15mと４m）を対象とした発熱挙動の再現

を試みた。テストパイルで用いた石炭はインドネシア産の亜瀝青炭（石炭Ｂ）であり，**表１**に物性値を示す。また，比較のため豪州産の瀝青炭（石炭Ａ）の物性値を併記する。自然発火性の指標として使われるO/C比はそれぞれ0.05，0.14であり，石炭Ｂの方が自然発火性は高い。石炭ＡとＢにおいて大きく異なるのは，水分含有率，比熱，酸化反応熱，および活性化エネルギーであり，水分を多く含む石炭Ｂは比熱が高く，酸化反応熱量は低いことを特徴としている。

本シミュレーションの温度・湿度の初期条件は，温度測定実験を実施したインドネシアの外気に相当する平均気温および相対湿度を採用した（**表２**）。パイル内の伝熱挙動は，酸化反応による発熱は熱伝導により，また通気に伴うパイルからの抜熱は対流熱伝達によって推算した。

まず，石炭の低温酸化反応により生成した熱は，式（４）に定義した有効熱伝導率λ（W/m/K）に基づいて熱伝導によってパイル内部に伝わる。ここでεはパイル内の空隙率であり，λ_pは石炭の熱伝導率，λ_gは空気の熱伝導率である。

$$\lambda = (1-\varepsilon)\lambda_p + \varepsilon\lambda_g \quad \cdots\cdots (4)$$

一方，パイルからの抜熱については，パイル内に流通する空気の流速が小さいことから自然対流（10W/m^2/K）によるものとし，パイル底面から地面への放熱は熱伝導（10W/m/K）によるものと考えた。また，４mラボパイルの場合には，保温材を施工した三角形側面から外気への放熱は0.5W/m^2/Kとした。なお，４mラボパイルの三角形側面からの放熱量を測定した結果，0.5～0.6W/m^2/K程度の放熱であった。

図８および**図９**にシミュレーション結果を示す。解析対象は石炭Ａ（図８左），石炭Ｂ（図８右）の15m大型パイル，および石炭Ｂの４mラボパイル（図９）であ

表１ 石炭性状
Table 1 Coal properties

		Coal A, Australian bituminous coal	Coal B, Indonesian sub-bituminous coal
ρ	Density [kg/m^3]	1,150	1,100
C_p	Specific heat [kJ/kg/K]	1.46	2.30
λ_p	Heat conductivity [W/m/K]	0.25	0.25
D_p	Average diameter [mm]	5.0	5.0
ΔE	Activation energy [kJ/mol]	46	58
ΔH	Amount of heat generation [kJ/g-O_2]	10.73	6.91
ε	Void ratio [-]	0.19	0.19
W	Moisture [%]	11	27
O/C	O/C ratio	0.05	0.14

表２ 石炭パイルと大気の初期条件
Table 2 Initial condition of coal stock pile and atmosphere

	Coal stock pile	Atmosphere
Initial temperature [deg. C]	30	30
Initial relative humidity [%]	88	70

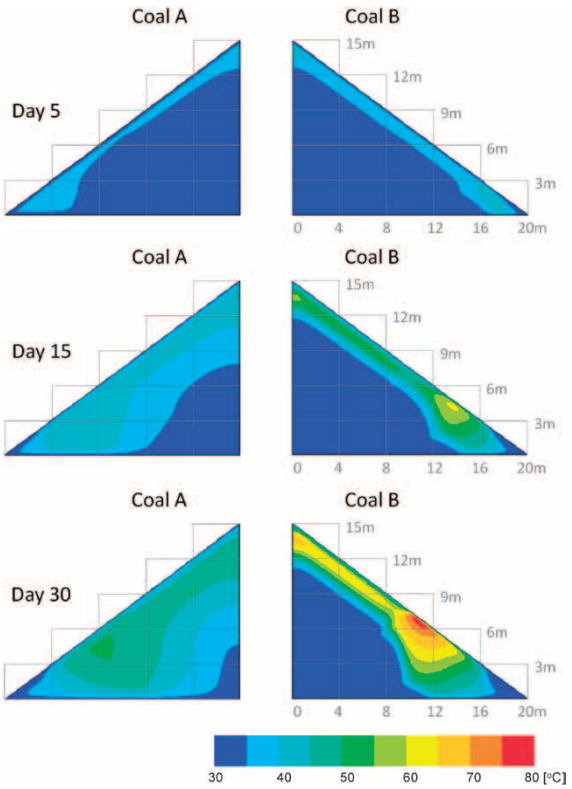


図８ 石炭Ａおよび石炭Ｂの15m大型パイルにおける温度経時変化の解析結果
Fig. 8 Analysis results of temporal temperature change in 15m large scale pile for coal A and coal B

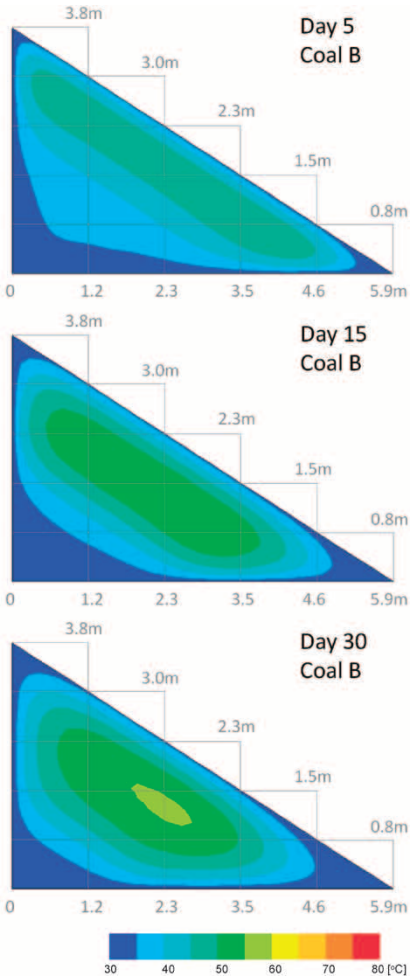


図９ 石炭Ｂの４mラボパイルにおける温度経時変化の解析結果
Fig. 9 Analysis results of temporal temperature change in 4 m lab-scale pile for Coal B

る。実測データと比較すると，本パイルシミュレーションは，パイル高さや形状が異なる場合でもパイル内のホットスポットや温度経時変化を良好に再現できることが明らかになった。15m大型パイルの場合，実測データと同じくパイル裾野から中腹にかけて温度上昇が顕著となり，30日後の到達温度は70～75℃程度まで上昇することが確認された。また，４mラボパイルのような形状が異なる場合でも，三角形側面からの放熱に伴う到達温度の低下も良好に再現できることがわかった。

15m大型パイルでの石炭Ａと石炭Ｂのシミュレーション結果を比較すると，石炭Ａは30日後でも最高温度が50℃程度であるのに対し，石炭Ｂでは15日後に既に60℃を超える領域が存在し，30日後には75℃付近まで上昇する。これは，亜瀝青炭である石炭Ｂの*OCR*が高いことに起因して低温酸化反応が進行するためであると考えられる。また，石炭Ｂに比べて石炭Ａの方が広い範囲で温度が上昇することがわかった。これは，高水分炭である石炭Ｂよりも比熱が低く，かつ酸化反応熱が高い（表１）ことに起因していると考えられる。

以上のことから，使用実績のない新規炭の貯蔵時における発熱挙動は，大規模なテストパイルのトライアルを実施することなく，ラボ試験によって当該石炭の低温酸化性や水の吸脱着特性を含む内的因子，およびパイルの充填状態や外部環境等の外的因子のデータ取得することによって予測できることがわかった。

むすび＝開発した石炭パイル内の発熱シミュレーションは，パイル内の発熱挙動を精度よく再現するために①パイル内を流通する空気の流動挙動，②パイル内の石炭の低温酸化挙動，③石炭中水分の蒸発と吸脱着挙動を考慮した伝熱，流動，反応を連成させた非定常解析であり，使用実績のない新規炭の貯蔵時における発熱挙動を予測できる。すなわち，本シミュレーションを用いることにより，数千トン規模の石炭を用いた大規模な測温試験を実施することなく，小規模な試験で石炭の物性値を取得するだけで，様々な銘柄の石炭を貯蔵する際における自然発火を予測できる。

今後は，本手法を用いて様々な新規銘柄の貯炭時における発熱挙動を予測し，適正な払い出し日数のデータベース化を行っていく考えである。

参　考　文　献

１）（独）石油天然ガス・金属鉱物資源機構. 平成24年度海外炭開発高度化調査報告書. 2013年３月.
２）山本博之ほか. 日本エネルギー学会誌. 2007, 86（２）, p.119-129.
３）浅賀　仁. 火力原子力発電. 2006, 57（６）, p.426-430.
４）村谷　剛ほか. 石炭科学会発表論文集(38), 2001, p.279-282.
５）小野哲夫ほか. 火力原子力発電 33（３）. 1982, p.247-261.
６）小野哲夫ほか. 火力原子力発電 33（４）. 1982, p.379-386.

（技術資料）

改質褐炭（UBC®）ベースの山元直結発電システム

Mine Mouth Power Generation System Based on Upgraded Brown Coal (UBC®)

柏木健男[*1] Takeo KASHIWAGI　石野裕通[*1] Hiromichi ISHINO　高木隆司[*2] Takashi TAKAGI　広瀬　建[*3] Ken HIROSE

Lignite (brown coal) is being used only for mine-mouth power generation. The high moisture content in brown coal causes its power-generating efficiency to be considerably lower than that achieved by bituminous coal. Kobe Steel has developed a process for upgrading brown coal by applying a unique slurry dewatering technology. A study has been conducted using the upgraded brown coal (UBC®) made from Indian lignite to verify its applicability in improving the efficiency of mine-mouth power generation. As a result, it has been confirmed that UBC-based power generation is superior to the existing lignite-based power generation.

まえがき＝石炭のなかで褐炭は瀝（れき）青炭などの高品位炭に比べて炭化の度合いが浅いうえに，脱水や脱炭酸が十分には進行していない。また水分含有率が30～65％と高く，酸素分も20～25％程度と多く含まれている。したがって，同じ質量の石炭と比較すると，水分が多い褐炭は実質的に含まれる有機質（熱量に転換するもの）の割合が小さくなるため発熱量が低くなる。また，乾燥すると自然発火を起こしやすく，ハンドリングが難しい石炭である。こうしたことから，褐炭は埋蔵量が豊富（石炭全体の可採埋蔵量の23％に当たる約2,000億トン）であるにもかかわらず，生産量はこの20年以上ほぼ9億トンレベルで推移しており，消費も増えていない。

一方で，褐炭は地質年代的に比較的新しく，地表近くに埋蔵するのが一般的である。このため剥土比が低く，露天堀りが可能で経済的にも有利な条件で採掘できるという利点を持っている。また褐炭には低硫黄，低灰分のものが多く，瀝青炭や亜瀝青炭と比べるとその環境適応性が注目されてきている。

こうした側面を踏まえて，各国では褐炭を改質し，高カロリー化・安定化させることで褐炭を有効活用する技術開発が急がれている。

当社の開発した改質褐炭（Upgraded Brown Coal，以下UBC®注）という）プロセスは，褐炭の持つ多量の水分を効率的に脱水することにより発熱量を上げることを特徴とする。

本稿では，UBCプロセスの活用のなかで，UBC粉を利用した山元直結発電に焦点を当てて述べる。

脚注）UBCは当社の登録商標である。

1．UBCプロセスの開発

1.1　開発経緯

当社は1970年代より褐炭を対象とした液化プロセスの開発に取り組み，1981年からは独立行政法人 新エネルギー・産業技術総合開発機構（New Energy and Industrial Technology Development Organization，以下NEDOという）の委託を受け，豪州ビクトリア州において日本の他社数社との協働でパイロットプロジェクトを実施した。その結果当社は，褐炭に関する多面的な知見を得，それがUBCプロセスの開発へとつながった。液化プロジェクトの終了後，当社はUBCプロセスの開発に取り組み，2006年から2011年までインドネシアで実施した大型実証プロジェクト[1)]により技術が完成するに至った。

技術確立までの実績の概要を次節で述べる。

1.2　プラントの建設・運転実績

1990年初頭，当社加古川製鉄所内にベンチスケールプラント（製品ベース0.1t/d）を建設し，UBCの技術的メリットを確認した。その後，褐炭産出国であるインドネシア国において試験用プラント（パイロットプラント－製品ベース3t/d），および大型実証プラント（デモンストレーションプラント－製品ベース600t/d）の両プロジェクトを実施し，UBCプロセスの技術的有効性，経済的有効性を実証した。インドネシアでの実証試験はわが国経済産業省・JCOALの補助事業として，また，インドネシア政府機関の鉱物・石炭技術研究・開発センター（Mineral & Coal Technology Research & Development Center（tekMIRA））の協力のもとに実施したものである。パイロットプラントと大型実証プラントの概要を**表1**に，また概観を**図1**に示す。

[*1] エンジニアリング事業部門　新鉄源本部　石炭プロジェクト室　[*2] エンジニアリング事業部門　新鉄源本部　石炭プロジェクト室（現 ㈱神鋼エンジニアリング＆メンテナンス）
[*3] エンジニアリング事業部門　新鉄源本部　石炭プロジェクト室（現 エンジニアリング事業部門　新鉄源本部　営業・事業推進部）

表1 パイロットプラント，デモンストレーションプラントの概要
Table 1 Outline of pilot plant and demonstration plant

	Location	Capacity (t/d) (product basis)	Duratio (construction～operation)	Purposes
Pilot plant	Indonesia (Palimanan, Jawa)	3	2001～2004	Confirmation of technical viability
Demonstration plant	Indonesia (Satui, Kalimantan)	600	2006～2011	Collection of data for design,construction and operation of commercial scale plant

図1 600t/d UBC大型実証プラント外観
Fig. 1 Outside view of 600t/d demonstration plant

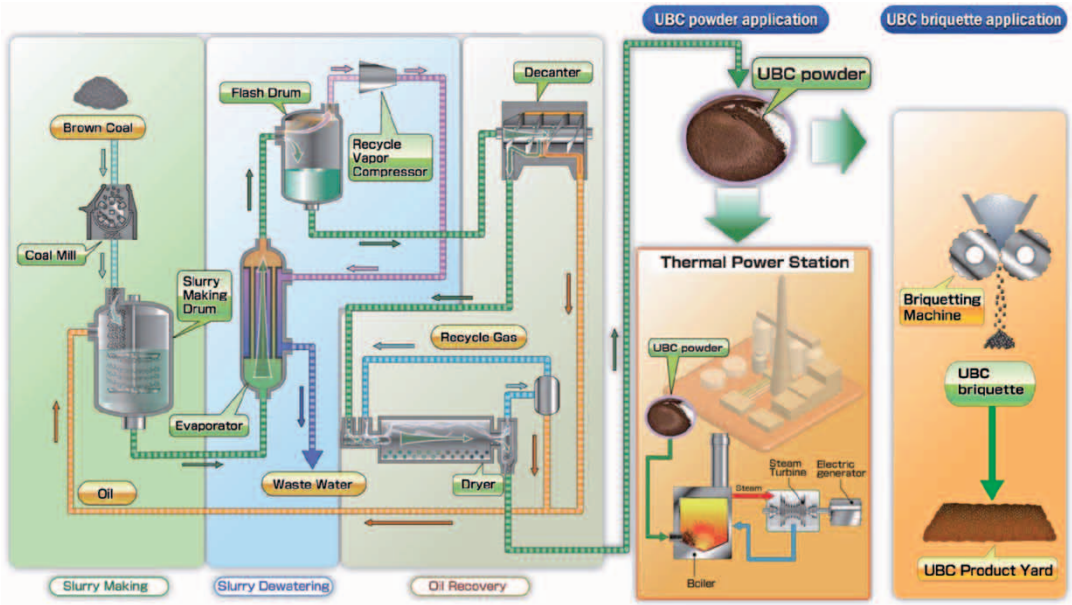


図2 UBCプロセスフロー
Fig. 2 Process flow of UBC

1.3 UBCプロセスの概要

UBCプロセスの概略フローを**図2**に示す。原料褐炭を粉砕機（Coal Mill）で5 mm以下に粉砕し，熱媒体となる軽質油と混合・攪拌（かくはん）してスラリーを作る。このスラリーを蒸発器（Evaporator）で加熱することにより褐炭中の水分を蒸発させる。140～150℃，3気圧程度の比較的穏やかなプロセス条件のもとで高水分を含有する褐炭を効率的に脱水処理する。褐炭から蒸発した水分蒸気は気液分離器（Flash Drum）でスラリーと分離する。この副生蒸気を圧縮機（Recycle Vapor Compressor）で圧縮して高温蒸気とし，蒸発器の熱源として再利用することによって潜熱を有効利用し，熱効率の向上を図っている。 気液分離器で分離回収した石炭・軽質油スラリーは遠心分離機（Decanter）で軽質油と石炭ケーキに固液分離し，軽質油はスラリー化のための熱媒油として再利用する。石炭ケーキは，乾燥機（Dryer）を用いて石炭ケーキに残留した軽質油をさらに回収する。乾燥機の油分回収率を高めるために乾燥機内に循環ガス（Recycle Gas）を流して軽質油分の乾燥を促進した後，油蒸気を含んだ循環ガスを冷却，凝縮して軽質油を回収し，再利用する。これにより残留油分が0.5％まで低減された水分ゼロのUBC粉を得る。

高水分褐炭の脱水プロセスとして，UBCプロセスは他にも以下の特徴を有する。

（1）高いエネルギー効率

油中スラリー脱水方式は，他の改質プロセスに比べて，脱水時の温度および圧力条件がマイルドであるうえに，蒸発器において高い伝熱係数が得られ，さらに脱水時に発生した蒸気を圧縮して熱源として再利用し，蒸気の潜熱を回収することにより高いエ

ネルギー効率を実現できる。

（2）安価な機器の採用が可能

熱交換器，遠心ポンプ，気液分離器等は汎用的で安価な機器が使用できる。

（3）低環境負荷

高いエネルギー効率により，他の改質プロセスに比べてCO_2排出量が少ない。また，化学反応を伴わないプロセスのため，有害な有機性汚染排水を生成しないので排水処理の負荷が小さい。

製品の活用としては二とおりのルートがある。一つは乾燥機を出たUBC粉をさらに成型機に通してブリケット状にするもので，これは製品を長距離，安定的に輸送する場合に適用される。もう一つは，UBC粉を隣接する発電所に直接投入するもので，水分がゼロにできるUBCプロセスの特色を最大限に活用し，高効率の発電を可能にするものである。本稿ではこの活用について述べる。

2. 現状での褐炭の限定的用途

上述のとおり，褐炭の可採埋蔵量は約2,000億トンあるが，地域的に見ると，ヨーロッパ，オセアニア，アジア，北米の順で埋蔵量が多くなっており，アフリカ，中東，中南米には褐炭の賦存が見られない。現状，褐炭の利用という点では，地域・国として見ても非常に限られた範囲で使用されているのみであり，それも決して効率が良いとはいえない状況下での利用となっている。

褐炭は高水分を含有するために離れた消費地まで輸送するには輸送効率が悪く，また輸送中の自然発火が懸念される。このため，山元でそのまま生焚き（なまだき）発電に利用しているのが実状である。褐炭生焚き発電は建設費の高い特殊なボイラを使用する必要があることに加えて，燃料となる褐炭の発熱量が低いために発電効率が低いことから発電コストも高くなる。

2.1　現状の褐炭生焚き発電システム

オーストラリア，ドイツ，ポーランド，インドなどの褐炭産出国で実績のある褐炭生焚き発電では一般に，ボイラでの燃焼前にフラッシュミル乾燥方式によって褐炭中の水分を脱水している。このような褐炭生焚きボイラとしては一般にタワーボイラが使われており，その概略フローを**図3**に示す。この方式は，ボイラの最高温度となる火炉上部から約900℃の燃焼排ガスを抽気して石炭ミルに導入し，ミルで粉砕された石炭粒子はこの燃焼排ガスによって乾燥ダクト内に搬送される。乾燥ダクト内を通過する際に褐炭中の水分は2～10秒で急速加熱・蒸発し，粉砕された褐炭は乾燥される。燃焼排ガスの熱量は水分の蒸発に使われてその温度は急速に低下し，石炭から蒸発した水分とともにボイラに戻される。

最終的に燃焼排ガス中の水蒸気は潜熱を回収されないまま煙突から大気に放出されており，この大きな熱損失が要因となって送電端発電効率は20数%から30%程度にとどまっている。また，この高水分のためにボイラでの熱密度が低く，一般の瀝青炭焚きボイラに比べてサイズが大きくなって建設費が高くなる。

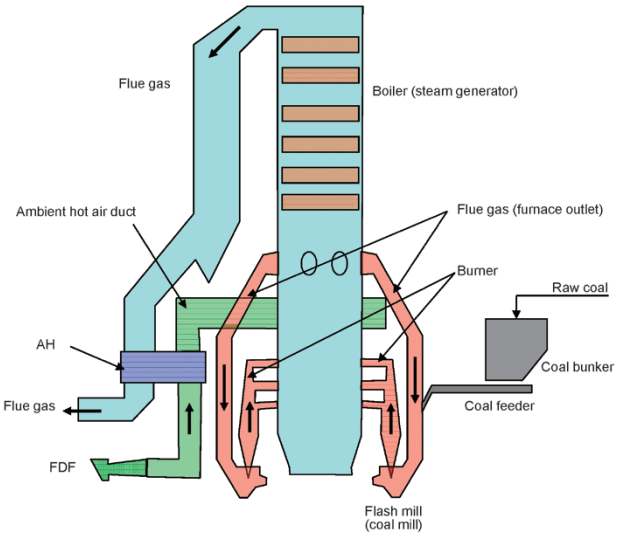


図3　褐炭生焚きボイラ（タワーボイラ）概略フロー
Fig. 3　Schematic flow of lignite fired boiler (tower boiler)

これに対して当社が開発したUBCプロセスでは，事前処理として効率的に脱水する技術を用い，高水分の褐炭を水分ゼロの高発熱量石炭（UBC粉）に改質することができる。そのUBC粉を高効率発電システムに供することにより，従来の褐炭生焚き発電システムに比較して，発電コストを低減しつつCO_2排出量を大幅に低減できるものである。

当社は，NEDO平成24年度「石炭高効率利用システム案件等形成調査事業」の委託業務として「インドにおける改質褐炭（UBC）ベース低CO_2排出型発電プロジェクトの案件形成調査」[2)]を実施した。その委託業務において明らかになったUBCベースの山元直結発電の優位性を3章に記す。

2.2　インドの褐炭生焚き発電

NEDO調査事業の対象としたインド褐炭の性状の平均値は，水分52%，灰分4.5%，揮発分25%，固定炭素18.6%，発熱量2,830kcal/kg（高位）であり，従来法の対象とした褐炭生焚き発電所は，出力210MWの亜臨界タワーボイラで，送電端効率は29.15%（HHV＝高位発熱量ベース）である。

これに対して，褐炭をUBCプロセスで改質し，UBC粉を最新鋭の1,000MW高効率発電プラントに投入した場合の優位性を検討した。その概要を次章で紹介する。

3. UBCベースの山元直結率発電

3.1　UBC製造試験および燃焼試験

インド褐炭のUBCプロセスへの適応性を確認するため，褐炭サンプルのラボ試験に加え，インドネシアにあるパイロットプラントにおいて製造試験を実施した。またパイロットプラントで製造した10トンのUBC粉を日本のボイラメーカに送り，燃焼試験を実施した。

その結果，UBCプロセスによるインド褐炭の改質に問題はないうえに，UBC粉の燃焼性は良好で超々臨界（ultra super critical，以下USCという）ボイラでも問題なく使用できること，さらに灰中未燃分が少ないことも利点として確認できた。

3.2　発電プラントへのUBCプラントの組み込み

図4にUBCプラントを発電プラントに組み込んだ場合の概略フローを示す。UBCプラントで製造されたUBC粉は約60℃に冷却された後にUBC粉サイロに貯蔵され，そこからUBC粉供給ビンを通してそのままボイラに投入される。そのため，発電プラント側では通常は必要となる石炭粉砕ミルが不要となる。また，UBCプラントではエネルギーとして蒸気と電力を必要とするが，蒸気は発電プラントから一部が抽気され，また電力は所内動力の一部として供給されることにより，全体を統合したシステムとしてエネルギー効率の最適化を図っている。

3.3　発電効率の改善効果

水分52％のインド褐炭をUBCプロセスにより水分ゼロに改質し，熱量を2,830kcal/kg（HHV）から5,900kcal/kg（HHV）まで上昇させることにより，USC発電設備の導入が可能となる。

従来の褐炭生焚き発電と比較した場合の発電効率の改善は**表2**のとおりである。ケース1，すなわちUBC設備と亜臨界発電を組み合わせたケース（発電設備を従来法と同等の亜臨界条件とした場合）における発電効率は32.60％となり，従来法からの改善率は11.8％となる。一方ケース2，すなわちUBC設備と超々臨界発電を組み合わせたケース（主検討ケース）における発電効率は34.45％となり，対従来型からの改善率は18.2％となる。ケース1，2ともにUBC設備の稼動に必要な蒸気および動力は後続の発電プラントより供給を受ける条件である。

ケース3，すなわちUBC製品（粉）を超々臨界発電に投入し，UBC設備を稼動させるのに必要となる蒸気および動力は別供給されるものと想定した場合の発電効率は40.63％となり，従来法からの改善率は39.4％となる。

3.4　褐炭使用量および排出CO_2の削減効果

1,000MW発電を想定した場合の従来法からの褐炭使用量とCO_2排出の削減効果は**表3**に示すとおりである。ここでは，送電端での出力が同じとして比較している。発電効率が上がり，（同量の発電を行うための）使用褐炭量が少なく済むという効果から，CO_2排出量が削減さ

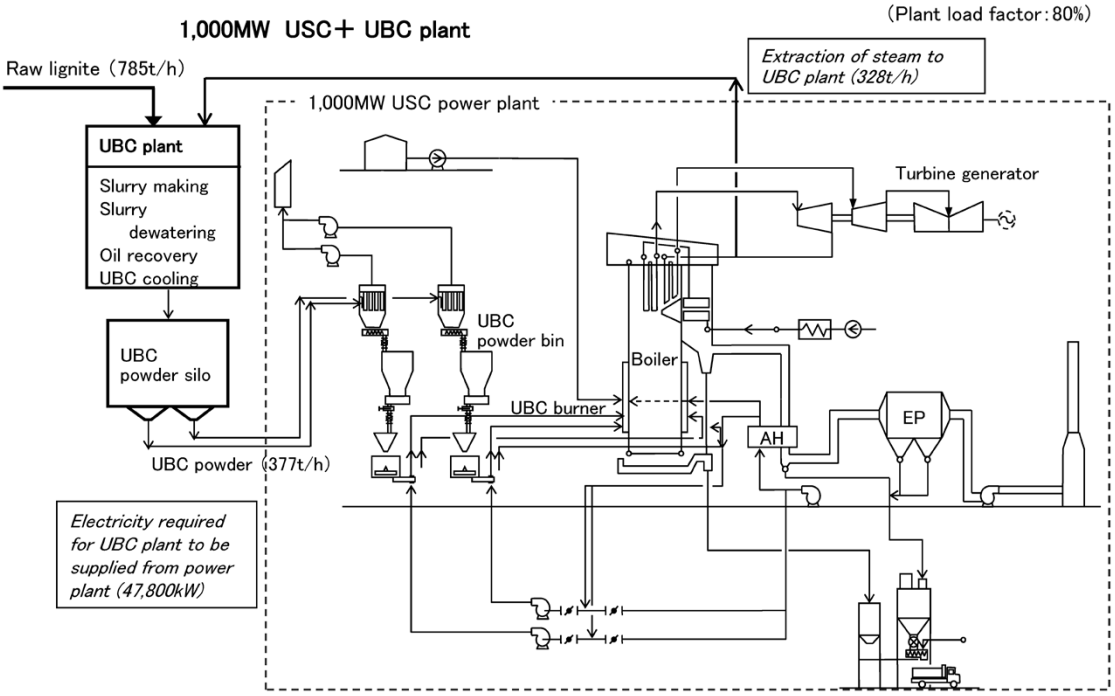


図4　UBCベース発電プラントの概略フロー
Fig. 4　Schematic flow of UBC based power plant

表2　発電効率の改善効果
Table 2　Effect of improving power generation efficiency

		Power generation efficiency (%) (sending end, HHV basis)	Improvement from conventional (%)	Remarks
Conventional Power Generation				
	Lignite-fired Sub-Critical Plant	29.15	NA	Data from operating Plant
UBC based Power Generation				
1	Integrated UBC-fired sub-critical plant	32.60	11.8	Energy used for UBC plant is deducted
2	Integrated UBC-fired ultra super critical plant	34.45 (40.90：LHV basis)	18.2	Energy used for UBC plant is deducted
3	Non Integrated UBC-fired ultra super critical plant	40.63 (42.70：LHV basis)	39.4	Energy used for UBC plant is not deducted

＊Lignite：total moisture 52%, calorific value 2,830kcal/kg (HHV)
UBC powder：total moisture 0%, calorific value 5,900kcal/kg (HHV)

表 3 褐炭使用量およびCO_2排出の削減効果
Table 3 Reduction of lignite consumption and CO_2 emission

	Study results				Remaks
	Power output	UBC production (Mt/y)	Lignite consumption (Mt/y)	CO_2 emission (Mt/y)	
①UBC-fired ultra super critical plant	1,000 MW (generating end) 891 MW (sending end)	2.64	5.50	5.69	
②Conventional lignite-fired sub-critical plant	957 MW (generating end) 891 MW (sending end)	—	6.51	6.73	・Existing facility is 210MW sub-critical. ・Sending-end output is adjusted to the above ①.
Reduction of lignite consumption and CO_2 emission	—	—	1.01 (②−①) (approx. 16% reduction)	1.04 (②−①) (approx. 16 % reduction)	

＜Premises of the study＞・Lignite：total moisture 52%, calorific value 2,830kcal/kg (HHV), carbon 28.22%
・Plant load factor：80% (7,008 h/y)

れる効果を生み出す。従来型の発電に比べて年間褐炭使用量が約100万トン，CO_2排出量が約100万トン，ともに約16％の削減効果が期待できる。

4. UBCベースの山元直結発電システムの利点

褐炭生焚き発電に比較して，事前処理としてUBCプロセスを活用した山元直結発電の利点をまとめると以下のとおりである。

（1）高効率発電が実現される
- 高カロリーUBC粉を燃料として使用（全水分50％以上の褐炭が全水分０％に）
- 高カロリーUBC粉は超々臨界ボイラ（USC）にて問題なく燃焼

（2）CO_2排出量が少ない
- 褐炭使用量が少ないため

（3）操業費用が低い
- 高効率発電（高効率発電設備の導入が可能）

（4）鉱山寿命の延長

（5）発電設備の投資額が低い
- 通常大規模かつ高コストであるタワー型ボイラが不要
- 石炭微粉化設備が不要（燃料がUBC粉のため）

また，
- 同等品位の一般炭に比べて水分が０％のため，より高い発電効率を有する
- より高い燃焼性を有するため，灰中未燃分が低いという利点を有し，一般炭の代替になり得る。

むすび＝UBCプロセスは，褐炭という埋蔵量は膨大ながら現状では限定的にしか利用されていない，いわば未利用資源を有効活用するものである。

世界のエネルギー需要が伸び続けているなか，高品位炭の枯渇が懸念されている。かかる状況下，現状では未利用の状態にある褐炭をUBCプロセスにより有効活用することの意義は大きく，褐炭をそのまま使用して発電を行う褐炭生焚き発電（限定的な地域で実施されている）の場合と比べて発電効率が上がり，その結果CO_2排出の削減が可能となる。今後，インドなどの褐炭の賦存する国において本技術の普及が大いに期待される。

本稿で紹介したUBCプロセスの開発は，経済産業省/JCOALの補助を受け，インドネシア政府機関の鉱物・石炭技術研究・開発センター（tekMIRA）の協力の下になされたものであり，またUBCベース山元直結発電の検討はNEDO補助事業として実施された。ここに感謝の意を表す。

参 考 文 献

1） 木下　繁ほか. R＆D神戸製鋼技報. 2010, Vol.60, No.1, P.71.
2） 平成24年度NEDO成果報告書. 石炭高効率利用システム案件等形成調査事業. 管理番号20130000000625.

（技術資料）

神鋼加古川発電所におけるガスタービン・コンバインドサイクル発電設備の導入

Installation of Gas Turbine Combined Cycle at the Shinko Kakogawa Power Station

菅野伸国[*1] Nobukuni SUGANO　真鍋洋一郎[*2] Youichirou MANABE　長山　展[*1] Akira OSAYAMA　久山誠二[*3] Seiji HISAYAMA　藤尾明久[*1] Akihisa FUJIO　木下俊英[*1] Toshihide KINOSHITA

The Gas Turbine Combined Cycle (GTCC), which was first installed as a part of boiler renewal project, mainly runs on by-product gases from the steelmaking process and employs new designs, a split shaft, dual fuel system, and so on. Its commercial operation began in July 2011. The performance of the new Gas Turbine (GT) and the Heat Recovery Steam Generator (HRSG) was confirmed as satisfactory, and the GTCC has operated smoothly since the start of commercial operation.

まえがき＝当社加古川製鉄所の自家発電所（神鋼加古川発電所）では，1970年の１号ボイラ建設以降，延べ５缶の副生ガス焚（だ）きボイラと２缶の石炭焚きボイラを建設し，操業してきた。しかし，2001年以降設備破損事故が発生したため，上記７缶中６缶（１～６号）のボイラを解体撤去し，その跡地に２缶のボイラと２基のガスタービン・コンバインドサイクル（以下，GTCCという）発電設備を導入する更新工事（**図１**）を2009年４月から順次実施し，2014年12月に完工予定である。

本更新工事では，（１）補助燃料である重油をLPGや都市ガスに転換することによる硫黄酸化物排出量の低減，（２）ガス焚きボイラへの脱硝設備の設置による窒素酸化物排出量の低減，（３）発電効率の高いGTCC導入による省エネルギー（CO_2排出削減）の追求により，環境負荷の低減及び効率改善を目指している。

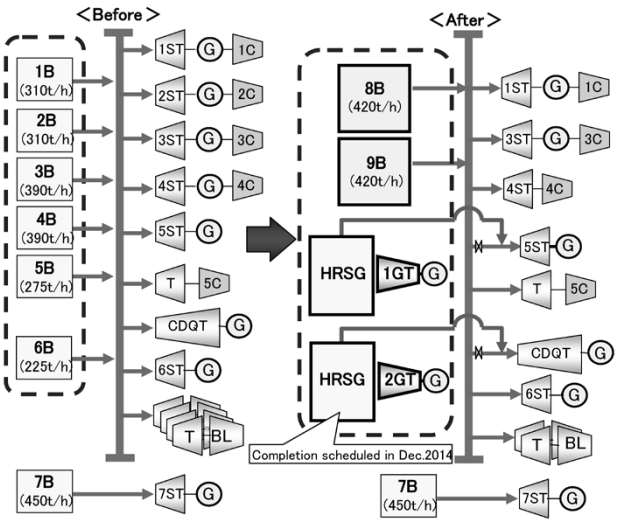


図１　ボイラ更新工事前後の発電所機器構成
Fig. 1　Configuration of power station (left : before, right : after)

表１　略語表記一覧
Table 1　List of abbreviation words

Abbreviation	English	Japanese
GTCC	Gas turbine combined cycle	ガスタービン・コンバインドサイクル
BFG	Blast furnace gas	高炉ガス
COG	Coke oven gas	コークス炉ガス
GT	Gas turbine	ガスタービン
AC	Air compressor	空気圧縮機
GC	Gas compressor	燃料ガス圧縮機
HRSG	Heat recovery steam generator	排熱回収ボイラ
B	Boiler	ボイラ
ST	Steam turbine	蒸気タービン
G	Generator	発電機

またGTCCは，主燃料に副生ガスである高炉ガス（以下，BFGという）と，安定燃焼のためのコークス炉ガス（以下COG）を使用しており，従来の副生ガス焚きボイラ・タービン方式と比べて発電効率は約30％改善することが期待される。

本稿では，１号GTCCの設備概要を示すとともに，その性能評価結果，及び操業状況について紹介する。

なお，本稿で使用している略語の一覧表を**表１**に示す。

１．１号GTCCの設備概要

1.1　設備概要と建設工程

１号GTCCの主要諸元及び外観写真をそれぞれ**表２**，**図２**に示す。１号GTCCは，2009年10月に解体撤去を開始した６号ボイラの跡地に建設し，2011年７月13日より営業運転を開始している。建設工程の実績を**表３**に示す。

1.2　１号GTCCへの新設計導入

本節では，当社オリジナルとなる新設計GTCCの概要を紹介する。

[*1] 鉄鋼事業部門　加古川製鉄所　エネルギー部　[*2] 鉄鋼事業部門　加古川製鉄所　設備部　[*3] 鉄鋼事業部門　IPP本部　企画部

1.2.1　別軸設計の導入

GTCCは，ガスタービン本体（GT）のほかに空気圧縮機（AC），燃料ガス圧縮機（GC），排熱回収ボイラ（HRSG），蒸気タービン（ST），及び発電機（G）から構成され，GT，GC，STを同軸上に配置するのが一般的である。しかし当社の場合，初期投資費用の低減を目的に既設の５号蒸気タービン（５ST）をSTに流用したため，GT及びGCとSTを別軸として配置することとなった（**図３**）。別軸設計となった１号GTCCは，設備レイアウトがコンパクトになる一方で，軸系で発生する伝達動力や危険速度が同軸設計とは異なるため，両者の許容値を満足させる新設計となっている。また，流用した既設５STとGTとの連動制御が複雑となるため，５STの蒸気加減弁の制御方式を油圧制御から電子制御に変更するなどの改造を行い，連動制御を可能とした。

表２　１号GTCC主要諸元
Table 2　GTCC＃1 performance

Manufacturer		Mitsubishi Heavy Industries, Ltd.	
Output	(MW)	GT	87.2
		ST	52.8
		1GTCC（GT+ST）	140.0
Fuel		BFG + COG（ or LPG）	
Fuel Mass Flow	(m^3N/h)	280,860 (BFG+COG)	
Fuel Heating Value	(kJ/m^3N)	4,040	
Heat Efficiency	(%)	45.4	
Firing Temp.	(℃)	1,250	

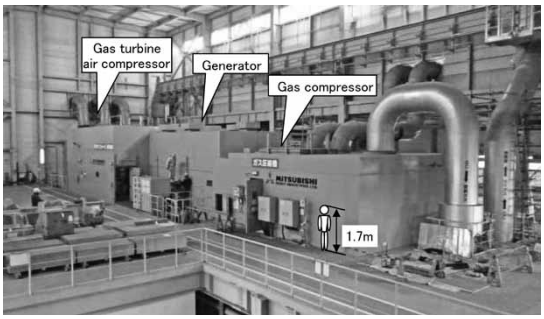


図２　１号GTCC外観写真
Fig. 2　Overview of GTCC＃1

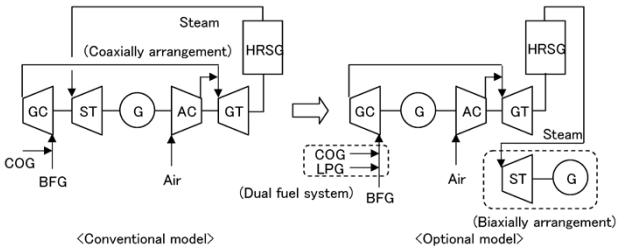


図３　新設計の概要
Fig. 3　Schematic view of newly-designed part

1.2.2　主燃料へのBFG利用及び増熱燃料の二重化（COG，LPG）

１号GTCCには，高炉から発生する副生ガスの中でも最も発熱量が低いBFG（3.4MJ/m^3N）を主燃料に用いていることから失火のリスクが伴う。これを回避するため，燃焼性安定のための増熱用燃料としてCOG（20.1MJ/m^3N）を使用している。一方でCOGは，製鉄所内で発生する副生ガスの中で最も発熱量が高く，所内の多くの工場で加熱炉やガスカッタの燃料としても使用されており，所内の需給状況によっては１号GTCCへの供給不足を発生させる懸念がある。

そこで１号GTCCでは，安定操業のためにCOGに加えて外部購入燃料であるLPG（122MJ/m^3N）を使用可能とし，増熱燃料の二重化を図っている。その結果，2013年の６月に実施したCOG配管更新工事中にCOG供給が停止した期間においては，増熱燃料をCOGからLPGに切り替えることで１号GTCCの運転を継続させることができた。

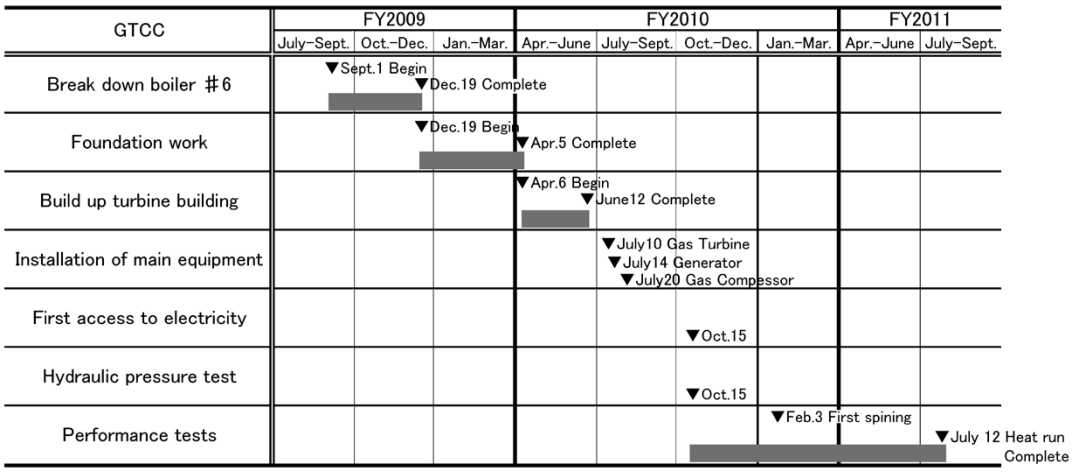
２．１号GTCCの性能評価

2.1　GTCC発電のプロセス概要

コンバインドサイクルであるGTCCは，GCで昇圧した副生ガス（BFG，COG）とACで昇圧した空気を混合・燃焼することでGTを回転させ，一回目の発電を行う。続いてその排ガス熱を有効利用することによってHRSGで蒸気を発生させ，STで二回目の発電を行う。

コンバインドサイクル発電は，高温域と低温域で作動する異なる熱サイクルを組み合せたものである。高温域の熱サイクルには燃料の燃焼熱を熱源とするブレイトンサイクルを使用し，低温域の熱サイクルには燃焼排ガス

表３　１号GTCC建設工程実績
Table 3　Work schedule of GTCC＃1



を熱源とするランキンサイクルを用いる複合熱機関としており，作動温度域を高温から低温まで広げることで総合効率の向上を図っている（**図4**）[1)]。

2.2　1号GTCCの設計熱効率

GTCCの熱効率は，消費された総熱量のうちの電気エネルギーに変換することができた割合である式（1）で算出できる。

$$\eta(\%) = \frac{Q_o}{Q_i} \times 100 \quad \cdots\cdots (1)$$

ここに，η：GTCC熱効率［%］（LHVベース）

Q_i：ガスタービン入熱（MW）

Q_o：プラント発電出力（MW）[注1)]

図5に示す①～④の熱エネルギーにより，1号GTCCのQ_i, Q_oは各々次式のように計算できる。[注2)]

Q_i＝燃料ガス発熱量①

$= 280{,}860\mathrm{m^3N/h} \times 4{,}040\mathrm{kJ/m^3N} \div 3{,}600\mathrm{s/h}$

$= 315\mathrm{MW}$

Q_o＝GT出力②＋ST出力③[注2)]＋低圧蒸気④

$= 87.2\mathrm{MW} + 52.8\mathrm{MW} + 15.4\mathrm{t/h} \times (3{,}052\mathrm{kJ/kg} - 2{,}330\mathrm{kJ/kg}) \div 3{,}600\mathrm{s/h}$

$= 143\mathrm{MW}$

よって1号GTCCの効率ηは，

$$\eta = \frac{Q_o}{Q_i} = 45.4\%$$

1号GTCCの熱精算を**図6**に示す。燃料から得られる熱量を100%とした場合，GTでの電気への変換は約27.7%となる。GTからの排ガスをそのまま大気に放出した場合，残りの約72.3%は有効利用されることなく捨てられるが，このGTの排ガス熱量をHRSGを介して汽力発電として利用した場合，投入熱量の約13.6%を煙突損失として，また約41.0%を復水損失として捨てるものの，約17.7%は電気として回収できる。したがって1号GTCCでは，GTでの発電と汽力発電の組み合わせにより，効率は45.4%（計画値）に達する[2)]。

このようにGTCCでは，GTの最高利用温度域が高いという利点と，STの最低利用温度域が低いという利点を活かし，2つのサイクルを組み合わせることでGTの排ガスを有効利用し，高い効率を実現している。また，HRSGから蒸気を一部取り出し，製鉄所内の工場で使用するプロセス蒸気として有効利用している。

2.3　1号GTCCの熱効率

試運転により得られたデータを基に算出したGT負荷100%時の1号GTCCの熱効率は45.1%であり，設計熱効率45.4%に対して0.3ポイント下回った。

GTCCの熱効率は大気温度や海水温度によっても変化する。このため，性能評価運転時の熱効率を（1）大気温度，（2）入熱量，（3）復水器真空度の3項目で補正を行った。

補正後の熱効率は次式で表される。

脚注1）プロセス蒸気は蒸気タービン出口エンタルピ相当550kcal/kgまで仕事をすると仮定。

脚注2）ST出力は5STの経年劣化を考慮せず，設計効率から算定。

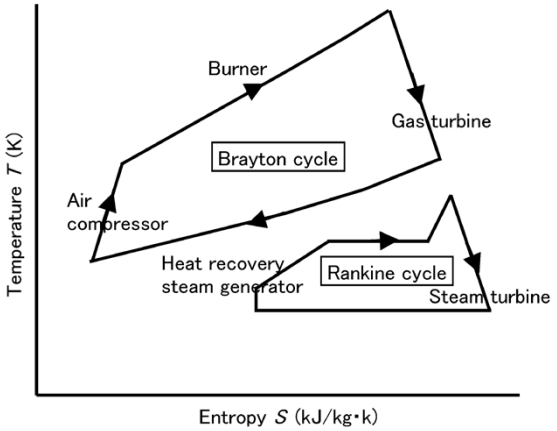


図4　コンバインドサイクル線図[1)]
Fig. 4　Combined cycle chart[1)]

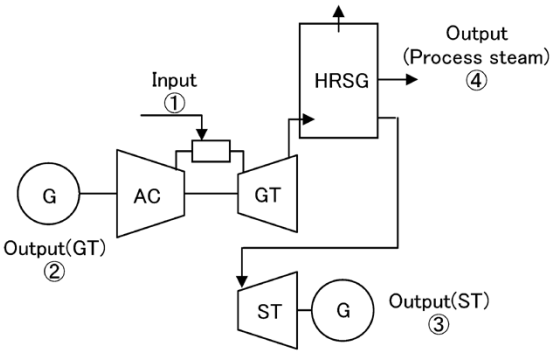


図5　1号GTCC入出熱
Fig. 5　Heat balance of GTCC#1

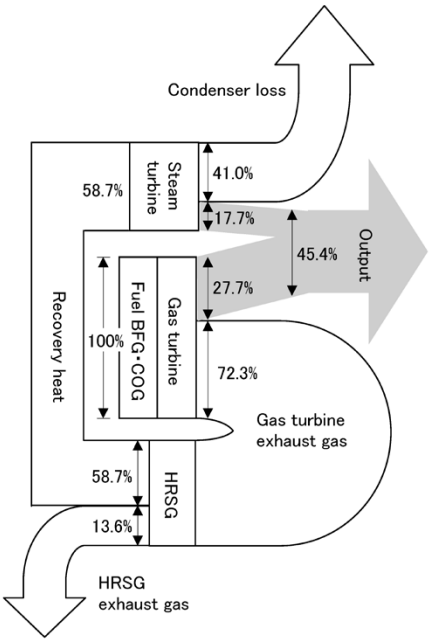


図6　1号GTCC熱精算図
Fig. 6　Heat balance chart of GTCC#1

$$\eta_{cc} = \eta_c \times \frac{1}{C_{Temp}} \times \frac{1}{C_{FI}} \times \frac{1}{C_{Vac}} \quad \cdots\cdots (2)$$

ここに，η_{cc}　：補正後の1号GTCC熱効率（%）

η_c　：補正前の1号GTCC熱効率（%）

C_{Temp}　：大気温度効率補正係数

C_{FI}　：入熱量効率補正係数

C_{Vac}　：復水器真空効率補正係数

（1）大気温度補正

大気温度とともに変化する空気の密度により，ACが吸い込む空気の質量流量は変化する。例えば，大気温度が高くなるほど空気の密度は低くなって質量流量が減少するため，燃料投入量が制限されてGT出力は低下する。つまり，GTの出力は大気温度に反比例することとなる[3)]。したがって，大気温度の上昇によって発電出力が低下し，定格運転点（最高効率点）から外れるため，熱効率は低下する。**図7**はヒートバランス線図より，大気温度－5℃，15℃，30℃，35℃の4点の1号GTCC熱効率から近似して求めた大気温度補正曲線である。

（2）入熱量補正

表4に示すとおり，1号GTCCの熱効率は入熱量が増加するに従って上昇する。実績入熱量と設計入熱量が異なるため，表4の入熱量と1号GTCC熱効率の関係を基に近似して求めた入熱量補正曲線（**図8**）を用いて効率補正を行った。

（3）復水器真空補正

ST内で仕事をした蒸気は，復水器内で凝縮されて飽和水に戻るが，復水器内の圧力が低くなるにつれSTの熱効率は高くなる。復水器内の圧力は冷却水である海水の温度に左右されるため，夏場と冬場でSTの性能は大きく変化する。

そこで，設計真空である－95.5kPa（g）を基準とし，**図9**に示す復水器真空度補正曲線に従い実績値を補正した。補正曲線は，各復水器真空における排気エンタルピー（湿り度は0.1固定とした）と入口蒸気エンタルピーとの断熱熱落差よりST出力を算出して得た曲線である。

上述の3項目について補正した1号GTCCの熱効率は，**表5**に示すように45.2％であり，設計熱効率45.4％を0.2ポイント下回っている。この0.2ポイント低下の要因を探るため，GT，HRSG，5ST各単体の効率評価を行ったので次節以降で述べる。

2.4　GT単体の性能評価

GT単体の熱効率は，式（1）の分子Q_oをGT発電出力とすることで求めることができる。また，GT単体の熱効率の大気温度補正係数は，表5の大気温度補正係数を基に，表4の出熱合計をGT出力で除した比率をかけて求めることができる。**表6**に示す計算結果より，GT単体の熱効率を設計値と比較すると，GT単体の熱効率は設計値に対して0.7ポイント上昇している。

2.5　HRSG単体の性能評価

HRSG単体の伝熱性能について，設計値と実績値を比較した。HRSGは蒸発器2台，節炭器2台，過熱器3台

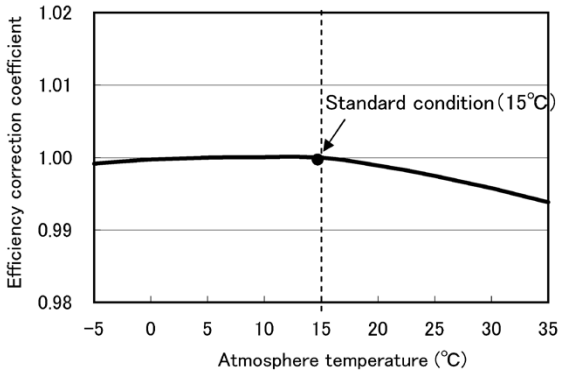


図7　大気温度補正曲線
Fig. 7 Correction curve by atmosphere temperature

表4　1号GTCC設計熱効率
Table 4 Design heat efficiency of GTCC＃1

			50%	75%	100%
Input ①	Fuel gas	(km^3N/h)	188	232	281
	Heating value	(kJ/m^3N)	4,040	4,040	4,040
	Total input	(MW)	211	260	315
Output(GT)②		(MW)	43.1	65.2	87.2
Output(ST)③		(MW)	36.2	43.7	52.8
Output(PS)④		(MW)	1.7	2.4	3.2
Heat efficiency		(%)	38.5	42.8	45.4

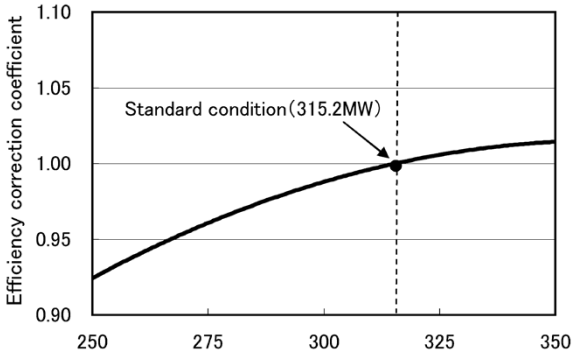


図8　入熱量補正曲線
Fig. 8 Correction curve by heat input

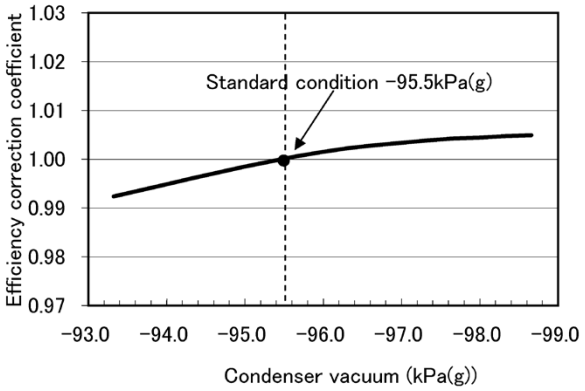


図9　復水器真空度補正曲線
Fig. 9 Correction curve by condenser vacuum

表5　1号GTCC実績熱効率補正
Table 5 Corrected heat efficiency of GTCC＃1

GT load		(%)	100
Design heat efficiency		(%)	45.4
Actual heat efficiency		(%)	45.1
Corrected heat efficiency		(%)	45.2
Correction (atmosphere temperature)	Design temp.	(℃)	15.0
	Actual temp.	(℃)	13.8
	Correction coefficient	(−)	1.0002
Correction (input)	Design input	(MW)	315.2
	Actual input	(MW)	264.7
	Correction coefficient	(−)	0.9938
Correction (condenser vacuum)	Design condenser vac.	(kPa)	−95.5
	Actual condenser vac.	(kPa)	−98.4
	Correction coefficient	(−)	1.0048

表6 GT単体の熱効率
Table 6 Heat efficiency of GT unit

			Design	Actual
Input ①	Fuel gas	(kNm^3/h)	281	274
	Gas calories	(kJ/Nm^3)	4,040	4,040
	Total input	(MW)	315	308
Output(GT) ②		(MW)	87.2	87.1
Heat efficiency		(%)	27.7	28.4
Atmosphere temp.		(MW)	15.0	13.8
Correction coefficient		(-)	-	1.0003
Corrected heat efficiency		(%)	27.7	28.4

にて構成されている。本稿ではこれらを1台の熱交換器とし，**図10**に示す簡易モデルを作成して伝熱性能を評価した。このモデルの伝熱性能は次式を用いて算出することができる[4),5)]。

$$Q = K_m \times \mathrm{A} \times \frac{\Delta T_1 - \Delta T_2}{\ln\left(\frac{\Delta T_1}{\Delta T_2}\right)} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad (3)$$

$$\text{伝熱性能} = K_m \times \mathrm{A} = \frac{Q \times \ln\left(\frac{\Delta T_1}{\Delta T_2}\right)}{\Delta T_1 - \Delta T_2} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots \quad (4)$$

ここに，Q ：交換熱量（W）
Km ：熱貫流率（W/m^2·K）
A ：伝熱面積（m^2）
ΔT_1 ：高温側流体入口部における温度差（℃）
ΔT_2 ：高温側流体出口部における温度差（℃）

上式で算出した結果を**表7**に示す。GT負荷100%におけるHRSGの伝熱性能は設計値に対して実績値で1.8%上昇している。

2.6 5ST単体の性能評価

前述のとおり，1号GTCCにおいてはランキンサイクルを担うSTに既設の5ST（1974年製，1998年更新）を使用している。5STは，2011年時点で更新後13年が経過しており，経年劣化していると考えられるが，前節の1号GTCC設計熱効率算出におけるST効率には5STの設計効率を用いている。したがって，5STの単体性能を評価するため，設計効率からの劣化率を算出する。ST劣化率は次式にて算出できる。

$$STDEG = \left(1 - \frac{PO_{STMC}}{PO_{STD}}\right) \times 100 \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad (5)$$

$$PO_{STMC} = PO_{STM} \times \frac{1}{K_{STFlow}} \times \frac{1}{K_{ST\,\mathrm{Temp}}} \times \frac{1}{K_{STVac}} \quad \cdots\cdots \quad (6)$$

ここに，
$STDEG$ ：ST劣化率（%）
PO_{STD} ：基準ST発電端出力（52.8MW）（MW）
PO_{STMC} ：補正後ST発電端出力（MW）
PO_{STM} ：ST発電端出力（MW）
K_{STFlow} ：高圧主蒸気流量ST出力補正係数
K_{STTemp} ：高圧主蒸気温度ST出力補正係数
K_{STVac} ：復水器真空ST出力補正係数

表8に算出の詳細を示す。式（5），（6）に各補正係数を代入して得られた5STの劣化率は7.36%である。また，計画及び実績の熱落差を*h-s*線図で表し，内部効率を比較すると，**図11**より内部効率の低下量は7.31%となり，両者はほぼ一致する。

2.7 1号GTCC熱効率の総合評価

1号GTCCの熱効率は設計熱効率45.4%に対して補正熱効率45.2%であるが，低下量0.2ポイントの内訳は，上記の各単体機器の性能評価を基に，GT：+0.7ポイント，HRSG：+0.3ポイント，5ST：−1.2ポイントと評価される。

Ⅰ：GT熱効率上昇
28.4%−27.7%＝+0.7ポイント

Ⅱ：HRSG伝熱性能上昇

$$45.4\% \times \left[1.8\% \times \frac{③+④(56.0\mathrm{MW})}{②+③+④(143.2\mathrm{MW})}\right]$$
$$= +0.3\text{ポイント}$$

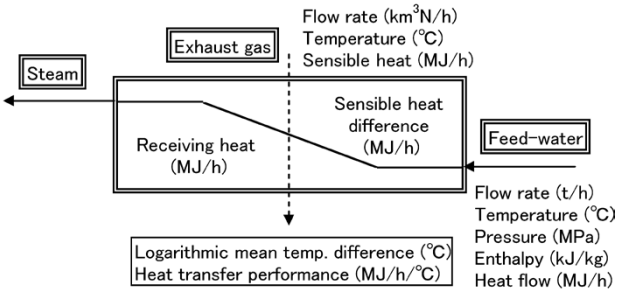


図10 HRSG簡易モデル
Fig.10 Simple heat transfer model of HRSG

表7 HRSG伝熱性能比較
Table 7 Heat transfer performance of HRSG

GT 100%Load		Design	Actual
Exhaust gas flow rate	(t/h)	1,023	991
HRSG input temp.	(℃)	567	556
HRSG output temp.	(℃)	160	156
Feed-water flow rate	(t/h)	195	194
Feed-water temp.	(℃)	111	111
Output temp (HP)	(℃)	540	528
Output temp (LP)	(℃)	301	284
Feed-water receiving heat	(MW)	160	158
LMTD	(℃)	53.5	52.0
Heat transfer performance	(MW/℃)	2.99	3.04
HTP's gain	(%)	-	1.8

表8 5ST劣化率
Table 8 Degradation rate of 5ST

Degradation rate	(%)	7.36
Standard 5ST output	(MW)	52.8
5ST output	(MW)	49.1
5ST output (corrected)	(MW)	48.9
Design steam flow rate	(t/h)	162.2
Actual steam flow rate	(t/h)	161.1
Correction coefficient (flow rate)	(-)	0.9934
Design steam temp.	(℃)	540.0
Actual steam temp.	(℃)	520.9
Correction coefficient (temp.)	(-)	0.9869
Design condenser vacuum	(kPa)	-95.5
Actual condenser vacuum	(kPa)	-98.4
Correction coefficient (condenser vac.)	(-)	1.0239

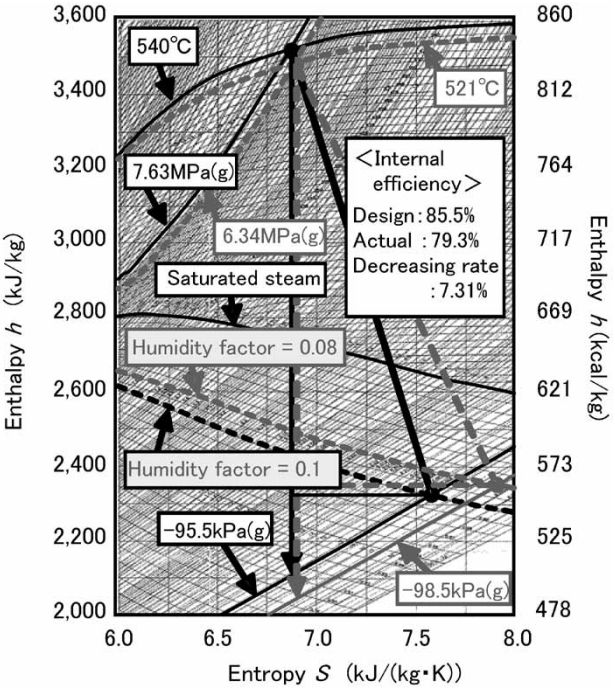


図11 内部効率比較（h-s線図）

Fig.11 Comparison of internal efficiency (h-s chart)

Ⅲ：５ST劣化

$$45.4\% \times \left[-7.36\% \times \frac{③(52.8\mathrm{MW})}{②+③+④(143.2\mathrm{MW})} \right]$$

$$= -1.2\text{ポイント}$$

すなわち，１号GTCCの熱効率が設計値から低下したのは，流用した５STの経年劣化によるものであり，新設備であるGT及びHRSGについては，計画を上回る性能を発揮している。

むすび＝営業運転開始以降２年３箇月が経過した１号GTCCは，定期検査などの計画停止を除いた停止時間は2013年10月末現在で49時間という操業実績を誇り，とくに2013年以降については不良休止率０％である。また，現在２号GTCCの建設工事に着手しており，2014年12月末の営業運転開始を予定している。２号GTCCは，燃焼器の改良などにより，増熱燃料であるCOG使用量の削減を目的としたBFG専焼運転も考慮した設計である。今後，大型化かつ高効率化によって集約された４ユニットの発電設備を運用することにより，環境に配慮した電力の安定供給を実現していく。

参　考　文　献

１） 松本　正ほか. コンバインドサイクル発電プラントの効率向上. 火力原子力発電. 社団法人火力原子力発電技術協会，平成23年２月, Vol.62, No.653, p54-p55.

２） 飯田義亮ほか. 1500℃級コンバインドサイクルシステム. 東芝レビュー. 平成13年６月, Vol.56, No.6, p. 8 -9.

３） 財団法人火力原子力発電技術協会. 火力原子力発必携改訂第７版. 平成19年３月, p.386-388.

４） 青木成文ほか. 伝熱工学資料 改訂第３版, 社団法人 日本機械学会, 昭和50年２月, p.184-191.

５） 竹内正雄. 熱力学入門Ⅱ. 財団法人省エネルギーセンター，平成４年７月, p.109-p111.

（論文）

原子力発電所湿分分離加熱器再熱部の性能予測手法

Numerical Analysis Method for Reheater Performance of Moisture Separator Reheater for Nuclear Power Plants

織田　剛[*1]（工博）
Dr. Tsuyoshi ODA

藤沢匡介[*2]
Kyosuke FUJISAWA

赤松博史[*3]
Hiroshi AKAMATSU

Nuclear power generation uses saturated steam of 6MPa and 275℃ level due to the restrictions imposed by the materials used in the nuclear reactor, and its efficiency, approximately 33-35%, is not high compared with fossil fuel power generation. Therefore, thermal engineers working on nuclear power generation have the important responsibility toward society of achieving the highest efficiency under the given restrictions. The use of a moisture separator reheater (MSR) is one of the measures we can take to achieve higher efficiency. Because the bottom of the MSR tube bundle making contact with the cycle steam at its lowest temperature is subcooled and inadequate drainage of the condensate inside the tubes causes cyclic flooding and temperature oscillations in some cases, it is necessary to have a minimum flow rate of excess heating steam slightly beyond the demand of/what is required for the heat transfer, and the consequent subcooling must be kept below a certain level. This report describes the numerical analysis method developed for the design of heat transfer performance and evaluation of the tube bundle integrity of MSRs.

まえがき＝火力発電と原子力発電は，熱の発生源がボイラか原子炉かという相違はあるが，両者共に蒸気タービンサイクルを備えている点で共通している。しかし，石炭火力発電が25MPa，600℃クラスの超臨界水を主蒸気として効率40％を超え，複合サイクル化されたLNG火力発電が排熱回収ボイラで13MPa，550℃クラスの過熱蒸気を製造して蒸気タービンサイクルで効率38％（ガスタービンと合わせた複合サイクルで50％超）程度を達成しているのに対して，原子力発電では原子炉側の材料条件から6 MPa，275℃クラスの飽和蒸気が使用されて，効率は33～35％程度になっている。したがって，原子力発電に携わる熱技術者にとって，与えられた飽和蒸気条件と復水器条件の下で最大の効率を達成することが，社会に対する使命になっている。

図1に原子力発電でのタービンサイクルの概要を示す。主蒸気は高圧タービンと低圧タービンを通過して，最終的に復水器圧力5 kPa程度まで断熱膨張を行うが，飽和蒸気が使用されていることから，途中で湿分の分離を行わず、さらに主蒸気の再熱も行わない場合には，低圧タービン出口での湿り度は24～30％にもなって動翼のエロージョン問題は深刻になり，タービンの機械効率も大きく悪化する。

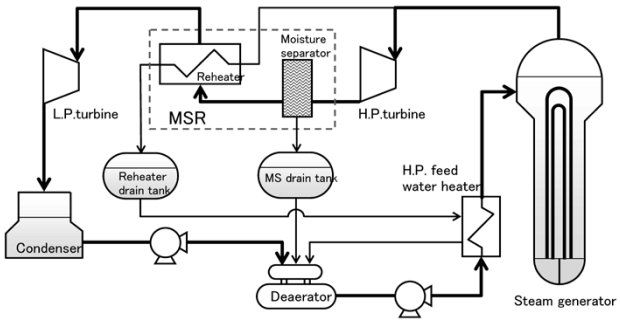


図1　原子力発電タービンサイクルの概要
Fig. 1　Schematic drawings of turbine cycle used in nuclear power generation

そこで原子力発電の効率改善では，高圧タービンと低圧タービンの間で主蒸気に含まれる12％程度の湿分を約98％の高効率で分離する湿分分離器と湿分分離後の飽和主蒸気を70～80℃の過熱蒸気へと再熱を行う再熱器を同一の圧力容器内に収めた，湿分分離加熱器（Moisture Separator Reheater，略称MSR）が非常に重要な機器になっている。湿分分離を行うことで低圧タービン出口での湿り度は12～18％に改善し，さらに再熱を行うことで10～12％にまで改善される。

再熱を行うための熱源には，原子力発電では高圧タービンをバイパスした蒸気発生器出口からのバイパス蒸気および高圧タービンからの抽出蒸気が利用される（以下，再熱器を含む熱交換器での高温側蒸気を加熱蒸気という）。再熱器を出た加熱蒸気は高圧給水加熱器でも加熱蒸気として再生サイクルに活用される。しかし，再熱サイクルと再生サイクルの両方を活用しているが，**図2**の*T-s*線図（温度－エントロピー線図）に示すように，再熱後の主蒸気（以下，再熱器での低温側蒸気を主蒸気ではなくサイクル蒸気という）温度は蒸気発生器の飽和温度を上回ることは決してないので，再熱サイクルでの熱

[*1] 鉄鋼事業部門　技術開発センター　プロセス技術開発部　[*2] エンジニアリング事業部門　原子力・CWD本部　営業部　[*3] 機械事業部門　産業機械事業部　機器本部　機器工場

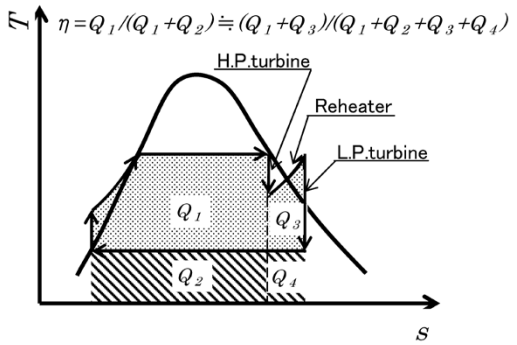


図2 再熱器を備えた原子力発電タービンサイクルの*T-s*線図
Fig. 2 *T-s* diagram of turbine cycle used in nuclear power generation equipped with reheatrer

効率は向上しない。加熱蒸気は熱媒として機能するだけで，タービンで仕事をしていないので，再生サイクルでの熱効率も向上しない。それでも湿分分離加熱器が非常に重要になっているのは，前述のエロージョン問題への解決策を提供できることに加えて，タービン内部の湿分が減少することでタービンの機械効率が向上するからであり，例えばサイクルの全体効率が33％から35％へ改善するように，一般的に２％程度の効率改善が見込まれる。

当社機械事業部門は，Thermal Engineering International Inc.（以下，TEi社という）が設計する湿分分離加熱器の製造・販売を行っており，2005年に四国電力株式会社伊方発電所１号機と２号機に湿分分離加熱器を納入した。2006年から2008年にかけて，高サイクルの流体加振力が加わって溶接部割れの不具合が４件発生し，都度の対策を実施して2008年以降の不具合は発生しなくなったが，長期的な健全性に万全を図る観点から2010年と2011年にそれぞれ２号機と１号機の湿分分離加熱器について全ての取り替えを行った。２号機は2010年から東日本大震災後の2011年定期点検まで運転を行って，溶接部割れなどの問題もなく運転を終了した。本稿で報告する湿分分離加熱器の性能予測技術は，2010年の湿分分離加熱器取り替えに向けて発電出力の向上と伝熱管群であるチューブバンドルの健全性確認を目指して，当社技術開発本部機械研究所が開発した。

湿分分離加熱器については，これまでもいくつかの技術報告がなされている。中神ら[1]は湿分分離加熱器の構造，性能，設計，材質，運転制御などについて広範囲な紹介を行っており，日本語で書かれた優れた紹介記事になっている。山口ら[2]は沸騰水型原子力発電所として初めて湿分分離加熱器を導入した浜岡４号機での設計検討と試運転実績について述べている。また，ほぼ同時期に山口ら[3]は湿分分離加熱器の伝熱性能と熱流動解析を実施している。澤田ら[4]はTEi社が採用しているダブルポケット型シェブロンベーンの湿分分離性能について報告している。こうした報告の中でも，湿分分離加熱器に関して設計から試運転方法まで，そして問題対策から性能改善法に関する議論まで多くの情報を網羅している点で，EPRI（米国電力中央研究所）が発行した文献[5]は圧倒的な情報量を持っている。

本稿では，湿分分離加熱器のチューブバンドル健全性評価と伝熱性能設計を目的として開発した数値解析技術について報告する。加熱蒸気が管内を流れるチューブバンドルはその飽和温度よりも70～80℃程度低いサイクル蒸気（管外蒸気）に触れるため，最も低温のサイクル蒸気に触れるチューブバンドル下部では管内が局所的にサブクール（過冷却）になり，管内凝縮水の排出と滞留が交互に起こる管の脈動が発生することがある。湿分分離加熱器の設計では，加熱蒸気として熱交換に必要な蒸気量よりもわずかに多い蒸気（以下，余剰蒸気という）を供給することでサブクール度を一定値以下に抑えておく必要がある。余剰蒸気を多くすればサブクール度は低下して管脈動の心配はなくなるが，蒸気サイクルの効率は低下する。したがって，チューブバンドル健全性と伝熱性能設計は表裏一体の問題になっている。

１．湿分分離加熱器の概要

1.1　湿分分離加熱器の役割

図３に原子力発電蒸気サイクルでの高圧タービンと低圧タービンでの*h*－*s*線図（エンタルピー－エントロピー線図）を示す。サイクル蒸気は蒸気発生器出口＝高圧タービン入口の状態①からスタートして高圧タービン出口②へ至り，湿分分離器も再熱器もない場合にはそのまま低圧タービンを通過して③の状態で復水器に流入する。この時の湿り度は24～30％に及ぶ。高圧タービンと低圧タービンの間に湿分分離器を設けることで，低圧タービン入口の状態を等圧線に沿って飽和蒸気線（湿り度０％）との交点④へ移動させることができる。この結果，低圧タービン出口での状態は⑤になって，湿り度は12～18％に改善する。さらに，湿分分離後に蒸気発生器からのバイパス蒸気を加熱蒸気とした再熱器に通すことで，低圧タービン入口の状態を等圧線に沿って①を通る等温線に近い状態⑥へ移動させることができる。この結果，低圧タービン出口での状態は⑦になって，湿り度は10～12％にまで改善する。このように，低圧タービンでの湿り度を低下させることが湿分分離加熱器の役割である。

1.2　湿分分離加熱器の構造

図４に伊方発電所１号機および２号機に納めた湿分分離加熱器の概略図を示す。高圧タービンを出て低温になったサイクル蒸気は図４側面図の右側より流入して一旦は容器の底部に回った後，容器の長手方向に均一分散し，かつ図４正面図の左右に分かれて湿分分離パネルで

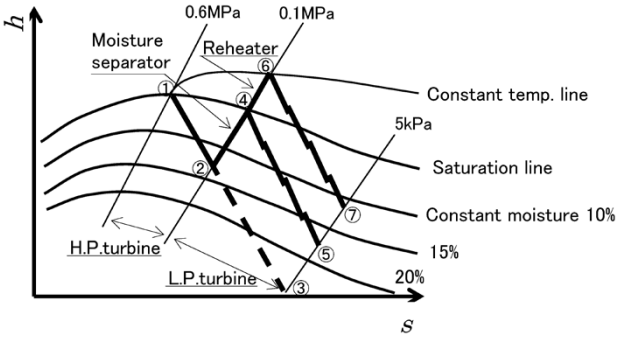


図３　原子力発電蒸気サイクルでの高圧タービンと低圧タービンでの*h*－*s*線図
Fig. 3 *h*－*s* diagram for high pressure turbine and low pressure turbine used in steam cycle of nuclear power generation

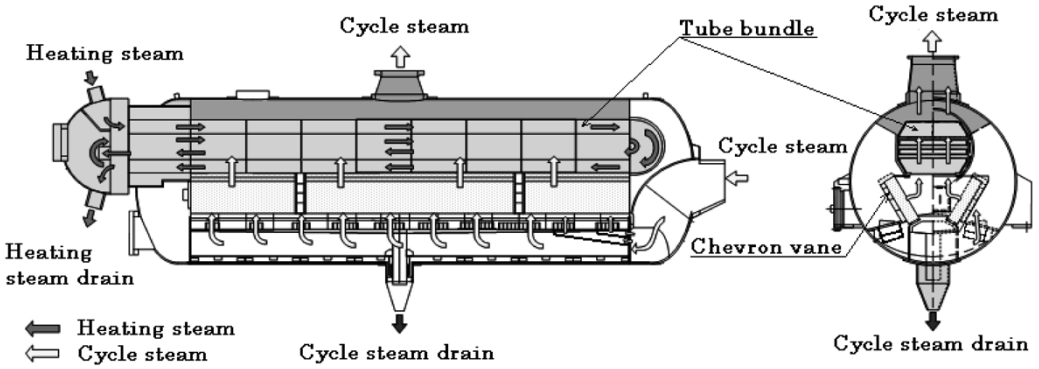


図 4 伊方発電所 1 号機および 2 号機に納めた湿分分離加熱器
Fig. 4 Moisture Separator Reheater (MSR) installed in Ikata power station Unit No. 1 and Unit No. 2

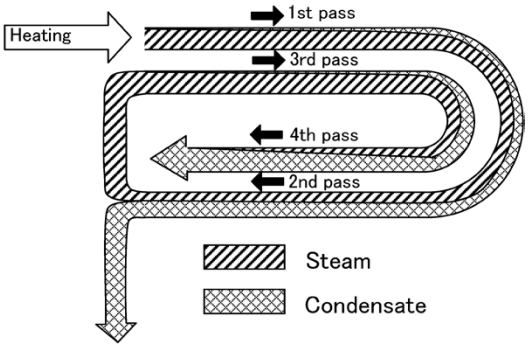


図 5 管内加熱蒸気の流れと凝縮水の排出を描いた概略図
Fig. 5 Schematic sketch of heating steam flow and drainage of condensate in tubes

あるダブルポケット型シェブロンベーンへ流入する。ここで約98％の湿分がサイクル蒸気から取り除かれ，これらの湿分はドレン水として底部から排出される。湿分分離パネルを通過したサイクル蒸気はチューブバンドルの管外側へ流入して過熱され，上部ノズルより低圧タービンへ送り出される。

他方，図 4 側面図の左上より流入する加熱蒸気はチューブバンドルの管内側へ流入して，**図 5** に示すように上から 1 パス，3 パス，4 パス，2 パスの順に並んだ各パスを，1 パス→2 パス→3 パス→4 パスの順に流れる。2 パスから 3 パスの間では加熱蒸気のドレンが左下より排出され，比重の大きい湿分が到達しにくい高位置にある 3 パス入口へは蒸気が流入する。管内で発生したドレンは管の下り勾配と流れ方向が一致するので滑らかに排出される[6)]。そのおかげで管内の圧力損失も少ない。

ここで，再熱器の性能評価に使用される指標*TTD*（Terminal Temperature Difference）を紹介する。

$$TTD = T_{hs} - T_{CSO} \quad \cdots\cdots (1)$$

ここで，T_{hs}：加熱蒸気温度，T_{CSO}：再熱部（チューブバンドル）出口サイクル蒸気温度。*TTD*が小さいほど，その熱交換器は高い熱交換性能を持つと考えられる。

2. 湿分分離加熱器再熱部の性能予測手法

2.1 記号

本稿で使用する記号を以下に示す。

A_{cp}：管群セルの流れ方向と直交する断面積
A_{tp}：管群セルに含まれる全伝熱管の流路断面積合計
a_{ht}：管群セル単位体積当たりの伝熱面積
f：抵抗係数
h：蒸気エンタルピー
i：パス番号
k：伝熱管の熱通過率
L_x：各パスの伝熱管長
L_y：管群セル幅
$\dot{m}$：質量流量（流れ方向により符号変化）
p：圧力
T：温度
$T' = (T - T_{csi})/(T_{hs} - T_{csi})$：無次元温度
$\vec{v} = (u, v, w)$：流速ベクトルと各方向成分
x：胴体長手方向座標
y：胴体幅方向座標
z：鉛直上方向座標
δ：管列ピッチ
λ_{eff}：乱流を考慮した有効熱伝導率
ρ：蒸気密度（理想気体の状態方程式から求める）
$\hat{\tau}$：粘性応力テンソル

添え字を以下に示す。

cs：サイクル蒸気
csi：湿分分離加熱器入口でのサイクル蒸気
cso：湿分分離加熱器出口でのサイクル蒸気
hs：加熱蒸気
max：管列間隙最狭部

2.2 一次元モデルと三次元モデルの概要

本節では，再熱部（チューブバンドル）の性能予測を行うための計算モデルについて説明する。なお，U字伝熱管の円弧部は省略されており，管内加熱蒸気は，例えば 1 パスを流出すると状態変化なしで 2 パスに流入し，管外サイクル蒸気は実際に存在している仕切り板のため円弧部領域に流入し得ない（再熱部のバイパスはない）。

図 6 に示す一次元モデルでは，上から 1 パス，3 パ

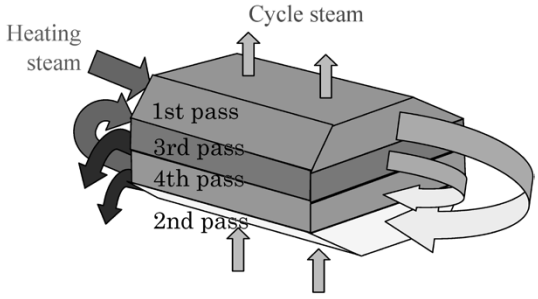


図 6 再熱部の一次元計算モデル
Fig. 6 One dimensional calculation model of reheater

ス，４パス，２パスの各伝熱管群が納められた管群セルが合計４つあり，管群セルごとに決められた本数の伝熱管が均一に分散して存在している。伝熱管は流れ方向（胴体長手方向）に要素分割されており，流れ方向の状態変化は考慮されているが，流れ方向と直交する断面内では同一管群セルに含まれる全伝熱管内蒸気の状態は等しいと仮定されている。管外を流れるサイクル蒸気は下から上へ４つの管群セルを順に移動する。ここでの管群セルは各々が１つの容器として扱われている。以上の仮定から，管内の加熱蒸気エンタルピーは$h_{hs}(i, x)$，管外のサイクル蒸気エンタルピーは$h_{cs}(i)$と定義される。この一次元モデルでは，加熱蒸気の一次元管内エネルギー方程式とサイクル蒸気の一次元エネルギー方程式の２方程式のみが解かれる。

他方，再熱部外形形状を示す三次元モデル（**図７**）では**図８**に示すように管群セルがさらに小さな微小セルへと三次元に分割されており，このセルが加熱蒸気とサイクル蒸気の両方に共通する検査体積になっている。したがって，管内の加熱蒸気エンタルピーは$h_{hs}(x, y, z)$，管外のサイクル蒸気エンタルピーも$h_{cs}(x, y, z)$で表されて，同じ位置に定義されている。この三次元モデルでは，加熱蒸気の一次元エネルギー方程式を一次元モデルと同様に解くが，サイクル蒸気に対してはエネルギー方程式に加えて連続の式と三次元の運動量保存式を解く。

エンジニアリングの世界で市販ツールが幅広く活用されている昨今の趨（すう）勢を反映させて，開発者以外の多くの技術者が設計に活用できるように，一次元モデルはMicrosoft Excelをベースに VBAで作成されており，三次元モデルはANSYS Fluentをベースに UDF（User Defined Function）で作成されている。

2.3　支配方程式

2.3.1　管内加熱蒸気の支配方程式

管内を流れる加熱蒸気の一次元エネルギー方程式を式（２）に示す。

$$\frac{\dot{m}_{hs}}{A_{cp}}\frac{\partial h_{hs}}{\partial x}=\frac{A_{tp}}{A_{cp}}\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda_{eff}\frac{\partial T_{hs}}{\partial x}\right)-ka_{ht}(T_{hs}-T_{cs}) \quad \cdots\cdots \quad (2)$$

2.3.2　管外サイクル蒸気の支配方程式

一次元モデルで使用される管外サイクル蒸気のチューブバンドル部での圧力損失式を式（３）に，一次元エネルギー方程式を式（４）に示す。

$$\frac{dp_{cs}}{dz}=-\frac{4f}{\delta_z}\frac{1}{2}\rho_{cs}w_{\max}\left|w_{\max}\right| \quad \cdots\cdots \quad (3)$$

$$\frac{\dot{m}_{cs}}{L_y}\frac{dh_{cs}}{dz}=\int_0^{L_x}ka_{ht}(T_{hs}-T_{cs})\,dx \quad \cdots\cdots \quad (4)$$

他方，三次元モデルでは管外サイクル蒸気の連続の式（５），運動量保存式（６），エネルギー方程式（７）を解く。

$$\nabla\cdot(\rho_{cs}\vec{v}_{cs})=0 \quad \cdots\cdots \quad (5)$$

$$\nabla\cdot(\rho_{cs}\vec{v}_{cs}\vec{v}_{cs})=-\nabla p_{cs}+\nabla\cdot(\hat{\tau})+\vec{S} \quad \cdots\cdots \quad (6)$$

$$\nabla\cdot(\rho_{cs}\vec{v}_{cs}h_{cs})=\nabla\cdot(\lambda_{eff}\nabla T_{cs})+ka_{ht}(T_{hs}-T_{cs}) \quad \cdots\cdots \quad (7)$$

ここで，$\vec{S}$は外部体積力であり，各成分は式（８）で与えられる。

$$S_j=-\frac{4f}{\delta_j}\frac{1}{2}\rho_{cs}v_{\max,j}\left|v_{\max,j}\right| \quad \cdots\cdots \quad (8)$$

2.4　管内蒸気と管外蒸気の熱伝達率と圧力損失

管内蒸気の熱伝達率と圧力損失には水と空気の二相流を対象にしたBaker線図[7]を基にパラメータを無次元化する改良を加えた流動様式分類を用いた。

管外蒸気の熱伝達率と圧力損失にはT. J. Rabasらによる方法[8]を用いた[9]。

３．湿分分離加熱器の性能予測結果と計測値との比較

3.1　一次元モデル計算

一次元モデルによって計算した加熱蒸気のクオリティと各パスでの熱通過率をそれぞれ**図９**と**図10**に示す。一次元モデル計算の結果は各パス流れ方向に垂直な断面での平均値であるため，局所的なサブクールを調査することはできず，*TTD*の定性的な傾向が得られるのみである。この条件での*TTD*を実際の伊方発電所２号機で比較した結果を，後ほど三次元計算で予測した*TTD*と共に示す。

3.2　三次元計算モデル

三次元計算に先だって，**図11**に示すように１/３縮尺の相似形模型を使用してシェブロンベーン出口面での風速分布を計測した。その結果として得られた風速分布を実機条件に換算して，**図12**に示す三次元計算でのサイクル蒸気の流速条件として与えた。

図13に加熱蒸気のクオリティ分布を，**図14**にサイクル蒸気の無次元温度分布を示す。**図15**にはU字伝熱管出入口端面での無次元温度分布を示している。ここでは，４パスの底部においてサブクールが見られる。

実機U字伝熱管出口端での温度計測（サブクール度の計測）は余剰蒸気量の推算と調節および凝縮水脈動の関係を知る上で有効だとEPRIの文献[5]では言及されており，さらに実際の実施方法がTEi社の文献[10]で報告されている。図15に記したID番号とシンボルは，この方法

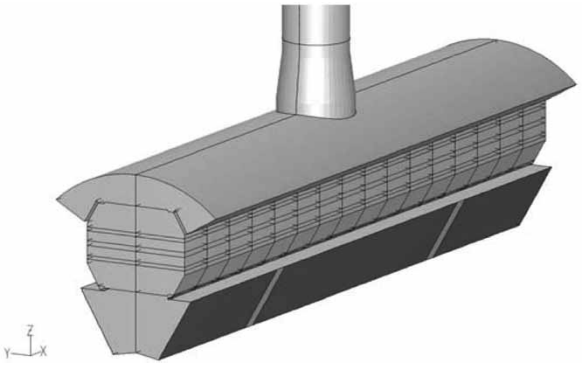


図７　再熱部外形形状を示す三次元計算モデル
Fig. 7　Three dimensional calculation model showing reheater shape

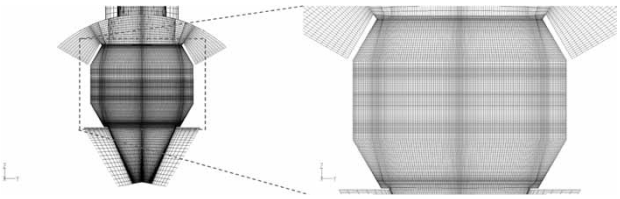


図８　再熱部管群セルの格子分割
Fig. 8　Reheater tube bank cell divided into tiny cells

に従って計測した伝熱管出口端の位置と番号である。各位置について実機で計測した無次元温度を，三次元モデル計算での無次元温度と比較した結果を**図16**に示す。ここでは，実機での想定流量を100％として三次元モデル計算での加熱蒸気とサイクル蒸気の流量条件をそれぞれ変更しながら比較している。図16を見ると，実機では２パス下部から見て計測点２列目のサブクール度が１列目（２パス最下列）よりも全般的に大きくなっているが，三次元モデル計算では下部から上部に向かってサブクール度が低下する（温度は上昇する）傾向を示している。これは，管ごとの加熱蒸気流量のばらつきを表現できていないからだと推測される。また，実機では２パス計測点３列目でサブクールが見られ，４パス計測点１列目（４パス最下列）ではサブクールが見られないが，三次元モデル計算ではどちらの列にもサブクールは見られず，さらに加熱蒸気流量を97％に低下させても，サイクル蒸気を103％に増加させても，２パス計測点３列目よりも４パス計測点１列目で先にサブクールが発生する傾

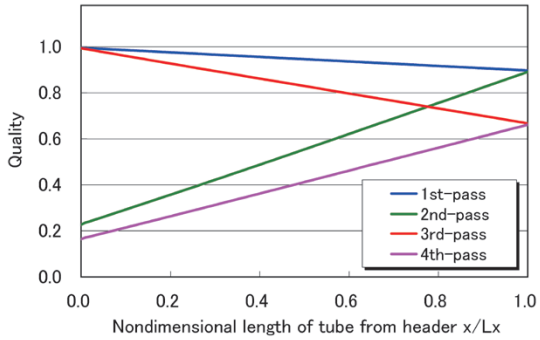


図９　１次元モデル計算による各パスでの蒸気クオリティ

Fig. 9　Quality of heating steam in each pass calculated by 1D model

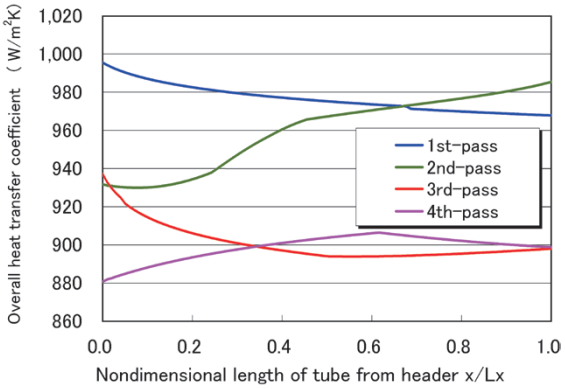


図10　１次元モデル計算による各パスでの熱通過率

Fig.10　Overall heat transfer coefficient in each pass calculated by 1D model

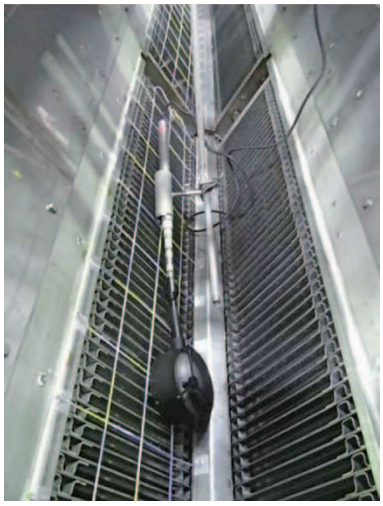


図11　１/３縮尺相似形模型でのシェブロンベーン出口面風速分布の計測

Fig.11　Mesurement of Velocity distribution over Chevron vane exit surface using １/３ scale model

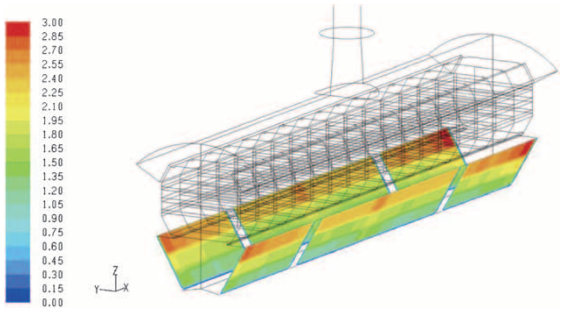


図12　１/３縮尺相似形模型を使用して計測したシェブロンベーン出口面での風速分布

Fig.12　Velocity distribution over Chevron vane exit surface measured with １/３ scale model

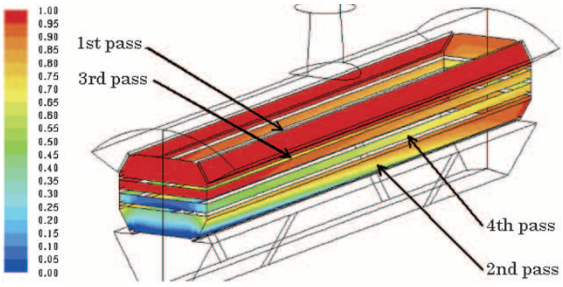


図13　３次元モデル計算による各パスでの蒸気クオリティ

Fig.13　Quality distribution in each pass calculated by ３D model

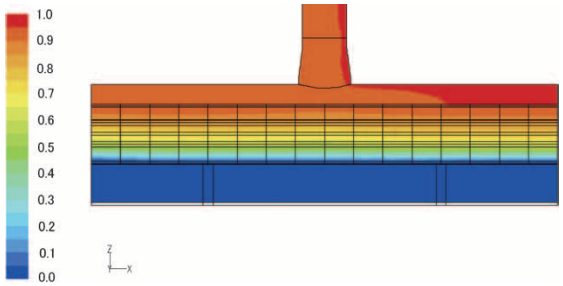


図14　中央断面でのサイクル蒸気無次元温度分布（左右の向きは図４と同じ）

Fig.14　Dimensionless temperature of cycle steam in a center cross section (right-left direction is the same in Fig. 4)

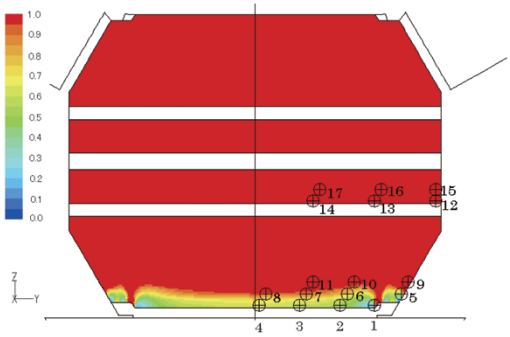


図15　U字伝熱管出入口端面での無次元温度分布（シンボルと数字は温度計測点）

Fig.15　Dimensionless temperature over cross-sectional area at inlet and exit end of U heat exchanger tubes (Simbols and numbers denote temperature measuring points)

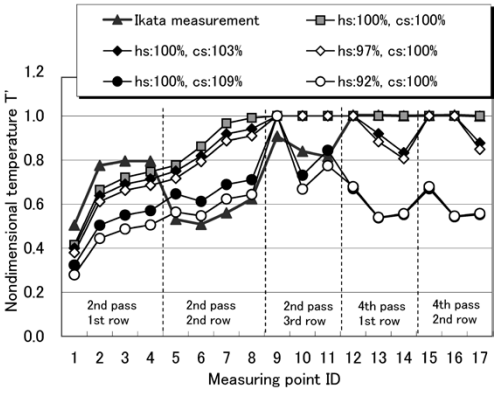


図16　実機で計測された無次元温度を三次元モデル計算での無次元温度と比較した結果

Fig.16 Dimensionless temperatures at each position in Ikata MSR compared with those by 3D model calculation

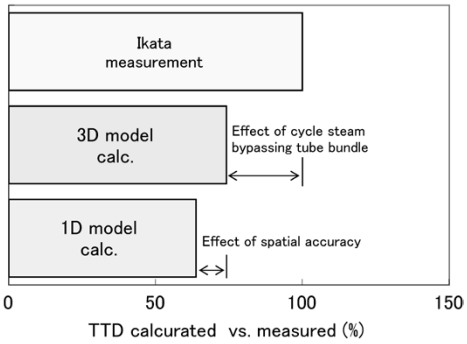


図17　実機で計測された*TTD*と、一次元モデルおよび三次元モデルのそれぞれで計算された*TTD*の比較

Fig.17 Calculated *TTD*s by 1D model and 3D model compared with *TTD* measured in Ikata MSR

向を示している。したがって，2.4節で述べた管内外の熱伝達率を求める方法を用いて計算した，図10に典型値が示されている熱通過率は実際よりもいくらか過小評価されていると推測される。最大サブクール度では三次元モデル計算結果の方が安全側の値を示している。

図17には，実機で計測した*TTD*と，一次元モデルおよび三次元モデルのそれぞれで計算した*TTD*の比較を示している。一次元モデルでの*TTD*は実機計測値の64%，三次元モデルでは実機計測値の74%になっている。前述のように過小評価されたと推測される熱通過率での計算結果なので，より大きな熱通過率での*TTD*はより小さな値になっていたはずである。したがって，*TTD*予測の観点からも一次元モデルは三次元モデルの代替にはならない。ここでの*TTD*の実機計測値と計算結果との相違は再熱部（チューブバンドル）をバイパスするサイクル蒸気の存在に起因していると推測される。それゆえに，三次元モデル計算はバイパスするサイクル蒸気量を推算するためにも使用されている。

むすび＝本稿では原子力発電所湿分分離加熱器再熱部の性能予測手法について報告した。この性能予測手法を用いて，実機湿分分離加熱器のU字伝熱管出口端温度と*TTD*を計測結果と比較した結果，下記のことが分かった。

（1）三次元モデルを用いた本性能予測手法では，実機にも見られるチューブバンドル下部のサブクールが定性的に表現されており，最大サブクール度では計算結果の方が安全側の値を示していることから，U字伝熱管出口端でのサブクール度計測による最終実機調節は必要だが，設計時の健全性評価には十分に適用できる目処を得た。

（2）U字伝熱管出口端サブクール度の比較結果から，本稿で紹介した既存の管内外熱伝達係数計算手法を用いて求めた熱通過率は，実際の熱通過率よりも過小評価されていると推測される。

（3）*TTD*に関する実機計測結果と，一次元モデルおよび三次元モデルそれぞれの計算結果との比較から，各パスを均一に扱う一次元モデルはサイクル蒸気温度予測の観点からも計算精度が悪く，三次元モデルの代替にはならない。

（4）*TTD*に関する実機計測結果と三次元モデル計算結果との比較から，過小評価された熱通過率でも三次元モデル計算による*TTD*は実機計測値の74%でしかない。したがって，少なくとも両者の差である26%は再熱部をバイパスしたサイクル蒸気の寄与だと推測できる。

末筆ながら，本稿を執筆するにあたって四国電力株式会社から多大なご協力をいただいたことに厚く御礼を申し上げたい。

参　考　文　献

（1）中神靖雄ほか. 原子力発電タービン用湿分分離加（再）熱器の設計と運転. 火力原子力発電. 1983, Vol.34, No.2, p.185-198.
（2）山口真人ほか. 浜岡4号機湿分分離加熱器の設計と試運転実績. 火力原子力発電. 1994, Vol.45, No.9, p.986-995.
（3）山口真人ほか. 原子力タービン用湿分分離加熱器の熱流動と動特性. 日本機械学会通常総会講演会講演論文集. 1994, Vol.71, p.803-805.
（4）澤田義明ほか. 1,100MW湿分分離器の効率改善. 火力原子力発電. 2009, Vol.60, No.4, p.384-388.
（5）EPRI. Moisture Separator Reheater Source Book, Product ID : TR-106345. Published : 25-Nov-1997
（6）Scott T. Deahna et al. "In-Situ Reconstruction of the MSRs at the Beaver Valley Nuclear Power Station". PWR-Vol.18, Steam Turbine-Generator Developments for the Power Generation Industry, Editor : William G. Steltz, Book No. G00688, The American Society of Mechanical Engineers, 1992.
（7）Baker, O. Simultaneous Flow of Oil and Gas, Oil and Gas Journal. 1954, 53, p.185-195.
（8）T. J. Rabas et al. The Effect of Fin Density on the Heat Transfer and Pressure Drop Performance of Low-Finned tube Banks. Chem. Eng. Commun., 1981, 10（1）, 127-147.
（9）Abraham L. et al. Some Data for Crossflow Pressure drop in Tube Banks That Contain 3/4 Inch (0.0191m) Integral Low-finned Tubes with 27 Fins per Inch (1063 Fins/m). The 6th International Symposium on Transport Pehnomena in Thermal Engineering, May9-13, 1993.
（10）A.L. Yarden et al. "Excess Steam Flow Optimization in Operating MSRs". paper presented at the Nuclear Plant Performance Improvement Seminar, Charleston, S.C., Aug. 3-4, 1994.

（論文）

エクセルギー解析を用いた省エネ空気分離装置の開発

Energy Saving Air Separation Plant Based on Exergy Analysis

谷口賢晃[*1]
Masaaki TANIGUCHI

浅岡　斉[*1]
Hitoshi ASAOKA

鮎原俊行[*1]
Toshiyuki AYUHARA

An air separation unit (ASU) requiring a large amount of energy has been widely used in the steel, chemical and electronics markets. Therefore, there is a strong demand for ways of reducing its energy consumption to help stop global warming. Shinko Air Water Cryoplant (SAC) has been collaborating with the University of Tokyo in developing an innovative process that greatly reduces the energy consumption. In this study, the concept of "Exergy" is introduced to evaluate the process efficiency. As result, the new single column process was developed and verified as requiring approximately 30% less energy than the conventional double column process.

まえがき＝㈱神戸製鋼所は1934年に日本初の空気分離装置を製作し，以後80年近くにわたり，空気分離装置のメーカとして産業界の発展に寄与してきた。2004年以降はエア・ウォーターとの合弁会社，神鋼エア・ウォーター・クライオプラント株式会社（以下，SACという）にて同メニューの展開を行っている。

空気分離装置は主に，製鉄・化学・電子産業等での酸素・窒素・アルゴンの製造に用いられており，設備によっては数十MWもの電力エネルギーを必要とする。近年，二酸化炭素等による地球温暖化やエネルギー価格の高騰から，より一層の省エネルギーが求められている。さらに，大気よりも酸素濃度の高い酸素富化空気を用いて燃焼を行うことにより，排気ガスからの熱損失を削減し，燃焼効率を向上させる酸素富化燃焼技術が製鉄や火力発電分野で適用されつつあり，酸素需要はこれからも拡大していく見込みである。したがって，原価の安い酸素を製造できる空気分離装置が求められている。

空気分離装置においては，空気前処理設備への吸着剤の適用や蒸留塔への規則充填物の採用によって性能は大きく向上してきた[1)]。しかしながら，これらの空気分離装置でも酸素製造原単位は360～500kWh/kNm^3-O_2であり，空気分離の理論上の最小原単位である約70kWh/kNm^3-O_2と比較すると空気分離装置には未だ動力削減の余地が残されている[2)]。

SACでは，従来の空気分離装置と比較して消費動力を大幅に削減するプロセスの実現を目指し，東京大学と共同で研究を進めてきた。そこで本稿では，エネルギー効率を評価する指標として，エクセルギーを用いたプロセス解析を紹介する。エクセルギーとは，標準状態において有効な仕事として取り出せるエネルギー量を表す指標であり，有効エネルギーと表現されることもある（後述の式（1）参照）。

エクセルギーを用いた検討の結果，空気分離プロセスを複式精留プロセスから単式精留プロセスとし，熱循環量を増やすことによって従来比30％の動力削減が可能であることがわかった。

1．複式精留プロセス

1.1　従来の空気分離プロセス（複式精留プロセス）

空気を分離して酸素と窒素を製造する大規模空気分離装置のプロセスとしては現在，空気を液化し，酸素と窒素の沸点差を利用して蒸留（精留）分離する深冷分離プロセスが用いられている。深冷分離といわれているのは，空気の液化温度が－170～－190℃付近であり，この分離プロセスが断熱された極低温の系で実施されているからである。一般的な深冷空気分離装置のプロセスフローを**図1**に示す。現在，大半の空気分離装置は精留塔を２塔持つ複式精留プロセスである。

複式精留プロセスでは，空気圧縮機（Air compressor）にて大気中の空気を450kPaG程度まで昇圧する。この空気は主熱交換器（Main heat exchanger）に導入され，その大部分が－170℃の飽和温度付近まで冷却される。この飽和空気は，高圧塔（HP column）に導入され，酸素分の多い液体空気と液体窒素に分離される。一方，主熱交換器から－140℃程度で一部抽気された原料空気は膨張タービン（Turbine）に導入され，断熱膨張して低温・低圧となり，装置が低温を維持するために必要な冷熱を発生させる。液体空気と液体窒素はそれぞれ低圧塔（LP column）に還流液として供給され，高純度の酸素と窒素に分離される。低圧塔の底部には熱交換器（Condenser-reboiler）が設置されており，高圧塔におけるコンデンサ，低圧塔におけるリボイラの役割を担って

[*1] 神鋼エア・ウォーター・クライオプラント㈱　プロジェクト部

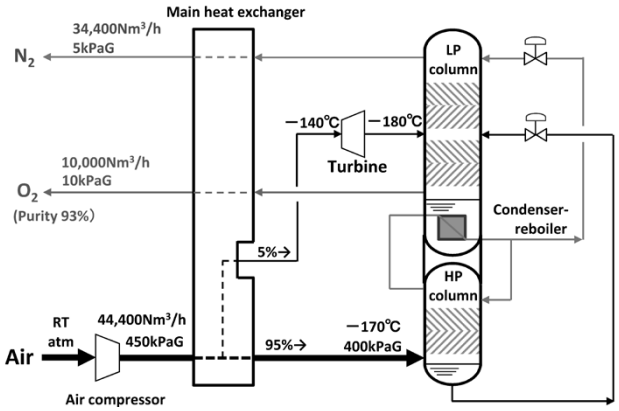


図１ 複式精留プロセスフロー
Fig. 1 Process flow for double column rectification

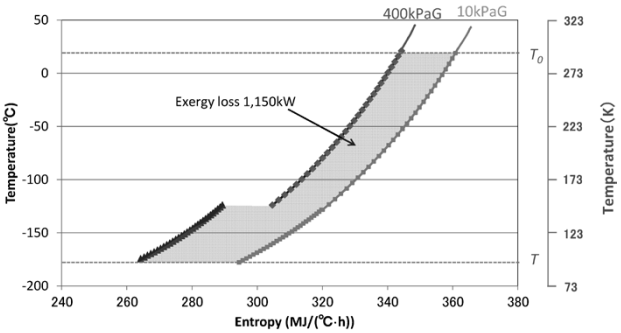


図２ 複式精留プロセス 主熱交換器部 T-S線図
Fig. 2 T-S diagram of main heat exchanger in double column rectification process

いる。分離された酸素と窒素は主熱交換器で原料空気との熱交換によって昇温され，常温で回収される。

1.2 複式精留プロセスのエクセルギー解析

一般的な複式精留プロセスにおいて，エネルギー損失が大きい箇所を特定するためにエクセルギー解析を実施した。エクセルギー損失が大きいということはエネルギーが無駄に消費されていることを意味するため，エクセルギー損失が小さいプロセスほど優れているといえる。

エクセルギー（E）の定義式を式（１）に示す。

$$E \equiv H - H_0 - T_0(S - S_0) = \Delta Q - T_0 \Delta S \quad \cdots\cdots\cdots\cdots \quad (1)$$

H：系のエンタルピー（kJ）
H_0：基準エンタルピー（kJ）
S：系のエントロピー（kJ/K）
S_0：基準エントロピー（kJ/K）
T_0：基準温度（K）

熱交換器におけるエクセルギー損失量の計算は，式（１）の後半部分$-T_0 \times \Delta S$を熱交換器の全温度について積分する。

$$\Delta E = \int_{T_0}^{T} (-T_0 \times \Delta S)\, dT = -T_0 \int_{T_0}^{T} (S_{(T)} - S_{0(T)})\, dT$$

すなわち，T-S線図（**図２**）において，高温側のプロットと低温側のプロットに囲まれた面積がエクセルギー損失量とほぼ等しくなる[3)]。具体的には，下記仕様の装置を想定して，エクセルギー解析を行った。

酸素流量	：10,000Nm³/h
酸素純度	：93％以上
酸素圧力	：10kPaG
窒素流量	：34,400Nm³/h
窒素純度	：99％以上
窒素圧力	：５kPaG
原料空気流量	：44,400Nm³/h（酸素回収率99.9％）
原料空気圧力	：450kPaG
圧縮機効率	：70％

1.2.1 空気分離装置全体のエクセルギー損失量

複式精留プロセスにおいて唯一外部からエネルギーを加えているのは，空気圧縮機である。またこのプロセスの製品である酸素と窒素は低圧・常温であり，エクセルギーはほぼゼロである。よって，この空気圧縮機に加える仕事がこの空気分離装置全体のエクセルギー損失量に相当する。ここから，空気分離装置全体のエクセルギー損失量は2,240kWとわかる。

1.2.2 主熱交換器部のエクセルギー損失量

複式精留プロセスにおける主熱交換器のT-S線図は図２に示したとおりである。前述したように，熱交換器のエクセルギー損失量はT-S線図から算出できる。この図からエクセルギー損失量を算出すると1,150kWとなる。

以上より，主熱交換器部のエクセルギー損失量1,150kWは空気分離装置全体のエクセルギー損失量2,240kWの半分以上を占めており，省エネルギーを実現するためには主熱交換器部におけるエクセルギー損失量の低減が効果的である。

図２のT-S線図を見ると，高温側流体（空気）のプロットは低温側流体（酸素・窒素）のプロットより左側に寄っており，このエントロピー差のためにエクセルギー損失量が多くなっていることがわかる。この熱交換において，高温側は原料空気全てが400kPaG程度の高圧であるのに対し，低温側はその全てが10kPaG程度と低圧である。この圧力差が大きければ大きいほど熱交換におけるエクセルギー損失は大きくなる。したがって，主熱交換器のエクセルギー損失量を低減するためには，空気圧縮機の圧力を下げて高温側のプロットを右側寄りにする必要がある。

1.3 複式精留プロセスの課題

1.2節で述べたとおり，主熱交換器部のエクセルギー損失量を低減するためには空気圧縮機の圧力を低下させる必要がある。しかしながら，複式精留プロセスでは，高圧塔のコンデンサと低圧塔のリボイラを一体化することによって，高圧塔コンデンサの凝縮潜熱を低圧塔底部リボイラの蒸発潜熱として熱回収し，極低温の系に熱を加えることなく精留を成立させている（**図３**）ため，空気圧縮機の圧力を大幅に低下させることは難しい。

ここで，熱力学の第二法則より，高圧塔のコンデンサから低圧塔のリボイラに熱を移動させるためには，高圧塔の頂部（コンデンサ）の温度を低圧塔の底部（リボイラ）の温度より高く維持しなければならない。

さらに，同じ圧力では酸素の沸点は窒素の沸点より高い。例えば，通常の低圧塔運転圧（30kPaG）において酸素の沸点は－180℃であるのに対して，窒素の沸点は－194℃である。このため，窒素側（高圧塔）の圧力は酸素側（低圧塔）の圧力の４倍程度の400kPaGまで昇圧

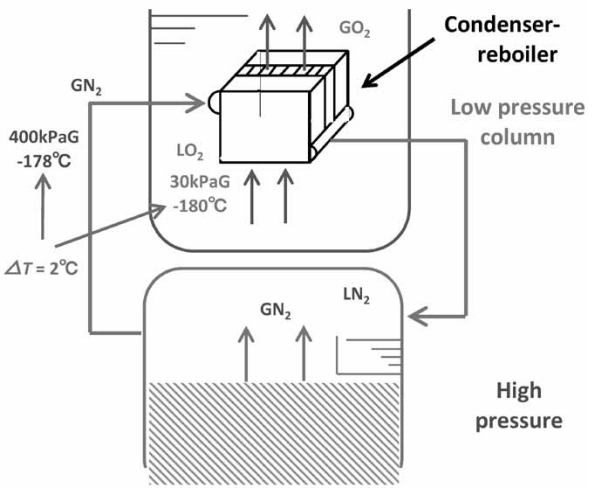


図 3 複式精留コンデンサ・リボイラ図
Fig. 3 Condenser-reboiler of double column rectification process

しなければならない。

したがって，2塔に分割した精留塔とその間に結合されたコンデンサ・リボイラを特徴とする複式精留プロセスを用いる限り，空気圧縮機の圧力を大幅に低下させることは困難である。

2. 単式精留プロセス

2.1 単式精留プロセスの構築

1.2節で述べたとおり，主熱交換器部のエクセルギー損失量を低減するためには，空気圧縮機の圧力を低下させる必要がある。そこで，空気圧縮機の圧力を機器・配管の圧損分のみとすることが可能なプロセスの構築が課題となる。

検討の結果，以下のプロセス要素を持つ単式精留プロセス（**図 4**）であれば空気圧縮機の圧力を大幅に低下させることが可能であることが判明した。

- 単式精留を採用する。これにより，空気圧縮機の圧力を機器・配管の圧損分のみとすることが可能になる。
- 単式精留における底部リボイラの熱源として循環窒素圧縮機を設置する。精留塔頂部から窒素を取得し，その一部を循環窒素圧縮機にて昇圧して窒素の飽和温度を高くする。これを，精留塔底部のコンデンサ・リボイラに導入することによって底部の液体酸素を気化させる。
- コンデンサ・リボイラでの液体酸素の蒸発潜熱により，循環窒素圧縮機にて昇圧した窒素が液化する。この液化した窒素を精留塔頂部に還流液として供給する。
- 精留塔フィード空気の一部を液化させるために，昇圧圧縮機にて空気の一部を昇圧し，空気の飽和温度を上昇させる。この空気を，空気凝縮器（Air Liquefier）にて精留塔底部から取得した液体酸素と熱交換させる。これによって，昇圧した空気は液化し，液体酸素は気化する。

2.2 単式精留プロセスのエクセルギー評価

以下のとおり，単式精留プロセスを採用することによってエクセルギー損失量を大幅に低減することができる。

2.2.1 単式精留プロセス全体のエクセルギー損失量

単式精留プロセスでは，空気圧縮機に加え，フィード液体空気を生成するための昇圧圧縮機，還流液体窒素を生成するための循環窒素圧縮機の3台の圧縮機を用いており，加えた仕事（外部から与えられた圧力エネルギー）の合計が1,390kWである。

また，単式精留プロセスでは，圧縮窒素を液化するコンデンサ・リボイラの二次側にクーラを設置しており，ここに循環窒素圧縮機の動力分の冷熱を加えている。この冷熱のエクセルギー損失量が190kWとなる。

すなわち，単式精留プロセスのエクセルギー損失量は，加えた圧力エネルギーと冷熱エクセルギーの合計1,580kWとなる。

2.2.2 単式精留プロセスの主熱交換器のエクセルギー損失量

単式精留プロセスの主熱交換器のT-S線図は**図 5**のようになり，エクセルギー損失量は40kWとなる。この値は，複式精留における主熱交換器のエクセルギー損失量の5％以下であり，この部分におけるエクセルギー損失はほとんどない。

上述のように，単式精留プロセスの採用により，主熱交換器部のエクセルギー損失量は1,150kWから40kWに大幅に減少した。ただし，単式精留プロセスでは，精留を成立させるために循環窒素圧縮機及び昇圧圧縮機を加

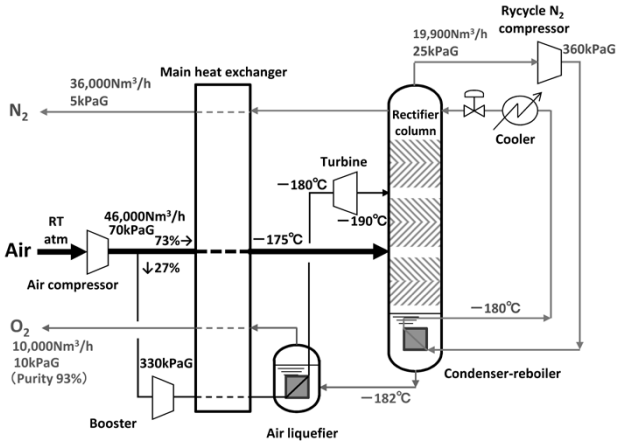


図 4 単式精留プロセス
Fig. 4 Single column rectification process

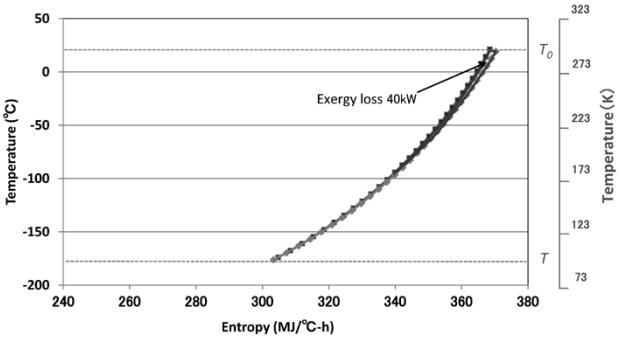


図 5 単式精留プロセス 主熱交換器のT-S線図
Fig. 5 T-S diagram of main heat exchanger in single column rectification proces

えている。これら圧縮機で加える仕事量の一部は複式精留プロセスにおいて，主熱交換器以外で発生していると考えられるエクセルギー損失量に相当する仕事量に加わる。これにより主熱交換器以外のエクセルギー損失量は1,090kWから1,540kWまで450kW増加している。

しかしながら，プロセス全体をエクセルギー損失量で評価すれば，単式精留プロセスのエクセルギー損失量は複式精留における損失と比べて660kW（30％）も減少している。すなわち，単式精留プロセスの方がエクセルギー損失量の少ない，効率が高いプロセスである。

3. 単式精留プロセスの省エネルギー効果

空気分離装置に単式精留プロセスを適用した場合，どれだけ省エネルギー効果があるのか試算を行った。その結果を**表 1** に示す。

ここで，複式精留プロセスの消費動力は空気圧縮機の動力のみである。一方，単式精留プロセスの消費動力は，空気圧縮機動力・昇圧圧縮機動力・循環窒素圧縮機動力の合計にクーラで加える冷熱を考慮したものとなる。

表 1 複式精留－単式精留プロセス動力比較
Table 1 Power comparison between double column and single column rectification process

	Double column process	Single column process
Product oxygen (Nm^3/h)	10,000	10,000
Air compressor		
Air flow (Nm^3/h)	44,400	46,000
Pressure (kPaG)	450	70
Power (kW)	3,210	1,020
Booster compressor		
Air flow (Nm^3/h)	-	12,500
Pressure (kPaG)	-	330
Power (kW)	-	610
Recycle N_2 compressor		
Nitrogen flow (Nm^3/h)	-	19,900
Pressure (kPaG)	-	360
Power (kW)	-	370
Cold potential exergy		
Cold energy (kW)	-	370
Carnot efficiency (-)	-	0.73
Exergy (kW)	-	270
Power consumption (kW)	3,210	2,270

3.1 複式精留プロセスの消費動力

ここでは，インペラの損失・モーター変換効率・機械損失等を含めた全体効率を0.7と仮定して現実的な空気圧縮機の動力を見積もった。その結果3,210kWとなり，これが複式精留プロセスの消費動力である。

3.2 単式精留プロセスの消費動力

3.1と同様に，空気圧縮機，昇圧圧縮機，循環窒素圧縮機の全体効率を0.7と仮定すると，各圧縮機の合計消費動力は2,000kWと見積もられる。冷熱についても，冷熱のエクセルギー量を消費動力として評価すると270kWとなり，これらの合計値2,270kWが消費動力となる。

以上より，単式精留プロセスは，従来の複式精留プロセスと比較して消費動力が30％（940kW）も少ない，効率の良いプロセスであることがわかる。

むすび＝本研究により，熱循環量を増加させた単式精留プロセスは従来型の複式精留プロセスと比較して動力を約30％低減することが可能な省エネルギープロセスであることが示唆された。

空気分離装置の効率向上は，装置の省エネルギーのみにとどまらず，酸素富化燃焼技術等を通じてより大きな省エネルギーに貢献できる技術であり，この技術開発は有意義なものと考える。

今後は，プロセスシミュレーションによる検討に加えて，このプロセスを実プラントとして実現させる上での課題を解決し，効率の高い空気分離装置の開発を進めていきたいと考えている。

本稿は，東京大学 生産技術研究所 エネルギー工学連携研究センター 堤研究室との共同研究成果に基づくものであり，堤敦司特任教授，甘蔗寂樹特任准教授をはじめ関係各位から多大なご指導をいただきました。ここに謝意を表します。

参 考 文 献

1） F. G. Kerry. Industrial Gas Handbook. Gas Separation and Purification CRC Press. 2006.
2） A. Kishimoto. 第 9 回コプロワークショップ講演要旨集. 2010, p.105-111.
3） Y. Kansha et al. Evaluation of a self-heat recuperative thermal process based on thermodynamic irreversibility and exergy. J. Chem. Eng. Jpn. 2013, Vol.46, No.1, p.87-91.

（解説）

水素ステーション整備に向けた神戸製鋼グループの取り組み

Technical Developments and Kobe Steel's Business Approach for Hydrogen Filling Stations

三浦真一[*1]（工博）
Dr. Shinichi MIURA
真鍋康夫[*2]
Yasuo MANABE
名倉見治[*3]
Kenji NAGURA
野一色公二[*4]（工博）
Dr. Koji NOISHIKI
栗城雄治[*5]
Yuji KURISHIRO

By the end of 2015, there will be 100 hydrogen filling stations installed in Japan. We, the Kobe Steel Group, have various technologies in the field of hydrogen and high pressure machinery. This paper introduces our new and reliable technologies for the installation of hydrogen filling stations.

まえがき＝エネルギーと環境問題の両立が21世紀の産業社会における主要課題である。世界では中・後進国の伸長によりさらなる化石エネルギーの消費が予想され，CO_2排出による地球環境への影響に配慮しなければいけない状況になってきている。日本ではエネルギー資源を海外に依存しており，環境に適合したエネルギーへインフラを再構築していく際に，特定のエネルギーに過度に依存せずに済む二次エネルギー，つまり水素エネルギーへの転換を図ることが重要になりつつある。

水素インフラ技術には，超高圧技術が必要であること，水素脆性により材料選択に特殊な配慮が求められることなどのハードルがあるが，当社では昭和11年に1,000気圧，1,600hpの７段ガス圧縮機という当時の最高圧力機や250気圧の5,000hp水素圧縮機を独自設計により製作している[1)]ほか，昭和９年に水素瓦斯分離装置の初号機を，昭和14年にはすでに毎時7,000立方メートルの水素瓦斯分離装置を製作した[2)]記録があるなど長い歴史があり，材料メーカであり高圧機器・機械メーカである当社ならではの多彩なメニューと取り組みとなっている。本稿では，当社グループの水素ステーションに関連した取り組みと関連技術に関して紹介する。

１. 水素ステーション

1.1　水素ステーションの設置計画

燃料電池車（Fuel Cell Vehicle，以下FCVという）は，燃料に水素を使用するため走行時にCO_2を排出せず，次世代の環境対応車としてその普及が期待されているが，水素インフラつまり水素ステーションの整備が進まなければFCVを普及することはできない。一方，水素ステーションもFCVが市場に普及しなければビジネスとして成立しないため投資決定のタイミングが難しく，FCVと水素ステーションはいわゆる「鶏と卵のジレンマ」の関係にある。燃料電池の実用化と普及に向けた課題解決のため設立された民間の任意団体である燃料電池実用化推進協議会（Fuel Cell Commercialization Conference of Japan，以下FCCJという）では，**図１**に示すように2015年をマイルストーンとしてFCVの一般ユーザ普及開始時期と位置づけ，主要な国内外自動車メーカ，国内エネルギー企業の同意として「2011年からは従来からの技術実証に加えて社会実証を開始し，2015年から一般ユーザへの燃料電池自動車の普及開始を目指すと共に，以後ユーザの利便性確保のための水素供給インフラをFCV普及に先立って構築する」とのシナリオを2008年７月に発表した[3)]。2011年１月には自動車メーカおよび水素供給事業者13社が共同声明を発表し，自動車メーカはFCV量産車を2015年に４大都市圏を中心とした国内市場へ導入し一般ユーザへ販売を開始することを目指して開発を進めていることや，水素供給事業者が2015年までにFCV量産車の販売台数の見通しに応じて100箇所程度の水素供給インフラの先行整備を目指すこと等が示された。

1.2　水素ステーションの構成

水素ステーションには，水素ガスを水素供給基地から40MPaの圧力で水素カードルなどを利用し輸送するオフサイト型水素ステーションと，天然ガス・液化石油ガス（LPG）などからステーション内で改質・精製するオンサイト型水素ステーションがあり，水素を低圧圧縮機で昇圧して中間蓄圧器にて貯留したものから高圧圧縮機で82MPaまで昇圧したうえで，プレクーラにより－20℃から－40℃まで冷却してからディスペンサ（充填機）を介して水素をFCVへ充填する。この際の圧縮機や蓄圧器の組み合わせ方や能力についてはいろいろな形式が

[*1] 技術開発本部　機械研究所（現 機械事業部門　開発センター　商品開発部）　[*2] 機械事業部門　産業機械事業部　重機械部
[*3] 機械事業部門　圧縮機事業部　回転機技術部　[*4] 機械事業部門　開発センター　商品開発部　[*5] ㈱神鋼エンジニアリング＆メンテナンス　プラント事業部　技術部

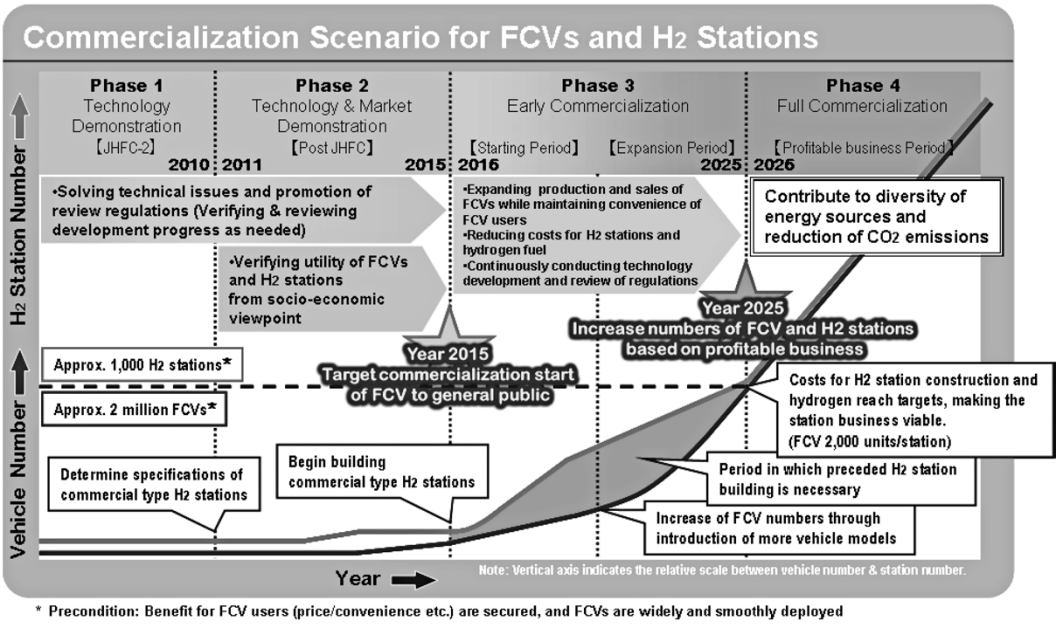


図１ FCVと水素ステーションの普及に向けたシナリオ[3)]
Fig. 1 Commercialization scenario for FCVs and HRSs in Japan[3)]

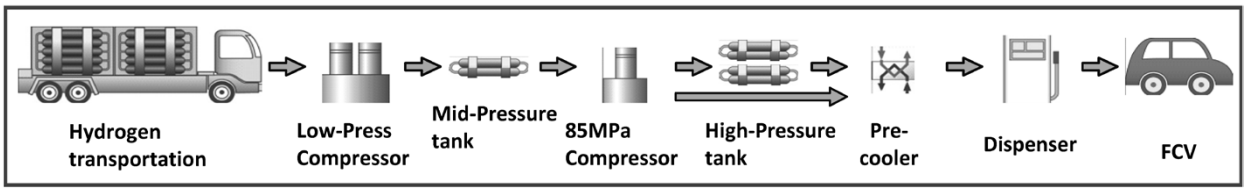


図２ オフサイト型水素ステーションの構成
Fig. 2 Configuration of off-site hydrogen station

検討されている。**図２**にオフサイト型水素ステーションの簡単な構成を示す。

当社は，これらの水素ステーションに求められる各種技術を保有および開発しており，次章以降にその詳細を述べる。

２. 高圧水素雰囲気下機械特性試験装置[4)]

水素ステーションに関連した技術開発・実証研究は，水素・燃料電池実証プロジェクト（JHFC）としてFCVへの充填圧力35MPaでの「燃料電池自動車等実証研究」と「水素インフラ等実証研究」が2002年から行われてきたが，FCV実用化課題のひとつである１充填当たりの走行距離（航続距離）の確保，つまり既存のガソリン車と同等の走行距離の確保を目的としてFCVへの充填圧力を70MPaとした実証試験が2008年頃からスタートした。

これに先立って当社は，独立行政法人新エネルギー・産業技術総合開発機構（以下，NEDOという）プロジェクトにおいて2003年に初めて高圧水素雰囲気下機械特性試験装置を開発した（**図３**）。さらに2006年には100MPa級の同装置を３台製作・納入し，FCV関連の水素材料例示基準策定などに活用された。

当社機械事業部門では，1950年代前半に140MPaの増圧機を活用した液体を対象とする高圧容器の強度研究に端を発し，高圧技術の基礎研究開発を行ってきた。高圧シール機構，圧力測定技術などの高圧要素技術をベース

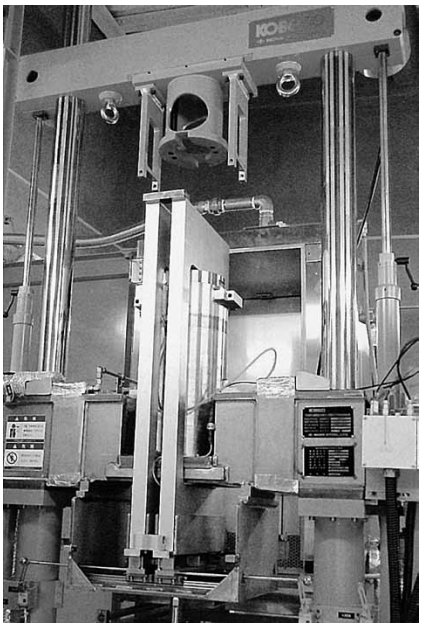


図３ 高圧水素雰囲気下機械特性試験装置外観
Fig. 3 Testing apparatus with hydrogen under high pressure

に，高圧技術に関し世界で先導的地位を占めるに至っている。高圧ガスを利用する熱間等方圧加圧（Hot Isostatic Pressing，以下HIPという）装置は，焼結体の緻密化，金属粉末の高密度焼結および拡散接合部材の製造目的のほか，含浸による複合材，超電導材料，カーボン材料，セラミックス部材などの製造に不可欠な技術として利用されている。これまで当社は350台以上のHIP装置の納

入実績があり，現在では国内唯一の高圧HIP装置メーカとしてその地位を確立している。その他，冷間等方圧加圧装置，熱間等方圧押出装置，圧力晶析装置，固体超高圧プレス装置など多様な超高圧装置を開発・商品化してきており，100MPa級高圧水素雰囲気下機械特性試験装置はその技術の応用である。

3．直接充填用高圧水素圧縮機

当社機械事業部門は，1915年に国産初のレシプロ式圧縮機を製造して以降，スクリュー式やターボ式など圧縮方式の多様化を進め，冷凍機やヒートポンプなどへの用途拡大と技術改良を重ねて，現在では1.5kWの小型から数万kWに及ぶ大型までの幅広いメニューを有する総合圧縮機メーカである[5)]。プロセス用レシプロ圧縮機メーカとしても世界トップクラスの実績を保有しており，水素関連の圧縮機は石油精製プラントや水素ボンベ充填用などとして様々な分野で多数の実績を有している。

当社では高圧水素ガスに適したレシプロ式を採用し，2003年に50Nm^3/hの100MPa級水素ステーション用無給油高圧水素圧縮機「HECT」を他社に先駆けて独自開発・上市した（**図4**）。本機は水素関連の顧客に納入し，2013年現在も水素ステーション用高圧水素機器の試験ガス製造用にご活用いただいている。

2011年，当社はNEDOより公募された「直接充填方式水素ステーション用圧縮機の研究開発」に採択され，運転吐出圧力87.5MPaかつ水素流量1,200Nm^3/hの水素圧縮機の試作機を開発・設計・製作した。水素ステーション用高圧水素圧縮機は，短時間でFCVへ超高圧水素を充填する必要があり，1,200Nm^3/hは5kg／3分で充填するための平均必要流量とした。圧縮天然ガスステーションのような蓄圧タンクからの差圧充填では，FCVへ連続充填を行うためには，超高圧蓄圧タンクを数多く設置しなければならず拡張性に問題があるほか，FCVバスや大型車等，より大容量の充填には適さない。このため，大型圧縮機への展開が可能な当社に開発が求められたのである。FCVへの直接充填用圧縮機は過去に例がなく，流量をはじめ設計の基本となる要求仕様自体をメーカサイドで模索しつつ顧客へ提案し，開発の中で最適化をしていく必要があり，メンテナンス性も含めこれまでの産業向け圧縮機でのアプローチと異なる柔軟な対応が求められた。折しも高圧ガス保安法改正に伴い，100MPaクラスの水素ガス雰囲気における材料の水素脆化等の評価が新たに求められるなど，まさに超高圧機器における豊富な実績を有する材料・機械総合メーカである当社でなければ対応できない開発であり，開発・商品化を行政・顧客サイドと一体となって行ってきた。

開発仕様においては，燃料電池の特質を考慮し無給油型としてガス側に油が同伴することを防ぐ設計としている。また，高頻度の起動停止が求められる水素ステーション用圧縮機としてインバータ制御電動機を採用し，起動時の突入電流を抑えることでステーション側の受電設備仕様を抑え，トータルとして顧客サイドでの低コスト化に貢献することにも配慮した。また圧縮機に求められる充填流量を明らかにするため独自にシミュレーションプログラムを開発し，充填モデル流量カーブを作成したうえでインバータ制御を活用してこれに従った可変速度運転を行い問題なく運用できることを実証した。さらに，従来の二重管式熱交換器に替えて後述する拡散接合型コンパクト熱交換器（Diffusion bonded Comapct Heat Exchanger, 以下DCHEという）を採用することで，ガスクーラ部のサイズを劇的にコンパクト化し，ユニットサイズの小型化を実現した。これらの成果を活用した形で，水素供給・利用技術研究組合（以下，HySUTという）・千住ステーションへ同型機を，さらにHySUT・海老名中央水素ステーションへは高圧水素圧縮機と低圧水素圧縮機を一体型としたパッケージ圧縮機「HyAC（ハイアック）」を納入し，FCVへの水素充填試験に利用していただいている（**図5**）。水素ステーション用としては，上述したように超高圧圧縮機の運用性を考慮して開発することが求められており，水素ステーションの中心機器である水素圧縮機に関しては今後も顧客と連携した性能向上が求められる。

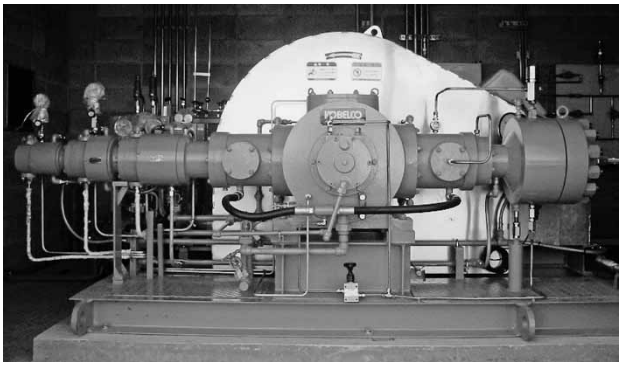


図4 水素ステーション用無給油高圧水素圧縮機外観
Fig. 4 Oil-free compressor preparing high-pressure hydrogen for filling station

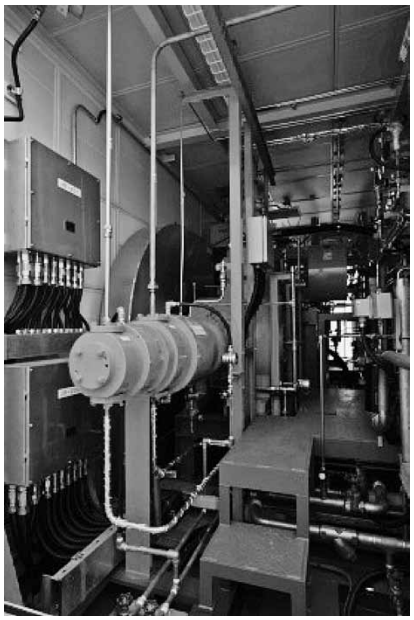


図5 パッケージ型水素ステーション用無給油高圧水素圧縮機外観（写真提供：JX日鉱日石エネルギー㈱）
Fig. 5 General view of package type oil-free high pressure hydrogen compressor for hydrogen filling station (Photo : Courtesy of JX Nippon Oil & Energy Corporation)

4. 拡散接合型コンパクト熱交換器（DCHE）[6)]

圧縮機の開発を進める中で，水素ステーションにおいては，超高圧水素を水やブラインで冷却するための熱交換器のコンパクト化に課題があることが明らかになった。当社はこれまで，40年以上の納入実績を有するアルミ製ろう付けプレートフィン熱交換器「ALEX®注)」の設計・製作技術を適用したマイクロチャネル熱交換器であるDCHEの開発に取り組んできていた。DCHEは，化学エッチングにより流路を加工した板を積層し，拡散接合にて接合することで一体化した熱交換器である。材質にステンレス鋼を用いる場合は，流路サイズが数mm程度であるうえ，強度が高いため薄肉化が可能であり，比較的熱伝導が悪いステンレス鋼であっても高い伝熱性能が得られるためコンパクト化が可能である。当社では，このDCHEの適用用途として，コンパクト性が求められる洋上開発関連の冷却器などを中心に検討していた。従来，水素ステーション用熱交換器としては，二重管式熱交換器などが使われてきたが，接続継手の数が多いことや，機器サイズが大きいことが課題であった。とくに，ガソリンスタンドの併設を想定されている水素ステーションにおいては小型化が大きな課題となっていた。そこでDCHEを圧縮機のインタクーラ・アフタクーラ（設計圧力95MPa，設計温度～180℃）およびディスペンサ用プレクーラ（設計圧力92MPa，設計温度－50℃～50℃）に適用することを検討し，次のような項目について事前に確認した。

拡散接合部における耐水素脆化確認試験として，拡散接合試験体から採取した試験片を対象に，水素チャージしたうえで各種引張試験を実施し，高圧水素環境であっても，母材と同様に水素の影響が認められないことを確認した。また，水素ステーションでの高頻度での起動停止を考慮し，解析による強度評価を実施するとともに，実機相当の試験体を用いた高圧環境の疲労試験（①水（常温）：87.5MPa⇔1 MPa，100万回，②水素（－40℃）：92MPa⇔0.6MPa，7万回）により，使用上問題ないことを確認した。

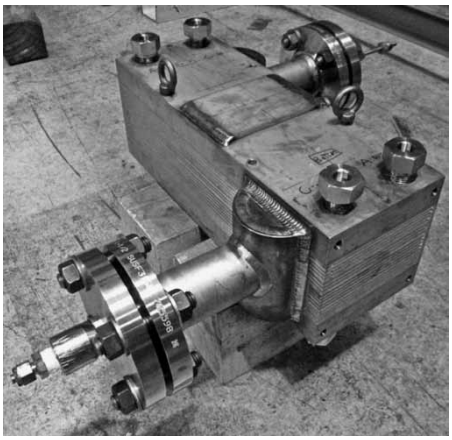


図6 水素ステーション向けDCHE外観
Fig. 6 General view of DCHE for hydrogen filling station

脚注）ALEXは当社の登録商標である。

図7 DCHEが設置された水素ステーション用ディスペンサの外観（写真提供：JX日鉱日石エネルギー㈱）
Fig. 7 General view of dispenser with DCHE for hydrogen filling station (Photo : Courtesy of JX Nippon Oil & Energy Corporation)

2012年度には，実際に水素圧縮機用のアフタクーラおよびディスペンサ用のクーラを高圧ガス保安法特定設備検査規則に基づき製作，受検のうえ納入し，HySUT・海老名中央水素ステーションにて運用いただいている（**図6**，**図7**）。機器サイズは従来の二重管式熱交換器に比べ1/30～1/100と非常にコンパクトになり接続部を劇的に少なくした。このため，リークチェックなどのメンテナンスコストの低減が可能になり，特にディスペンサ内にプレクーラを内蔵することでコンパクト化したことを関係者に高く評価いただいている。

5. 水素ステーションエンジニアリング[7)]

水素ステーションの最適化・低コスト化のためには，優れた機器を開発するのみでなくステーションの運用面を考慮し最適化することが重要である。直接充填用高圧水素圧縮機の開発において圧縮機能力と高圧蓄圧器・中圧蓄圧器と組み合わせた能力検討，コンパクト性の追求が重要であることがわかった。このシミュレーション検討に関しては，当社グループ企業である㈱神鋼エンジニアリング＆メンテナンスが担当している。同社は化学プラントの設計・施工で多数の実績があり，汎用非定常プロセスシミュレータを利用した水素ステーション全体の充填シミュレーションプログラムを作成した。70MPa級の水素ステーションに必要となる水素物性データは，シミュレータ保有の物性データでは誤差が大きいため，NIST（National Institute of Standard and Technology，アメリカ国立標準技術研究所）およびAIST（National Institute of Advanced Industrial Science and Technology，独立行政法人産業技術総合研究所）の水素物性データと一致するように同社にて独自に補正した物性式を組み込んだ。また，配管部や機器部における圧力損失や放熱なども，これまでのプラント設計でのノウハウに基づきシミュレーションに考慮することで精度を向上することが可能となった。なお，本シミュレーションモデルにて実際の水素ステーションでの水素充填試験を再現した結果より，設備検討するのに十分な精度があることを検証済みである。充填シミュレーション例を**図8**に示す。このシミュレーションプログラムは，HySUT商用モデルステーションの計画の段階で活用いただき高い評価をいた

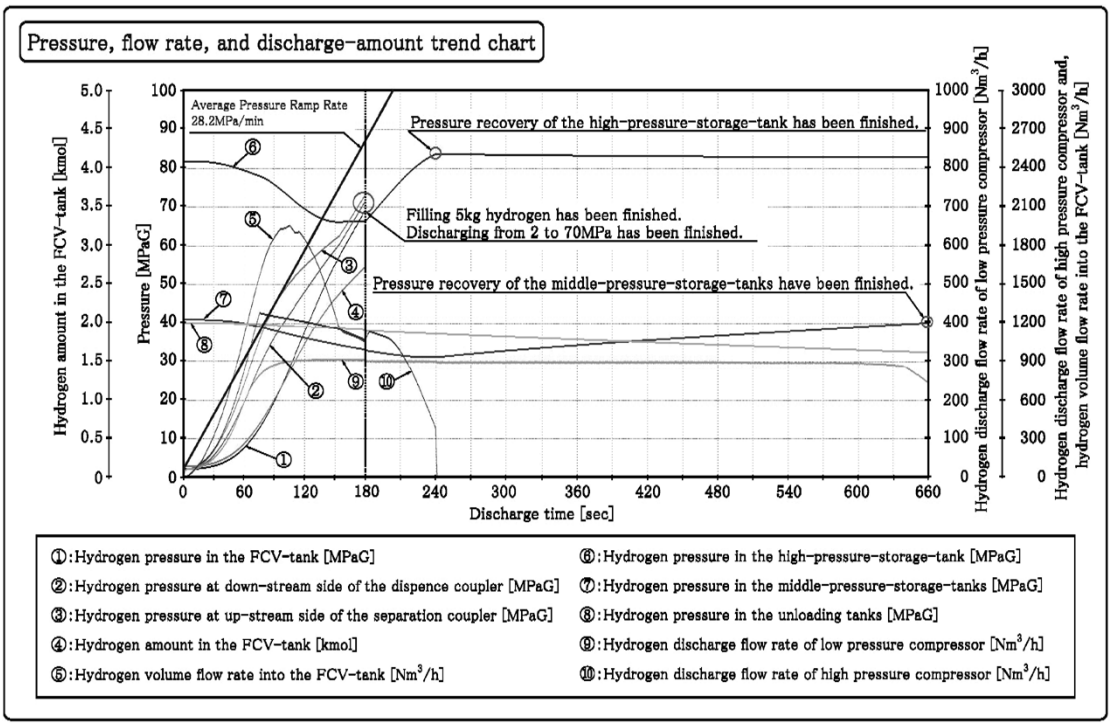


図８ 水素充填シミュレーションの例
Fig. 8 Example of simulation results for hydrogen filling

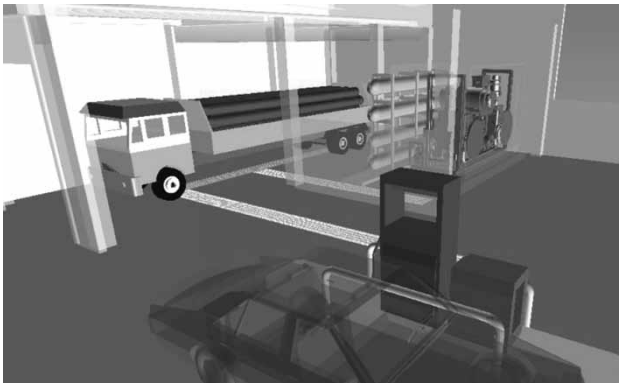


図９ 水素ステーションの３Dモデルの例
Fig. 9 Example of 3 dimensional modeling for hydrogen filling station

だいた。設計段階での仕様の最適化検討・運用検討に利用し，連続充填への対応，水素トレーラ不在時の対応，ステーションの能力拡張検討などに活用いただいている（**図９**）。今後，FCVが普及する過程において既設水素ステーションの拡張性検討などに活用したい。

むすび＝当社グループは，高圧機器の開発・製造を行ってきた豊富な実績とノウハウを活用し，70MPa級の水素ステーション設置における高圧ガス保安法対応・顧客へのサポートに関しては国内トップクラスの体制を整えている。今後，実用化に向け低コスト化が求められる水素ステーションは，これまでに実績のない超高圧分野であり，汎用小型機器の組み合わせでの対応は初期黎明期のみの限定的なものである。必要な機器・技術を独自に開発し，提供しながら最適化・コンパクト化・低コスト化を図っていく取り組みと，エンジニアリング的な観点から全体を取りまとめて機器仕様にフィードバックしていく視点および体制が必要であり，当社の取り組みは行政やステーションオーナであるインフラ各社から高く評価いただいている。今後，ステーションオーナをはじめディスペンサメーカなどと協力し，水素ステーションの最適化・コストダウンを行い，水素インフラの整備を通して将来の水素社会に貢献していきたい。

参　考　文　献

1） 花井嘉夫. 神戸製鋼. 1953, Vol.3, No.4, p.151-153.
2） 牧田顕次郎. 神鋼. 1940, Vol.4, No.13, p.7-11.
3） 燃料電池実用化推進協議会. "FCVと水素ステーションの普及に向けたシナリオ". FCCJ活動案内　燃料電池の実用化と普及に向けて. 2011, http://fccj.jp/pdf/fccj_pamphlet.pdf,（参照 2013-11-29）.
4） 宮下泰秀ほか. R&D神戸製鋼技報. 2009, Vol.59, No.2, p.53-56.
5） 毛利修三. R&D神戸製鋼技報. 2009, Vol.59, No.3, p.1.
6） 三輪泰健ほか. R&D神戸製鋼技報. 2013, Vol.63, No.2, p.23-27.
7） 山下和宏ほか. 第20回燃料電池シンポジウム講演予稿集. p.113-116.

（技術資料）

LNGタンク向けTMCP型7%Ni鋼の性能

Properties of 7%Ni TMCP Steel for LNG Storage Tanks

仮屋崎　誠[*1]
Makoto KARIYAZAKI

To be operated safely in cryogenic circumstances, LNG storage tanks are made of 9%Ni steel plates. For the sake of reducing Ni content, 7%Ni TMCP steel plate has been developed as a substitute for 9%Ni steel plate. Controlling the volume fraction of residual austenite(γ) is important to ensure high toughness. By utilizing TMCP technology, much residual γ is distributed in the base structure to achieve the same toughness as 9%Ni steel plate. For 7%Ni TMCP steel plate, the thickness of which is 40mm, the properties of the plate and the welded joint were investigated under cryogenic conditions. The results showed both properties of 7%Ni TMCP steel to be at the same level as those of 9%Ni steel. This result means that 7%Ni TMCP steel plate is eligible to be used for LNG tanks.

まえがき＝CO_2ガス排出規制および東日本大震災以降の原子力発電所の稼動停止により，クリーンエネルギーであるLNGの需要が増加している。LNG等の極低温液化ガスを貯蔵する容器には９%Ni鋼が広く用いられており，現在も主流となっている。一方，鉄鋼各社ではNi量削減に向けた開発が進められており，実用化への取り組みも報告されている[1)~4)]。また，工業用規格に関しても，JIS G3127に７%Ni鋼（規格名SL7N590）が規定されたことから，９%Ni鋼に代わって今後，７%Ni鋼が広く使用されることが予想される。

このような背景の中，当社はTMCP（Thermal-Mechanical Control Process）型７%Ni鋼を開発し，試作材における性能評価を行った[3), 4)]ので本稿でその概要を紹介する。

１. TMCP型７%Ni鋼の低温靭性確保の考え方

高Ni鋼ではNiによるマトリックスの靭性向上に加え[5)]，**図１**に示すように，ミクロ組織のラス境界に沿って生成した残留γ（オーステナイト）が破壊単位となるブロックやパケットを分断するため，靭性が優れていると考えられる[6)]。

７%Ni鋼の開発にあたり，Ni量が９%から７%に減少することによるマトリックスの靭性劣化を補うために，残留γの増量を目指した。そのための手段として，残留γの生成サイトであるラス境界を増やすこと，すなわち，ラス組織微細化[7)]を狙いTMCP技術を活用した。

図２にTMCP型７%Ni鋼と従来の９%Ni鋼のミクロ組織を示す。TMCP型７%Ni鋼はラス組織が微細化し，残留γが増加していることがわかる。

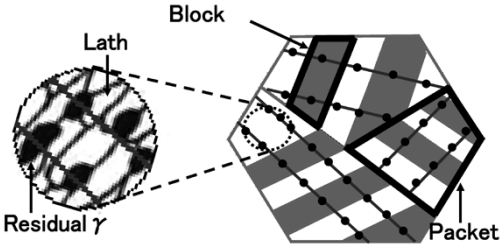


図１　高Ni鋼の組織概念図
Fig. 1　Metallurgical concept of high Ni steel

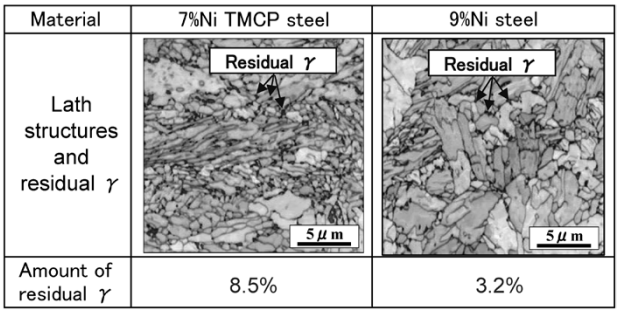


図２　TMCP型７%Ni鋼と９%Ni鋼の組織比較
Fig. 2　Microstructure comparison of 7%Ni TMCP steel with 9%Ni steel

２. TMCP型７%Ni鋼の主要特性

2.1　評価項目

40mmの厚鋼板を用いて溶接継手試験片を作製し，母材および溶接継手における基本性能および脆（ぜい）性破壊抵抗を評価する各種試験（**表１**）を実施した。

2.2　母材特性

2.2.1　基本性能

表２に引張試験結果，**表３**にシャルピー衝撃試験結果を示す。いずれもSL7N590の規格値を満足している。

[*1] 鉄鋼事業部門　技術開発センター　厚板開発部

表 1 特性評価試験項目
Table 1 Test items for performance evaluation

	Basic performance	Resistance to brittle fracture
Plate properties	・Tensile test ・2mmV Charpy impact test	・CTOD test ・Duplex ESSO test
Welded joint properties	・Tensile test ・2mmV Charpy impact test	・CTOD test ・Cross weld notched wide plate test

表 2 引張試験結果
Table 2 Results of tensile tests

Material	Thickness (mm)	Position	Direction	YS (MPa)	TS (MPa)	EL. (%)
7%Ni TMCP steel	40	1/4t	C	655	738	31
9%Ni steel	36	1/4t	C	726	743	33
SL7N590		-	-	590≦	690～830	21≦

C: Transverse to rolling direction

表 3 シャルピー衝撃試験結果
Table 3 Results of Charpy impact tests

Material	Thickness (mm)	Position	Direction	$vE_{-196℃}$.ave (J)	$BA_{-196℃}$.ave (%)
7%Ni TMCP steel	40	1/4t	L	256	0
9%Ni steel	36	1/4t	L	243	0
SL7N590		–	–	41≦	–

L: Parallel to rolling direction
$vE_{-196℃}$: Charpy absorbed energy at -196℃
BA: Brittle fracture appearance value at -196℃

また，シャルピー衝撃試験片の脆性破面率（BA）は0％であり，TMCP型7％Ni鋼の靭性は－196℃において非常に安定している。加えて，9％Ni鋼と同等の特性を有することを確認した。

2.2.2 脆性破壊抵抗

極低温で使用される構造物に求められる最も重要な特性は脆性破壊に対する十分な抵抗力である。そこで，TMCP型7％Ni鋼の抵抗力を脆性破壊の発生と進展に分けて評価した。

発生に対する抵抗力は，CTOD（Crack Tip Opening Displacement）試験により評価した。CTOD試験とは，破壊が発生する際の疲労き裂先端でのき裂開口変位量（以下，限界CTOD値という）を測定する試験であり，限界CTOD値が大きいほど脆性破壊発生抵抗は高い。**図 3** にCTOD試験方法を示す。

40mmの厚鋼板が使用されるLNGタンク側面部には大別して3種類の溶接継手があり（**図 4**），14万m^3LNGタンクにおける各継手の必要限界CTOD値は，短周期地震時には最大0.085mmとなることが報告されている[8)]。**表 4** にLNGタンクの使用温度である－165℃におけるCTOD試験結果を示す。TMCP型7％Ni鋼の限界CTOD値は0.085mmよりもはるかに大きく，9％Ni鋼と比較しても同等以上の値であり，TMCP型7％Ni鋼は十分な脆性破壊発生抵抗を有している。

脆性破壊の進展に対する抵抗力を混成ESSO試験により評価した。混成ESSO試験の方法，形状は**図 5** に示すとおりであり，熱処理により脆化させた鋼板（脆化板）をき裂進展の助走材としている。混成ESSO試験とは，脆化板にて発生，進展させた脆性き裂が試験板内で停止

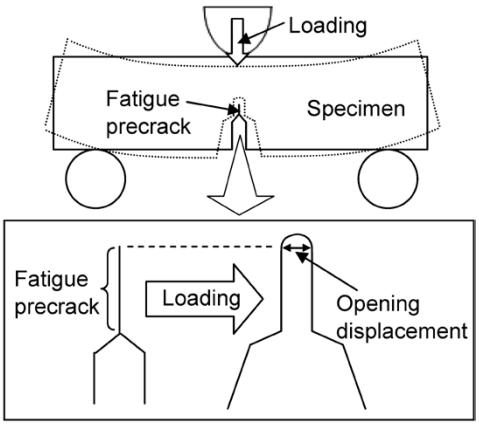


図 3 CTOD試験概略図
Fig. 3 Schematic drawings of CTOD test

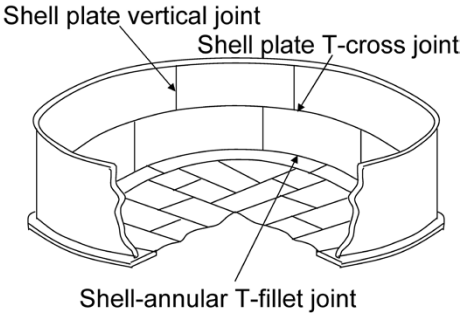


図 4 タンク内槽模式図
Fig. 4 Schematic view of tank interior

表 4 CTOD試験結果
Table 4 Results of CTOD tests

Material	Thickness (mm)	Direction	Temperature (℃)	Critical CTOD value (mm)		
7%Ni TMCP steel	40	L	-165	1.18	1.05	1.18
9%Ni steel	36	L	-165	0.65	0.70	0.68

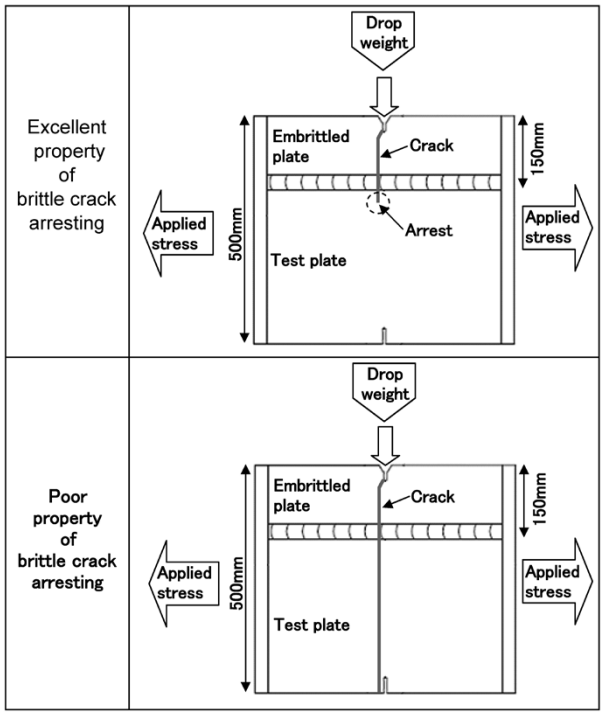


図 5 混成ESSO試験概略図
Fig. 5 Schematic drawings of Duplex ESSO test

するかを評価する試験であり，停止すればその試験板は脆性破壊進展抵抗が高いといえる。なお，混成ESSO試験は，LNG温度である－165℃よりも厳しい－196℃で実施した。

表5に混成ESSO試験結果，**図6**にき裂の進展状況を示す。脆化板より進展した脆性き裂は，TMCP型7％Ni鋼の試験板に突入後直ちに停止した。この結果から，TMCP型7％Ni鋼は9％Ni鋼と同等の脆性破壊進展抵抗を有するものと考えられる。

2.3　溶接継手特性

2.3.1　溶接条件

LNGタンク建造時に多用されている被覆アーク溶接（Shielded Metal Arc Welding：SMAW）にて継手を作製した。溶接条件は**表6**に示したとおりであり，LNGタンクの側板の溶接を想定して立向上進にて溶接を行った。

2.3.2　基本性能

表7に引張試験結果を示す。継手強度はSL7N590の規格値を満足し，9％Ni鋼継手と同等の性能であることが確認できた。

図7にシャルピー衝撃試験片のノッチ位置を示す。衝撃試験片は1st側から採取し，ノッチ位置は，WM center（溶接金属中央），FL（溶接金属：母材＝1：1），さらにFLから1mm，3mm，5mm母材側に移行した計5箇所とした。**図8**にシャルピー衝撃試験結果を示す。いずれの衝撃値もSL7N590の規格値を満足し，9％Ni鋼継手と同等の性能であることが確認できた。

2.3.3　脆性破壊抵抗

シャルピー衝撃試験のノッチと同様の位置に疲労き裂を導入してCTOD試験を実施した。**図9**にCTOD試験結果を示す。全ての位置で，14万m^3LNGタンクの継手における必要限界CTOD値である0.085mmを満足しており，TMCP型7％Ni鋼は溶接継手においても十分な脆性破壊発生抵抗を有している。

また，実際のタンク側板部には，図4で示したように

表5　混成ESSO試験結果
Table 5　Results of duplex ESSO tests

Material	Thickness (mm)	Direction	Temperature (℃)	Applied stress (MPa)	Judgement
7%Ni TMCP steel	40	L	-196	392	No-Go
9%Ni steel	36	L	-196	392	No-Go

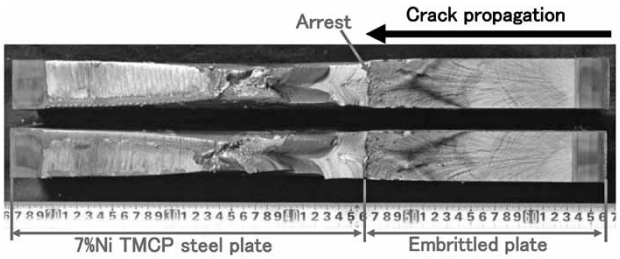


図6　破断面写真（TMCP型7％Ni鋼）
Fig. 6　Photograph of fracture surface (7%Ni TMCP steel)

表6　溶接条件
Table 6　Welding condition

Welding method	Direction of welding	Welding material		Welding condition	
		Brand	Diameter	Position of weld	Maximum heat input
SMAW	Transverse to rolling direction	NI-C70S	φ4.0mm	Vertical up	4.4kJ/mm

表7　引張試験結果
Table 7　Results of tensile tests

Material	Thickness (mm)	TS (MPa)	Fracture location
7%Ni TMCP steel	40	713	Weld metal
9%Ni steel	36	748	Weld metal
SL7N590 (base metal)		690≦	-

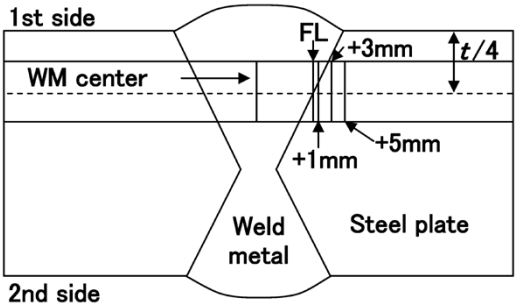


図7　シャルピー衝撃試験ノッチ位置
Fig. 7　Notch positions for Charpy impact tests

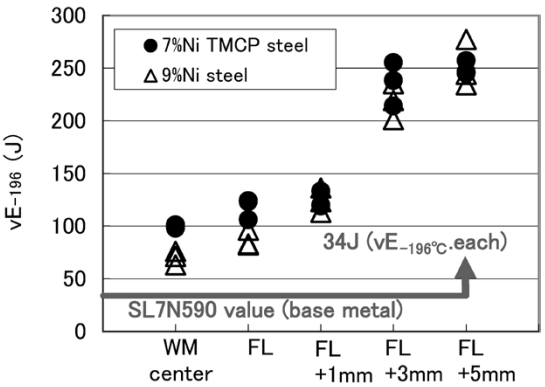


図8　シャルピー衝撃試験結果（t/4位置）
Fig. 8　Results of Charpy impact tests (t/4 position)

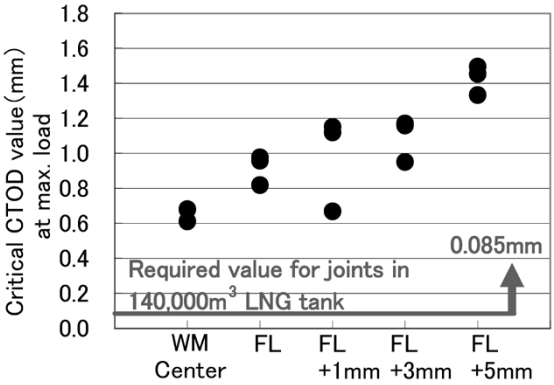


図9　CTOD試験結果
Fig. 9　Results of CTOD tests

立向継手と周継手から成るTクロス部が存在する。この部分では，周継手の影響によって非常に大きな引張応力が立向継手に残留していることから，他の溶接継手に比べ脆性破壊が起こりやすい可能性がある[9)]。

そこで，Tクロス部の脆性破壊抵抗を評価するために，－165℃にて十字継手貫通切欠付広幅引張試験を実施した。**図10**に試験片形状を示す。まず，立向き溶接を被覆アーク溶接で行い，その後サブマージアーク溶接（Submerged Arc Welding：SAW）を横向姿勢で行って試験片を作製した。ノッチ位置は被覆アーク溶接金属のFL上とした。

図11に引張試験後の試験片を示す。破断経路および破断面が示すとおり，ノッチ先端部，すなわち，FLで発生したき裂は直ちに被覆アーク溶接金属へ伝播し，溶接金属は延性的に破壊した。この結果から，Tクロス部であっても脆性破壊発生抵抗に優れていることがわかる。

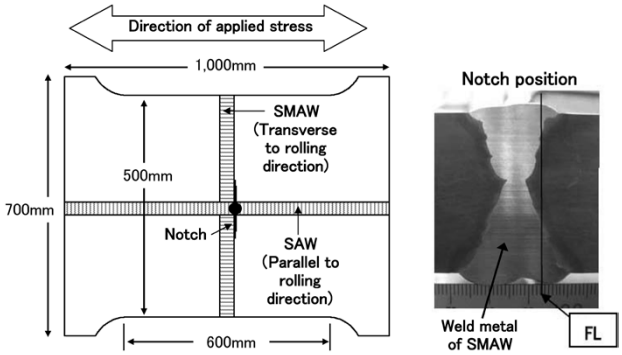


図10 十字継手貫通切欠付広幅引張試験片形状
Fig.10 Cross weld nothed wide plate test specimen

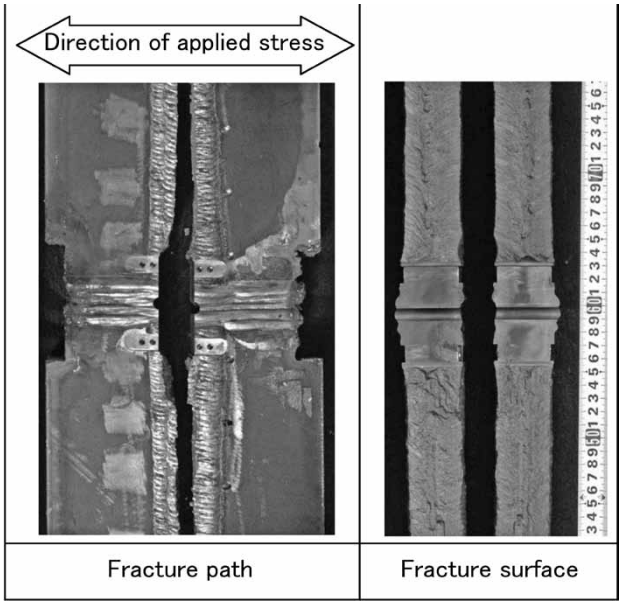


図11 破断経路および破断面（TMCP型７％Ni鋼）
Fig.11 Photograph of fracture path and surface (7%Ni TMCP steel)

表８ 十字継手貫通切欠付広幅引張試験結果
Table 8 Results of cross weld nothed wide plate tests

Material	Thickness (mm)	Welding method	Temperature (℃)	At max. load	
				σ_{gross} (MPa)	σ_{net} (MPa)
7%Ni TMCP steel	40	SMAW -SAW	-165	651	775
9%Ni steel	36	SMAW -SAW	-165	714	834

表８に十字継手貫通切欠付広幅引張試験の結果を示す。LNG地上式貯槽指針では，地震時に許容応力375MPaが必要とされている[8)]。この指針に対し，TMCP型７％Ni鋼の試験結果（σ_{net}）は775MPaであったことから，９％Ni鋼と同様に十分な強度を有していることがわかる。

むすび=新たに開発したTMCP型７％Ni鋼の特長をミクロ組織，母材および溶接継手の特性面から紹介した。TMCP型７％Ni鋼は９％Ni鋼よりもNi成分を低減しているが，母材や溶接継手の強度，シャルピー衝撃特性ともに９％Ni鋼と同等性能を有している。また，安全性確保のために最も重要視されている極低温での脆性破壊抵抗に関しても，９％Ni鋼と同等の性能を示すことが確認された。

当社はエネルギー資源の採掘，運搬，貯蔵に関わる各種構造物に適した厚鋼板を商品化している。TMCP型７％Ni鋼はこれからの主要な商品と位置付けており，９％Ni鋼の代替材としてLNGタンクに適用されることを期待したい。

エネルギー分野では，構造物の大型化とともに安全性の更なる向上が求められている。それとともに，優れた材料特性への要望が一段と高まっている。これからも当社は，需要家のニーズに対応した材料を提供することでエネルギー分野の発展に貢献していく所存である。

参　考　文　献

1） 久保尚重ほか. 溶接学会論文集. 2010, Vol.28, No.1, p.130-140.
2） 古谷仁志ほか. CAMP-ISIJ. 2010, Vol.23, p.1322.
3） 仮屋崎誠ほか. 日本高圧力技術協会春季講演会概要集. 2012, p.13-16.
4） 宮脇ちよ美ほか. 日本高圧力技術協会秋季講演会概要集. 2013, p.63-66.
5） 長島晋一ほか. 鉄と鋼. 1972, Vol.58, No.1, p.128-141.
6） 牧　正志. 日本金属学会会報. 1988, Vol.27, No.8, p.623-629.
7） 藤原知哉ほか. 鉄と鋼. 1994, Vol.80, No.10, p.771-776.
8） 町田　進ほか. 圧力技術. 1991, Vol.29, No.6, p.341-355.
9） 南　二三吉. 溶接学会誌. 2009, Vol.78, No.4, p.283-297.

（技術資料）

高温高圧リアクタ用9Cr改良鋼鍛造リングの製造と特性

Fabrication and Properties of Forged Rings made of Modified 9Cr-1Mo-V Steel for High-temperature and High-pressure Reactor

篠崎智也[*1] Tomoya SHINOZAKI
小村哲哉[*1] Tetsuya KOMURA
藤綱宣之[*1] Nobuyuki FUJITSUNA
中嶋宏樹[*1] Hiroki NAKASHIMA
山田雅人[*2] Masato YAMADA
中西智明[*2] Tomoaki NAKANISHI

Recently, a higher temperature process has been developed for more efficient operation of extra heavy oil processing and coal liquefaction processing in the oil industry. This new process will be operated at around 500℃. Therefore, modified 9Cr-1Mo-V steel may be a candidate material because of its high temperature performance. For forged shell rings constructed for the heavy wall reactor, the weight of ingot used may exceed 190tons, and the wall thickness is over 300mm at the time of heat treatment. However, it has been reported that forged products that were manufactured using an approximately 30ton ingot of modified 9Cr-1Mo-V steel were prone to internal defects; in particular, the generation of casting defects becomes a more serious problem as the size of the ingot increases. Therefore, it was necessary to confirm the quality of forged products exceeding 100tons. As a result of an evaluation test, it was confirmed that the mechanical properties meet ASME requirements, and internal defects were not detected. The heavy wall shell ring with modified 9Cr-1Mo-V exhibited good material properties.

まえがき＝原油価格高騰や石油資源の枯渇問題などから，石油精製の高効率化や超重質油の有効利用に対する関心が高まっている[1),2)]。そうしたなか，超重質油の分解や石炭液化をより効率よく行うために高温で処理する新プロセスが開発され，その実用化が検討されている。新プロセスのリアクタ運転条件は高温・高圧化が要求され，リアクタの設計温度は500℃以上となる。既存プロセス用リアクタの材料は，2.25Cr-1Mo-V改良鋼（ASME Gr.F22V）[3)]が主流であるが，米国圧力容器規格[4)]（以下，ASME Section Ⅷ, Division 2という）では，その設計温度上限を454℃に規定しており，500℃以上の高温リアクタには使用できない。そのため，ASME Section Ⅷ, Division 2で500℃以上の設計許容応力が与えられている9Cr-1Mo-V改良鋼（ASME Gr.F91）が候補となり，米国石油協会（API）が発行している技術資料[5)]でも圧力容器用鋼としての可能性が報告されている。

石油精製プラントで使用されるリアクタは一般的に，肉厚が200mmを超え，重量は大きいもので2,000ton近くになる縦型円筒圧力容器であり[6)]，大型鍛造シェルを溶接して組み立てられる。このような大型リアクタ用のシェルは，100tonを超える大型鋼塊より製造される。しかしながら，9Cr-1Mo-V改良鋼の30tonを超える大型鋼塊を用いた製造事例は少なく[7)]，大型鍛造シェル製造にあたって，大型鋼塊の偏析や質量効果による材料特性を確認しておく必要がある。そこで本稿では，190ton鋼塊より極厚鍛造シェルを試作し，その材料特性を評価した結果を紹介する。

1．基礎的検討

ASME Section Ⅱ, SA-336 Gr.F91の材料規格を**表1**に示す。材料の化学成分，機械的特性および熱処理条件はASMEで規定されている。この規格に定められた9Cr-1Mo-V改良鋼は，米国のオークリッジ国立研究所で開発

表1 SA-336 Gr.F91（ASME Section Ⅱ）の材料規格
Table 1 Material requirements of SA-336 Gr.F91 (ASME Section Ⅱ)

Chemical compositions (%)	
C	0.08 - 0.12
Mn	0.30 - 0.60
P	≦0.025
S	≦0.025
Si	0.20 - 0.50
Ni	≦0.40
Cr	8.0 - 9.5
Mo	0.85 - 1.05
V	0.18 - 0.25
Nb	0.06 - 0.10
N	0.03 - 0.07
Al	≦0.02
Ti	≦0.01
Zr	≦0.01
Mechanical properties	
Tensile strength	585-760 (MPa)
0.2% proof stress	≧415 (MPa)
Elongation	≧20 (%)
Reduction of area	≧40 (%)
Heat treatment (℃)	
Austenitizing temperature	1,040 - 1,080
Tempering temperature	730 - 800

[*1] 鉄鋼事業部門　鋳鍛鋼事業部　技術開発部　[*2] 機械事業部門　産業機械事業部　機器本部　機器工場

された材料[8]で，火力発電プラントのボイラ用鋼として広く実用化されている。しかし，100tonを超える大型鋼塊より製造される極厚鍛鋼品への適用は報告されておらず，その製造にあたっては材料特性に及ぼす質量効果を十分に把握しておく必要がある。

9Cr-1Mo-V改良鋼の焼入れ性は良好であることが知られており，板厚が数十mmの圧延鋼板の場合はオーステナイト化後の冷却が空冷でも焼入れ組織（マルテンサイト組織）を得ることができる[9]。しかし，板厚が厚くなるほど中心部の冷却速度が遅くなるため，300mmを超えるような極厚鍛鋼品においても均一な焼入れ組織が得られるのか確認する必要がある。

また，焼入れ後の焼戻しおよび溶接後熱処理（以下，PWHTという）の保持時間は板厚１インチあたり１時間と規定されており，例えば板厚300mmの場合は10時間以上となる。焼戻しやPWHTでの長時間加熱保持は，焼入れによって得たマルテンサイト組織中の転位の回復を促進して材料を軟化させる。そのため，長時間焼戻した場合に，ASMEで規定される機械的特性を確保できるか確認する必要がある。

以上の観点から，9Cr-1Mo-V改良鋼の極厚鍛鋼品への適用可能性を検討するために，真空誘導炉（VIF）にて溶製して熱間鍛造した150kg試験材を用いて，9Cr-1Mo-V改良鋼の材料特性に及ぼす質量効果に関する基礎調査を実施した。

1.1　焼入れ時の冷却速度の影響

直径210mmの150kg鋳塊を板厚65mmに熱間鍛造した試験材を用いて，焼入れ硬さに及ぼす冷却速度の影響を調査した結果を**図１**に示す。冷却速度が180℃/hよりも遅くなるとフェライト・パーライトが析出するため焼入れ硬さは低下し，60℃/h以下で急激に低下する。180℃/h以上の冷却速度では，マルテンサイト単一組織となり硬さはほぼ一定になる。

板厚300mmの鍛鋼品をオーステナイト化後に空冷（A.C.）した場合の板厚中心（1/2T）の冷却速度は約100℃/hであり，フェライト・パーライトが混在する組織となる。一方，オーステナイト化後に水冷（W.Q.）した場合は，板厚中心（1/2T）の冷却速度は約1,200℃/hであり，均一なマルテンサイト組織が得られる。

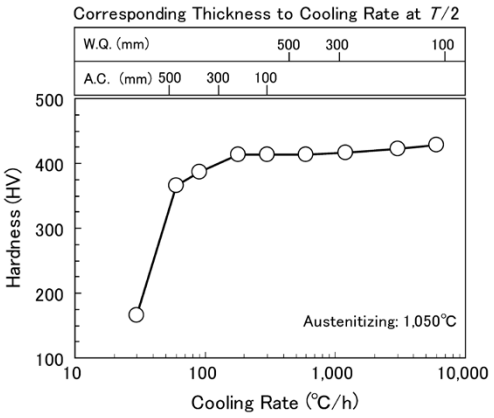


図１　9 Cr-1Mo-V改良鋼の焼入れ硬さに及ぼす冷却速度の影響
Fig. 1　Effect of cooling rate on as-quenched hardness of modified 9Cr-1Mo-V steel

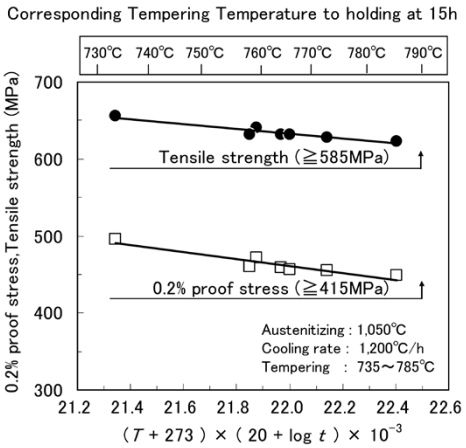


図２　9Cr-1Mo-V改良鋼の強度に及ぼす焼戻し条件の影響
Fig. 2　Effect of tempering condition on 0.2% proof stress and tensile strength for modified 9Cr-1Mo-V steel

以上のことから，極厚鍛鋼品において板厚内部まで焼入れ組織を得るためには，水冷などで冷却を速める必要がある。

1.2　機械的特性に及ぼす焼戻し条件の影響

焼戻し条件（焼戻しパラメータ＝$(T+273)\times(20+\log t)\times10^{-3}$，$T$：焼戻し温度（℃），$t$：焼戻し保持時間（h））と強度の関係を**図２**に示す。0.2％耐力および引張強さは，焼戻しパラメータの増加（高温・長時間化）に伴って低下しているが，15時間の長時間焼戻しを実施してもASMEで規定される機械的特性を満たすことができる。

以上の結果から，9Cr-1Mo-V改良鋼を極厚鍛鋼品に適用してもASMEで規定される材料特性を確保することができると考えられる。

2. 大型鍛造シェルリングの試作

大型鋼塊より鍛鋼品を製造した際には，大型鋼塊特有の偏析が材料特性に影響を及ぼすことも考えられる。そのため，190ton鋼塊より中空円筒状の鍛造シェルリングを試作し，材料特性の確認を行った。試作シェルリングの製造工程を**図３**に示す。それぞれの製造工程の概要を以下に記述する。

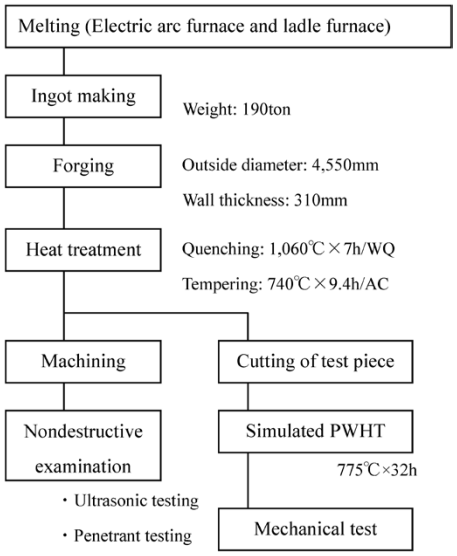


図３　試作シェルリングの製造工程
Fig. 3　Manufacturing process of trial shell ring

（1）溶解・造塊

100ton電気炉および真空保持炉（VHF）により190ton鋼塊を製造した。本工程では，二重脱ガス法（出鋼脱ガス，真空鋳造）の適用により，酸素，水素および酸化物系介在物を低減している。

（2）鍛造

鋼塊を加熱して据込みを行った後，中実ポンチで鋼塊中心を孔明け，芯金を通して拡径して外径4,550mm，板厚310mmのシェルリングに鍛造した。

（3）熱処理

鍛造後，焼入れおよび焼戻しの調質処理を実施した。焼入れは1,060℃に加熱して均熱化した後に水冷し，740℃で焼戻しを実施した。

（4）非破壊検査

熱処理後は機械加工で所定の形状に仕上げ，超音波探傷試験および浸透探傷試験を実施した。これら非破壊検査では最小検出欠陥径（MDDS）ϕ0.8mmにおいて欠陥は検出されず，健全な鍛造シェルリングを得ることができた。

3. 試作シェルリングの評価結果

溶接して組み立てられる圧力容器では，溶接によって発生した残留応力の低減を図るため，溶接完了後にPWHTを実施する。材料に要求される機械的特性は，PWHT実施後の状態において満足する必要がある。PWHT後の機械的特性を確認するため，**図4**に示すように，熱処理後のシェルリング両端の$T-T/4$および$T-T/2$（Tはシェルリングの肉厚310mm）位置から試験片を採取して775℃で32時間のPWHTを模擬したシミュレーション熱処理を実施し，材料特性を評価した。以下にその結果を示す。

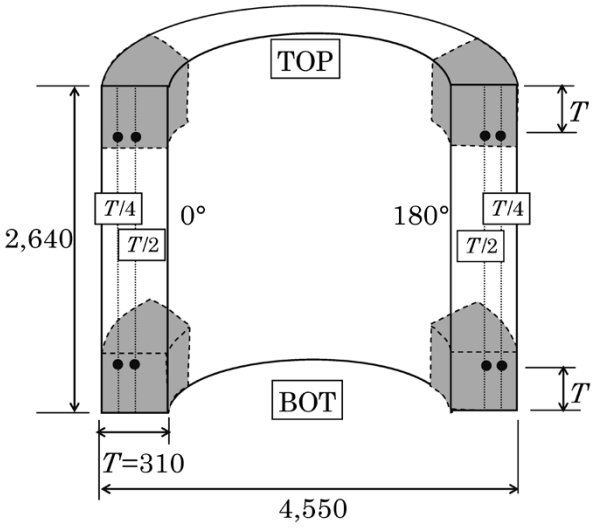


図4 試作シェルリング形状と試験片採取位置

Fig. 4 Shape and dimensions of the trial shell ring and sampling position of test specimen

3.1 化学成分

試作シェルリング各位置の化学成分を**表2**に示す。各位置において成分偏析は認められず，合金元素の均一な分布が確認された。また，PやS等の不純物元素も十分に低減されている。

3.2 ミクロ組織

図5に板厚中心部の光学顕微鏡組織を示す。いずれも均一な焼戻しマルテンサイト単一組織を呈しており，強度や靭（じん）性に有害なフェライトの析出は認められない。**図6**は，板厚中心部の電子顕微鏡組織を示す。焼戻しおよびPWHTにより転位の回復は進行しているが，いずれもマルテンサイト・ラス組織が観察される。

3.3 機械的特性

図7に各位置の引張試験およびシャルピー試験の結果を示す。各位置において引張特性は良好な強度および延性を示しており，位置によるばらつきは認められない。また，全ての位置においてASME Gr.F91の規格を満足した。衝撃遷移温度（FATT）は，各位置で−15℃前後となっており，良好な低温靭性を示している。

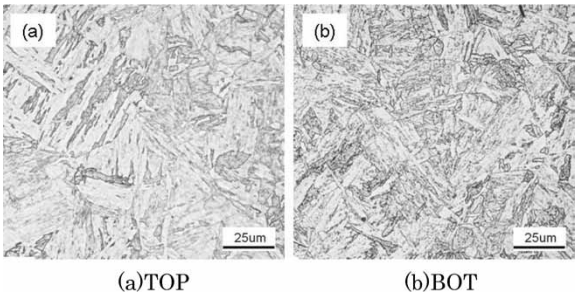


図5 板厚中心部の光学顕微鏡組織

Fig. 5 Optical microstructure at center position of wall thickness

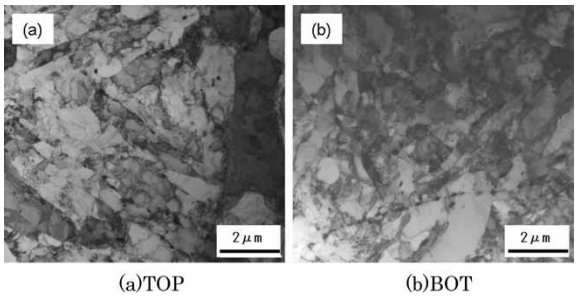


図6 板厚中心部の電子顕微鏡組織

Fig. 6 TEM micrographs at center position of wall thickness

表2 試作シェルリングの化学成分

Table 2 Chemical composition of trial shell ring

(mass%)

Position			C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V	Nb	N	Al	Ti	Zr
TOP	T/2	0°	0.11	0.26	0.50	0.010	0.001	0.33	8.87	0.95	0.22	0.07	0.05	0.003	0.002	0.001
		180°	0.10	0.26	0.51	0.010	0.001	0.33	8.88	0.95	0.22	0.07	0.05	0.002	0.002	0.001
	T/4	0°	0.11	0.26	0.50	0.010	0.001	0.33	8.88	0.95	0.22	0.07	0.05	0.003	0.002	0.001
		180°	0.10	0.26	0.51	0.010	0.001	0.33	8.92	0.96	0.22	0.07	0.05	0.003	0.002	0.001
BOT	T/2	0°	0.10	0.26	0.50	0.009	0.001	0.33	8.89	0.94	0.22	0.07	0.05	0.003	0.002	0.001
		180°	0.10	0.26	0.51	0.010	0.001	0.33	8.93	0.96	0.22	0.07	0.05	0.002	0.002	0.001
	T/4	0°	0.11	0.26	0.51	0.010	0.001	0.33	8.92	0.96	0.22	0.07	0.05	0.002	0.002	0.001
		180°	0.10	0.26	0.51	0.010	0.001	0.33	8.92	0.96	0.22	0.07	0.05	0.003	0.002	0.001

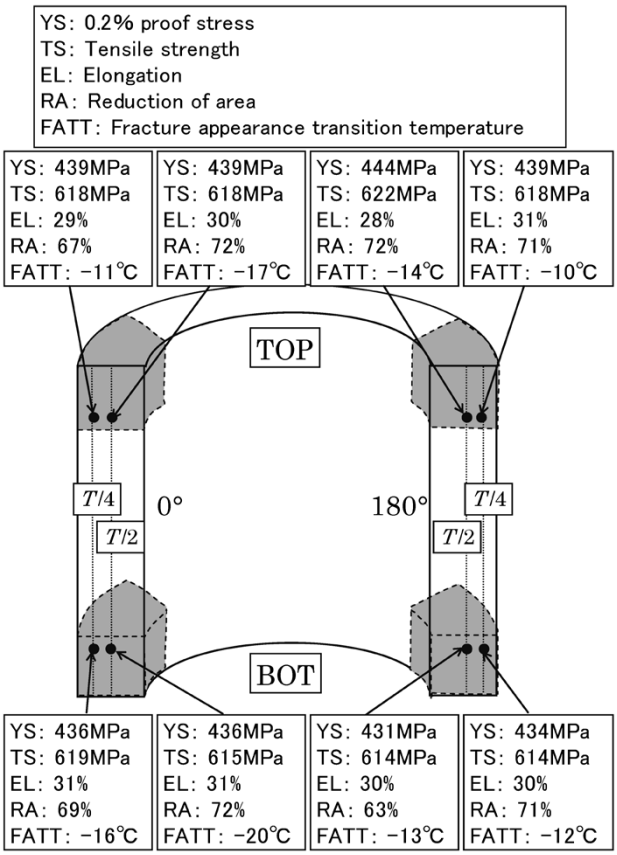


図7 試作シェルリング各位置の機械的特性
Fig. 7 Mechanical properties of trial shell ring at each position

むすび＝190ton鋼塊より9Cr-1Mo-V改良鋼鍛造シェルリングを製造し，試作シェルリングの材料特性を紹介した。電気炉溶製・造塊・鍛造プロセスで製造したシェルリングは超音波探傷によって発見される欠陥もなく，良好な材料特性が得られることを確認した。今後も，製造技術の向上，品質向上に努め，ユーザのニーズに応えるべく研究開発に取組んでいく所存である。

参　考　文　献

1） Mohan S. Rana et al. Fuel. 2007, Vol.86, p.1216-1231.
2） Yuandong Liu et al. Recent Patents on Chemical Engineering. 2009, Vol.2, p.22-36.
3） Shiro Nose et al. ASME PVP. 1998, Vol.380, p.301-314.
4） ASME boiler and pressure vessel code. Sect.Ⅷ, Div.2, 2007 Edition.
5） API Technical Report 938-B. First Edition, 2008.
6） 山田雅人ほか. R&D神戸製鋼技報. 2013, Vol.63, No.2, p.40-43.
7） Y. Yamamoto et al. The Proceedings of 15th International Forgemasters Meeting. 2003, p.282-289.
8） P. Patriarca. Modified 9Cr-1Mo Steel Technical Program and Data Package for Use in ASME Section Ⅰ and Ⅷ Design Analyses. ORNL, 1982.
9） 土田　豊ほか. 鉄と鋼. 1994, Vol.80, p.723-728.

（技術資料）

耐繰り返し酸化性に優れる超々臨界圧石炭火力発電ボイラ用オーステナイト系耐熱ステンレス鋼管

Heat-resistant Austenitic Stainless Steel with Excellent Cyclic Oxidation Resistance for Ultra-supercritical Pressure Coal-fired Boiler

宮村剛夫*1（工博）
Dr. Takeo MIYAMURA

難波茂信*1
Shigenobu NANBA

A heat-resistant stainless steel has been developed for boiler tubes installed in ultra-supercritical (USC) pressure coal-fired boilers. USC boilers have excellent generation efficiency, thanks to steam with a higher temperature and pressure than those of existing sub-critical and supercritical boilers. However, the enhanced steam condition tends to cause problems related to oxidation, corrosion and creep degradation in boiler tubes. In particular, once scale has formed, it can peel off and accumulate, causing serious damage not only to the boiler tubes, but also to the turbine blades of the generator. The newly developed steel contains cerium, a rare earth element known to suppress the peeling-off of the scale, and has a cyclic oxidation resistance higher than that of conventional steel. This prevents boiler tube and turbine blades from being damaged, while keeping their properties, such as high temperature creep and corrosion resistance, at the same levels as those of conventional steel.

まえがき＝世界の電力需要は拡大の一途をたどっており，とりわけ新興国では安定した電力を安価に供給することが社会発展の維持に不可欠な課題となっている。太陽光発電や原子力発電などのクリーンエネルギーが注目を集めているものの供給安定性や安全性の問題もあり，旧来の火力発電も主要な発電方式であり続けると考えられている。とくに，安価な燃料を使用する石炭火力発電は新興国の電力供給で重要な役割を果たすと想定される。一方で，石炭火力発電は単位発電量当りのCO_2排出量が多く，発電効率の向上が課題となっている[1)]。

汽力（蒸気ボイラ）による火力発電の発電効率は蒸気温度と蒸気圧力に依存し，より高温高圧な条件で運転することが望まれている。600℃級の蒸気条件を用いた超々臨界圧（Ultra Super Critical：USC）石炭火力発電ボイラが現状最も優れた発電効率を誇るが，このような蒸気条件の実現は熱交換器用鋼管材料の耐熱性が重要な鍵を握っており，高温高圧に耐える過熱器管・再熱器管（ボイラチューブ）の材料開発が発電効率の向上，およびCO_2排出の抑制に繋がる。

当社では，高効率火力発電ボイラの世界的な普及によるCO_2排出抑制の重要性に着目し，優れた高温強度や耐酸化性の創出に必要な技術開発を行っている。それらの中でも本稿では，USC石炭火力発電ボイラのボイラーチューブ向けに開発したオーステナイト系ステンレス鋼について，開発材の特徴および試作した板材の諸特性について述べる。

1．開発鋼の成分設計・組織制御

1.1　成分設計

開発鋼の代表成分を**表1**に示した。耐食性やオーステナイト相の安定化といったオーステナイト系耐熱ステンレス鋼としての基本特性を付与するため，Fe-18wt％Cr-8wt％Niの成分系を基にした。これに脱酸・脱硫に寄与するSi，Mnを，また析出強化による高温クリープ強度に作用するC，Nb，Ti，Cuといった析出元素を添加している。さらに，ボイラーチューブ内面の酸化スケールの耐剥（はく）離性を向上させる目的でCeを添加している。

1.2　オーステナイト組織の結晶粒制御

オーステナイト系ステンレス鋼が優れた耐酸化性を示すのは酸化スケール中にCr酸化物からなる保護膜が形成されるためである。ボイラチューブとして良好な耐酸化性，とりわけ鋼管内面で求められる耐水蒸気酸化特性においては，保護膜の形成を促進させることが肝要である。このため，Cr原子の高速拡散パスとなる結晶粒界や転位の密度を増加させ，金属／酸化スケール界面へのCrの供給を促進させることが有効である[2)]。このような耐水蒸気酸化性の観点から，オーステナイト単相組織の結晶粒径制御は重要であり，ボイラチューブ材料では一

表1　開発鋼の成分一例
Table 1　Chemical composition of developed steel

Fe	C	Si	Mn	Cu	Ni	Cr	Nb	Ti	Ce
Bal.	0.12	0.3	1.6	3.0	10.5	18.5	0.2	0.2	0.02

*Unit wt%

*1 技術開発本部　材料研究所

般にASTM結晶粒度番号で７～９程度の微細結晶粒が求められる。

ところで，USC用ボイラチューブ材料の多くは高温クリープ強度を析出強化によって改善しているが，強化に寄与する微細析出物を多量に形成させるには，ボイラで実際に使用される前に析出元素を多く固溶させておく必要がある。このためボイラチューブは，1,100℃以上の高温熱処理と急冷処理で仕上げられているが，高温であるために熱処理後の結晶粒径が粗大化してしまう場合がある。

このような析出元素の固溶と結晶粒粗大化の抑制を両立させるため，本開発鋼は結晶粒界の移動に対する析出物のピンニング効果が得られる熱処理プロセスを用いている（**図１**）。ボイラチューブの加工・熱処理は一般に，１回の冷間加工と２回の熱処理で構成されており，冷間加工は寸法調整の目的で，１回目の熱処理は冷間加工に向けた軟化処理，２回目の熱処理は前述の析出元素の固溶を目的とした熱処理である。この２回目の熱処理ではさらに，冷間加工によって導入された加工歪（ひずみ）を駆動力にして再結晶と結晶粒成長が生じる。

一般に，析出元素の固溶限は高温ほど増加する性質があるため，１回目の軟化熱処理を２回目の固溶熱処理よりも高温で実施することにより，使用中の析出強化に十分寄与する量の析出元素を固溶させながら，その温度差に起因した固溶量の差分を固溶熱処理中に析出させることができる。このような析出直後の微細析出物は粒界の移動に対してピンニング作用を示し，固溶熱処理中の結晶粒径の成長を抑制することができる[3)]。本開発鋼ではTi，Nb炭化物の析出を粒界のピンニングに利用しており，試作板材の固溶熱処理後の金属組織（**図２**）に微細な結晶粒が形成されていることがわかる。

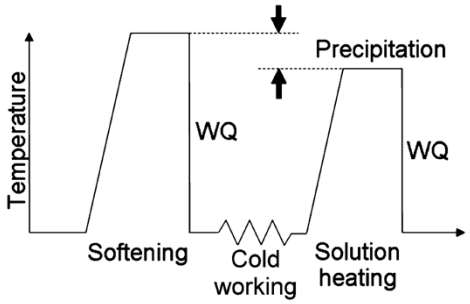


図１ 微細組織を得るための熱処理プロセスの模式図
Fig. 1 Schematic figure of heating and cold working procedure for fine grained microstructure

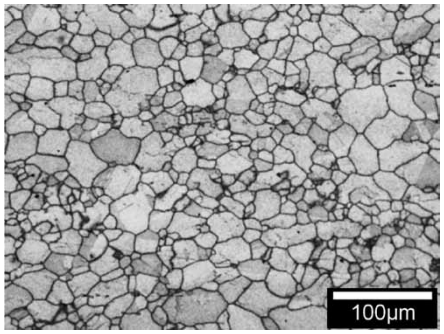


図２ 開発鋼の結晶粒組織
Fig. 2 Microstructure of developed steel

２. 試作板材を用いた開発鋼の諸特性評価

2.1　耐水蒸気酸化特性と酸化スケールの耐剥離性

ボイラチューブには高温高圧の水蒸気が流れるため，水蒸気と接触する鋼管内面は酸化スケールの成長が進みやすく，伝熱障害や減肉による強度低下にもつながる。このため，ボイラチューブには優れた耐水蒸気酸化性が求められる。しかしながら，酸化スケールの形成を完全に抑制することは困難であるうえに，形成された酸化スケールはボイラの停止・再起動による繰り返し熱応力の負荷を受けて剥離しやすくなる。このような剥離したスケールは，曲がり部への堆積による鋼管温度の上昇やタービンへの飛散による機器の損傷をもたらす可能性が指摘されている[4)]。

そこで，酸化スケールの成長を抑制させるだけでなく，形成された酸化スケールを剥離させないことも重要であると考え，本開発鋼に対しては従来から行われている耐水蒸気酸化特性に加えて耐繰り返し酸化特性の評価も行った。いずれの評価においても，開発材に加えて火力発電用規格材である火SUS304J1HTBと同成分の試作板材，及び汎用ボイラ材であるSUS347HTB鋼も同時に評価して特性を比較した。

図３は耐水蒸気酸化試験の結果を示したものである。加湿大気雰囲気において700℃で1,000時間保持し，試験前後の試験片重量および，回収した剥離酸化スケールの重量から酸化増量を求めた。酸化増量とは，試験後の試験片重量から試験前の試験片重量を差し引き，剥離したスケール重量を加算して算出される。

開発した試作板材の耐水蒸気酸化性はSUS347HTB材よりも大幅に改善されていると共に，火SUS304J1HTBと同等の特性を示していることから，開発鋼がボイラチューブとして十分な耐水蒸気酸化特性を有しているといえる。一方で，酸化増量がゼロではない（図３），すなわち酸化スケールの形成は完全には抑制されておらず，既に実用化されている従来材も含めて一定量の酸化スケールは形成されていることがわかる。

このような抑制しきれない酸化スケールに対して，本開発鋼ではCeの添加によってスケールの剥離を抑制させており，スケールの耐剥離性に及ぼすCeの影響を繰

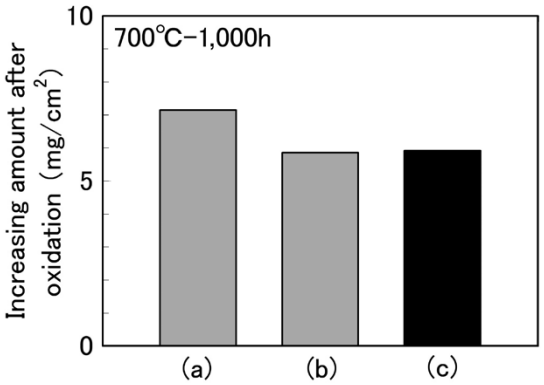


図３ 開発鋼の耐水蒸気酸化特性
(a) SUS347HTB，(b) 火SUS304HTB試作材，(c) 開発鋼
Fig. 3 Steam oxidation resistance of developed steel
(a) SUS347HTB，(b) KA-SUS304HTB，(c) Developed steel

り返し酸化試験で評価した。繰り返し酸化試験は，加熱・冷却による熱応力負荷を繰り返して酸化スケールの剥離を誘発させ，酸化スケールの生成・剥離による重量減少量を評価するものである。

試験は，900℃の加湿雰囲気にて35分間保持し，室温雰囲気に25分保持することを１サイクルとして450サイクル繰り返した。試験片の寸法は35×25×２mmとし，50サイクルごとに測定した試験片重量と初期重量との差を重量変化量として算出している。

図４は，開発鋼の成分にてCe固溶量を変化させた試作板材の繰り返し酸化試験結果である。Ce固溶量とは，鋼材の分析値から電解抽出によって採取した残渣（さ）の分析値を差し引いた固溶状態のCe濃度を指している。いずれの試験材も，重量変化が少ないスケール成長期を経て，スケール剥離を意味する明確な重量減少へと移る傾向を示している。Ceを含む開発鋼をCe濃度別に比較すると，Ce固溶量の増加によってスケール剥離がより遅延しており，重量が減少し始めた以降も緩やかな減少傾向となっている。また，従来規格成分の試作材よりも総じて重量減少が緩やかであり，開発鋼の耐スケール剥離性が優れていることを示している。

以上のように，本開発鋼は従来のボイラチューブと同等の耐水蒸気酸化性を有していながら，そのわずかに形成される酸化スケールの耐剥離性を高めた材料といえる。

2.2　高温クリープ強度

図５は開発した試作板材の高温クリープ破断試験結果であり，USCボイラの蒸気温度に相当する600℃，鋼管温度に相当する650℃に加え，加速条件となる700℃の破断強度を示している。いずれの温度域においても，ある試験時間を境に破断曲線が折れ曲がるような急激な強度低下は見られず，１万時間付近まで良好な強度を示している。

高温クリープ強度は実測された破断時間と温度条件をラーソンミラーパラメータ（以下，LMPという）で関数化し，荷重条件とLMPを応力関数として表すことによって更に長時間側の強度を推定できる[5)]。本開発鋼で得られた各試験温度における破断時間を**図６**のようにLMPでプロットし直し，試験応力とLMPの関係を表す３次の応力関数をフィッティングによって求めた。それによると，650℃-10万時間の推定破断強度は110MPaとなり，開発した試作板材はUSCボイラ用のボイラチューブ材料として十分な高温クリープ強度を有していた。

本開発鋼の成分は，炭化物の形成を目的としてC，Ti，Nbが添加されており，優れた高温強度は析出強化の寄与が大きい。クリープ破断試験片からレプリカ法によって採取した微細析出物を透過電子顕微鏡で観察すると，$M_{23}C_6$炭化物に加えて数10nm程度の微細なTi，Nb炭化物の形成が確認された（**図７**）。このような（Ti，Nb）CはNaCl型の結晶構造を有し，オーステナイト相中に整合析出することで転位の移動を妨げ，強度に寄与することが知られている。このほか，CuもCu-rich相の形成によって析出強化として作用し，良好な高温クリープ強度に寄与していると考えられる。

2.3　長期時効後の靭性

開発した試作板材の長期時効後の靭（じん）性を**図８**

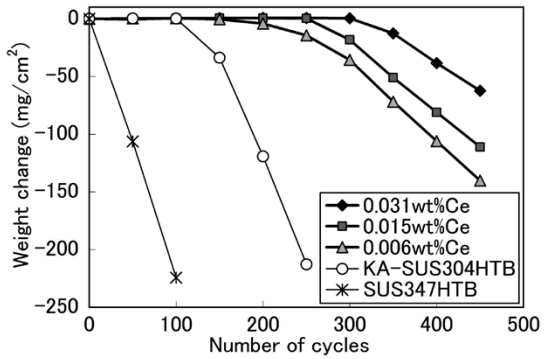


図４　開発鋼の耐繰り返し酸化特性

Fig. 4　Cyclic oxidation resistance of developed and conventional steels for boiler tube

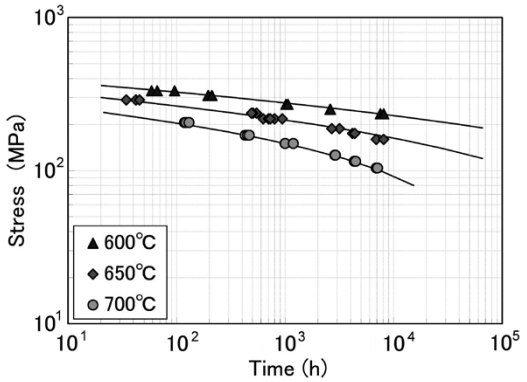


図５　開発鋼の高温クリープ強度

Fig. 5　High temperature creep strength of developed steel

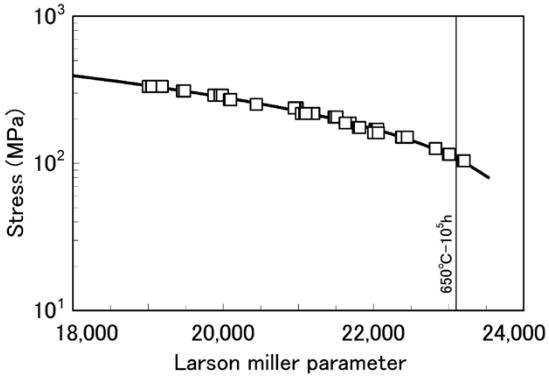


図６　クリープ破断試験結果のLarson Millerプロット

Fig. 6　Larson Miller Plot of creep rupture data

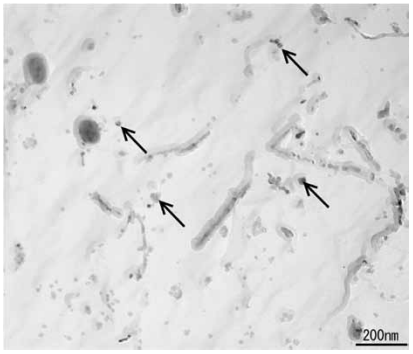


図７　クリープ中に形成された微細析出物のTEM像

Fig. 7　TEM micrograph of fine precipitates in creep ruptured specimen

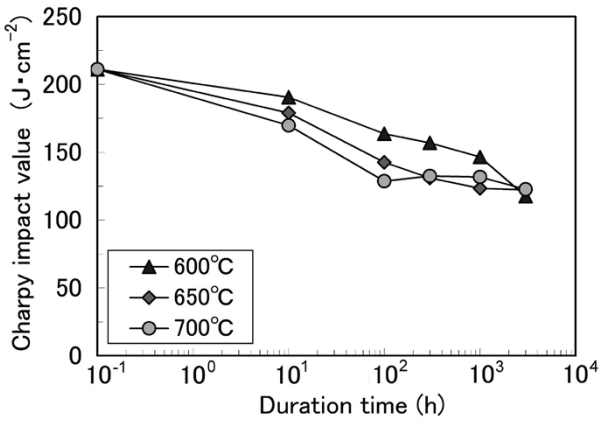


図 8 開発鋼の長期時効後の靭性
Fig. 8 Charpy impact value of developed steel after long term aging

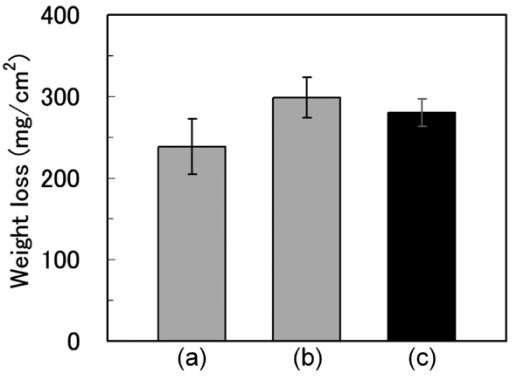


図 9 開発鋼の耐石炭灰腐食特性
(a) SUS347HTB，(b) 火SUS304HTB試作材，(c) 開発鋼
Fig. 9 Coal ash corrosion resistance of developed steel
(a) SUS347HTB，(b) KA-SUS304HTB，(c) Developed steel

に示した。靭性は，作製した板材を各温度で時効熱処理した後，Vノッチ試験片を作製して試験温度0℃のシャルピー衝撃試験によって評価を行った。開発鋼はいずれの時効熱処理温度においても長期間の時効後で100J前後のシャルピー衝撃吸収エネルギーを示しており，ボイラチューブ材として十分な靭性を有していると考えられる。

2.4　耐石炭灰腐食特性

石炭火力発電用ボイラチューブの外面は石炭の燃焼熱に晒されるだけでなく，石炭の燃焼灰に覆われる。燃焼灰には硫黄やナトリウム，カリウムなどが含まれ，融点の低い鉄アルカリ硫酸塩を形成すると溶融塩腐食によって鋼管の減肉が生じてしまう[6)]。酸化による腐食では鋼材表面に形成される緻密な酸化物が保護膜として作用し，酸化の進行が遅延されることが知られている。しかしながら，厳しい溶融塩腐食環境では酸化スケールさえも保護膜としての機能を果たさないだけでなく，腐食の進行が早く進む場合もある。

開発した試作板材の耐石炭灰腐食特性の評価では，比較用として火力発電用規格材である火SUS304J1HTBと同成分の試作板材と，SUS347HTBも評価した。腐食試験は厚さ2mmの試験片をJIS Z2293に従って合成灰中に埋没させ，SO_2を含む腐食性ガスをフローさせながら700℃で100時間保持して行った。合成灰の組成はNa_2SO_4：K_2SO_4：Fe_2O_3がmol比で1.5：1.5：1.0とした。

図 9 は腐食試験後に合成灰から取り出された試験片を脱スケール処理し，初期重量との差を腐食による重量減少量として示している。開発鋼は，腐食に影響する結晶粒界や析出物が少ないSUS347HTBより劣るものの，既存ボイラ材と同等の腐食減量を示しており，火力発電用ボイラ材として十分な腐食性を備えていると考えられる。

2.5　溶接性

ボイラチューブ材料は溶接によって接合され，過熱器管や再熱器管が作製される。本開発で試作した板材に対しERNiCr-3およびERNiCrMo-3の溶接材料でTIG溶接による接合試験を行ったところ，溶接欠陥・高温割れのない良好な継手を作製できることを確認した。

むすび＝USC石炭火力発電用ボイラチューブ向けに耐熱オーステナイト系ステンレス鋼を開発し，試作した板材を用いて各種特性評価を行った。開発鋼は優れた耐水蒸気酸化性や高温クリープ強度，時効後靭性，耐石炭灰腐食性を有していた。また，Ceの添加によって耐スケール剥離性も向上しており，本開発鋼をボイラチューブ用の鋼管材料として使用すれば，ボイラの操業において酸化スケールの飛散・堆積に関わる諸問題の軽減が期待される。

なお，本開発鋼は「火力発電設備に関わる技術基準」に記載されている火SUS321J2HTBの規格成分に該当するため，火力発電用ボイラチューブに使用することができる。

参　考　文　献

1）今村栄一ほか. 電力中央研究所報告．研究報告：Y09027. 2010.
2）Y. Shida et al. Proceedings JIMIS-3：High Temperature Corrosion Transactions of the Japan Institute of Metals, Supplement. 1983, p.631-638.
3）行俊照夫ほか. 鉄と鋼. 1984, 第15号, p.1962.
4）森田　聡ほか. Zairyo-to-Kankyo. Vol.51, p.392.
5）丸山公一ほか. 高温強度の材料科学 第1版. 内田老鶴圃. 1997, p.251-270.
6）S. Kihara et al. Proceedings JIMIS-3：High Temperature Corrosion Transactions of the Japan Institute of Metals, Supplement. 1983, p.655-660.

（論文）

大型原子力圧力容器用部材の鍛造技術

Forging Technology for Large Nuclear Pressure Vessel Parts

柿本英樹*1（工博）
Dr. Hideki KAKIMOTO

池上智紀*2
Tomonori IKEGAMI

The increasing output of nuclear power generation calls for larger vessels for next-generation nuclear power plants. A vessel with an increased diameter requires increased load for its forging, which can make it difficult to use a conventional solid die. In order to reduce the forging load, a rotary incremental forging method has been applied to hot forging. This method includes pressing and rotating a material in an incremental manner such that a target shape is obtained. This study aimed at improving the accuracy of numerical simulation for the rotary incremental forging to reduce the load when forging large vessels. This has enabled the temperature of the material and flow stress to be precisely predicted; an example of this is reported in the paper. Specifically, the heat transfer coefficient to be used for the numerical simulation had been determined experimentally from a small-scale hot-forging. The reduction of the flow stress associated with incremental forging, had been deduced from a compression test, and the value was applied to the numerical simulation. A preform was designed on the basis of the above simulation to perform a 1/1 size scale experiment. A precision of better than 5% has been confirmed for the shape prediction.

まえがき＝近年の原子力発電プラントの高出力化に伴い，圧力容器に使用される鍛鋼部材は大型化している。当社では過去に，ニアネット金型を用いて成形する型入れ法により，フランジ部とドーム部が一体となったヘッド部材の製造を行った[1)]。しかしながら，鍛鋼部材の大型化に伴う鍛造荷重増加により，製造できる寸法には限りがあった。

従来，鍛造荷重を低減する方法として回転鍛造が知られている。これは，金型あるいは素材を回転させて部分的に圧下することによる局所成形の繰り返しにより鍛造する方法であり，鍛造品の寸法に比べて小さな荷重で成形できる。ところがこの鍛造方法では，ニアネット金型を用いた１回圧下による成形に比べて鍛造後の形状予測が困難であり，そうした熱間鍛造に対して有限要素法による３次元塑性変形解析を適用できれば工程設計時間の短縮に貢献できる。

そこで当社では，鍛造時間の長さを考慮し，回転鍛造方法に適した３次元熱連成塑性変形解析手法の確立に取り組んだ。回転鍛造方法では，素材の変形箇所を順次移動させながら圧下を繰り返し行うため，型入れ法に比べて鍛造時間が飛躍的に長くなり，素材の中心と表面の温度差が大きくなる。そこで，素材温度の実機測定結果から熱伝達係数を同定し，素材温度を高精度に予測した。さらに，一度圧下した箇所を再度圧下するまでの間に材料は回復・再結晶挙動を示し，変形抵抗が変化する。この回復・再結晶挙動は保持時間により割合が変化する。そこで，圧下間隔による変形抵抗の変化を把握した上で３次元熱連成塑性変形解析を適用した。

この３次元熱連成塑性変形解析を活用して実機サイズの工程設計を行うとともに，実機実験を行って３次元熱連成塑性変形解析の形状予測精度を確認した。

１．ニアネット金型を用いた型入れ法による鍛造荷重予測

1.1　変形抵抗データ

鍛造荷重がプレス加圧力よりも大きくなると目標圧下量まで圧下することができない。これによって部分的に欠肉が発生するため，鍛造荷重を高精度に予測することは鍛造工程を決定する上で重要である。一般的に，鍛造荷重Pは以下の式（１）で表せる[2)]。

$$P = C \cdot S \cdot \sigma \quad \cdots\cdots (1)$$

なお，C：拘束係数，S：接触面積，σ：変形抵抗である。ここで，拘束係数や接触面積は，金型と素材との摩擦係数や接触面形状に依存する値である。一方，変形抵抗は材料によって温度やひずみ，ひずみ速度で大きく変わることが知られており，鍛造荷重を予測するためには変形抵抗を高精度に把握しておく必要がある。

そこで，今回対象としている材料であるASME規格のSA508 Grade3（**表１**）の変形抵抗データを詳細に把握

表１　熱間試験材の化学成分規格
Table 1　Chemical composition of standard hot compression test

(wt%)

	C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	Mo	V	Cu	CA	B	Ti	Al
Min	-	1.20	-	-	-	0.40	-	0.45	-	-	-	-	-	-
Max	0.25	1.50	0.025	0.025	0.40	1.00	0.25	0.60	0.05	0.20	0.015	0.003	0.015	0.025

*1 技術開発本部　材料研究所　*2 鉄鋼事業部門　鋳鍛鋼事業部　技術開発部

表 2 圧縮試験条件
Table 2 Conditions of compression test

Temperature（℃）	700，800，900，1,000，1,100，1,200
Strain rate（/s）	0.0002，0.002，0.02，0.05，0.2，2.0

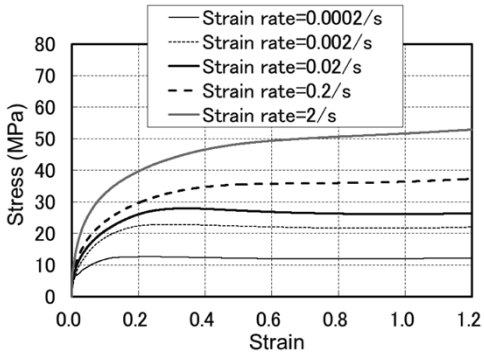


図 1 変形抵抗データの一例（1,200℃の場合）
Fig. 1 Example of relationship between flow stress and strain (in case of 1,200℃)

することとし，この成分規格内で小型試験材を作製して圧縮試験を行った。圧縮試験では圧下率70％を１回で圧縮して変形抵抗データを採取した。また今回は熱間で鍛造するため，試験条件としては温度を700℃から1,200℃までの間で100℃ごとに変化させ，ひずみ速度はプレスの降下速度を考慮して0.0002～2.0s^{-1}と比較的広範囲とした（**表２**）。**図１**に試験温度が1,200℃の場合の変形抵抗データを示す。この結果に基づいて変形抵抗を温度・ひずみ･ひずみ速度で定式化し，塑性変形解析に適用した。

1.2 型入れ法における鍛造荷重の予測

今回対象とした大型鍛造部材を包括する荒地形状・金型形状を設計し，塑性変形解析を活用して鍛造荷重を算出した。塑性変形解析ソフトにはFORGE2D（TRANSVALOR社の商標）を使用した。なお，解析対象が軸対称形状のため，ここでは２次元（軸対称）の塑性変形解析を行った。**図２**に解析モデルを示す。素材温度は1,200℃とし，圧下速度は10mm/sと50mm/sの２条件とした。**図３**に解析で得られた鍛造荷重－ストローク線図を示す。同図に示すように，圧下速度が10mm/sの場合は，50mm/sに比べて鍛造荷重は低いものの，目標の圧下位置（1,150mm）まで圧下したときの鍛造荷重はプレス機の最大加圧力である130MNを超えており，目標位置まで圧下することができないことがわかる。このため，鍛造荷重を低減させる必要がある。

鍛造荷重を低減させる方法として，式（１）から①変形抵抗を低くする，②接触面積を減らす，の二つが考えられる。変形抵抗を低くするには素材温度を上げる方法が有効である。設備上，1,230℃近くまで加熱炉内の温度を上げることは可能であるが，素材温度を1,200℃以上にすると部分的にオーバヒートする可能性がある。そこで，素材と金型の接触面積を減らして鍛造荷重を低減する方法を検討した。まず，今回対象としている鍛鋼部材は軸対称形状であり，金型の対称軸を中心に回転させることで所要の形状に鍛造することが可能と考えられる。そこで，内面成形用の金型を目標鍛造形状の内面と同一形状とし，軸対称形状の金型から一断面を切り取った板状にすることで素材と金型の接触面積の低減も可能と考えられる。このような鍛造方法は過去にも実機適用した例が報告されており[3),4)]，本稿では回転鍛造方法と呼ぶ。**図４**に回転鍛造方法の概略図を示す。同図に示すように，１回圧下するごとに金型を上昇・回転させ，圧下する位置を変更して再度圧下する。これらの操作を目標圧下位置まで繰り返し行う鍛造方法である。

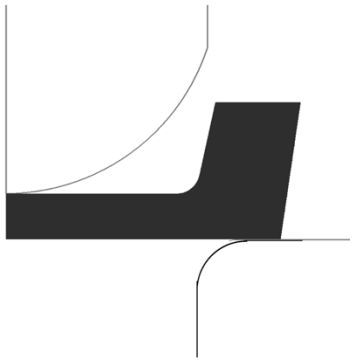


図 2 解析モデル
Fig. 2 Analysis model

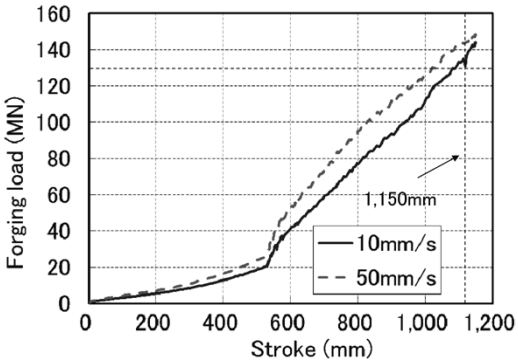


図 3 鍛造荷重－ストローク線図
Fig. 3 Forging load-stroke curves

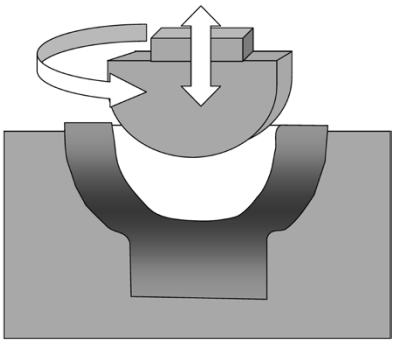


図 4 回転鍛造方法の概略図
Fig. 4 Schematic drawing of rotated forging method

2. 鉛材を用いた小型モデル実験による回転鍛造の検討

回転鍛造方法では，上記のように板状金型の上下動による圧下と回転を交互に繰り返すことにより，目標圧下位置まで低荷重で鍛造することが可能である。一方で，板状金型の１回の圧下量を大きくした場合，未圧下部と圧下部で大きな段差が生じ，つぎの圧下サイクルではその段差部分を圧下するため，折れ込み疵（きず）が発生する可能性が高くなる。このため，板状金型の１回あたりの圧下量を比較的小さくする必要があるが，その一方

で圧下量を小さくした場合，素材の変形領域は素材と金型の界面近傍の素材表層のみとなる。したがって，ニアネット金型を一度に押し込む型入れ方法と変形挙動が大きく異なる。

そこで，鉛材を用いた小型モデル実験により，種々の荒地形状から回転鍛造方法を適用して得られる鍛造形状および鍛造荷重について検討した。**図5**に実験の状況を示す。下部金型の上に素材を置き，板状金型の上下動による圧下と回転を交互に繰り返して鍛造を行った。**図6**に実験結果の一例を示す。同図に示すように，回転鍛造を用いて軸対称形状に鍛造することが可能であることがわかった。また同時に，鍛造荷重がプレス最大加圧力を超えないことも確認した。

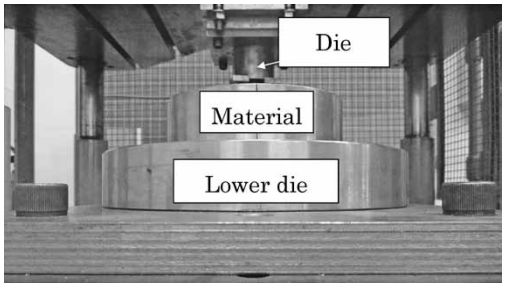


図5 小型モデル実験の状況
Fig. 5 Appearance of experiment using lead material

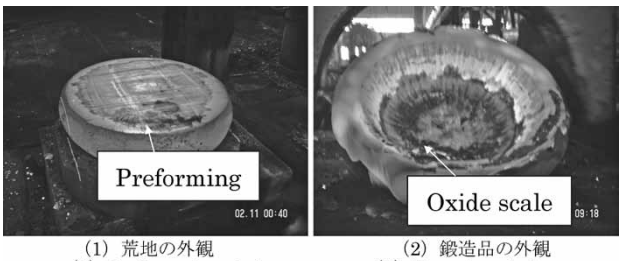
図6 小型モデル実験結果
Fig. 6 Experimental result

3．3次元熱連成塑性変形解析技術の開発

前述のように回転鍛造方法では，局所成形を多数回繰り返して鍛造を行うため，鍛造時間が長くなる。熱間鍛造の場合，鍛造中の素材は大気および金型との接触により冷却されるため，鍛造中に温度が低下する。このことから，素材の温度変化と変形に伴う形状変化を同時に考慮しながら変形形状を予測する3次元熱連成塑性変形解析技術が必要となる。

3.1　素材温度変化

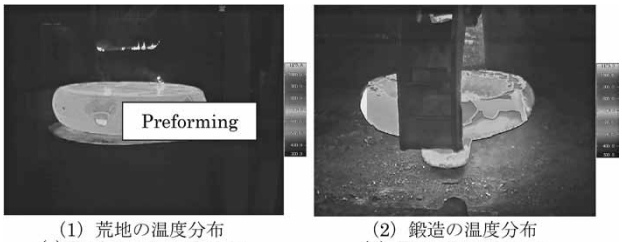
熱連成塑性変形解析によって素材温度を精度よく予測するためには，素材表面における熱伝達係数を同定する必要がある。そこで，製品の縮小サイズの素材を用いて実プレス機にて熱間鍛造実験を行い，素材表面の温度変化を測定した。素材表面温度はサーモトレーサTH9100WB（㈱NEC三栄社製）にて測定した。**図7**に縮小モデルによる小型実験の様子を示す。また，**図8**に鍛造実験中の素材をサーモトレーサにて測定した素材表面温度分布の一例を示す。同図の実プレス機を用いた実験から得られた結果を基に，素材の上面と側面における時間変化に伴う温度変化が3次元熱連成塑性変形解析と一致するよう熱伝達係数を決定した（**表3**）。この値を用いて3次元熱連成塑性変形解析を行い，得られた温度変化と実際の温度変化を比較した（**図9**）。ここで，図9に示す初期の800秒までは加熱炉からプレス内に素材が運搬されるため，実測していない。また，800秒以降に鍛造を開始するが，800秒から1,200秒までは酸化スケールの影響で表面温度が低い状態となっている。一方，1,200秒以降では表面の酸化スケールが剥離し，素材温度が1,200秒以前に比べて高くなっている。同図に示すように，表面に素材が現れる1,200秒以降で3次元熱連



（1）荒地の外観
（1）Preformed workpiece

（2）鍛造品の外観
（2）Forged workpiece

図7 小型実験の様子
Fig. 7 Appearance of workpieces for small scale actual press



（1）荒地の温度分布
(1) Preformed workpiece

（2）鍛造の温度分布
（2）Forged workpiece

図8 素材温度分布
Fig. 8 Temperature distribution of material

表3 熱伝達係数（側面中央部）
Table 3 Heat transfer coefficient (center part of side surface)

Temperature (℃)	Heat transfer coefficient (W/m²・K)
600	153
700	180
800	180
1,000	180
1,250	180

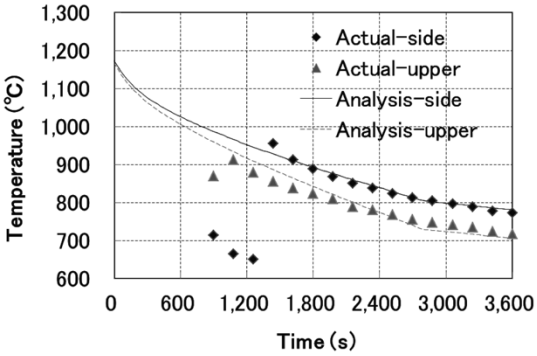


図9 実測結果と数値シミュレーションの温度変化
Fig. 9 Comparison of temperature change between actual measurement and numerical simulation result

成塑性変形解析による温度と実機の温度が精度よく一致することを確認した。

3.2 変形抵抗

回転鍛造では，一度圧下した部位を再度圧下するまでに金型が半周する。この間，素材は変形を受けない状態である。ところで，熱間多スタンド圧延などではスタンド間で板材が通過中に回復・再結晶が進行し，変形抵抗が変わる[5]ことが知られている。そのため，本稿での回転鍛造においても同様に，一度圧下した後，再度圧下するまでに変形抵抗値が変化すると考えられる。

そこで，回転鍛造用の変形抵抗データを採取し，従来の変形抵抗データと比較した。**表4**および**図10**に変形抵抗データ測定のための試験条件を示す。試験方法は，加工フォーマスタを用いて素材高さに対し5％ずつ14回圧縮，または10％ずつ7回圧縮し，合計70％の圧縮を行った。また，圧下と圧下の間隔（圧下間隔）は10秒，100秒，1,000秒の3水準で行った。**図11**に1回圧縮と5％×14回圧縮した場合の変形抵抗データの比較例を示す。同図に示すように，1回圧縮の変形抵抗に対し，100秒間隔で5％圧縮を14回繰り返した試験の変形抵抗は低くなる傾向にあることがわかった。この原因は以下のように考えることができる。**図12**に回転鍛造時に生じる材料の組織変化を示す。熱間で回転鍛造を行った場合，鍛造終了後，はじめに材料は回復して再結晶が開始する。さらに，再結晶の途中あるいは完了時に再度塑性変形を受け，鍛造ごとに回復～再結晶が繰り返される。このため，軟化して1回圧縮試験で得られる変形抵抗よりも低くなる。また，再結晶の割合により軟化の程度が異なる。

そこで，圧下間隔の差による変形抵抗の差を調査した。**図13**に同一温度で圧下間隔を変化させた場合の変形抵抗データを示す。同図に示すように，圧下間隔が長くなるに伴って変形抵抗が低下していることがわかった。とくに，ひずみが高い領域ではより軟化が顕著であることがわかった。このことから，回転鍛造に3次元熱連成塑性変形解析を適用する場合には，変形抵抗を高精度に予測する必要があり，そのためには圧下間隔を考慮する必要がある。

一般的な変形抵抗式は以下の式（2）に示される。

$$\sigma = A \cdot \varepsilon^{n} \cdot \dot{\varepsilon}^{m} \cdot \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad (2)$$

ここで，σ：変形抵抗，A：係数，ε：ひずみ，$\dot{\varepsilon}$：ひずみ速度，Q：活性化エネルギー，R：ガス定数，T：温度である。この変形抵抗式における定数Aに対し，圧下間隔を考慮した関係式を新たに適用した。すなわち，各温度・ひずみ・ひずみ速度について1回圧縮時の変形抵抗値と比較し，変形抵抗の低下率を算出するとともに，その低下率を圧下間隔の関数$A(s)$で表記することとした。これを式（3）に示す。

$$\sigma = A(s) \cdot \varepsilon^{n} \cdot \dot{\varepsilon}^{m} \cdot \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad (3)$$

ここで，$A(s)$に関して，圧下間隔との関係を調査した。**図14**に圧下間隔と$A(s)$との関係の一例を示す。同図は，

表4 実験条件
Table 4 Experimental conditions

Deformation Temperature（℃）	700，800，900，1,000，1,100
Strain rate（/s）	0.002，0.02，0.2
Reduction（%）	5，10
Interval of press（s）	10，100，1,000

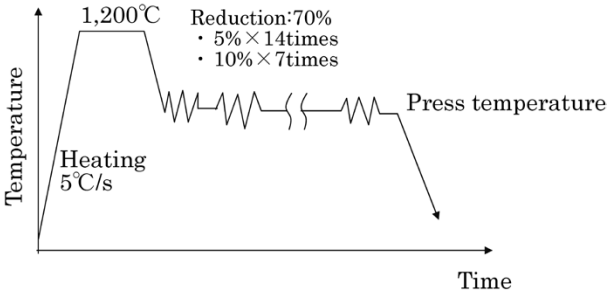


図10 圧縮試験方法
Fig.10 Experimental procedure for compression press

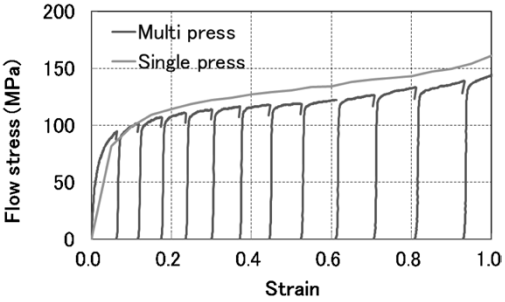


図11 1回圧下と複数回圧下の変形抵抗比較
（800℃，圧下間隔100秒，ひずみ速度0.002）
Fig.11 Comparison of flow stress between single press and multiple press (deformation temperature : 800℃, interval of press : 100s., strain rate : 0.002)

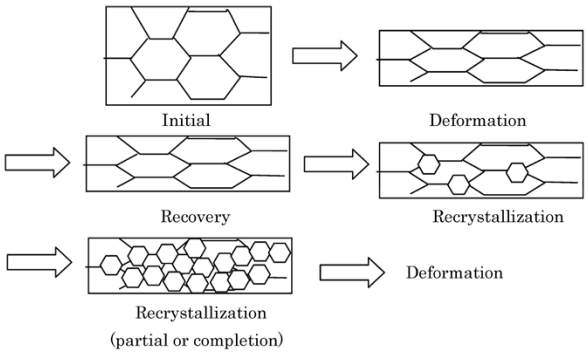


図12 圧下間での組織変化の模式図
Fig.12 Schematic diagram of inter-press microstructure change

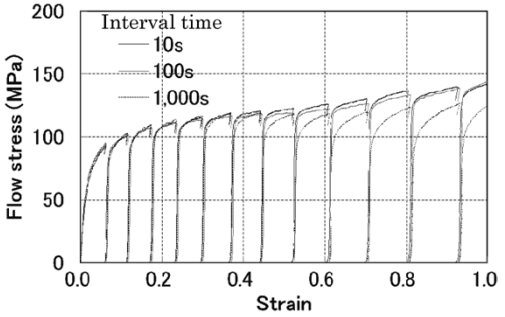


図13 同一温度で圧下間隔を変化させた場合の変形抵抗データ
（800℃，ひずみ速度0.002）
Fig.13 Influence of press interval time on flow stress
(Press temperature : 800℃, Strain rate : 0.002)

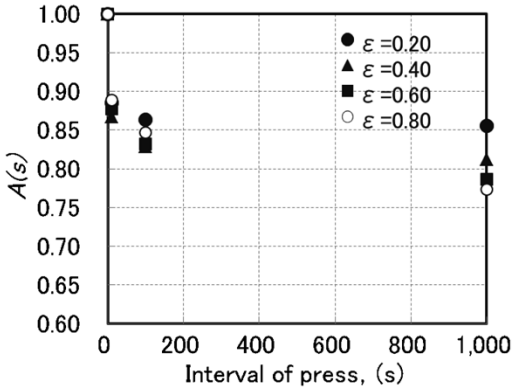


図14 圧下間隔と$A(s)$との関係の一例（800℃）
Fig.14 An example of Relationship between interval of press and $A(s)$ (Press temperature : 800℃)

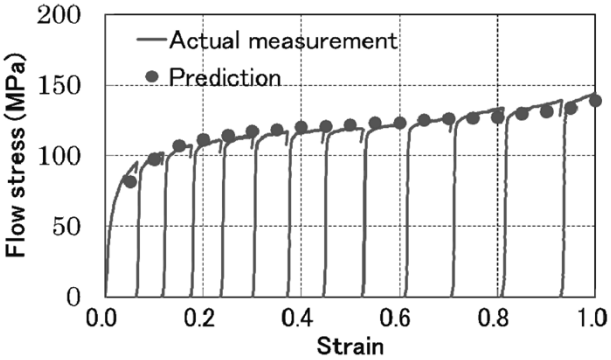


図15 変形抵抗データの予測値と実測値の比較
Fig.15 Flow stress comparison between prediction and actual measurement

800℃におけるデータである。同図に示すように，圧下間隔が長くなると$A(s)$が低下する傾向にあり，また，ひずみが大きいほど$A(s)$が大きく低下することがわかる。

式（３）を用いて予測した変形抵抗データと実測データとを比較し，精度検証を行ったところ（**図15**），10％以下の精度で予測可能であることがわかった。

４. 実機実験

3.1節および3.2節で述べた熱伝達係数および変形抵抗データを基に，３次元熱連成塑性変形解析技術を活用して鍛造の工程設計を行い，その結果に基づいて実機サイズの熱間鍛造実験を行った。今回適用した鍛造部材は第３世代型＋原子炉（Westinghouse社製AP1000）の蒸気発生器に使用されるヘッド部材で，鍛造後の最大直径は約6,000mmである。**図16**に鍛造後の形状を示す。また，

図16 鍛造品の外観
Fig.16 Appearance of forged workpiece

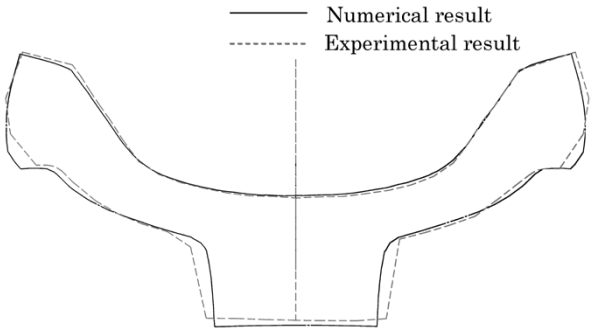


図17 数値シミュレーション結果（実線）と実機形状（破線）の比較
Fig.17 Comparison of forging shape between numerical simulation (broken line) and mill scale experiment result(solid line)

実機実験で作成した荒地形状をモデル化し，３次元熱連成塑性変形解析を行い，実機形状と比較した。**図17**に３次元熱連成塑性変形解析結果と実機形状の比較を示す。図中の実線が３次元熱連成塑性変形解析結果で，破線が実機形状測定結果である。同図から，寸法差５％以内で精度よく一致し，目標どおりの形状が得られることを確認した。

むすび＝大型の鍛造部材を製造するために，回転鍛造方法の３次元熱連成塑性変形解析技術を開発した。以下に得られた結果を示す。

- ３次元熱連成塑性変形解析での素材温度変化を高精度に予測するため，実機縮小実験を行って熱伝達係数を決定した。
- 回転鍛造用３次元熱連成塑性変形解析に適用するため，圧下間隔による軟化傾向を表現できる変形抵抗モデル式を考案し，10％以内の精度で予測可能であることを確認した。
- これらの結果を用いて実機サイズの鍛造工程を決定し，実機実験を行った。その結果，所要の形状が得られるとともに，３次元熱連成塑性変形解析によって鍛造形状を精度５％以内で予測可能であることを明らかにした。

参　考　文　献

1） M. Kiguchi et al. FORGING DESIGN AND MANUFACTURING PROCESS OF INTEGRAL TYPE CLOSURE HEAD FOR REACTOR VESSEL. Proceedings of IFM2000, Germany, 2000-9-3/8. International Forgemasters Meeting. 2000, p.65-72.
2） 加藤健三. 金属塑性加工学. p.49-54.
3） H. Tsukada et al. "CURRENT FORGING AND THEIR PROPERTIES FOR STEAM GENERATOR OF NUCLEAR PLANT. Proceedings of IFM1997. Korea. 1997-10-12/16. International Forgemasters Meeting. 1997, p.141-149.
4） T. Sasaki et al. MANUFACTURING AND PROPERTIES OF CLOSURE HEAD FORGING INTEGRATED WITH FLANGE FOR PWR REACTOR PRESSURE VESSEL. Proceedings of IFM2003. Japan. 2003-10-26/29. International Forgemasters Meeting. 2003, p.440-447.
5） 日本塑性加工学会. 板圧延. p.202-210.

（技術資料）

次世代再処理機器用高耐食性超高純度ステンレス鋼「SUS310EHP®」

Extra High Purity Stainless Steel "SUS310EHP®" with High Corrosion Resistance for Next Generation Nuclear Fuel Reprocessing Plant

加藤　修[*1]
Osamu KATOU

中山準平[*2]
Junpei NAKAYAMA

A new stainless steel "SUS310EHP®" has been developed for a next generation nuclear fuel reprocessing facility. This metal shows good corrosion resistance thanks to the high purity of its chemical component. It is expected to greatly extend the life of the reprocessing equipment.

まえがき＝オーステナイト系ステンレス鋼は，硝酸のような酸化性の酸を含む環境において表面に不動態皮膜を形成して優れた耐食性を発揮することから，使用済核燃料の再処理施設において大量に使用されている。再処理施設は，使用される材料が不動態領域の環境で使用されるように設計されているため，大半は不動態域での腐食となる。しかしながら，使用済核燃料を硝酸によって溶解するための溶解槽や，溶解液を蒸発させて使用済硝酸を回収するための酸回収蒸発缶などにおいて，核分裂生成物のルテニウムイオン（Ru^{3+}）などが使用済核燃料から溶出して酸化性が高まる。さらに，次世代再処理施設においては，放射性核種の超ウラン元素（Trans Uranium，以下TRUという）や核分裂生成物（Fission Product，以下FPという）を多量に含む高燃焼度で，かつ難溶性のMOX（Mixed Oxide：混合酸化物）燃料を扱うため，硝酸溶液による腐食条件が現行機器よりも一層過酷となる。このため，腐食環境の厳しい機器では過不動態への遷移領域以上で使用されることが想定される。高酸化性の金属イオンを含有する高温の硝酸環境下で使用される材料としては，粒界腐食の原因であるCr欠乏層の生成を抑制するため，炭素含有量を極力低くし，必要に応じて不純物固定化元素が添加され，溶体化熱処理を施したオーステナイト系ステンレス鋼が知られている。しかしながら，このような高耐食性のオーステナイト系ステンレス鋼を使用しても，高燃焼度の使用済核燃料を扱う次世代再処理機器においては粒界が激しく腐食することが予想され，大幅に耐久性の優れた新材料が不可欠となる。

このような核燃料再処理施設特有の過酷な使用環境を考慮して当社は，主に高耐食性のオーステナイト系ステンレス鋼を提供することを目的として材料の成分設計と高純度化に関する研究を実施してきた。その結果，従来の改良鋼で粒界腐食を避けることができない原因が，粒界に偏析して粒界結合エネルギーを低下させる不純物元素であり，これらを低減することが耐食性および溶接施工性能の改善に有効であることが分かった[1)～3)]。そして今回，放射性核種のTRUやFPを多量に含む高燃焼度使用済核燃料を取り扱う次世代再処理機器において高耐食性を発揮し得る超高純度（Extra High Purity，以下EHP仕様という。具体的には，C＋P＋S＋N＜100ppmおよびB＜0.5ppm）ステンレス鋼「SUS310EHP®注)」を開発したので内容を紹介する。

1．開発のコンセプト

（1）超高純度化による耐食性向上

汎用のSUS304やSUS316の準安定オーステナイト系ステンレス鋼では製造，運転および補修時の熱履歴により粒界への$M_{23}C_6$の析出やLaves相（基本構造：A_2B），σ相（基本構造：A B，当該鋼種ではFeCr）などの金属間化合物の生成により粒界腐食が発生する。このため，本開発では25Cr-20NiのSUS310安定オーステナイト系ステンレス鋼をベース組成とした。

つぎに，耐粒界腐食性に及ぼす不純物元素の影響を調査した。当初の研究開発では，水冷ルツボ式の高周波誘導溶解（Cold Crucible Induction Melting）と電子ビーム溶解（Electron Beam Melting）を組合せた2段溶解方式により超高純度を達成し，優れた耐食性を有するSUS310EHP鋼を得た[4)]。しかしながら，全ての不純物を低減する手法では耐食性に影響しない元素まで無意味に低減することになってコスト高となるため，商業化に

脚注）EHPは当社の登録商標である。

[*1] エンジニアリング事業部門　原子力・CWD本部　原子力プロジェクト部　[*2] エンジニアリング事業部門　原子力・CWD本部　復興プロジェクト部

際しては実用的でない。再処理機器環境における微量不純物元素の耐食性への影響を調査した報告[5)~7)]によれば，C，B，P，Si，Sなどの不純物元素の影響が大きいとされている。例えば，溶体化処理状態のSUS304L鋼について沸騰状態の14.4mol/Lの硝酸中で48hの浸漬試験を20回繰り返した結果，B量が15ppmでは試験時間とともに腐食速度が増大するが，B量が2から8ppmでは腐食速度は4×10^{-8}kg・m^{-2}・s^{-1}（≒0.15g/(m^2・h)）以下でほとんど変わらないとしている[5)]。しかしながら，これらは酸化剤のCr^{6+}を含まない比較的マイルドな腐食環境における結果であり，次世代再処理施設において想定される高酸化剤を含む過不動態腐食環境では当てはまらない。そこで，JIS G0573をベースに過不動態領域における耐食性を評価するため，沸騰した8mol/L硝酸に1g/LのCr^{6+}を添加した溶液に96h（24hごとに溶液を更新）浸漬するコリオ腐食試験において不純物元素量の影響を調査した。**図1**，**図2**に結果の一例を示す。また，**図3**に重回帰分析による粒界腐食に及ぼす不純物元素の影響度を解析した結果を示す。過不動態領域において粒界腐食に最も悪影響を及ぼす不純物元素はBであり，粒界腐食を防止するためにはB量を0.5ppm以下に規制する必要があることが分かった。その他の不純物元素としてNおよびP量の影響が大きいが，他の不純物元素の影響はそれほど大きくない。このため，溶製に際し，耐食性の観点からはB，N，P量を制御すれば良いことが分かった。

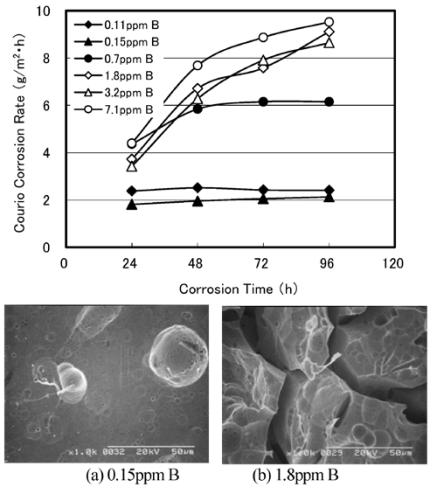


図1 コリオ腐食速度とB量の関係

Fig. 1 Effect of boron content on corrosion rate in boiling 8mol/L nitric acid with 1g/L Cr^{6+}

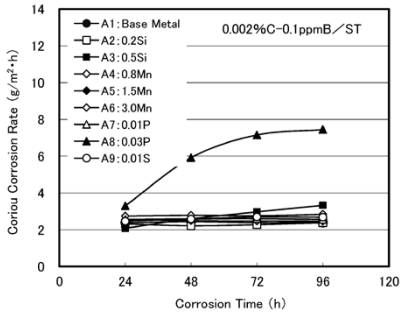


図2 コリオ腐食速度と各種不純物元素量の関係

Fig. 2 Effects of impurities contents on corrosion rate in boiling 8mol/L nitric acid with 1g/L Cr^{6+}

図4にSUS310EHP鋼と現行の極低炭素仕様R-SUS310ULC鋼の耐食性をコリオ腐食試験で比較した結果を示す。R-SUS310ULC鋼が粒界腐食を起こして減肉速度が大きく増大するのに対して，SUS310EHP鋼は粒界腐食を起こさず，腐食速度も小さく，腐食代を想定した機器設計が容易であることが分かる。

（2）超高純度化による溶接性向上

安定オーステナイト系ステンレス鋼を実機に適用するに当たって溶接性が大きな課題となる。現行の核燃料再処理機器の溶接施工においては，溶接割れ防止のため，母材に比べて高Cr系でMnを添加した溶接材料が使用されている。これらは，オーステナイト相中にはP，Sなどの不純物がほとんど固溶できないため，粒界に偏析したり，介在物として溶接割れの起点となるが，高Cr-Mn添加により溶着金属に数％のδフェライト相を生成させ，P，Sをδフェライト相中に固溶させることによりこれらの悪影響を軽減することができるためである。しかしながら，δフェライト相の生成は耐食性を劣化させる懸念がある。**図5**にSUS310EHP鋼の溶接割れ感受性を市販鋼と比較した結果を示す。溶接割れ感受性は，トランスバレストレイン試験における高温割れ発生温度域

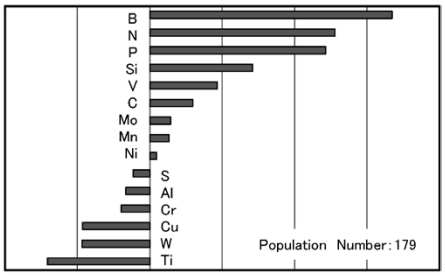


図3 粒界腐食におよぼす不純物元素の影響の解析結果

Fig. 3 Result of multiple regression in relation to effects of impurities on intergranular corrosion

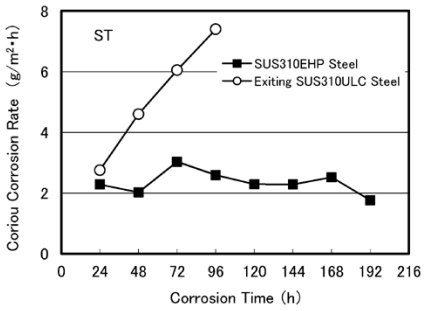


図4 コリオ腐食試験におけるSUS310EHP鋼の耐食性

Fig. 4 Corrosion resistance of SUS310EHP steel in boiling 8mol/L nitric acid with 1g/L Cr^{6+}

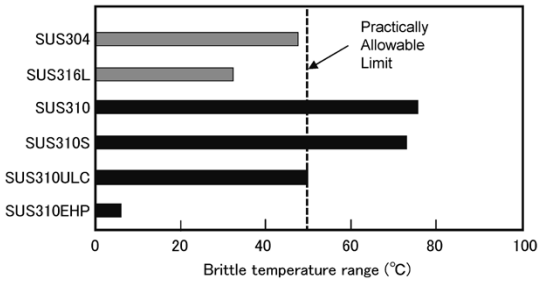


図5 各種ステンレス鋼の溶接割れ感受性

Fig. 5 Comparison of solidification cracking susceptibility of austenitic stainless steels

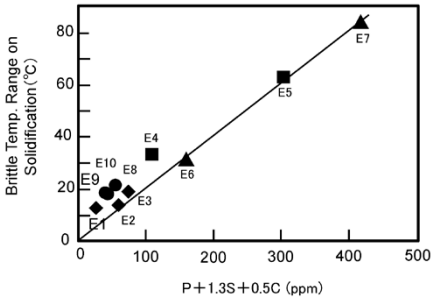


図６ SUS310EHP鋼の溶接割れ感受性と不純物量パラメータの関係
Fig. 6 Relation between compositional parameter and solidification cracking susceptibility BTR in SUS310EHP steel

（Brittle Temperature Range，以下BTRという）にて評価した。市販の通常純度のSUS310S鋼はSUS304鋼やSUS316鋼に比べてBTRが広く，溶接割れ感受性が劣るのに対して，超高純度化を図ったSUS310EHP鋼はBTRが狭く，溶接割れ感受性が良好であることが分かる。また，**図６**に示すように溶接割れ感受性が不純物量をパラメータとして整理できることを明らかにした[3)]。

２. 開発鋼の諸特性

ラボでの成分設計に基づき，R-SUS310ULC鋼をベースとするSUS310EHP鋼を３チャージ溶製した。１章の（１）に記したように，耐食性の観点からはB，N，P量を規制すれば良いことが分かった。そこで，商業炉の２トン真空誘導溶解炉（VIF）－真空アーク溶解炉（VAR）により，適切な溶解原料を用いてこれらの不純物を制御したSUS310EHP鋼のインゴットを溶製した。**表１**に化学組成を示す。さらにこれらのインゴットを用いて再処理機器の各種部材を想定した圧延材，管（外径φ34mmおよびφ114.3mm）および鍛造材などの部材を試作し，評価試験に供した。**表２**に得られた機械的性質の例を示す。超高純度化を図ることにより，引張強さおよび0.2％耐力は再処理機器用材料として規定されたR-SUS310ULC鋼に比べてやや低い部材もあるが，実用上問題ない範囲である。

図７にコリオ腐食試験による耐食性評価試験結果を示す。試験時間96hで腐食速度は３g/(m^2･h）以下と小さく，またSEMによる表面観察では，一部の粒界に凹状の腐食が認められたものの，いずれの部材も粒界腐食は認められず，商業規模の溶製材においても良好な耐食性が得られている。

つぎに，高レベル廃液濃縮缶の腐食環境を模擬した試験体において約8,100hの試験運転を実施した結果，SUS310EHP鋼製加熱コイル外面の腐食速度はR-SUS304ULC鋼のそれの約１/６であった。また，加熱コイル同士の突合せ溶接部において，R-SUS304ULC鋼の熱影響部では脱粒を伴う粒界腐食が進行しているのに対して，SUS310EHP鋼の熱影響部および共材溶接デポ部は健全であった。

表２ 商業規模溶製のSUS310EHP鋼の機械的性質の例
Table 2 Example mechanical properties of parts of simulated reprocessing equipment made by SUS310EHP steels melted by commercial basis VIF-VAR

	Proof stress (MPa)	TS (MPa)	El (%)	Charpy impact value (J/cm^2)
Rolled Sheets（25t）	162	464	56.9	394
Tubes 25A–Sch80	233	503	52.2	400
Tubes 100A-Sch160	206	497	54.6	428
Forged Plates（30t）	170	464	49.7	415

*) 試験温度：室温

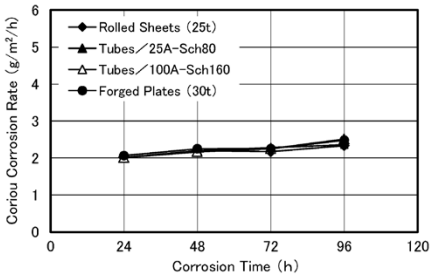


図７ 商業規模溶製のSUS310EHP鋼の耐食性
Fig. 7 Corrosion resistance in boiling 8mol/m^3 nitric acid with 1g/L Cr^{6+} of parts of simulated reprocessing equipment made by SUS310EHP steel melted by commercial basis VIF-VAR

むすび＝SUS310は，超高純度化により，特に次世代再処理機器特有の極限的複合環境の過酷な腐食環境において優れた耐食性を発揮し，機器の高寿命化に対応できる耐食性を示す。さらに，EHP技術は次世代の超高燃焼度軽水炉や高速増速炉サイクルの実用化研究の将来計画に貢献できる基盤技術になるものと期待される。

なお，本稿の執筆にあたって日本原燃㈱よりご助言を頂いた。また，本稿における諸資料は，文部科学省から受託した平成17～20年度「原子力システム研究開発事業（次世代再処理機器用耐硝酸性材料技術の研究開発）」による成果[8)]を含む。

参　考　文　献

１）木内　清. 日本原子力学会誌. 2006, Vol.48, No.11, p.871.
２）J. NAKAYAMA. MRS 2010 Fall Meeting, 2010-11.
３）才田一幸ほか. 溶接学会論文集. 2013, Vol.31, No.1, p.56.
４）中山準平ほか. R&D神戸製鋼技報. 2009, Vol.59, No.2, p.94.
５）梶村治彦ほか. まてりあ. 1995, Vol.34, No.3, p.319.
６）黛　正巳ほか. 電力中央研究所報告 研究報告：T99067. 平成12年６月.
７）金子道郎ほか. 材料と環境. 1995, Vol.44, No.7, p.391.
８）神戸製鋼所. 次世代再処理機器用耐硝酸性材料技術の研究開発 成果報告書：平成20年度文部科学省原子力システム研究開発事業. 2009.（CD-ROM）.

表１ 商業規模溶製のSUS310EHP鋼の化学成分
Table 1 Example of chemical compositions of SUS310EHP steel melted by commercial basis VIF-VAR

	Chemical composition（%）								Mechanical properties		
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	B (ppm)	Proof stress (MPa)	TS (MPa)	El (%)
SUS310EHP	0.005	0.01	0.01	0.0003	0.0002	21.0	25.3	0.20			
R-SUS310ULC*1)	≦0.01	≦1.50	≦2.00	≦0.045	≦0.030	19.0～22.0	24.0～26.0		≧480	≧175	≧40*2)

*1) Code for Nuclear Fuels Reprocessing Facilities, Materials Standard　HPI C 108:201　*2) except Pipe products

（解説）

使用済燃料中間貯蔵のためのTK-26型輸送貯蔵兼用容器

TK-26 Transport and Storage Packaging for Interim Storage of Spent Fuels

下条　純[*1]
Jun SHIMOJO

赤松博史[*1]
Hiroshi AKAMATSU

谷内廣明[*2]（工博）
Dr. Hiroaki TANIUCHI

横江　大[*2]
Dai YOKOE

The safety requirements for the dry storage of spent fuel have become increasingly stringent. This change has led to the development of the TK-26 transport and storage package, based on its predecessor, the TN24. The TK-26 has a new structure that ensures greater safety, while maintaining a large fuel storage capacity and excellent economic advantage. The TK-26 structure features a borated aluminum basket that has been newly developed focusing on pressurized water reactor (PWR) fuels. This has enabled the designing of a new basket that is compact, ensures sub-criticality and has higher structural strength with sufficient heat transfer capability. The TK-26 structure also includes measures against the multiplying effect of impact acceleration by slap-down testing and the delayed impact of contents in vertical drop testing, including the 9m drop tests required by the regulations. The effectiveness of these measures has been confirmed through a drop test using a 1/3 scale model, which has verified the validity of the structural safety analysis. The demand for the transport and storage casks is expected to grow. A study is being conducted to standardize the design of the packages and thus to ensure the flexibility and stability of their supply.

まえがき＝原子炉から取り出された使用済燃料は一般的に，“キャスク”と呼ばれる容器により輸送あるいは貯蔵される。この容器は用途によって，輸送容器，貯蔵容器および輸送貯蔵兼用容器に分類される。日本国内では近年，使用済燃料を高い安全性を保持しながら乾式貯蔵することができ，かつ貯蔵後の輸送も可能な輸送貯蔵兼用容器の需要が高くなっている。

当社はこれまでに，鍛造タイプの容器（TK型容器シリーズ）をはじめとする様々なタイプの容器を開発してきた[1)]。そのなかで，TK-26型輸送貯蔵兼用容器は最新の技術を用いて開発した鍛造タイプの容器であり，加圧水型軽水炉で使用された燃料集合体（PWR燃料）を26体収納することができる。ここでは，TK-26に採用した新しい技術と併せてこの容器の概要を紹介する。

1．TK型輸送貯蔵兼用容器の概要

1.1　開発の歴史

TK型容器は鍛造炭素鋼製の本体からなる鍛造タイプの容器であり，当社ではこれまでにいくつかのTK型容器を設計開発してきた。

TK型輸送貯蔵兼用容器は，1985年にTN Internationalと当社が共同開発したTN24輸送貯蔵兼用容器のプロトタイプ（PWR用）を原型としている。その後，TN24をベースにして国内で最初の乾式貯蔵容器（沸騰水型軽水炉（BWR）燃料用）を開発し，東京電力㈱福島第一原子力発電所において1995年より９基の使用済燃料の貯蔵に使用された。本乾式貯蔵容器の構成を**図１**に示す。なお，東京電力㈱福島第一原子力発電所で運用されていた乾式貯蔵容器は，2011年の東日本大震災で津波の被害にあったにもかかわらず，容器の安全性が保持されていたことが確認されている。

最近では，燃料の収納効率をさらに高めた鍛造タイプの容器としてTK-69型輸送貯蔵兼用容器（**図２**）の開発を行った。この容器はBWR燃料用に開発したものであり，BWR燃料を69体収納可能である。

これらの設計をベースに，さらに安全性および経済性を高めた鍛造タイプの輸送貯蔵兼用容器として開発した

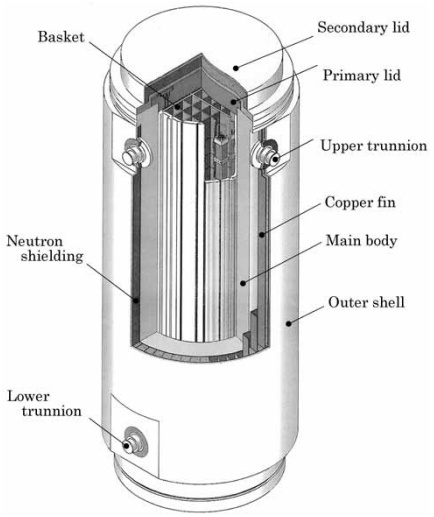


図１　東京電力㈱向け乾式貯蔵容器の構成
Fig. 1　Structure of dry storage packaging for Tokyo Electric Power Company

[*1] 機械事業部門　産業機械事業部　機器本部　機器工場　[*2] トランスニュークリア株式会社

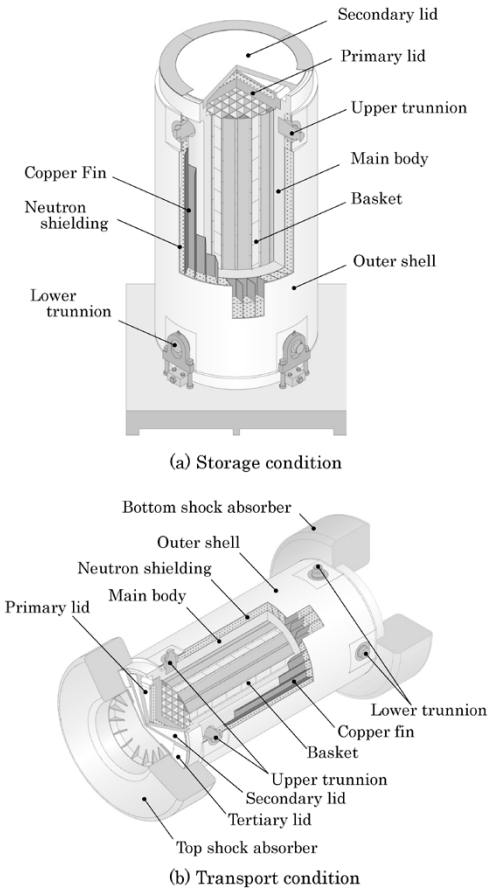


図 2 TK-69型輸送貯蔵兼用容器の構成
Fig. 2 Structure of TK-69 type transport and storage packaging

表 1 輸送貯蔵容器に対する安全機能要求
Table 1 Functional requirements of safety for transport and storage packaging

	Outline of functional requirements	Main components for satisfying functional requirements
(1)Heat removal	No forced heat removal of decay heat generated by spent fuels	Main body, outer shell, cupper fin and basket composed of borated aluminum alloy
(2)Sealing (Containment)	Limiting leakage of radioactive materials of spent fuel	Main body, Lids and Gaskets of lids
(3)Shielding	Shielding gamma-ray and neutron emitted from spent fuel	Gamma-ray : Steel materials of main body, bottom and lids Neutron : Neutron shielding materials of lid, bottom and around main body
(4)Sub-criticality	Controlling fission reaction of spent fuel and maintaining sub-criticality	Basket composed of borated aluminum materials
(5)Structural integrity	Structural integrity for maintaining functional requirements (1) - (4)	Steel materials of main body, bottom and lids Shock absorbing covers for drop tests conditions

のがTK-26であり，２章で詳述する。

1.2　要求機能と基本構造

輸送貯蔵兼用容器には，貯蔵容器としての最長60年間にわたる安全機能の長期健全性に加えて，輸送容器としての安全機能の健全性が要求される。

具体的には，安全機能としては，①除熱機能，②密封機能，③遮蔽（しゃへい）機能および④未臨界[注1)]維持機能であり，さらにこれらの安全機能を維持するため，貯蔵時の耐震性および輸送時の９m落下試験などに対する構造健全性が要求される。**表１**はこれらの安全機能に対する要求仕様および構造健全性についての概要をまとめたものである。

当社の鍛造タイプの容器は，図１および図２に示すとおり共通の基本構造を有する。すなわち，鍛造炭素鋼からなる本体および蓋によって放射性物質を閉じ込めるとともに主にガンマ線を遮蔽し，その周囲に配置されたレジン材料によって主に中性子を遮蔽する。また，中性子遮蔽材の間に設置されている銅フィンによって除熱を促す構造である。

容器の内部には，ほう素添加アルミニウム合金からなる格子構造のバスケットが挿入されており，その格子内に燃料集合体が装荷される。バスケットの格子で使用済燃料の位置を保持するとともに，ほう素添加アルミニウム合金中のほう素10によって中性子を吸収することにより，容器の未臨界性を維持する構造である。

さらに，輸送時の事故を想定した設計条件として９m落下試験があり，落下した際の衝撃加速度を低減する目的で容器の上下部に緩衝体を設置している。

2. TK-26型輸送貯蔵兼用容器の特徴

TK-26は，上記のとおりTN24をはじめとする多くの乾式容器の設計，製造，運用の実績をベースとしながら，さらに進んだ輸送貯蔵兼用容器として開発したものである。経済的優位性を確保しながら，最高レベルの収納体数および高い安全性を有する新しい構造設計を採用している。

また，近年の輸送貯蔵兼用容器は，万一，貯蔵中あるいは貯蔵後に密封機能に異常が生じた場合でも安全な輸送を可能とする対応策として，輸送用三次蓋を使用することが主流になっている。TK-26も輸送時に三次蓋を用いる設計としている。

表２にTK-26の設計仕様の概要を示す。また，**図３**にTK-26の輸送状態の構成および**図４**にバスケットの外観を示す。

TK-26の大きな特徴の一つは，新たに開発したほう素添加アルミニウム合金を用いたPWR燃料用のバスケット構造である。この新材料を使用することにより，十分

表２ TK-26型輸送貯蔵兼用容器の設計仕様
Table 2 Design specifications for TK-26 transport and storage packaging

	Specification
1.Fuel	
(1)Fuel type	17×17 and 15×15
(2)Maximum burn up	48,000 MWd/tU
(3)Minimum cooling time	15 years
(4)Number of fuel loaded	26 assemblies
2.Design thermal power	20 kW/cask
3.Dimension	
(1)Storage condition	
Total length	5.1 m
Outer diameter	2.6 m
(2)Transport condition	
Total length	6.5 m
Outer diameter	3.5 m
4.Weight	
(1)Under storage	120 ton
(2)Under transport	132 ton

脚注１）容器内に収納されている燃料が核分裂連鎖反応を起こさない安定な状態をいう。

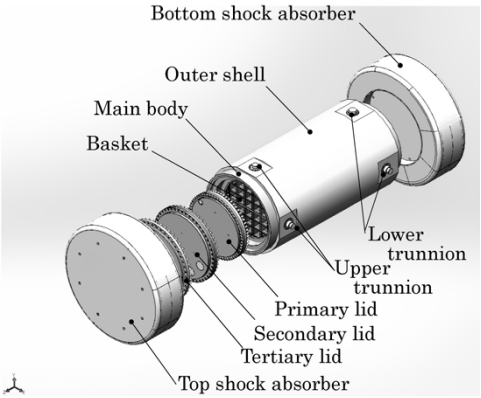


図３ TK-26型輸送貯蔵容器の構成（輸送状態）
Fig. 3 Structure of TK-26 type transport and storage cask (transport condition)

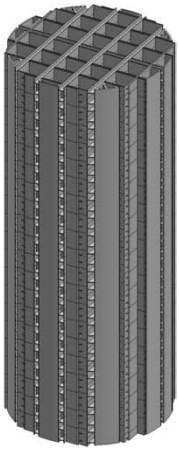


図４ TK-26の新型バスケットの外観
Fig. 4 Appearance of new basket for TK-26

な伝熱性能を確保しながら高い構造強度および未臨界維持性能を有する，非常にコンパクトなバスケットの設計が可能となった。

そのほかの特徴として，９m落下試験における傾斜落下時[注2)]の衝撃加速度の増倍効果および垂直落下時の内部収納物（バスケット，燃料集合体）の遅れ落下による衝撃（遅れ衝撃[注3)]）への対策が挙げられる。内部収納物の遅れ衝撃力を蓋から緩衝体にスムーズに伝えるように，また，必要な構造強度を維持しながら重量増加を最低限に抑えるよう，フランジ部分（蓋ボルトの締結部）の設計を最適化している。

さらなる特徴として，ますます増加する多様な乾式貯蔵の需要に対応するために，容器設計の柔軟性を確保すること，また，容器を安定的に供給するために設計の標準化についても考慮していることが挙げられる。これは

脚注２）傾斜落下とは，水平姿勢から容器の底部側が下になるように数度傾いた姿勢で落下させる落下条件である。底部緩衝体が接地して生じる回転エネルギーが容器の蓋側に付加されて大きな衝撃加速度が生じる。

脚注３）頭部垂直落下時の遅れ衝撃とは，燃料集合体などの内部収納物が容器本体の着地から僅かな時間遅れをともない一次蓋に衝突して大きな衝撃加速度を与える事象である。９m落下が始まる瞬間に一次蓋のばね効果により内部収納物が浮き上がることにより生じる[2)]。

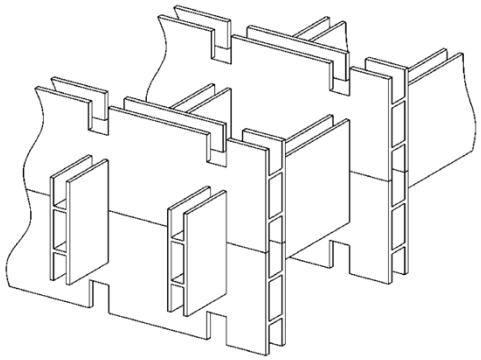


図５ １%B-A3004N-H112を使用した新型バスケットの概念図
Fig. 5 Conceptual view of new type basket using 1%B-A3004N-H112

２種類の異なる中性子遮蔽材を用いることにより可能となる。

2.1　新型バスケットの設計

当社が従来採用してきたバスケット材料はA6061材に約１%のほう素を添加した１%B-A6061-T651の圧延材[3)]である。この材料は2009年に日本機械学会金属キャスク構造規格（2007年版）[4)]の事例規格として登録された材料である。

その後，2013年に新たにA3004系の材料に約１%のほう素を添加した１%B-A3004N-H112の押出材[5)]を開発し，同様に日本機械学会金属キャスク構造規格（2007年版）の事例規格として登録された。この材料は１%B-A6061-T651に比べて高温強度に優れている。また，押出材であるため様々な立体的な断面形状の部品を製造することができ，とくにPWR燃料用のバスケットに必要な水ギャップ[注4)]を一つの部品で形成することができる。その結果，容器の未臨界性を維持するとともに高い構造強度を確保し，さらに必要な伝熱性能を有する非常にコンパクトなバスケットの設計が可能となっている。この新型バスケット構造の概念図を**図５**に示す。

2.2　９m落下試験に対する新たな対策

前述のように，輸送貯蔵兼用容器には９m落下試験が要求され，想定されるいかなる落下姿勢においても構造健全性を維持することが求められる。代表的な落下姿勢として通常，水平，垂直およびコーナ落下姿勢の条件で評価されるが，近年，これらの落下条件に加えて傾斜落下が注目されている。この条件では蓋部への衝撃加速度が水平落下よりも大きくなる場合があることが指摘されているためである。また，頭部垂直落下における燃料などの内部収納物の遅れ衝撃が容器の構造健全性に与える影響についても着目されつつある。

TK-26では，これらの注目されている事象に対し，容器のフランジ構造および蓋構造に加えて緩衝体の構造にも設計上の改良を加えることにより，容器の構造健全性

脚注４）通常，未臨界維持設計では，安全側の設計とするために新燃料の装荷状態を設計条件とする。PWR燃料の未臨界性を維持するためには，燃料と燃料の間に隙間を設ける必要がある。臨界解析では容器の胴内を満水とした状態が最も厳しい条件となることから，この隙間を“水ギャップ”と呼んでいる。

を維持することを可能としている。

このような設計の有効性を確認するために，1/3スケールモデルによる落下試験を実施し，衝撃加速度および緩衝体の変形量が妥当な範囲に収まることを確認している。9m傾斜落下試験の様子を**図6**に示す。

なお当社は，これらの落下試験をベースにした落下解析手法も確立している[6),7)]。

2.3 燃料仕様に対する設計の柔軟性

使用済燃料用の容器に使用される中性子遮蔽材としては，水素などの軽元素を高い比率で含有する材料が使用される。これは，使用済燃料から放出される高いエネルギーを持った中性子が軽元素と衝突して減速されることによって遮蔽されるためである。

TK-26では，中性子遮蔽材としてTN Vyal B™ 注5)（以下，Vyal Bという）およびkobesh EPR™注6)（以下，EPRという）の2種類の材料を使用することができる。Vyal BはTN-Internationalで開発された材料であり，EPRは当社が開発した材料である。

これらの材料を国内の輸送貯蔵兼用容器に使用するためには，密度および熱物性などの一般的な材料データだけでなく，長期使用期間中の熱劣化による重量低減率，放射線による影響などのデータが必要となるが，これらの材料データは既に取得済である[8)]。評価試験に用いたVyal BおよびEPRの外観をそれぞれ**図7**および**図8**に示す。

図6 9m落下試験（傾斜落下）
Fig. 6 9 m drop test (slap-down condition)

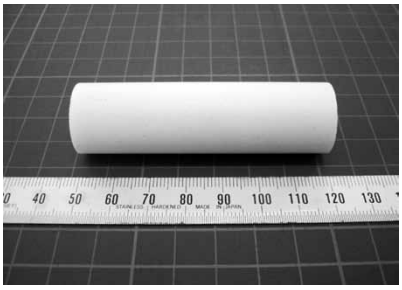


図7 Vyal Bレジンの外観
Fig. 7 Appearance of Vyal B resin

図8 kobesh EPRレジンの外観
Fig. 8 Appearance of kobesh EPR

2.3.1 Vyal BとEPRの違い

これら2種類の中性子遮蔽材は異なる特徴を持つ材料である。

Vyal Bはビニルエステルをベースにしたレジン材料である。容器本体に直接鋳込むことが可能であり，また，成形型を用いてあらかじめブロック成形することも可能である。この材料は比較的硬い表面を持ち，密度は約1.8g/cm^{3}と比較的大きい。

一方，EPRはエチレンプロピレンゴムをベースにした材料であり，容器本体に直接鋳込むことはできず，プレスによる加熱成形によりあらかじめブロックに成形する必要がある。ゴム系の材料であることから柔軟性があり，放射線のストリーミングを無視できるほどEPRブロックと銅の伝熱フィン間との隙間を十分小さくすることができる。密度が低く（約1.2g/cm^3）非常に軽い材料である。

2.3.2 Vyal BとEPRの遮蔽性能

使用済燃料からの放射線は中性子とガンマ線であり，これら2線種の放射線をバランスよく遮蔽する必要がある。中性子遮蔽については前述のとおり水素などの軽元素が有効であるが，ガンマ線遮蔽には密度の高い材料が有効である。

Vyal BとEPRを比較すると，体積当たりの水素含有率はEPRが30%程度高く，密度はVyal Bが30%程度高い。したがって，同じ遮蔽厚さであれば，EPRはVyal Bよりも重量が軽く中性子の遮蔽性能に優れている。他方，Vyal Bは重量が重く中性子遮蔽性能としては若干劣るもののガンマ線遮蔽に優れているという特徴がある[9)]。

2.3.3 容器設計への適用

使用済燃料の中性子およびガンマ線の線源強度は，燃焼度注7)と冷却年数によって異なる。一般的には，燃焼度が高いほど中性子およびガンマ線源強度ともに高くなる。とくに中性子源強度はその傾向が顕著である。また，ガンマ線源強度は最初の数年間は高い比率で減衰するが，中性子源強度は冷却年数による減衰は比較的小さい。

容器の遮蔽設計においては，重量および寸法制限を考慮しながら中性子およびガンマ線を適切に遮蔽することが重要である。これらの線源強度の組み合わせと使用す

脚注5）TN Vyal BはTN-Internationalの商標である。
脚注6）kobesh EPRは当社の商標である。
脚注7）燃料が原子炉内でどの程度核分裂反応（燃焼）を起こしたかをあらわす物理量。

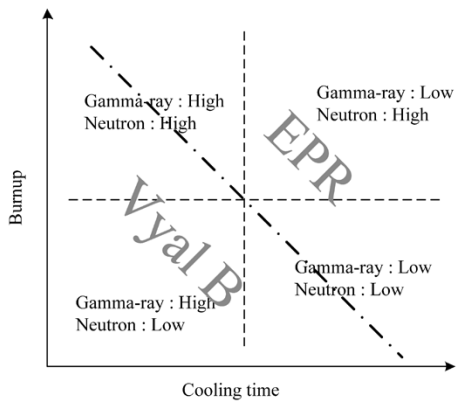


図９ 線源強度の組合せと中性子遮蔽材の概念図
Fig. 9 Conceptual image of neutron shielding materials depend on source intensity combination

る中性子遮蔽材を模式的に表現した概念図を**図９**に示す。この図で示すように，これら２種類の中性子遮蔽材の特徴を考慮してうまく使い分けることにより，異なる燃料仕様に対して容器本体の構造を大きく変更することなく柔軟性のある多様な容器設計が可能となる。

むすび＝TN24をはじめとした長期にわたる鍛造タイプ容器の開発，設計および製造経験をベースとしてTK-26型輸送貯蔵兼用容器を開発した。この容器には新たに開発したほう素添加アルミニウム合金押出材を用いたコンパクトなバスケット設計を採用しており，PWR燃料を26体収納できる。さらに，中性子遮蔽材としてVyal BあるいはEPRを採用することにより，様々な燃料仕様に柔軟に対応した容器設計が可能である。

参　考　文　献

1）谷内廣明ほか. R&D神戸製鋼技報. 1995, Vol.53, No.3, p. 2 -6.
2）F. Shigeyoshi et al. Behaviour of the Contents of the Spent Fuel Package during the 9 m Vertical Drop Test with Lid side Downwards. Proceedings of 17th International Symposium on the Packaging and Transportation of Radioactive Material (PATRAM). 2013. (DVD).
3）J. Shimojo et al. Development of Borated Aluminum Material for Basket of Transport/Storage Casks. Proceedings of 15th International Symposium on the Packaging and Transportation of Radioactive Material (PATRAM). 2007. (DVD).
4）日本機械学会. JSME S FA1-2007 使用済燃料貯蔵施設規格金属キャスク構造規格(2007年版). 2008.
5）J. Shimojo et al. Development of Extruded Borated Aluminum Material for Basket of Transport/Storage Casks. Proceedings of 16th International Symposium on the Packaging and Transportation of Radioactive Material (PATRAM). 2010. (DVD).
6）J. Shimojo et al. Drop test experimental results of 1/3 scale model for TK type transport and storage cask. Proceedings of 17th International Symposium on the Packaging and Transportation of Radioactive Material (PATRAM). 2013. (DVD).
7）N. Kageyama et al. Drop Test Analysis of 1/3 Scale TK Type Transport and Storage Cask. Proceedings of 17th International Symposium on the Packaging and Transportation of Radioactive Material (PATRAM). 2013. (DVD).
8）A. Oishi et al. Evaluation of Neutron Shielding Materials, TN Vyal B™ And Kobesh EPR™ Resin for Interim Storage Casks. Proceedings of 17th International Symposium on the Packaging and Transportation of Radioactive Material (PATRAM). 2013. (DVD).
9）H. Taniuch et al. Development of TK-26, new generation transport and storage cask for PWR spent fuels. Proceedings of 17th International Symposium on the Packaging and Transportation of Radioactive Material (PATRAM). 2013. (DVD).

（解説）

福島第一原子力発電所向け乾式貯蔵キャスクの製作と貯蔵実績

Manufacturing of Dry Storage Casks for Storing Spent Fuel and their use at Fukushima Daiichi Nuclear Power Station

伊藤賢司*1
Kenji ITO

赤松博史*1
Hiroshi AKAMATSU

新谷智彦*1（工博）
Dr. Toshihiko SHINYA

A basic policy of adopting a closed nuclear fuel cycle was formulated in the Framework for Nuclear Energy Policy (2005), and the spent fuels discharged from nuclear power plants will be stored until reprocessing in the recycling plant. Storing spent fuels in Dry Storage Casks (DSC) is one of several methods of interim storage, and Japan has more than 15 years' experience. The potential safety of DSC was spotlighted after the Great East Japan Earthquake because DSC doesn't need an electric power supply during storage and can be cooled by natural air circulation. This report introduces the outline of the process of manufacturing DSC and the experience of using them for storage in Fukushima Daiichi Nuclear Power Station.

まえがき＝原子力発電所から発生する使用済燃料は，再処理または直接処分のいずれかの処置が行われるが，世界各国においてその国の政策にしたがった処置の方針が決められている。エネルギー資源の乏しい我が国では，2005年10月に策定された原子力政策大綱[1)]において，「使用済燃料を再処理し，回収されるプルトニウム，ウラン等を有効利用する核燃料サイクルの確立を国の基本方針」とし，また，「使用済燃料は，当面は，利用可能になる再処理能力の範囲で再処理を行うこととし，これを超えて発生するものは中間貯蔵する」としている。

本稿では，我が国における使用済燃料の中間貯蔵の現状と，当社が福島第一原子力発電所向けに製作・納入した乾式貯蔵キャスクの概要，製作および貯蔵実績について紹介する。

1．我が国における使用済燃料の中間貯蔵の現状

使用済燃料の貯蔵については，世界各国で種々の貯蔵方式が開発・実用化されている。我が国では，原子力発電所の敷地内貯蔵施設において，水プールおよび金属キャスク貯蔵方式が実用化されている。水プールおよび金属キャスク貯蔵方式の特徴は以下のとおりである。

（1）水プール貯蔵方式

水プール貯蔵方式は，使用済燃料をプール水中に設置されたラック（金属製の枠組み）に収納して貯蔵する方式である。プール水により使用済燃料の崩壊熱を除去するとともに，使用済燃料からの放射線を遮へいしている。この貯蔵方式は除熱性能に優れているため，原子力発電所等における大容量の使用済燃料や原子炉から取り出して間もない発熱量の高い使用済燃料の貯蔵に適している。

（2）金属キャスク貯蔵方式

金属キャスク貯蔵方式は，使用済燃料を衝撃や火災などに耐え得る金属製の乾式貯蔵キャスクに収納して貯蔵する方式であり，2章で述べるように除熱，密封，遮へいおよび臨界防止という乾式貯蔵キャスクとしての4つの基本的安全機能を有している。必要な時期に比較的容易に増設できることから，初期投資の抑制および投資計画の容易さ等のメリットがある。また，外部からの電源供給に依存せず，自然換気で冷却できる金属キャスク貯蔵方式の安全性が，東日本大震災以降特に注目されている。

我が国では，1995年より東京電力福島第一原子力発電所において，また2001年からは日本原子力発電東海第二発電所において乾式貯蔵キャスクによる使用済燃料の貯蔵が開始されている。福島第一原子力発電所における2000年および2005年の調査では，金属ガスケットなどの密封性および使用済燃料被覆管の健全性が確認されている。

2．乾式貯蔵キャスクの概要

2.1　設計

乾式貯蔵キャスクは，以下に示す除熱，遮へい，密封および臨界防止の安全機能を有する。また，これらの機能を維持するために必要な構造強度を有する設計となっている。

①除熱機能：使用済燃料の崩壊熱を適切に除去する。

*1 機械事業部門　産業機械事業部　機器本部　機器工場

②密封機能：使用済燃料が内包する放射性物質を適切に閉じ込める。
③遮へい機能：使用済燃料の放射線を適切に遮へいする。
④臨界防止機能：使用済燃料が臨界に達することを防止する。
⑤構造強度：除熱機能，密封機能，遮へい機能，臨界防止機能を維持するために必要な構造強度を有する。

2.2　構造

当社が福島第一原子力発電所向けに製作した乾式貯蔵キャスクは，中型用と大型用の２つのタイプがあり，それぞれ37体，52体の使用済燃料を装填できる仕様である。乾式貯蔵キャスクの外観を**図１**に，その構造を**図２**に示す。

本乾式貯蔵キャスクは，本体および蓋部と，内容物であるバスケットの３つの主要部から構成されている。以下に，これらの構造について示す。

（１）本体

低合金鋼製である厚肉円筒状の胴と円板状の底板は，溶接接合することによって内外圧に耐えるよう耐圧容器として設計しており，またガンマ線の遮へい機能を有している。胴の外側には炭素鋼製の外筒を溶接で固定しており，熱伝導を良くするための銅製のフィンと，中性子遮へいのためのシリコンレジンを，胴と外筒の間に取り付けている。

図１ 乾式貯蔵キャスク
Fig. 1 Dry storage cask

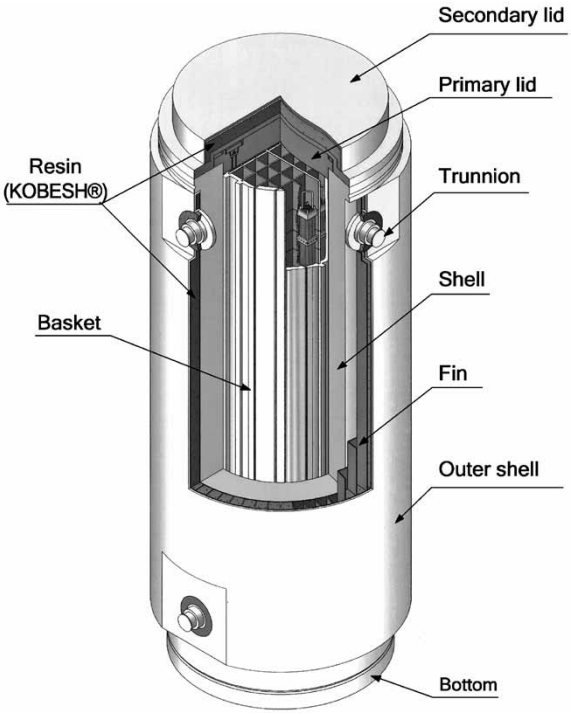


図２ 乾式貯蔵キャスク構造
Fig. 2 Structure of dry storage cask

容器の取り扱いおよび貯蔵時固縛のため，胴の上部（開口部側）に２対，下部（底板側）に１対のステンレス鋼製のトラニオンを本体（胴）にボルトで取り付けている。

（２）蓋部

蓋部は一次蓋と二次蓋で構成している。一次蓋は低合金鋼製であり，ボルトで本体上部（開口部側）端面に取り付けている。この一次蓋は内外圧に耐えるよう耐圧容器として設計しており，またガンマ線の遮へい機能を有している。本体と一次蓋の接合部には二重構造の金属ガスケットを設け，本体内部の密封性を確保している。この二重構造のガスケットの中間部に検知孔を設け，蓋ガスケット部の気密漏えい検査が容易に実施できるよう設計している。また，一次蓋には取り扱い時の排水，排気等に使用されるオリフィスを設けている。

二次蓋はステンレス鋼製で，上側にレジンが充填されており，ボルトで本体上部（開口部側）端面に取り付ける。一次蓋と同様に，本体と二次蓋の接合部には二重構造の金属ガスケットを設け，一次蓋と二次蓋間の密封性を確保している。二次蓋には圧力センサとヘリウム充填用バルブを設け，一次蓋と二次蓋の空間に充填したヘリウムガスの圧力変動を検知することでキャスクの密封性を監視できるよう設計している。

（３）バスケット

バスケットは溶接のない機械的接合で形成している。本体内部に設置し，乾式貯蔵キャスク（本体）内に収納される個々の燃料集合体を所定の位置に配置することでそれらの相対位置を確保するためのものである。ボロンを添加したアルミニウム合金製のパネル状板を多段積みした構造となっており，乾式貯蔵キャスク内部の全長にわたって矩（く）形の燃料集合体挿入区画を構成している。ボロンには使用済燃料から出る中性子を吸収する性質があり，使用済燃料が臨界に達するのを防止することが期待される。

2.3　製作

2.3.1　主要部材

当社の乾式貯蔵キャスクに使用した主要部材は以下のとおりである。

①　胴，底板，トラニオン，一次蓋および二次蓋

胴，底板および一次蓋は低合金鋼製の鍛造品，トラニオンおよび二次蓋はステンレス鋼製の鍛造品である。いずれの部材も鍛造プレスでそれぞれの概略形状まで鍛造し，所定の形状に機械加工して作る。

②　外筒

炭素鋼板を所定の寸法に切断し，曲げ加工により２分割半円状に成型して作る。

③　フィン

銅板を所定の寸法に切断し，曲げ加工によりL形状に成型して作る。

④　レジン

自社開発の中性子遮へい材（KOBESH®注））を使用している。

⑤　バスケットプレート

自社開発のボロン添加アルミニウム合金鋼の圧延板を使用しており，この部材を所定の寸法に切断して作る。

2.3.2　製作方法

乾式貯蔵キャスクの製作手順を**図3**に，製作方法の概要を以下に示す。

（1）本体

まず，胴と底板を溶接接合し，次にそれらの内外面に各種部品を溶接で取り付けた後，溶接後熱処理を実施して機械加工により所定の寸法に仕上げる。溶接部の健全性を確認する検査として放射線透過試験および磁粉探傷試験を行う。さらに，キャスクが所定の内圧に耐えることを確認するために，キャスク内部に水圧を加える「耐圧検査」を行う。

２分割半円状の外筒は，フィンを取り付けた後，胴の外面に巻きつけて溶接により固定する。胴板，外筒およびフィンに囲まれた領域にはレジンを充填する。

トラニオンはボルトで本体に取り付け，トラニオンに所定の荷重を与えた後に有意な変形がないことを確認する「吊上げ荷重検査」を行う。

本体の内・外表面には防食のための溶射を実施し，外表面にはさらに，溶射被膜の上に塗装を実施する。

（2）一次蓋

まず，一次蓋鍛造品のガスケットシート面およびオリフィス部にオーバレイ溶接を実施する。次に検知孔用の部品を溶接で取り付けた後，溶接後熱処理を実施し，機械加工により所定の寸法に仕上げる。溶接部の健全性を確認する検査として液体浸透探傷試験を行う。さらに，本体に取り付けて耐圧検査を行う。

一次蓋の内・外表面には防食のための溶射を実施し，外表面にはさらに，溶射被膜の上に塗装を実施する。

（3）二次蓋

二次蓋鍛造品に各種部品を溶接で取り付けた後，レジンを充填する。続いてカバーを溶接で取り付け，機械加工により所定の寸法に仕上げる。溶接部の健全性を確認する検査として液体浸透探傷試験を行う。

（4）バスケット

表面に陽極酸化処理を施したパネル状の板を組み合せて格子状枠を作る。この格子状枠は，各段の格子目が合うように多段積みし，各段の外周端部付近の交差部に沿うように配置した連結部材によってバスケット全体を組み立てる。

（5）組み立ておよび試験検査

各部品は，製作が完了した段階で外観検査と寸法検査を行い，異常がないことを確認した後，組み立てる。組み立てた後，キャスク内部に使用済燃料を模擬したヒータを挿入して除熱機能を確認する「伝熱検査」や，一次蓋および二次蓋の密封機能を確認する「気密漏えい検査」等，本乾式貯蔵キャスクが設計仕様を満足するように製作できていることを確認するための検査や，キャスク取り扱いに支障がないことを確認する「取扱性能試験」等の各種試験検査を行う。

3. 乾式貯蔵キャスクの貯蔵実績

3.1　長期貯蔵における健全性

当社が製作・納入した乾式貯蔵キャスク９基（中型用４基，大型用５基）は，福島第一原子力発電所において1995年から貯蔵が続けられている。貯蔵開始から５年が経過した2000年，および10年が経過した2005年に開封調査が行われ，その健全性が以下のとおり確認された。

（1）収納物の健全性

内部ガスのサンプリングを行った結果，クリプトンガスは検出されず，燃料被覆管の破損がないことが確認さ

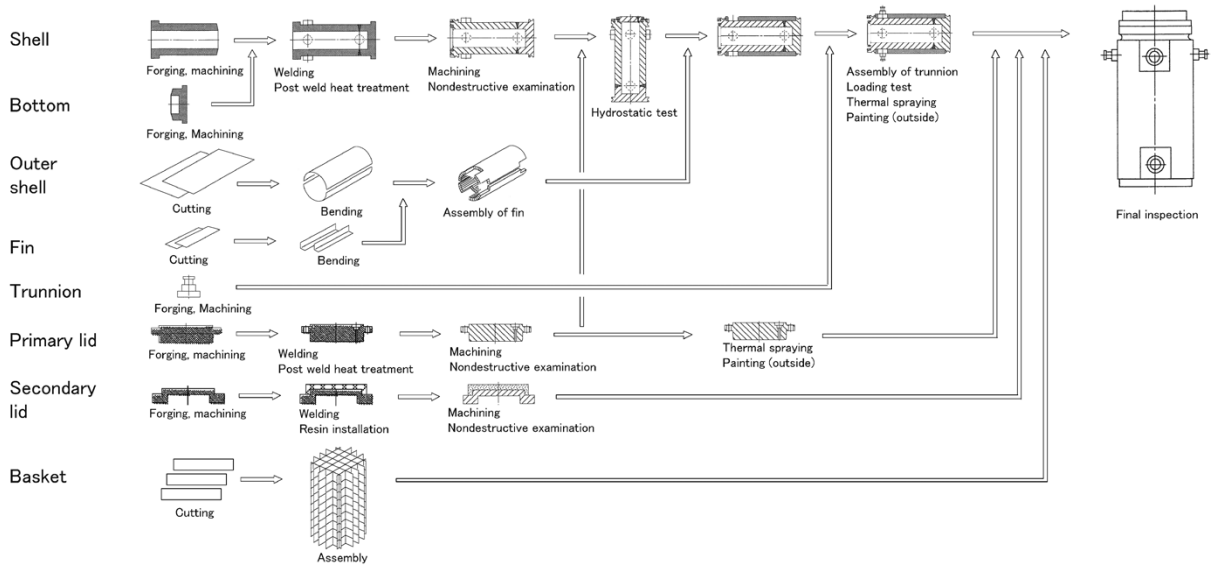


図3　乾式貯蔵キャスクの製作手順

Fig. 3　Manufacturing process of dry storage cask

脚注）KOBESHは当社の登録商標（日本での登録商標はkobesh）である。

れた。また，目視確認の結果，燃料集合体の外観に異常がないことが確認された。

（2）密封機能の確保

一次蓋の気密漏えい確認を行った結果，密封機能が確保されていることが確認された。また，金属ガスケットおよびガスケットシート面についても異常がないことが確認された。

3.2　東日本大震災の影響

3.2.1　乾式貯蔵キャスク保管建屋の状況

東京電力株式会社より，東日本大震災後の福島第一原子力発電所内乾式貯蔵キャスク保管建屋（以下，保管建屋という）の状況が報告された[2)]。東日本大震災が発生した2011年３月11日時点で，保管建屋には当社が納入した乾式貯蔵キャスク９基（使用済燃料408体）が貯蔵されていたが，地震で発生した津波によって保管建屋内部には大量の海水や砂，瓦礫（れき）等が流れ込み，乾式貯蔵キャスクは一時的に海水中に完全に水没した。しかしながら，乾式貯蔵キャスク外面には瓦礫等が付着していたものの，ボルトにより固定されていた元々の位置からは移動しておらず，外観からは健全性に関する問題は確認されなかった。東日本大震災後の保管建屋内の状況を**図４**に示す。

3.2.2　乾式貯蔵キャスクの点検結果

保管建屋内に貯蔵されていた乾式貯蔵キャスク９基について，東日本大震災後の点検結果が東京電力株式会社より報告された[3)]。密封機能，臨界防止機能，除熱機能，遮へい機能および燃料の健全性確認の結果，全てにおいて問題がないことが以下のとおり確認された。

（1）密封機能

（a）一次蓋および二次蓋の気密漏えい確認結果

一次蓋と二次蓋それぞれに対し開放前の状態にて気密漏えい確認を行った結果，漏えい率が基準値以下であった。

（b）一次蓋と二次蓋の蓋間圧力確認結果

二次蓋の開放前の状態にて一次蓋と二次蓋の蓋間圧力の確認を行った結果，残存圧力が基準値以上であった。

（c）一次蓋および二次蓋金属ガスケットの外観確認結果

一次蓋を開放後に一次蓋金属ガスケットの外観の確認を行った結果，傷・割れ等の異常はなかった（１基目のみ確認）。一方，二次蓋金属ガスケットは，海水の浸入により外周部に腐食（白色化）が見られたが，ガスケットを貫通する腐食の箇所はなく，乾式貯蔵キャスク内部と外部環境が隔てられていたことが確認された。

図４　東日本大震災後の保管建屋内
Fig. 4　Storage area after the 2011 Tohoku Earthquake

（2）臨界防止機能・燃料健全性

（a）バスケットの外観確認結果

一次蓋開放後にバスケット上部の外観の確認を行った結果，変形･損傷等の異常はなかった（１基目のみ確認）。

（b）燃料集合体の外観確認結果

代表的に３体の燃料をバスケットから抜き取って外観（４面）の確認を行った結果，変形・損傷等の異常はなかった（１基目のみ確認）。

（c）内部ガスサンプリング結果

キャスク内部のガスをクリプトンモニタで確認した結果，モニタに有意な変化がなく，貯蔵燃料の被覆管が健全であることが確認された。

（d）中性子線量当量率の測定結果

キャスク近傍における中性子線量当量率に異常はなく，臨界防止機能に問題がないことが確認された。

（3）除熱機能・遮へい機能

キャスクの表面温度および線量当量率に異常はなく，除熱機能・遮へい機能に問題がないことが確認された。

（4）二次蓋および容器本体の非破壊検査結果

二次蓋の密封部外周フランジ面に白色化が確認されたことから，白色化部に応力腐食割れ（Stress Corrosion Cracking，以下SCCという）の発生が懸念された。このため，二次蓋および容器本体の二次蓋シート面に対して浸透探傷試験を行った結果，SCCの発生がないことが確認された。

3.3　キャスク仮保管設備での保管

東日本大震災で発生した津波の影響により，福島第一原子力発電所の保管建屋は継続的な使用が困難な状況となった。このため，保管中の９基の乾式貯蔵キャスクは発電所構内に設置した乾式貯蔵キャスク仮保管設備（以下，仮保管設備という）に移送された。

また，東日本大震災で被害を受けた原子力建屋内の使用済燃料プールに貯蔵されている燃料を使用済燃料共用プール（以下，共用プールという）へ移送するため，共用プールのスペースを確保する必要があった。そこで，共用プールに貯蔵されていた使用済燃料は，当社が新たに納入した11基の乾式貯蔵キャスクに装填され，仮保管設備へ移送された。

仮保管設備では，震災前の保管建屋と同様に，乾式貯蔵キャスクを搭載した貯蔵用のキャスク支持架台は固定ボルトにより固定されている。また，乾式貯蔵キャスク１基ごとをコンクリートモジュールで覆っている。なお，仮保管設備は，当社が既に納入した20基（既設９基＋新設11基）を含む最大50基の乾式貯蔵キャスクの保管が可能となっている。

むすび＝当社はこれまで，福島第一原子力発電所に20基の乾式貯蔵キャスクを納入してきた。そのうちの９基は15年以上の貯蔵実績があり，東日本大震災により発生し

た津波に見舞われたものの，その健全性が立証された。乾式貯蔵キャスクの需要は今後も増加すると予想され，当社は今後も乾式貯蔵キャスクの製作を続けることで原発事故収束および我が国の原子力政策の一端を担っていく。

参　考　文　献

1）原子力委員会. 原子力政策大綱. 平成17年10月11日, p.11, 38.
2）東京電力株式会社. 福島原子力事故調査報告書（添付 9 -9). 平成24年 6 月20日.
3）東京電力株式会社. 福島第一原子力発電所 既設乾式貯蔵キャスクの点検報告. 平成25年 5 月31日.

（技術資料）

使用済燃料中間貯蔵施設

Interim Storage Facility for Spent Fuel

白谷　誠[*1]
Makoto SHIRATANI

浜田英克[*2]
Hidekatsu HAMADA

The spent fuel generated from the operation of a nuclear power plant is to be treated in the reprocessing plant in Rokkasho, Aomori. At present, spent fuel is stored in the nuclear power plant until it is reprocessed. However the amount of spent fuel generated exceeds the capacity of the reprocessing plant. Hence an additional spent fuel storage facility is needed for the nuclear fuel cycle. The spent fuel interim storage facility is the first institution in Japan that stores spent fuel outside of the nuclear power plant site. Our company has received an order for internal equipment for this facility. This paper introduces an overview of the interim storage facility for spent fuel.

まえがき＝原子力発電所の運転に伴って発生する使用済燃料は，操業に向けて建設が進められている青森県六ヶ所村の再処理工場にて再処理されることとなっている。しかしながら，使用済燃料の発生量が再処理工場での処理量を上回っているため，原子力発電所内でのこれまでの貯蔵に加え，発電所外において使用済燃料を再処理されるまでの間，中間的に貯蔵する施設が必要となっている。

リサイクル燃料貯蔵㈱は，東京電力㈱及び日本原子力発電㈱の各発電所から発生する使用済燃料を金属キャスクを用いて貯蔵する事業を行う会社であり，青森県むつ市にリサイクル燃料備蓄センターの設置を進めている。同センターは発電所以外の敷地で使用済燃料を貯蔵する日本初の施設となる。

当社は，2009年に同センターにおける使用済燃料貯蔵建屋の内装設備を受注し，現在までに設計，製作，据付，試運転を実施している。

1．使用済燃料の貯蔵方式

使用済燃料の貯蔵方式としてはプール方式とキャスク方式がある。プール方式は，使用済燃料をプール水中に設置されたラック（金属製の枠組み）に収納して貯蔵する。プール水により使用済燃料の崩壊熱を除去するとともに，使用済燃料からの放射線を遮へいする方式である。このプール方式は国内外の原子力発電所において運転実績があるが，敷地外での中間貯蔵施設で適用する場合，冷却水系統の設置やそれらの非常用電源が必要となり，建設ならびに運転コストが高くなる。

一方，キャスク方式は使用済燃料を金属キャスクに収納して貯蔵する方式であり，発電所から中間貯蔵施設までの輸送及びその後の貯蔵を同じ金属キャスクで行うことができる。また，金属キャスク自身が遮へい機能及び除熱機能を有していることから冷却用の水も必要なく，プール方式に比べて簡便な貯蔵方式である。また，冷却に必要な水と電源が不要なことから，東日本大震災における福島第一原子力発電所の事故を受けてその信頼性に注目が高まっている貯蔵方式である。

2．施設概要

リサイクル燃料備蓄センター内に設置された使用済燃料貯蔵建屋（**図1**）は，使用済燃料をキャスク方式にて貯蔵する。建屋規模は幅60m，長さ130m，高さ30mである。使用済燃料の貯蔵容量はウラン重量換算で3,000トン，金属キャスクの基数にして288基の貯蔵が可能となっている。建屋は，金属キャスクを受入れる受入れエリア，貯蔵を行う貯蔵エリア，及びユーティリティー設備を設置する付帯エリアにて構成されている。

発電所から金属キャスクに収納されて輸送されてきた使用済燃料は輸送トレーラにて使用済燃料貯蔵建屋の受入れエリアに運び込まれ，受入れ区域天井クレーンによ

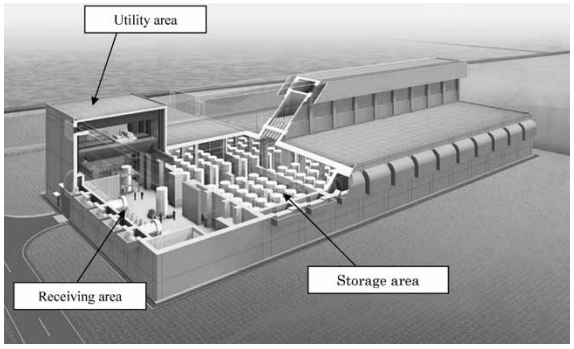


図1　リサイクル燃料備蓄センター使用済燃料貯蔵建屋[1)]

Fig. 1　Interim storage facility for spent fuel in recyclable fuel storage center[1)]

[*1] エンジニアリング事業部門　原子力・CWD本部　原子力プロジェクト部　[*2] エンジニアリング事業部門　プロジェクトサポートセンター　計電装システム部

って輸送トレーラから仮置架台に横置きされる。つづいてたて起こし架台に移送され，金属キャスク上下部に設置された輸送用の緩衝体が取り外されて受入れ区域天井クレーンによって貯蔵架台に載せられる。ここからの金属キャスクのハンドリングは受入れ区域天井クレーンからエア駆動式の搬送台車となる。貯蔵架台へ載せられた金属キャスクは搬送台車により検査架台へ搬送され，貯蔵監視に必要な計器類の取り付けを行い，貯蔵エリアに移送されて所定の位置で床面に固縛して貯蔵される。

この施設に要求される基本的安全機能は「除熱機能」，「密封機能」，「臨界防止機能」，及び「遮へい機能」の４つである。これら４つの安全機能は金属キャスクが自己完結的に有しているが，除熱機能及び遮へい機能は建屋側が機能の一部を担っている。

建屋は，金属キャスクの除熱機能を阻害しないよう，金属キャスクからの崩壊熱を除去する必要がある。そのための除熱機能として，自然換気による除熱を行っている。すなわち，建屋の給気口から空気を取り入れて，金属キャスクに収納した使用済燃料の崩壊熱が金属キャスクの表面からその空気に伝達される。暖められた空気は上昇し，建屋中央に設置されたセンタータワーの排気口から建屋外へ排気される。

また，建屋は，金属キャスクからの放射線に対して十分な厚みを有するコンクリート製の壁や天井等で遮へい機能を確保している。さらに，金属キャスクの除熱のために設けられた給気口は遮へい性能向上のためラビリンス構造とし，排気口にはコンクリート製の遮へいルーバを設置している。

３. 設備仕様

使用済燃料貯蔵建屋に貯蔵される金属キャスクは４種類である。金属キャスクは代表的なもので直径が約2.5m，長さが約5.5m，重量は約130トンの重量物である。以下に，それら重量物をハンドリングする設備について示す。

3.1　受入れ区域天井クレーン

受入れエリア上部に設置される受入れ区域天井クレーンは，搬入された金属キャスクの輸送トレーラからの荷降ろし，仮置架台またはたて起こし架台への移送，及びたて起こし架台上での金属キャスクのたて起こしに使用される設備である。また，金属キャスクの搬出時にも使用される。

金属キャスク本体を取り扱う主巻の定格荷重は160tで，緩衝体を取り扱う補巻の定格荷重は20tである。主巻，補巻，走行，横行の駆動装置はインバータ方式としていずれも低速，高速運転が可能となっている。

運転は床上からの無線操作にて行うが，クレーンガータ下に設けられた運転室からの操作もできるようになっており，無線操作器が故障しても運転室の操作で金属キャスクを安全に取り扱うことができる。さらに，金属キャスクを安全に取り扱うために以下のインタロックが考慮された設計となっている。

・仮置架台に設置された金属キャスクに吊荷を誤って落下させて損傷を与えることを防止するため，仮置架台への進入を制限した衝突防止の進入禁止エリアを設ける。

・搬送中に金属キャスクを落下・損傷させることを防止するため，吊上げ高さは，コンクリート床面を搬送中は４m，衝撃吸収材設置面を搬送中は２mに制限する。

これらのインタロックの走行及び横行の移動制限は荷重計測器及び走行用レゾルバ，または横行用レーザ距離計にて実現し，吊上げ高さ制限は荷重計測器及び巻上げのエンコーダにて実現している。またこれらのインタロックは，大きさの異なる４種類の金属キャスクに対応できるよう設計している。

受入れ区域天井クレーンは金属キャスクを取り扱うため，耐震Bクラスの強度を有している。耐震設計ではクレーン本体の構造強度の検討に加え，クレーン本体が地震により浮き上がり，走行レールから脱線して落下しないように設計した。クレーン本体の浮き上がり量を求めるに当っては，クレーン本体，クレーンガーダ，及び走行レールをはり要素でモデル化し（**図２**），走行レールから地震波を入力した時の時刻歴応答解析を汎用有限要素法解析コードABAQUSを用いて行った。なお，最も浮き上がりが大きくなる時の条件，すなわち吊荷の有無やトロリの位置（中央，端部）はケーススタディによって決定し，評価した。**図３**に入力した地震波及び浮き上がり量の結果を示す。浮き上がり量は約10mm程度とな

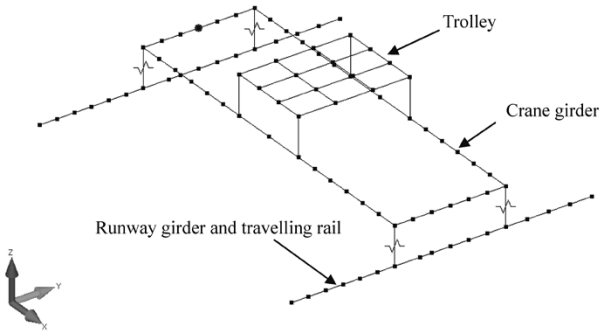


図２　受入れ区域天井クレーンの耐震解析モデル
Fig. 2　Seismic analysis model for overhead crane

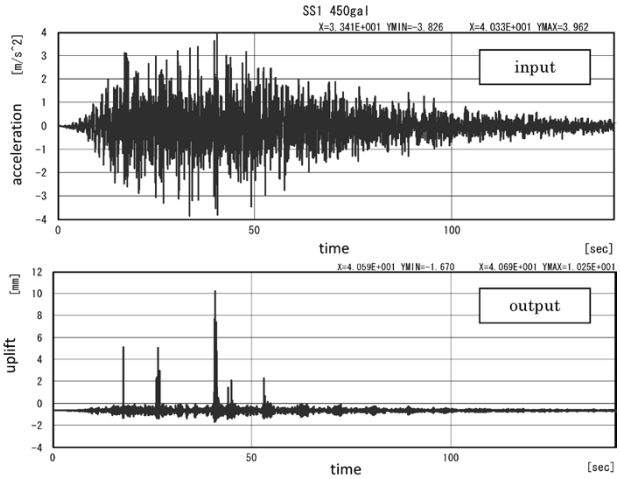


図３　浮き上がり評価結果
Fig. 3　Result of seismic analysis

っている。その浮き上がり量に対してクレーンガーダ両端に脱線防止ラグ（**図4**）を取り付けてクレーン本体が地震による浮き上がりにて落下しないようにしている。

3.2　金属キャスク取扱吊具

金属キャスク取扱吊具には垂直吊具と水平吊具がある。**図5**に示す垂直吊具は金属キャスクをたて起こして貯蔵架台へ設置するために使用される。アーム部は主アームと補アームによる4点吊りができる構造となっており，主アームが取付不良を起こした時にも補アームが保持する二重化の構造としている。また，吊具と受入れ区域天井クレーンの取り合い部も，クレーンフックとの取付不良を考慮してクレーンフックのシーブ軸に安全板を取り付けて吊具を保持する機構を備えている。さらに，主アーム，補アーム及び安全板は，圧縮空気を使用したエアシリンダによって遠隔操作でアームが開閉できる機構となっている。この他の特徴として，大きさの異なる4種類の金属キャスクを取扱えるようにアームの吊幅が変えられる構造となっている。

水平吊具は，金属キャスクを輸送トレーラからの荷降ろしや，仮置架台あるいはたて起こし架台への移動の際に水平吊り状態にてハンドリングするために使用される。垂直吊具と同様，受入れ区域天井クレーンの取付不良を考慮してクレーンフックのシーブ軸に安全板を取り付けて吊具を保持する機構を備えている。また，大きさの異なる4種類の金属キャスクを取扱えるように吊幅が変えられる構造となっている。

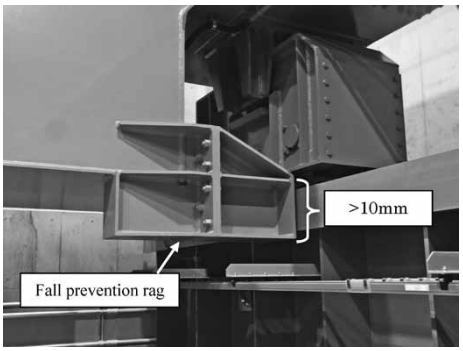


図4　脱線防止ラグ
Fig. 4　Fall prevention rag for overhead crane

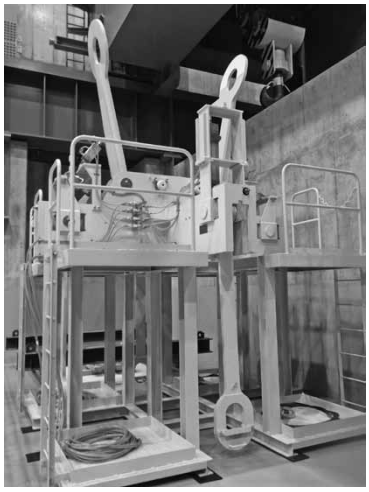


図5　垂直吊具
Fig. 5　Handling frame for removing cask

3.3　仮置架台

仮置架台は，搬入した金属キャスクを貯蔵するまでの間，一次的に金属キャスクを仮置きするための架台である（**図6**）。仮置架台上では金属キャスクは横置きに設置される。大きさの異なる4種類の金属キャスクを仮置きできるよう，架台の脚部構造は金属キャスクの径方向及び長手方向に可変となっている。金属キャスクを輸送するために必要な架台は国内でも多数の実績があるが，対象とする金属キャスク専属の架台となっており，このようにサイズの異なる4種類の金属キャスクに応じて脚部が可変できる架台は国内にはなく，本設備の特徴となっている。

3.4　たて起こし架台

たて起こし架台は，横置き状態の金属キャスクを垂直状態にたて起こすための架台である（**図7**）。また，搬出時には垂直状態の金属キャスクをよこ倒しするためにも使用される。仮置架台同様，4種類の金属キャスクに対応するために架台の脚部構造は金属キャスクの径方向及び長手方向に可変となっている。また，たて起こし架台の下部には3.5節で述べる衝撃吸収材を設置し，たて起こし時に金属キャスクが転倒しても損傷しない構造としている。

3.5　衝撃吸収材

衝撃吸収材は，金属キャスクをたて起こしする際に落下・転倒して損傷するのを防ぐ目的でたて起こし架台の下部に布設される。金属キャスクが転倒する時の転倒エネルギーを吸収し，金属キャスクに作用する衝撃力を低減させるように設計している。衝撃吸収材は木材で構成されており，金属キャスクの転倒エネルギーを木材のひずみエネルギーで吸収する構造となっている。なお，木

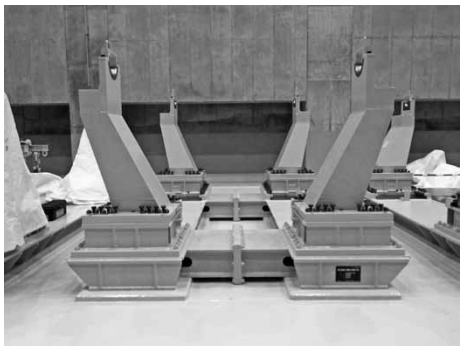


図6　仮置架台
Fig. 6　Temporary table for cask

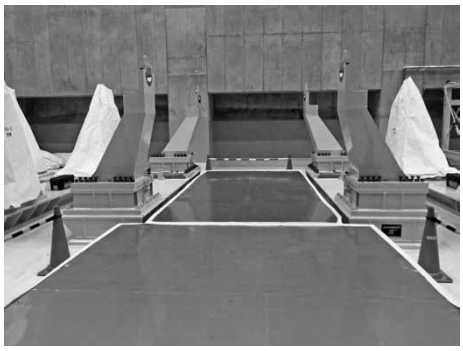


図7　たて起こし架台
Fig. 7　Raising table for cask

材単独では腐食あるいは火災等が考えられることからステンレス製の缶体で覆う構造としている。

使用する木材は金属キャスクの緩衝体で使用実績のあるバルサ材である。バルサ材は密度に応じて材料強度が異なることから，使用する密度範囲を選定して，その密度範囲での応力－ひずみ曲線を基に転倒評価を行った。金属キャスクと衝撃吸収材を三次元ソリッド要素にてモデル化し（**図８**），汎用有限要素法解析コードLS-DYNAを用いて評価を行った。バルサ材の応力特性は公開された文献データ[2)]に基づいた。金属キャスク転倒による衝撃吸収材の変形履歴結果を**図９**に示す。衝撃吸収材の高さは1,000mmであるのに対して貫入深さが516mmとなっており，金属キャスクの転倒エネルギーを十分に吸収できることが分かる。

3.6　検査架台

図10に示す検査架台は，金属キャスクの貯蔵前検査，貯蔵中検査，搬出前検査，あるいは貯蔵期間中の金属キャスクの修復作業等を行うために設置された架台である。検査架台は上部歩廊と下部歩廊で構成され，金属キャスクをたて置きの状態で受入れる。高さの異なる４種類の金属キャスクに対応するために，上部歩廊は電動機で800mm程度昇降させることができる。また，エア駆動の搬送台車にたて置きに載せられた金属キャスクを受入れるため，上部歩廊及び下部歩廊の前面が開閉する構造となっている。金属キャスクを受入れる時は歩廊を開にし，受入れた後は歩廊を閉にして作業を行う。

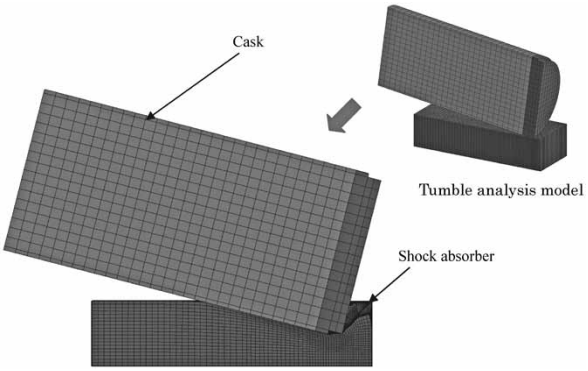


図８　衝撃吸収材の転倒評価結果
Fig. 8　Result of tumble analysis for shock absorber

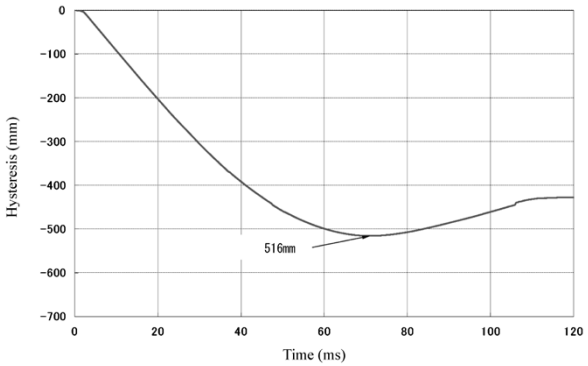


図９　衝撃吸収材の転倒評価における変形時刻歴
Fig. 9　Deformation hysteresis of shock absorber

3.7　貯蔵架台固縛用埋込金物

貯蔵架台固縛用埋込金物は，金属キャスクを積載した貯蔵架台を貯蔵エリアの床面にボルトを介して固定するための埋込金物であり，**図11**に示すようにメネジが切られたボス部を床面に埋め込んで設置している。なお，一つの金属キャスクに対して10本のボルトで固定される。

さらに，貯蔵中に金属キャスクが地震によって転倒しないように，埋込金物のボス部に対してアンカーボルトを接続することにより，地震時の引抜力に耐えうる構造としている。

埋込金物は，金属キャスクを積載した貯蔵架台と10本のボルトで取り合うことから，現地での取り付け精度に注意を要した。そこで，工場段階でボス部10個を１基分として鋼材でつなぐことにより，据付工事を容易にした。ボス部と鋼材との固定は溶接ではなく，熱によるひずみが生じにくい冷やし嵌（ば）めを行うことで精度確保の工夫を行った。

3.8　監視設備

監視設備は，金属キャスクの蓋間圧力，金属キャスクの表面温度，貯蔵建屋の給排気温度，貯蔵建屋内及び周辺監視区域境界付近の外部放射線線量率，機器の運転状態及び健全性などを監視する設備である。

これらの計測信号を貯蔵建屋内の監視盤室に集約して監視するとともに事務建屋の執務スペースにもデータを伝送しており，通常時は事務建屋で監視する。なお，本設備は，情報漏洩（えい）の防止やワーム／ウイルスの脅威からシステムを保護する観点から，システム以外の他のコンピュータやインターネットなどのコンピュータネットワークと接続しないスタンドアローン方式としている。

監視設備は，PC機器と監視制御データ表示システム

図10　検査架台
Fig.10　Deck frame for testing

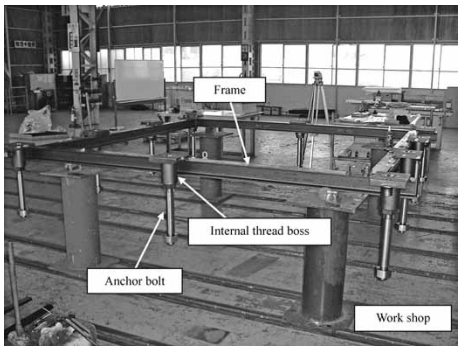


図11　貯蔵架台固縛用埋込金物
Fig.11　Fixing hardware for storage table

SCADAのソフトウェアを使用したPCベースの監視制御システム及びデータ収集用のサーバにて構成している。

データ収集用のサーバは，システム構成を二重化して冗長性を持たせ，システムを停止することなく稼働させることが可能となっている。また，１秒周期で収集されるデータは装置内に１カ月間保存できると同時に，運転員の操作により外部記録媒体に出力することが可能となっている。

４. 設備の操作性確認

本施設では３章にて述べてきた設備を用いて金属キャスクを受入れて貯蔵を行うことから，取り扱う金属キャスクを模擬した実規模のキャスクを使用して試運転を行うことにより，設備の操作性を確認した。なお，試運転は以下の観点で実施した。

- 模擬キャスクを施設に受入れた時の受入れ区域天井クレーン及び水平吊具を使用した吊上げ確認及びハンドリングができることの確認
- 模擬キャスクが仮置架台及びたて起こし架台に適切に置けることの確認
- たて起こし架台上での受入れ区域天井クレーン及び垂直吊具を使用したたて起こし作業ができることの確認（**図12**）
- 搬送台車に乗せられた金属キャスクが検査架台にて受入れができることの確認
- 金属キャスクと貯蔵架台固縛用埋込金物とのボルトを介した固縛作業ができることの確認

上記の観点での試運転を行った結果，問題なく金属キャスクを受入れて，貯蔵できることを確認した。

図12 たて起こし作業状況
Fig.12 Cask raising task

むすび＝当社は2009年に使用済燃料貯蔵建屋の内装設備を受注以来，許認可業務，設備の設計，製作，据付，試運転を進めてきた。こうした業務を経験する中で培ってきた様々な技術や知見をベースに，本案件を通して金属キャスクを使用した使用済燃料の中間貯蔵事業に貢献することができた。当社は，今後も需要が見込まれている中間貯蔵施設に取り組んでいく所存である。

参　考　文　献

１） リサイクル燃料貯蔵㈱.　事業概要ホームページ. http://www.rfsco.co.jp/company/bisiness.html,（参照 2013-12-09）.

２） 白井孝治ほか. 緩衝材用木材の圧潰特性評価－温度（80℃以下）とひずみ速度の影響－. 電力中央研究所報告 研究報告：N08074. 2009, p.32.

（論文）

HIP法によるよう素固定化処理技術

Synthetic Rock Technique using HIP for Immobilizing Iodine

加藤　修[*1]
Osamu KATOU

増田　薫[*2]（工博）
Dr. Kaoru MASUDA

Iodine filters expended after nuclear fuel reprocessing contain radioactive iodine (I-129), almost all of which exists as silver iodide (AgI). The synthetic rock technique is a solidification treatment using a hot isostatic press (HIP), in which the alumina adsorbent base material is synthesized to form a dense solidified material (synthetic rock). The I-129 is physically confined in the alumina matrix in the form of AgI. Thus, it is necessary to understand the matrix and AgI dissolution behavior in order to evaluate the iodine release behavior. We therefore derived the empirical equations for the rate of dissolution of the matrix as a function of the temperature and pH, and of AgI as a function of the concentration of HS-, and these equations were used to evaluate the behavior of iodine release from the synthetic rock. On the basis of these results, the synthetic rock technique was recognized to have a sufficient capacity for iodine retention as a method of iodine solidification.

まえがき＝使用済み核燃料の再処理工程において発生する放射性よう素（I－129）は銀吸着材で捕集される。よう素を吸着した廃銀吸着材は地層処分される予定であることから，その処理に当たっては放射性よう素の放出を長期的に抑制することが求められる。こうした背景からよう素固定化技術の開発が行われており[1)]，地層処分後の被ばく線量ピークを１桁以上低減するため，固化体からのよう素放出期間を10万年以上とすることを目標として進められている。

よう素吸着材は，非晶質成分を含むアルミナ（Al_2O_3）を基材に硝酸銀（$AgNO_3$）が添着されており，廃銀吸着材におけるよう素はよう化銀（AgI）およびよう素酸銀（$AgIO_3$）の化学形で基材に吸着されている[1)]。

岩石固化技術は，廃銀吸着材の基材がAl_2O_3であることに着目し，高温高圧条件での処理方法であるHIP（Hot Isostatic Pressing：熱間等方圧加圧）法を用いて吸着しているよう素を基材から脱離せずに処理するものである。基材であるAl_2O_3は，HIP処理によって結晶性の高いα-アルミナとなり，化学的に優れた安定性を示す。よう素は，この安定なα-アルミナのマトリックス中に物理的に閉じ込められ，長期的な放出抑制を期待することができる。その形態が岩石中に閉じ込められている様子と類似していることから，岩石固化体と呼ばれている。また，廃銀吸着材からよう素を脱離せずにそのまま固化して基材をマトリックスとするため，よう素回収時における２次廃棄物の発生もない。さらに，添加物による廃棄物の増量も抑えることができる。

当社は，岩石固化技術を用いた固化体作製のための処理条件を決定し，作製した固化体の性状および構造の評価を行った。さらに，よう素の放出抑制性能を確認するために，固化体を構成するマトリックスおよび AgIの溶解挙動を把握するとともに，長期浸漬試験によって固化体からのよう素放出挙動を確認した。

１. 固化体処理条件の検討

HIP法を用いた廃銀吸着材の処理では，シリカゲルを基材とした吸着材が適用可能であることが確認されている[2)]。本章では，この吸着材を用いて最適処理条件の検討を行った。

岩石固化体の作製は，加熱処理工程，カプセルへの充填・密封工程，HIP処理工程の３つの工程からなるシンプルなプロセスとなっている（**図１**）。

よう素は，廃銀吸着材に下記の反応により吸着するとされる[1)]。したがって，廃銀吸着材は主に非晶質を含むAl_2O_3と，AgI，$AgIO_3$および未利用であった$AgNO_3$からなると考えられる。

$$3\,AgNO_3 + 3/2\,I_2 \rightarrow 2\,AgI + AgIO_3 + 3\,NO_2$$

$AgNO_3$および$AgIO_3$が熱分解した際に放出されるNOxおよび酸素は，HIP処理において固化体の割れや大きな空隙の原因となる。このため，あらかじめ450℃程度で加熱処理を行い，$AgNO_3$および$AgIO_3$はAg若しくはAgIとする。次のカプセルへの充填･密封工程では，加熱処理した廃銀吸着材をステンレス製のカプセルに充填し，溶接により密封する。最後にHIP処理工程にてHIP処理を行い岩石固化体とする。HIP処理条件を**表１**に示す[3)]。

作製した岩石固化体の外観，元素分布，ミクロ組織および物性の分析結果をそれぞれ，**図２**～**図４**および**表２**

[*1] エンジニアリング事業部門　原子力・CWD本部　原子力プロジェクト部　[*2] ㈱コベルコ科研　応用化学事業部　技術部

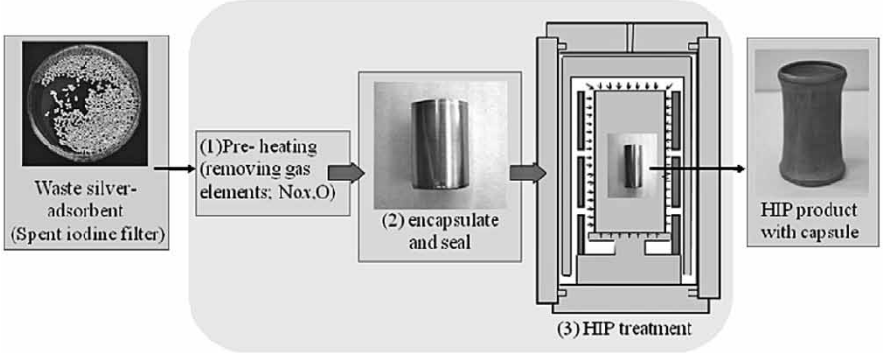
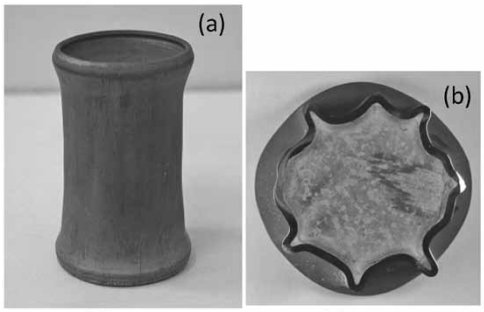


図1 岩石固化体作製フロー
Fig. 1 Treatment flow of synthetic rock technique

表1 HIP固化処理試験条件
Table 1 Test condition of synthetic rock

Item		Decided parameter
Pre-treatment	Evaporation (℃)	450
Treatment (Solidification)	Temperature (℃)	1,200
	Pressure (MPa)	175
	Time (h)	3



(a)外観 (b)断面
(a)Overview (b)Horizontal section

図2 岩石固化体（直径φ50mm）
Fig. 2 HIP capsule after HIP treatment (Diameter: 50mm)

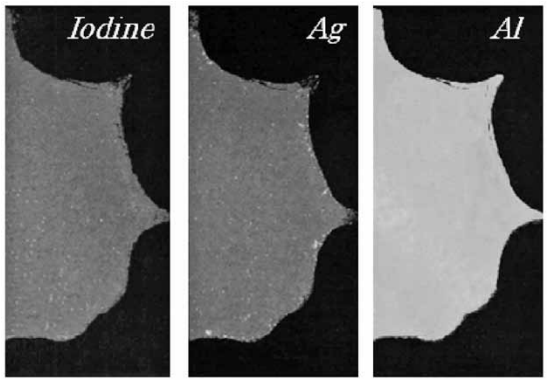


図3 固化体断面のEPMAマッピング
Fig. 3 EPMA mapping of horizontal section of synthetic rock

に示す。岩石固化体は割れや大きな空隙がなく，よう素はマトリックス中に均一に分布していることが分かる。また，固化体の組成は主にα-アルミナ（コランダム：Al_2O_3）とAgIおよび銀（Ag）からなっており，よう素はα-アルミナ結晶の粒間に偏在することなく分布している。さらに，固化体の強度は地層処分環境で想定される地圧（1.15×10^4 N/cm^2）[4]に対しても十分大きな値となっていることから，地圧によって割れなどが発生する可能性は低いと考えられる。

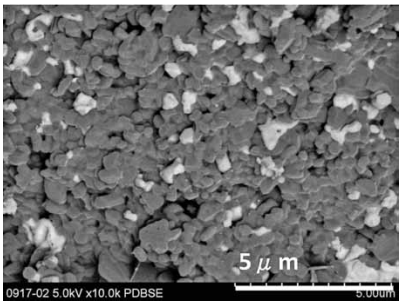


図4 固化体断面のSEM観察結果
（黒色：α-Al_2O_3（コランダム），白色：AgIもしくはAg）
Fig. 4 SEM observation result of cross section of synthetic rock
(Black: α-Al_2O_3 (Corundum), White: AgI or Ag)

表2 岩石固化体の物理的な性状
Table 2 Physical properties of synthetic rock

Item	Properties
Real density (g/cm^3)	4.31±0.12
Unconfined compression strength (N/cm^2)	(1.1±0.5)×10^5
Porosity (%)	10～15

これらの結果から，岩石固化体はよう素固定化固化体として目標とするよう素保持性能を達成できると考えられる。

2. 固化体からのよう素放出挙動の評価

よう素固定化固化体である岩石固化体は10万年以上の寿命が要求されている。このため，岩石固化体のよう素閉じ込め性能の評価を行った。

よう素は，AgIの化学形でマトリックスであるα-アルミナ中に閉じ込められている。そこで，岩石固化体からのよう素放出の素過程として考えられるマトリックス溶解およびAgI溶解挙動の評価を行った。

2.1 マトリックスの溶解挙動

マトリックス成分であるコランダムの溶解は，pHおよび温度の関数となる[5]。そこで，これらをパラメータとしてマトリックスの溶解試験を行った。

試験は，岩石固化体の粉砕物を粒径で分級し，処分環境で想定される高pH水溶液中に浸漬し，溶液中のAl濃

度変化をICP発光分析法にて分析した。溶解試験の試験条件を**表3**に示す。なお，pH調整には水酸化カルシウム（$Ca(OH)_2$）を用いた。

各pHにおけるAl濃度の経時変化の結果を**図5**に示す。溶液中Al濃度の時間変化は初期に大きく，すなわち溶解速度が速く，10日程度を過ぎると変化が小さくなり溶解速度が遅くなる。初期の溶解速度（グラフの傾き）は，pHが高く温度が高いほど大きくなり，到達濃度も高くなることが分かった。

岩石固化体のマトリックス溶解速度は，その溶解挙動から一次の溶解則を仮定して下式で表すことができると考えられる。

$$dC_{Al}/dt = k \cdot A \cdot (1 - C_{Al}/C_M)$$

ここで，C_{Al}：溶液中Al濃度（mol/dm^3），dC_{Al}/dt：溶解速度（mol/dm^3/d），k：速度定数（mol/cm^2/d），A：表面積（cm^2/dm^3），C_M：Al飽和溶解度（mol/dm^3）。

速度定数kは右辺の（ ）内が1のとき，すなわちAl濃度の飽和度が小さい初期における溶解速度から求めることができる。そこで，図5に示した試験結果からそれぞれの条件におけるkを求め，水素イオン濃度（pH）と温度の関数として，数式化した[6]。

つぎに，速度式中のC_Mを決めるためにマトリックスの飽和溶解度を測定した。試験は，速度定数を求めた試験と同様に行い，Al濃度が変化しなくなる濃度から飽和溶解度を決定した。試験結果を**図6**に示す。

岩石固化体のマトリックスの溶解度は，コランダムの溶解度[7]と同様，中性付近で低く高pH領域で高くなる傾向を示した。図6には，PHREEQC[8]によるコランダムおよびギブサイト（$Al(OH)_3$）の化学平衡計算結果を併せて示した。この結果，求められた溶解度はギブサイトに近く，マトリックスの溶解においてギブサイトが制限固相となっていると考えられた。また，溶液中に存在するAlの化学形態は，^{27}Al-NMRによる分析において，$Al(OH)_4^-$であることが分かった。

このことから，岩石固化体のマトリックス溶解，析出反応は下式によると考えられる。

$$Al_2O_3 + 3H_2O + 2OH^- \rightarrow 2Al(OH)_4^- \rightarrow$$
$$2Al(OH)_3\downarrow + 2OH^-$$

表3 マトリックス溶解試験条件
Table 3 Test conditions for matrix solubility

Material	Ground product of synthetic rock
Particle size (mm)	1.18～2.00、0.6～0.3、0.3～0.15
Solid/Liquid ratio (g/dm3)	10（2.5 g/0.25 dm3）
pH (−)	10～12.5（adjusted by Ca(OH)2）
Atmosphere	N2（O2 concentration<1ppm）
Temperature (℃)	35～70
Period (day)	30

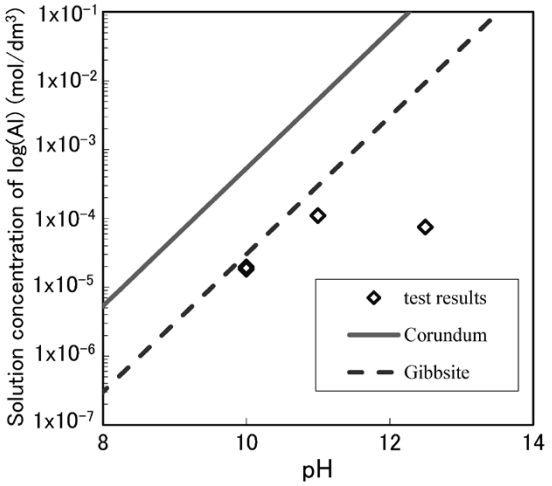


図6 岩石固化体の溶解度
（直線は熱力学平衡計算結果を示す）
Fig. 6 Concentration of Al (experimental values) and solubilities (thermodynamic calculation values)

2.2 AgIの溶解挙動

物理化学的反応機構の十分な理解とともに，実際の処分環境を考慮した定量的な評価を行うため，AgIの溶解挙動を検討した。単純な熱力学平衡計算および酸化還元ポテンシャル計算では，還元性の処分環境においてAgIは以下の反応により還元され（Ag^+のAg (s) への還元），I^-が溶出する可能性が考えられる。

$$AgI + e^- = Ag(s) + I^- \quad Ag(s)：金属銀$$

しかし，実際の反応は還元種の種類や濃度，AgI粒子表面付近での物質移動過程などにも依存する複雑な反応であり，熱力学平衡に基づく評価に加え，その反応機構を考慮した速度論的な評価が必要である。そこで，処分環

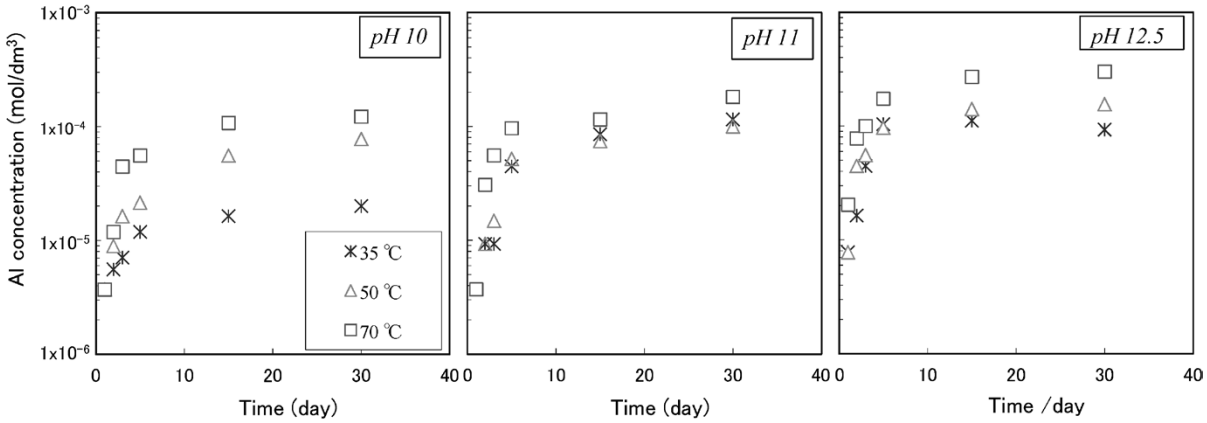


図5 マトリクス溶解試験結果
Fig. 5 Results of matrix solubility tests

境で想定される還元種として，硫黄（HS^-）濃度をパラメータとする溶解試験を行った。その結果，AgIは硫黄（HS^-）濃度に応じて溶解速度が決まることが分かり，以下の反応速度式が導出された[1)]。

$$R_{AgI}=k_{HS-}\cdot C_{HS-},\ k_{HS-}=1.0\times10^{-2}(dm^3/cm^2/d)\ \text{at}\ 25℃$$

ここで，R_{AgI}：AgI溶解速度（$mol/cm^2/d$），k_{HS-}：速度定数，C_{HS-}：HS－濃度（mol/dm^3）。

3．岩石固化体からのよう素放出挙動評価

岩石固化体からのよう素およびマトリックス成分であるAlの経時的な浸出挙動の把握を目的として，長期浸漬試験を実施した。試験条件として，マトリックス溶解に影響するpHをパラメータとして行った。

試験方法は，浸漬前処理として，作製した試験片をグローブボックス内に搬入し，固化体表面のAgI溶出処理として$3\times10^{-3}mol/dm^3$の硫化ナトリウム（Na_2S）溶液で超音波洗浄（20分）を5回行い，浸漬試験片表面に露出したAgIを洗浄した。その後，ポリプロピレン（PP）製試験容器に浸漬試験片をつり下げ，密栓して室温下で保持した。なお，マトリックスの溶解に伴って反応によりOH^-が消費され，pHが低下することが予測される。このため，サンプリングごとにpHを測定し，低下がみられた場合には，pH調整剤を添加することで所定のpHを保つこととした。ここで，pH8の試験においては，Na_2S溶液を作成するとpH11程度となるため，HClを用いてpH調整を行った。また，pH12.5においてはpH調整剤としてNaOHを用いた。

AlおよびIの濃度変化の結果を**図7**に示す。Al濃度およびI濃度は一定の値に漸近していることが分かる。また，Al濃度もI濃度もpHに影響を受けていることが分かる。先に示したように，マトリックス溶解速度はpHの関数であり，AgI溶解はHS^-濃度の関数となることが分かっている。これらの結果から，岩石固化体からのよう素の放出は，マトリックスの溶解により起こっていると考えられた。

ここで，**図8**のような状況を想定して固化体（サイズ$\phi0.24\times0.26m$）寿命を評価した。固化体の周囲は地下水によって置換される。通常は地下水中のAl濃度は飽和していると想定される[4)]が，ここでは保守的に濃度ゼロの水が浸入してくると考える。このとき，固化体周囲のどこまでの水を考慮するかは，拡散距離の考え方に基づいて決定した。すなわち，地下水が固化体の長さを通り過ぎる時間tは，地下水流速をF(m/s）とすると，$t=0.26/F$となる。この間に，Alイオンが固化体表面から拡散しうる距離は，拡散係数をD(m/s）とすると，$L=\sqrt{Dt}$になる。地下水流速$F=10^{-8}m/s$[4)]とし，固化体周囲のベントナイト層中の拡散係数を$10^{-11}m^2/s$[4)]とすると，上記の関係から$L=0.16m$が得られる。そこで，図8に示した固化体周囲の考慮する水の領域は，固化体周囲から距離0.16mを加えた範囲と考える。この断面積Aを計算すると$2.0\times10^{-1}(=\pi\times(0.12+0.16)^2-\pi\times0.12^2)m^2$となる。この考慮すべき領域の断面積$A$から，地下水がこの断面を通過する流量を計算することができる。さらに，流入時では濃度ゼロであったものが，最大のケースでは，固化体から溶けたAlによって飽和濃度となった水が出て行くことになる。すなわち，次の関係が成り立つ。

$$\Delta W=F\times A\times C_M\times t$$

固化体内のAl量は，$\phi0.24\times0.26m$の固化体の場合，密度$4.2\times10^2kg/m^3$，Al_2O_3含有率78wt％とすると7.6×10^2molとなる。また，図6に示したようにAl飽和濃度$0.1mol/m^3$となるので，上記の式から，ΔWが固化体内全量のAl量となる時間（すなわち固化体寿命）は，1×10^7年程度と見積もられる。

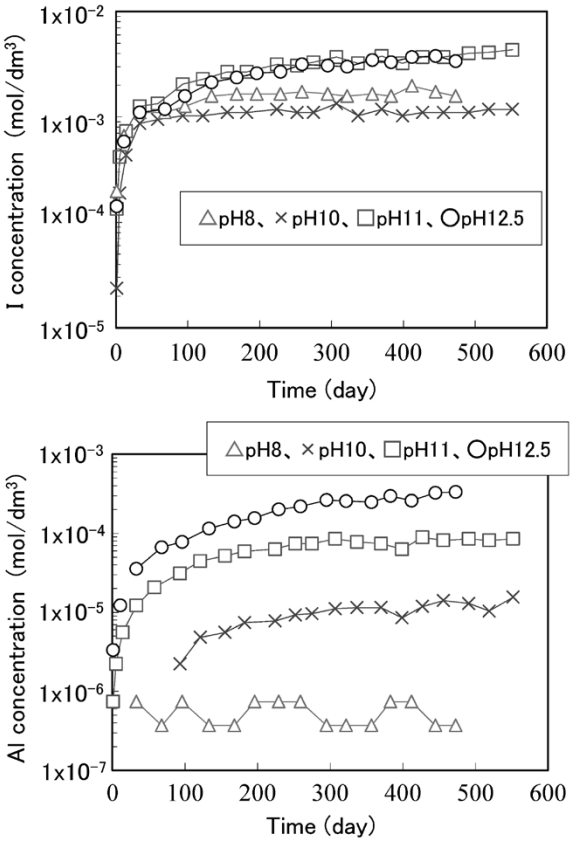


図7 浸漬試験結果
Fig. 7 Results of immersion tests

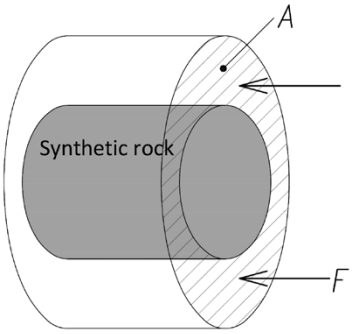


図8 固化体寿命評価概念図
Fig. 8 Conceptual diagram for lifetime evaluation of synthetic rock

4．まとめ

廃銀吸着材をHIP処理することにより，アルミナマトリックス内によう素をAgIの化学形で物理的に閉じ込めることのできる固化体を作成することができた。

処分環境を想定した高pHの還元環境下での浸漬試験により，よう素は固化体マトリックス内に閉じ込められ，マトリックスの溶解により徐々に放出されると考えられることが分かった。

また，マトリックス溶解速度およびよう化銀溶解速度を取得することができ，長期的なよう素保持性能の評価か可能となると考えられた。ここで，想定される処分環境でのマトリックス溶解速度による評価では，岩石固化体は目標とする10万年以上の寿命を持つと考えられた。

むすび＝よう素固定化固化体は，10万年を超える期間の性能評価が必要となる。このような超長期にわたる評価においては，単純な構造の固化体が望ましく，岩石固化体は有望と考えられる。現在，より緻密な固化体とすることにより，よう素の閉じ込め性を確実となるよう開発を行っている。

なお，本技術開発は，経済産業省の委託による「ヨウ素固定化処理技術開発」の研究成果[1]の一部である。

参　考　文　献

1）公益財団法人 原子力環境整備促進・資金管理センター. 平成24年度地層処分技術調査等事業　TRU廃棄物処分技術ヨウ素・炭素処理・処分技術高度化開発 報告書（第１分冊）―ヨウ素固定化処理技術開発―. 平成25年３月.
2）和田隆太郎ほか. R＆D神戸製鋼技報. 2003, Vol.53, No.3, p.47-55.
3）山口憲治ほか. ヨウ素固定化技術開発（９）－岩石固化体の処理条件と物性の相関－. 日本原子力学会「2008年秋の大会」(L16).
4）核燃料サイクル開発機構・電気事業連合会. TRU廃棄物処分技術検討書. JNC-TY1400 2005-013, FEPC TRU TR2-2005-2, 2005.
5）F. J. Peryea et al. Clays and Clay Minerals. Washington State University, US, 1988, Vol.61, No.5, p.391-396.
6）Y. Miyakawa, et al. Development of the Synthetic Rock Technique for the Immobilization of Iodine: Kinetics of the Alumina Matrix Dissolution under High Alkaline Conditions, 2012 MRS Fall Meeting.
7）C. A. J. Appelo et al. "Geochemistry, Groundwater And Pollution", 2 nd edition, Taylor & Francis, 2005.
8）D. L. Parkhurst et al. User's guide to PHREEQC（Version ２)―A computer program for speciation, batch-reaction, one-dimensional transport, and inverse geochemical calculations: U.S. Geological Survey Water-Resources Investigations Report 99-4259, 310（1999).

（解説）

原子力施設の廃止措置と金属再利用

Decommissioning of Nuclear Facilities and Metal Recycling

中山準平[*1]
Junpei NAKAYAMA

加藤　修[*2]
Osamu KATOU

A metal recycling approach can reduce the volume of wastes generated from nuclear facility decommissioning projects. In Sweden, Studsvik AB. has been accepting large metal components and treating them for metal recycling since 1987. In Japan, we have developed some technologies to be used for metal recycling. Now Kobe Steel and Studsvik are jointly studying how to apply our experience and technologies to nuclear facility decommissioning projects in Japan.

まえがき＝原子力施設の廃止措置（いわゆる「廃炉」）では解体工事に伴い大量の廃棄物が発生するためその処分が課題となる。中でも金属廃棄物は放射性物質が除去されていれば金属素材とすることができるため，再利用することが合理的である。欧米では金属再利用が事業化され本格的に行われている。当社は金属再利用を事業化しているスウェーデンのスタズビック社と連携して日本での金属再利用について様々な研究をしている。

本稿では，スウェーデンの金属再利用の現状と当社における取り組みを紹介する。

1．廃止措置と廃棄物の関係

原子力施設の廃止措置では，解体作業において短期間に大量の廃棄物が発生する。廃止措置を円滑に進めるためには，発生した廃棄物が作業場所に滞留しないよう効率的に搬出することが求められる。廃止措置で発生する廃棄物は金属と非金属に大別される。さらに，金属廃棄物は，配管や鉄筋のような単純／小型な物以外に，蒸気発生器や熱交換器，タービン，タンク等の大型金属機器がある。これら大型金属機器に共通する特徴は，寸法が大きく嵩（かさ）張る点にあり，解体作業現場や事業用地に滞留した場合は広いスペースを占有され，解体作業自体が滞る可能性がある。また，寸法を小さくするとしても金属では切断作業に手間がかかるため人的負担も無視できない。このため，廃棄物の中でも金属廃棄物の搬出・処分は廃止措置における重要な検討課題である。

2．金属再利用

金属廃棄物の処分方法として最も注目されるのは再利用である。金属廃棄物は，放射性物質の濃度が規制値以下であれば「廃棄物」ではなく有価な「スクラップ」となり，金属原料として様々な製品に作り変えることができる。したがって，可能な限り再利用されることが合理的である。

一方，放射性物質で汚染された金属は，放射性物質を除去したうえで，放射性物質が規制値以下であることを検認する必要がある。このような放射性物質の管理技術は原子力事業者側には確保され共有されている一方で，金属を受け入れる金属製造業者側には広く理解されているとはいえない。汚染された経緯のある金属の再利用が世界的に見ても思うほど進んでいないのは，そうした事情があるものと考えられる。したがって，金属再利用が広く普及するためには，放射性物質の管理技術と金属製造技術という異なる技術分野が連携する必要があり，それが実現できる環境を整備することが極めて重要になる。

3．スウェーデンに学ぶ[1)]

スウェーデンは，原子力施設で発生する金属廃棄物を積極的に再利用している国として知られている。例えば，原子力発電所設備の更新計画を承認するに当たって，撤去した設備の再利用計画の提出も求めており，金属再利用が計画の一部に組み込まれている程である。このような取り組みが成立する大きな要因は，金属廃棄物を引き取ってクリアランスレベル（放射性物質としての扱いが不要な廃棄物に区分されるレベル）まで除染する専門の事業者がスウェーデン国内に存在することにある。

そうした事業者であるスタズビック社は1987年に大型金属機器の除染事業を立ち上げ，現在では年間5,000トンの大型金属機器を受け入れて除染を行っている。同社の技術は長年の操業実績によって安全性が実証されてい

[*1] エンジニアリング事業部門　原子力・CWD本部　復興プロジェクト部　[*2] エンジニアリング事業部門　原子力・CWD本部　原子力プロジェクト部

るため，スウェーデン国外の原子力事業者からも注文を受けるようになってきている。この事業の成功のポイントは，放射性物質を管理する技術を保有するだけでなく，高品質な金属素材を生産する技術も整備している点にある。金属を円滑に流通させるためには，その種類（鉄鋼，合金，アルミ，銅，鉛）によって分別する技術や各々の品質を確認するノウハウが必要となる。スタズビック社では，大型金属機器の構造や含有する金属の構成に適した解体・分別技術を試験，開発し，エンドユーザのニーズにマッチした金属素材を提供するよう努力している。これによってスウェーデンの金属再利用は順調に進んでいる。

4. スタズビック社の金属再利用方式

スタズビック社は，スウェーデンのニショピン市にある自社施設の中で大型金属機器の再利用事業を推進している。この施設は本来原子力研究施設であるため，放射線管理設備や放射線業務有資格者を完備していることが特徴である。

大型金属機器は，原子力施設においてプラントから切り離されてスタズビック社に搬出される（**図1**）。プラント側（以下，本章においては顧客という）で実施する作業は，開口部を密封し，表面線量率測定等の搬出前検査を行うだけであるため速やかに撤去でき，廃止措置が円滑に推進できる。スタズビック社の敷地には専用の港があり，スウェーデン国外の原子力施設からでも船で直接搬入することができる（**図2**）。

再利用施設内に搬入された大型金属機器は内部が入念に除染される。この除染は，再利用対象部位の放射性物質を取り除くことに加えて，再利用作業従事者の被ばく低減も目的としている。このため，蒸気発生器の伝熱管のように，除染しにくく再利用に適さない部位も積極的に除染して放射能濃度を低減している。除染が不適切であれば汚染を清浄な部位に広げてしまうリスクが生じることから，スタズビック社では，試験研究を繰り返して性能検証した多様な専用機材（**図3**）を駆使して熟練した作業員が除染を行う。したがって，原子力発電所等で顧客が非日常作業として実施する除染に比べて，非常に効率的かつ確実なものである。なお，除染で取り除かれた放射性物質は慎重に回収され，ドラム缶等に収納されて顧客に返還される。これは，有害物の最終処分責任が発生者，すなわち顧客側にあるという国際ルールが遵守されているためである。このように，スタズビック社の除染技術は，効果的かつ信頼性が高いため海外の顧客からの依頼が絶えない。

除染された大型金属機器は小片に解体され，金属種別ごとに分別された後，金属溶融炉に投入されて化学成分が一定の金属の塊（インゴット）に加工される。金属溶融炉としては3.5トンの高周波誘導炉が2基設置され，溶融する金属の種別によって最適な組成の耐火物が使い分けられる（**図4**）。製造されたインゴット（**図5**）は，厳密な放射性物質検査と品質チェックを経て金属材料メーカに搬出され，スウェーデン国内で様々な金属製品として再利用される。

図1 原子力プラントから切り離された蒸気発生器※1）
Fig. 1 A steam generator removed from a nuclear power plant※2）

図2 船から陸揚げされる蒸気発生器※1）
Fig. 2 Steam generator unloaded from vessel※2）

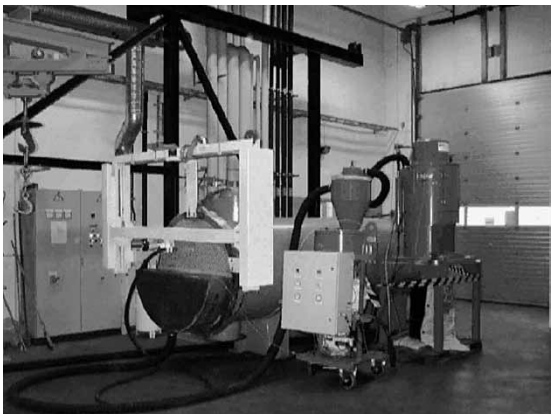


図3 蒸気発生器専用の除染装置※1）
Fig. 3 Decontamination equipment for steam generators※2）

図4 金属溶融炉※1）
Fig. 4 Metal melter※2）

図5 インゴット※1)
Fig. 5 Ingots※2)

5. わが国及び当社の金属再利用技術の取り組み

わが国では，原子力発電試験炉JPDRを用いた解体実地試験が日本原子力研究所(現日本原子力研究開発機構)において1986年より行われた。当社は，本プロジェクトにおいて金属再利用を研究するための溶融炉を納入した。

さらに当社は，このプロジェクトへの参加をきっかけに現在に至るまで，原子力施設内における金属の再利用技術に関して，溶融メカニズムに基づいた除染技術，及び耐火物の保守・補修時の被ばく低減技術を開発してきた。例えば，金属に付着した放射性物質のうち，ウラン等の一部の放射性核種は溶融すると金属から分離する性質があり，この性質を熱力学計算と実験により追求して金属除染技術として確立した。また，耐火物に放射性物質が蓄積する課題についても，耐火物を使わない溶融炉であるコールドクルーシブルインダクションメルタ(CCIM)の開発を行い実用化した。その波及効果として不純物が少ないインゴットの製造技術を確立した[2)](図6)。

6. スタズビック社との連携

上述のように原子力施設内の金属再利用については一定の技術を確立できたが，原子力施設で放射性物質として扱う必要のないほどの低レベル（クリアランスレベル以下）の金属については，原子力施設外での再利用となることから社会的な受容性の確保が課題となる。そこでまず，諸外国の事例とその歴史背景の調査と併せて，世界で最も先進的なスタズビック社と連携して社会環境の整備に関わる検討を開始した。

スタズビック社の成功経験として特筆すべき点は，元は国立の原子力研究機関であったことから，まずテストケースから始め，単純な対象物から漸次複雑な物へと開発と改善を継続する地道な運営スタイルであった。このように，時間を費やして実績を積み重ねる中で金属業界の理解が深まり，信頼が強化されてきた。そして現在では，イギリスで同様の事業を展開できる状況になっている。そこで当社においても，スタズビック社の実績をベースに，廃止措置で発生する金属廃棄物の再利用について様々な環境整備や製品形態の可能性を検討してきた。

7. 大型金属機器を輸送する方法の検討

スウェーデンでは，原子力施設で解体撤去された大型金属機器をスタズビック社に輸送し（図7），専門家が専用の機材を用いて除染・分別する方式によって金属再利用が円滑に行われている。この再利用方式ではまず，大型金属機器がサイト間で輸送できることが必須である。このため，当社及びスタズビック社は，論文や講演会等を通じてスウェーデンの実施状況を紹介し，大型金属機器の国際輸送が安全に行われている事実を国内外に広く伝えている。この間，蒸気発生器等の大型金属機器

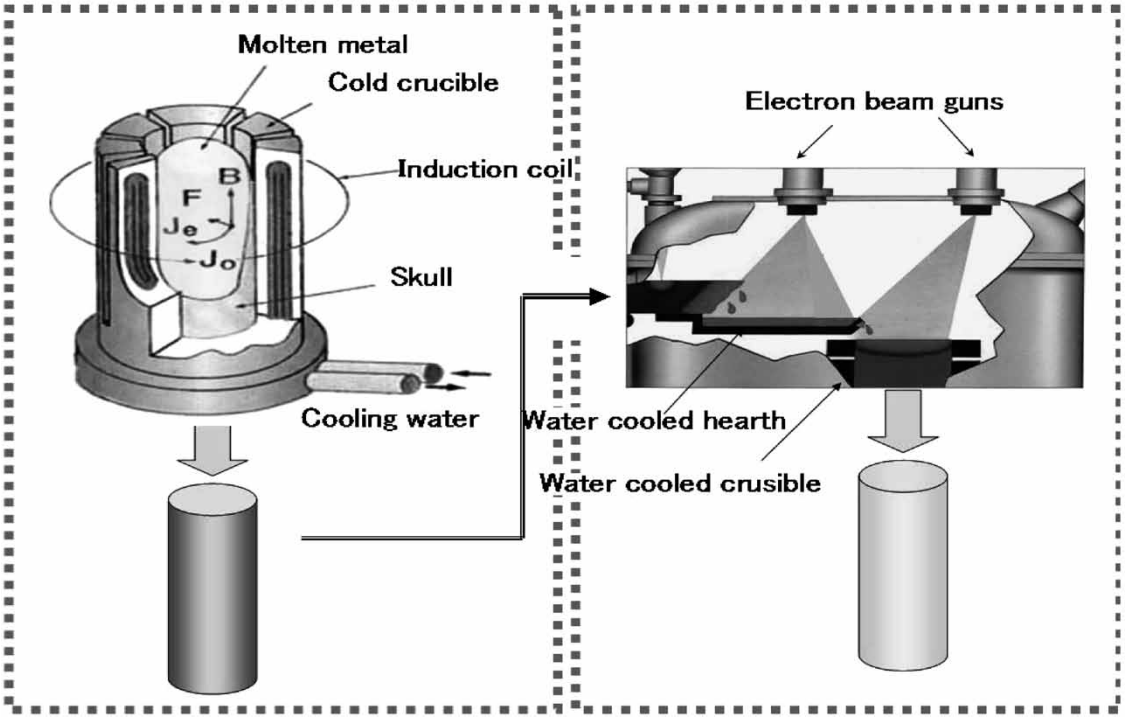


図6 耐火物を用いない溶融炉
Fig. 6 Melters with no refractory

図7 蒸気発生器の輸送※1）
Fig. 7 Transportation of steam generator※2）

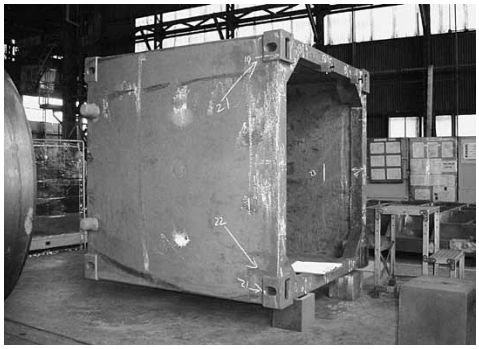


図8 鋳造した廃棄物容器
Fig. 8 Waste container made by iron casting

を輸送するための助言文書が国際原子力機関（IAEA）により作成されており，国際輸送の円滑化に向けた環境整備が進められている。

8．再利用製品の開発

再利用を円滑に行うためのもう一つのポイントは，金属の発生量と需要のバランスから最適な再利用製品を選択することにある。当社では，原子力施設の解体で発生する金属の物量を推定した結果，放射性廃棄物を処分する容器として再利用することが最適であると評価し，処分容器の製造法を検討している。

処分容器の製造方法には，圧延した板材を溶接で接合して組み立てる方法と，溶解した金属を型枠に流して一気に成型する方法がある。前者の場合，材料の溶接性が重要となり，材料に含まれるリンや硫黄等の化学成分をいかに低減するかが技術的課題になる。後者では，いかにして細かい部位を成型するかという造型技術が課題になる。

図8は，一般市場の金属スクラップ（炭素鋼）を使って試作した廃棄物容器の一例である。製造方法としては鋳造法を用いた。鋳造法は溶接等の組み立て作業なしに最終形状に仕上がるため，同一の物品を大量に製造するのに適している。この例では容器の上部金物まで一体で成形することができ，スクラップの配合を管理すれば細かい部品まで一定の品質で鋳造できることが実証できた。

むすび＝大型金属廃棄物を除染して再利用する方法は，廃止措置を円滑に進めるうえで大きなメリットがあると考えられる。当社は，この方法を日本において実現するために必要な技術検討を行っている。

金属再利用を円滑に進めるためには，技術の整備のみならず再利用に関する社会的な理解が不可欠であることがスウェーデンの経験から学び取ることができる。スウェーデンの実績を参考に，放射性物質の管理技術者と金属製造技術者が連携して一体的に運営する理想的な事業環境が整備されることが望まれる。

参　考　文　献

1） J. ローレンツェン. 欧州における放射性金属廃棄物のフリーリリーズ. 原子力学会誌. 2004, Vol.46, No.9, p.26.
2） 中山準平ほか. 次世代原子力システム用超高純度合金EHP®. R＆D神戸製鋼技報. 2009, Vol.59, No.2, p.95.

※1）写真提供：スタズビック社
※2）Photo : ©Courtesy of Studsvik

R&D 神戸製鋼技報掲載 資源・エネルギー関連文献一覧表 (Vol.53, No.3～Vol.63, No.2)

Papers on Advanced Technologies for Natural Resources and Energy in R&D Kobe Steel Engineering Reports (Vol.53, No.3～Vol.63, No.2)

		巻／号
●重油水素化分解・脱硫リアクタの最近の動向 Recent Topics for Heavy Oil Hydrocracking and Desulfurization Reactors	山田雅人 ほか Masato YAMADA et al.	63/2
●新鉄源市場の動向 Overview of Market for Direct Reduced Iron	澤田明宏 ほか Akihiro SAWADA et al.	60/1
●MIDREX®プロセス MIDREX® Processes	厚　雅章 ほか Masaaki ATSUSHI et al.	60/1
●グレートキルン　ペレタイジングプロセス Grate Kiln Pelletizing Process	山口晋一 ほか Shinichi YAMAGUCHI et al.	60/1
●石炭ベース還元プロセスの展望 Prospects for Coal-based Direct Reduced Process	道下晴康 ほか Haruyasu MICHISHITA et al.	60/1
●改質褐炭（UBC®）と瀝青炭の灰付着性の評価 Evaluation of Ash Deposition Behavior of Upgraded Brown Coal (UBC®) and Bituminous Coal	秋山勝哉 ほか Katsuya AKIYAMA et al.	60/1
●600t/dayプラントによる改質褐炭（UBC®）プロセスの実証 Demonstration of Upgraded Brown Coal (UBC®) Process by 600t/day Plant	木下　繁 ほか Shigeru KINOSHITA et al.	60/1
●次世代原子力システム用超高純度合金EHP® Extra High Purity Alloy EHP® for Next Generation Nuclear Systems	中山準平 ほか Junpei NAKAYAMA et al.	59/2
●100MPa級高圧水素試験機の開発 Development of 100MPa Class High Hydrogen Pressure Testing Equipment	真鍋康夫 ほか Yasuo MANABE et al.	58/2
●インドネシアにおける改質褐炭（UBC）製造プロセスの実証 Demonstration of a UBC (Upgrading of Brown Coal) Process in Indonesia	杉田　哲 ほか Satoru Sugita et al.	56/2
●石炭ベース還元鉄製造法のエネルギー評価 Study of Energy Consumption and Environmental Load by Coal-based Direct Reduction Iron-making Processes	田中英年 ほか Hidetoshi Tanaka et al.	56/2
●直接還元製鉄プロセスのエネルギー最適化および生産性改善 Development of Energy Consumption and Productivity of a Gas-based Direct Reduction Iron-making Processes	川村　明 ほか Akira Kawamura et al.	56/2
●使用済燃料輸送貯蔵容器の現状と今後の展望 Transport and Storage Casks Development	赤松博史 ほか Hiroshi Akamatsu et al.	55/2
●新鉄源プロセスの開発 Development of New Iron Making Processes	原田孝夫 ほか Takao Harada et al.	55/2
●水素ステーション向け超高圧（100MPa）水素ガス圧縮機	名倉見治	54/2
●高性能中性子遮へい体*kobesh*® Kobe Steel's Highly Effective *kobesh*® Neutron Shield	赤松博史 ほか Hiroshi Akamatsu et al.	53/3
●使用済燃料輸送容器保守施設（f3施設） Nuclear Waste Storage Cask Maintenance Facility	古田尚行 ほか Naoyuki Furuta et al.	53/3
●HIP法による放射性ヨウ素含有廃棄物の岩石固化技術 HIP Rock Solidification Technology for Radioactive Iodine Contaminated Waste	和田隆太郎 ほか Ryutaro Wada et al.	53/3

1,300℃超の高温下にも耐える遠隔温度測定技術

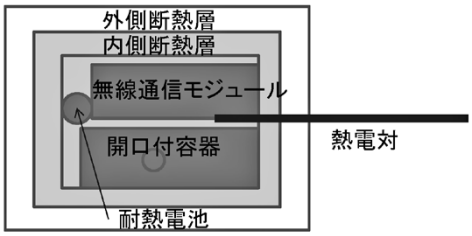
迫田尚和*1・毛笠光容*1・丸山政克*2
*1 技術開発本部　生産システム研究所
*2 技術開発本部　開発企画部

概　要

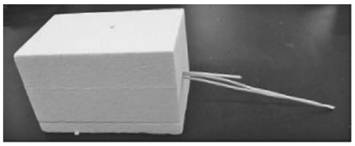
製鉄プロセスにおいて温度管理は重要であり，とくに加熱炉・反応炉等では1,300℃を超えるような高温下の温度計測ニーズは多い。一般に，高温域の温度計測には熱電対や放射温度計を用いるが，炉内で測定対象が移動する場合（例えば本誌p.5記載のFASTMET®注）の回転炉炉床），離散的な場所をスポット的には測温できるが，プロセス内の連続的な温度変化を得ることは難しい。そこで我々はプロセス解析ツールとして，測定対象の傍に配置し，高温下で数十分の間，無線通信により遠隔で測定可能なセンサを開発した。開発センサは，測定対象と共に移動しながら測温することで，プロセスに追従して時間・空間的に連続した温度履歴・分布を得ることができる。

本技術・センサの特徴

2層構造の断熱筐（きょう）体内に，熱電対と無線機能を実装したセンサ回路（ZigBee™/2.4GHz/消費電力tpy. 0.3mW/動作温度150℃），耐熱電池（容量800mAh/動作温度150℃）および氷を充填した開口付容器を内蔵させた（**図1**，**表1**）。比熱が大きく，動作温度域に融点・沸点の2つの相転移（潜熱）がある氷を内蔵することで，熱容量を利用して内部の温度上昇速度を抑えて，センサの小型化と耐熱性能を両立させた。



(a) 内部構造（水平断面）



(b) 外観

図1 センサの内部構造と外観

測温・耐熱性能評価のため加熱炉に本センサを装入し，炉内温度を約15分間連続で測定した結果を**図2**に示す。1,300℃超の環境下においてもセンサ内部は動作温度（150℃）以下を維持し，無線通信によって炉外から熱電対出力を測定できた。測温値は最終到達温度1,460℃に対し誤差20℃以内で安定していた。

まとめ

本センサにより，1,300℃を超える炉内のセンシング情報を無線通信でプロセス外へ伝送する技術を確立した。最初の事例として，ITmk3®商用プラントの回転炉炉床へ適用し，炉内反応プロセスの温度履歴と炉内温度分布の実測に初めて成功し，操業条件の改良に寄与した。今後，鉄鋼上工程など，広く高温プロセスへの応用展開を進めていく。

表1 センサの主要仕様

項目	値
サイズ	W115xH115xL180mm
重量	約1kg
使用温度域	～1600℃
測温プローブ数	Max. 3点
測定時間	15分程度（実績）
無線規格	Zigbee™ (IEEE 802.15.4)
無線通信距離	40m以上

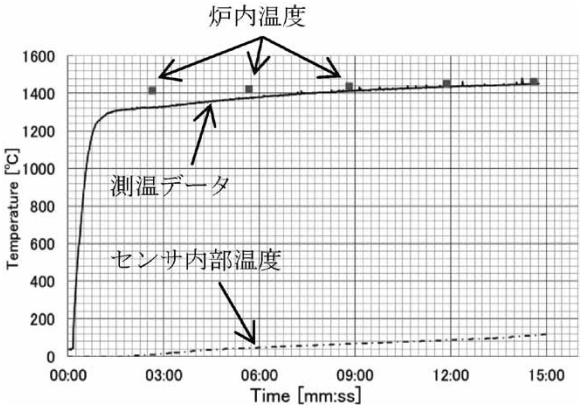


図2 センサ性能評価実験結果

脚注）FASTMETは当社の登録商標である。

問合わせ先：技術開発本部　生産システム研究所　TEL：(078) 992－5613　FAX：(078) 992－5530

主要製品一覧

■鉄鋼事業部門

鋼　　材：線材，棒鋼，厚板，熱延鋼板，冷延鋼板，電気亜鉛めっき鋼板，溶融亜鉛めっき鋼板，塗装鋼板，異形棒鋼「デーコン」・「ネジコン」，銑鉄

鋳 鍛 鋼：舶用部品〔クランクシャフト，機関部品，軸系，船体部品〕，産業機械部品〔型用鋼，ロール，橋梁部品，圧力容器ほか〕，原子力部品

チ タ ン：航空機エンジン・機体用部品〔鍛造品，リング圧延品〕，薄板〔コイル，シート〕，箔，厚板，線材，溶接管，各種チタン材〔高強度用，耐食用，成型用，伝熱用，自動車マフラー用，ゴルフクラブヘッド用，眼鏡用，建材用，医療材料用〕

鉄　　粉：粉末冶金用鉄粉，圧粉磁芯用磁性鉄粉，土壌・地下水浄化用鉄粉，カイロ用鉄粉，脱酸素材用鉄粉，金属射出成形用微粉末

電　　力：電力卸供給，熱供給

■溶接事業部門

溶接材料：被覆アーク溶接棒，半自動溶接用フラックス入りワイヤおよびソリッドワイヤ，サブマージアーク溶接用ソリッドワイヤおよびフラックス，ティグ溶接棒，溶接用裏当材

溶接システム：鉄骨溶接ロボットシステム，建設機械溶接ロボットシステム，そのほか溶接ロボットシステム，オフラインティーチングシステム，溶接ロボット，溶接電源

高機能材：脱臭・除湿・オゾン分解・有毒ガス除去，油煙除去など用高機能フィルタ，脱臭・除湿回収装置

全　　般：試験・分析・検査・受託研究，教育指導，コンサルティング業務，産業ロボット・電源・機器の保守点検

■アルミ・銅事業部門

アルミニウム板：飲料缶用アルミ板，熱交換器用アルミ板，自動車用アルミ板，磁気ディスク用アルミ基板，一般材

アルミニウム押出材・加工品：形材，管，棒，加工品〔自動車・輸送機用部材，OA機器用部材，建材，建設用資材〕

アルミニウム合金およびマグネシウム合金鋳鍛造品：アルミ鍛造品〔航空機用部品，自動車用部品，鉄道用部品ほか〕，鋳造品〔航空機用部品など〕，機械加工品〔半導体・液晶製造装置部品〕

銅板・条：半導体用伸銅板条，自動車端子用伸銅板条，リードフレーム

銅　　管：空調用銅管，給湯用銅管，復水管，一般銅管

■機械事業部門

タイヤ・ゴム機械：バッチ式ミキサ，ゴム二軸押出機，タイヤ加硫機，タイヤ試験機，タイヤ・ゴムプラント

樹脂機械：大型混練造粒装置，連続混練押出機，二軸混練押出機，成形機，光ファイバ関連製造装置，電線被覆装置

高機能商品：真空成膜・表面改質装置〔AIP，UBMS〕，検査・分析評価装置〔高分解能RBS分析装置〕

圧 縮 機：スクリュ・遠心・往復圧縮機，スクリュ冷凍機，ヒートポンプ，ラジアルタービン，汎用圧縮機，スクリュ式小型蒸気発電機

素材成型機械：棒鋼線材圧延機，分塊圧延機，板圧延機，形状制御装置，連続鋳造装置，等方圧加圧装置（HIP・CIP），各種高圧関連装置，金属プレス

エネルギー：アルミニウム熱交換器（ALEX），LNG 気化器（ORV，中間媒体式，空温式，温水式，冷水式 ），圧力容器，航空宇宙地上試験設備

■エンジニアリング事業部門

新鉄源・石炭エネルギー：直接還元鉄プラント，ペレットプラント，製鉄ダスト処理プラント，新製鉄プラント（ITmk3，FASTMELT），選鉱プラント，改質褐炭（脱水炭）製造

原子力・CWD：原子力関連プラント（放射性廃棄物処理・処分），原子力先端設備，原子炉・再処理機器，使用済燃料輸送・貯蔵容器，燃料チャネル，濃縮ボロン製品
化学兵器処理に関するコンサルティング・探査・回収・運搬・保管・化学分析・モニタリング・安全管理・無害化処理施設建設および運営業務
化学剤により汚染された土壌その他の無害化施設建設及び無害化業務
爆発性物質・難分解性毒性物質の処理施設建設及び処理業務
汚染された地域の環境回復業務

鉄構・砂防：砂防・防災製品〔鋼製堰堤，フレア護岸〕，ケーブル製作架設工事，防音・防振システム

都市システム：新交通システム〔ゴムタイヤ式中量軌道システム，スカイレール，ガイドウェイバス〕，駅ホームドア，列車停止位置検知装置，建築限界測定装置（JKシリーズ），無線モニタリング，無人運転システム，PFI型事業，医療情報システム

編集後記

＜特集：資源・エネルギー＞

＊巻頭言でも述べていますが，資源・エネルギーを取り巻く環境は激変しています。中国を中心とした鉄鋼生産の増加に伴って，鉄鉱石，原料炭などの鉄鋼原燃料はタイト化しています。一方，シェールガス・シェールオイルの資源化が実現し，市場に大きな影響と事業機会を与えています。そして我が国では，東日本大震災に伴う福島第一原子力発電所の事故により，原子力エネルギーから少なからず転換を余儀なくされると同時に，事故からの復旧・復興に加え，廃炉，および使用済燃料・放射性廃棄物の処理・処分が大きな課題となっています。

＊このような環境変化に伴う社会的要請に応えるべく，当社グループは総合素材・機械・エンジニアリングメーカとして，資源・エネルギー関連の製品・技術を幅広く提供しています。前号では，機械分野における省エネルギーやエネルギーの有効利用に関する製品・技術をご紹介しました。本号では，主に素材，プロセス，プラントの観点から当社グループの製品・技術を紹介しています。

＊本号の企画を行うにあたって，グループ全体を対象に，できるだけ幅広い製品領域の記事を集めることとしました。鉄源プラントエンジニアリング，低品位石炭利用技術，鉄鋼スラグの資源化，自家発電技術，ガスハンドリング技術，化学プラント用超大型・高圧肉厚容器，極低温容器用鋼材，原子力圧力容器用部材，使用済燃料・放射性廃棄物の貯蔵容器および貯蔵施設などです。

＊これら多様な技術と商品群を保有していることは，当社グループの特長の一つです。変化する社会のニーズに応えていくためには，多様な要素を有機的に結合させることにより，新たな価値を生み出していくことが求められます。当社グループは，これからも新たな技術・商品を創出してまいります。本号が少しでも皆様のご参考になれば幸いです。

（三村　毅，森　啓之）

次号予告

＜特集：ものづくり＞

＊当社グループでは，総合素材・機械メーカとして，ユーザの皆さんに信頼される技術，製品，サービスを提供することを企業理念として掲げています。これらの技術，製品，サービスの提供を進めるために，当社グループの競争力の源泉は「ものづくり」であると考えています。

＊素材系製品である鉄鋼・アルミ合金・銅合金・チタンにおける“ものづくり”力の強化として，合金設計，製鋼製錬，加工・熱処理，表面処理などの一貫製造プロセスにおける工程の適正化と品質を保証するための計測・分析・評価・シミュレーション技術などに注力しています。

＊機械系製品における“ものづくり”力の強化としては，製品の設計段階を始め，切削・溶接などの加工プロセスの適正化における品質向上に努めるとともに，当社グループ外での“ものづくり”力の強化に寄与する種々の分析装置・技術を提供することにより，広く社会への貢献に努めています。

＊“ものづくり”力を支える技術として，数値シミュレーションは新しい技術として広く活用されています。コンピュータ能力の向上とともに，複雑な境界条件や新たなモデル化，熱と変形の連成化など高度な計算が可能となり，実際の生産プロセスに適用可能なレベルに到達しています。たとえば，鍛造時の変形形状と材料組織を両立できるような工程設計への適用や，溶接時の溶材の流動と凝固の問題，熱処理による大型部品の変形などへの適用が可能となっています。

＊また，計測や評価技術においても，振動や赤外線を活用した新たな計測技術の実用化や，従来と比べて新たな評価精度が要求される電池や半導体など評価技術への取り組みなど，“ものづくり”に不可欠な“見える化”への取り組みも進んでいます。

＊さらに，これらのシミュレーションや計測・分析・評価技術に加え，これまでの経験値をシステム化することにより，実際の“ものづくり”を補佐する技術として，ガイダンスを与えてくれるシステムも実用化されつつある。

＊これらの“ものづくり”に関する当社グループの取り組みは広範囲に渡って行われています。次号では，これらの“ものづくり”に関する当社グループの取り組み事例の一端を紹介します。

（前田恭志，井上憲一）

≪編集委員≫

委員長	杉崎康昭
副委員長	中川知和
委員	井上憲一
	清水弘之
	中島悟博
	橋村　徹
	福中恒博
	前田恭志
	三村　毅
	森　啓之
	吉村省二
	＜五十音順＞
本号特集編集委員	三村　毅
	森　啓之

R&D 神戸製鋼技報

第64巻・第１号（通巻第232号）

2014年４月23日発行
年２回（４月，10月）発行
非売品　　＜禁無断転載＞
発行人　杉崎　康昭

発行所　株式会社　神戸製鋼所
秘書広報部
〒651-8585
神戸市中央区脇浜海岸通
２丁目２番４号

印刷所　福田印刷工業株式会社
〒658-0026
神戸市東灘区魚崎西町４丁目
６番３号

お問合わせ先　神鋼リサーチ株式会社
R&D神戸製鋼技報事務局
〒651-2271
神戸市西区高塚台１丁目５-５
㈱神戸製鋼所内
FAX(078)992-5588
rd-office@kobelco.com

2014年4月23日

各　位

㈱神戸製鋼所
秘書広報部

「Ｒ＆Ｄ神戸製鋼技報　Vol.64，No.1」お届けの件

拝啓、時下ますますご清栄のこととお慶び申し上げます。

また平素は、格別のご高配を賜り厚くお礼申し上げます。

このたび、「Ｒ＆Ｄ神戸製鋼技報　Vol.64, No.1」を発行しましたのでお届け致します。ご笑納のうえご高覧いただきましたら幸甚です。

なお、ご住所・宛先名称などの訂正・変更がございましたら、下記変更届けに必要事項をご記入のうえ、ＦＡＸにてご連絡いただきますようお願い申し上げます。

敬　具

神鋼リサーチ株式会社
R&D神戸製鋼技報事務局　行
FAX　078－992－5588
rd-office@kobelco.com

変　更　届

	変　更　前	変　更　後
貴社名		
ご所属		
ご住所	〒	〒
宛名シール番号	No. ＿＿＿＿＿＿＿＿ ←(封筒の宛名シール右下の番号をご記入下さい)	
備　考		
本紙記入者	お名前：　　TEL：	