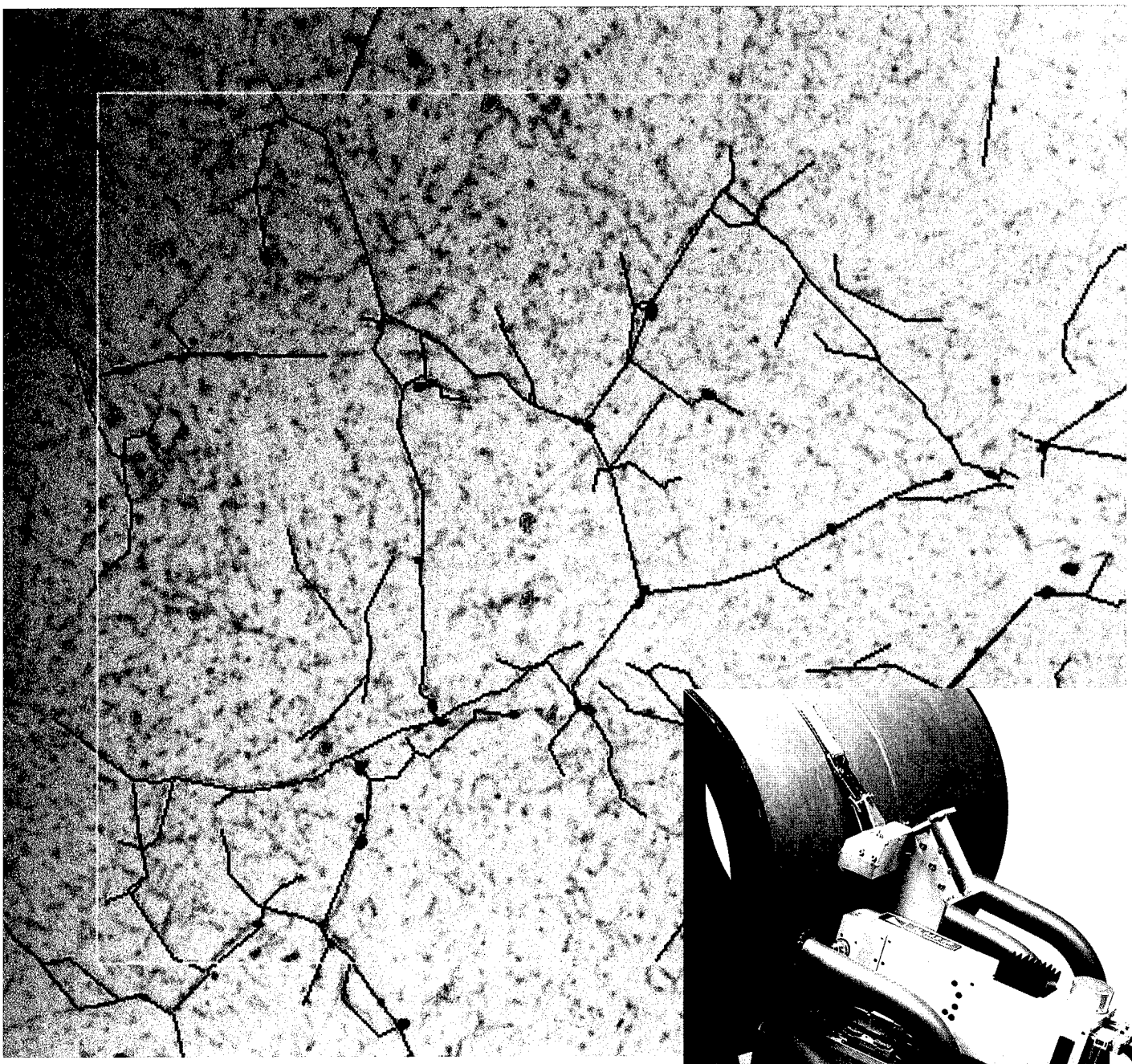
石川島播磨技報

Ishikawajima-Harima Engineering Review November 1997 Vol.37 No.6

PB99-165821



REPRODUCED BY:
U.S. Department of Commerce
National Technical Information Service
Springfield, Virginia 22161

IHI

GENERAL DISCLAIMER

This document may be affected by one or more of the following statements:

- This document has been reproduced from the best copy furnished by the sponsoring agency. It is being released in the interest of making available as much information as possible.

- This document may contain data which exceeds the sheet parameters. It was furnished in this condition by the sponsoring agency and is the best copy available.

- This document may contain tone-on-tone or color graphs, charts and/or pictures which have been reproduced in black and white.

- The document is paginated as submitted by the original source.

- Portions of this document are not fully legible due to the historical nature of some of the material. However, it is the best reproduction available from the original submission.

UDC 624.21.042.4:533.6.07:519.6 石川島播磨重工

橋梁耐風安定性の解析的アプローチ

松田一俊，上島秀作，徳重雅史，岩崎 徹

橋梁の耐風安定性を評価する手法は大別して2種類ある．風洞実験によって応答を直接計測する方法と，解析モデルを用いた数値解析によって応答を間接的に推定する方法である．当社は大型構造物用風洞と各種数値解析ソフトを有し，二つの方法とも対応可能である．本稿では，構造諸元や気流特性を変化させたパラメータ分析が容易にできる後者の方法について述べる．橋梁耐風安定性の評価対象として4種類の応答現象を取り上げ，それぞれに対する当社の解析的アプローチの概要，解析値と風洞実験値の比較結果を示す．

石川島播磨技報 第37巻 第6号 平成9年11月
411頁－417頁

UDC 624.21.042.4:533.6.07:519.6 Ishikawajima-Harima

Numerical Computation for Aeroelastic Stability of Long-Span Bridges

MATSUDA Kazutoshi, UEJIMA Hidesaku
TOKUSHIGE Masafumi, IWASAKI Tohru

There are two methods to investigate the aeroelastic stability of long-span bridges : wind tunnel testing which directly measures aeroelastic stability, and numerical computation, an indirect method to predict aeroelastic stability using aerostatic force coefficients and unsteady aerodynamic force coefficients. IHI has already established those two methods using its two wind tunnels for research on the aeroelastic stability of large steel structures such as long-span bridges, high-rise buildings, and stacks. IHI also has many programs for numerical computation. Four numerical computation methods developed by IHI are described. Comparisons between analytical and experimental values proved that computation results agreed fairly well with experimental values.

Ishikawajima-Harima Engineering Review November 1997
Vol. 37 No. 6 pp.411-417

UDC 533.6.07:504.06:621.311.25 石川島播磨重工

風洞実験における原子力発電所の環境評価技術
— 放出速度比確認実験 —

水本伸子，永井清之

風洞内で排気筒からのトレーサガスの放出速度が有効高さに及ぼす影響を確認するため，平板実験で放出速度比を$\alpha=1$から4の範囲で変化させて拡散状況を調査した．つぎに地形模型実験でαを求め，有効高さの変化を検討した．今回の実験の範囲では，αの変化は地表煙軸濃度分布および拡散幅に大きな影響を与えないことが確認された．有効高さは，評価地点が近く放出速度比が大きい場合には5 m高く評価する可能性があるが，今回の地形結果はαが小さく，評価地点で有効高さは変わらないと推定される．

石川島播磨技報 第37巻 第6号 平成9年11月
418頁－423頁

UDC 533.6.07:504.06:621.311.25 Ishikawajima-Harima

Environmental Assessment Technique for Nuclear Power Plants Using Wind Tunnel Experiments
— Evaluation of Effective Stack Height for Release Speed Ratio —

MIZUMOTO Nobuko
NAGAI Kiyoyuki

Wind tunnel experiments are used to study the air pollution from nuclear power plant stacks. Many experiments have been conducted on a terrain model using a scale of one to a few thousands set in the wind tunnel. Effective stack height is defined to explain the terrain effect compared with a flat plate. In experiments, the tracer gas is released at an arbitrary velocity in the down wind direction from a modified Γ-shaped stack. For more accurate environmental assessment, release speed ratios of tracer gas to wind speed near the stack is changed from 1 to 4 times. The study found that release speed ratio is not significant for the evaluation of effective stack height.

Ishikawajima-Harima Engineering Review November 1997
Vol. 37 No. 6 pp.418-423

UDC 620.169.1:620.172.251.2:621.375.826:681.723:681.326.7:621.18 石川島播磨重工

火力高温部材のクリープ損傷診断システムの開発

山本忠幸，御園昇平，野中 勇，馬木秀雄

従来のボイド面積率法を発展させ，小型レーザ顕微鏡装置で観察した画像を独自の画像処理技術を用いてボイドの自動認識を行い，現場で即座に診断結果が得られる「クリープ損傷診断システム」を開発した．さらに，下松発電所3号ボイラで実機適用試験を実施し，操作性，環境への適用性および診断精度の評価，検証を行い良好な結果を得た．定期検査期間中に部位の損傷状況を把握でき，迅速なメンテナンスが実施可能となることから，診断期間の大幅な短縮と設備の信頼性の向上に寄与できるものと考える．

石川島播磨技報 第37巻 第6号 平成9年11月
424頁－430頁

UDC 620.169.1:620.172.251.2:621.375.826:681.723:681.326.7:621.18 Ishikawajima-Harima

Development of Creep Damage Assessment System for Aged Thermal Power Plant

YAMAMOTO Tadayuki, MISONO Shohei
NONAKA Isamu, UMAKI Hideo

IHI has developed the Creep Damage Assessment System to identify voids by processing an image observed by a small laser microscope with an advanced image processing technique. The result can be obtained immediately on the spot. Application tests of the system at the Unit No.3 boiler of the Kudamatsu Power Station showed good operability, adaptability to the environment, and accuracy. The new system can easily indicate damage conditions in parts during the periodical inspection, allowing rapid maintenance. Time reduction required for assessment and increased reliability of equipment can be also achieved.

Ishikawajima-Harima Engineering Review November 1997
Vol. 37 No. 6 pp.424-430

UDC 504.054:621.515:629.33 石川島播磨重工

自動車搭載用スーパーチャージャのライフサイクルアセスメント（LCA評価）

園家啓嗣，原 正文

小型製品で評価が比較的容易であると考えられる自動車搭載用スクリュー型スーパーチャージャをモデルとして，スーパーチャージャを搭載した自動車と搭載しない自動車について，スーパーチャージャ製造から，自動車の使用，使用後の処分までのライフサイクルにおける環境負荷特性の比較評価をLCA手法を用いて行った．自動車のLCA評価の結果，スーパーチャージャを搭載した自動車が搭載しない自動車よりも環境負荷が低いことを明らかにした．

UDC 504.054:621.515:629.33 Ishikawajima-Harima

Life Cycle Assessment of Supercharger for Automobiles

SONOYA Keiji
HARA Masafumi

The life cycle assessment (LCA) technique is used to calculate and evaluate product load on the environment and has now been applied to the supercharger. The screw type supercharger mounted on automobiles was selected as the model for LCA. Comparative assessment was carried out on automobiles with and without a supercharger to evaluate the impact on the environmental load characteristics, covering the life cycle from the production of superchargers, use on automobiles to the disposal after use. The assessment clarified that automobiles with the supercharger cause less environmental load compared with these without a supercharger.

UDC 533.6:629.7.025:621.45:533.6.011.3:52-468 石川島播磨重工

遷音速ファンにおけるフラッタメカニズムの数値的研究

磯村浩介

現代の輸送機用ジェットエンジンで使われる遷音速ファンで翼端相対マッハ数1以上の高圧力比状態で現れるフラッタのメカニズムの一端を数値解析により明らかにした．計算コードは風上差分法を使った準三次元非定常粘性コードでJohnson, King, and Coakleyの乱流モデルを使った．計算によりこのフラッタの空力的励振源は失速ではなく，衝撃波の振動であることがわかった．翼列から離脱する直前に不安定となり振動する衝撃波により誘起される翼腹面側の非定常圧力が支配的励振源となる．

石川島播磨技報 第37巻 第6号 平成9年11月 435頁－442頁

UDC 533.6:629.7.025:621.45:533.6.011.3:52-468 Ishikawajima-Harima

Numerical Investigation of a Flutter in a Transonic Fan

ISOMURA Kousuke

The mechanism of the bending mode flutter of a modern transonic fan has been studied using a quasi-3D unsteady viscous code. The type of flutter investigated is that of a highly loaded blade with a tip relative Mach number just above unity. The code uses upwinding scheme with Roe's 3rd-order flux differencing, and Johnson, King, and Coakley's turbulence model. The calculations revealed that the source of the flutter is an oscillation of the passage shock, rather than a stall. Just before the passage shock unstarts, the stability of the passage shock decreases. The shock foot of the oscillating passage shock on the blade pressure surface exerts the dominant blade exciting force.

Ishikawajima-Harima Engineering Review November 1997 Vol. 37 No. 6 pp.435-442

UDC 621.3.016.2:621.315:537.852.1:629.4.023.11 石川島播磨重工

移動体への非接触給電技術

井門 忍，中山隆幸，石井正美

移動体に対して，電磁誘導により非接触で電力を供給する非接触給電装置を開発した．この技術は，メンテナンスフリー，クリーンルームなどの特殊環境で使用が可能などを特長とし，主に物流システムで用いられる移動台車などに適用される．磁気回路の最適化，PLL制御の採用により，負荷変動の大きな移動台車(走行モータ1.5 kWを搭載)に対し，最高給電効率72％で安定して給電できることを確認した．本技術は，発じんを伴わない利点を生かし，クリーンルーム内での給電方法としても期待される．

石川島播磨技報 第37巻 第6号 平成9年11月 443頁－447頁

UDC 621.3.016.2:621.315:537.852.1:629.4.023.11 Ishikawajima-Harima

Contactless Energy Transfer System for Cargo Vehicles

IDO Shinobu
NAKAYAMA Takayuki
ISHII Masayoshi

IHI has developed a contactless energy transfer system to operate cargo vehicles by applying the electromagnetic effect. The new system includes various advantages such as less maintenance and suitability for use in clean rooms and hazardous areas. The system is mainly applicable to vehicles in physical distribution systems. Magnetic circuits have been optimized by numerical analysis, and continuous energy transfer even at fluctuating load was established by a PLL (phase locked loop) circuit. Characteristic tests showed stable energy transfer to a moving cargo vehicle (provided with a 1.5 kW motor) at a maximum transfer efficiency of 72%. The new system does not generate dust and particles and is suitable for clean room use to maintain the clean environment.

Ishikawajima-Harima Engineering Review November 1997 Vol. 37 No. 6 pp.443-447

UDC 621.867.2:621.867.61:620.179.17:621.869:662.66:681.326.7:658.581 石川島播磨重工

コンベヤローラ異常診断装置の開発

伊原由久 野口直也 村山茂樹 星井 勤

大型火力発電所の揚運炭設備では人がコンベヤのローラの異音を耳で聞いて交換が必要なローラを発見している．この作業を省力化するため，ローラの異音を指向性マイクロホンによって測定し，異音の強さとスペクトルパターンの特徴から異常ローラの発生場所を検知するコンベヤローラ異常診断装置を開発した．実機で実際に異常と判断され，排出されたローラを用いて実証試験を行った結果，ベルト長手方向1 mの距離分解能で異常ローラが検出可能なことが明らかになった．

石川島播磨技報 第37巻 第6号 平成9年11月 448頁－454頁

UDC 621.867.2:621.867.61:620.179.17:621.869:662.66:681.326.7:658.581 Ishikawajima-Harima

Development of Detection Device for Conveyor Roller Damage

IHARA Yoshihisa, NOGUCHI Naoya
MURAYAMA Shigeki, HOSHII Tsutomu

Conveyor roller damage has previously been detected by the human hearing in the noisy and dusty environments at large coal-fired power plants. A roller damage detecting device has been developed to replace human inspection, which can measure roller sound using a microphone with sharp unidirectional characteristics. At each measurement point along the conveyor, the intensity of abnormal sound and frequency spectrum pattern characteristics are calculated and combined to detect damaged rollers. The device was tested using a conveyor line in which damaged rollers were installed. The results showed accurate detection of damaged rollers.

Ishikawajima-Harima Engineering Review November 1997 Vol. 37 No. 6 pp.448-454

UDC 628.474:662.613.11/.12:66.046.5:504.06 石川島播磨重工

コークスベッド式灰溶融処理システムの開発

馬場史郎，平田雄彦，深田能伸，三輪敬一

廃棄物の減容化，無害化および生成物の有効利用を目的に，下水汚泥溶融で実績のあるコークスベッド式溶融炉を用いて，都市ごみ焼却灰・飛灰を処理対象とした実証試験を実施した．その結果，生成したスラグは土壌環境基準を満足し，有効利用が可能な素材であることを確認した．また，溶融熱源であるコークスの使用量を削減するために，コークスの代替燃料として，都市ごみから製造した固形燃料や，廃プラスチックから製造した固形燃料を用いた試験を実施し代替燃料としての有効性を確認した．

UDC 628.474:662.613.11/.12:66.046.5:504.06 Ishikawajima-Harima

Development of Coke-Bed Type Ash Melting System

BABA Fumio, HIRATA Katsuhiko
FUKADA Yoshinobu, MIWA Keiichi

IHI has conducted verification tests on the treatment of fly ash and ash derived from urban waste using a coke-bed type ash melting furnace which is widely used for sewage sludge melting. Tests were aimed at volumetric reduction, reduction of pollutants, and effective recycling of materials. As a result, slag obtained from the ash melting process satisfied the requirements of the soil environment standards and was confirmed to be effective for recycling. To reduce the use of coke as a heat source, two types of solid fuels produced from general refuse and plastic waste were used for tests and verified to be effective as substitutes for coke fuel.

UDC 621.18:621.926.3:662.87:622.72:662.66 石川島播磨重工

竪型ローラミルシミュレータの開発

中村元哉，氣駕尚志，渡辺真次，四郎丸　功

微粉炭焚ボイラにおける多炭種対応適応制御システムの高度化を達成するために，ミルの粉砕特性(微粉度，出炭挙動)の予測が可能なシミュレータの開発を行った．実際のミルを対象に評価した結果，本シミュレータは粉砕特性を精度良く予測することが可能であることが分かった．また，性状(HGI，水分)の異なる石炭およびさまざまな容量のミルに対しても適用可能であることを確認した．さらに，石炭性状推定モデルを組み込むことにより，ミルでの粉砕挙動をオンラインで予測できることを確認した．

石川島播磨技報　第37巻　第6号　平成9年11月
459頁－465頁

UDC 621.18:621.926.3:662.87:622.72:662.66 Ishikawajima-Harima

Development of Simulator for Vertical Roller Pulverizers

NAKAMURA Motoya, KIGA Takashi
WATANABE Shinji, SHIROUMARU Isao

A simulator based on the vertical roller pulverizer has been developed to predict the fineness and dynamic response of the outflow of pulverized coal. The new development is intended to improve the control system for pulverized coal-fired boilers. Coal movement and pulverization and particle classification have been modeled numerically. Prediction by the simulator agreed well with static and dynamic measurements. The simulator was found to be applicable to any type of coal with different characteristics of HGI and moisture content as well as pulverizers with a different capacity. By coupling with a prediction model for HGI and moisture content, the simulator could also assess an on-line monitoring on pulverization status.

Ishikawajima-Harima Engineering Review　November 1997
Vol. 37　No. 6　pp.459-465

UDC 621.642:621.644:661.91-404:699.841 石川島播磨重工

地上式PCLNGタンクポンプバレル架構の構造検討
― 柔構造および剛構造の振動特性の比較 ―

田中元章，田附英幸，石田和雄，高梨直幸

柔構造および剛構造の各々のポンプバレル架構に対して，PCLNG タンク本体との連成を考慮した大規模FEM 解析による固有値解析を行った．その結果，タンク本体に比べて十分低い固有振動数をもつ柔構造ポンプバレル架構の採用により，タンク本体とポンプバレル架構の振動を非連成にできることがわかった．これにより，ポンプバレル架構の耐震解析用モデルとしてはバレル単独で十分であり，従来の剛構造ポンプバレル架構では不可能であった耐震設計の簡単化が可能であることがわかった．

石川島播磨技報　第37巻　第6号　平成9年11月
466頁－469頁

UDC 621.642:621.644:661.91-404:699.841 Ishikawajima-Harima

Study of Pump-Barrel Structures in Large Above-Ground PCLNG Storage Tanks
— Comparison of Vibration Characteristics between Flexible and Stiff Pump Barrels —

TANAKA Motoaki, TAZUKE Hideyuki
ISHIDA Kazuo, TAKANASHI Naoyuki

Vibration characteristics of flexible and stiff pump-barrel structures in above-ground storage tanks were compared. Finite element method (FEM) analysis for the model with large degrees of freedom was conducted to determine the natural frequencies of the pump-barrel structures considering the coupling oscillation of the pump barrel and the tank. As a result, it was unnecessary to consider the oscillation modes of the pump barrel and the tank when the fundamental natural frequency of flexible pump barrel was sufficiently lower than that of the tank. Consequently, the modeling of only the flexible pump-barrel structure by FEM analysis is effective in that case and allows easier seismic designs of the pump barrel.

Ishikawajima-Harima Engineering Review　November 1997
Vol. 37　No. 6　pp.466-469

UDC 624.21.095.32 石川島播磨重工

ISパネル工法
― 鋼橋鉄筋コンクリート床版下面補強工法 ―

石井孝男，杉崎　守，飯田雅男

近年，人・物流などの輸送手段として自動車交通が定着し，道路構造物の果たすべき役割は，年々大きくなってきている．また，予想以上の交通量の増加と自動車の大型化に伴い，道路構造物の損傷も著しく，特に，自動車荷重を直接受ける鋼橋の鉄筋コンクリート床版の損傷は目にあまる状況である．そこで，ひびわれや遊離石灰などの損傷が発生した鉄筋コンクリート床版を，交通規制をせずに床版下面から鋼製パネル(ISパネル)で補強する工法がISパネル工法である．

石川島播磨技報　第37巻　第6号　平成9年11月
470頁－473頁

UDC 624.21.095.32 Ishikawajima-Harima

IS Panel Under Deck Panel Method
— Underside Reinforcement Method for Reinforced Concrete Slab of Steel Bridge —

ISHII Takao
SUGIZAKI Mamoru
IIDA Masao

The repair and maintenance of bridge or viaduct steel decks requires that the traffic on the bridge must be controlled or stopped, even if the repair is partial, using conventional methods. IHI has developed the IS Panel Method, by which damaged steel bridge deck made of steel-reinforced concrete can be repaired by attaching steel panels to the underside of the deck. The IS panels are bound to the underside of the deck with a filler between the concrete and the panels. The IS Panel Method has been applied to ten projects and was proved to be easy to use and provides a good reinforcing effect.

Ishikawajima-Harima Engineering Review　November 1997
Vol. 37　No. 6　pp.470-473

UDC 66.045.53:691.58 石川島播磨重工

新型白煙防止冷水塔

豊山正道，三浦俊男，後藤　攻

新型白煙防止冷水塔は，これまで白煙防止機構として用いられていたフィンチューブ式熱交換器を使用せず，乾湿兼用充填材を用いる方式で，通常の湿式冷水塔とほぼ同じサイズ(高さ×敷地面積)で白煙防止を可能にした．従来型より白煙防止性能に優れ，かつ低価格のもので，乾湿兼用充填材を用いた場合の熱性能に関する基礎実験と大型実用ベースの実証試験機による実用化試験を経て実用化に成功した．本稿では，新型白煙防止冷水塔の構造および特長，熱性能に関する基礎実験および実用化試験の概要を紹介した．

UDC 66.045.53:691.58 Ishikawajima-Harima

New Wet and Dry Cooling Tower for Plume Abatement

TOYOYAMA Masamichi
MIURA Toshio
GOTO Osamu

The new wet and dry cooling tower (NWD) has enabled plume abatement without requiring finned tube dry section, based on a combined wet and dry type fill which consists of all wet and wet/dry passages. The NWD is almost the same size as the wet type cooling tower, achieves highly efficient plume abatement but at lower cost compared with the wet and dry cooling tower with the finned tube dry section. The heat transfer characteristics of the combined wet and dry type fill were investigated by experiments to establish the design criteria for the NWD, and the results of the experiments were confirmed by the prototype NWD. This paper describes the features of the NWD and the outline of the experiments and prototype.

石川島播磨技報

第 37 巻 第 6 号 （通巻第 218 号）

平成 9 年 11 月

目　次

表　紙　小型レーザ顕微鏡装置とボイド自動認識処理例 （本誌424ページ参照）

技術論文および解説

橋梁耐風安定性の解析的アプローチ …… 松田一俊・上島秀作・徳重雅史・岩崎徹 （411）

風洞実験における原子力発電所の環境評価技術 ——放出速度比確認実験—— …… 水本伸子・永井清之 （418）

火力高温部材のクリープ損傷診断システムの開発 …… 山本忠幸・御園昇平・野中勇・馬木秀雄 （424）

自動車搭載用スーパーチャージャのライフサイクルアセスメント（LCA評価） …… 園家啓嗣・原正文 （431）

遷音速ファンにおけるフラッタメカニズムの数値的研究 …… 磯村浩介 （435）

移動体への非接触給電技術 …… 井門忍・中山隆幸・石井正美 （443）

コンベヤローラ異常診断装置の開発 …… 伊原由久・野口直也・村山茂樹・星井勤 （448）

コークスベッド式灰溶融処理システムの開発 …… 馬場史郎・平田雄彦・深田能伸・三輪敬一 （455）

竪型ローラミルシミュレータの開発 …… 中村元哉・氣駕尚志・渡辺真次・四郎丸功 （459）

地上式PCLNGタンクポンプバレル架構の構造検討
——柔構造および剛構造の振動特性の比較—— ……（466）
田中元章
田附英幸
石田和雄
高梨直幸

ISパネル工法
——鋼橋鉄筋コンクリート床版下面補強工法—— ……（470）
石井孝男
杉崎守
飯田雅男

新型白煙防止冷水塔 ……（474）
豊山正道
三浦俊男
後藤攻

製品紹介

三菱製紙株式会社八戸工場
ジャンボロール自動倉庫システム ……（481）
運搬機械事業部開発部
〃　制御システム部

製品ニュース ……（483）

年間索引 ……（後付）

Ishikawajima-Harima

ENGINEERING REVIEW

VOL. 37 No. 6 NOVEMBER 1997

Contents

Cover Small Laser Microscope and Example of Void Recognition

Technical Papers

Numerical Computation for Aeroelastic Stability of Long-Span Bridges ..... MATSUDA Kazutoshi, UEJIMA Hidesaku, TOKUSHIGE Masafumi, IWASAKI Tohru (411)

Environmental Assessment Technique for Nuclear Power Plants Using Wind Tunnel Experiments —— Evaluation of Effective Stack Height for Release Speed Ratio —— ..... MIZUMOTO Nobuko, NAGAI Kiyoyuki (418)

Development of Creep Damage Assessment System for Aged Thermal Power Plant ..... YAMAMOTO Tadayuki, MISONO Shohei, NONAKA Isamu, UMAKI Hideo (424)

Life Cycle Assessment of Supercharger for Automobiles ..... SONOYA Keiji, HARA Masafumi (431)

Numerical Investigation of a Flutter in a Transonic Fan ..... ISOMURA Kousuke (435)

Contactless Energy Transfer System for Cargo Vehicles ..... IDO Shinobu, NAKAYAMA Takayuki, ISHII Masayoshi (443)

Development of Detection Device for Conveyor Roller Damage ..... IHARA Yoshihisa, NOGUCHI Naoya, MURAYAMA Shigeki, HOSHII Tsutomu (448)

Development of Coke-Bed Type Ash Melting System ..... BABA Fumio, HIRATA Katsuhiko, FUKADA Yoshinobu, MIWA Keiichi (455)

Development of Simulator for Vertical Roller Pulverizers ..... NAKAMURA Motoya, KIGA Takashi, WATANABE Shinji, SHIROUMARU Isao (459)

Study of Pump-Barrel Structures in Large Above-Ground PCLNG Storage Tanks —— Comparison of Vibration Characteristics between Flexible and Stiff Pump Barrels —— ..... TANAKA Motoaki, TAZUKE Hideyuki, ISHIDA Kazuo, TAKANASHI Naoyuki (466)

IS Panel Under Deck Panel Method —— Underside Reinforcement Method for Reinforced Concrete Slab of Steel Bridge —— ..... ISHII Takao, SUGIZAKI Mamoru, IIDA Masao (470)

New Wet and Dry Cooling Tower for Plume Abatement ..... TOYOYAMA Masamichi, MIURA Toshio, GOTO Osamu (474)

Technical Features of IHI Products

Automatic Transportation and Storage System of Jumbo Roll for Mitsubishi Paper Mills Limited ..... Development Department, Material Handling Equipment Division; Control System Engineering Department, Material Handling Equipment Division (481)

New Products ..... (483)

Annual Index ..... (Appendix)

Published Bimonthly by
Ishikawajima-Harima Heavy Industries Co., Ltd.
2-16, Toyosu 3-chome, Koto-ku, Tokyo 135, Japan

UDC 624.21.042.4 : 533.6.07 : 519.6

橋梁耐風安定性の解析的アプローチ

松田一俊　技術本部技術研究所流体・燃焼研究部　課長
上島秀作　機械鉄構事業本部橋梁事業部基本計画部
徳重雅史　技術本部技術研究所流体・燃焼研究部
岩崎　徹　技術本部技術研究所流体・燃焼研究部

Numerical Computation for Aeroelastic Stability of Long-Span Bridges

MATSUDA Kazutoshi, UEJIMA Hidesaku
TOKUSHIGE Masafumi, IWASAKI Tohru

There are two methods to investigate the aeroelastic stability of long-span bridges: wind tunnel testing which directly measures aeroelastic stability, and numerical computation, an indirect method to predict aeroelastic stability using aerostatic force coefficients and unsteady aerodynamic force coefficients. IHI has already established those two methods using its two wind tunnels for research on the aeroelastic stability of large steel structures such as long-span bridges, high-rise buildings, and stacks. IHI also has many programs for numerical computation. Four numerical computation methods developed by IHI are described. Comparisons between analytical and experimental values proved that computation results agreed fairly well with experimental values.

キーワード：*橋梁，耐風安定性，数値解析，風洞実験，静的変形，ガスト応答，フラッタ，渦励振，三分力係数，非定常空気力係数*

1. 緒　　言

橋梁は長大化とともにたわみやすい構造になるため，風に対する安定性すなわち耐風安定性を確認することが設計上必要となってくる．1879年スコットランドの“Tay 橋”が風圧によって落橋したことにより，橋梁設計における静的風荷重の重要性が認識された．さらに1940年米国の“Tacoma Narrows 橋”の落橋によって風による振動問題も設計に考慮されるようになった．この“Tacoma Narrows 橋”の事故をきっかけにして橋梁の耐風安定性の研究が活発に行われるようになった．橋梁の耐風安定性を確認する手法は大別して2種類ある．風洞実験によって橋梁の応答を直接計測する方法と解析モデルを用いた数値解析によって応答を間接的に推定する方法である．前者は橋梁全体の縮尺模型を用いた全体模型実験や，橋げたを部分的に取り出した2次元模型によるばね支持実験により風による橋梁の応答を計測する方法である．一方，後者は風洞実験から得られた気流特性データや橋梁に作用する空気力係数データを解析に入力して橋梁の応答をシミュレーションする方法である．当社は技術研究所（横浜）に橋梁をはじめとする大型構造物の耐風安定性を研究する風洞を二つ所有している．測定胴の寸法が幅6 m，高さ3 m，長さ24 mで全体模型実験が行える大型大気乱流風洞と，空気力計測やばね支持実験を行うことができる幅1.5 m，高さ2.5 m，長さ8 mの測定胴をもつ構造物安定性風洞である．また，各種の耐風安定性を評価する解析プログラムも完備している．したがって，当社は上記二つの手法による橋梁の耐風安定性に関する研究体制を整えている．

本稿では橋梁の耐風安定性を解析的に推定する技術を中心に述べる．耐風安定性の評価対象として4種類の応答を取り上げ，それぞれに対する当社の解析的アプローチを紹介する．さらに解析値と風洞実験値の比較を行い，解析的アプローチの妥当性を示す．

2. 解析的アプローチ

2.1 橋梁耐風安定性

ここで取り上げる橋梁の耐風安定性は風荷重静的変形，ガスト応答，フラッタ，渦励振の4種類である．それぞれの現象を簡単に説明すると次のとおりである．

（1） 風荷重静的変形

風速の平均成分が橋梁に作用して生じる定常空気力によって変形する静的現象．

（2） ガスト応答

風の乱れ，すなわち風速の変動成分が橋梁に作用することによって不規則振動が引き起こされる動的現象.

（3） フラッタ

高風速において，一度振動が発生するとわずかな風速の増加で振幅が急激に大きくなって橋梁を破壊に至らしめる動的現象.

（4） 渦励振

空気の流れが橋梁からはく離して生じるカルマン渦によって橋梁に周期的な空気力が作用する．このカルマン渦の放出振動数が橋梁の固有振動数に接近すると橋梁は共振して振動を開始する動的現象.

以上の四つの現象を**第1図**に示す．構造物として水平方向に長い橋梁を，作用空気力として抗力を考える．長さLの橋梁の長軸に沿ってy軸をとる．橋梁に作用する抗力は，平均抗力Pと変動抗力$p(y, t)$の和で構成される．これらに対する橋梁の応答も，平均応答（風荷重静的変形）$X(y)$と不規則振動応答（ガスト応答）$x(y, t)$の和となる.

2.2 風荷重静的変形

2.2.1 プログラム概説[1],[2]

風荷重静的変形は，当社が開発した有限要素構造解析プログラムAERODYNAを用いて解析できる．このプログラムは，3次元骨組構造物を対象に固有振動解析，有限変位解析を行うことができる．本プログラムの主な特長を列挙すると次のとおりである.

（1） 風荷重載荷，構造部材の除去・追加など構造物の変形の履歴を含めた有限変位解析が可能である.

（2） 一般構造物はもちろん吊橋に関しては自動分割機能をもち，合理的なデータ入力が可能である.

（3） 橋梁の架設段階ごとの応力解析，振動解析を完成状態から逆の順序で行うことができる.

（4） 吊橋などケーブルを含んだ構造物に対しても，圧縮力が作用しないケーブル要素部材を導入することが可能である.

（5） 剛性マトリックスのバンド幅を小さくする機能をもっているため，節点要素の番号を自由に与えることが可能である.

（6） 有限変位解析では力と変位の関係は非線形であるため，逐次近似計算を行い外力を逐次増加させ，各荷重ステップでニュートン法を用いた収束計算を採用している.

（7） 橋げたが風の作用による空力モーメントを受けてねじれ変形することにより，付加空力モーメントが働き，さらにねじれ変形が増大する現象であるダイバージェンスもこの解析プログラムで対応できる.

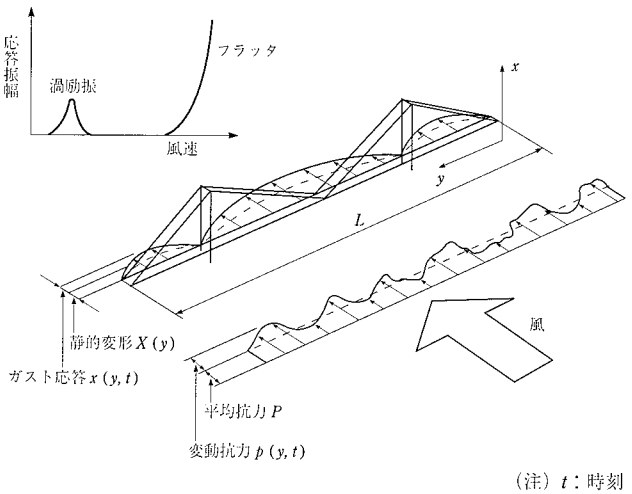
2.2.2 解 析 例

「多々羅大橋」架設時の風洞実験結果[3]とAERODYNAの解析結果を比較する．風洞実験の状況を**第2図**に示す．比較の対象とする風荷重静的変形は平均風速による橋げたの水平たわみ，鉛直たわみ，ねじれである．実橋に換算した橋げた先端の各変形と風速との関係を**第3図**に示す．風洞実験値と解析値はほとんど一致している.

2.3 ガスト応答

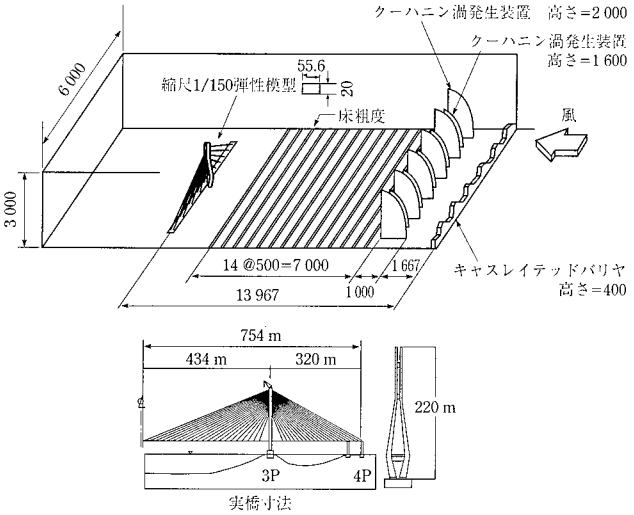
2.3.1 プログラム概説[4],[5],[6],[7]

前節で述べたガスト応答$x(y, t)$を解析する際には，モー



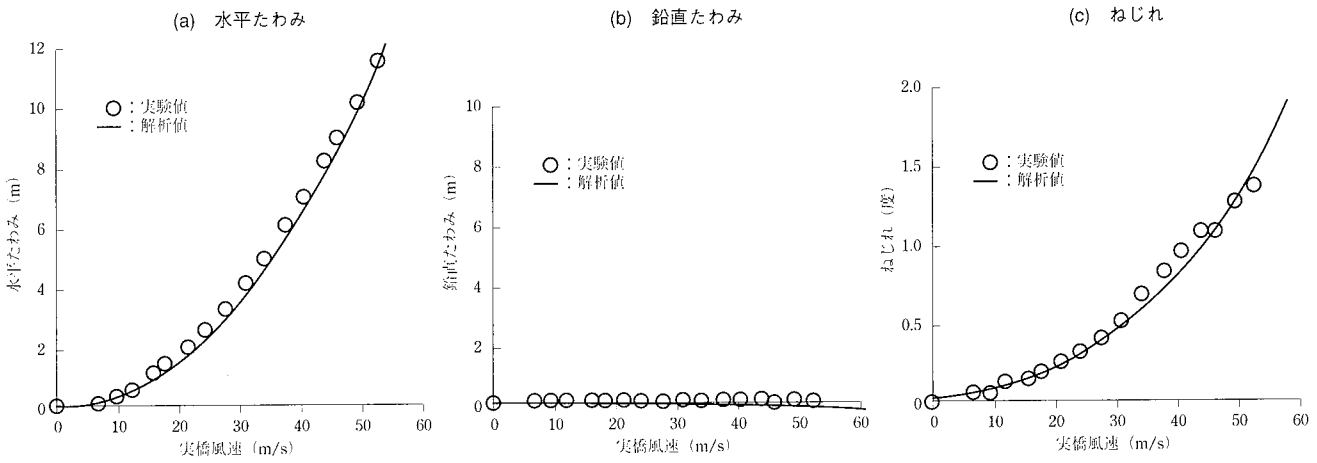
第1図 橋梁に作用する空気力と応答

Fig. 1 Aeroforce acting on a bridge and response of the bridge



第2図 架設時長大斜張橋風洞実験の状況（単位：mm）

Fig. 2 Aerial view of cable-stayed bridge model in wind tunnel (unit: mm)



第3図 橋げた先端における風荷重静的変形

Fig. 3 Static deformation at girder end

ド解析法の適用が有効である．モード解析法によると，任意の点 y の応答は r 次固有振動モード $\Phi_r(y)$ と一般化座標 $q_r(t)$ を用いると次式で与えられる．

$$x(y,t)=\sum_r \Phi_r(y)q_r(t) \quad \cdots\cdots(1)$$

これを単位長あたり質量 $m(y)$ の橋梁の運動方程式に代入して，次式に示す r 次モードに関する一組の運動方程式が得られる．

$$\ddot{q}_r+2\zeta_r\omega_r\dot{q}_r+\omega_r^2 q_r=\frac{Q_r(t)}{M_r} \quad \cdots\cdots(2)$$

ζ_r ：r 次モードの減衰比

ω_r ：r 次モードの固有円振動数

$Q_r(t)$ ：$\int_0^L p(y,t)\Phi_r(y)dy$ 一般化空気力

$p(y,t)$ ：変動空気力

M_r ：$\int_0^L m(y)\Phi_r^2(y)dy$ 一般化質量

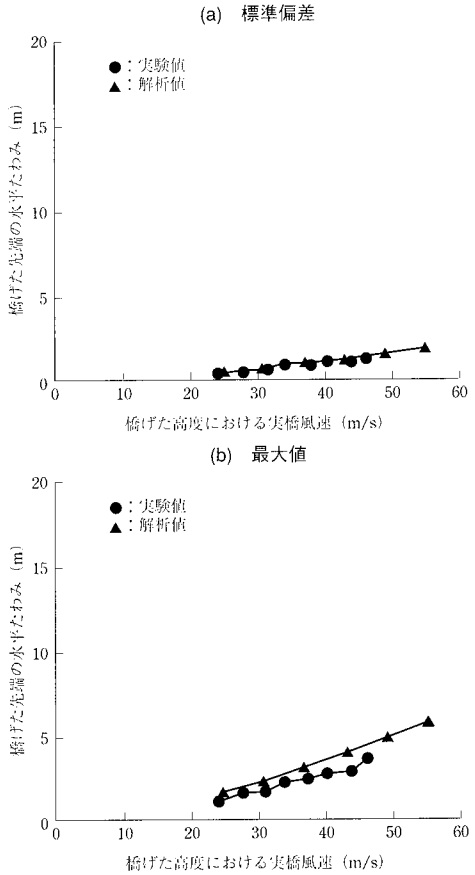
構造減衰と空力減衰の和は十分小さく，固有振動モード相互の影響は小さいと仮定すると，(1)式より着目点 y の二乗平均応答は次式となる．

$$\overline{x^2(y)}=\sum_r \Phi_r^2(y)\overline{q_r^2} \quad \cdots\cdots(3)$$

したがって，$\overline{q_r^2}$ を求めるためには(2)式中の一般化空気力のパワースペクトル $S_{Qr}(f)$ を求める必要がある．このほか変動風速の空間相関特性や調和的な変動風速が構造物に作用した場合の伝達応答特性などを考慮して二乗平均応答が得られる．応答の最大値は評価時間 T，振動応答 x のパワースペクトルの形状を用いた統計的手法によって求められる．

2.3.2 解 析 例

2.2の場合と同様に「多々羅大橋」の架設時の風洞実験結果[3]と解析値を比較する．風洞気流は，橋げた高度における乱れの強さ（＝変動風速の標準偏差／平均風速）が約10％の境界層乱流である．解析に用いた変動風速のパワースペクトル，変動風速の空間相関，橋げたの伝達関数はいずれも風洞実験計測値である．解析対象は橋げた先端における水平たわみのガスト応答であり応答値，風速は実橋ベースに換算した．**第4図**に風洞実験値と解析値の比較結果を示す．応答の標準偏差は，風洞実験値と解析値がほとんど一



第4図 ガスト応答の比較（実橋ベース）

Fig. 4 Relationship between wind tunnel and analytical results (gust response)

致した．応答の最大値は，解析値が風洞実験値に比べ8～15％大きい結果となった．この要因として，風洞実験における模型の応答が最大値の統計的推定法の前提である定常不規則時系列からやや外れていることが考えられる．

2.4 フラッタ

2.4.1 プログラム概説[8]

本プログラムは橋げたの三分力係数（抗力係数，揚力係数，空力モーメント係数），非定常空気力係数（振動時に作用する変動空気力係数）を風洞実験により計測し，これらを運動方程式の外力項に入力して2次元または3次元応答解析を行うものである．

モーダル解析法[9]に基づく解析のため，橋梁全体構造系の固有円振動数ω_{0i}と固有振動モード$\phi_i(x)$（x：橋梁方向座標，i：固有振動次数）をフラッタ応答を表現するのに十分な次数$i=1\sim n$まで求める．

フラッタ応答変位を固有振動モードの線形組合せと応答減衰を含む時間関数の積で表現する．

$$\Phi(x,t)=\left[\sum_i q_i(t)\phi_i(x)\right]\exp(i\beta t) \quad \text{.....(4)}$$

$\Phi(x,t)$：フラッタ応答変位

$q_i(t)$　：一般化座標

$\phi_i(x)$　：i次固有振動モード

t　：時刻

$\beta=\omega-i\mu,\ \omega=2\pi f$：応答円振動数

μ＝応答振動数f×応答対数減衰率δ

このとき運動方程式は次式で与えられる．

$$[M_0][\ddot{q}+2h\omega_0\cdot\dot{q}+\omega_0^2\cdot q]=[\phi]^T[F][\phi][q] \quad \text{.....(5)}$$

$$[-\beta^2+i2h\omega_0\beta+\omega_0^2][q]=[M_0]^{-1}[\phi]^T[F][\phi][q] \quad \text{.....(6)}$$

$[M_0]$：質量マトリックス

$[2h\omega_0]=[M_0]^{-1}[\phi]^T[C][\phi]$　$[C]$：減衰マトリックス

$[\omega_0{}^2]=[M_0]^{-1}[\phi]^T[K][\phi]$　$[K]$：剛性マトリックス

$$[F]=\begin{bmatrix} L_\eta & L_\theta & L_\zeta \\ M_\eta & M_\theta & M_\zeta \\ D_\eta & D_\theta & D_\zeta \end{bmatrix}$$ ：非定常空気力マトリックス

複素固有値解析を用いて上記の運動方程式を解くことにより，固有値および固有ベクトルが得られる．前者から応答対数減衰率δおよび応答振動数fが，また後者から応答振動モードが求められる．

なお，橋げたが風荷重を受けて生じる静的ねじれ変形は橋軸方向に沿って異なる．そのため，本プログラムは解析モデルの橋げた部材要素ごとにその変形に対応する空気力係数を自動的に選択する方法を採用している．風荷重に伴う橋げたねじれ変形が大きく，かつ空気力係数が橋げたに作用する風向角に対して非線形をもつ場合に有効となる措置である[10]．

2.4.2 解析例

（1） 中央径間2 000 m級の長大補剛トラス吊橋の縮尺1/100全体模型風洞試験[11]との比較結果

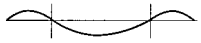
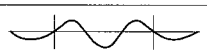
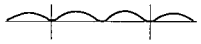
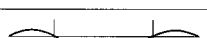
解析に使用した振動モードを**第1表**に示す．ここでは5モードのみ考慮したが，別途低次40次までのすべてのモードを考慮した解析を行い，両者の結果は大差ないことを確認している．解析結果を**第5図**に示す．縦軸の応答対数減衰率は，正値のとき応答振幅が減衰し，負値のとき発散することを意味する．フラッタが発生する風速，すなわち横軸をクロスする風速は風洞実験，解析ともほぼ80 m/sであり，解析の妥当性が示された．また，風速85 m/sにおけるフラッタ発生時の橋軸方向の橋げたの振動モードを**第6図**に示す．ねじれ成分は対称1次モードであるが，鉛直曲げ成分は対称1，2，3次モードの組合せで構成された多自由度フラッタとなっている．

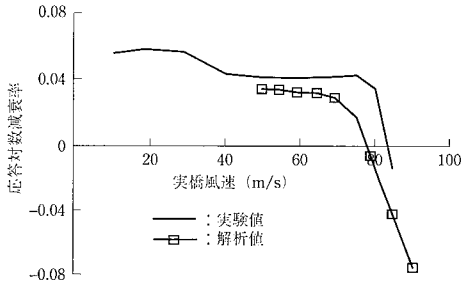
（2） 超長大橋橋げた部分模型振動実験との比較結果

部分模型実験はばねを用いて振動条件を実橋と相似

第1表　各モードの振動特性

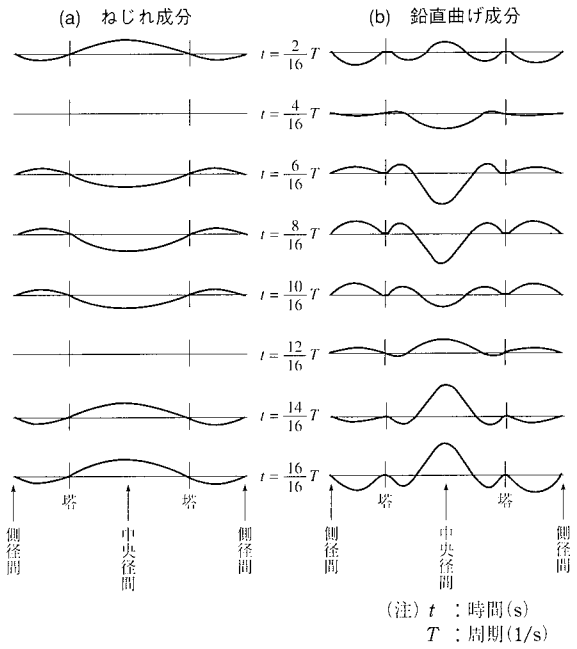
Table 1　Vibrational properties

項目／モード	モード形状	固有振動数（Hz） 解析値	固有振動数（Hz） 実験値	構造対数減衰率
鉛直曲げ対称1次		0.0638	0.0647	0.032
鉛直曲げ対称2次		0.1213	0.1245	0.036
鉛直曲げ対称3次		0.1637	0.1636	0.055
ねじれ対称1次		0.1497	0.1560	0.031
水平曲げ対称2次		0.1265	0.1270	0.041



第5図　フラッタ応答の比較

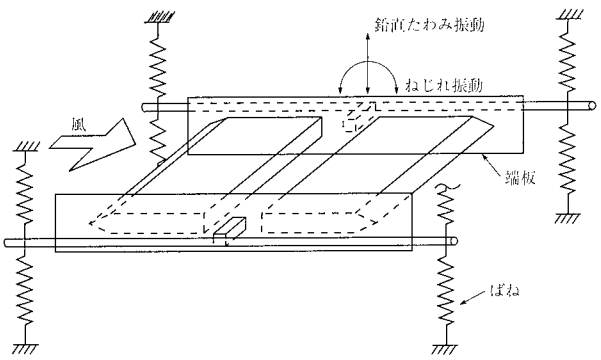
Fig. 5　Relationship between wind tunnel and analytical results (flutter response)



第6図　フラッタ発生時振動モード（解析値，風速85 m/s）

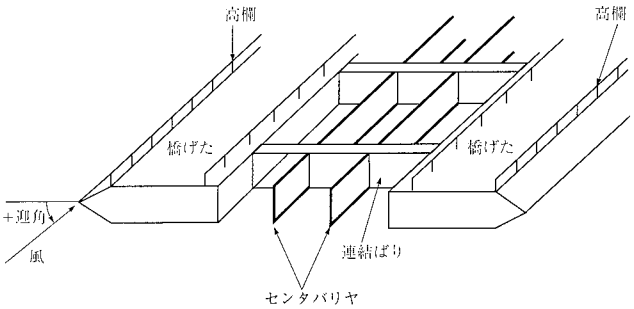
Fig. 6　Flutter mode shape at every 1/8 fraction of one period

させた剛体模型に風を作用させて，渦励振やフラッタなどの応答現象を調査する実験である．**第7図**に実験概要図を示す．実験対象は，橋長5 000 m（中央径間2 500 m）の3径間2ヒンジ補剛箱げた吊橋として現在計画中の超長大橋案のうちの一つの橋げたである．橋げた形状を**第8図**に示す．風洞実験値と解析値の比較結果を**第9図**に示す．縦軸のフラッタ風速は各迎角における風洞風速を実橋風速に換算した値である．風洞実験，解析とも実橋風速100 m/sまでを検討対象風速範囲としたため，迎角+1度以上ではフラッタ風速は100 m/s以上となり特定できなかった．風洞実験値と解析値の対応関係は良好である．通常(1)の全橋解析を行う前にこのような部分模型振動実験結果とその解析値を比較することにより，計測された空気力係数の妥当性を確認することが行われる．



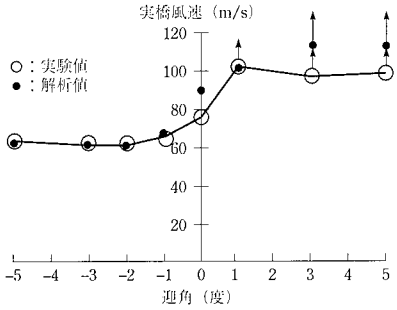
第7図　部分模型振動実験概要図

Fig. 7　Spring-supported test using sectional model



第8図　超長大橋の橋げた形状（概略図）

Fig. 8　Configuration of girder for super-long span suspension bridge



第9図　フラッタ風速の比較（部分模型）

Fig. 9　Relationship between wind tunnel and analytical results (section model)

2.5 渦　励　振

2.5.1 概　　説

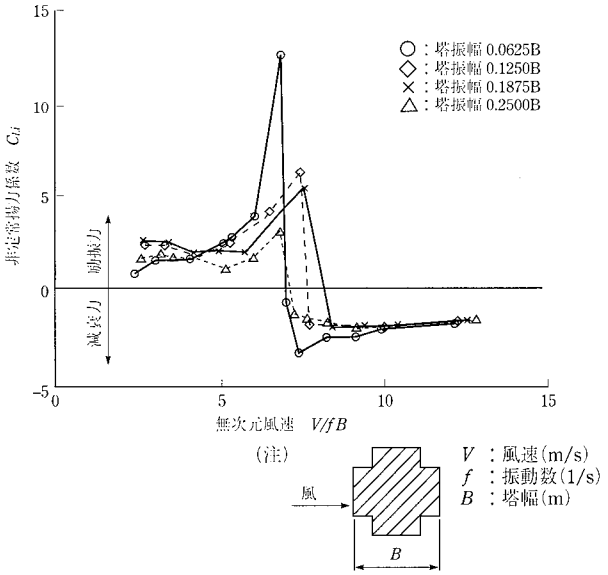
渦励振の応答を推定するため，逐次積分法（Newmark-β法）[12]による過渡応答解析プログラムを開発した．この方法は構造物の変位や速度に対する漸化式を用いて，逐次，時間の経過方向に積分していくやり方である．本プログラムの特長は，外力である空気力の風速，振幅に対する非線形性を考慮できる点である．

なお，解析に入力する非定常空気力は風洞実験から求められる．次節の解析例の場合，対象となる空気力は非定常揚力となる．非定常揚力は模型を強制加振させた状態で模型に作用する変動揚力である．

$$F_L(t)=\frac{1}{2}\rho V^2 B C_{Li}\frac{u(t)}{\omega B} \quad \text{.....(7)}$$

$F_L(t)$ ：非定常揚力(kgf/m)
ρ ：空気密度(kgf/s^2/m^4)
V ：平均風速(m/s)
B ：塔幅(m)
C_{Li} ：非定常揚力係数
$u(t)$ ：塔柱応答速度(m/s)
ω ：塔柱応答角振動数(1/s)

非定常空気力係数の風洞実験計測値を**第10図**に示す．横



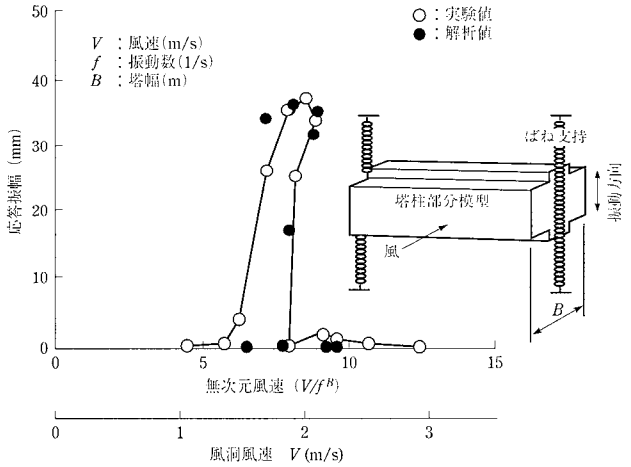
第10図 非定常揚力係数

Fig. 10 Unsteady aerodynamic lift coefficients

軸は無次元風速である．縦軸の非定常揚力係数C_{Li}が正値のとき，空気力は励振力を意味する．

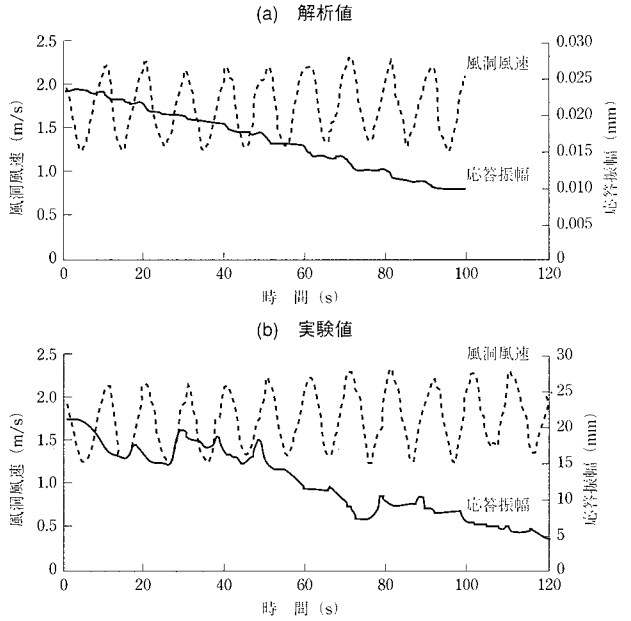
2.5.2 解 析 例

吊橋主塔の部分模型を用いた振動実験と解析値の比較結果を**第11図**および**第12図**に示す．**第11図**は，風洞風速を一定にして主塔部分模型の応答振幅が最終的に定常状態になったときの振幅を表わす．風洞風速2 m/s弱で最大振幅40 mm程度のカルマン渦励振が発現している．風洞実験値と解析値は良く対応している．次に**第12図**は風洞風速を周期的に変化させた場合の模型の応答振幅の変化を表わしたものである．解析値と風洞実験値は同様の応答特性を示しており，過渡応答解析プログラムは風洞実験を十分な精度で再現しているのがわかる．



第11図 平均風速と応答振幅の関係

Fig. 11 Relationship between wind speed and response of a section model of a tower



第12図 周期的変動風速と応答振幅の関係

Fig. 12 Relationship between cyclic fluctuating wind speed and response of section model of tower

3. 結　　言

橋梁の耐風安定性を評価する手法は大きく分けて風洞実験による方法と数値解析による方法の2種類ある．ここでは後者の手法について当社が開発した各種解析プログラムを紹介し，解析値と風洞実験結果の比較を行った．検討対象の耐風応答は風荷重静的変形，ガスト応答，フラッタおよび渦励振である．各解析プログラムによる解析値は，風洞実験結果と良い対応を示している．

なお，本稿で取り上げた解析プログラムは当社流体・燃焼研究部故樋上琇一次長が中心となって開発したものである．

参 考 文 献

(1) 結城晧曠，安藤紘三：有限要素構造解析法の研究－第4報　骨組の振動，座屈および大たわみ解析－ 石川島播磨技報　第10巻第4号　1970年7月　pp. 327–336

(2) 結城晧曠，島田忠幸，樋上琇一：吊橋と平面骨組の非線形解析例，　日本鋼構造協会第7回大会研究集会，　マトリックス構造解析法研究発表論文集，1973年6月

(3) 本州四国連絡橋公団第3建設局向島工事事務所，石川島播磨重工業株式会社：多々羅大橋桁架設時風洞試験報告書　1993年6月

(4) 岡内　功，伊藤　学，宮田利雄：耐風構造　丸善　1977年　pp. 236–251

(5) 本州四国連絡橋公団：本州四国連絡橋耐風設計基準(1976)・同解説 1976年
(6) 本州四国連絡橋公団：明石海峡大橋風洞試験要領(1990)・同解説 1990年2月
(7) A. G. Davenport：Buffeting of a Suspension Bridge by Storm Winds Proc. ASCE, Vol. 88, ST 3 (1962. 6)
(8) 樋上琇一，松田一俊：長大橋の多自由度フラッター解析 石川島播磨技報 橋梁特集号 1995年4月 pp. 34–39
(9) T. J. A. Agar：Aerodynamic Flutter Analysis of Suspension Bridges by a Modal Techniqu Eng. Strct. Vol. 11 (1989. 4)
(10) 樋上琇一，松田一俊：長大橋梁のフラッタ応答に影響を与える非定常空気力の特性 土木学会第50回年次学術講演会 1995年9月
(11) 勝地 弘，宮田利雄，北川 信，佐藤弘史，樋上琇一：明石海峡大橋風洞試験での連成フラッター特性に関する考察 第13回風工学シンポジウム論文集 1994年12月 pp. 383–388
(12) 河島佑男：動的応答解析，コンピュータによる構造工学講座Ⅱ－4－A 培風館 1972年 pp. 46–58

――謝　辞――

本稿において，風荷重静的変形，ガスト応答およびフラッタ(長大補剛トラス吊橋縮尺1/100模型風洞試験)の各風洞実験結果は，本州四国連絡橋公団よりいただきました．ここに記し，感謝の意を表します．

また，フラッタのうち超長大橋橋げた部分模型振動実験は建設省土木研究所，本州四国連絡橋公団，財団法人土木研究センターおよび民間8社による共同研究「耐風および経済性に優れた超長大橋の開発」の一環として行われたものであります．

UDC 533.6.07 : 504.06 : 621.311.25

風洞実験における原子力発電所の環境評価技術
―― 放出速度比確認実験 ――

水 本 伸 子　技術本部技術研究所流体・燃焼研究部　課長
永 井 清 之　技術本部技術研究所流体・燃焼研究部

Environmental Assessment Technique for Nuclear Power Plants Using Wind Tunnel Experiments
―― Evaluation of Effective Stack Height for Release Speed Ratio ――

MIZUMOTO Nobuko
NAGAI Kiyoyuki

Wind tunnel experiments are used to study the air pollution from nuclear power plant stacks. Many experiments have been conducted on a terrain model using a scale of one to a few thousands set in the wind tunnel. Effective stack height is defined to explain the terrain effect compared with a flat plate. In experiments, the tracer gas is released at an arbitary velocity in the down wind direction from a modified Γ-shaped stack. For more accurate environmental assessment, release speed ratios of tracer gas to wind speed near the stack is changed from 1 to 4 times. The study found that release speed ratio is not significant for the evaluation of effective stack height.

キーワード：*原子力，環境評価，風洞実験，有効高さ，排気筒，放出速度*

1. 緒　　言

発電用原子炉施設の平常運転時および想定事故時における線量当量評価に際し，発電所の排気筒から放出される放射性物質が発電所周辺にどのように拡散して行くかを把握するために，地形模型を用いた風洞実験が実施される．当社技術研究所では大型大気乱流風洞を用いて1983年から電力会社の受託研究として風洞実験を実施している．

本研究では，風洞内での模擬排気筒からのトレーサガスの放出速度が線量当量評価に用いられる有効高さに影響を与えない条件を明らかにした．

2. 風洞実験による評価手法

原子力安全委員会の「発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針」[1]では，発電所周辺の地形・建屋が複雑な場合には，有効高さの妥当性を検討するために地形・建屋模型による風洞実験を実施するとしている．有効高さとは，排気筒から放出されたガスが地形・建屋によって受ける影響を，みかけの排気筒高さ（模型を入れない平面における高さ）に換算して，線量当量評価のための濃度を基本的な拡散式で算出するために導入された変数である．風洞実験では，次のような方法で有効高さを求めている．まず，模型を入れない状態（平板実験）で放出高さを変数として風下方向の地表濃度分布の計測を行う．つぎに，地形模型を入れて排気筒高さから放出した場合の風下方向の地表濃度分布を計測し，平板実験と比較して，平板のどの排気筒高さに相当するかを判断する．有効高さは，風下距離で異なる値となる場合，「線量評価地点（敷地境界）以遠において，平板実験による地表煙軸濃度が地形模型実験による地表煙軸濃度を下回らないような分布を示す平板実験の放出源高さをもって定義する」ことが慣例的に行われている．ここで，風洞内の風速は，乱流境界層によって鉛直方向に分布をもち，地面付近では遅く，上方では風洞風速と等しくなる．一方，排気筒から放出するトレーサガスの速度は，高さによらず風洞風速と等速としているため，トレーサガスの放出速度は，周辺の気流速度と異なっている．

本研究は，排気筒から放出するトレーサガスの速度が周辺の気流速度よりも早い場合，拡散状況が変化し，有効高さの判定が異なる可能性について評価したものである．

3. 放出速度比確認実験

3.1 実験目的

筆者ら(1983)[2),3)]は，風洞内の平板実験において，放出速度が周辺気流の3倍程度までは，地表煙軸濃度分布や拡散幅に大きな影響を与えない事を確認した．本研究では，さらに詳細な計測によって拡散状況の差違を定量化し，Γ型排気筒からのトレーサガスの放出速度比(α)の，有効高さの評価への影響の有無を確認する．ここで，放出速度比はα=「トレーサガスの放出速度」／「放出源高さにおける風速」

実験は，平板実験と地形模型実験を行なう．

3.2 実験装置および実験方法

3.2.1 風洞実験装置

実験に用いた風洞は，当社技術研究所(横浜)に設置されている6(幅)×3(高さ)×24(長さ)mの測定部をもつ大型大気乱流風洞[4)]で，風洞気流の設定は，風洞の上流部に乱流境界層発生装置と地面粗度を配置して行なった．有効高さを評価するAサイト地形模型の縮尺は1/2 000であるため，平板実験も縮尺1/2 000とした．Aサイトの地形は，敷地境界付近で標高30 m，南側から南西側の風下10 km付近に標高300 m程度の山が存在するが，それ以外の地点では比較的平たんな地形である．地形模型は，発電所を中心とした風下12 kmの距離まで地形を再現し，発電所敷地内の構造物は原則として高さ10 m程度以上のものを再現している．

3.2.2 実験条件と方法

実験条件を以下に示す．

① 使用装置　大型大気乱流風洞
② 風洞風速　3.0 m/s
③ 排気筒　Γ型排気筒
④ 排気筒高さ　55 mm(110 m相当)
⑤ 縮尺　1/2 000(地形模型の縮尺も同じ)
⑥ トレーサガス　C_2H_4(エチレン)
⑦ サンプリングプローブ　内径2 mm×5本
⑧ 吸引速度　3.0 m/s

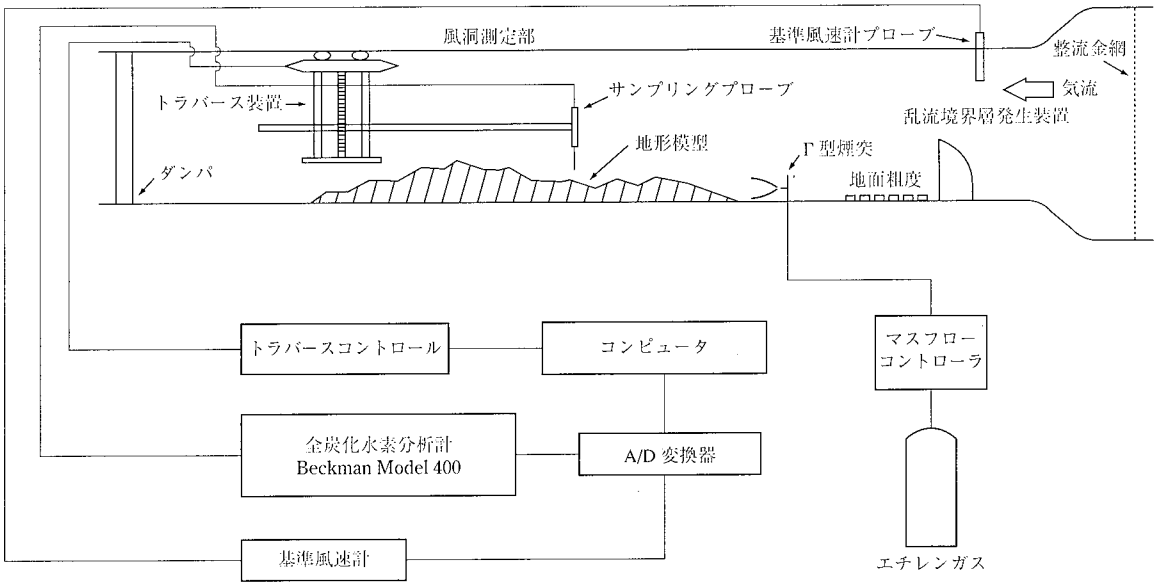
ガス拡散実験系統図を**第1図**に示す．トレーサガスは，排気筒高さから，Γ型排気筒を用いて風下方向に水平に放出した．濃度分布の測定は，風洞内に設置されたトラバース装置によって適当な間隔でサンプリングプローブを移動させ，水素炎式の炭化水素分析計(FID)を用いて行なった．測定された濃度は正規化濃度を用いて評価し，実験結果は風洞風速には依存しないものとした．ここで，正規化濃度は，つぎの式で示す．

$$UC/Q\ (\mathrm{m}^{-2}) \quad \cdots\cdots (1)$$

U：風洞速度(m/s)
C：濃度
Q：放出ガス量(m^3/s)

3.3 確認の手順と実験項目

まず，平板実験で排気筒位置(x=0)における風速分布を計測し，放出速度比α=1に相当する速度を求める．つぎに，高さ110 mの排気筒で放出速度を変えて地表濃度を計



第1図　ガス拡散実験系統図
Fig. 1　Wind tunnel experimental system

測し，放出速度比が影響を及ぼさない範囲を確認する．影響を評価する風下地点は，排気筒近傍 x=800 m 地点，地表最大濃度出現地点およびその中間地点を選択する．また，有効高さは読取り誤差を考慮して5 m 単位で整理するため，高さ110 m の排気筒における有効高さの変化を評価する基準は115 m の値を用い，これを超えない範囲を放出速度比が影響を及ぼさない範囲とする．

ここで，風洞内の乱流状態の確認のため，排気筒位置で乱れ強さと乱れのスペクトルを求める．また，放出速度比の拡散への影響を確認するために，水平方向および鉛直方向の拡散幅を求める．さらに，地形模型実験で排気筒位置の風速分布を計測し，風洞風速と等速で放出する従来の実験手法の放出速度比を求め，これを平板実験で得られた放出速度比が影響を及ぼさない範囲と比較することにより有効高さの変化の有無を判断する．実験項目を以下に示す．

(1) 風速分布・乱れ強さ・乱れスペクトル計測
(2) 最大濃度地点サーベイ
(3) 評価基準調査
(4) 放出速度比の影響調査
(5) 水平方向拡散幅(σ_y)の測定
(6) 鉛直方向拡散幅(σ_z)の測定
(7) 地形模型実験(風速分布・乱れ強さ)

4. 実験結果

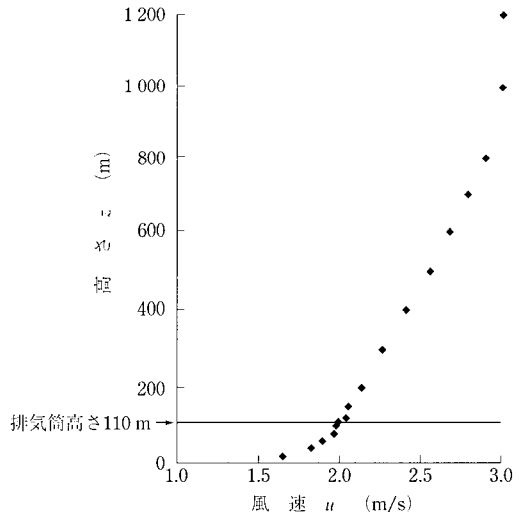
4.1 平板実験

排気筒位置($x=0$)における風速と乱れの鉛直分布を**第2図**および**第3図**に示す．排気筒高さ110 m における風速は1.99 m/s であった．この風速をα=1 に対応する放出速度とした．乱流状態の確認のために排気筒高さにおける乱れのスペクトルを**第4図**に示す．スペクトルの形状に特異な点は認められなかった．α=1 で風下方向の地表濃度を計測した結果を**第5図**に示す．最大濃度地点はx=1 500 m 付近と判断されたことから，評価地点は，最大濃度地点x=1 500 m，中間地点x=1 150 m とした．

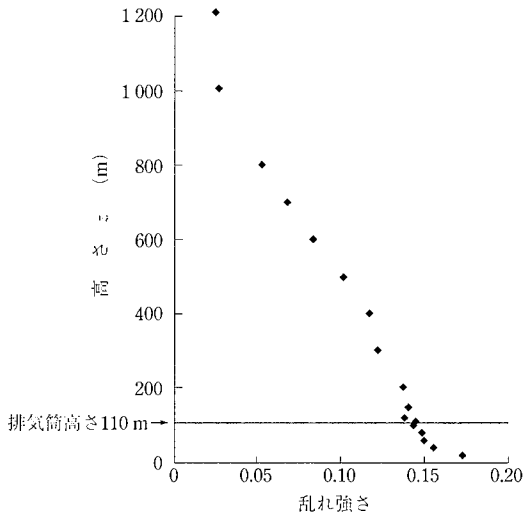
第1表に有効高さ変化の評価基準となるα=1 の地表煙軸濃度を示す．各評価地点において，放出源高さ110 m と120 m の濃度を計測し，この内挿から有効高さ変化の評価基準の115 m の値を算出した．

4.2 放出速度比影響

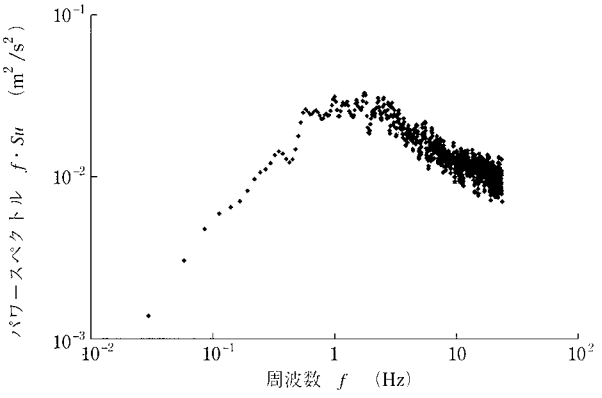
各評価地点において，放出速度比をα=1 から4 まで変化させた地表煙軸濃度を **第6図** から **第8図** に示す．x = 800 m では，α が大きくなると地表濃度が低くなる傾向がみられたが，中間地点と最大濃度地点では，明確な傾向は現れていなかった．



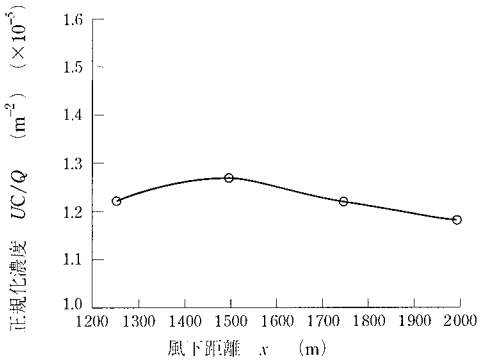
第2図 風速分布
Fig. 2 Mean velocity profile



第3図 乱れ強さ
Fig. 3 Turbulence intensity profile



第4図 乱れスペクトル
Fig. 4 Power spectrum for longitudinal component



第5図 最大濃度地点サーベイ

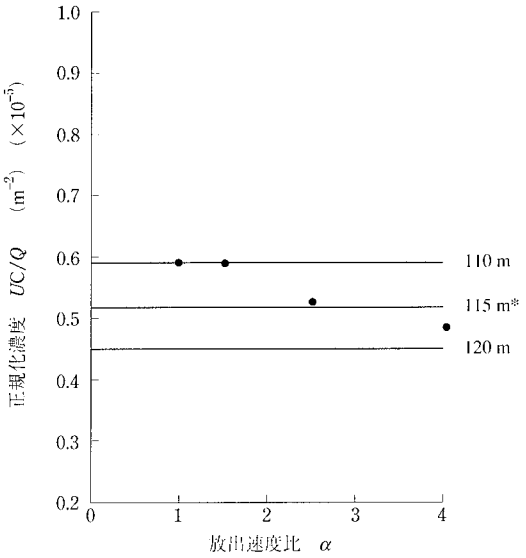
Fig. 5 Maximum ground level concentration survey

第1表 評価基準値（地表煙軸濃度UC/Q (m⁻²)）

Table 1 Concentration reference to effective stack height (UC/Q(m⁻²))

		放出源高さ (m)		
		110 m	115 m*	120 m
評価値点 x(m)	800	5.88×10^{-6}	5.21×10^{-6}	4.53×10^{-6}
	1 150	1.09×10^{-5}	1.02×10^{-5}	9.56×10^{-6}
	1 500	1.23×10^{-5}	1.18×10^{-5}	1.13×10^{-5}

（注）*：115 mの値は110 mと120 mの内挿により求めた

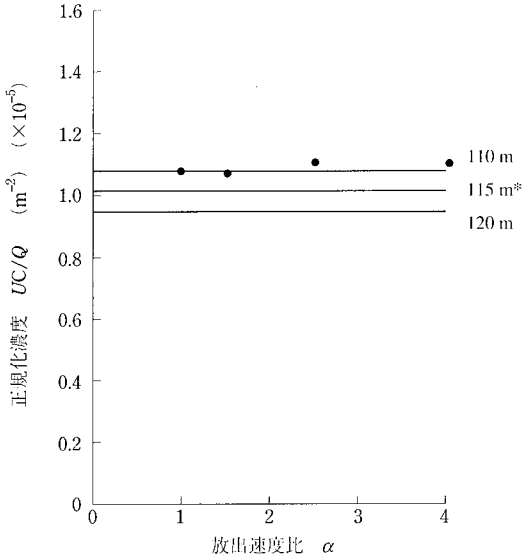


（注）*：評価基準（110 mと120 mの値から内挿した値）

第6図 放出速度比影響調査（x=800 m）

Fig. 6 Evaluation of effective stack height for release speed（at x = 800 m）

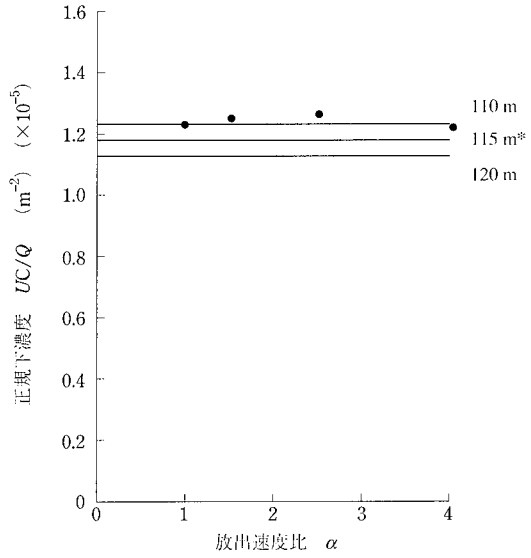
水平方向の濃度分布を最大濃度と拡散幅(σ_y)で規格化して**第9図**および**第10図**に示す．濃度分布はガウス分布とよく一致していた．**第2表**に示すように，σ_y はαが大きくなると小さくなっているが，α=2.5 と 4 の差はほとんど認め



（注）*：評価基準（110 mと120 mの値から内挿した値）

第7図 放出速度比影響調査（x=1 150 m）

Fig. 7 Evaluation of effective stack height for release speed（at x = 1 150 m）



（注）*：評価基準（110 mと120 mの値から内挿した値）

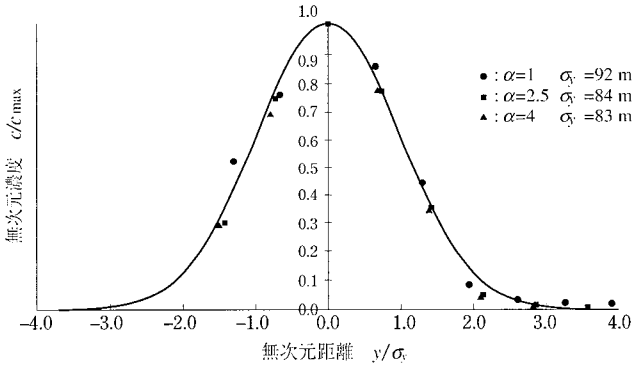
第8図 放出速度比影響調査（x=1 500 m）

Fig. 8 Evaluation of effective stack height for release speed（at x = 1 500 m）

られなかった．鉛直方向の濃度分布を**第11図**および**第12図**に示す．濃度分布は地面反射の影響を受けるため，鉛直方向の拡散幅(σ_Z)は，最大値周りの2次モーメントで定義した．**第2表**に示すようにσ_Z はαが大きくなると小さくなっているが，x = 800 m ではα = 1 と 2.5 の差は見いだせなかった．

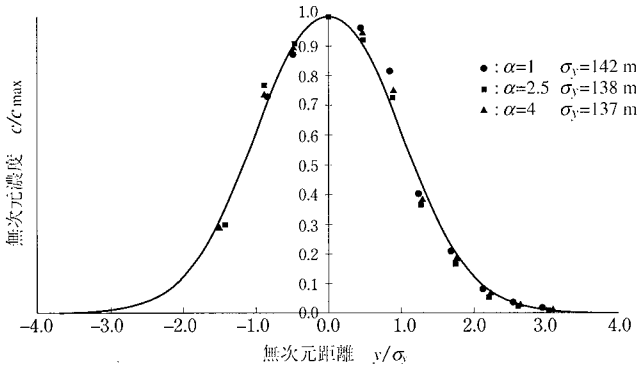
4.3 地形模型実験

最も地形影響があると考えられる風向SSW を対象とし，



第 9 図　水平方向濃度分布（x =800 m）

Fig. 9　Laterral concentration profiles（x =800 m）



第 10 図　水平方向濃度分布（x=1 500 m）

Fig. 10　Laterral concentration profiles（x=1 500 m）

第 2 表　水平方向および鉛直方向拡散幅

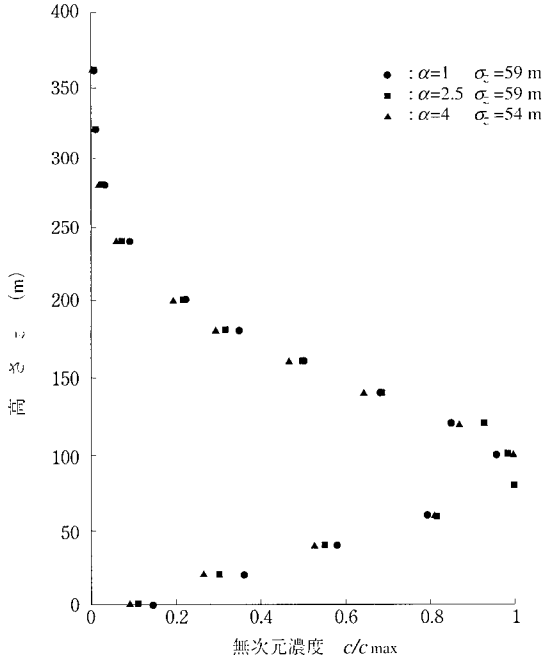
Table 2　Vertical and lateral plume spread

(a) 水平方向（σy :m）

		トレーサガス放出速度比　α		
		1	2.5	4
評価値点	800	92	84	83
x(m)	1 500	142	138	137

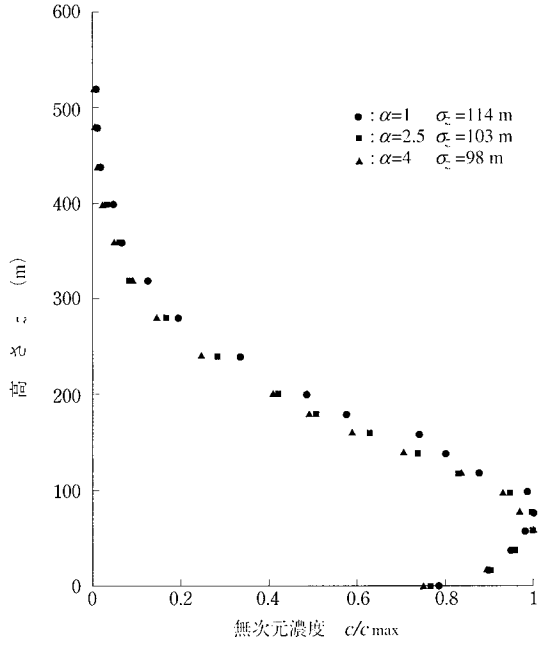
(b) 鉛直方向（σz :m）

		トレーサガス放出速度比　α		
		1	2.5	4
評価値点	800	59	59	54
x(m)	1 500	114	103	98



第 11 図　鉛直方向濃度分布（x =800 m）

Fig. 11　Vertical concentration profiles（x =800 m）



第 12 図　鉛直方向濃度分布（x=1 500 m）

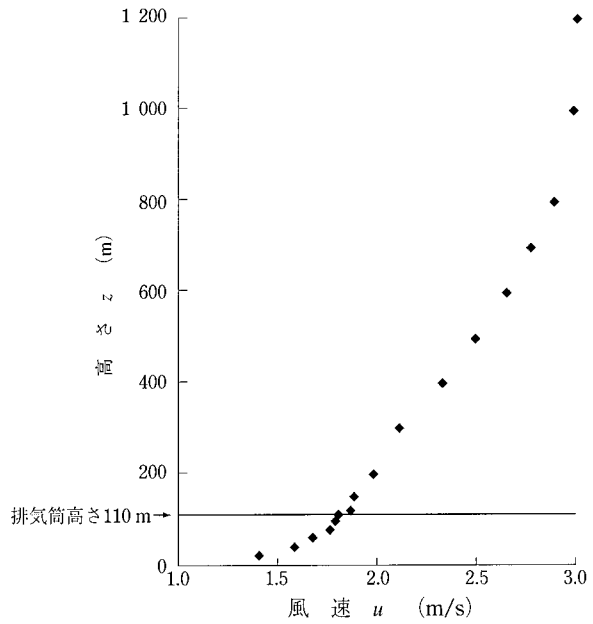
Fig. 12　Vertical concentration profiles（x=1 500 m）

地形模型上で排気筒位置における風速と乱れの鉛直分布を計測した．風速分布と乱れ強さを**第13図**および**第14図**に示す．風速分布はやや地形の影響を受けていた．排気筒高さ(110 m)における風速は1.81 m/sで，放出速度比はα=1.66となった．

5. 考　　察

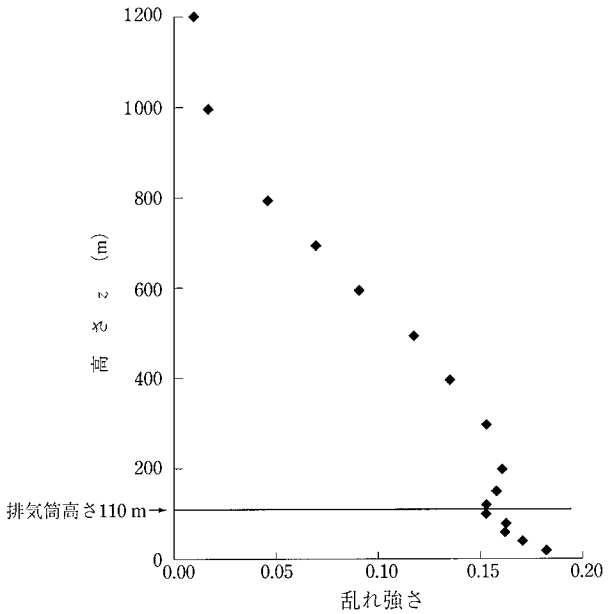
5.1　放出速度比が拡散に及ぼす影響

地表煙軸濃度分布は，放出速度比が大きくなると風下方向に移動し，x=800 m における濃度は低下する．しかし，最大濃度地点では，濃度差が小さいことから，放出速度比の影響が明確に現れないと考えられる．拡散幅は，水平方



第 13 図 風速分布（地形実験）

Fig. 13 Mean velocity profile on terrain model



第 14 図 乱れ強さ（地形実験）

Fig. 14 Turbulence intensity on terrain model

向，鉛直方向とも，放出速度比が大きくなると小さくなる向がある．これは，放出速度比によって拡散状況が変化したためと考えられるが，その差は大きくない．

5.2 放出速度比が有効高さに及ぼす影響

x=800 m では、放出速度比が大きくなると濃度が低下し，αが3より大きくなると，有効高さに換算して5 m高く評価する．中間地点と最大濃度地点においては，放出速度比が大きくなっても濃度低減の傾向はみられず，有効高さは変化しない．すなわち，評価地点が近く，放出速度比が大きい場合には有効高さを高く評価するが，評価地点が遠くなれば，α=4 までの範囲では有効高さは変わらないと考えられる．今回地形模型実験の対象としたサイトは，敷地境界までの距離が最短で780 m であり，また，地形影響を最も受けると考えられる風向での放出速度比がα=1.66で，αが3 以上となることはないと考えられる．したがって，このサイトでは有効高さを高く評価することはないと推定される．

6. 結　　言

風洞で拡散実験を行う際には，トレーサガス放出速度を放出源高さにおける風速と等速（α=1）とすることが望ましいが，現在は一定の放出速度で実施されている．本研究では，放出速度比をα=1 から 4 の範囲で変化させ，αが拡散に及ぼす影響について調査を行った．その結果，今回の実験の範囲では，放出速度比は地表煙軸濃度分布および拡散幅に大きな影響を与えないことが確認された．また，放出速度比が有効高さに及ぼす影響の度合いは，評価地点の位置によって変わることが明らかになった．

参 考 文 献

（1） 原子力安全委員会：発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針　1982年1月

（2） 安枝伸子：トレーサガス流出速度が拡散に及ぼす影響　気象学会予稿集　1983年

（3） 安枝伸子，藤本達見：境界層中の噴流の拡散　第24回大気汚染学会要旨集　1983年

（4） 草刈和彦，根岸　稔，藤本達見，安藤安則，水本伸子：IHI大型大気乱流風洞の機能および特性　石川島播磨技報　第24巻 第2号　1984年3月　pp. 1–7

――謝　　辞――

本研究の実施にあたっては，運輸省気象庁気象研究所物理気象部加藤真規子室長から多くのご助言とご協力をいただきました．ここに記し，深く感謝いたします．

UDC 620.169.1：620.172.251.2：621.375.826：681.723：681.326.7：621.18

火力高温部材のクリープ損傷診断システムの開発

山本忠幸　技術本部メカトロ総合開発センターシステムエンジニアリング部
御園昇平　技術本部メカトロ総合開発センター制御技術部
野中　勇　技術本部技術研究所材料研究部　課長　工学博士
馬木秀雄　エネルギー事業本部電力事業部第一設計部　課長

Development of Creep Damage Assessment System for Aged Thermal Power Plant

YAMAMOTO Tadayuki, MISONO Shohei
NONAKA Isamu, UMAKI Hideo

IHI has developed the Creep Damage Assessment System to identify voids by processing an image observed by a small laser microscope with an advanced image processing technique. The result can be obtained immediately on the spot. Application tests of the system at the Unit No. 3 boiler of the Kudamatsu Power Station showed good operability, adaptability to the environment, and accuracy. The new system can easily indicate damage conditions in parts during the periodical inspection, allowing rapid maintenance. Time reduction required for assessment and increased reliability of equipment can be also achieved.

キーワード：*余寿命診断，クリープ損傷，ボイド，結晶粒界，診断システム，画像処理，レーザ顕微鏡，ボイド面積率法，ボイラ*

1. 緒　　言

発電用火力設備の約80％が運転開始後20年に達し，累積運転時間が25万時間を超えた設備が現れるなど，設備の経年化が一段と進行している．一方，電力需要の事情から，これらの設備は今後とも起動・停止や負荷変化の頻繁な中間負荷運用の過酷な条件下で使用される見通しであり，さらには，電気事業法の改正により定期検査のインターバルが2年に延長されるなど，経年設備を取り巻く状況はますます厳しくなっており，これまで以上に設備の信頼性を確保することが重要な課題になってきている．

ところで，火力発電用ボイラの高温部材の溶接部では，長時間の使用により金属組織にクリープボイドと称する1 μm程度の微小な空孔が発生し，やがてき裂に成長して部材を破壊する．従来のボイド面積率法[1]による診断では，現場で採取したレプリカを研究室に持ち帰り，ボイドの発生状況を走査型電子顕微鏡で観察し，損傷度を評価していた．しかしながら，この方法では，ボイドの識別に専門家が必要であり，また，診断に時間がかかるため，定期検査期間中に健全性の評価ができないなどの課題があった．そこで，このような課題を解決するため，小型レーザ顕微鏡で診断部位を直接観察し，かつ画像処理によりボイドを自動認識して，現場で短時間に損傷度を評価できる診断システムを中国電力株式会社と共同で開発した．以下にその概要を述べる．

2. クリープ損傷診断システム

2.1 システムの特長

本システムは，以下のような特長をもっている．

（1） ボイラの炉内に持ち込み可能な小型レーザ顕微鏡装置を用いて診断部位を直接観察し，現場において，金属組織の状況を確認することができる．

（2） 独自に開発したボイドの自動認識手法を用いて，観察画像を画像処理することにより，専門家でなくとも診断部位の損傷評価，余寿命診断ができ，また，個人差による診断結果のばらつきを防ぐことができる．

（3） 現場で短時間に診断結果が得られるため，定期検査期間中に適切な予防保全を行うことができる．

（4） 本顕微鏡が適用できない狭あい部については従来通りレプリカを採取するが，採取したレプリカを本顕微鏡で観察することにより，直接観察の場合と同様に，現場で診断結果が得られる．

（5） 観察した画像や診断結果などの診断データは自動的に保存されるため，従来のように，レプリカを保管

する必要がない．

2.2　システムの構成

本システムの機器構成を**第1図**に示す．図のように構成機器は，ボイラの炉内と炉外に分けて設置される．炉内に持ち込む機器は炉壁のマンホール（開口部大きさ：最小450×450 mm）から搬入できるよう小型・軽量化し，さらに炉内でのほこりなどの影響を考慮し，防じん対策を施してある．また，炉内機器と炉外機器を結ぶケーブルの長さは，50 m である．炉内機器は，診断部位の金属組織を観察する小型レーザ顕微鏡装置，観察視野の移動を操作，制御するための治具コントローラ，治具ドライバなどから構成される．炉外機器は，炉内から送られる観察画像を自動診断し損傷度を評価する画像診断装置や顕微鏡の制御装置などから構成される．画像診断装置は，本システム全体を管理するホストコンピュータの役目ももっており，システムに対する各種操作はこの装置で行う．

以下に，診断部位の直接観察が可能な，小型レーザ顕微鏡装置について説明する．

2.3.　小型レーザ顕微鏡装置

本装置は，レーザ顕微鏡本体と，顕微鏡を診断部位のある管寄に固定し視野の移動を行う固定治具から構成される．

2.3.1　レーザ顕微鏡

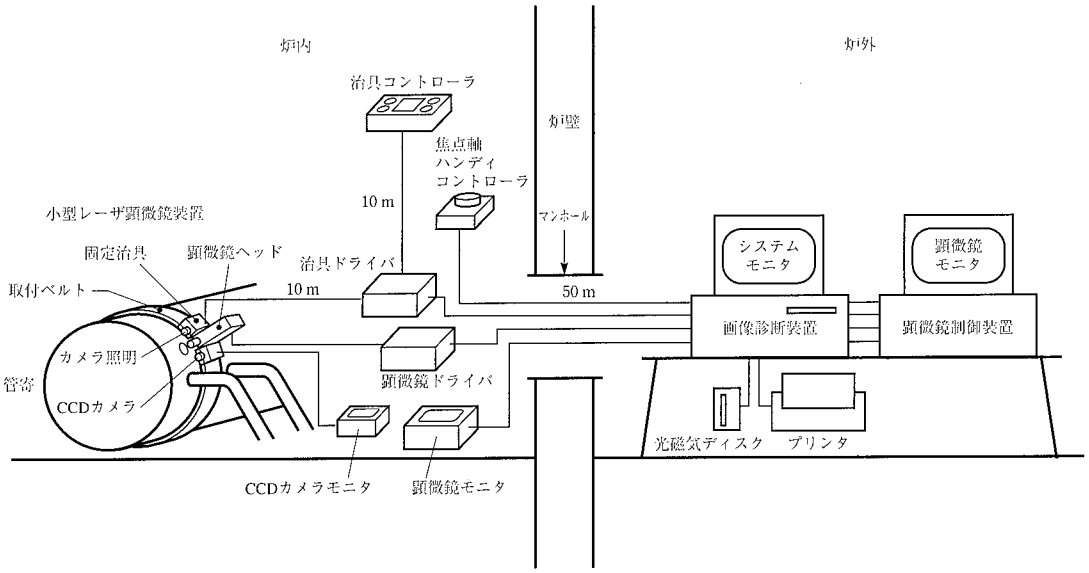
本顕微鏡は，レーザ光を走査して観察面の画像化を行う新しいタイプの顕微鏡で，焦点の合った部分のみが映し出されるリアルタイム画像だけでなく，対物レンズを焦点軸方向に走査させながらリアルタイム画像を記憶・合成させることにより観察視野の全面に焦点の合った鮮明な FSM (Focus Scan Memory) 画像を得ることができる．解像度は 0.30 μm であり，ボイドの検出に十分な性能をもっている．ボイラの高温部材を直接観察するには，単に走査型電子顕微鏡をレーザ顕微鏡に置き換えるだけでなく，顕微鏡ボディを小型化し狭あい部への適用性の向上をはかるとともに，振動およびほこりなどの環境への対応も考慮する必要がある．本研究では，**第2図**に示すように，これらについて種々の検討を行い，防じん性に優れた世界最小クラスのレーザ顕微鏡を開発した．本顕微鏡の外観および主な仕様を**第3図**に示す．本顕微鏡は非常に小型，軽量であるためボイラへの搬入，診断部への取付けを容易に行うことができる．

2.3.2　顕微鏡固定治具

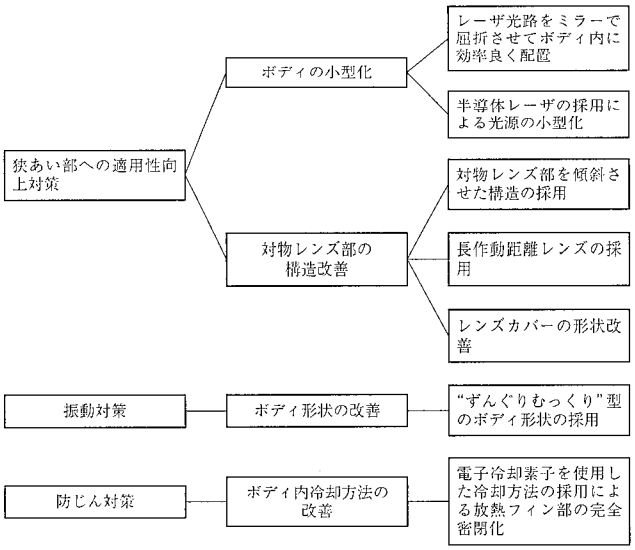
本固定治具は，炉内の診断部位を直接観察するタイプと，採取したレプリカを観察するタイプの 2 種類がある．このうち直接観察用の固定治具は，診断部位である管寄の周継手部，およびスタブ溶接部の両部位の観察に兼用できるように設計した．さらに，顕微鏡と同様，現場での操作性を容易にするため，片手で持てるよう小型・軽量化した（重量：約 6 kg）．治具の管寄への固定方式は，作業員 2 人で簡単に取り付けられ，かつ治具自体が振動しないようしっかり固定できるベルトクランプ方式を採用した．治具固定後の顕微鏡観察視野の移動は，治具に備えられた電動式の直交 3 軸並進機構（分解能：1 μm）により，炉内または炉外から遠隔操作することができる．

2.4　システムの機能

本システムの中核である画像診断装置のもっている機能には，顕微鏡の観察画像を，画像処理により自動的にボイ

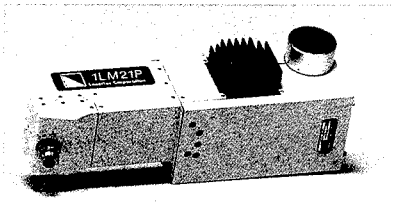


第1図　システム構成図
Fig. 1　System configuration



第2図　小型レーザ顕微鏡の設計における考慮事項

Fig. 2　Requirements for designing small laser microscope



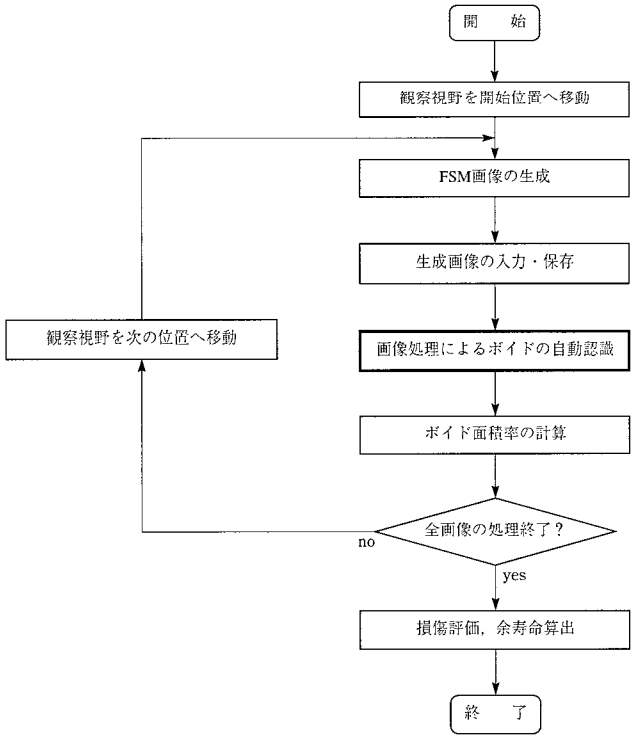
光　　源	半導体レーザ
寸　　法	131(縦)×103(横)×358(長さ) mm
重　　量	5.0 kg
観察倍率	1 250 倍
分　解　能	0.30 μm

第3図　小型レーザ顕微鏡の外観と主な仕様

Fig. 3　General view and specification of small laser microscope

ドを認識し，ボイド面積率法にしたがって損傷評価することを連続的に行う自動診断機能のほか，画像の撮像や診断などをマニュアル操作で行う手動診断機能，ボイド認識結果の修正や，認識結果を損傷評価から除外することができる補正診断機能などがある．ここでは，本システムの中心的な機能である，自動診断機能について説明する．

自動診断の処理フローを**第4図**に示す．まず，顕微鏡固定治具の移動機構により，観察視野を診断開始位置に移動する．次に，その位置でのFSM画像を生成し，顕微鏡モニタに表示する．生成された画像を画像診断装置に入力し，後述するボイドの自動認識手法を用いて画像処理を行う．この処理は約30秒足らずで終了し，認識したボイドの面積から，1画像あたりのボイド面積率(1画像内にボイドが占める面積の割合)を計算する．これで，画像1枚についての処理が終了し，次の画像を診断するため，観察視野の中の



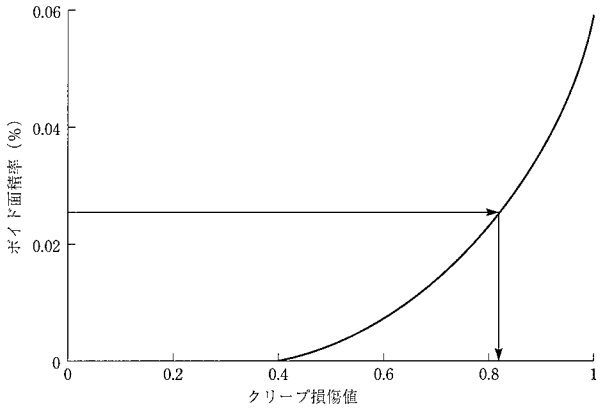
第4図　自動診断処理フロー

Fig. 4　Processing flow of automatic creep damage assessment

画像処理範囲が連続するように，観察視野を自動送りする．

以上の一連の処理を，従来法での診断面積(約1 mm^2)に相当する画像枚数(約50枚)に達するまで，連続して実行する．自動診断が始まると，操作員は，逐次表示される入力画像や診断状況をモニタで確認するだけで，システムを特に操作する必要はない．すべての画像に対して処理が終了すると，全画像でのボイドの総面積率を計算し，**第5図**に示すクリープ損傷検定曲線(ボイド面積率とクリープ損傷の関係)に代入して，1診断部位のクリープ損傷値を求める．

最後に，クリープ損傷値とボイラの累積運転時間から余寿命を求め，画面上に表示して診断を終了する．これらの診断結果は，撮像した原画像，および画像処理後のボイド



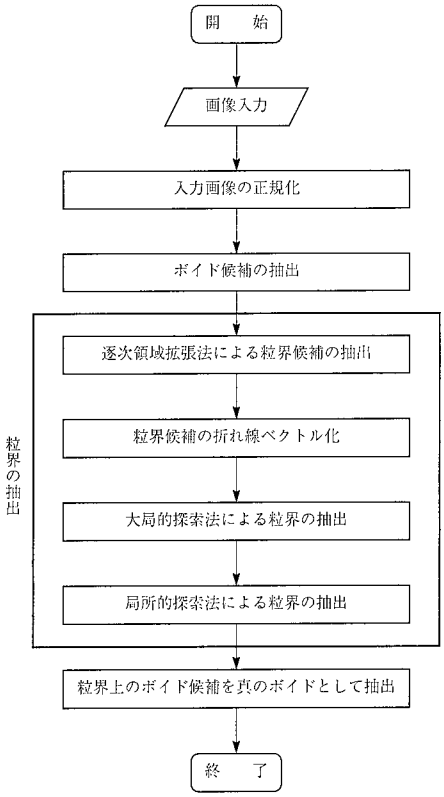
第5図　クリープ損傷検定曲線

Fig. 5　Calibration curve of creep damage

認識結果画像とともに光磁気ディスクに自動的に保存され，いつでも読み出すことができる．

3. ボイド自動認識方法

ボイドは，レーザ顕微鏡から入力される画像上において，炭化物の抜け穴，ゴミや傷といったノイズ成分とともに，比較的濃度の暗い領域として観察される．そのため，単なるしきい値処理だけでは，ボイドとこれらのノイズを同時に検出してしまう．専門家は，「ボイドは結晶粒界上に発生する」という知識を用いて，これらを区別している．そこで，ボイドである可能性をもつボイド候補の抽出処理，および結晶粒界の抽出処理を行った後で，結晶粒界上に存在するボイド候補を真のボイドとして認識する方法を考案した．**第6図**にボイド自動認識処理フローを示す．まず，入力画像に対し，前処理として正規化処理を行う．これは，入力画像の濃淡ヒストグラムを，一定の平均値および分散となるように変換する処理で，ボイドや粒界の濃度をほぼ同じ範囲になるように補正するものである．これによって，以後の処理におけるパラメータをほぼ固定することが可能となり，自動化を図ることができる．そして，正規化された画像に対し，以下に示すボイド候補抽出処理，結晶粒界抽出処理をそれぞれ行う．



第6図　ボイド自動認識処理フロー
Fig. 6　Processing flow of void recognition

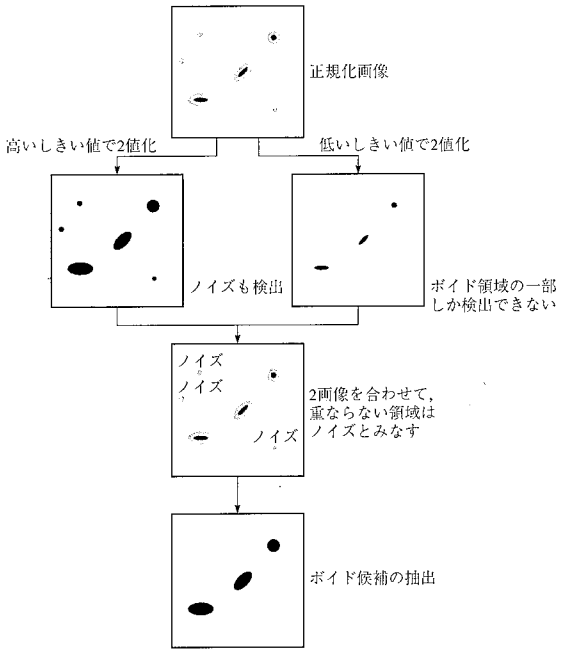
3.1 ボイド候補抽出処理

レーザ顕微鏡で撮像されるボイドは，中央部が非常に暗く，周辺部は比較的明るいという性質をもっている．そのため，2値化しきい値を低くすると，ボイドの領域の中央部しか抽出されず，また，2値化しきい値を高くすると，ボイド領域全体を抽出することができる反面，多くのノイズ領域も抽出してしまう．そこで，**第7図**に示すような，2段階しきい値法により，ボイド候補を抽出する．本法は，正規化画像を高いしきい値で2値化することによって，ノイズを含むボイド候補をすべて抽出する．同時に，正規化画像を低いしきい値で2値化することによって，確実にボイドである非常に暗い領域のみを抽出し，ノイズを含まないようにする．そして，これらの結果を用いて，高いしきい値で2値化された領域の中で，低い濃度値をもつ領域をボイド候補として抽出する．これにより，ノイズの抽出を極力抑え，しかもボイド候補の領域全体を抽出することができる．

3.2 結晶粒界抽出処理

結晶粒界には決まったパターンがあるわけではなく，不特定で複雑な曲線形状をしている．また，エッチングなどの影響で粒界の一部が途切れていたり，エッチピットなどのノイズが非常に多く存在するため，従来の画像処理手法を組み合わせるだけでは，粒界を検出することが困難である．

そこで，逐次領域拡張法により粒界候補を抽出した後，折れ線ベクトル化処理により，ひとつながりの曲線を複数



第7図　ボイド候補抽出処理
Fig. 7　Process of extracting void candidates

の直線セグメントで近似表現する．これにより，粒界候補の幾何学的形状情報が計算機内に記述され，記号として処理することができるようになる．そして，記述された直線セグメント群の中から，一定長さ以上のセグメントすべてをベースセグメントとして抽出し，これらのベースセグメントに対して，直線へのフィット性，および幾何学的な連続性を基に直線セグメントを結合していく．これにより，ノイズを削除し，一本の連続した粒界を抽出することができる．直線セグメントを結合する方法として，直線へのフィット性に基づく大局的探索法，および幾何学的な連続性に基づく局所的探索法の二つのアプローチを用いた．以下では，逐次領域拡張法，大局的探索法，局所的探索法について説明する．

（1） 逐次領域拡張法

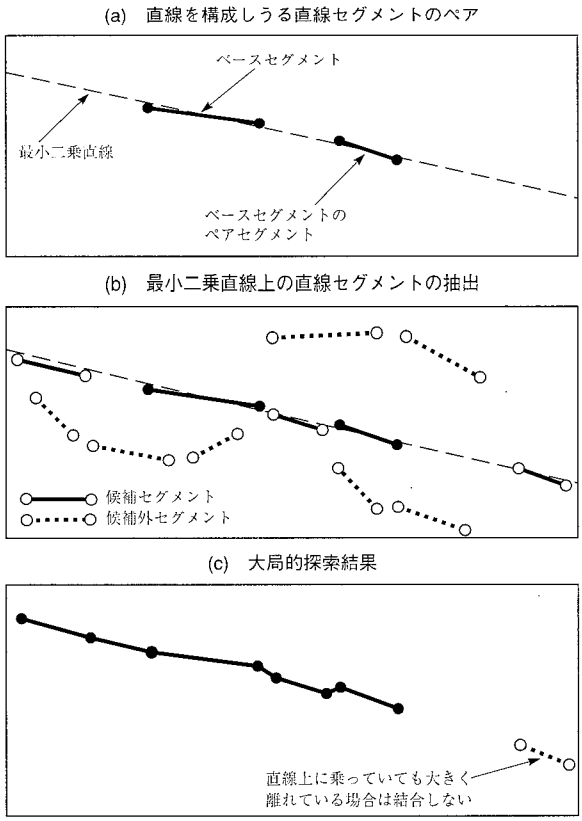
本法は，粒界候補領域を多段階の濃度しきい値によりいくつかの濃度範囲に分割し，確実に粒界と判断される核領域（最も暗い濃度領域）に，各分割領域が隣接している場合，粒界領域として逐次統合を行う処理である．本処理を繰返し実行することにより，ノイズ領域の抽出を避けつつ，粒界領域の良好な拡張を行うことができる．また，折れ線ベクトル化処理で記述される直線セグメントの数を減らすことができ，探索処理時間の短縮も図ることができる．

（2） 大局的探索法

本法は，複数の直線セグメント間が大きく途切れていても，マクロ的に見て，1本の直線を構成している場合，これらの直線セグメントを結合し，粒界として抽出する処理である．各ベースセグメントごとに，他の直線セグメントとのペアで直線を形成できるか否かを判定し，形成可能である場合には最小二乗法によって直線を生成し，この直線上に粒界があるという仮説を立てる（**第8図-(a)**）．そして，この直線上に存在するすべての直線セグメントを候補セグメントとして求め（**第8図-(b)**），連続する候補セグメント同士をグループ化する．グループ化された候補セグメントの組が一定長さ以上かどうかで仮説の検証を行う．検証に合格した候補セグメントの組は，1本の連続した粒界として抽出する（**第8図-(c)**）．

（3） 局所的探索法

大局的探索法では，同一直線上にある粒界を抽出することができたが，曲線形状の粒界を抽出することができない．そこで，本法では，直線セグメント群の中


(a) 直線を構成しうる直線セグメントのペア

(b) 最小二乗直線上の直線セグメントの抽出

(c) 大局的探索結果

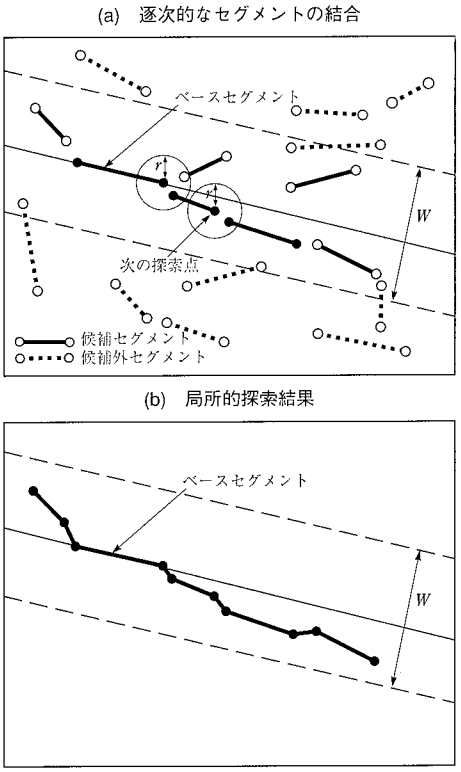
第8図 大局的探索法による粒界の抽出

Fig. 8 Extracting grain boundary based on the global search method

から，局所的に見て近距離にあり，かつ方向の連続性が保たれているものを逐次的に結合していく処理を行う．まず，**第9図-(a)**に示すように，ベースセグメントと平行で幅Wの範囲にある直線セグメントを候補セグメントとして求める．ベースセグメントの端点を探索点とし，この探索点から半径rの円の中に端点をもつ候補セグメントの中で，ベースセグメントに近く，かつ同じ方向となるセグメントを，ベースセグメントと結合する．結合したセグメントの端点を，次の探索点として，候補セグメントがなくなるまで，同様の処理を繰返す．このようにして結合されたセグメントの全体の長さがしきい値以上であれば，粒界として抽出する（**第9図-(b)**）．本法により，不特定の曲線形状であっても，滑らかに連結している粒界であれば，検出することが可能となる．

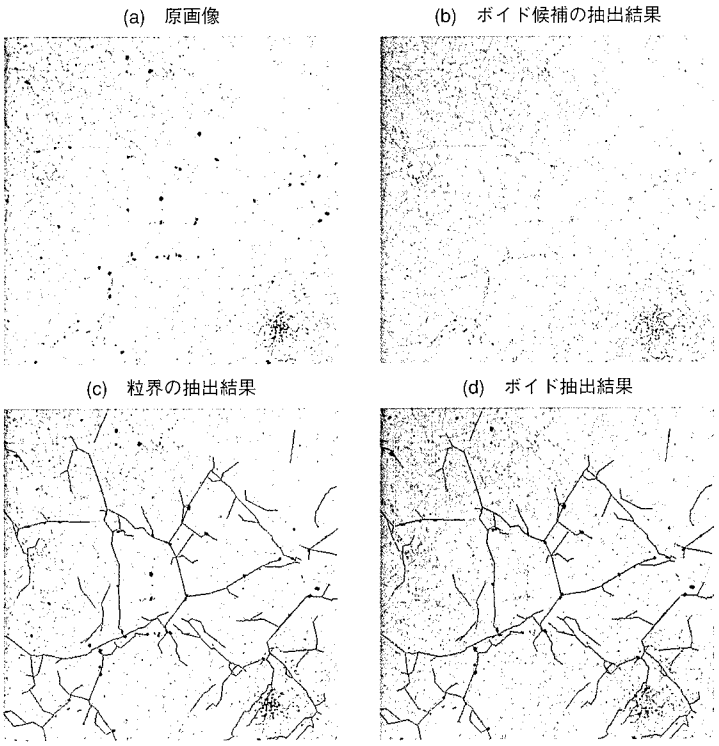
3.3 ボイド認識結果

前節までに述べた処理アルゴリズムにしたがって，実際のボイドを撮像したレーザ顕微鏡画像に対し，抽出試験を実施した．レーザ顕微鏡で撮像した実機サンプル材の画像例を**第10図-(a)**に示す．この原画像に対して，ボイド候補，粒界およびボイドを抽出した結果をそれぞれ，**第10図-(b)**



第9図 局所的探索法による粒界の抽出

Fig. 9 Extracting grain boundary based on the local search method



第10図 ボイド自動認識処理例

Fig. 10 Example of void recognition process

～(**d**)に示す．**第10図-(d)**における，赤，緑，青はそれぞれ，ボイド，ノイズ，粒界を表わしており，粒界上のボイドを良好に抽出していることがわかる．20枚のレーザ顕微鏡画像に対して同一パラメータによる試験を実施したところ，90％以上の正解率でボイドを認識することができ，余寿命診断する上で，十分な精度であることを確認した．ただし，画像の端にある粒界で，それ自体の長さが短く，他の粒界と大きく離れている場合には，粒界として検出することが不可能であるため，そのような粒界上のボイドを認識することができない．そこで，本システムでは，画像を重複して撮像し，画像の内側領域(**第10図-(d)**の黄色の枠線内)をボイドの計測対象範囲とすることにより，全体的なボイド未検出率の低減を図っている．

4. 実機適用試験

4.1 診断対象部位

本システムの実機適用試験を，中国電力株式会社下松発電所3号ボイラにおいて実施した．診断対象部位は，最終過熱器出口管寄の周継手部，およびスタブ溶接部とした．同ボイラの仕様および運転実績は次のとおりである．

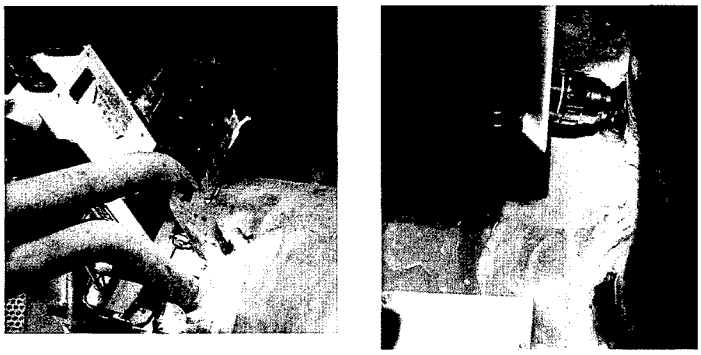
形　式	貫流型ボイラ
出　力	700 MW
蒸発量	2 350 t/h
使用温度	
再熱器出口	541°C
過熱器出口	568 〃
使用圧力	
過熱器出口	25 MPa (255 kgf/cm^2)
再熱器出口	4.1 〃 (41.4 〃)
累積運転時間	85 856 h
累積起動停止回数	362

4.2 適用試験

上記部位の調査箇所を選定して診断を行い，本システムの操作性，環境への適用性，および精度の評価，検証を実施した．精度の検証は，同一の調査箇所から採取したレプリカを走査型電子顕微鏡で観察し，従来法で診断した結果と比較して行った．

第11図に小型レーザ顕微鏡装置の取付け状況を示す．本システムは2人の作業員で操作可能であり，管寄周継手部はもちろんのこと，スタブ溶接部などの狭あい部への適用性も良好で，いずれの箇所でも直接観察による鮮明な組織画像が得られた．また，直接観察できない箇所についても，レプリカを採取し本顕微鏡で観察することにより，その場で診断可能であることを確認した．本システム適用時の実績から，従来法に比べて，診断に要する期間で約70％低減

(a) 小型レーザ顕微鏡装置外観　(b) 顕微鏡対物レンズ部



第11図　管寄スタブ溶接部の観察状況

Fig. 11　General view of observation at header-stub welded part by laser microscope

できる見通しを得た．至近距離で衝撃力を伴う作業が行われる場合は，その振動の影響を避けられないが，通常の周辺作業についての適用性は良好であり，ほこりなどに対する耐環境性も問題ないことを確認した．

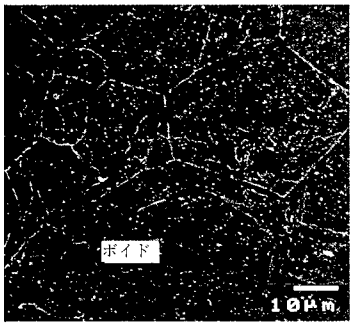
第12図に，管寄スタブの同一箇所における本システムによる直接観察結果と，従来法である走査型電子顕微鏡によるレプリカ観察結果の一例を示す．この図のように，観察部位の結晶粒界，およびボイドを正しく自動認識できていることから，実機サンプル材の画像を基に開発したボイド自動認識手法が，実機の直接観察画像に対しても，そのまま適用可能であることが確認できた．また，この図の診断箇所に対して，本システムのボイド認識結果から得た寿命消費率と，従来法から得たそれとは同程度であり，さらに，他の部位についても同様な結果が得られたことから，本システムの診断精度は，従来法とほぼ同等であることを確認できた．

5. 結　　言

経年設備の非破壊損傷計測法として実用化されたボイド面積率法を発展させ，小型レーザ顕微鏡装置で診断部位を直接観察し，さらに独自に開発した画像処理によるボイドの自動認識手法を用いて現場で即座に診断結果が得られる

(a) 本システムによる直接観察

(b) 走査型電子顕微鏡によるレプリカ観察



第12図　管寄スタブ溶接部の観察例

Fig. 12　Comparison of micrograph obtained by this system with a scanning electronic microscope micrograph

「クリープ損傷診断システム」を開発した．本システムの実機適用試験を中国電力株式会社下松発電所3号ボイラで実施し，操作性，環境への適用性および診断精度などの評価，検証を行い良好な結果を得た．本システムの適用により，定期検査期間中に部位の損傷を把握でき，迅速なメンテナンスの実施が可能となることから，診断期間の大幅な短縮と設備の信頼性の向上に寄与できるものと考える．

今後，さらに実機での診断を積み重ね，本システムの改善をはかっていく所存である．

参 考 文 献

(1) 野中　勇，園家啓嗣，中代雅士，米山弘志，北川正樹：ボイラの寿命診断技術　石川島播磨技報　第32巻第5号　1992年9月　pp. 318–318

UDC 504.054 : 621.515 : 629.33

自動車搭載用スーパーチャージャのライフサイクルアセスメント(LCA評価)

園 家 啓 嗣 技術本部技術研究所材料研究部 課長 工学博士
原 正 文 産業機械事業本部汎用機械事業部品質保証部 課長

Life Cycle Assessment of Supercharger for Automobiles

SONOYA Keiji
HARA Masafumi

The life cycle assessment (LCA) technique is used to calculate and evaluate product load on the environment and has now been applied to the supercharger. The screw type supercharger mounted on automobiles was selected as the model for LCA. Comparative assessment was carried out on automobiles with and without a supercharger to evaluate the impact on the environmental load characteristics, covering the life cycle from the production of superchargers, use on automobiles to the disposal after use. The assessment clarified that automobiles with the supercharger cause less environmental load compared with these without a supercharger.

キーワード：*ライフサイクルアセスメント(LCA)，スーパーチャージャ，環境負荷，自動車，CO_2，NO_X，消費エネルギー，温暖化，オゾン破壊，リサイクル*

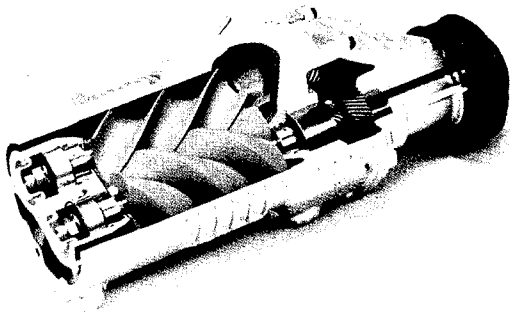
1. 緒　　言

地球環境保全が大きな問題になっており，各種製品の製造，使用，廃棄までの環境負荷性を評価するライフサイクルアセスメント(LCA)が国際的にもISO規格14000[1]などで求められるようになると考えられる．そのためにも，今後製品をLCA評価できるシステムを構築していくことは重要な課題である．したがって，ここでは小型製品で評価が比較的容易であると考えられる自動車搭載用スクリュー型スーパーチャージャ(以降スーパーチャージャと略す)をモデルとして，スクリュー型スーパーチャージャを搭載した自動車と搭載しない自動車について，スーパーチャージャ製造から，自動車の使用，使用後の処分までのライフサイクルにおける環境負荷特性の比較評価を行った．

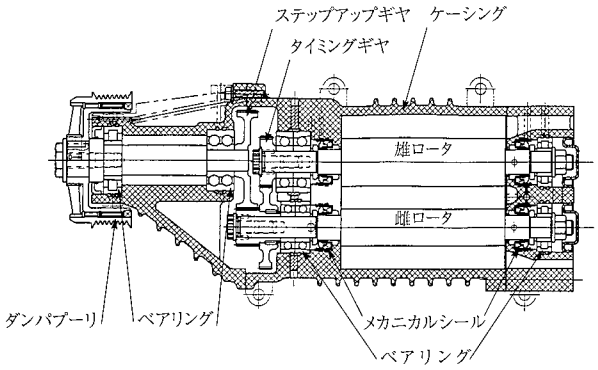
2. スーパーチャージャの構造

スーパーチャージャは低燃費，低速トルクアップの有効手段の一つであるミラーサイクルエンジン用に開発されたコンプレッサ[2]であり，その外観と構造を**第1図-(a),(b)**に示す．スーパーチャージャは図に示すようにケーシング，ロータ，入力軸，ギヤ，ベアリングおよびボルト・ナット類の六つの部品から構成されている．また，使用材料はAl，SUS 304および炭素鋼である．

(a) 外観図



(b) 構造断面図



第1図　スクリュー型スーパーチャージャ
Fig. 1　Appearance and structure of screw type supercharger

3. スーパーチャージャ用LCAソフトの開発

スーパーチャージャのライフサイクルは**第2図**に示すように，材料(Al，SUS 304，炭素鋼)製造，スーパーチャージャ製造，自動車使用，使用後の処分が考えられるため，Simapro.3.1[3]（既存のLCA ソフト)の中にスーパーチャージャのライフサイクルのツール(工程)を書き込み，スーパーチャージャのLCA評価ができるソフトを作製した．

4. スーパーチャージャの環境負荷の評価法

4.1 LCA評価の基本的考え方

LCA評価法としてEco-indicator 95 method[3]を用いた．スーパーチャージャを搭載した自動車と搭載しない自動車の環境負荷特性を比較するに当たっては，次の①②を仮定した．また，自動車の特性の比較は**第1表**のようになる．

① スーパーチャージャを積んだ2.3リットル・エンジンはスーパーチャージャを積まない3.5リットル・エンジンと同じパワーをもつ．

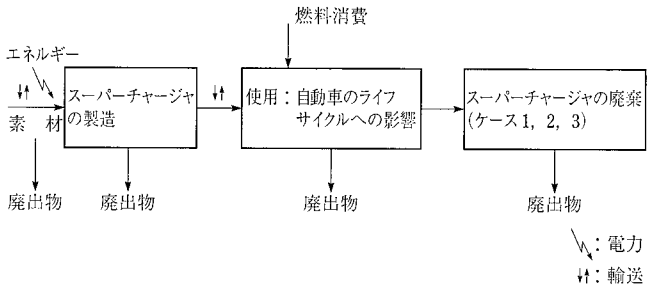
② 自動車の平均的な運転寿命距離を150 000 kmとする．

4.2 データ収集(インベントリ分析)

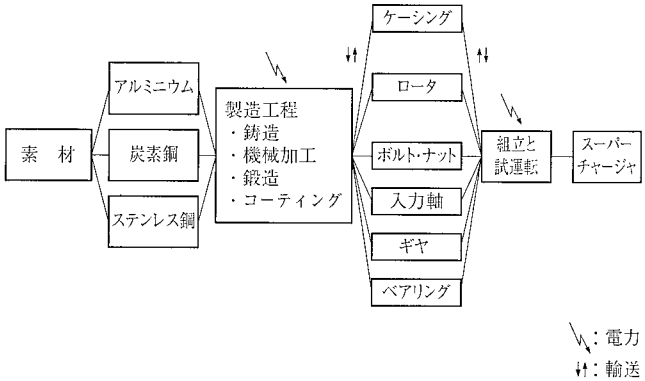
スーパーチャージャの構成材料であるAl，SUS 304，炭素鋼の環境負荷データはIVAM1996[4]およびIDEMAT1996[5]に基づいている．電源構成は，水力20%，原子力20%，火力60%(石油：30%，ガス：30%)である．なお，石油およびガスによる火力の環境データはETH1994[5]に基づいている．輸送の環境データはETH1994に基づいて作成した．

スーパーチャージャ製造(ケーシング，ロータ，入力軸，ギヤ，ベアリングおよびボルト・ナット類)の工程を**第3図**に示す．主に4工程(鋳造，機械加工，鍛造，コーティング)からなり，その詳細な過程とインプット，アウトプット(電力量，材料量，使用ガスなど)を**第4図**に示す．このインプットおよびアウトプットのデータは，実際にスーパーチャージャ製造過程を調査しデータを収集したものである．図より，スーパーチャージャ製作の中で，重量からみてもロータとケーシングの製作で大部分の環境負荷を出していると思われる．

自動車使用後のスーパーチャージャの処理は，**第2表**に示すように，(ケース1)大部分を廃棄埋め立て，(ケース2)80%埋め立てて10%リユースし残り10%のAl製ケーシングをリサイクルする，(ケース3)80%埋め立てて10%リユースし残り10%のAlを溶かして材料としてリサイクルするの3ケースを想定した．処理方法別の環境データはA 001996[6]に基づく．



第2図　自動車に使用されるスーパーチャージャのライフサイクル
Fig. 2　Life cycle of supercharger mounted on car



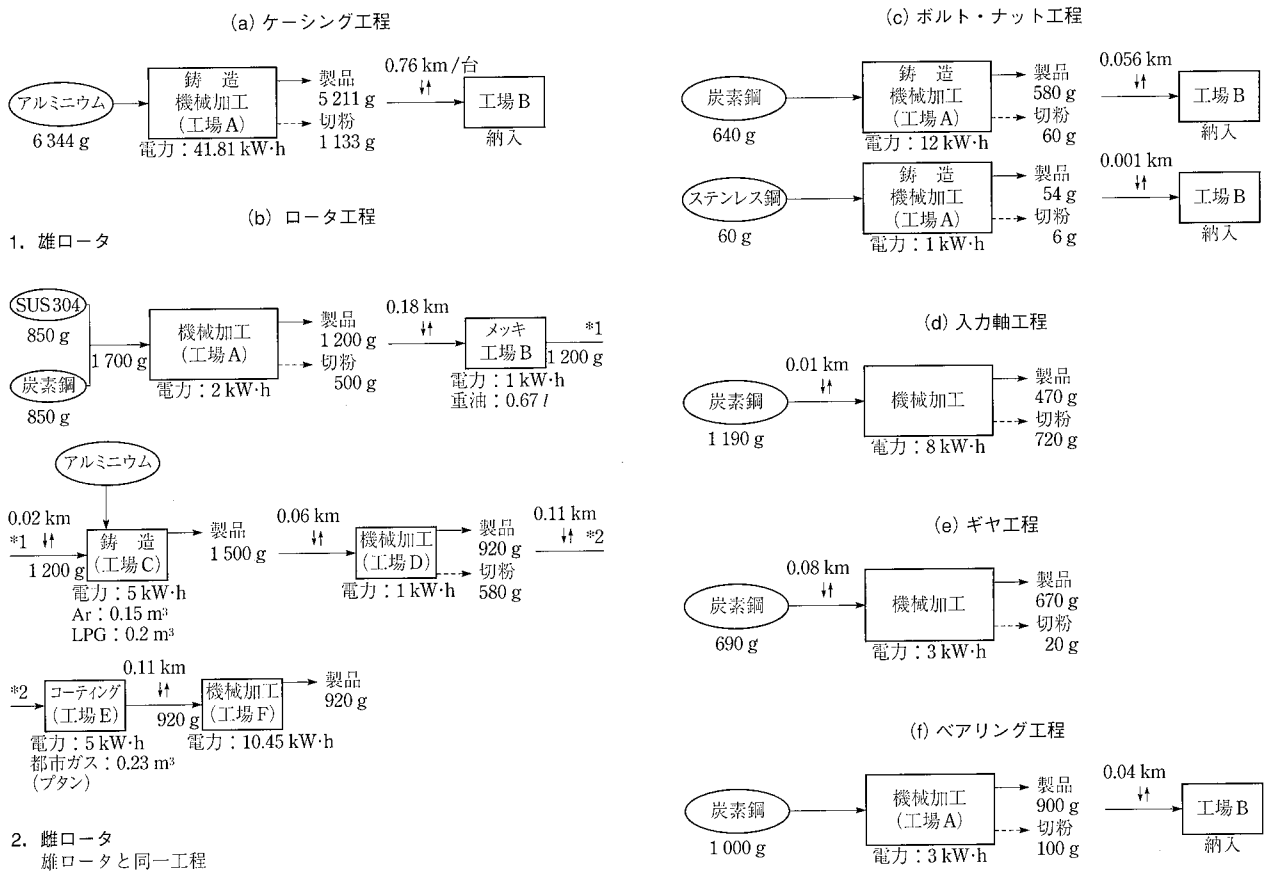
第3図　スーパーチャージャ製造工程
Fig. 3　Production process of supercharger

第1表　2種類の自動車の特性
Table 1　Characteristics of two types of cars

項目＼種類	スーパーチャージャ搭載	スーパーチャージャ無搭載
寿命走行距離(km)	150 000	150 000
総排気量(cc)	2 254	3 473
燃費(km/l)	10.6	8.7
エンジンオイル(km)	4.91/10 000	5.21/10 000
最大トルク(kg·m/rpm)	30.0/3 500	31.8/2 800
重量(kg)	1 490	1 580

第2表　異なる廃棄シナリオ
Table 2　Different types of disposed scenarios

方法＼ケース	(1)	(2)	(3)
埋め立て(%)	98	80	80
リユース(%)	2	10	10
リサイクル	なし	10% アルミニウムをケーシングのままでリサイクル	10% アルミニウムを溶かし，材料としてリサイクル



第4図　スーパーチャージャの製造

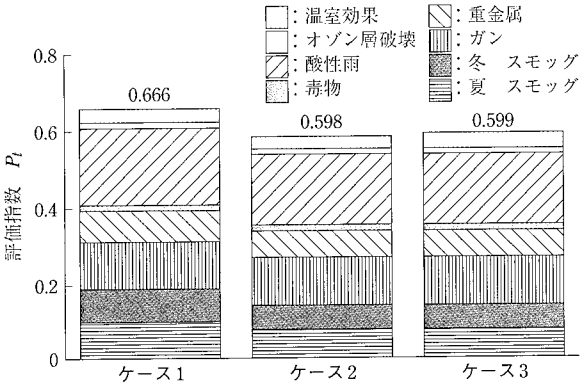
Fig. 4　Production of supercharger

5. 評価結果（インパクト評価）

5.1 スーパーチャージャの廃棄処理の違いによる影響

スーパーチャージャの廃棄処理の違い（ケース1，2，3）によるスーパーチャージャの環境カテゴリ（温暖化，酸性雨など）に及ぼす影響を**第5図**に示す．なお，評価指数（P_t）はEco-indicator 95 methodに基づいて計算された数値で，大きい程環境負荷も高いことを意味する．図より廃棄埋め立てする（ケース1）よりもリユース，リサイクルする（ケース2，3）方が環境負荷が少なくなることが明らかになった．

P_t：〔カテゴリ内の総計（個々の環境負荷（kg）×個々の重み付け係数）〕×カテゴリの重み付け係数



（注）評価指数P_t：［カテゴリ内の総計〔個々の環境負荷（kg）×個々の重み付け係数〕］×カテゴリの重み付け係数

第5図　廃棄（ケース1，2，3）の環境負荷の比較

Fig. 5　Environmental load comparison by disposal (Case 1,2, and 3)

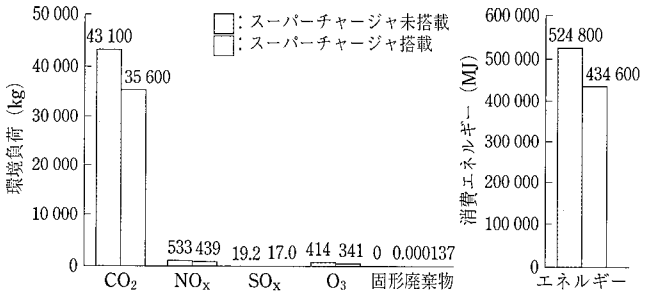
5.2 自動車へのスーパーチャージャ搭載の有無による影響

（1）環境負荷に及ぼす影響

スーパーチャージャ搭載の有無によって自動車が環境負荷（CO_2, NO_X, SO_2，エネルギー消費など）に及ぼす影響を**第6図**に示す．図より，スーパーチャージャを搭載した自動車の方がいずれの環境負荷も少なくなることが明らかになった．

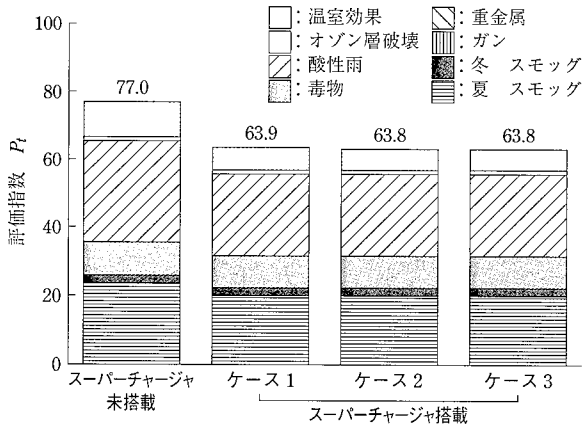
（2）環境カテゴリに及ぼす影響

スーパーチャージャ搭載の有無によって自動車が環境カテゴリ（温暖化，酸性雨，スモッグ，オゾン破壊など）に及ぼす影響を**第7図**に示す．図より，スーパーチャージャを搭載した自動車の方が環境カテゴリに及ぼす負荷が少ないことが明らかになった．



第6図　自動車のライフサイクルの環境負荷に及ぼすスーパーチャージャ搭載の有無の比較

Fig. 6　Comparison of environmental load due to life cycle of a car (with/without supercharger)



第7図　自動車のライフサイクル（運転寿命距離：150 000 km）の環境負荷に及ぼすスーパーチャージャの有無の影響

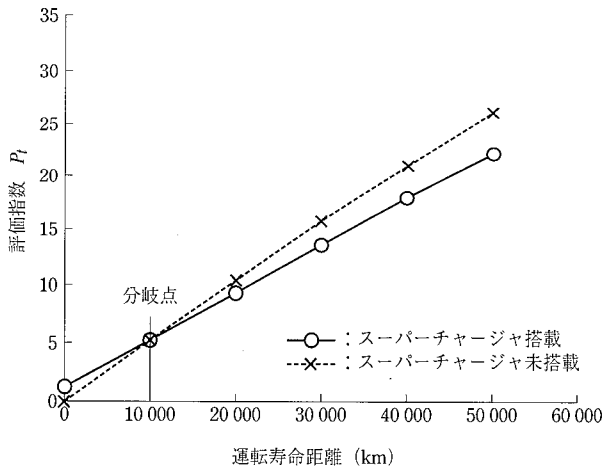
Fig. 7　Comparison of effect of a supercharger on the environmental due to life cycle of a car (life span:150 000 km)

（3）運転寿命距離の影響

運転寿命距離と環境負荷の関係を**第8図**に示す．スーパーチャージャ搭載の有無にかかわらず，運転寿命距離が長くなるほど環境負荷も高くなることが分かる．スーパーチャージャを搭載した自動車は，距離の短いうちは搭載しない場合よりも環境負荷が高いが，走行距離が10 000 km以上になると逆転し，その差は大きくなっていくことが明らかになった．ちょうど10 000 kmで，スーパーチャージャを使用して燃料消費が減少したことによる環境負荷低減量が，スーパーチャージャそのものの環境負荷と等しくなると考えられる．

6. 結　　言

スーパーチャージャのLCA評価の結果，スーパーチャージャを搭載した自動車が搭載しない自動車よりも環境負荷が低いことを明らかにした．今後，自動車搭載用ターボチャージャの環境負荷評価にもLCA手法を適用していく予定である．



第8図　自動車（スーパーチャージャ搭載自動車と未搭載自動車）の環境負荷に及ぼす運転寿命距離の比較

Fig. 8　Comparison of environmental load due to life cycle of cars with and without a supercharger

参　考　文　献

（1）European Committee for Standardization, ISO 14040 : Environmental management, Life cycle assessment, Principles and framework (1996. 6)

（2）松原秀次，井口雄一，高部　茂：過給用高性能リショルム・コンプレッサの開発　学術講演会前刷集 931　1993年　pp. 193–196

（3）M. Goepkoop : The Eco-indicator 95, final report　Pre Consultants (1995. 10)

（4）Database IVAM : University of Amsterdam The Netherland, updata (1996)

（5）Database ETH1994 : Technical University Delft The Netherland, updata (1996)

（6）R. Frischknecht : Okoinventare fur Energiesysteme　ETH Zurich (1994. 3)

——謝　　辞——

スーパーチャージャ製造過程のデータ収集に当たり，石川島汎用機械株式会社辰野工場スーパーチャージャ部金沢課長，赤羽課長，当社汎用機械事業部開発部高部課長および関係各位の多大なご協力をいただきました．ここに記し，深く感謝いたします．

UDC 533.6：629.7.025：621.45：533.6.011.3：52-468

遷音速ファンにおけるフラッタメカニズムの数値的研究

磯 村 浩 介 航空宇宙事業本部技術開発事業部要素技術部 課長 Ph. D.

Numerical Investigation of a Flutter in a Transonic Fan

ISOMURA Kousuke

The mechanism of the bending mode flutter of a modern transonic fan has been studied using a quasi-3D unsteady viscous code. The type of flutter investigated is that of a highly loaded blade with a tip relative Mach number just above unity. The code uses upwinding scheme with Roe's 3rd-order flux differencing, and Johnson, King, and Coakley's turbulence model. The calculations revealed that the source of the flutter is an oscillation of the passage shock, rather than a stall. Just before the passage shock unstarts, the stability of the passage shock decreases. The shock foot of the oscillating passage shock on the blade pressure surface exerts the dominant blade exciting force.

キーワード：*空気力学，数値計算，非定常，翼列，ジェットエンジン，ファン，遷音速，衝撃波，フラッタ*

1. 緒　　言

近年の輸送機用ジェットエンジンでは，軽量低燃費低騒音の要求から，翼振動防止のためのスパン中途部のスナッバと呼ばれる振動減衰機構をもたない遷音速のワイドコードファンを使用することが一般的となっている．このようなファンでは動翼先端の相対マッハ数が1を超える中間回転数領域で圧力比を上げたときにフラッタと呼ばれる翼の空力的自励振動を起こしやすく，問題となっている．遷音速のワイドコードファンでは翼型が平板に近いために圧力比を上げて流れの翼に対する流入角が大きくなったときにはく離を起こしやすい．そのため一般的にはこの種のフラッタは**第1図**[1]に領域Iとして示されているように失速フラッタと分類されることが多いが，遷音速ファンにおけるその発生メカニズムは世界的にまだ明らかとはなっていない．そのため設計においては圧力比を下げたり，翼を厚くするなどエンジン性能を犠牲にする方法で対処している．エンジン性能に対する要求が厳しくなってきている今日世界と対等な競争力をもつためには，このフラッタの発生メカニズムを明らかにして，性能の犠牲を最小限に留めた翼の空力設計ができるようになる必要がある．

このフラッタの空力的メカニズムを調べる場合，実際のエンジンあるいはファン部のスケールモデル（リグ）で試験をすることはコストおよび計測技術の観点から現状では実際的ではない．振動翼列試験による方法も考えられるが遷音速領域では直線翼列において翼列ピッチ方向の周期性を確保することは困難であり，環状翼列を使えば翼加振機構および計測システムの構築が難しくなる．そこで本研究では近年技術進歩の目覚しい数値流体力学（CFD）によって進めることとした．

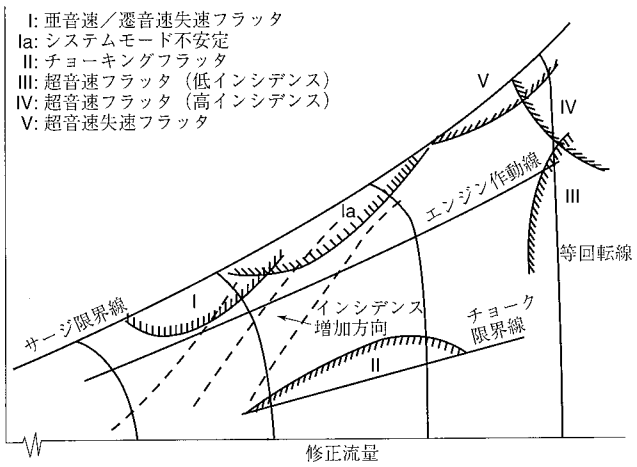
本研究で明らかにすべき具体的な項目はつぎのとおりである．

（1） このフラッタに失速は関係しているのか否か

（2） このフラッタにおける衝撃波の役割は何か

2. 数値計算手法

遷音速ファンフラッタの数値計算でシミュレートすべき物理現象には，(1)衝撃波の非定常の挙動，(2)衝撃波と境

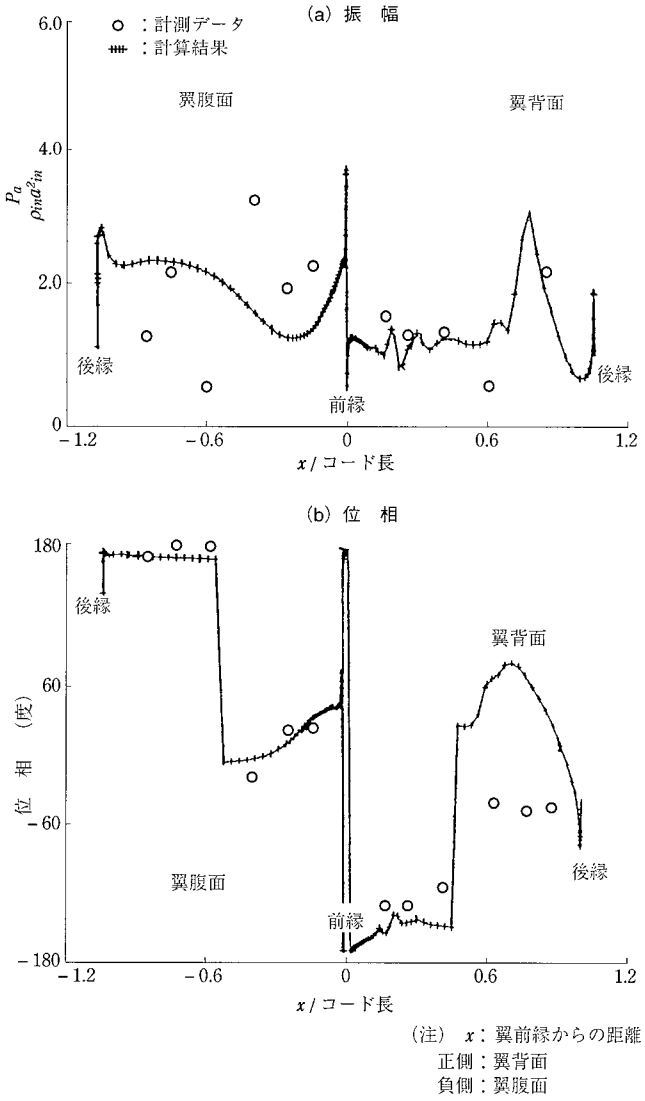


第1図 典型的な軸流圧縮機／ファンの作動領域[1]

Fig. 1 Typical axial compressor/fan characteristic map[1]

界層の干渉，(3)はく離が含まれる．これにワークステーションで実用的な速度で計算する必要性を考慮して，基礎方程式には準三次元薄層近似ナヴィエーストークス式を用いた．衝撃波を鮮明に補足するために数値計算法には風上差分によるADI (Alternating Direction Implicit)法[2]とRoeの三次精度Flux Differencing[3]を用いた．乱流モデルには二次元計算における衝撃波と境界層の干渉計算に有効なJohnson-King-Coakleyのモデル[4),(5]を用い，遷移点モデルにはe^n法[6]を基にしたOrr-SommerfeldのSpatial Amplification曲線の輪郭[7]を用いた．さらに遷移点の非定常挙動をシミュレートするため，SchubauerとKlebanoffの実験結果[8]を基にして遷移点の下流方向への境界層端流速の半分を超えた跳躍を制限する機能を附加した．計算格子は翼前縁近傍での衝撃波の解像を良くするためにC型格子とした．格子数は翼表面に沿う方向に223点，これと大体直交する方向に60点とし，このうち境界層の中に30点程度，さらに粘性底層の中に5点以上の格子が入るようにした．計算は複数のC型格子を翼ピッチ方向に連結した円筒面で行った．一つの計算に使ったパッセージの数は，翼間振動位相差によって変わり，翼の振動位相が円筒一周で360度の整数倍となるように選んだ．上流および下流の計算境界には非物理的な計算上の波の反射を減ずるため，一次元の非反射境界条件を適用した[9]．格子は周囲の境界で固定され，翼面上では翼の振動に合わせて動く．内部の格子点の動きは両者の内挿である．

数値計算によって物理現象をシミュレートしようとする場合，その計算結果が実験結果と同じように信用できることが重要である．そのためにはあらかじめ計算コードを実験データなどによって十分検証しておく必要がある．本研究では，一次元，二次元，非粘性成分，粘性成分，定常成分，非定常成分などと要素に分けて検証を行った[10]．紙面の都合で，ここでは最終的検証ケースであるピッチング振動する遷音速翼列の結果のみを示す．データはStandard Configuration No. 7 Case-9としてA. BölcsとT. H. Fransson により編さんされた標準形態集[11]のうちの一つである。翼面上の非定常圧力の計算結果を計測データと比較して**第2図**に示す．翼背面側の衝撃波下流の位相と，翼腹面側の振幅に多少の不一致があるものの，衝撃波の位置を含めて全体に良い一致を示した．衝撃波下流の位相の不一致ははく離領域における薄層近似式のための誤差と考えられる．これは現状のコードでは大きなはく離を扱うには精度が不十分であることを示す．



第2図　Standard configuration No. 7 翼面上の非定常圧力分布（翼間振動位相差＝0度）

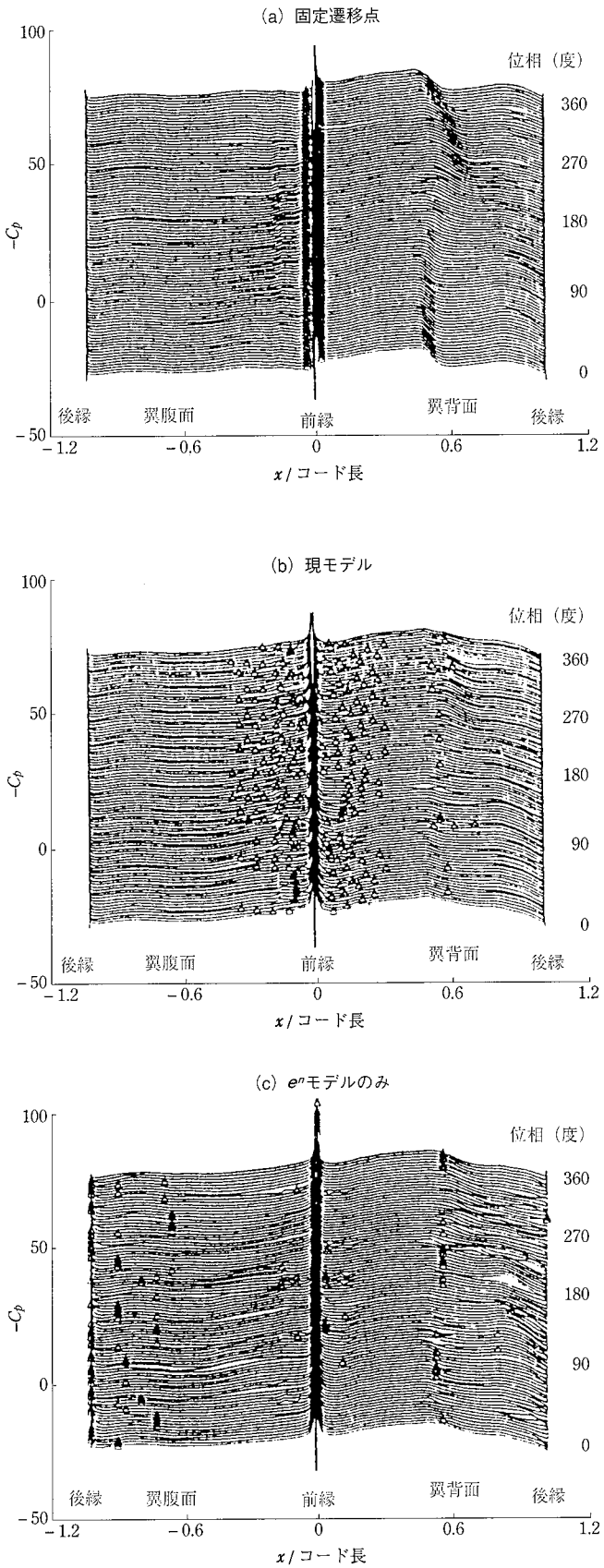
Fig. 2　Blade surface unsteady pressure distribution (standard configuration No. 7, σ=0 deg)

一連の検証計算により，大きなはく離のない流れでは本計算コードはフラッタシミュレーションにおいて信頼できる結果を算出することが確認された。

3.　非定常遷移点モデルの影響

本計算コードでは，前述したように翼面上の流れの乱流遷移点の非定常挙動のモデルを導入した．例えばPlatzer[12]が指摘しているように遷移点に非定常挙動は翼を励振させる非定常空気力に重要な影響を及ぶす可能性があるので，このモデルの計算結果に及ぼす影響をここで調べてみる．

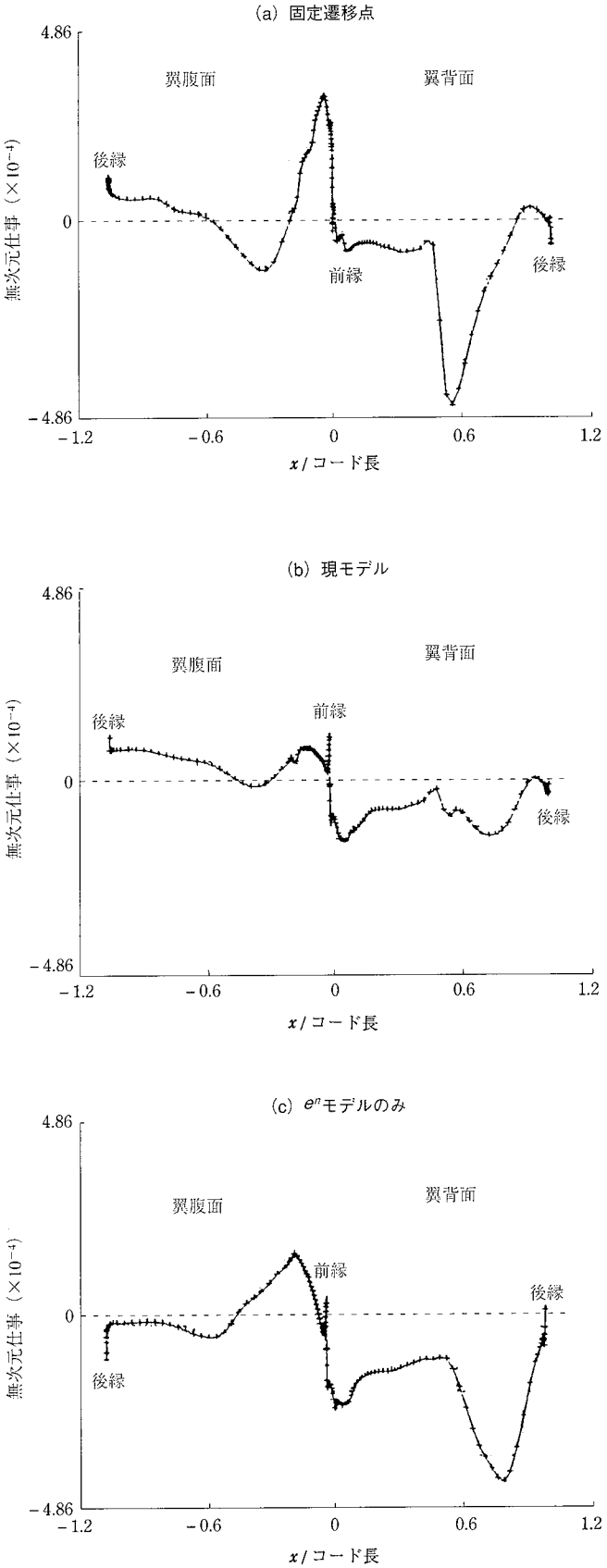
三種類（(a) 固定遷移点，(b) 現モデル，(c) e^n法のみ）の翼面上非定常圧力分布計算結果を**第3図**に示す．三角形の印が遷移点である．固定遷移点による計算では翼背面上



（注）　x：翼前縁からの距離
正側：翼背面
負側：翼腹面
△：遷移点

第3図　遷移点モデルの翼面上圧力分布に及ぼす影響

Fig. 3　Effect of transition point model on the time-wise blade surface pressure distribution



（注）　x：翼前縁からの距離
正側：翼背面
負側：翼腹面

第4図　遷移点モデルの翼面上の空力仕事分布に及ぼす影響

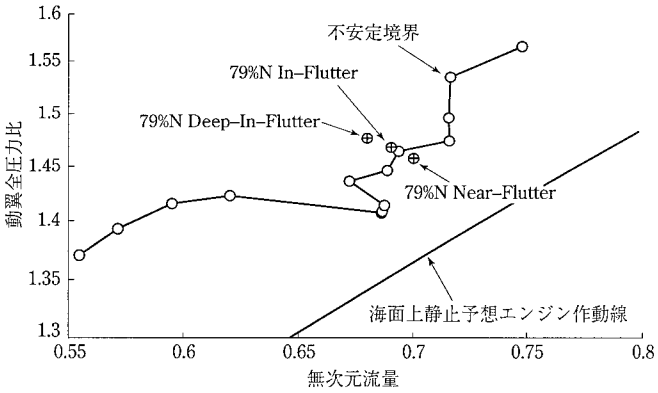
Fig. 4　Effect of transition point model on the blade surface work distribution

の衝撃波が明確に現われているが，他の二ケースではこれはあまり明確ではなくなっている．これを**第4図**に示す翼面上の翼励振空力仕事分布で比べるとより明確な差として現れる．**第4図**の縦軸は，無次元化した翼の振動一周期当たりの空力仕事で $\frac{1}{2\pi}\oint pu_n dt = \frac{1}{2}p_a x_a \sin\theta$ と定義される．ここで p は翼表面上の圧力，u_n は翼表面の垂直方向運動速度，p_a，x_a はこれらの振幅，そして θ は両者の位相差である．値は上流の密度と音速の三乗で無次元化している．正の値は翼励振力，負の値は翼減衰力となる．**第4図**より遷移点モデルによって衝撃波の位置，振幅，強度が変化し，翼に及ぼす空力励振力が大きく変化することが確かめられた．

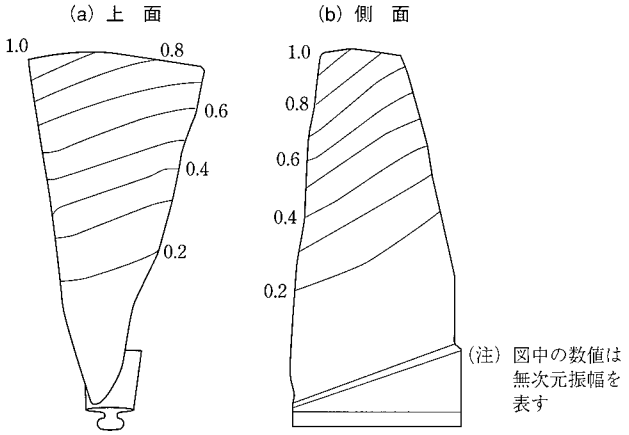
4. フラッタ計算条件

数値シミュレーションは社内研究用ファンリグでの計測データを基にして行った．リグはファンの単段試験機で動翼には22枚の MCA（Multiple Circular Arc）型のスナバレスのワイドコード翼を使用している．ファンの設計点での先端相対マッハ数は約1.4である．先端でのソリディティは約0.8，前縁でのアスペクト比およびボス比はそれぞれ約2および0.3である．試験機の詳細は参考文献10を見られたい．本試験ファンでは**第5図**に示すように中間回転数の高圧力比条件でフラッタが発生した．フラッタ発生時の翼の振動モードは**第6図**に示すように1次の曲げモードである．この振動モードにおける翼前縁でのねじり振動成分の振幅は曲げ振動成分の振幅の20％以下で，フラッタへの寄与の大きい翼スパンの外側半分の領域ではほぼ一定である．これより，シミュレーションを代表断面で実施することの妥当性が確認される．翼の振動は無次元振動数で $K=(\pi fC)/U=0.22$，翼間の振動位相差は平均−32.7度，すなわち翼列での振動モードは周方向2周期でファンの回転方向と反対向きに回転するものである．数値シミュレーションでは翼の振動は振幅がピッチの4.5％の純曲げとして行った．

数値シミュレーションは79％の等回転数線に沿って Near-Flutter，In-Flutter，Deep-In-Flutter の3点で行った．この3点での入り口マッハ数はそれぞれ1.018，1.012，1.006，静圧力比はそれぞれ1.30，1.32，1.34である．Near-Flutter 点での数値計算入力データにはリグでの計測結果を用い，フラッタに入った状態でのシミュレーションの入力データはフラッタに入らない状態で計測した数点でのデータを外挿して求めた．計算条件として79％回転数を選択した理由は，リグ試験においてこの回転数において最



第5図　不安定境界と計算に使用した作動点
Fig. 5　Operating points of simulation calculations



第6図　研究用遷音速ファンと1次振動モードの概観
Fig. 6　IHI research transonic fan blade and its first flex mode shape

もフラッタ限界の再現性が良く，また限界を超えたときのフラッタの発生が急であり，かつ回転数変化によるフラッタ限界点の変化が少なかったためである．つまり数値計算点と実験点との誤差の影響を受け難い点を選択した．**第5図**をみると実際にフラッタが一番問題となる点，すなわちエンジン作動線に一番近い点は79％回転数より低い所にあるが，この点は翼端の相対マッハ数が1を超える点であることおよびこれ以下の回転数ではフラッタは発生していない（不安定境界はサージによるもの）ことを考えると，代表断面として計算すべき断面は外側ケーシング面上の境界層の影響を受ける位置となってしまい，準三次元コードでシミュレートできる範囲ではないと判断される．79％回転数における計算断面は，翼端の相対マッハ数が1を超える回転数以上でフラッタが発生したことから考えて相対マッハ数が1となる85％スパン位置を選択した．

準三次元計算によるシミュレーションの妥当性を確認するために，このスパン位置近傍で，圧力比を変えて定常計算を行い，計測データと比較した．計測ではファン出口絞

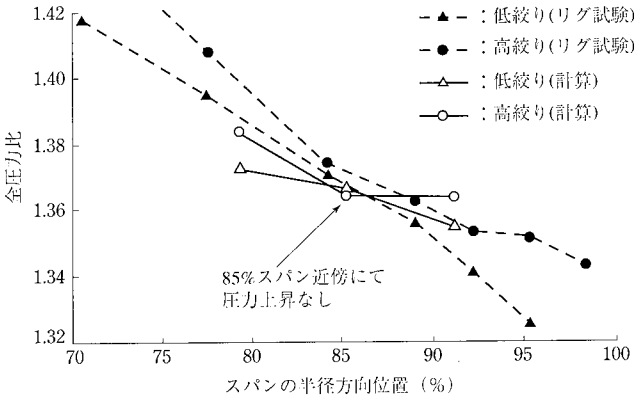
りを閉じて段圧力比を上げても86%スパン位置において全圧上昇がみられなかったが，**第7図**に示すように数値シミュレーションでもこの特徴的な傾向は再現された．流れ場の圧力分布（**第8図**）をみると，これは翼間の衝撃波がちょうど離脱する所で，強い垂直衝撃波との干渉により翼背面ではく離が発生しているために全圧損失が大きくなっていることが確認された．

5. 計算結果と考察

5.1 翼間振動位相差の影響

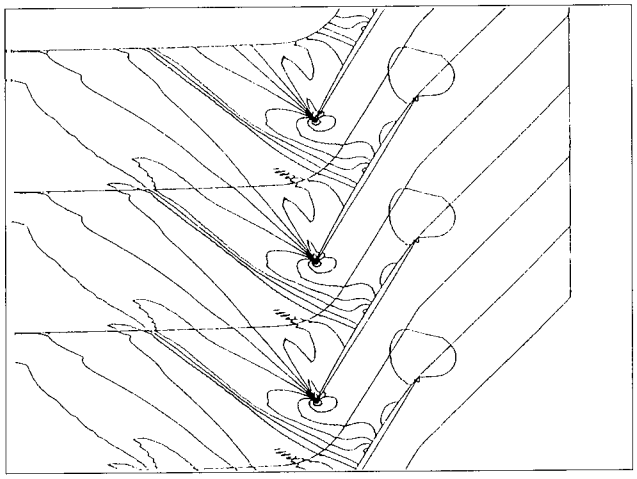
最初に翼間振動位相差を変えての計算を実施した．この目的は，(1)計算結果が計測結果と一致するか否かを確認することと，(2)空力的励振力に寄与の大きい非定常圧力の成分を抽出するためである．

第9図に翼間振動位相差に対する振動1周期当たりの翼面上の空力仕事の変化を示す．正の値は翼を励振する仕事で負の値は振動を減衰させる．計算結果は翼間振動位相差−32.7度で最大の翼励振仕事を示し，計測結果と一致した．翼面上の空力的仕事を要素に分解したものを**第10図**に示す．要素は翼背面側を衝撃波の足部とその上流と下流の3領域に分け，腹面側では衝撃波が翼前縁近傍にあるので衝撃波の足部とその下流の2領域に分けた．値は各々の領域で積分した仕事である．**第10図**より，支配的な空力的仕事は衝撃波の足部，すなわち衝撃波の振動によるものであることがわかる．振動位相差をもった翼の振動により翼間パッセージ幅が周期的に変化し，これに伴い衝撃波が振動するのである．衝撃波の足部が翼に及ぼす空力的仕事は，背面側と腹面側でほぼ反対の影響をもち，両者の差によって翼全体の空力的仕事がほぼ支配されている．翼間振動位相差−32.7度では翼腹面上の足が翼を励振する仕事となっており，翼背面上の足は翼を減衰させる仕事をしている．



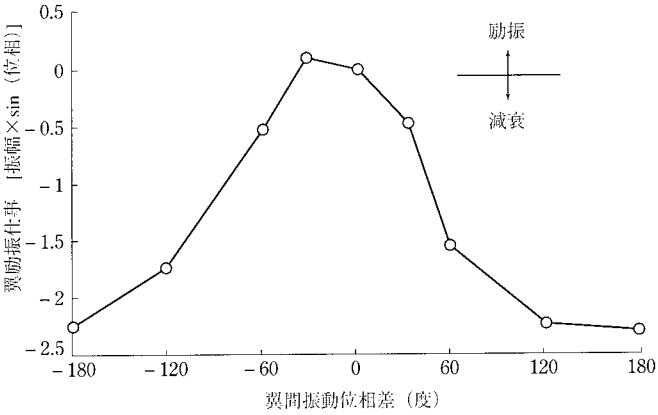
第7図 準三次元計算による半径方向の圧力比変化

Fig. 7 Fan pressure ratio distribution calculation quasi-3D code



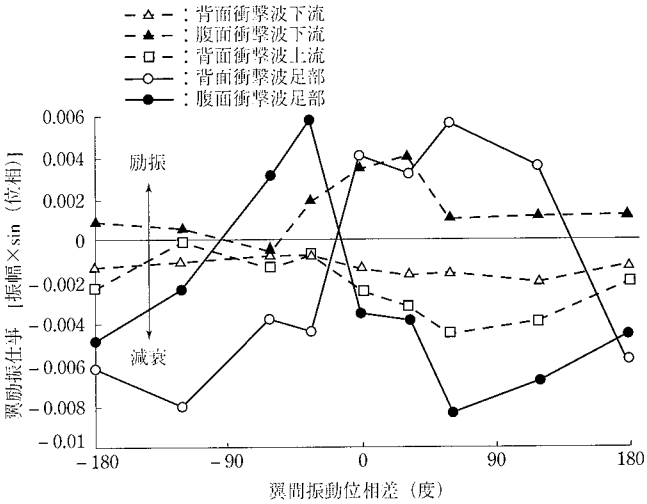
第8図 85%スパン位置，高絞り条件での圧力分布

Fig. 8 Pressure contour at 85% span high-valve condition



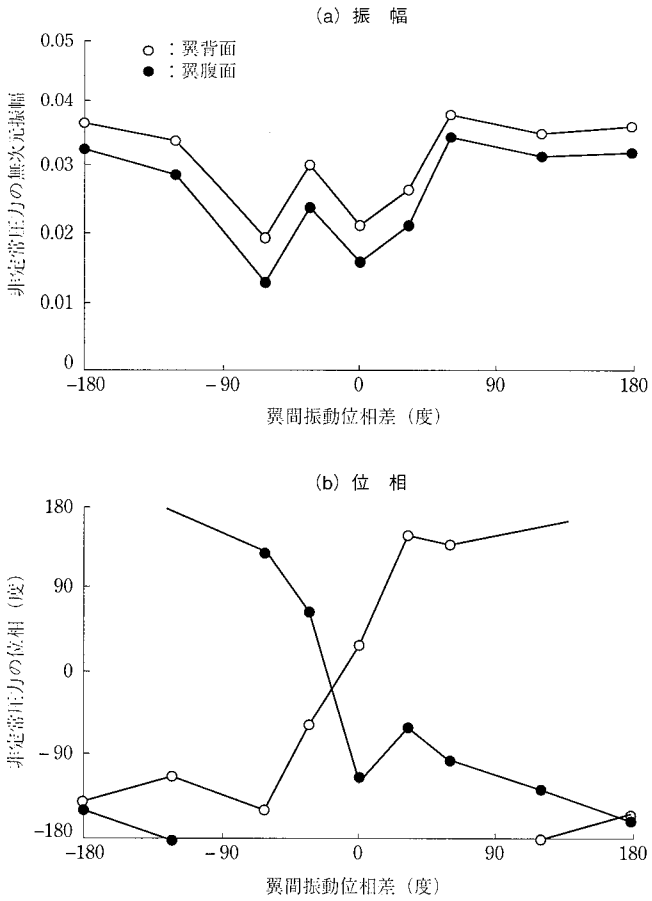
第9図 翼間振動位相差の空力仕事に及ぼす影響

Fig. 9 Effect of the inter-blade phase angle on aerodynamic blade exciting work



第10図 翼間振動位相差の空力仕事各要素に及ぼす影響

Fig. 10 Effect of inter-blade phase angle on components of aerodynamic work



第11図　翼間振動位相差の衝撃波足部の非定常圧力に及ぼす影響

Fig. 11　Effect of inter-blade phase angle on unsteady blade surface pressure at shock feet

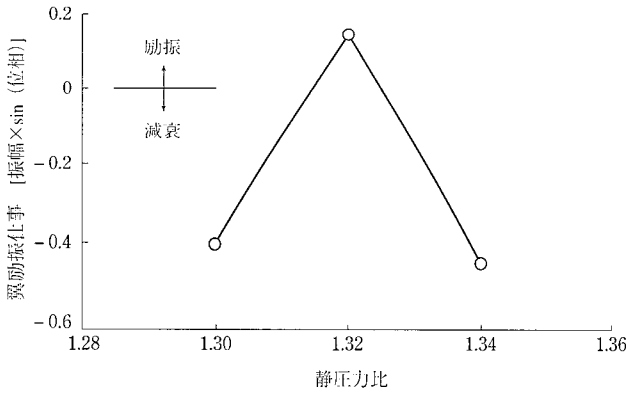
第11図に翼背面上と腹面上の二つの衝撃波の足による非定常圧力の振幅と位相の変化を示す．これによると，二つの非定常圧力の振幅はほぼ同じ比率で変化しており，振幅変化は空力的励振仕事の発生に無関係であることがわかる．これに対して位相は両者が幾分非対象な分布を示しており，これが空力的励振仕事の発生に影響している．

さらに，**第10図**より翼背面側の衝撃波の足の下流部は，すべての翼間振動位相差を通して翼振動を減衰させる仕事をしていることがみられる．一般に失速によるフラッタではこの領域ではく離が発生して翼励振仕事が現れるので，本ファンで発生したフラッタは失速によるフラッタではないことがわかる．

5.2　圧力比の影響

圧力比を上げていったときにどのようにして空力的励振仕事が発生するかを調べるため，圧力比を変えた計算を実施した．圧力比は等回転線に沿って1.30，1.32，1.34と変化させた（**第6図**）．翼間振動位相差は−32.7度に固定した．

計算結果を**第12図**に示す．圧力比1.30では翼振動を減衰させる仕事であるが，圧力比1.32になると翼励振仕事に変わる．これは**第6図**で圧力比1.32からフラッタ領域に入ることと一致している．しかしながら，圧力比をさらに上げて1.34とすると空力的仕事は翼振動を減衰させるものに戻っている．この理由は**第13，14図**の翼面上の非定常圧力分布および空力仕事分布により理解できる．圧力比1.30では衝撃波は始動しており翼の背面側，腹面側両方に足を持つが，衝撃波は背面側では翼後縁近くに位置しておりその振動は少なく，背面側の減衰仕事が腹面側の励振仕事に勝っている．これが圧力比1.32に上昇すると，衝撃波は不始動状態に近づき安定性が低下し，翼パッセージ幅の変化に伴いコード方向に大きく振動する．このとき，翼腹面側の衝撃波の足部において大きな翼励振仕事が発生する．さらに圧力が上がって1.34となると，衝撃波はほぼ離脱状態となりそのために翼腹面上の衝撃波の足がなくなり大きな空力的仕事源は背面上の衝撃波の足部における翼減衰仕事のみとなるのである．



第12図　圧力比の空力仕事に及ぼす影響

Fig. 12　Aerodynamic stability change due to pressure ratio

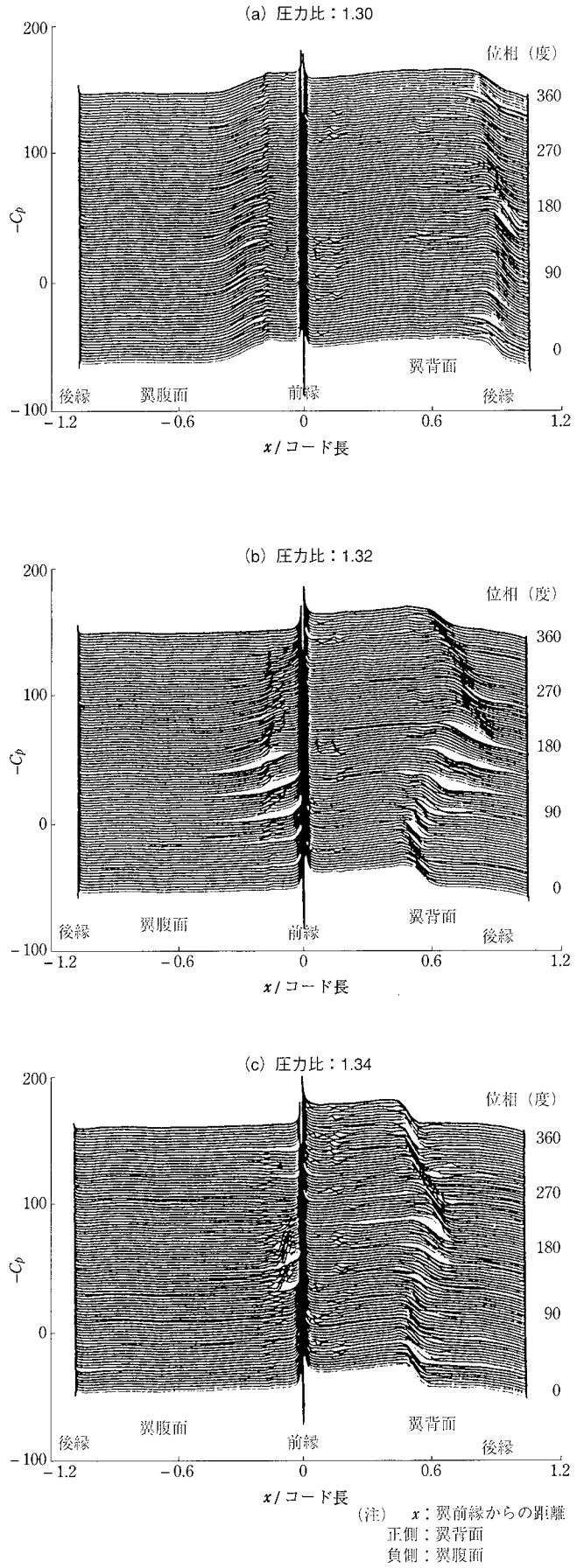
6.　結　　言

6.1　ま と め

（1）準三次元非定常粘性計算コードFCASQ3を作成し，十分な検証計算により衝撃波のある遷音速ファン翼のフラッタを計算でシミュレートできるようになった．これにより，初期設計段階からフラッタを予測，回避する遷音速ファンの設計が可能となった．

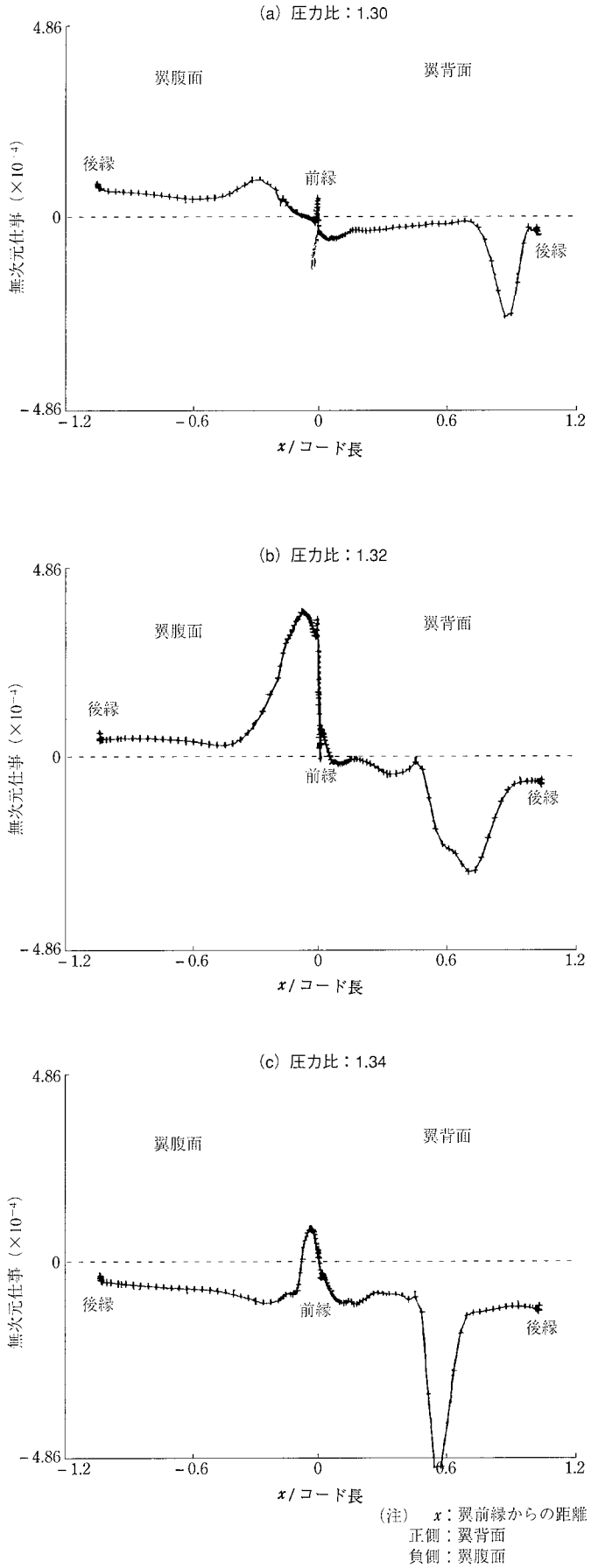
（2）計算されたフラッタ発生の翼間振動位相差，圧力比ともリグ試験データと一致し，遷音速ファンのフラッタの予測計算に準三次元計算が使えることが示された．

（3）非定常計算においては，e^n法のみでなく非定常挙動をモデル化した適切な乱流遷移点モデルを使うことの重要性が確認された．



第13図 翼面上圧力分布の時間的変化（翼間振動位相差＝－32.7度）

Fig. 13 Time-wise blade surface pressure distribution (inter-blade phase angle –32.7 degrees)



第14図 翼面上の空力仕事分布（翼間振動位相差＝–32.7度）

Fig. 14 Blade surface aerodynamic work distribution (inter-blade phase angle –32.7 degrees)

(4) 社内研究用遷音速ファンで発生したフラッタは失速によるフラッタではなく，衝撃波の振動に起因するフラッタであることが判明した．

(5) 本研究用ファンのフラッタにおける衝撃波の役割が明らかになった．

(a) 本遷音速ファンのフラッタ発生メカニズムは衝撃波が不始動状態に移行する際の不安定性に起因する．この状態では翼間パッセージ幅の微少な変化によっても衝撃波は大きく振動し，このときの翼腹面上の衝撃波の足が支配的翼励振仕事を発生させる．

(b) 衝撃波が完全に離脱すると翼腹面上には衝撃波の足はなくなるので，衝撃波による翼励振仕事は発生しない．この領域では失速によるフラッタが発生しているものと考えられる．

6.2 今後の研究課題

(1) 大規模なはく離を伴う失速フラッタの予測には，薄層近似を取り払ったFullナヴィエーストークス式に基づくコードを開発する必要がある．

(2) 遷音速ファンでは（a）局所的流路面積の非定常的変化，（b）ケージング壁面境界層との干渉，（c）翼先端透き間から発生する渦の影響，（d）半径方向の衝撃波の傾きの影響などの空力的三次元的効果が流れ場に及ぼす影響が大きいことが知られている．予測精度向上のため，三次元的効果のフラッタに及ぼす影響を明らかにするためには三次元非定常コードの開発が必要である．

参 考 文 献

(1) F. Sisto：Unsteady Turbomachinery Aerodynamics, Chapter 1 Introduction and Over-view Unsteady Turbomachinery Aerodynamics, AGARD (1987)

(2) M. B. Giles：A Numerical Method for the Calculation of Unsteady Flow in Turbomachinery M.I.T.GTL Report No. 205 (1991. 5)

(3) P. L. Roe：Characteristic–Based Schemes for the Euler Equations ARF Vol. 18 (1986) pp. 337–365

(4) D.A.Johnson and L.S.King：A Mathematically Simple Turbulence Closure Model for Attached and Separated Turbulent Boundary Layers AIAA–84–0175 (1984. 1)

(5) D. A. Johnson and T.J. Coakley：Improvements to a Nonequilibrium Algebraic Turbulence Model AIAA Journal Vol. 28 No. 11 (1990. 11) pp. 2 000–2 003

(6) F. M. White：Viscous Fluid Flow McGraw Hill (1974)

(7) M. Drela and M. B. Giles：Viscous–inviscid Analysis of Transonic and Low Reynolds Number Airfoils AIAA Journal Vol. 25 No. 19 (1987. 10) pp. 1 347–1 355

(8) G.B.Schubaure and P.S.Klebanoff：Contributions on the Mechanics of Boundary–layer Transition NACA Rep. 1289 (1956)

(9) M.B.Giles：Non–Reflecting Boundary Conditions for the Euler Equations M.I.T. CFDL–TR–88–1 (1988. 2)

(10) K. Isomura：A Numerical Investigation of a Flutter in a Transonic Fan M.I.T. Ph. D. Thesis (1996. 6)

(11) A. Bölcs and T. H. Fransson：Aeroelasticity in Turbomachines, Chapter 7 Communication du Laboratoire de Thermique Appliquée et de Turbomachines Nr. 13, ÉPFL (1986)

(12) J. A. Ekaterrinaris and M.F. Platzer：Progress in the Analysis of Blade Stall Flutter In 7th ISUAAT, Elsevier (1994)

UDC 621.3.016.2：621.315：537.852.1：629.4.023.11

移動体への非接触給電技術

井門　忍　技術本部メカトロ総合開発センター電子システム技術部
中山隆幸　技術本部メカトロ総合開発センター電子システム技術部　博士（工学）
石井正美　技術本部メカトロ総合開発センター電子システム技術部　部長

Contactless Energy Transfer System for Cargo Vehicles

IDO Shinobu
NAKAYAMA Takayuki
ISHII Masayoshi

IHI has developed a contactless energy transfer system to operate cargo vehicles by applying the electromagnetic effect. The new system includes various advantages such as less maintenance and suitability for use in clean rooms and hazardous areas. The system is mainly applicable to vehicles in physical distribution systems. Magnetic circuits have been optimized by numerical analysis, and continuous energy transfer even at fluctuating load was established by a PLL (phase locked loop) circuit. Characteristic tests showed stable energy transfer to a moving cargo vehicle (provided with a 1.5kW motor) at a maximum transfer efficiency of 72%. The new system does not generate dust and particles and is suitable for clean room use to maintain the clean environment.

キーワード：*電力，非接触，無接触，給電，送電，エネルギー移動，伝送，電磁誘導，電磁結合*

1. 緒　　言

物流搬送システムにおける移動台車への電力供給は，コンタクタ，ケーブルベア，トロリ線などを用いた接触式の給電が主流であった．ところが，接触する際に発生するスパーク，ケーブルによる稼働範囲の制限，集電子磨耗によるゴミの発生，それに伴うメンテナンスなどから，以下の特長をもつ非接触給電装置が必要とされている．

（1）移動体にケーブルベア，集電子がないため移動体の運動を妨げない．

（2）スパークが発生しないため，防爆エリアで給電が可能．

（3）磨耗，損傷など消耗部がなくメンテナンスフリー．

（4）クリーン環境（クリーンルームなど）での給電が可能．

非接触給電の方法には，マイクロ波給電，光給電などがあるが，我々は総称してCLET（Contactless Energy Transfer）と，呼んでいる．本開発では，シンプルで大電力給電が可能な電磁誘導結合方式を採用し，移動台車に適用した．PLL（Phase Locked Loop）制御を行うことにより，負荷変動が生じても給電効率を低下することなく安定して給電することができた．また，1次導線に銅バーを用い，受電コイルとの間隔を大きく保つことで，台車の設置精度の制約を大幅に低減することができた．

2. 非接触給電システム

2.1 原　　理

電磁誘導結合による非接触給電では，ファラデーの法則に従って，コイルに鎖交する鎖交磁束の時間的な変化が，起電力を発生する．

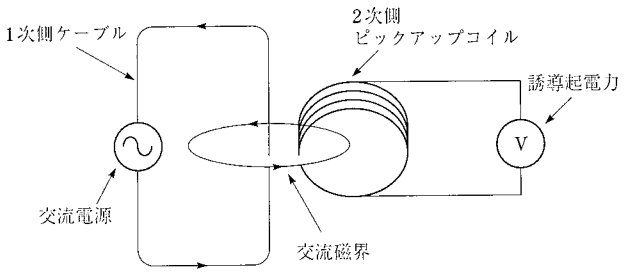
起電力 e は（1）式のように表される．

$$e = -N\frac{d\Phi}{dt} \quad \cdots\cdots(1)$$

N：コイル巻数

Φ：磁束（$N\Phi$：鎖交磁束）

第1図に示すように移動台車の走行経路に沿った1次側ケーブルに交流電流を流し，アンペールの法則により交流磁界を発生させる．時間的に変化する磁界中に2次側の移動台車がもつピックアップコイルを置くと，ファラデーの



第1図　非接触給電の原理

Fig. 1　Principle of CLET applying electromagnetic effect

電磁誘導現象により，その両端に誘導起電力が生じる．これらの原理により，移動台車に磁場を介して給電を行うことができる．

2.2　システムの構成

非接触給電システムは1次側高周波電源，台車の走行軌道に沿って敷設される1次導線，台車側に搭載される受電コイル(ピックアップコイル)，共振整流器および2次電源から構成される(**第2図**)．

2.2.1　高周波電源

高周波電源には直列共振型インバータを採用した．電流出力は正弦波である．高周波電源の仕様は，次のとおりである．

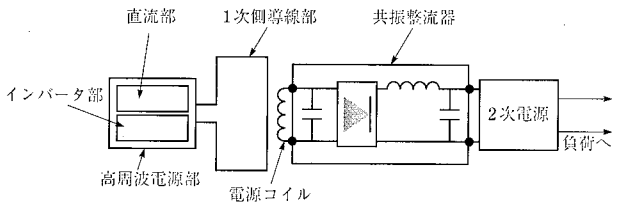
電　源	AC 200 V，3相，50/60 Hz
電　流	88 A
周波数	25 kHz
発振方式	フルブリッジインバータ方式
同　調	PLL方式
出力制御	直流電流制御
	直流電圧制御
	交流電流制御

2.2.2　1次導線

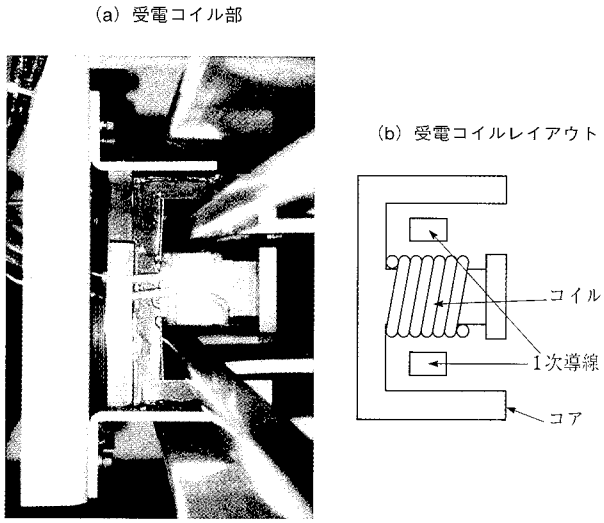
1次導線は台車の走行軌道に沿って設置され，高周波電源から供給される電流はこの1次導線を介して流れ，1ターンして戻る．相互の電流によって，両導線の中心磁場は強められている．1次導線には剛性のある銅バーを使用し，容易に直線に沿って設置できるようにした．

2.2.3　受電コイル

受電コイル形状を**第3図**に示す．受電コイルは，コイル部にリッツ線，コア部にフェライトを使用し，E字型形状をしている．コイルの巻数は，6～8回巻で高効率となる．受電コイルと，1次導線間隔の許容変動は，図面縦方向：±7.5 mm，横方向：±11.5 mmである．台車の走行に伴い，1次導線に沿って受電コイルが非接触で移動するため，移動中の給電が可能である．受電コイル1個あたり1.5 kWの給電が可能であることを確認した．



第2図　システム構成
Fig. 2　System configuration



第3図　受電コイル形状
Fig. 3　Shape of pick-up coil

2.2.4　共振整流回路

受電コイルとこれに並列接続されたコンデンサにより共振回路が構成され，負荷側に効率よく電力を送ることができる．その後，全波整流を行い，直流電力を2次電源に供給する．2次電源は，制御，ブレーキ，インバータ用に複数の電圧出力をもつ．

2.3　磁気回路

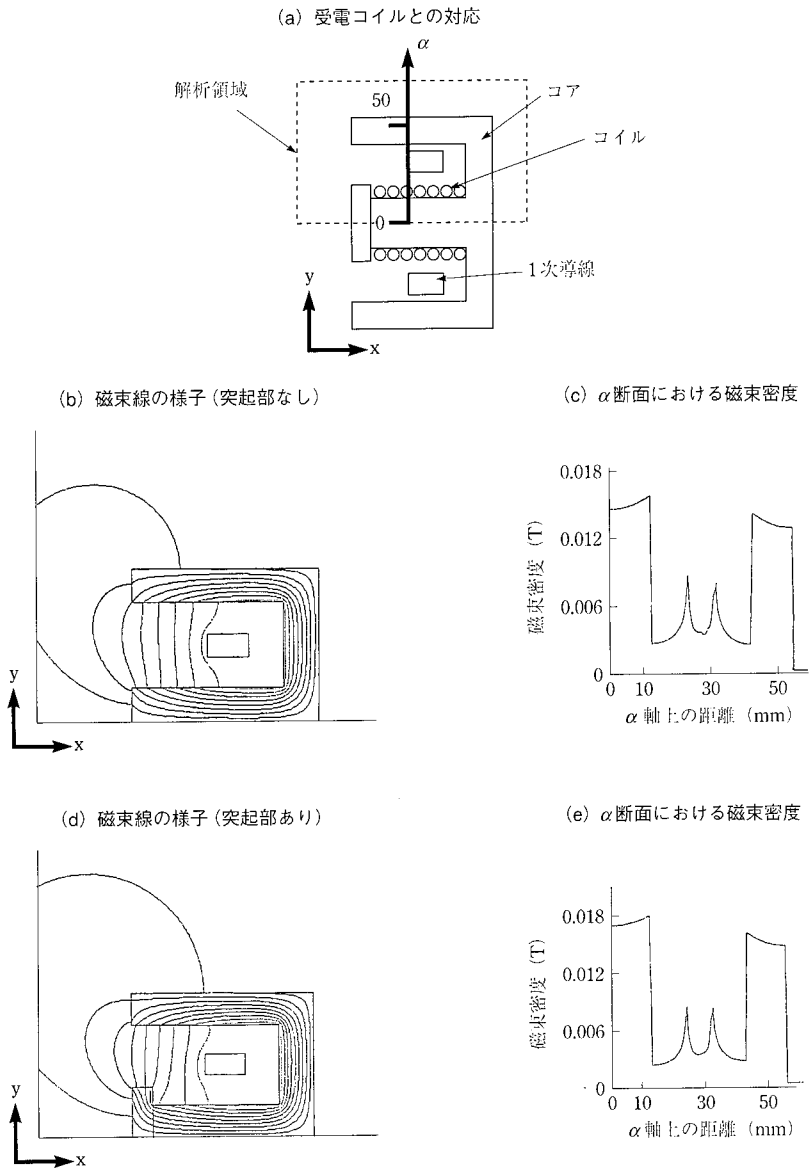
2.3.1　磁束分布シミュレーション

電磁誘導結合方式の非接触給電では，給電効率は1次導線と受電コイルの磁気回路に大きく依存する．そのため，コイルに，より多くの磁束を鎖交させるように，フェライトコアの形状を最適化する必要がある．コア形状は，1次側導線の支持構造からE型とし，台車走行に伴う1次導線と受電コイルのギャップの変動を考慮して設計を行った．

そこで，市販の電磁場解析ソフト(Maxwell 2D Field Simulator)により，電流磁界による受電コイルのフェライト部の磁束を2次元で解析を行った(**第4図**)．解析面は，フェライトコアの中心に垂直な面内で行い，往復電流のため対象として扱った．解析領域と実際の受電コイルとの対応を(**a**)に示す．(**b**)(**d**)は，磁束線を示しており，線密度が高いところほど磁束密度が高い．また磁束密度の大きさについて，さらに(**a**)の線α断面で観測したものが(**c**)(**d**)である．(**d**)のようにフェライトコア先端に突起部を設けたことにより(**b**)に比べてコイル部分の磁束が増えていることがわかる．

2.3.2　コイル巻数による効率変化

(1)式によれば，給電容量すなわち誘導起電力を大き



第4図　磁場解析

Fig. 4　Analysis of magnetic field

くするためには，磁束の鎖交数を増やせば良いことがわかる．そのためには，コイル巻き数を増やすことが考えられる．非接触給電のような相互誘導の場合には，コイル巻き数が増えるとともにコイルの内部抵抗による消費が大きくなることや，自己誘導の効果が大きくなるなどの現象があるため，単純にコイル巻き数を増やしても効率は改善されない．**第5図**は，15 kHz の高周波電源において，抵抗負荷に対し給電を行ったときの最大給電効率とコイルの巻き数の関係である．

非接触給電の給電効率は，以下のように定義する．

$$給電効率=\frac{高周波電源に投入される直流電力}{2次側で整流後の電力}$$

図より巻数6～8回での給電効率が高いことがわかる．

2.4　負荷変動自動同調機能

非接触給電の負荷は，移動台車のような場合，走行加速度や移載重量などのモータ負荷状態により変動する．2次側の共振回路のコンデンサは，最大負荷状態の発振周波数で受電コイルとマッチングを取っているが，負荷が軽くなると共振点がずれてしまい，給電効率が悪くなる．そのため，負荷変動に追従して共振を取らなければならない．そこで，高周波電源の発振回路にPLL制御を導入し，周波数自動同調方式を採用した．この方式は，電源から出力される電流と電圧の位相が一致するように発振周波数を変化させるものであり，つねに高効率な給電が実現可能となった．

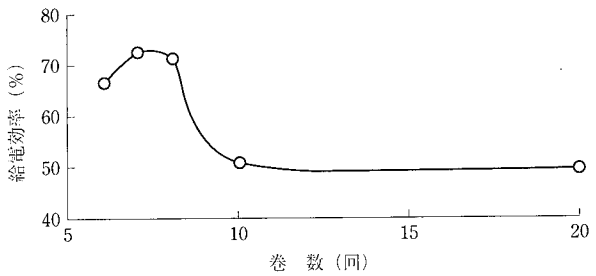
今回用いている電源は，25 kHz を中心として20～30 kHz まで周波数を変化させることができる．負荷変動による共振点の変化を抵抗負荷によって観測した．**第6図**は，抵抗が17 Ω と83 Ω の場合の，発振周波数と1次側高周波電源の直流部を定電圧モードで動作したときの電流値の関係を表している．抵抗が大きい場合には，共振点は二つ存在するが，抵抗が小さくなると一つになることがわかる．すなわち，モータ負荷の大小により，共振周波数が異なり，その都度最適な周波数に変化させ，共振を取らなければならないことがわかる．

3.　応　用　例

非接触給電装置を移動台車に適用した例を以下に示す．

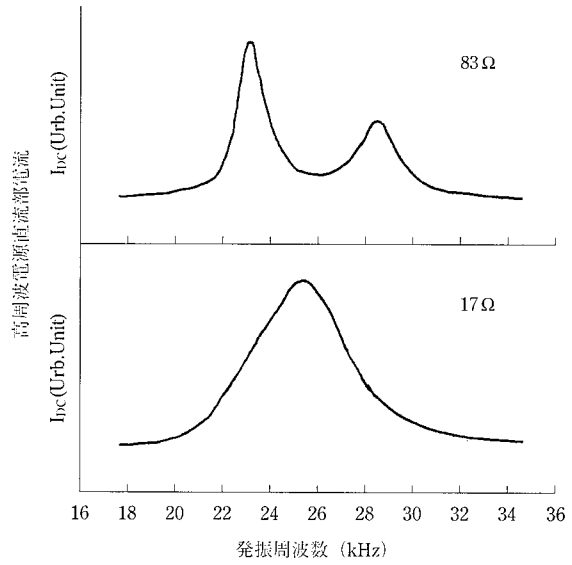
3.1　冷凍倉庫台車への適用

物流システムの冷凍倉庫には，外気との熱の出入りが起

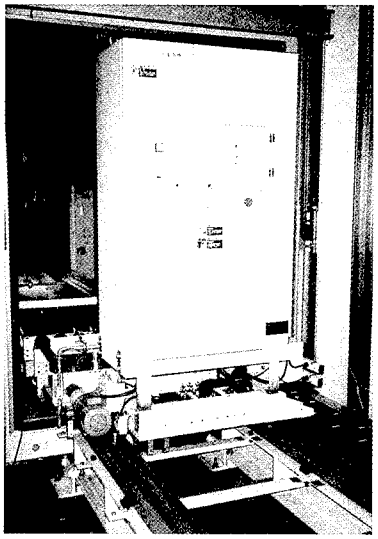


第5図　給電効率

Fig. 5　Efficiency of transfer power



第6図　共振周波数
Fig. 6　Resonance frequency



（注）対　　象：トラバーサ走行モータ 1.5 kW
走行距離：約20 m
間　　隙：20 cm
最大搭載重量：500 kg
最高速度：100 m/min
最高加速度：0.5 m/s²
環境温度：-5度（局所的に-25度）
高周波電源：4 kVA
受電コイル：3個

第7図　台車の外観図
Fig. 7　View of cargo vehicle

こらないように，入出庫口に断熱扉を設置している．水平搬送装置であるトラバーサのような台車が，この入出庫口を通る場合には，従来の集電子とトロリ線による接触式給電方法では以下のような問題がある．

トラバーサの走行軌道途中に断熱扉があるため，走行レールおよびトロリ線は扉部で切断され，この部分では集電子がトロリ線から外れてしまう．そのため，トラバーサが扉を通過後，外れた集電子を再びトロリ線に嵌合させる必要があるが，集電子とトロリ線の設置精度により嵌合の際に大きな摩擦が生じ，耐久性が大幅に悪くなる．

そこで，従来の集電子とトロリ線の代わりに非接触式給電方法を採用し，この問題を解決した．さらに，非接触のため受電コイルと1次導線の間隔に余裕があり，乗り継ぎがスムーズに行われるという利点がある．

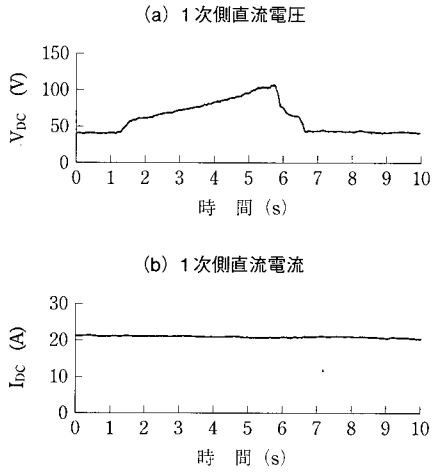
3.1.1　冷凍倉庫用台車給電仕様

給電は，以下の方法で行った．**第7図**に台車の外観図を示す．この例のように1次導線が一部切断される場合には，複数の受電コイルを設置し，つねに1個以上の受電コイルが給電できる領域に存在するように配置しておくと，連続的に給電することができる．対象とするモータ容量が，受電コイル2個分に相当するため，台車側には3個の受電コイルを取り付け，つねに少なくとも二つの受電コイルが給電領域に入るように設置した．また，それぞれの受電コイルの出力は整流後並列に接続される．

3.1.2　給電試験

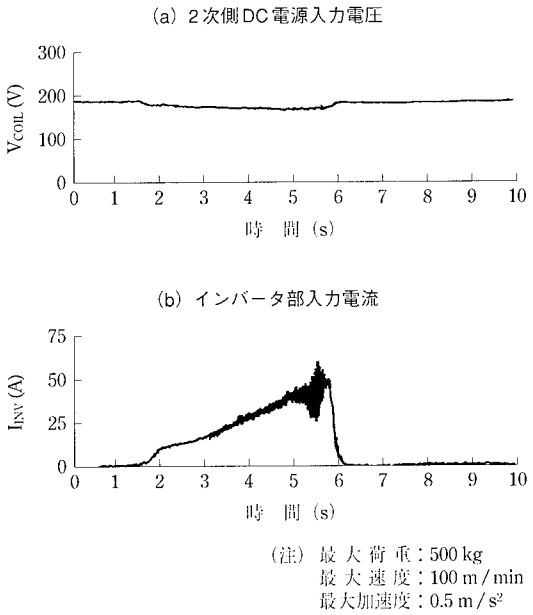
予備試験として，台車停止状態でモータの代わりに電子負荷装置を用いて給電を行った．そのときの最大給電効率は，72％であった．十分な給電効率を確認したのち，台車走行を行った．そこで，最大荷重，最高加速度，最高速度において，台車が正常に動作することを走行中の給電状況で確認した．

第8図，**第9図**は，通常の領域を走行し，**第10図**は乗り継ぎ部を走行した場合を示している．**第8図**に示すように，1次側の高周波電源の直流部は直流電流制御を行っているために，加速中は電圧が上昇する．一方，**第9図**から2次側は，電圧が一定で電流が変化していることが分かる．**第10図**では，乗り継ぎのため，受電コイル3個のうちの1個が給電領域からはずれている時間だけ，2次側の電圧が上昇している．これは，3個のときに比べて負荷インピーダンスが大きくなるためである．



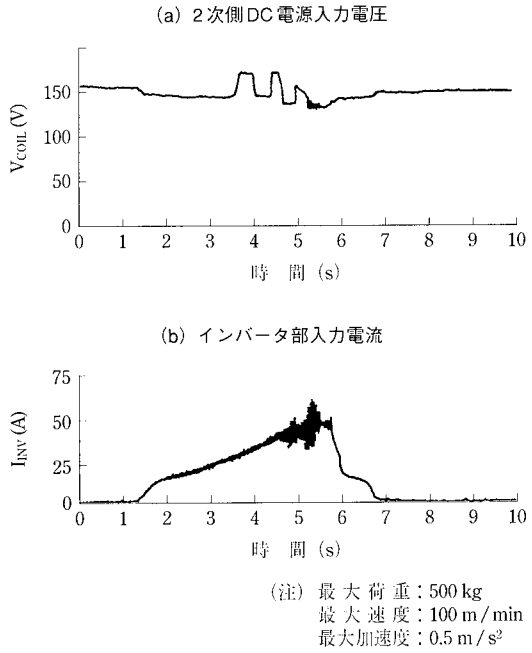
（注）最大荷重：500 kg
最大速度：100 m/min
最大加速度：0.5 m/s²

第8図　1次側高周波電源電流電圧波形
Fig. 8　Primary current and voltage wave pattern



第9図 2次側電流電圧波形

Fig. 9 Secondary current and voltage wave pattern



第10図 2次側電流電圧波形（断熱扉部）

Fig. 10 Secondary current and voltage wave pattern (thermally insulating door part)

3.2 クリーンルームへの展望

クリーンルーム内では，移動台車へ給電する際に発じんが起こらないような方法を選ばなければならない．通常ケーブルベアを用いるなどの方法が採られるが，クリーンルームのクラスによっては，ケーブルベアその物の動きによる発じんが，問題になる場合もある．非接触給電を用いれば，接触したり，給電そのものに機械的な動きが存在しないので，発じんを抑えることができる．今後は，生産技術の発展にともなって，クリーンルームのより低いクラスの必要性が増し，非接触給電は必要不可欠な技術になる．

3.3 防爆エリアへの展望

移動台車に関わらず，防爆エリアなどの危険雰囲気内の給電においては，コンタクタなどによるスパークが問題になることがある．電磁結合方式の非接触給電では，露出した電極部がなく，さらに機械的に接触することがないためスパークは発生しない．そのため，防爆エリアにおける給電を安全に行うことができる．

4. 結　　言

移動体への非接触給電を開発し，走行する台車への給電が可能であることおよび，走行軌道上に給電不能な部分がある場合にも安定して給電できることも確認できた．非接触給電装置は既存の製品に適用し，付加価値を高めるばかりでなく，現在までに困難と思われていた領域で給電を可能とする．

今後は，クリーンルーム対応のための設計などを行い非接触給電の適用を拡大する．

――謝　辞――

本装置の冷凍倉庫台車への適用に関して，当社産業機械事業本部物流システム事業部機械技術部の方々のご指導およびご協力をいただきました．ここに記し，深く感謝いたします．

UDC 621.867.2 : 621.867.61 : 620.179.17 : 621.869 : 662.66 : 681.326.7 : 658.581

コンベヤローラ異常診断装置の開発

伊原由久 技術本部メカトロ総合開発センター制御技術部
野口直也 技術本部メカトロ総合開発センター制御技術部
村山茂樹 技術本部メカトロ総合開発センター制御技術部 課長
星井 勤 機械鉄構事業本部運搬機械事業部開発部 課長 工学博士

Development of Detection Device for Conveyor Roller Damage

IHARA Yoshihisa, NOGUCHI Naoya
MURAYAMA Shigeki, HOSHII Tsutomu

Conveyor roller damage has previously been detected by the human hearing in the noisy and dusty environments at large coal-fired power plants. A roller damage detecting device has been developed to replace human inspection, which can measure roller sound using a microphone with sharp unidirectional characteristics. At each measurement point along the conveyor, the intensity of abnormal sound and frequency spectrum pattern characteristics are calculated and combined to detect damaged rollers. The device was tested using a conveyor line in which damaged rollers were installed. The results showed accurate detection of damaged rollers.

キーワード： *ベルトコンベヤ，コンベヤローラ，異常検知，指向性マイクロホン，音響，周波数解析，FFT，自己回帰式，メンテナンス，省力化*

1. 緒　　言

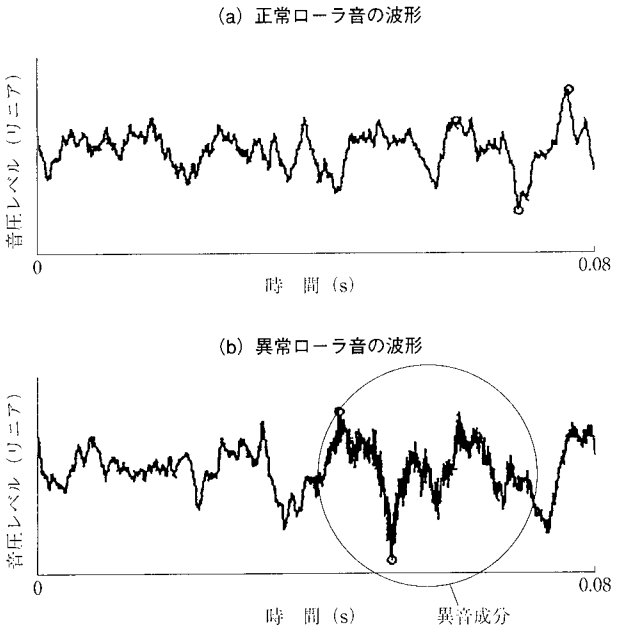
大型石炭火力発電所の揚運炭設備には数多くのコンベヤが設置されている．コンベヤの保守点検作業では，毎日少なくとも一回のコンベヤ運転中の巡回点検作業が必要となっている．この巡回点検作業の目的のひとつは，交換が必要なコンベヤローラを主に運転中の異音により点検員が聴覚で発見することである．しかし，その巡回点検ルートはコンベヤ総延長の数キロメートルの長距離におよびコンベヤ揚程に相当する70 m以上の高低差をともなう．さらに，この点検作業は，コンベヤ近傍の悪環境でほぼ1 m間隔に設置されたひとつひとつのコンベヤローラに神経を集中し，異音を聞き分ける熟練作業である．このため，個人差により検出精度も異なる．このような巡回点検作業の負担を軽減し，かつ点検精度を向上できる異常ローラの検出装置が求められてきた．コンベヤローラの異常原因のほとんどがベアリングの損傷であることから，従来の異常検出方法としては，個々のコンベヤローラに振動，温度[1]や音のセンサを取り付けて正常時から異常時への変化を測定する方法などが提案されてきた．しかし，振動や温度のセンサをローラ近傍のフレームに個々に取り付ける方法では，多数の接触式センサが必要で設備費が膨大となる．これに対して，音のセンサは非接触式センサであり少ないセンサで異常を検出できるため，実用的な方法であることは知られていたが，周囲からのノイズ成分をうまく分離できないことなどの課題があり，異常検出装置として普及するには至っていなかった．

そこで，著者らは従来の巡回点検作業の可聴音による異常判定を基本にして実用的なローラ異常診断装置の開発に取り組んだ．**第1図**に正常ローラと異常ローラの音を騒音計で計測した波形の一例を示す．異音は正常ローラの回転音と周囲雑音に重畳して計測され，間欠的に発生している．異音はベアリング損傷に起因するため単純な波形とはならない．また，実際の火力発電所のコンベヤラインでは暗騒音が非常に大きいため，異音の音圧レベルは正常音のレベルに比べてかなり小さくなる．そこで，本開発では音響計測による異常ローラ検出のために解決する課題として次の二つを取り上げた．

(1) 周囲雑音の除去と異音の抽出

(2) 異常の評価と判定基準の設定

本稿においては，これらの課題を解決するための工夫とその実証試験成果および実プラントに適用した場合のローラ異常診断装置の概要を紹介する．



第1図　音響計測による波形の例

Fig. 1　Typical wave pattern obtained by acoustic measuring device

2.　異常検出方法の開発

本開発では，音響センサに周囲音の影響を低減させる指向性マイクロホンを用いた．併せて，計測信号をフィルタ処理し，不用な雑音周波数成分を除去して，ローラの異音の分離を容易にした．また，異常ローラ音は不規則な多くの卓越周波数をもつ波形のため，次の二つの評価値を組み合わせて異音の特徴を表す指標を設定した．

（1）　異音の強さによる評価指標

（2）　スペクトルパターンによる評価指標

ここで，スペクトルパターンとは波形に含まれる周波数成分のレベルの割合を示す．異常判定は組み合わせた指標値の計測位置における変化に注目し，あらかじめ設定した基準値と比較して異常を判定する方法を採用した．周囲状況の変化による音響計測結果のばらつきは複数回の測定の平均処理により安定化させ，評価精度の向上を試みた．

2.1　異音の強さの評価指標

人は神経の集中により任意の周波数帯域の音を抽出できるため[2]，異音を経験的に知っている点検員は大きな暗騒音の中で異音を抽出できる．異常の度合いの判断は異音の強さと関わっており，点検員は異音周波数帯域の音の強さを評価値として用いている．そこで，本開発では従来のFFT (Fast Fourier Transformation)アルゴリズムにより計測音波を周波数分解した後，異音の周波数帯域のオーバーオール値を異音の強さとして求めて指標とした．

2.2　異音スペクトルの評価指標

人は音色を聞き分ける能力があり[2]，点検員も騒音下において異音をその音色で判別している．そこで，本開発では，異音の周波数スペクトルの分布に注目し，異音波形の特徴評価を行うことを試みた．一般に異音のスペクトルパターンは多くの卓越周波数をもち高周波でのスペクトルが大きくなる傾向がある．このパターンを判別するためには卓越周波数の数を数えるなどの方法があるが処理が複雑となる．本開発では，少ない定数で波形の特徴が表現できる自己回帰式[3]を利用し，自己回帰式の係数の2乗和を評価指標とした．経験的に，自己回帰式の係数の2乗和の値は卓越周波数の少ない波形では小さく，多くの卓越周波数を持つ異音では大きな値をもつ．なお，自己回帰式の係数の算出にはBurgアルゴリズム[3]を用いた．

2.3　評価指標の組合わせによる異常判定

異音の強さによる評価指標と，スペクトルパターンによる評価指標を実用的に組み合わせるため，本開発では次のような工夫を施した．なお，計測はベルト長手方向にマイクロホンを移動し，一定間隔の計測位置で異音を収集することを前提としている．スペクトルパターンによる評価指標はその絶対値より各計測位置での相対的な割合に意味があるため，**第2図**のように正規化する．一方，異音の強さによる評価指標はその絶対値に意味があるため，正規化したスペクトルパターンによる評価指標との積をとり，（1）式で定義する異常値を導入した．

$$a_i = p_i \times f_i / f_{max} \quad \cdots\cdots (1)$$

a_i：計測位置$_i$での異常値

p_i：計測位置$_i$での異音の強さによる評価指標

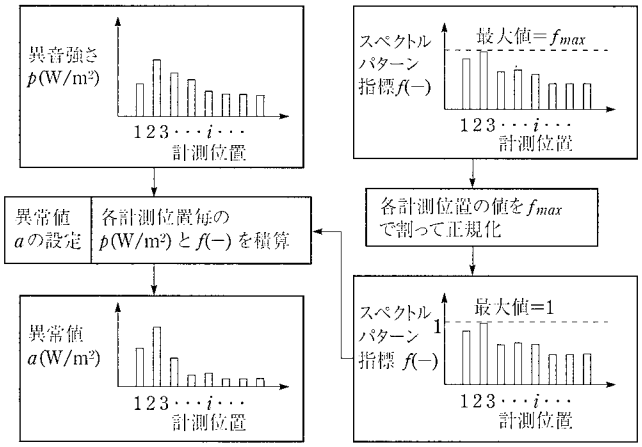
f_i：計測位置$_i$でのスペクトルパターンによる評価指標

f_{max}：スペクトルパターンによる評価指標の最大値

この組合せは**第2図**のように図示できる．異常値は異音周波数帯域の音の強さが大きくかつ卓越周波数を数多く含む信号で大きな値をもつ．この異常値のレベルを異常ローラの判定に用いる．

2.4　異常判定値の設定

運転中のコンベヤでは搬送量による音圧レベルの変化やさまざまな外乱音源が存在する．これらによる異常値レベルのばらつきが異常判定値の設定を難しくしている．そこで，このばらつきを最小化するため，本開発では，複数回の計測からの平均値を利用する方法を考案した．平均化し



第2図　異常値算出のフローチャート

Fig. 2　Flow chart for calculation of abnormal value

た異常値を異常度として求め，異常判定値の設定を行った．平均処理の手順を以下に示す．

(1)　異常値がしきい値を超えた計測位置を抽出する．しきい値は正常ローラの音圧レベルを基に設定する．

(2)　異常値の大きい順にランキングする．ここでは1位，2位，3位，4位以下に分けた．

(3)　ランクに対して順番に異常値に対する計測位置に重み値を代入する．ここでは1位は100％，2位は50％，3位は20％，4位以下は0％とした．

(4)　複数回計測し，その平均値を異常度と定義する．

(5)　異常値判定値は50％値として，これ以上の異常度を異常と見なす．

この関係を図示したものが**第3図**である．

3.　実証試験による確認

前述の異常ローラ検出方法の実用性を検証するため実証試験を実施した．試験は当社揚貯運炭実験設備に異常ローラと診断装置を設置して行った．

3.1　実験設備の概要

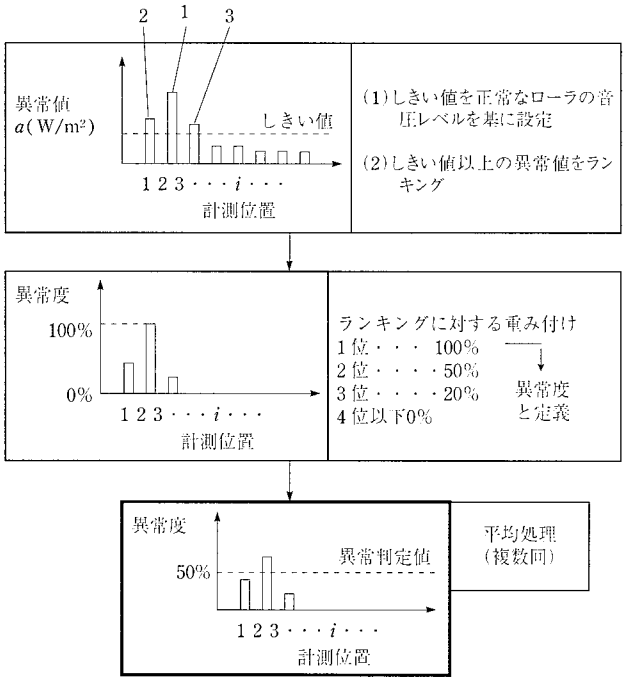
実証試験装置は**第4図**に示す機器で構成される．移動台車により指向性マイクロホンが一定速度でコンベヤラインに沿って移動し，移動しながら一定の距離間隔で音響データを計測する．処理装置で計測した音響データを信号処理し，異音を検出し，異常ローラの位置を検出する．装置外観図を**第5図**，**第6図**に示す．また，実証試験装置の仕様は次に示すとおりである．

マイクロホン移動距離（レール長）	8 m
マイクロホン移動台車速度	6 m/min 定速
計測間隔（移動中に計測）	50 cm 間隔（5秒間隔）
探査単位	架台単位
サンプリング時間	0.2 s（ローラ回転周期より設定）
マイクロホン	鋭指向性マイクロホン
処理装置	パソコン（i486）
移動台車駆動方法	ワイヤけん引
音響信号伝送方式	有線

マイクロホンの移動速度は移動しながらの計測を考慮して，サンプリング中の移動量が計測間隔に対して十分に小さくなるように6 m/min を選択した．

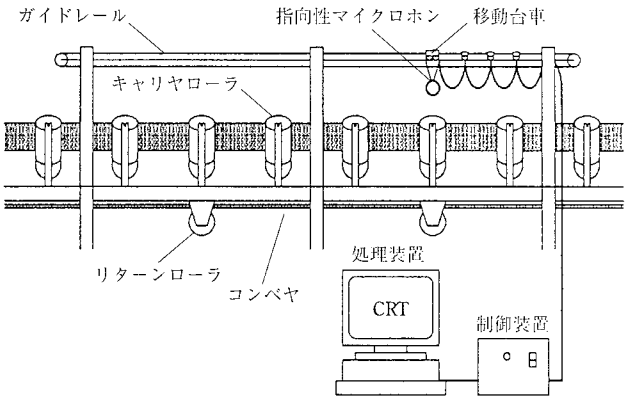
3.2　試験用の異常ローラと試験方法

実証試験には実際の火力発電所で異常ローラとして点検



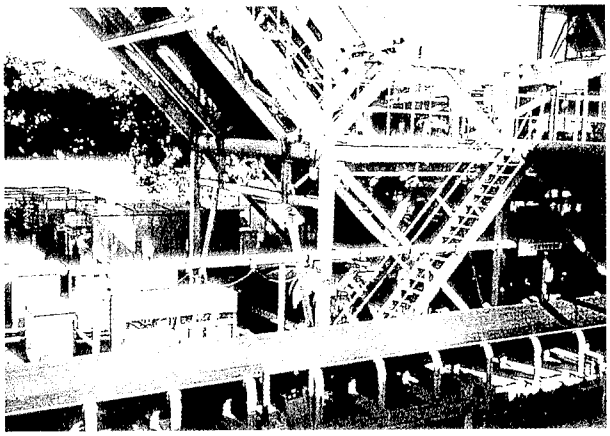
第3図　異常度算出のフローチャート

Fig. 3　Flow chart for calculation of abnormality rate

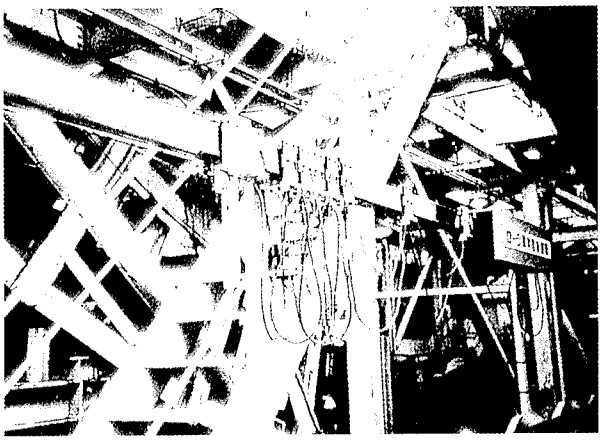


第4図　実証試験装置システム構成

Fig. 4　Composition of test system



第5図　実証試験装置
Fig. 5　Test device



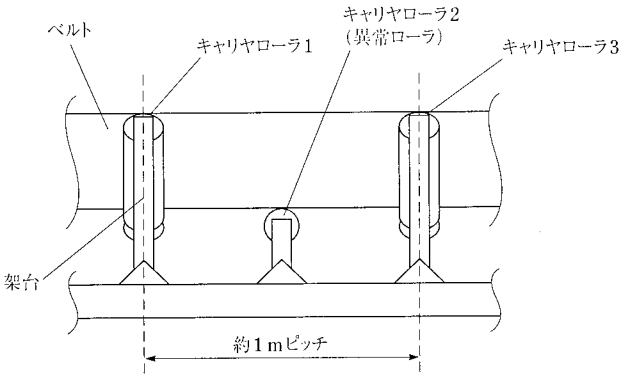
第6図　マイクロホン移動部
Fig. 6　Traveling device with microphone

員が発見，排除したベルト幅1.6 m用のキャリヤローラを用いた．ベルトコンベヤのキャリヤローラは3本1組で架台に取り付けられ，架台は約1 m間隔で設置されている．検査対象の異常ローラは**第7図**，**第8図**に示すように1 m間隔の架台の間に1本用の架台を製作してコンベヤラインに組み込んだ．マイクロホンを**第7図**の左から右に移動させコンベヤラインを検査する．また，ベルトコンベヤの運転条件は次に示すような，実際の稼働条件に近いものである．

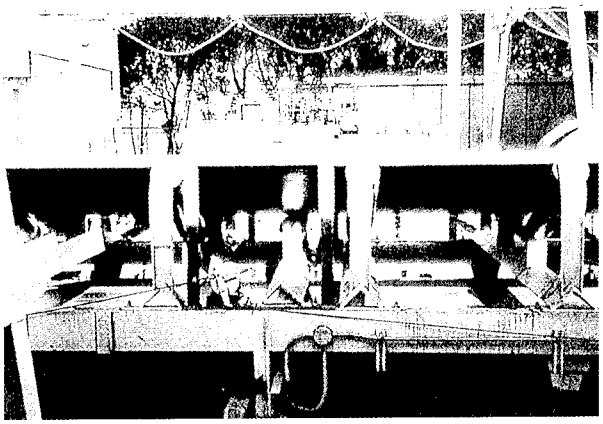
ベルト速度	220 m/min
負荷条件	石炭運搬
バックグランドノイズ	補機類稼働中

3.3　試験結果と考察

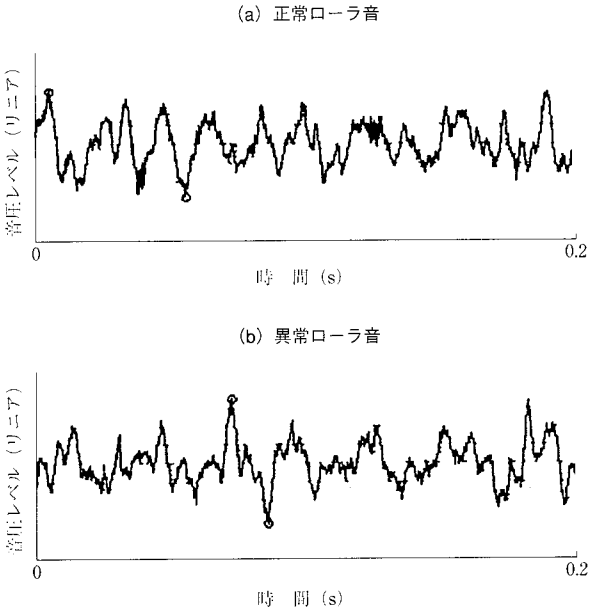
本実証試験でコンベヤラインに組み込んだ異常ローラの異音の波形と正常ローラの音の波形を**第9図**に示す．試験で用いた異常ローラは**第1図**に示した異常ローラより異音が顕著でないため，異音の発生は人間の耳で確認できるが，



第7図　検知対象ローラの配置
Fig. 7　Arrangement for detecting damaged rollers



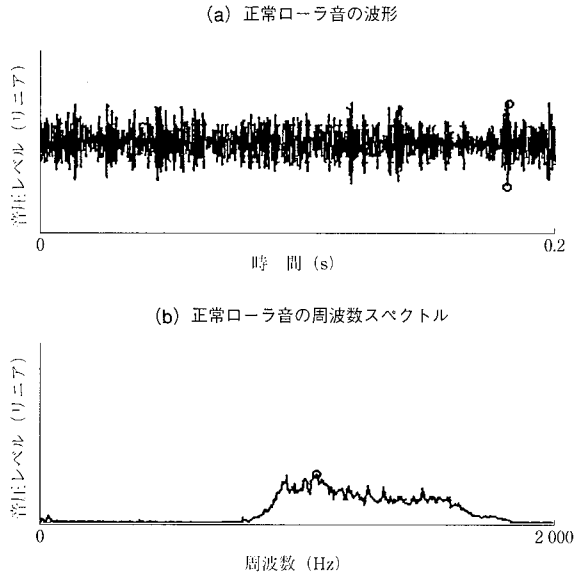
第8図　検知対象ローラ
Fig. 8　Rollers for detection



第9図　正常ローラ音および異常ローラ音の波形
Fig. 9　Wave patterns of normal and damaged rollers

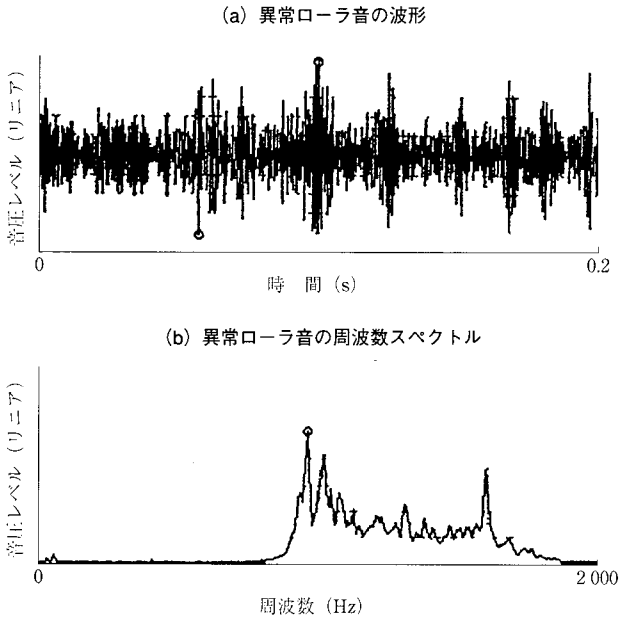
波形からの異常・正常の区別は非常に困難である．しかし，正常，異常の違いは1 kHzから1.6 kHzまでの周波数成分

のレベルに微量ながら現れることから，実証試験では1 kHzから1.6 kHzまでの周波数帯域を抽出するバンドパスフィルタを用いた．その波形とスペクトルを**第10図**，**第11図**に示す．**第10図**は正常ローラ，**第11図**は異常ローラのものである．**第10図**の正常ローラ音の波形は暗騒音が主な成分である．一方，**第11図**の異常ローラ音波形では異音に特徴的なバースト波形も観測でき，異音成分が抽出できている．



第10図　バンドパスフィルタ処理後の正常ローラ音の波形と周波数スペクトル

Fig. 10　Wave patterns and Fourier spectrum of normal roller sound through band path filter

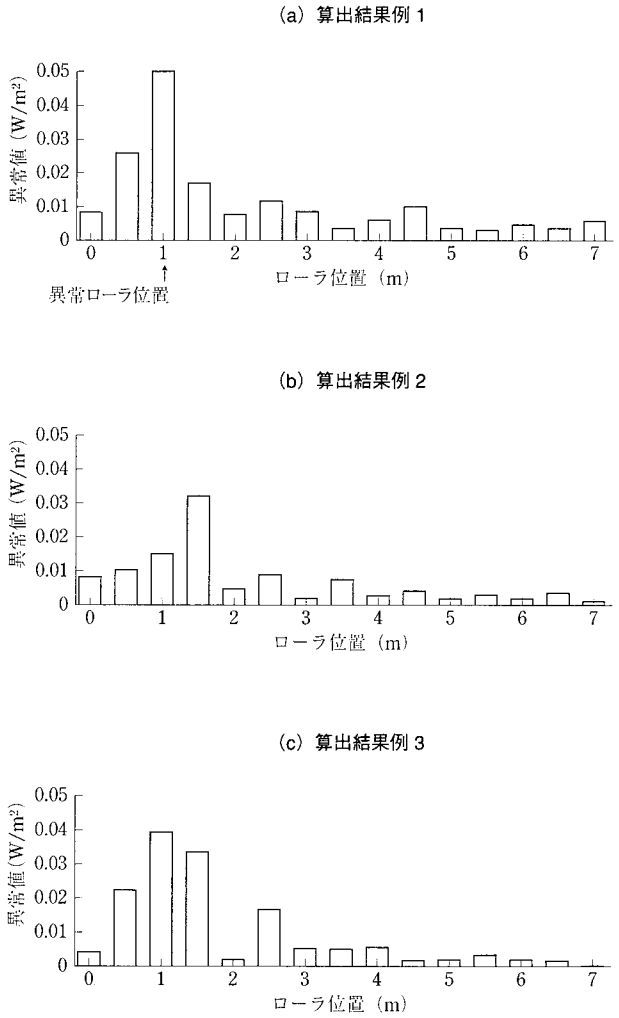


第11図　バンドパスフィルタ処理後の異常ローラ音の波形と周波数スペクトル

Fig. 11　Wave patterns and Fourier spectrum of damaged roller sound through band path filter

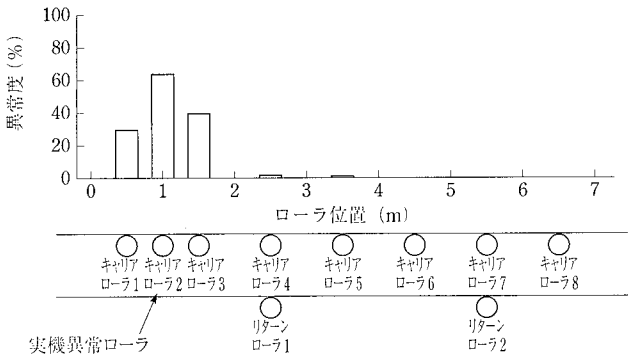
本開発で採用した異音の強さによる評価指標およびスペクトルパターンによる評価指標を組み合わせての評価が有効であることが**第10図**と**第11図**の違いからわかる．

実証試験において同じ条件で3回測定した異常値の算出結果の例を**第12図-(a)～(c)**に示す．異常値の分布から異常ローラがほぼわかるが，異常値は周囲環境の外乱音源の影響を受け易く，異常値のレベルにばらつきが現れている．そこで，異常値を重み付けにより異常度に変換し，平均処理により検出結果を安定させた．この結果を**第13図**に示す．**第13図**において異常度は異常ローラ位置（キャリヤローラ2）で最大となり，異常ローラ位置が精度良く特定できている．異常度の表示では周囲条件の変化に起因する異常値のばらつきが緩和でき，検出精度が向上している．**第13図**からベルト長手方向の距離分解能は1 m程度といえる．計測間隔をもっと狭くしたり，平均化の回数を増加させたりして，さらに距離分解能は向上できるが，長大なコ



第12図　異常値の算出結果例

Fig. 12　Damaged roller detection results with abnormal values



第13図　異常度による異常ローラ検出結果例

Fig. 13　Damaged roller detection results with abnormality rate

ンベヤの異常ローラ検出に対して1 mの範囲で異常ローラを検出できることは十分実用的であると考える．

4.　実プラントへの適用

本装置を実プラントへ適用する構想を以下に示す．

4.1　異音検出の実機環境への対応

実機コンベヤではシュート付近，中間部，テール部で周囲音や計測対象音の強さや成分が異なるため，異常判定のしきい値およびフィルタの特性は対象となる実プラントでのコンベヤ長さ方向の発生音データから設定する．異常値の判定しきい値は，実証試験では計測データに対し一定値のしきい値を用いたが，実機コンベヤでは計測音響データに基づいたコンベヤ長さ方向の距離のしきい値関数を導出し，重みを付けることで実機に対応できる．また，異音の種類および周囲騒音などの音響データを，実プラントにおいて本装置の設置後に蓄積することによりスペクトルパターンによる評価指標を対象実機に適合したものに改良できる．

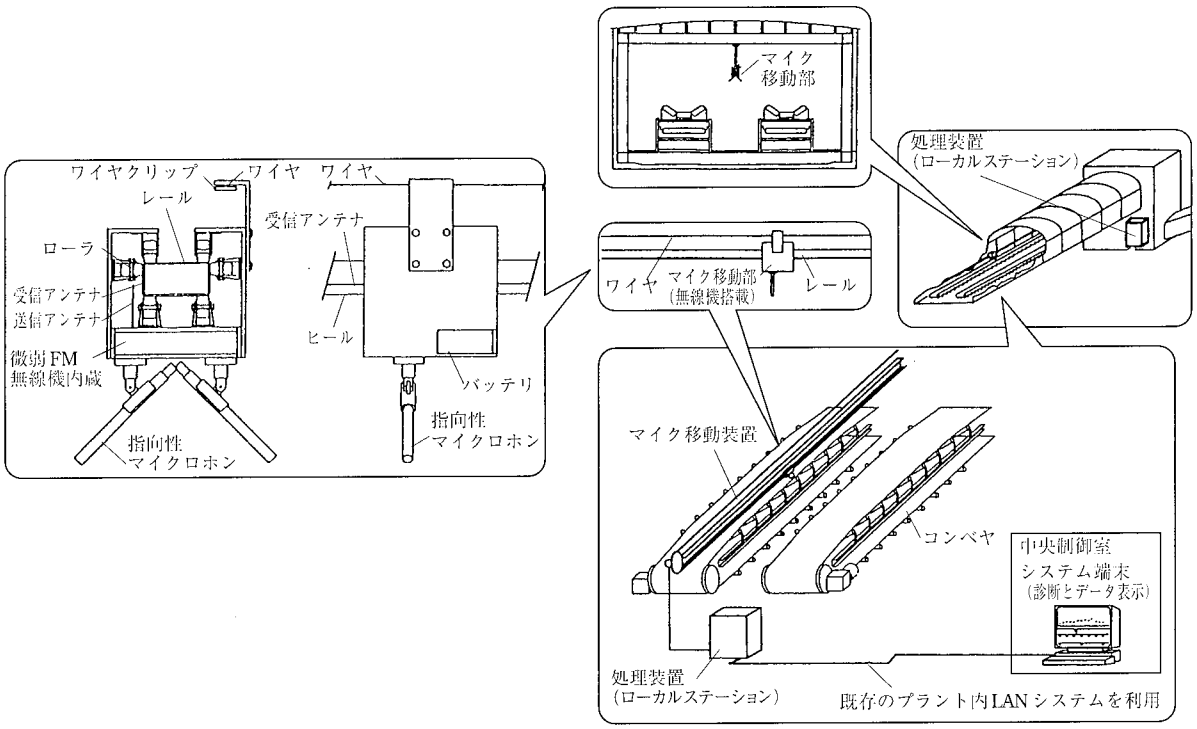
4.2　マイクロホン移動装置

4.2.1　移動方式

マイクロホン移動装置は揚運炭設備では防爆仕様となる．実証試験では防爆対応を考慮し，軌道上のマイクロホン移動部を駆動用動力線を用いずワイヤでけん引する方式の装置で実用性を確認した．この方式は約1 kmまでの機長のコンベヤに適用できる．

4.2.2　音響信号伝送方式

機長の長いコンベヤでは音響信号の伝送方式が重要となる．実証試験装置では音響信号は有線伝送方式で，マイクロホン移動部がハンガに吊るされたケーブルを引きながら移動していた．機長の長いコンベヤでは，より実用的な微弱無線で音響信号を伝送するマイクロホン移動装置を考案した．これは，マイクロホン移動部に小型発信器を搭載し，受信アンテナを軌道に沿って敷設することで感度良く音響



第14図　実プラントへの適用システム構想図

Fig. 14　Application example to roller conveyor line

信号を伝送するものである．**第14図**が実プラントへの適用システムの構想図である．

5. 結　　言

本装置は，大型火力発電所の揚運炭設備に適用することを目的として開発したが，多数のコンベヤをもつ製鉄プラント，穀物プラント，セメントプラント，などにもそのまま適用が可能である．また，先に紹介したコンベヤベルト異常診断装置[4]などと組み合わせれば，総合的なコンベヤ設備診断システムを実用的に構築することができる．

参 考 文 献

(1) A. Harrison and B. Amor : Developments in Conveyor Belt Monitoring Using Microprocessor Technology　The Coal Journal (1984. 5)　pp. 5–11

(2) 川村雅恭：電気音響工学概論　昭晃堂　1990年

(3) 日野幹雄：スペクトル解析　朝倉書店　1983年

(4) 滝本英敏，早川佳代子，石井正美，星井　勤：コンベヤベルト異常診断装置の開発　　石川島播磨技報第36巻第5号　1996年9月　　pp. 410–414

UDC 628.474 : 662.613.11/.12 : 66.046.5 : 504.06

コークスベッド式灰溶融処理システムの開発

馬 場 史 郎　環境・プラント事業本部環境事業部開発部
平 田 雄 彦　環境・プラント事業本部環境事業部第二環境設計部
深 田 能 伸　環境・プラント事業本部環境事業部第二環境設計部　課長
三 輪 敬 一　技術本部技術研究所環境開発部　課長

Development of Coke-Bed Type Ash Melting System

BABA Fumio, HIRATA Katsuhiko
FUKADA Yoshinobu, MIWA Keiichi

IHI has conducted verification tests on the treatment of fly ash and ash derived from urban waste using a coke-bed type ash melting furnace which is widely used for sewage sludge melting. Tests were aimed at volumetric reduction, reduction of pollutants, and effective recycling of materials. As a result, slag obtained from the ash melting process satisfied the requirements of the soil environment standards and was confirmed to be effective for recycling. To reduce the use of coke as a heat source, two types of solid fuels produced from general refuse and plastic waste were used for tests and verified to be effective as substitutes for coke fuel.

キーワード：*都市ごみ，灰溶融，RDF，スラグ，飛灰，環境保全設備*

1. 緒　　言

都市ごみ焼却灰・飛灰の溶融処理に関しては，実機が稼働体制に入り，その数も増加する傾向となっている．これは，都市ごみ集じん灰(飛灰)が特別管理一般廃棄物に指定され，有害重金属類の安定化措置として溶融をはじめとする高度処理を行うことが義務づけられたことや，ごみ焼却処理の問題点として最も関心の高いダイオキシン類関連事項の解決手段としての大きな期待などによる．一方，溶融設備から発生するスラグや溶融飛灰については，資源循環型社会の構築という観点から，資源として再利用することが必要となってきている．現にスラグの有効利用に関しては，東京都をはじめとしたいくつかの自治体から，“有効利用の手引き”として指針が出されている．このように，溶融技術に対する期待は大きく，“有害重金属類の安定化”や“ダイオキシン類の分解”そして“スラグ・溶融飛灰の再資源化”は溶融技術にとって必要不可欠な要素と考えるべきである．

このような背景のもとに，当社としても溶融技術の開発に力を注いできた[(1),(2),(3)]．当社では3種類の溶融技術(内部溶融式，直流電気抵抗式，コークスベッド式)を保有している．本稿では三つの溶融技術の中から，処理対象の制約が比較的小さく，適応範囲の最も広いコークスベッド式溶融炉にて行った実証試験結果について報告する．コークスベッド式は先に示した溶融技術において必要不可欠な要素の他に，最終処分場の寿命ひっ迫の主原因となっている廃プラスチック(以降廃プラと呼ぶ)などのがら物も，焼却灰・飛灰と同時処理できる特長がある．今回の実証試験では，発熱量をもつ廃棄物を固形化した物をコークスの代替燃料と位置づけた溶融試験を行い，スラグ，溶融飛灰および排ガスに与える影響について調査を行った．

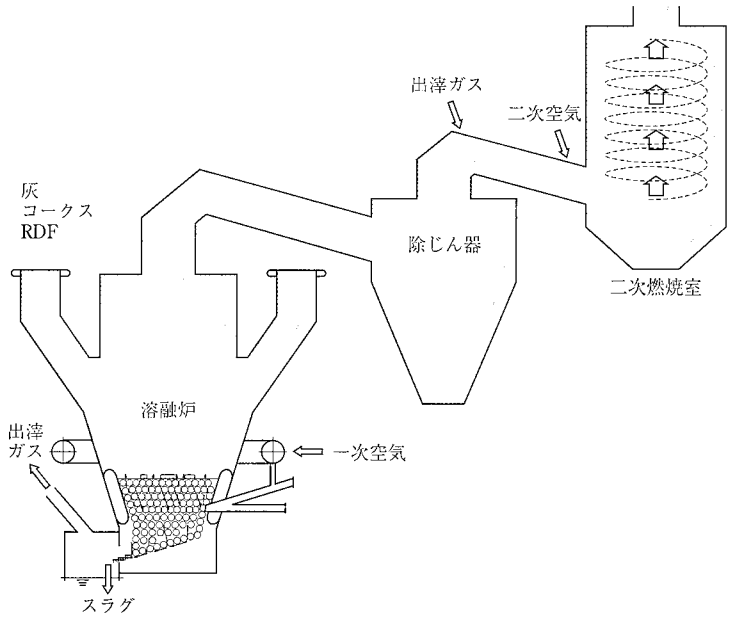
2. 実 証 試 験

2.1 溶融原理

コークスベッド式灰溶融炉の概略図を**第1図**に示した．炉下部に形成された高温のコークスベッド層が火格子の役割を果たしている．処理対象物は，炉上部より投入されコークスベッド層上部で灰分，可燃分に熱分解される．灰分はコークスの火格子を流下し，炉外にスラグとして連続的に排出される．一方，可燃分は二次燃焼室に導かれ旋回燃焼される．

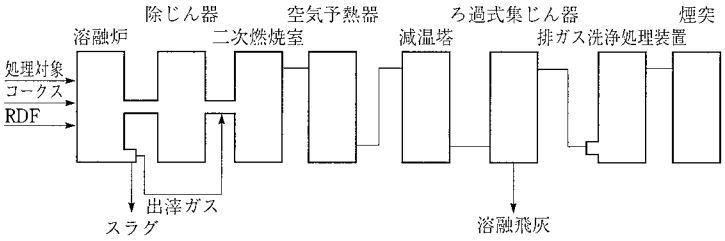
2.2 実証設備

システムの排ガス処理フローを**第2図**に示した．溶融炉を出た排ガスは，除じん器で粒径5～8 μm 以上のダストを



第1図　溶融炉概略図

Fig. 1　Schematic construction of coke–bed melting furnace



第2図　実証設備フロー

Fig. 2　Schematic flow diagram of demonstration plant

除去された後，二次燃焼室出口CO濃度30 ppm以下になるよう高温旋回燃焼される．燃焼した高温排ガス(900℃前後)は，空気予熱器でコークス燃焼用空気の予熱に利用され700℃程度となった後，減温塔で160℃まで急冷される．その後，ろ過式集じん器で溶融飛灰のみを除去し，有害排ガス(HCl, SO_x)は排ガス洗浄処理装置で除去するシステムとなっている．

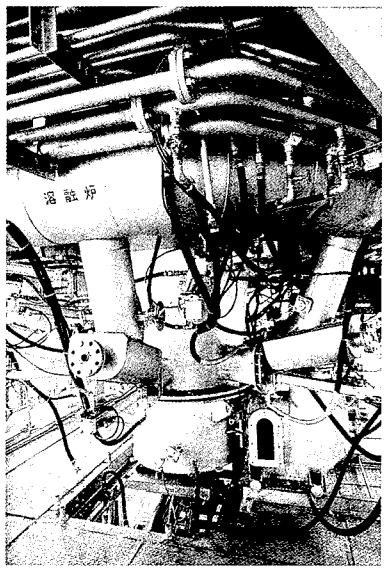
実証炉本体(**第3図**)の主仕様を以下に示す．

処理能力	10 t–D.B/d
	(D.B：乾燥固形分)
コークスベッド径	ϕ800
出滓方法	連続出滓
スラグ回収方法	水砕方式

2.3　結果と考察

2.3.1　試験条件

処理対象物は，ストーカ式焼却炉から発生した焼却灰と，



第3図　実証炉

Fig. 3　Demonstration plant

排ガスを乾式有害ガス処理し，電気集じん器で捕集した飛灰を同一水槽で混合した物(以後，焼却残渣と称す)を用いた．また，コークスの代替燃料として用いた固形燃料は，一般廃棄物から製造した物(以後RDF–Cと称す)と廃プラから製造した物(以後RDF–Pと称す)の2種類を用いた．(RDF：Refuse Derived Fuel)

各々の組成を**第1表**に示す．試験は代替燃料を用いたことによる排ガス・スラグ・溶融飛灰への影響

第1表　試料組成

Table 1　Elemental composition of sample

項目＼試料		焼却残渣	RDF–C	RDF–P	コークス
強熱減量(%)		4.7	76.9	91.8	92.2
含水率(%)		29.3	7.9	2.2	3.4
発熱量(高位)(kcal/kg)		681	4 850	6 220	7 360
元素組成(%)	C	7.7	48.0	60.8	90.7
	H	0.9	6.6	6.7	0.32
	N	0.03	1.31	0.98	1.05
	Cl	0.51	0.31	0.76	—
	S	0.28	0.08	0.04	0.10
灰分組成(%)	CaO	25.2	8.63	0.51	0.26
	SiO_2	43.6	3.67	1.52	4.17
	Al_2O_3	22.3	2.45	0.84	2.18
重金属類(%)	Na_2O	3.7	0.43	0.32	0.09
	K_2O	1.1	0.22	0.02	0.10
	PbO	0.23	0.00	0.00	—
	ZnO	0.58	0.02	0.23	—
$PCDD_S+PCDF_S$ (ng–TEQ/g)		1.2	0.04	0.0063	—

(注) RDFの形状
RDF–C：ϕ15×L50
RDF–P：ϕ30×L100

評価を目的に，**第2表**に示す3RUNを行った．各RUNの試験実績を**第3表**に示す．RUN 3は処理量が減っているが，これは定格処理した場合，炉内温度が低下する現象が見られたため処理量を低く設定したことによる．これは廃プラを燃料とした場合の特長(熱間強度，揮発成分含有率などからの影響)とも考えられ，今後詳細に検討していく予定である．

2.3.2　溶融熱源としてのRDFに対する評価

第4図に溶融に必要な熱量に対する投入物の寄与率を示す．熱量ベースのRDF代替率として，RDF–Cで約22%，RDF–Pで約27%で試験を実施し，スラグの排出不良や排ガス温度の低下などを起こすことなく安定した運転ができることを確認した．RDFのコークスに対する代替率を40%強に設定した運転も行っており，コークス燃焼用の一次空気量やRDFの形状などを詳細に検討することで，代替率はさらに高くできると考えている．

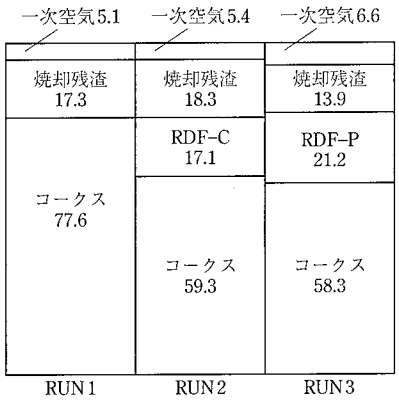
2.3.3　排ガスに与える影響

二次燃焼室出口における排ガス組成を**第4表**に示す．RDF–Pでは，HCl濃度が高くなることが予想されたが，他のRUNと大差ない結果となった．コークスベッド式溶融炉は，炉内が還元性雰囲気のため，HCl濃度が低く抑えられる特長をもっており，それを裏付ける結果となった．また，この濃度は都市ごみを分別収集した物を焼却処理した場合に発生する程度であり，現状の排ガス処理系を変更する必要がないことが判明した．一方，SO_xに関してはRUN 1が低い値となった．これはコークスのみの場合は，還元雰囲気が強くSが酸化されず，スラグなどへ移行した割合が高かったとも考えられる．

排ガス中のダイオキシン類については，二次燃焼室出口では各RUNともに99.9%分解した．しかし，RUN 2および3ではガイドラインの目標値である0.1 ng–TEQ/m^3_Nまで下がっていない結果となっており，二次燃焼に関してはさらに滞留時間を長くするなどの対策が必要であることが判明した．

2.3.4　スラグ・溶融飛灰に与える影響

生成したスラグの組成を**第5表**に，スラグ溶出試験結果を**第6表**に示す．スラグの組成からRDFを代替燃料としたことによる影響がないことがわかった．これは，コークスベッド式溶融炉が還元性雰囲気であり，金属類などはClなどと結合し気化しやすいことや，スラグは高温のベッド層



第4図　投入熱量分布(単位：%)

Fig. 4　Partitioning of heat input (unit : %)

第4表　排ガス性状(二次燃焼室出口)

Table 4　Exhaust gas components at outlet of secondary combustion chamber

項目 ＼ RUN No.	1	2	3
O_2 (%)	5.2～6.2	4.0～5.2	3.6～4.4
CO (ppm)*	4～5	3～7	2～3
NO_X (〃)*	53～63	69～76	47～52
HCl (〃)*	207～267	245～383	352～485
SO_2 (〃)*	7～38	105～175	107～120
$PCDD_S+PCDF_S$(ng–TEQ/m^3_N)	0.035	0.12	0.14

(注) *：酸素12%換算値

第2表　試験条件

Table 2　Test conditions

RUN No.	処理対象	溶融熱源
1	焼却残渣	コークス
2	〃	コークス+RDF–C
3	〃	コークス+RDF–P

第3表　試験実績

Table 3　Operating conditions

項目 ＼ RUN No.		1	2	3
焼却残渣処理量(kg/h)		649	649	571
含水率(%)		35	35	39
一次空気流量(1)(m^3_N/h)		950	964	876
二次空気流量(2)(〃)		528	363	727
コークス投入量(kg/h)		180	133	141
RDF–C投入量(〃)		—	60	—
RDF–P投入量(〃)		—	—	60
スラグ化率(3)(%)		81	92	87
排ガス温度(℃)	炉出口	775	775	825
	二次燃焼室出口	875	900	975
	バグフィルタ入口	160		

(注)(1)：一次空気　コークス燃焼用に450～500℃に予熱された空気

(2)：二次空気　二次燃焼を行うための空気．二次燃焼室出口CO濃度を10 ppm以下に制御

(3)：スラグ化率　単位時間あたりの投入物中灰分量に対するスラグ発生量の割合

第5表　スラグ組成
Table 5　Composition of slag

項　目 ＼ RUN No.	1	2	3
SiO_2　(　%　)	36.1	34.8	36.4
CaO　(　〃　)	23.9	21.0	25.4
AL_2O_3 (　〃　)	20.8	17.9	19.7
Na_2O　(　〃　)	3.44	3.46	2.91
K_2O　(　〃　)	1.47	1.02	1.20
PbO　(mg/kg)	30	50	50
ZnO　(　〃　)	1 100	2 200	1 700
塩基度(　－　)	0.7	0.6	0.7

（注）塩基度：組成中の CaO / SiO_2 の値で，溶けた時の流れやすさの指標としている．
$CaO / SiO_2 = 1$ が最も流れやすく，1から離れる程流れ難くなる．

第6表　スラグの溶出試験結果（環境庁告示46号）
Table 6　Leachate tests of produced slag

項　目 ＼ RUN No.	1	2	3
Pb　(mg/*l*)	＜0.01	＜0.01	＜0.01
Cd　(　〃　)	＜0.005	＜0.005	＜0.005
Cr^{6+}(　〃　)	＜0.05	＜0.05	＜0.05
Hg　(　〃　)	＜0.0005	＜0.0005	＜0.0005
As　(　〃　)	＜0.01	＜0.01	＜0.01

を通過するため，未燃分がショートパスすることがないことによる．特に問題となるPbに関しては，溶出試験結果で問題のないことから，再資源化に適していることが証明された．また，含有率の観点からも低く抑えられており，長期的に安全サイドであることが実証された．

溶融飛灰組成について**第7表**に示す．各RUNとも低沸点物質が高濃度で濃縮されている．特に有用金属となるPb，Znについては，資源としてとり出すこと（山元還元）に有利となっている．その一方で，山元還元に不要となる SiO_2 やCaO含有率の低減化をはかることも重要であり，スラグ化率を高めるなどの対策を確立する必要がある．

第7表　バグフィルタダスト組成
Table 7　Composition of dust

項　目 ＼ RUN No.	1	2	3
ZnO　(%)	14.0	13.5	11.7
PbO　(〃)	0.723	0.765	2.14
Na_2O (〃)	5.69	5.87	5.41
K_2O　(〃)	3.76	4.03	5.15
SiO_2　(〃)	24.2	17.3	16.8
CaO　(〃)	7.16	4.28	8.66
Cl　(〃)	8.56	10.4	10.7
S　(〃)	4.4	5.6	5.4

3. 結　　言

1996年に行ったコークスベッド式灰溶融炉による実証試験結果から，以下の知見を得ることができた．

（1）焼却灰・飛灰の混合溶融において連続100時間以上，延べ500時間程度の運転を行い，設備の信頼性を実証した．

（2）RDFをコークスの代替燃料として使用することが可能であり，RDFの新たな用途を開いた．

（3）廃プラを混合処理することで，排ガス中のHCl濃度が高くなるなどの現象は起こらず，現有の排ガス処理設備で対応可能なことを確認した．

（4）生成したスラグは土壌環境基準を満足しており，再資源化に適した物であることが実証された．

（5）溶融飛灰中にはPb，Znなどの有価金属が高濃度で濃縮されており，山元還元に有利であることがわかった．ただし，不要成分であるSiやCa含有率も高く，これらの低減化の検討が必要である．

（6）焼却灰・飛灰中のダイオキシン類は二次燃焼室出口で99.9％分解されていることがわかった．

今後は，処理対象の制約が少ないというコークスベッド式溶融炉の特長を発揮するため，さまざまな廃棄物を対象にした試験を実施するとともに，ダイオキシン類の分解・再合成防止，二次生成物（スラグ・溶融飛灰）の有効利用，資源回収技術を確立し，信頼性の高いプロセスとして完成すべく研究を進める予定である．

なお，本稿は東京都と当社（大阪ガスエンジニアリング株式会社の協力を得ている）が共同で実施した「特別管理一般廃棄物（飛灰）の処理技術に関する共同研究」の成果の一部であることを付記する．

参　考　文　献

（1）古角雅行，常深武志，馬場史郎：コークスベッドによる都市ごみ焼却灰の溶融処理　廃棄物学会第7回研究発表会講演論文集　1996年　pp. 433–435

（2）東京都清掃局：平成7年度「特別管理一般廃棄物（飛灰）の処理技術に関する共同研究」結果　1996年

（3）藤井　岳，常深武志，馬場史郎：コークスベッド式都市ごみ灰溶融技術　日本機会学会第5回環境工学総合シンポジウム　1995年　pp. 136–139

UDC 621.18 : 621.926.3 : 662.87 : 622.72 : 662.66

竪型ローラミルシミュレータの開発

中 村 元 哉　エネルギー事業本部電力事業部燃焼技術部
氣 駕 尚 志　エネルギー事業本部電力事業部燃焼技術部　課長
渡 辺 真 次　エネルギー事業本部電力事業部燃焼技術部
四郎丸　　功　中国電力株式会社火力部調査・企画担当　課長

Development of Simulator for Vertical Roller Pulverizers

NAKAMURA Motoya, KIGA Takashi
WATANABE Shinji, SHIROUMARU Isao

A simulator based on the vertical roller pulverizer has been developed to predict the fineness and dynamic response of the outflow of pulverized coal. The new development is intended to improve the control system for pulverized coal-fired boilers. Coal movement and pulverization and particle classification have been modeled numerically. Prediction by the simulator agreed well with static and dynamic measurements. The simulator was found to be applicable to any type of coal with different characteristics of HGI and moisture content as well as pulverizers with a different capacity. By coupling with a prediction model for HGI and moisture content, the simulator could also assess an on-line monitoring on pulverization status.

キーワード：*竪型ローラミル，シミュレーション，出炭挙動，製造微粉度，HGI，水分，粉砕，分級，微粉炭火力発電所，多炭種対応適応制御*

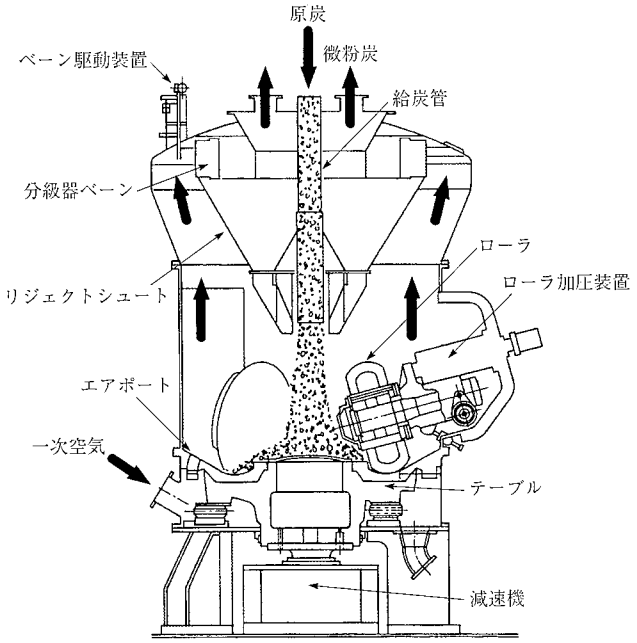
1. 緒　　言

国内の微粉炭火力発電所では，燃料となる石炭のほとんどを海外からの輸入に依存している．このため，使用する炭種は固定されず，一つのプラントで20炭種程度を使用することも少なくない．また，同一炭種を使用するのが数日，長くても2週間程度というプラントもあり，炭種が頻繁に切り替わることとなる．一方，微粉炭火力発電所の中には，昼夜間の電力需要の変化に対応するため，重油火力発電所なみの高い負荷変化率を要求されるものもある．微粉炭燃焼は，燃料となる石炭をミルにおいて微粉砕するという過程をもつため，重油燃焼に比べて負荷追従性が劣る傾向にある．当社では，このような炭種および負荷の変化が頻繁に発生する微粉炭焚ボイラに対して，多炭種対応適応制御システム[1]を適用し，多くの実績をあげている．さらに，本制御システムにおいてミルからの出炭量の動的な挙動および製造微粉度を考慮することにより，より高度なボイラ制御が可能となる．

このたび，筆者らは，出炭量の動的な挙動および製造微粉度を精度よく予測できる竪ミルシミュレータの開発を行った．ここに，本シミュレータおよびその性能評価結果をとりまとめて報告する．

2. 竪型ローラミル

第1図に，シミュレーションの対象となる固定式分級器(ベーン式分級器)を備えた竪型ローラミルの構造を示す．竪型ローラミルによる石炭の微粉砕は，国内の微粉炭火力



第1図　竪型ローラミルの構造
Fig. 1　Construction of vertical roller pulverizer

発電所では主流となっている．石炭(原炭)は，ミル上部から，給炭管を通りミル内へ供給される．回転テーブル上へ落下した石炭は，遠心力により外周部へと運ばれる．粉砕ローラは，ばねの張力もしくは油圧力によりテーブルに押しつけられており，この粉砕ローラとテーブル間において，石炭の微粉砕が行われる．微粉砕された石炭(微粉炭)は，エアポートから噴き出される一次空気(熱空気)によりミル上部へ噴き上げられる．この一次空気は，石炭の搬送とともに，乾燥の役割も果たしている．噴き上げられた微粉炭は比重差により分級される．比較的粗い粒子は，テーブル上に落下し再粉砕される．一方，比較的細かい粒子は，ミル上部の固定式分級器へと導入される．この固定式分級器はサイクロンの機能を備えており，比較的粗い粒子は遠心力により分級器外周部へと運ばれ，リジェクトシュートに沿って分級器下部より排出される．テーブル上に落下した粗粒子は原炭と混合され，再び粉砕される．一方，比較的細かい粒子は，分級器を通過し，接続されたバーナに均等に供給される．

このように，ミルに供給された石炭は，移動，粉砕，分級というプロセスを経て，はじめて微粉炭としてバーナへ供給されることとなる．

3. ミルシミュレーションモデル

3.1 ミル内部領域のモデル化

竪型ローラミルの内部の領域を，移動，粉砕，分級という特徴的なプロセスを表す七つの領域に分割し，ミル内部機構のモデル化を行った[2]．**第2図**に，このミル内部領域の分割モデルを示す．

領域①：石炭が供給され，テーブル上に落下する領域

領域②：石炭がテーブルの回転による遠心力によって放射線状に移動する領域(二次分級領域⑦で分離された粗粉炭が加わる)

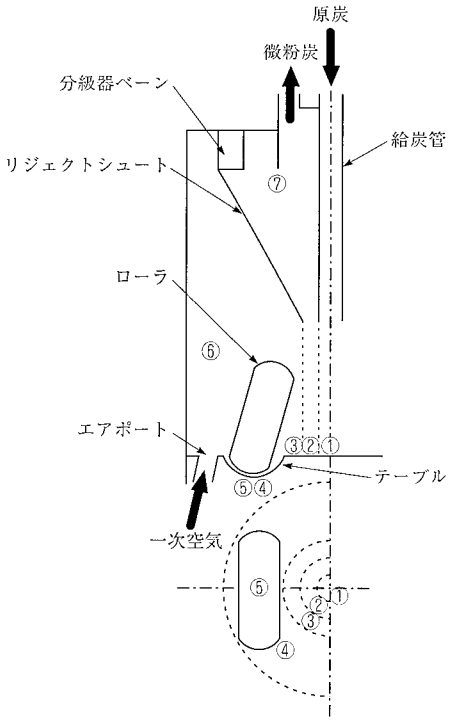
領域③：石炭がテーブルの回転による遠心力によって放射線状に移動する領域(一次分級領域⑥で分離された粗粉炭が加わる)

領域④：石炭がテーブルの回転によって粉砕領域⑤へ移動する領域(粉砕領域⑤の石炭の一部が加わる)

領域⑤：石炭がローラとテーブル間において粉砕される領域(石炭の一部が領域④へ戻る)

領域⑥：粉砕された微粉炭が一次空気によって噴き上げられ，重力分級される領域(粗粉炭が分離され，領域③へ落下する)… 一次分級領域

領域⑦：微粉炭が分級ベーンに沿った気流により遠心分級される領域(粗粉炭が分離され，リジェクトシュート下部から領域②へ落下する)… 二次分級領域



第2図 ミル内部領域の分割モデル

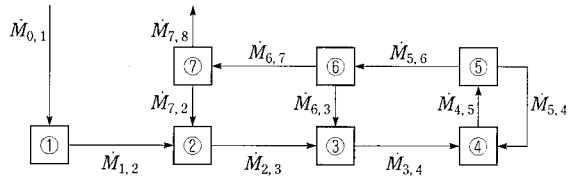
Fig. 2 Division model of internal region of pulverizer

このミル内部領域の分割モデル化により，ミル内部の石炭の流れは，**第3図**のように表される．図中の$M_{i,j}$は領域iから領域jへの石炭移動量を表す．また，領域⓪，領域⑧は，それぞれミル入口，ミル出口を表す．本シミュレーションモデルでは，石炭の粒子サイズを15グループに分割している．したがって，各領域間を移動する石炭量は，(1)式に示すように，各粒子サイズグループの移動量の総和で表される．

$$\dot{M}_{i,j} = \sum_{k=1}^{15} \dot{M}_{i,j,k} \quad \cdots\cdots (1)$$

$\dot{M}_{i,j}$ ：領域iから領域jへの石炭移動量(kg/s)

$\dot{M}_{i,j,k}$ ：サイズグループkの石炭粒子の領域iから領域jへの移動量(kg/s)



第3図 ミル内部の石炭の流れ

Fig. 3 Flow diagram of pulverized coal in pulverizer

また，領域①～⑦における各粒子サイズグループの石炭保有量は，それぞれ(2)～(8)式の微分方程式で表される．

$$\frac{dm_{1,k}}{dt} = \dot{M}_{0,1,k} - \dot{M}_{1,2,k} \quad \cdots\cdots (2)$$

$$\frac{dm_{2,k}}{dt} = \dot{M}_{1,2,k} + \dot{M}_{7,2,k} - \dot{M}_{2,3,k} \quad \cdots\cdots (3)$$

$$\frac{dm_{3,k}}{dt} = \dot{M}_{2,3,k} + \dot{M}_{6,3,k} - \dot{M}_{3,4,k} \quad \cdots\cdots (4)$$

$$\frac{dm_{4,k}}{dt} = \dot{M}_{3,4,k} + \dot{M}_{5,4,k} - \dot{M}_{4,5,k} \quad \cdots\cdots (5)$$

$$\frac{dm_{5,k}}{dt} = \dot{M}_{4,5,k} - \dot{M}_{5,4,k} - \dot{M}_{5,6,k} \quad \cdots\cdots (6)$$

$$\frac{dm_{6,k}}{dt} = \dot{M}_{5,6,k} - \dot{M}_{6,3,k} - \dot{M}_{6,7,k} \quad \cdots\cdots (7)$$

$$\frac{dm_{7,k}}{dt} = \dot{M}_{6,7,k} - \dot{M}_{7,2,k} - \dot{M}_{7,8,k} \quad \cdots\cdots (8)$$

$m_{i,k}$ ：領域iにおける粒子サイズグループkの石炭保有量(kg)

3.2 石炭移動モデル

各領域間を移動する石炭量は，(9)～(18)式で表される．各領域間の移動時間は，ミルの構造寸法，運転条件(テーブル回転数，一次空気流量など)から決定される値である．

$$\dot{M}_{1,2} = \frac{m'_{1,2}}{t_{1,2}} \quad \cdots\cdots (9)$$

$$\dot{M}_{2,3} = \frac{m'_{2,3}}{t_{2,3}} \quad \cdots\cdots (10)$$

$$\dot{M}_{3,4} = \frac{m'_{3,4}}{t_{3,4}} \quad \cdots\cdots (11)$$

$$\dot{M}_{4,5} = \frac{\omega}{2\pi} N m_4 \quad \cdots\cdots (12)$$

$$\dot{M}_{5,6} = \frac{K_B m_4}{t_{5,6}} \quad \cdots\cdots (13)$$

$$\dot{M}_{5,4} = (1 - K_B)\dot{M}_{4,5} \quad \cdots\cdots (14)$$

$$\dot{M}_{6,7,k} = \frac{C_{Sk} m'_{5,6,k}}{t_{6,7,k}} \quad \cdots\cdots (15)$$

$$\dot{M}_{6,3,k} = \frac{(1 - C_{Sk}) m'_{5,6,k}}{t_{6,3,k}} \quad \cdots\cdots (16)$$

$$\dot{M}_{7,8,k} = \frac{C_{Ck} m'_{6,7,k}}{t_{7,8,k}} \quad \cdots\cdots (17)$$

$$\dot{M}_{7,2,k} = \frac{(1 - C_{Ck}) m'_{6,7,k}}{t_{7,2,k}} \quad \cdots\cdots (18)$$

$m'_{i,j}$ ：領域iから領域jへ移動する石炭量(kg)

$t_{i,j}$ ：領域iから領域jへの移動時間(s)

ω ：回転テーブルの角速度(rad/s)

N ：ローラ数(個)

m_i ：領域iの石炭保有量(kg)

K_B ：実験定数

C_{Sk} ：サイズグループkの石炭粒子の領域⑥から領域⑦への到達率

$m_{i,j,k}$ ：領域iから領域jへ移動するサイズグループkの石炭量(kg)

$t_{i,j,k}$ ：サイズグループkの石炭粒子の領域iから領域jへの移動時間(s)

C_{Ck} ：サイズグループkの石炭粒子の領域⑦から領域⑧(ミル出口)への到達率

3.3 粉砕モデル

領域⑤における粉砕モデルの考え方を次に示す．領域④から領域⑤へ移動してきた石炭がより小さな粒子サイズへと粉砕される割合は，石炭の粉砕性(HGI：ハードグローブ粉砕性指数)，粉砕圧力，ローラとテーブル間の石炭層厚さ，石炭粒子サイズ，および石炭の含水率の関数として(19)式で与えた．また，粉砕された石炭の各粒子サイズグループへの分布は，粉砕前後の粒子サイズの比の関数として(20)式で与えた．これより，領域⑤から排出される石炭中のサイズグループjの石炭の重量分率は，(21)式で表されることとなる．

$$S_j = K_S \left(\frac{G}{G_0}\right)\left(\frac{W}{W_0}\right)\left(\frac{h_0}{h}\right)^{\alpha}\left(\frac{x_j}{x_0}\right)^{\beta} \quad \cdots\cdots (19)$$

S_j ：サイズグループjの石炭粒子が，それよりも小さなサイズグループに粉砕される割合

K_S ：実験定数

G ：HGI

G_0 ：基準HGI

W ：粉砕圧力(MPa)

W_0 ：基準粉砕圧力(MPa)

h ：ローラとテーブル間の石炭層厚さ(m)

h_0 ：基準石炭層厚さ(m)

α ：実験定数

x_j ：サイズグループjの石炭粒径(m)

x_0 ：基準石炭粒径(m)

β ：石炭の含水率から決定される値

$$B_{i,j} = \frac{\int_{i-1}^{i}(1 - e^{-x/j})/(1 - e^{-1/2})dx}{\int_{0}^{j}(1 - e^{-x/j})/(1 - e^{-1/2})dx} \quad \cdots\cdots (20)$$

$B_{i,j}$ ：S_jの割合で粉砕されたサイズグループjの石炭粒子のうち，サイズグループiの石炭粒子となる割合

$$Y_{5,i} = \sum_{k=1}^{i} S_k B_{i,k} Y_{4,k} \quad \cdots\cdots (21)$$

$Y_{i,j}$：領域iから排出される石炭中のサイズグループjの石炭の重量分率

3.4 分級モデル

粉砕された微粉炭は，領域⑥において重力分級（一次分級）され，さらに領域⑦において遠心分級（二次分級）される．領域⑥，⑦における分級モデルを，それぞれ(22)，(23)式に示す．一次分級，二次分級とも，一次空気流量，石炭粒子サイズの影響を受ける．また，二次分級では，分級器ベーン開度（固定式分級器への流入角度）の影響についても考慮している．

$$\log_{10} C_{Sk} = -C_{61} - C_{62} \log_{10}\left(\frac{x_k}{x_L}\right) \quad \cdots\cdots (22)$$

C_{Sk}　：サイズグループkの石炭粒子の領域⑥から領域⑦への到達率

C_{61}, C_{62}：実験定数

x_k　：サイズグループkの石炭粒径(m)

x_L　：基準石炭粒径(m)

$$C_{Ck} = C_{Wk} C_{Vk} \quad \cdots\cdots (23)$$

$$\log_{10} C_{Wk} = -C_{71} - C_{72} \log_{10}\left(\frac{x_k}{x_W}\right) \quad \cdots\cdots (24)$$

$$\log_{10} C_{Vk} = -C_{71} - C_{72} \log_{10}\left(\frac{x_k}{x_V}\right) \quad \cdots\cdots (25)$$

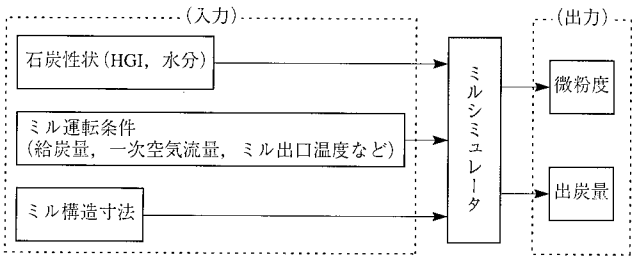
C_{Ck}　：サイズグループkの石炭粒子の領域⑦から領域⑧（ミル出口）への到達率

C_{71}, C_{72}：実験定数

x_W, x_V　：基準石炭粒径(m)

4. シミュレーションモデルの評価

第4図に示すように，上述のモデル化により構築したミルシミュレータでは，石炭性状（HGI，水分），ミルの運転条件（給炭量，一次空気流量，ミル出口空気温度など），ミルの構造寸法（テーブル径，エアポート断面積，分級器径・高さ，ミル高さなど）を入力として，各領域間の石炭の移動量および微粉度を出力することが可能である．シミュレーションモデルの評価を行うため，ミルの特性の中で最も重要となるミル出口における微粉度および出炭挙動について，試験結果との比較評価を実施した．出炭量の測定は，差圧式出炭量計測手法を用いた．本手法は，微粉炭管の差圧，空気温度，空気流量から出炭量の算出を行うものである．



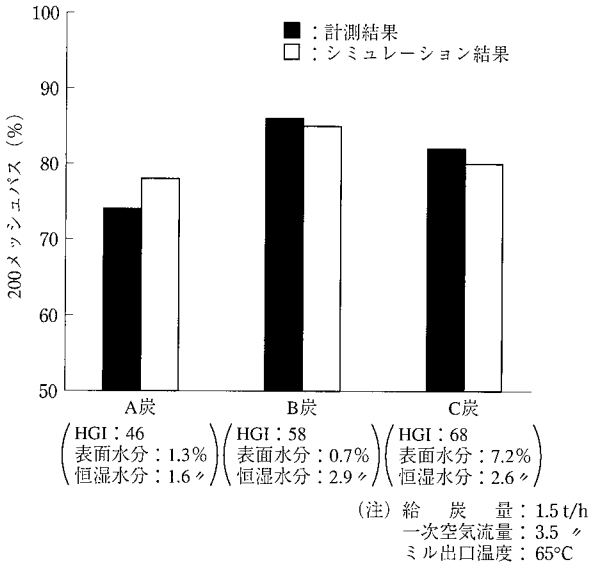
第4図　ミルシミュレータ入出力

Fig. 4　Input and output of pulverizer simulator

4.1 石炭性状の影響

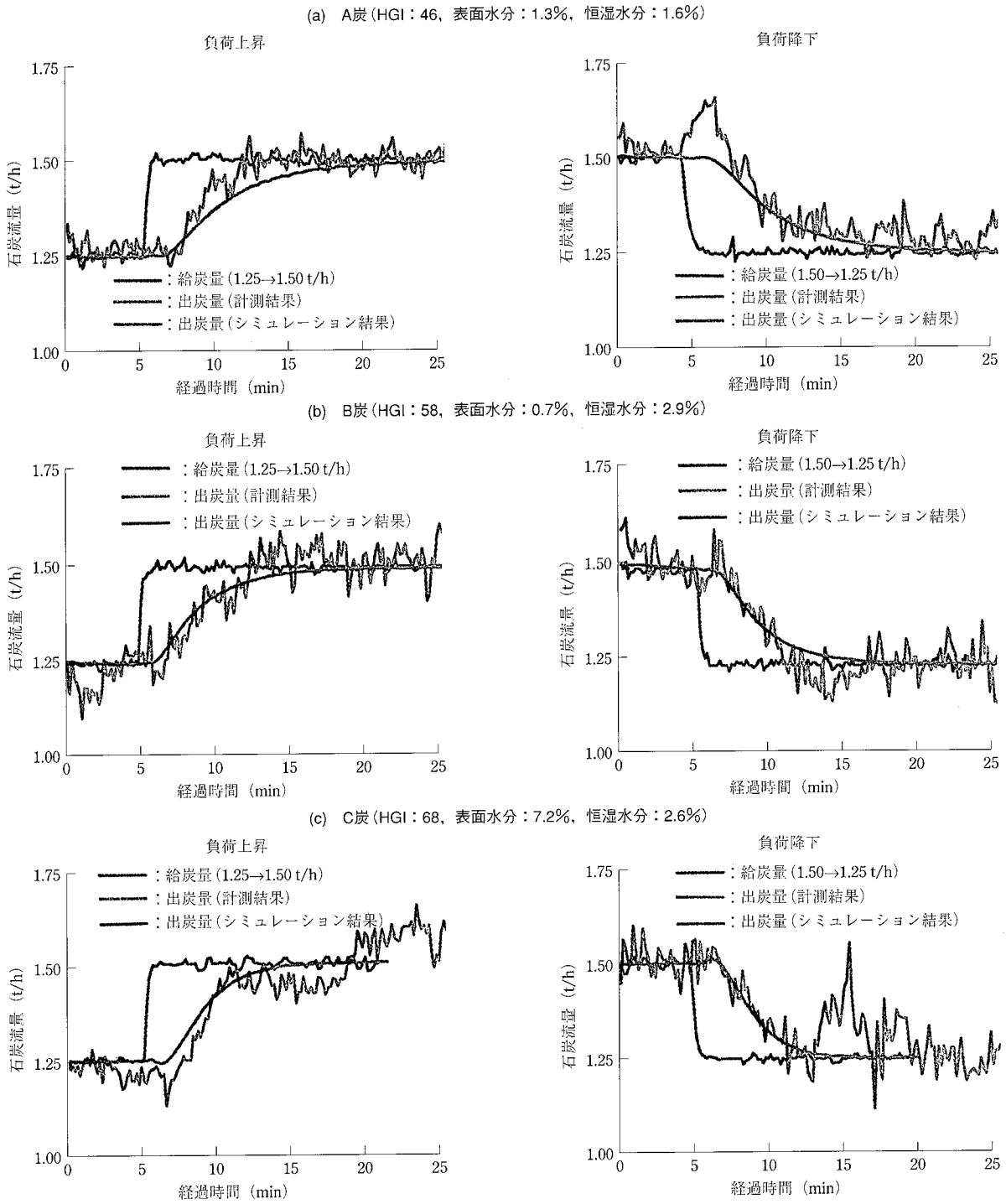
当社相生工場実証試験設備の竪型ローラミルを用いて，性状（HGI，水分）の異なる3炭種について試験を実施した．**第5図**，**第6図**に，それぞれ，微粉度，出炭挙動のシミュレーション結果を，計測結果とともに示す．一般に，粉砕性を表す指標であるHGIの低い石炭ほど，微粉度は低下する．また，石炭中の水分も，粉砕性に影響をおよぼす因子の一つである．水分の増加は粉砕効率の低下をもたらし，水分の多い石炭ほど微粉度が低下する傾向にある．**第5図**に示す微粉度の計測結果から，A炭の微粉度は，そのHGIの低さから，3炭種中最も低いことが分かる．一方，水分が非常に高いC炭は，3炭種中最もHGIが高いにもかかわらず，B炭に比べて低い微粉度を示している．本モデルによるシミュレーションの結果も同様の傾向を示しており，HGIおよび水分が微粉度へ与える影響を，精度よく予測できることが確認できた．

微粉度同様，出炭挙動も石炭性状の影響を受ける．HGIが低く，水分の多い石炭ほど，負荷変化（給炭量の変化）に対する追従性が悪く，静定するまでに時間を要する．**第6図**より，HGIの最も低いA炭は，最も長い時間遅れをもつこ



第5図　試験ミルにおける微粉度

Fig. 5　Fineness of pulverized coal for pilot pulverizer



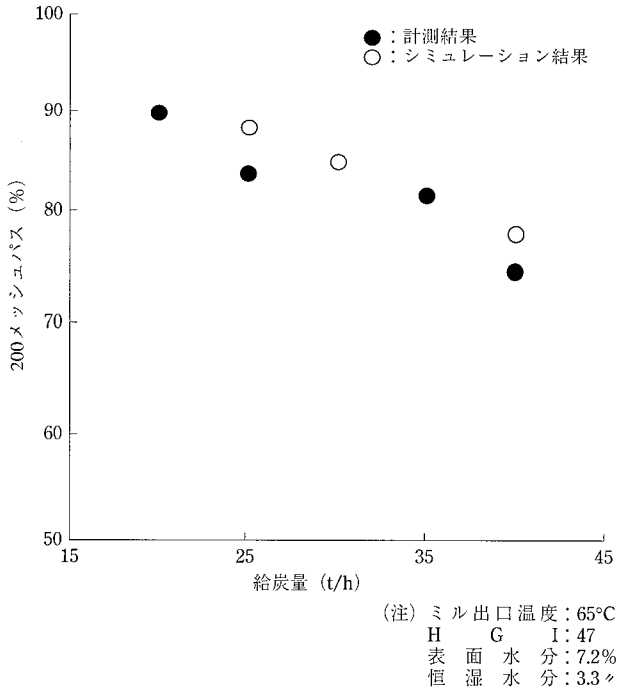
第6図 試験ミルにおける出炭挙動

Fig. 6 Dynamic response of outflow of pulverized coal for pilot pulverizer

とがわかる．一方C炭では，HGIが高いにもかかわらず非常に水分が多いため，負荷追従性の優位性は顕著には現れていない．本モデルによるシミュレーションでは，これらHGIおよび水分が負荷追従性に与える影響を良く模擬できている．また，負荷変化後に出炭量が変化するまでのむだ時間および出炭量が変化してから静定に至るまでの出炭の挙動についても，計測結果と良い一致をみせている．

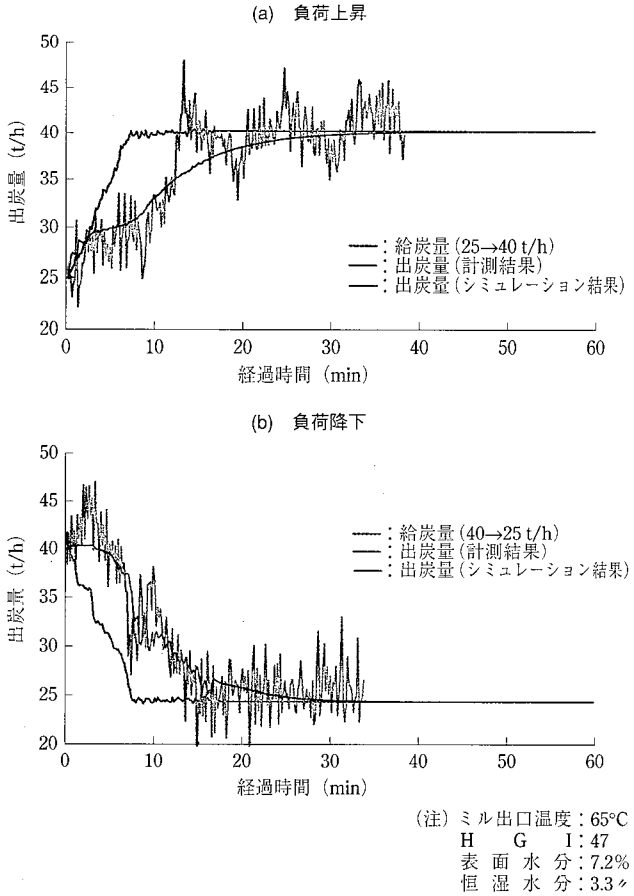
4.2 実機への適用

本シミュレーションの入力データには構造データも含まれているため，型式(粉砕容量)の異なる竪型ローラミルに対しても適用が可能である．そこで，試験ミルに比べてより粉砕容量の大きなミルへの適用性を確認するため，中国電力株式会社新小野田発電所第2号ボイラの竪型ローラミル1台に対して粉砕試験を実施し，計測結果とシミュレーション結果との比較を行った．**第7図**に，給炭量を変化させ



第7図 実機ミルにおける微粉度

Fig. 7 Fineness of pulverized coal for actual pulverizer



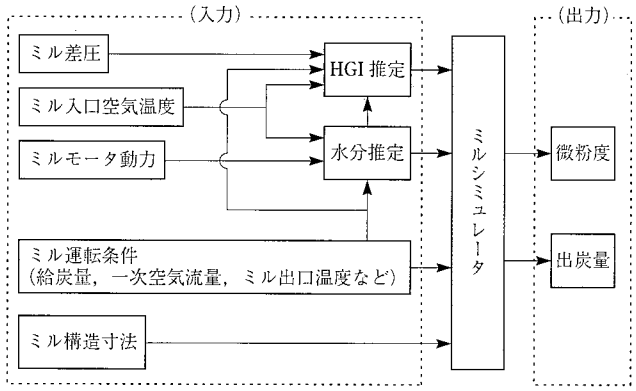
第8図 実機ミルにおける出炭挙動

Fig. 8 Dynamic response of outflow of pulverized coal for actual pulverizer

た各条件における微粉度のシミュレーション結果を，計測結果とともに示す．同図に示す計測結果から，給炭量の増加に伴い，微粉度は低下する傾向にあることがわかる．これは，一次空気流量の増加による分級効率の低下，および粉砕部の石炭量の増加による粉砕効率の低下に因るものである．この計測結果に対して，シミュレーション結果は良い一致をみせており，給炭量の変化に伴う微粉度の変化を精度よく予測できることが確認できた．**第8図**に，給炭量をランプ変化させた際の出炭量のシミュレーション結果を，計測結果とともに示す．同図より，シミュレーション結果は試験結果と非常に良い一致をみせていることがわかる．微粉度同様，出炭挙動についても予測精度の高さが確認でき，本モデルが型式の異なるミルに対しても適用可能であることが確認できた．

4.3 オンラインシミュレーションシステム

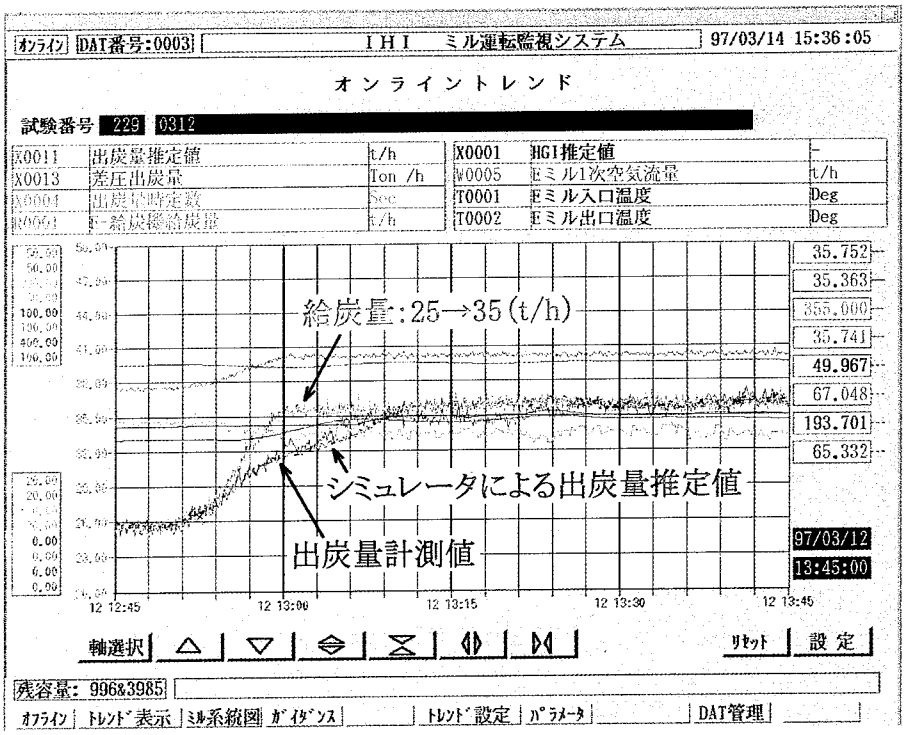
シミュレーションを行うためには，入力データとして，石炭性状（HGI，水分），ミルの運転条件，ミルの構造データが必要である．本シミュレータを制御に用いる場合，性状分析を手分析で行っていたのでは，頻繁に炭種が切り替わる実際の運用に対応できない．また，炭種の切り替わり時期を明確にとらえることが困難であることから，シミュレータへの石炭性状入力値の変更時期を的確に判断することが難しい．そこで，石炭の粉砕性および石炭中の水分量を，ミル運転条件（給炭量，一次空気流量，ミル出口空気温度など），ミル状態量（ミル差圧，ミル入口空気温度）から推定し，その推定結果を用いてシミュレーションを実行することを試みた．**第9図**に，石炭性状予測モデルを組み込んだシミュレータのシステムフローを示す．



第9図 オンラインシミュレーションシステム

Fig. 9 On-line simulation system

第10図に，この石炭性状推定モデルを組み込んだシミュレータによる出炭挙動の予測結果を，試験結果とともに示す．シミュレーション結果は，試験結果に対して非常に高い精度で一致しており，石炭性状の変化およびその変化時



第10図 オンラインシミュレーション結果

Fig. 10 Results of on-line simulation for actual pulverizer

期によらず，微粉度，出炭量などのミル特性を予測することが可能であることが確認できた．

5. 結　　言

微粉炭焚ボイラにおける多炭種対応適応制御システムの高度化を達成するためには，各炭種におけるミルの粉砕特性(製造微粉度，出炭挙動)の違いを予測できることが必要である．そこで，ミル内部における石炭の移動，粉砕，および分級過程をモデル化し，微粉度，出炭挙動の予測が可能なミルシミュレータの開発を行った．シミュレーション結果を試験結果との比較から評価した結果，微粉度，出炭挙動といったミル特性を精度良く予測することが可能であることがわかった．また，性状(HGI，水分)の異なる石炭およびさまざまな粉砕容量のミルに対しても適用可能であることを確認した．さらに，石炭性状(HGI，水分)推定モデルを組み込むことにより，ミルでの粉砕挙動をオンラインで予測できることを確認した．

使用炭種の拡大，負荷変化特性の向上は，今後ますます求められていくものと考えられる．竪ミルシミュレータの制御システムへの採用は，これらの要求に応える一つの手段として期待できる．

参 考 文 献

(1) 大木隆平，大石伸也，中山信弥，千葉明宏：火力発電用ボイラの多炭種対応適応制御の開発および制御 石川島播磨技報　第34巻第2号　1994年3月 pp. 101–108

(2) G. F. Robinson : A Model of the Transient Operation of a Coal Pulverizer　Journal of the Institute of Energy　(1985. 6)　pp. 51–63

UDC 621.642 : 621.644 : 661.91-404 : 699.841

地上式PCLNGタンクポンプバレル架構の構造検討
——柔構造および剛構造の振動特性の比較——

田 中 元 章　技術本部技術研究所機械鉄構開発部　課長
田 附 英 幸　環境・プラント事業本部プラント事業部貯蔵タンク設計部
石 田 和 雄　環境・プラント事業本部プラント事業部貯蔵タンク設計部　部長代理
高 梨 直 幸　環境・プラント事業本部プラント事業部貯蔵タンク設計部

Study of Pump-Barrel Structures in Large Above-Ground PCLNG Storage Tanks
——Comparison of Vibration Characteristics between Flexible and Stiff Pump Barrels——

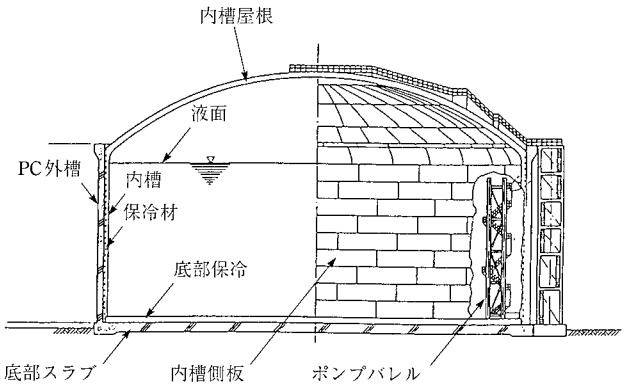
TANAKA Motoaki, TAZUKE Hideyuki
ISHIDA Kazuo, TAKANASHI Naoyuki

Vibration characteristics of flexible and stiff pump–barrel structures in above–ground storage tanks were compared. Finite element method (FEM) analysis for the model with large degrees of freedom was conducted to determine the natural frequencies of the pump–barrel structures considering the coupling oscillation of the pump barrel and the tank. As a result, it was unnecessary to consider the oscillation modes of the pump barrel and the tank when the fundamental natural frequency of flexible pump barrel was sufficiently lower than that of the tank. Consequently, the modeling of only the flexible pump–barrel structure by FEM analysis is effective in that case and allows easier seismic designs of the pump barrel.

キーワード：*PCタンク，タンク，ポンプバレル，FEM解析，固有値解析，振動解析，耐震設計，液体貯蔵設備，有限要素法*

1. 緒　　言

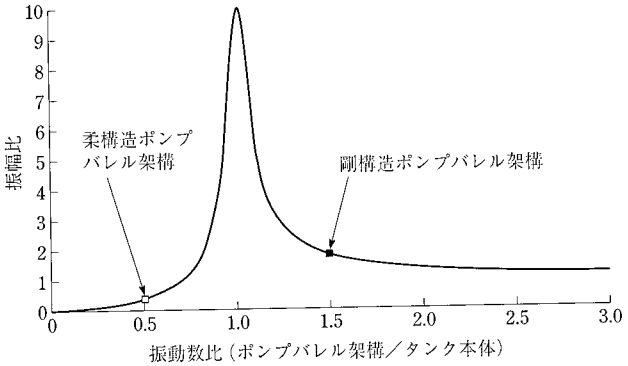
近年，新しい形式の地上式LNGタンクとして，敷地の有効利用などの目的から，プレストレストコンクリート(PC)外槽LNGタンク(**第1図**)が注目されている[(1),(2)]．PCLNGタンクは金属2重殻タンクにPC製防液堤を限りなく近づけて一体化した構造である．このPC外槽が防液堤を兼ねているため，従来の地上式タンクと異なり，LNGの払い出しは地下式タンクと同様に，屋根部より鉛直につるされている互いに結合された配管群(ポンプバレル架構)により行われる．



第1図　地上式LNGタンクの構造
Fig. 1　Structure of above-ground LNG tank

このポンプバレル架構の設計において，最も問題となるのが地震時の挙動である．ポンプバレル架構はタンク本体のそれとは異なった独自の固有振動数をもっているが，タンク本体との共振を避けるため，その固有振動数はタンク本体とは異なるようにすることが必要である．過去に建設されたPCタンクでは，タンク本体に比べポンプバレル架構の固有振動数を高くするという設計思想で設計されてきた(剛構造ポンプバレル架構)．しかし，タンク本体に比べポンプバレル架構の固有振動数をより低く(柔構造ポンプバレル架構)すれば，剛構造ポンプバレル架構に比べ，タンク本体との共振の度合いがさらに低減する(**第2図**)と考えられる．

そこで本研究では，まず柔構造ポンプバレル架構の振動特性をFEM解析により調べ，その結果を剛構造ポンプバレル架構と比較した．また柔構造ポンプバレル架構について，タンク本体との連成を考慮した場合と，しない場合の振動



第2図　ポンプバレル架構と内槽の共振による応答

Fig. 2　Resonance curve between pump-barrel and inner tank

特性の差についても検討した．FEM解析では，タンクの半周分をモデル化し，境界面には対称条件あるいは反対称条件を適用した．

2.　タンク構造

容量18万kl のPCLNGタンクに一組のポンプバレル架構が設置されている場合を想定した．タンクの主要仕様を次に示す．

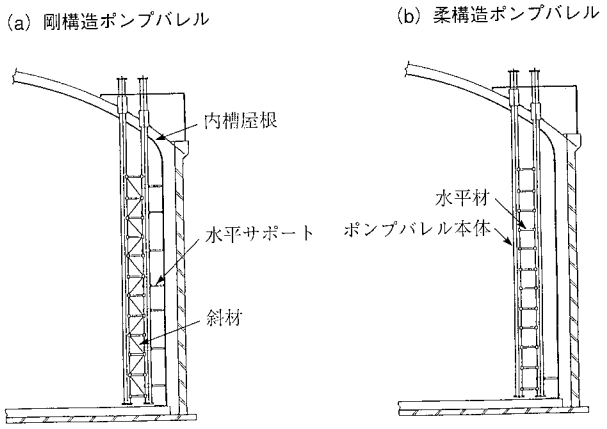
容　　量	180 000 m^3
内 溶 液	LNG（比重0.485）
内　　径	82 000 mm
側 高 さ	34 100 mm
材　　質	9％ニッケル鋼
側 板 板 厚	14～49.5 mm
内　　圧	0.0147 MPa
ポンプバレル	払出用一組（3本）

ポンプバレル架構は直径600 mmのステンレス配管3本をトラス構造状に一組にしたものであり，内槽屋根部から吊り下げられている（**第3図**）．また地震慣性力による水平方向変位を拘束するため，内槽側板から水平サポートにより支持されている．

柔構造ポンプバレル架構と剛構造ポンプバレル架構では，斜材の有無および水平サポートの段数に相違がある．すなわち剛構造ポンプバレル架構は斜材を持ち，水平サポートの段数が7段であるのに対し，柔構造ポンプバレル架構には斜材がなく，水平サポート1段のみで支持されている．

3.　柔および剛構造ポンプバレル架構の振動特性

タンク本体との連成を考慮した柔構造ポンプバレル架構の振動特性をFEM解析を用いて検討し，剛構造ポンプバレル架構との差違を検討した．



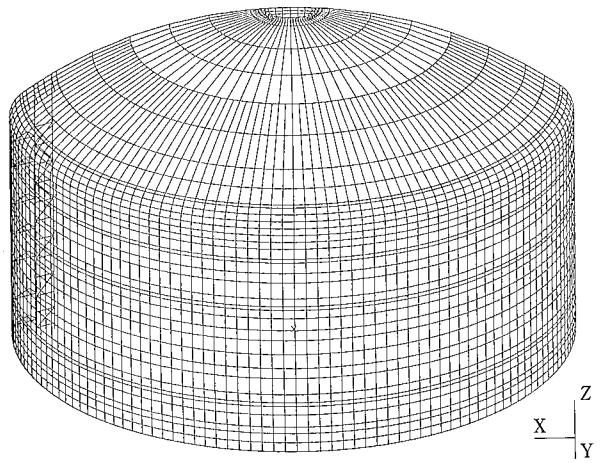
第3図　ポンプバレル架構の構造

Fig. 3　Structure of pump-barrel

3.1　固有振動数およびモードの比較検討

タンクの半周分のうち，側板，リングスチフナ，屋根板，屋根骨，ポンプバレル架構および内容液を板要素，梁要素および流体要素でモデル化した．**第4図**にタンク・ポンプバレル架構連成系の解析モデル（総自由度数約19 000）を示す．固有値解析には，汎用解析コードMSC/NASTRANを用いた．

第1表に柔構造および剛構造ポンプバレル架構の各固有振動数を示す．同表にはタンクの1次固有振動数も示した．ここでタンクの1次固有振動数としてはタンク全体のせん断振動に対応するもの，ポンプバレル架構1次固有振動数としては梁としての振動に対応するものを選択した．またタンク解析モデルの周端部（0度および180度）の周方向境界条件として，柔構造ポンプバレル架構については対称および反対称条件，剛構造ポンプバレル架構については強度上厳しい条件である反対称条件を採用した．**第5図**に柔構造ポ



第4図　FEM解析モデル

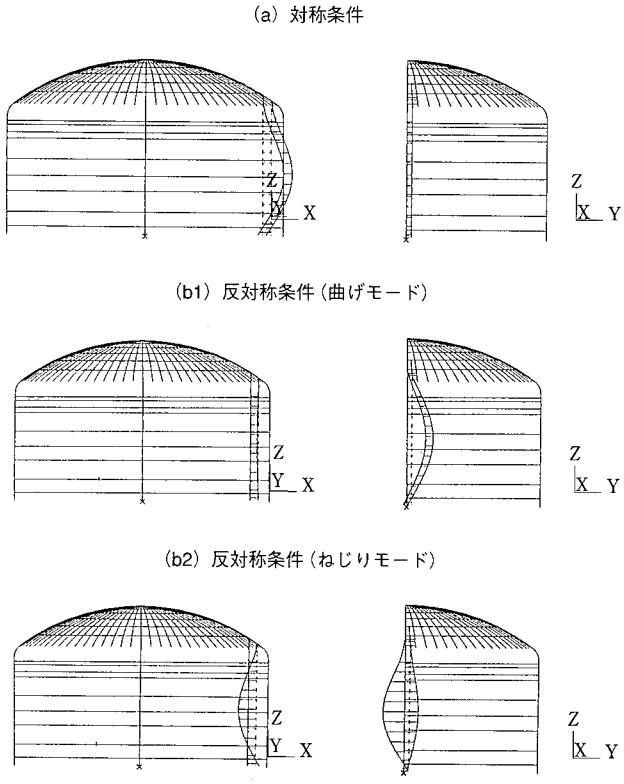
Fig. 4　FEM analysis model

第1表　ポンプバレル架構設置タンク半周モデル固有振動数（単位：Hz）

Table 1　Natural frequency of FEM tank model with pump-barrel (unit : Hz)

次数 ＼ 種別		柔構造		剛構造
		対称境界条件	反対称境界条件	反対称条件
タンク1次		2.866	2.937	2.899
ポンプバレル架構1次	ねじり	−	1.015	2.883
	曲げ	1.024	0.726	
ポンプバレル架構2次	ねじり	−	3.207	4.007
	曲げ	3.234	2.671	
ポンプバレル架構3次	ねじり	−	6.418	−*
	曲げ	6.465	5.787	

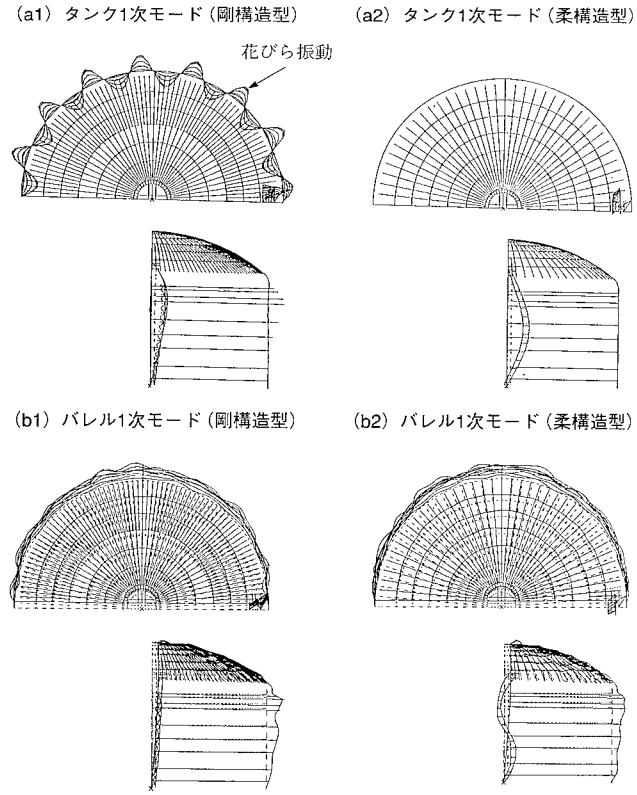
（注）＊：判定困難



第5図　柔構造ポンプバレルの1次振動モード

Fig. 5　Vibration mode of flexible pump-barrel

ンプバレル架構を設置した場合のポンプバレル架構の1次モード図を示す．また**第6図**にはタンク1次およびポンプバレル架構の1次モード図について柔構造および剛構造ポンプバレル架構を設置した場合の比較を示す．境界条件としては反対称条件を採用した．これらの図表から，ポンプバレル架構剛性の差によるタンクの1次固有振動数の差は非常に小さく（1％程度），ポンプバレル架構剛性の影響はほとんどないことがわかる．一方，柔構造ポンプバレル架構の曲げ振動固有振動数について，対称条件と反対称条件の場合で大きく異なっていることがわかる．これは架構上端がラ



第6図　柔構造ポンプバレル架構と剛構造ポンプバレル架構の振動モードの比較

Fig. 6　Comparison of vibration modes between flexible and stiff pump-barrels

フタ（径方向屋根骨）に固定されており，径方向よりも周方向に動きやすいためと考えられる．

柔構造の場合のモード図からポンプバレル架構の固有モードが明確で，各固有モードではタンク本体はほとんど変形していないことがわかる．したがって柔構造のポンプバレル架構はタンク本体と非連成で振動すると考えられる．これに対し剛構造ではポンプバレル架構の固有モードの判定が非常に困難であり，バレルの各固有モードでタンク本体の花びら振動が誘起されている．すなわち剛構造ポンプバレル架構はタンク本体と連成して振動している．

3.2　非連成解析モデルの検討

柔構造ポンプバレル架構はタンク本体と非連成振動することから，ポンプバレル架構を単独でモデル化して固有値解析を行い，タンク本体との連成解析モデル固有値結果と比較した．その結果を**第2表**に示す．表によれば，ポンプバレル架構単独モデルの固有振動数とタンク連成モデルでの固有振動数との差違は1％以下と非常に小さく，柔構造ポンプバレル架構の振動特性についてはタンク本体との連成を考慮する必要がないことがわかる．

さらに同架構モデルで上端を完全固定にして固有値解析

第2表 ポンプバレル柔構造架構単独モデルによる固有振動数（単位：Hz）

Table 2 Natural frequency of flexible pump-barrel model (unit : Hz)

次数＼項目		単独モデル	タンク連成モデル	差違（%）
1次	ねじり	1.024	1.015	0.9
	曲げ	0.703	0.726	−3.2
2次	ねじり	3.231	3.207	0.7
	曲げ	2.652	2.671	−0.7
3次	ねじり	6.459	6.418	0.6
	曲げ	5.748	5.787	−0.3

を行った結果，曲げ（タンク径方向）とねじりの固有振動数がほぼ一致した．一方，前項で述べたように架構上端は実際はラフタに結合されているため曲げとねじりの固有振動数が異なっている．このようにポンプバレル架構の固有振動数は，架構上端の境界条件に大きく影響されることがわかった．

4. 結　　言

柔構造ポンプバレル架構および剛構造ポンプバレル架構についてFEM固有値解析を行い，以下の知見を得た．

（1） タンク本体の固有振動数に比べ十分低い固有振動数をもつ柔構造ポンプバレル架構の採用により，タンク本体とポンプバレル架構の振動を非連成にできる．

（2） タンク本体とポンプバレル架構の振動を非連成にできることによって，柔構造ポンプバレル架構の振動特性はバレル単独をモデル化した解析で十分検討でき，耐震設計を簡単化することができる．またその場合，架構上端の境界条件にポンプバレル架構の振動特性が大きく影響される．

参 考 文 献

（1） 中島一夫，北村八朗，岡井大八ほか：プレストレストコンクリート製大型LNGタンクの設計および施工　プレストレストコンクリート　Vo1.34 No.5 1992年9月　pp. 9−25

（2） 北村八朗，久保尚重，西崎丈能：プレストレストコンクリートLNG貯槽の開発　圧力技術　Vo1.32 No.6　1994年11月　pp. 298−308

（3） 久保田稔，小林信之ほか：付加質量法による流体と円筒型貯層との連成振動解析について　第8回NASTRANユーザ会議論文集　1992年10月　pp. 1−17

（4） 小林信之，田中元章ほか：大型PCLNG貯槽ポンプバレル架構の振動特性の研究（振動実験）　石川島播磨技報　第35巻第4号　1995年7月　pp. 239−242

UDC 624.21.095.32

ISパネル工法
── 鋼橋鉄筋コンクリート床版下面補強工法 ──

石 井 孝 男　機械鉄構事業本部橋梁事業部スタフグループ　部長　博士(工学)
杉 崎 守　機械鉄構事業本部橋梁事業部基本計画部　部長
飯 田 雅 男　株式会社イスミック橋梁事業部技術1部　部長

IS Panel Under Deck Panel Method
── Underside Reinforcement Method for Reinforced Concrete Slab of Steel Bridge ──

ISHII Takao
SUGIZAKI Mamoru
IIDA Masao

The repair and maintenance of bridge or viaduct steel decks requires that the traffic on the bridge must be controlled or stopped, even if the repair is partial, using conventional methods. IHI has developed the IS Panel Method, by which damaged steel bridge deck made of steel-reinforced concrete can be repaired by attaching steel panels to the underside of the deck. The IS panels are bound to the underside of the deck with a filler between the concrete and the panels. The IS Panel Method has been applied to ten projects and was proved to be easy to use and provides a good reinforcing effect.

キーワード：*床版補強，交通規制，床版劣化，鋼橋，重交通*

1. 緒　　言

近年，人・物流などの輸送手段として自動車交通が定着し，道路構造物の果たすべき役割は，年々大きくなってきている．また，予想以上の交通量の増加と自動車の大型化により，道路構造物の損傷も著しく，特に，自動車荷重を直接受ける鋼橋の鉄筋コンクリート床版(以下RC床版という)の損傷は目にあまる状況である．損傷が著しい鋼橋のRC床版の補修・補強・打換えの要求も高まるなか，交通量の増加に伴って施工条件も厳しくなり，交通規制が行えない場合も増えつつある．

ISパネル工法はひびわれや遊離石灰などの損傷が発生したRC床版を，交通規制せずに床版下面から鋼製パネル(ISパネル)で補強する工法である．本稿ではISパネル工法の特長，構造概要，適用範囲，設計方法および補強効果の確認について述べる．

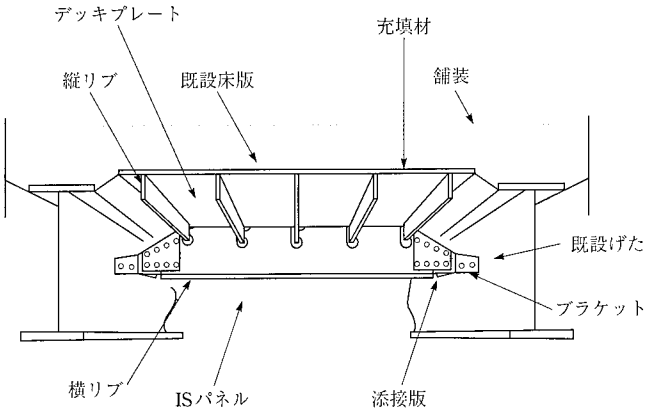
2. ISパネル工法の特長

損傷したRC床版を補修・補強・打換えする工法には縦げた増設・鋼板接着・下面増厚・炭素繊維シート接着・上面増厚・床版打換え(既設床版をプレキャスト床版や鋼床版へ置換え)工法などがあり，それぞれ床版の曲げ耐力の増大に寄与し実績も挙げている．しかし，床版のせん断耐力の増大が期待できる工法としては上面増厚・床版打換え(プレキャスト床版・鋼床版)工法などが挙げられる．上面増厚・床版打換えはいずれも交通規制をしなければ施工できないが，ISパネル工法は床版のせん断耐力の増大も期待でき，しかも交通規制をせずに施工できることが大きな特長である．

3. ISパネルの構造概要

ISパネルはデッキプレート，縦リブ，横リブ，ブラケット，添接板などの部材から構成され，RC床版とデッキプレートの間隙に充填材を注入することにより，自動車の輪荷重は舗装から床版を介してISパネルに伝わり，さらに横リブ，ブラケットから主げたに伝達される構造となっている．ISパネルの概念図を**第1図**に示す．

なお，RC床版の損傷度判定区分を「床版ひびわれ判定区分」(**第1表**)によると，判定区分IIのRC床版にISパネルは適用できるものとする．



第1図　ISパネル概念図
Fig. 1　IS panel method

4. ISパネルの設計方法

ISパネルの設計に際しては，損傷したRC床版の残存強度を一部期待し，実状に則した実際の車両の後輪荷重を設計活荷重として採用することによって，ISパネルの軽量化を図った．

ISパネルの設計手法は以下のとおり定めることとする．

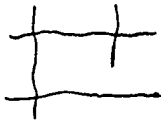
（1） RC床版の残存強度を期待する

既設橋梁の床版から採取した供試体の圧縮強度試験によると，RC床版の損傷度が判定区分II程度であればコンクリートに残存強度があり，その場合のコンクリートの圧縮強度は約240～280 kgf/cm^{2}であると示されている[(2),(3)]．また，コンクリートと鋼材とのヤング係数比は，この範囲の圧縮強度の場合，文献（2）によると約10前後，文献（4）でもコンクリートの圧縮強度が240～400 kgf/cm^{2}であれば，ヤング係数比を10としてよいと規定されている．したがって，ISパネルの設計では，RC床版の残存強度を期待して，RC床版とISパネルとを重ね梁とし，コンクリートと鋼材とのヤング係数比を10とする．

（2） 後輪荷重を2軸とする

ISパネルのデッキプレート板厚6 mmは十分応力に余裕があるが，横リブの下フランジは応力が厳しい状況にある．また，RC床版を補強する施工面からはできるだけ軽量化することが施工・作業性，工費などからも望ましい．このため，ISパネルの設計では，増厚して許容応力度を満足させるよりも軽量化することの利点が大きいと考え，後輪荷重をより現実に近い2軸として計算応力度の低減を図った．なお，このような扱いをするかわりに，横リブの下フランジ・縦リブの

第1表　床版ひびわれ判定区分[(1)]
Table 1　Crack judgement of slab[(1)]

		損傷が耐荷力、耐久性に与える影響		
		大	中	小
位置あるいはパターン（X）	区　分	二方向ひびわれ	――	一方向ひびわれ
	具体的事　例		――	
深さ（Y）	区　分	錆汁を伴なうひびわれ，またはひびわれ幅大．	漏水を伴なうひびわれ，またはひびわれ幅中．	ひびわれのみで，ひびわれ幅小．
	具体的事　例	ひびわれに沿って鉄筋の錆汁が認められる．または幅0.3 mm以上である．	ひびわれに沿って漏水や遊離石灰が発生．または幅0.3 mm未満0.2 mm以上である．	ひびわれのみ．または幅0.2 mm未満である．
拡がり（Z）	区　分	ひびわれ最小間隔小	――	ひびわれ最小間隔大
	具体的事　例	最小間隔50 cm未満である	――	最小間隔50 cm以上である

判定区分II，III，IVの判定は以下による

X	Y	Z	全部材	X	Y	Z	全部材
大	大	大	II	小	大	大	III
		小	II			小	III
	中	大	II		中	大	III
		小	III			小	IV
	小	大	III		小	大	IV
		小	IV			小	IV

判定区分Iの判定は以下による

定義；損傷が著しく，交通の安全確保の支障となる恐れがある場合．点検の結果からは機械的に判定せず，道路管理者ならびに点検者が周囲の状況を総合的に判断して判定する．

事例；①床版からコンクリート塊が落下し，路下の通行人，通行車両に危害を与える恐れが高い場合．
②床版の著しい損傷により，路面の陥没の恐れがある場合．

下縁の疲労の照査を新たに行うこととする．輪距は175 cm，軸距は130 cmとし，車輪接地部寸法は道路橋示方書に準ずることとする．なお，損傷度判定区分IのRC床版を補強する場合には，RC床版の残存強度を期待することができないため，上記(1)，(2)の設計手法を採用せず，道路橋示方書により設計したISパネルで対応することとする．

5. 補強効果の確認試験

ISパネル工法により施工した「大和橋」をモデルに実橋載荷試験を行い補強効果を確認したので以下に概要を示す．

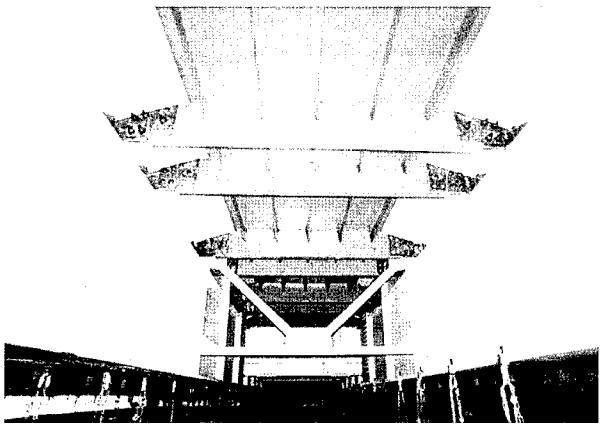
既設橋梁は国道246号の神奈川県大和市にあり，重交通を受けて床版の損傷度判定区分はIIである．本橋は1974年に建造された，橋長35.4 m，幅員22 m，床版厚20 cm，8本主げたで主げた間隔2.85 mの単純鈑げたである．補強のためのISパネルの構成は，デッキプレート厚6 mm，縦リブ間隔400 mm，横リブ間隔1 600 mm，鋼材重量65.8 tである．ISパネル設置後の状況を**第2図**に示す．

(1) 試験の目的と試験方法

20 tfのトレーラを使用して静的試験を行い，床版のたわみ，部材応力度を計測し，また補強後の確認のため，1年半経過後に動的試験として応力頻度測定も実施した．測定位置を**第3図**に示す．

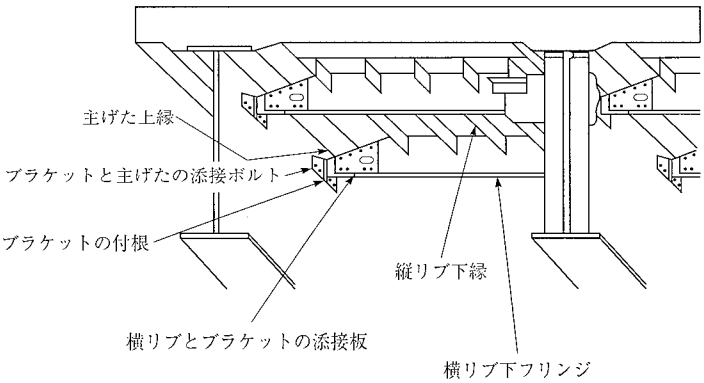
(2) 試験日

補強前(1994年10月)，補強直後(1995年1月)，補強1年半経過後(1996年8月)の3回実施した．



第2図 ISパネル設置後の状況

Fig. 2 Bridge underside maintained by IS panel method



第3図 部材応力度測定位置

Fig. 3 Locations of measuring points for member stress

第2表 疲労寿命

Table 2 Fatigue life

測定箇所	最大変動振幅応力 (kgf/cm²)	疲労設計曲線	疲労寿命 (年)
横リブ下フランジ	341	D	∞
横リブのスカラップ	236	H	751
主げた下フランジ	236	D	∞
主げたウェブ上端	367	H	54

(3) 試験結果

① 床版のたわみ

補強前0.37 mm，補強後0.10 mmとなり，補強後のたわみは補強前の約3割であり，床版が十分補強されていることが確認できた．

② 部材応力度

縦リブ下縁の実測応力度は67 kgf/cm²・横リブ下フランジの実測応力度は195 kgf/cm²であった．これを，RC床版とISパネルを重ね梁とし，後輪荷重を2軸として設計すると，設計応力度は前者が583 kgf/cm²，後者が602 kgf/cm²となった．このことから，実測応力度は設計応力度に比べて小さく，上記設計方法で述べた設計が安全側であることが確認できた．その他，添接板・ブラケット付根・主げたウェブ上縁などでの実測応力度も非常に小さいことが確認できた．

③ 疲労寿命

応力頻度測定の結果から得られた疲労寿命は**第2表**に示すように，いずれも長く，疲労に対しても安全であることが確認できた．

6. 結　　言

日本の鋼橋の建設は昭和30年代後半からその数を増し，

高度経済成長とともに急激に増加し，橋長15 m以上の鋼橋の数は現在5万を超えている．特に，昭和40年代には年間2千橋以上が建設された．今後，これらの膨大なストックが高齢化を迎えることになる．RC床版の補修・補強もますます増加することが予想されている．その中で，本稿に述べたISパネル工法もその一つの手段として十分，役にたてるものと確信している．

参 考 文 献

(1) 建設省土木研究所：土木研究所資料　橋梁点検要領(案)　昭和63年7月

(2) 石井孝男，谷倉　泉，庄中　憲，國原博司，松井繁之：23年供用したRC床版の損傷実態・残存疲労寿命と維持管理との関係に関する基礎的研究　土木学会論文集　No.537　1996.4　pp. 155–166

(3) 森　成道，若下藤紀，松井繁之，西川和廣：炭素繊維シートによる床版下面補強効果に関する研究　橋梁と基礎　95–3　pp. 25–32

(4) 土木学会合成構造床版部会：合成床版設計指針(草案)　平成7年

(5) 財団法人道路保全技術センター：道路保全技術・技術審査証明報告書　ISパネル工法　平成9年3月

――謝　辞――

ISパネル工法について，財団法人道路保全技術センターの技術審査証明では，熱心にご審議いただいた藤原　稔委員長(東北大学工学部土木工学科教授)はじめ委員の方々，財団法人道路保全技術センターの篠原洋司顧問はじめ事務局の方々に大変お世話になりました．ここに記し，深く感謝の意を表します．

UDC 66.045.53 : 691.58

新型白煙防止冷水塔

豊山正道　環境・プラント事業本部プラント事業部プロセスプラント設計部　課長
三浦俊男　石川島プラントエンジニアリング株式会社プロジェクト部　技師長
後藤　攻　石川島プラントエンジニアリング株式会社プロジェクト部冷水塔グループ　副部長

New Wet and Dry Cooling Tower for Plume Abatement

TOYOYAMA Masamichi
MIURA Toshio
GOTO Osamu

The new wet and dry cooling tower (NWD) has enabled plume abatement without requiring finned tube dry section, based on a combined wet and dry type fill which consists of all wet and wet/dry passages. The NWD is almost the same size as the wet type cooling tower, achieves highly efficient plume abatement but at lower cost compared with the wet and dry cooling tower with the finned tube dry section. The heat transfer characteristics of the combined wet and dry type fill were investigated by experiments to establish the design criteria for the NWD, and the results of the experiments were confirmed by the prototype NWD. This paper describes the features of the NWD and the outline of the experiments and prototype.

キーワード：*白煙防止，湿式部，乾式部，充填材，乾球温度，湿球温度，相対湿度，拡散，ウェット／ドライ，オールウェット*

1. 緒　　言

冷水塔ファンスタックからの排出空気は，周囲大気に比べ加温，増湿されており，大気中に排出したのちは拡散して大気中に吸収されるが，冬期など周囲の大気温度が低い条件では，排出空気中の気化水分は拡散される前に急冷されてその一部が凝縮し目に見える白煙状態になる．この白煙は風のない状態では，排出空気自体の浮力によって大気中を上昇し，拡散，消滅していく．しかし，風がある場合は，冷水塔の風下側に白煙状の束となって長くたなびき，視公害と見られたり，また地表付近に降下して，地域住民の苦情や交通障害のもととなり，また，IPP（Independent Power Producer）電力設備や自家発電設備建設時の許認可の際，環境アセスメント上の課題となるなど，近年，冷水塔の白煙防止への関心が高まっている．**第 1 図**に白煙の発生および塔周辺への影響の例を示す．この白煙の発生を冷水塔の性能を低下させないで防止するため，いろいろな方法が試みられてきた．

従来の白煙防止型冷水塔は，白煙防止機構としてフィンチューブ式熱交換器を乾式部に使う方式（以下従来型という）であったが，構造が複雑で運転が煩雑になり，価格も通常の湿式冷水塔（以下湿式型という）に比べて大幅に増加するという問題があった．次に示す開発コンセプトを掲げ，新型白煙防止冷水塔（以下新型という）の開発に着手し，熱性能に関する基礎試験および実用化試験を経て，乾湿兼用型充填物を用いて通常の湿式型とほぼ同じサイズで従来形より低価格かつ白煙防止性能の優れた新型白煙防止冷水塔を開発したので，その概要を報告する．

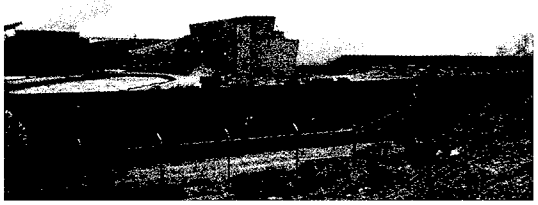
＜開発コンセプト＞

通常の湿式型と比較して

（1）建設コスト，運転・メンテナンス費用は変えない．

（2）白煙をほぼパーフェクトに消す．

（3）湿式と乾式（白煙防止運転）の切替を簡便にする．



第 1 図　白煙の発生および塔周辺への影響
Fig. 1　Example of plume from cooling towers

2. 新型白煙防止冷水塔の概要

2.1 新型白煙防止冷水塔の構造

2.1.1 開発の着目点

冷水塔は，冷却環境としては厳しい，大気温度が高い夏期で所定の冷却性能を発揮するよう伝熱面積がきめられる．白煙が発生しやすい冬期は，大気温度が低くなるから夏期より少ない伝熱面積でも十分に所定量の温水を冷却することが可能であり，夏期の設計条件で決めた伝熱面積に余剰が生ずる．この余剰部分を空気の加熱ゾーンとして白煙防止に利用，その機構として乾湿兼用充填材を使用することで，これまで白煙防止機構として用いられていたフィンチューブ式熱交換器が不要になり，通常の湿式型とほぼ同じサイズの冷水塔で白煙防止が可能になった．新型と従来型の比較を**第2図**に示す．

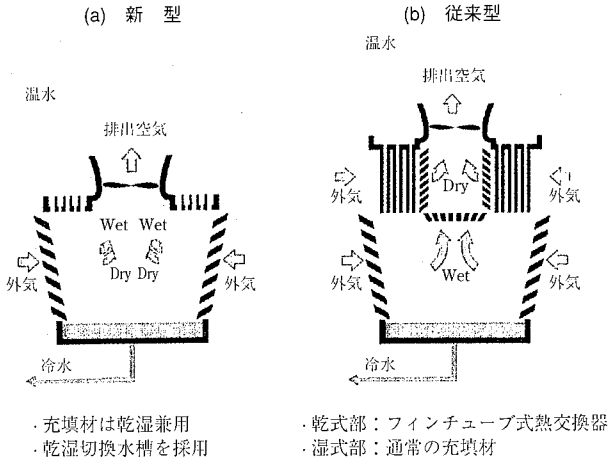
2.1.2 新型と従来型の比較

従来型は**第2図-(b)**のとおり，通常の湿式型（湿式部）の上部に，乾式部（フィンチューブで構成される乾式熱交換部）を直列に配置して冷却水をこの2種類の熱交換部によって冷却し所定の冷却水温度を得るシステムで，乾式部を通過した空気は加熱された状態であるが水分蒸発がないので増湿されることがなく低湿度（Dry）の空気である．一方，湿式部を通過した空気は加熱，増湿されて飽和状態（Wet）になっている．この低湿度（Dry）空気と高湿度（Wet）空気が塔上部のファンによって塔のプレナム部へ誘引，混合されることによって相対湿度が下がり，ファンスタックから塔外へ排出され，外気に冷やされても過飽和にならず白煙の発生を防止するものである．

新型は，白煙防止機構として充填材の一部を切り換え可能な乾湿兼用充填材とすることにより，フィンチューブ式熱交換器を不要にした．**第3図**に新型を示す．

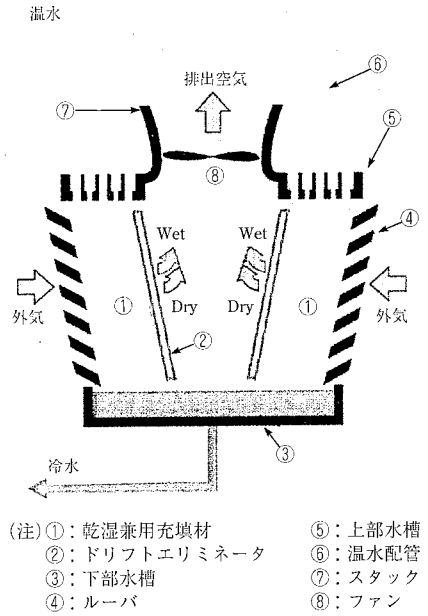
2.1.3 乾湿兼用充填材

乾湿兼用充填材は**第4図**に示すとおり，つねに温水を流し温水の冷却に使う列（湿式列）と，夏期は温水を流し温水の冷却に使うが白煙防止運転時には温水を流さず空気の加熱ゾーンとして使う列（乾湿兼用列）で構成される．この乾湿兼用列を，夏期には温水を流しAll wet運転（通常の冷水塔として使用）、冬期には水を流さず乾式部（Dry部）へ切り換えることで，白煙の発生を防止する構造になっている．湿式列と乾湿兼用列は3：1～5：1などの比率で配列されているが，これは白煙防止の気象条件に応じ最適比率で設計される．



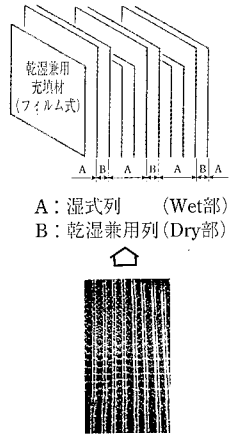
第2図 新型と従来型の比較

Fig. 2 New Wet/Dry vs. conventional Wet/Dry cooling tower



第3図 新型白煙防止冷水塔

Fig. 3 New Wet/Dry cooling tower



第4図 乾湿兼用充填材

Fig. 4 Combined wet and dry type fill

2.1.4　白煙防止性能

通常，ファンスタックにおける排出空気速度は8～10 m/sと高速であり，塔内における空気の滞留時間も1秒間前後と短い．この短時間の間に，Wet air とDry air とが完全に混ざり合い，混合空気全体が均等な不飽和状態となってファンスタックから排出されることが白煙を発生させないための条件である．湿式部の上部にフィンチューブ式乾式部を設置する従来型の場合，湿式部からのWet air と乾式部からのDry air はそれぞれ束状の流れでプレナム部でぶつかり合う構造であるゆえ，Wet air とDry air との混合が不十分で混合空気の湿度が不均等な状態のまま，ファンスタックから排出され，白煙防止運転においてもファンスタックから数メートルの長さにわたり白煙が認められるという問題がある．

新型は，充填材の湿式列と乾式列が3：1～5：1などの比率で配列された構造であるゆえ，湿式部からのWet air と乾式部からのDry air は充填材出口から多数の列状で流出し，出口直後で混合するとともにハニカム状のドリフトエリミネータを通過することにより，さらに縦横に切断され多数の乱れた流れになるので，混ざり合いが良く，混合空気全体が均等に不飽和状態となる．したがって，白煙防止運転においてファンスタックから白煙がほとんど認められず，白煙防止性能が非常に優れている．

2.2　新型白煙防止冷水塔の白煙防止メカニズム

白煙防止のメカニズムは新型も従来型も同じで，冷水塔の排出空気の相対湿度を下げることによって排出空気が大気中へ拡散される際に外気によって冷却されても水分の凝縮を起こすことのないようにするものである．**第5図**に白煙の発生・消滅の機構を示す．白煙防止運転時には，乾式部(Dry部)で暖められた空気(C点)と，湿式部(Wet部)を通過した飽和湿り空気(B点)が充填材より出た直後に混合し，相対湿度が下がり(D点)，外気に冷やされても過飽和状態にならず白煙が生じない．

2.3　通常の運転と白煙防止運転

2.3.1　通常の湿式運転(All wet運転)

大気温度が高い夏期は，充填材の全部に温水を流し全伝熱面積を温水の冷却に使用する．**第6図-(a)**に All wet 運転時の温水および空気の流れを示す．

2.3.2　白煙防止運転(Wet/Dry運転)

白煙が発生しやすい冬期などは，充填材の乾湿兼用列には温水を流さず白煙防止に必要なDry air の加熱ゾーンとして使用する．**第6図-(b)**にWet & Dry 運転時の温水および空気の流れを示す．なお，通常の運転(All wet 運転)と白煙防止運転(Wet/Dry 運転)の切替えは上部水槽へ温水を供給する配管のバルブ操作により容易に行える．

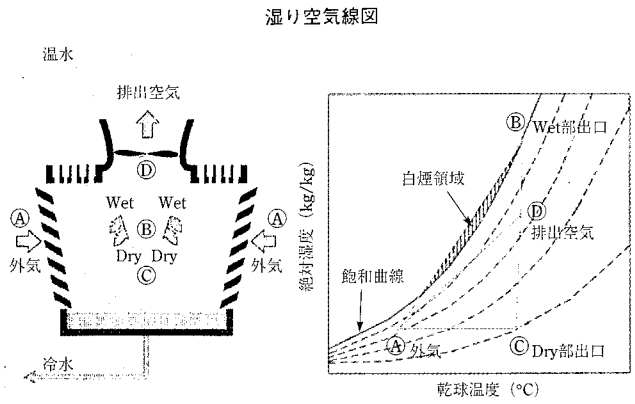
2.4　新型白煙防止冷水塔の特長

(1)　白煙防止性能が優れている

(2)　白煙防止運転への切換が容易

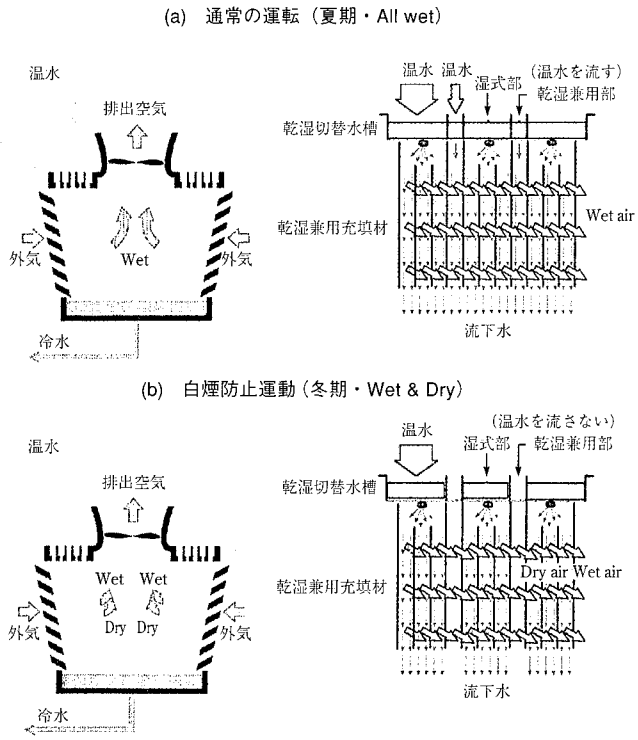
通常の湿式運転から白煙防止運転への切換は，上部水槽への温水配管のバルブ操作のみで容易に行える．

(3)　従来型に比べてコンパクト



(注) Ⓐ：外気
Ⓑ：湿式部で熱交換した飽和湿り空気 (Wet air)
Ⓒ：乾式部で加熱された空気 (Dry air)
Ⓓ：排出空気 (Wet air と Dry airの混合)

第5図　白煙の発生・消滅の機構
Fig. 5　Plume rise and dissipation



第6図　通常の運転と白煙防止運転
Fig. 6　Summer vs. winter operation

フィンチューブ式熱交換器がない分，高さが低くなり，通常の湿式型の冷水塔とほぼ同じサイズ（高さ×敷地面積）になる．

（4） 建設コスト，運転・メンテナンス費用の低減

フィンチューブ式熱交換器がない分，そのコストや冷水塔本体や基礎にかかる重量が軽減されるので，従来型の白煙防止冷水塔に比べて建設費や運転・メンテナンス費用が大幅に低減される．

新型白煙防止冷水塔には，充填材，上部水槽，散水ノズルなどに新型白煙防止機構を支える色々な構造が適用されているが，これらは国内および海外の特許（出願中）である．

3. 基 礎 試 験

乾湿兼用型充填材を冷水塔に用いた場合の伝熱特性および白煙防止型冷水塔の設計方法は次に示す基礎実験により確立し，次章に示す実用化試験によりその性能を確認した．

3.1 基礎実験の概要

3.1.1 実験の目的

乾湿兼用充填材を用いた白煙防止冷水塔の熱性能を実験解析により求め，その設計方法を確立する．

3.1.2 実験装置

（1） 実験用冷水塔仕様

形　式　　直交流機械通風式
　　（シングルクロスフロー）

充填材　　フィルム式充填材FK-27S

送風機　　ファン　　ϕ1 200LPFT4
　　モータ　　7.5 kW　6Pインバータ制御

3.1.3 実験方法

第1表の測定項目を，**第2表**のように循環水量，ファン風量の組み合わせを変えて合計20ケース測定し，温度の測定には測温抵抗体センサを用い，得られた値をセンサ検定値で補正した．なお，側定位置は**第7図**に示す．

3.2 実験データの解析結果

3.2.1 実験データの解析結果

（1） 総括伝熱係数U算出式の作成

乾式部出口温度などを求めるため，**第8図**のようなWet部流下水～Dry部空気間の伝熱を総括伝熱係数で表せるようにした．

$$\frac{1}{U}=\frac{1}{h_W}+\frac{1}{h_a}+r_f \quad \cdots\cdots(1)$$

U　：総括伝熱係数

h_W　：水側境膜伝熱係数

h_a　：空気側境膜伝熱係数

r_f　：充填材伝熱抵抗係数

（2） 水側境膜伝熱係数

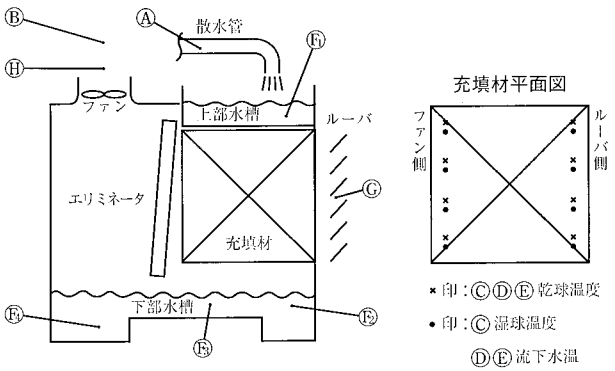
充填材壁面と流下水との間の境膜係数は，たて型流下水膜式熱交換器の伝熱理論をそのまま採用した．円管や平板における伝熱理論でも検討を行ったが，実験

第1表　測定項目
Table 1　Item of measurements

	測定項目	測定器具
A	循環水量	超音波流量計
B	ファン上風量	風車式ディジタル風速計
C	乾式部　乾球・湿球温度	測温抵抗体センサおよび記録計
D	湿式部乾式部横列乾球温度，流下水温	
E	湿式部中央列乾球温度，流下水温	
F	水槽水温（上段，ルーバ側，ファン側，混合部）	
G	外気乾球・湿球温度	アスマン式乾湿球温度計
H	ファン排気乾球・湿球温度（4点ずつ）	

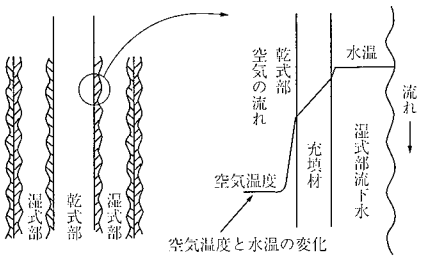
第2表　操作量の組合せ
Table 2　Experiment conditions

操　作　量	循環水量（m³/h）	66，90，110，130，150
	風量（kg/(h・m²)）	8 000，8 500，9 000，9 500



（注）測定位置：Ⓐ，Ⓑ，Ⓒ，Ⓓ，Ⓔ，Ⓕ，Ⓕ，Ⓕ，Ⓕ，Ⓖ，Ⓗ（**第1表**参照）

第7図　測定位置
Fig. 7　Measuring points



第8図　湿式部から乾式部への熱の流れ
Fig. 8　Heat transfer from wet section to Dry section

データを計算式に代入して得られた境膜係数は各理論によって境膜伝熱係数は数倍異なった値が求められた．しかし，後述の空気側境膜係数に比べればどれも大きい値であり，総括伝熱係数Uに支配的であるのは空気側であるため，どれを採用しても実用上大差ない．よって，水側境膜係数の計算式は，最も伝熱の形式が似ているたて型流下液膜式熱交換器の理論式を採用した．

(3) 空気側境膜伝熱係数

空気側は，最も形式が似ているプレート式熱交換器の理論を用いて解析を行った．プレート式熱交換器の境膜伝熱係数も，熱交換器の強制対流熱授受式から求めることができる．

$$Nu=a\times Re^{p}\times Pr^{q} \quad \cdots\cdots (2)$$

Nu ：ヌッセルト数

Re ：レイノルズ数

Pr ：プラントル数

ただし，プレートのピッチ，形状，によって係数a，p，qの値は大きく異なるが，三角平行波形をもつプレートの係数をわずかに修正したケースが実験値に合致した．

3.3 新型白煙防止冷水塔の設計手順

3.3.1 設計フロー

設計温度条件を満たしつつ白煙の発生を防止するための充填材乾式部面積を算出する手順を**第9図**に示す．概要は次のとおりである．

(1) 冷水塔寸法決定

白煙防止型冷水塔も，まず冷却環境の厳しい夏期での十分な能力が必要である．よって夏期はAll wetで用いるため，通常どおり，夏期の条件にて塔体寸法などを決定する．

(2) All wetでの冬期の状態を確認

(3) 湿式列：乾式列比率仮定

(4) 水質量速度計算

(5) 空気質量速度計算

(6) 乾式部への伝熱量の仮定

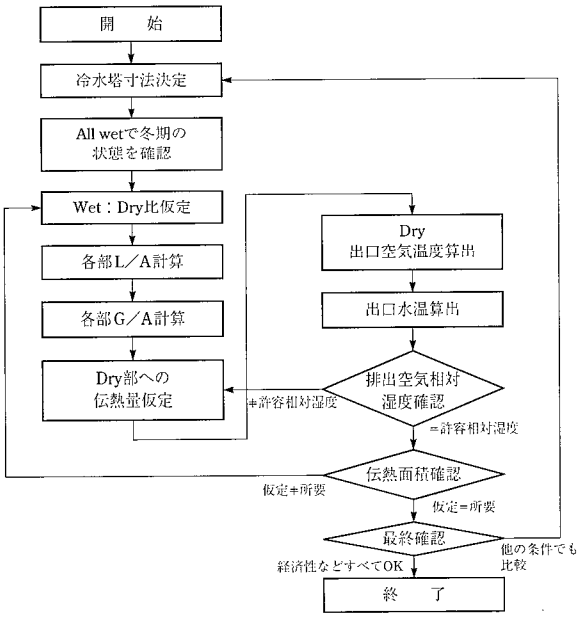
(7) 乾式部出口空気温度計算

(8) 出口温水温度

(9) 排出空気相対湿度確認

(10) 伝熱面積確認

ここで，仮定と所定の両伝熱面積の整合性を確認する．



(注) L/A ：水の質量速度
G/A ：空気の質量速度

第9図 設計フローチャート
Fig. 9 Design flow chart

4. 実用化試験

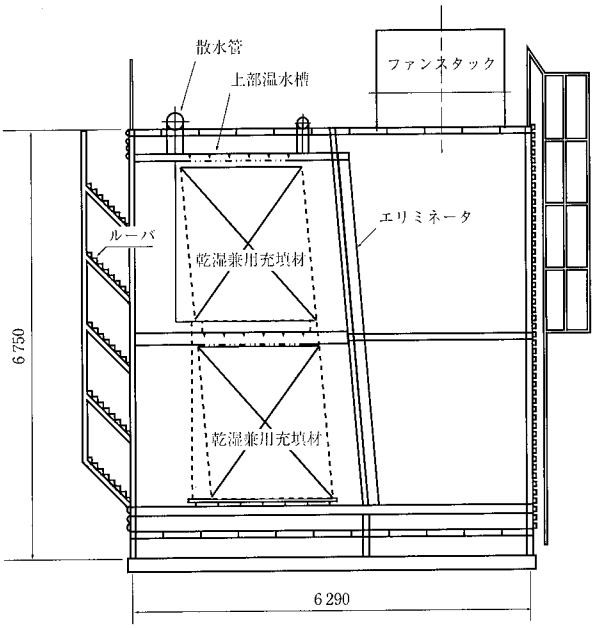
基礎実験結果により，白煙防止冷水塔伝熱理論を導いた．それをもとに実証機として大型実用ベースの冷水塔の建設を1997年1月から開始し，同年2月に試験運転に入り，各種試験の実施により伝熱理論に基づいた白煙防止性能および乾湿兼用充填材の熱性能や乾湿切替機構などの機能が満たされていることを確認した．

4.1 試験装置

4.1.1 仕　様

主要仕様は次のとおりである．**第10図**に実証試験機の外形を示す．

形　式	直交流機械通風式シングルフロー白煙防止型
設計水量	235 t/h
設計条件	
夏期設計値	
入　口	38°C
出　口	32 〃
湿　球	27 〃
冬期All wet設計値	
入　口	21°C
出　口	15 〃
湿　球	−1.7 〃
白煙条件	



第 10 図　実証試験機（単位：mm）
Fig. 10　Prototype cooling tower (unit : mm)

外気乾球温度	0°C
相 対 湿 度	70％（湿球温度−1.7°C）の状態で白煙発生を防ぐ．
主構造	鋼製
充填材	フィルム式充填材FK-27S
W&D比	3：1
送風機	ϕ2 000PFT4　ファン×1台
モータ	200V　出力　11kW

4.2　試験方法

第3表に示す運転モードにて，次に示す内容で行った．

（1）All wet 運転と白煙防止運転とを切替え，白煙発生，消滅状態を確認する．

（2）白煙防止運転の際，入口，塔内，出口の各空気状態を測定し，それを湿り空気線上にプロットすることで白煙防止性能を確認する．

（3）白煙防止運転の際，各部水温，空気温度などを測定し，伝熱理論の確認を行う．

第 3 表　実用化試験運転種類
Table 3　Modes of test operation

Wet：Dry 比率	循環水量	風　量
3：1	全量	全速
	全量	半速
	60%	全速
7：1	全量	全速
	全量	半速
	70%	全速

4.3　試験結果

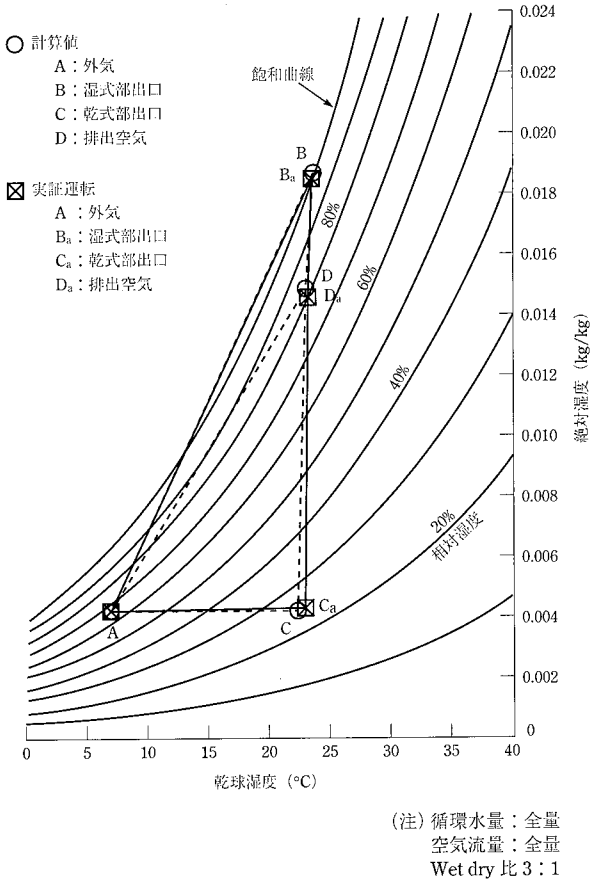
各運転モードとも，最初は充填材の全部に温水を流すAll wet 運転を行い，冷水塔ファンスタックからの排出空気が白煙化している状態を確認し，その後，充填材の乾湿兼用列への温水の流れを止め，白煙防止運転に切替え，冷水塔ファンスタックからの白煙が消滅する状態を確認した．**第11図**に実証運転結果を示す．

5.　環境アセスメントへの対応

白煙防止冷水塔の設計においては，今回，確立した白煙，防止技術を適用するとともに，ミスト，騒音などの個々の対策については最新の設計技術により，また，環境アセスメントに対応した環境条件にマッチすることが必要である．白煙およびミストへの対応を次に示す．

5.1　白煙の発生頻度

一般的に，白煙が発生しやすい条件は，気温が低く，相対湿度が高くしかも大気が安定状態にありかく乱のない状態の時と言われており，実際に，外気温度が低い冬期のほ



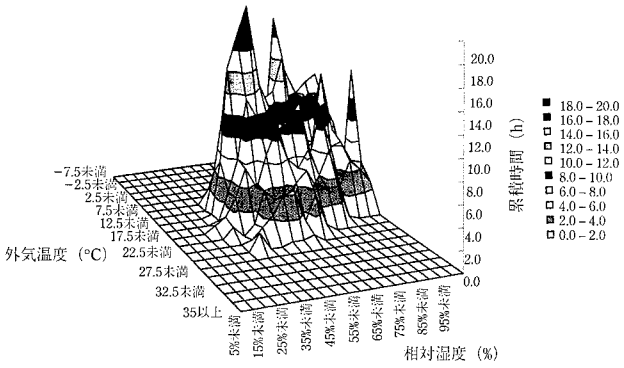
第 11 図　実証運転結果
Fig. 11　Result of test operation

か，梅雨時のように大気の相対湿度が飽和状態に近い時期や雨が降っている場合などでも冷水塔のファンスタックから白煙が目視される．

従来からの研究調査により，白煙が発生しやすい大気状態はどのような条件の時か把握されており，この大気状態の発生頻度および継続時間を考慮に入れ，温水の設計出口温度を確保する大気温度を設計値とすることが最適な白煙防止冷水塔の計画において重要なことで，実際の冷水塔の計画に当たっては，設置地域の気象データを入手し，冬期のみならず梅雨時など年間を通じての白煙の発生頻度や継続時間をチェックする．**第12図**に白煙の発生頻度を検討するための気象条件ごとの累計時間例を，**第13図**に白煙の発止状況を確認するための白煙防止特性を示す．

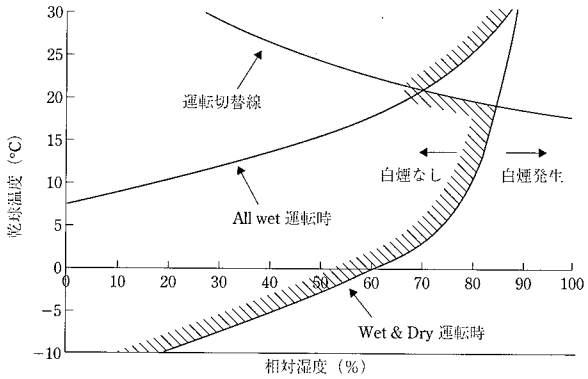
5.2　白煙の拡散（到達距離や広がり）

白煙の拡散状態は，大気中の風向き，風速，温度こう配などの気象条件と周辺の地形条件に大きく依存する．白煙の拡散の挙動は，設置場所が複雑な地形などで厳密な予測が必要な場合は3次元モデルを用いた数値シミュレーションにより予測できるが，通常は簡易計算式により，気象条件，冷水塔の運転条件などに基づき白煙の到達距離，上昇高さ，広がりを予測する．**第4表**にその計算例を示す．



第12図　気象条件毎累計時間

Fig. 12　Humidity occurrence in relation to weather data



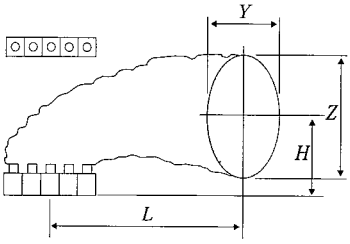
第13図　白煙防止特性の検討

Fig. 13　Plume abatement features

第4表　白煙の拡散予測の例

Table 4　Example of calculation of plume dispersion

ケースNo.	外気条件 外気温度（°C）	相対湿度（%）	風速（m/s）	風向（度）（塔長手軸に対して）	白煙寸法（概算）（m） L	H	Y	Z
1	0	70	5	0	400	60	55	90
2	0	70	5	45	490	40	65	105
3	0	70	10	0	340	36	46	80
4	0	70	10	45	320	22	45	76



5.3　ミストの拡散距離と拡散量

ミストは，高性能ドリフトエリミネータの使用により，循環水量の0.005％以下に抑えられており，塔周辺へのミスト降下は大幅に低減されている．なお，ミストの拡散距離と拡散量の計算についても，白煙の場合と同様，計算方式が確立されており，冷水塔からの各地点におけるドリフト量とミストの粒径分布を計算できる．

6.　結　　言

冷水塔からの排出空気は，冬期など周囲の大気温度が低い条件では排出空気中の気化水分は拡散する前に急冷され，その一部が凝縮して目に見える可視の白煙状態になる．この白煙は冷水塔の風下側に長くたなびき，視公害とみられたり，地表付近に降下して地域住民からの苦情や交通障害などの弊害を引き起こしたり，環境への影響を及ぼし，近年，冷水塔の白煙防止への関心が高まっている．

今回，当社が開発した新型白煙防止冷水塔は，これまで冷水塔から排出される白煙の防止機構として用いられていたフィンチューブ式熱交換器が不要な白煙防止方式，すなわち，乾湿兼用充填材を用いた白煙防止冷水塔は，通常の冷水塔と同じサイズで，かつ，従来型より白煙防止性能に優れたもので，環境への影響を経済的で，かつ，効果的に対応できるものである．基礎実験と実用化試験を経て実用化に成功したものであるが，今後とも改良に努め，信頼性，経済性をさらに高いものとしてお客様に提供していく所存である．

UDC 621.796-52 : 621.874.2 : 676.058.6

三菱製紙株式会社八戸工場
ジャンボロール自動倉庫システム

Automatic Transportation and Storage System of Jumbo Roll for Mitsubishi Paper Mills Limited

1997年4月，三菱製紙株式会社八戸工場へジャンボロール自動倉庫システムを納入した．本自動倉庫は抄紙ラインに併設されており，抄紙ラインからの入庫，コータライン，仕上ラインからの入出庫，保管を行う．省人化，収容能力の向上とともに，各ラインに設置された設定盤から入出庫搬送設定および入出庫管理が可能でタイムリーな入出庫を実現し，現在，新抄紙ラインの中枢として活躍している．

1. システムの構成

40 tf 自動天井クレーン(**第1図**)はA，Bの2台を配置しており，それぞれつぎの機器を設備している．

(1) 40 tf 自動天井クレーンA

(a) スプール軸保管用としてのスタンド(保管数：5本)：一式

(b) スプール軸とジャンボロールを3段積みで保管できるラック(保管数：24本)：一式

(c) スプール軸とジャンボロールを入出庫する搬送台車(三菱製紙(株)担当)：2台

(2) 40 tf 自動天井クレーンB

(a) スプール軸保管用としてのスタンド(保管数：4本)：一式

(b) ジャンボロールを1段積みで保管できる平置スタンド(保管数：16本)：一式

(c) スプール軸とジャンボロールを入出庫する搬送台車(三菱製紙(株)担当)：一式

各搬送台車の走行ライン付近に合計4台の設定盤が設置され各設定盤から搬送時にジャンボロールおよびスプール軸の搬送設定ができ，入出庫データの入力が可能である．

2. 仕　　様

主要仕様はつぎのとおりである．

(1) 自動天井クレーンA

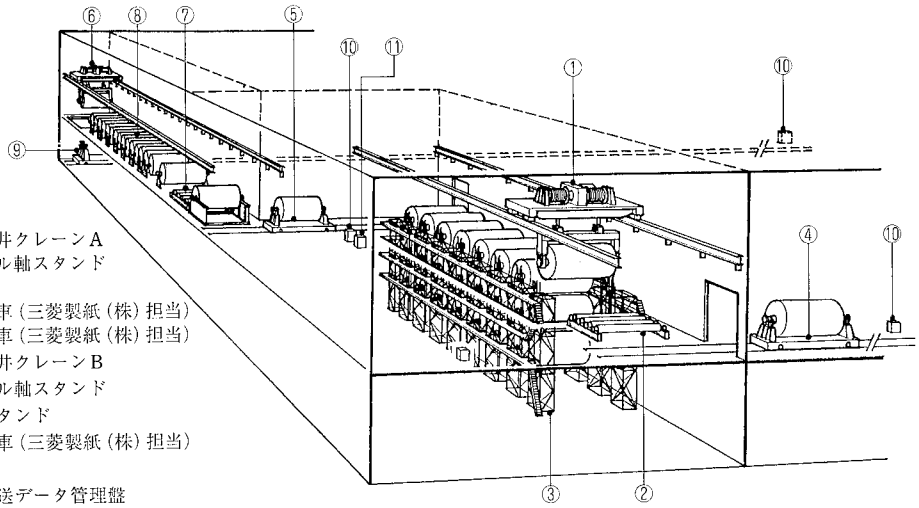
巻上荷重	40 tf
巻上速度	
吊荷重時	6 m/min
空荷重時	12 〃
走行速度	80 m/min
速度制御方式	インバータ
運転方式	自動運転と遠隔無線操縦(手動)

スプール軸用スタンド

スプール軸重量	約5 t
保管数	5本
在席検出	近接スイッチ

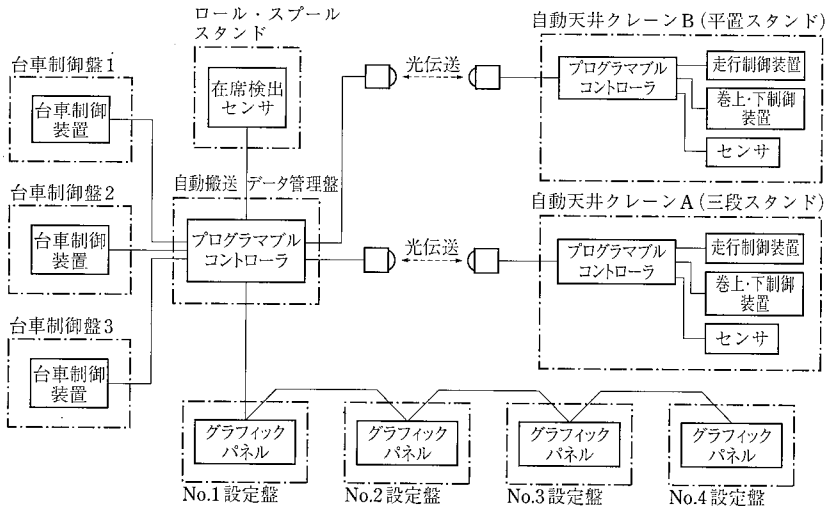
ラック

ロール重量	最大40 t
ロール径	3 200 mm
保管数	24本
在席検出	近接スイッチ
ロール受けレバー	無動力による自動回転

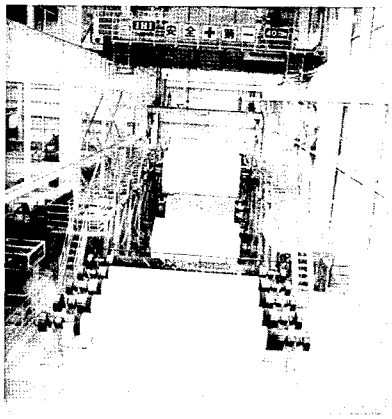


(注) ①：自動天井クレーンA
②：スプール軸スタンド
③：ラック
④：搬送台車(三菱製紙(株)担当)
⑤：搬送台車(三菱製紙(株)担当)
⑥：自動天井クレーンB
⑦：スプール軸スタンド
⑧：平置スタンド
⑨：搬送台車(三菱製紙(株)担当)
⑩：設定盤
⑪：自動搬送データ管理盤

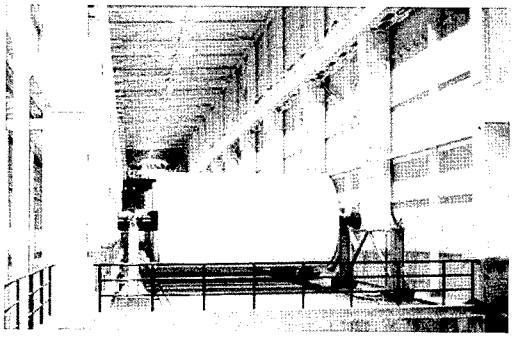
第1図　鳥観図



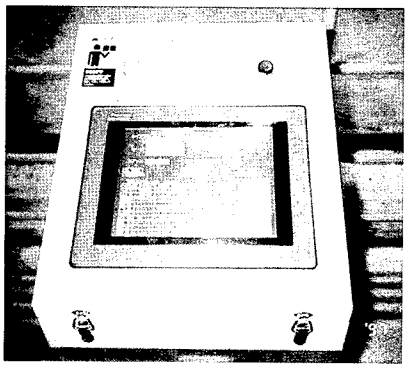
第2図 制御システム構成図



第4図 ラック



第3図 平置スタンド



第5図 設定盤

(2) 自動天井クレーンB

巻上荷重	40 tf
巻上速度	
吊荷重時	8 m/min
空荷重時	16 〃
走行速度	80 m/min
速度制御方式	インバータ
運転方式	自動運転と遠隔無線操縦(手動)

スプール軸用スタンド

スプール軸重量	約5 t
保管数	4本
在席検出	近接スイッチ

平置スタンド

ロール重量	最大40 t
ロール径	3 200 mm
保管数	16本
在席検出	近接スイッチ

3. 特　　長

本システムの特長を以下に要約する.

(1) 省人化と安全性

設定盤に搬送設定およびデータ入力するだけで, 自動搬送する自動倉庫のため, ロール探し, 人手による天井クレーン・台車の操作が不要となり, 搬送中の不測の事故もなく作業性および安全性の向上を図ることができた.

(2) 位置精度

大重量ロール(40 t)を天井クレーンで搬送するとき, ロールの振れによる着床累積誤差が生じ問題となるが, 本倉庫ではロール受部を工夫し, 作業回数に関係なく確実に位置決めをすることが可能となった.

(3) 入庫能力

倉庫の一部にラックを設置しロールを3段まで積み込めるようにしロールの棚間移動(自動)で先入れ, 先出しを可能にしたため入出庫能力が向上した.

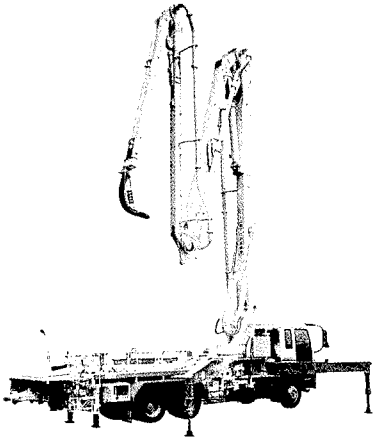
(機械鉄構事業本部 運搬機械事業部 開発部
森本元治
機械鉄構事業本部 運搬機械事業部 制御システム部
柴田太郎)

IHI製品ニュース

IPG 125 B-6 N33/4形コンクリートポンプ車

当社は1997年4月，22トン規格車シャシにこのクラス最長のブームを搭載したIPG 125 B-6 N33/4形コンクリートポンプ車愛称“IHIスーパーロング33/4”を完成した．1997年8月現在10数台納入し，全国各地の土木，建築現場で稼働している．圧送業者，ゼネコンからは「従来の10トン車と同等の設置スペースなのに作業範囲が一段と広くなり，機動性も良く省力化，経済効果が大きい」という評価を得ている．

当社は他社に先駆けて30 m，33 m，36 mブームのスーパロングシリーズを完備した．



IPG 125 B-6 N33/4形コンクリートポンプ車

特　長

1. ブームは地上高さ33 mクラス最長の32.6 m
2. 吐出量は33 mクラス最大の125 m³/h（理論値）
3. 吐出圧力は6.4 MPa
4. ブーム振動の少ないアンロード油圧システムを採用．
5. アウトリガ張出幅は7.2 mと狭くし，現場作業性を向上．構造は全方位安定性の良い，全油圧X型開脚式を採用．
6. 旋回装置は使いやすい360度全旋回．旋回制御方式は停止時のブームの揺れを少なくする新制御システムを採用．
7. フラットで，すっきりしたデッキ上面の確保により安全性が向上．
8. 制御盤を地上からの操作可能として作業性を向上．

以上の優れた性能，機能を備えているメリットから，今後ますます増えるであろう土木，建築工事の大型化，高機能化に対応し施工の合理化に貢献するものと考えている．

主要仕様は右表のとおりである．

（石川島建機株式会社コンクリートポンプ事業部）

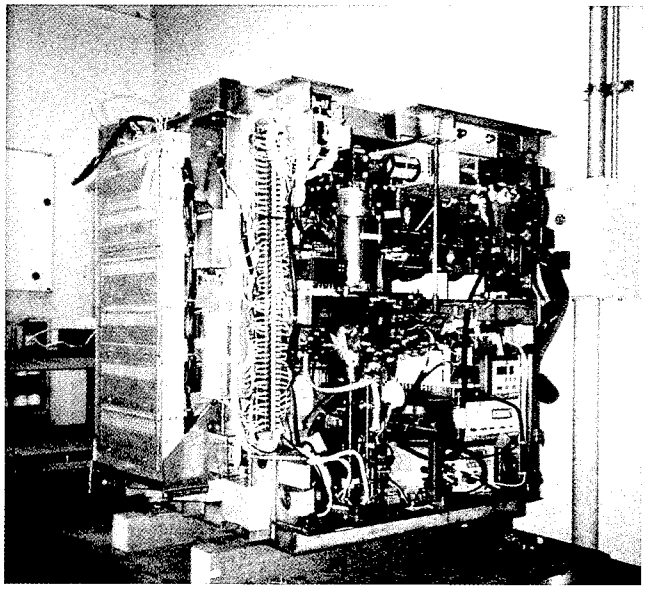
コンクリートポンプ	バルブ形式			Sバルブ
	輸送シリンダ径		(mm)	φ220
	最大理論吐出量		(m³/h)	125
	最大理論吐出圧力		(MPa)	6.4
	最大骨材径 (mm)	150A		40
		125A		40
		100A		30
	コンクリートスランプ		(cm)	8～21
	ストローク長		(mm)	1 800
	シリンダ数			2
	ホッパ容量		(m³)	0.48
配管洗浄	水ポンプ	形式		往復動ピストン式
		締切圧力	(MPa)	6.4
		吐出圧力	(MPa)	3.9
		吐出量	(l/min)	320
	水タンク容量		(l)	700
ブーム	形式			M形4段油圧屈折式
	最大ブーム長		(m)	29.2
	最大地上高		(〃)	32.6
	作動角度（度）×ブーム長（m）	ブーム	(4)	0～210×6.33
		〃	(3)	0～260×7.20
		〃	(2)	0～180×7.17
		〃	(1)	−1.5～90×8.50
	旋回角度			360度　全旋回
	コンクリート輸送管径			125A
	先端ホース径			125Aまたは100A
	アウトリガ操作方式	前		開脚・水平：油圧式　垂直：油圧式
		後		開　脚：油圧式　垂直：油圧式
		補助		垂直：油圧式
トラックシャシ	形式			いすゞKC-CYZ81Q2 ／ 日野KC-FS3FRDA
	エンジン出力			265 kW {360 PS}/2 300 rpm ／ 261 kW {355 PS}/2 200 rpm
	燃料タンク容量		(l)	300
	乗車人員			3
車両総重量			(kg)	21 950

IHI製品ニュース

財団法人宇宙環境利用推進センターへ納入 世界初の落下塔無重力実験用電磁浮遊炉

高温で溶融した半導体および金属の粘性などを正確に測定するには無重力状態が必要であり，そのために落下塔用装置としては世界でも初めての電磁溶融浮遊装置を製作し，財団法人宇宙環境利用推進センター(JSUP)に1996年7月に納入した．この装置は通商産業省工業技術院の地域大プロ「高品質結晶」でNEDOの委託研究に使用されている．

試料を地上での通常の重力場で事前に浮遊溶融させ，落下中の10秒間に非接触状態で浮遊安定させ，高速度ビデオカメラおよび放射温度計で観察記録するものである．この溶融浮遊機構は，加熱用誘導コイルとコイル間に試料を浮遊させる一対の誘導コイルとの2種類のコイルで構成されている．浮遊用コイルは周波数400 kHzで12 kW，加熱用コイルは1 MHzで2 kWを出力でき，落下の瞬間の1 Gから0 Gへの重力の変動に対し試料位置を制御する能力をもっている．この制御は，浮遊試料の位置を位置センサで補そくし，その信号に応じて浮遊用コイルの出力が調整され，試料を中央位置に安定浮遊させるものである．実験に供される試料の直径は，半導体は10 mmで金属は5～6 mmである．試料溶融雰囲気は，真空およびガス置換に対応できるように真空容器としている．またシリコンなどの半導体の誘導加熱が可能になるまで試料温度を上げるために，1 kWの赤外線加熱ランプを備えているとともに，高周波用電力としてDC 250 Vのバッテリ，そして高周波電源装置や浮遊および加熱用コイルなどの冷却のために，冷却水と循環ポンプを備えている．北海道の株式会社地下無重力実験センターの落下塔で実験を行うために，装置は体積約1 m³，重量約700 kg以内にまとめられている．1997年3月末現在で約50回の落下実験をこなし，所定の成果を上げている．



財団法人宇宙環境利用推進センターへ納入
世界初の落下塔無重力実験用電磁浮遊炉

(宇宙開発事業部)

石川島播磨技報

第37巻 第6号(通巻 第218号)

平成9年10月20日印刷 平成9年11月1日発行
1，3，5，7，9，11月発行

定価 1部 350円(本体334円)

無断転載を禁じます。

発行責任者 黒坂幸孝

発行所 石川島播磨重工業株式会社
技術本部管理部
〒135 東京都江東区豊洲3丁目2番16号
電話 (03)(3534) 2204

印刷所(発売元) 株式会社リプロ
〒135 東京都江東区豊洲1丁目2番34号
丸石ビル内
電話 (03)(3534) 2016
FAX (03)(3534) 3441

「石川島播磨技報」第37巻総目次

第37巻第1号（通巻第213号，平成9年1月）～第37巻第6号（通巻第218号，平成9年11月）

第37巻第1号：鋼橋の最新技術小特集号
〃 第2号：生産技術小特集号
〃 第3号：シールド小特集号
〃 第4号：原子燃料サイクル小特集号
〃 第5号：制御メカトロ技術特集号

UDCおよび標題	執筆者	発行月	号	頁
環境科学				
504.054 : 621.515 : 629.33 自動車搭載用スーパーチャージャのライフサイクルアセスメント（LCA評価）	材料研究部 園家啓嗣 汎用機械事業部品質保証部 原正文	11	6	431-434
気体力学				
533.6.07 : 504.06 : 621.311.25 風洞実験における原子力発電所の環境評価技術 —— 放出速度比確認実験 ——	流体・燃焼研究部 水本伸子 永井清之	11	6	418-423
533.6 : 629.7.025 : 621.45 : 533.6.011.3 : 52-468 遷音速ファンにおけるフラッタメカニズムの数値的研究	技術開発事業部要素技術部 磯村浩介	11	6	435-442
振動				
534.1 : 658.581 : 681.326.7 オンライン設備監視システム	汎用機械事業部精機部 坂本保幸 汎用機械事業部営業企画部 藤井俊五 メカトロ総合開発センター制御技術部 山内進吾 石川島システムテクノロジー株式会社 富沢正明	9	5	358-364
液晶				
544.25 : 533.55 液晶基板量産ライン用検査装置（MPS）	高度技術開発部	3	2	158-159
材料実験				
620.168 : 620.178.35 : 621.45 CFRP積層板の耐衝撃性評価	航空宇宙開発部 盛田英夫 浜本章 東京工業大学工学部 足立忠晴 松本浩之	3	2	124-129
620.169.1 : 620.172.251.2 : 621.375.826 : 681.723 : 681.326.7 : 621.18 火力高温部材のクリープ損傷診断システムの開発	メカトロ総合開発センターシステムエンジニアリング部 山本忠幸 メカトロ総合開発センター制御技術部 御園昇平 技術研究所材料研究部 野中勇 電力事業部第一設計部 馬木秀雄	11	6	424-430
原子力				
621.039.538 : 624.042.7 : 006.77.036 圧力容器設計システムPV-1の開発	原子力事業部容器設計部 宮本仁志 小川和也 石川島プラントエンジニアリング株式会社 柴田正義	1	1	70-73
621.039.538 : 621.311.25 : 621.79-52 : 621.039.564 CRDスタブチューブ自動溶接機の開発	原子力事業部横浜第一工場製造部 武田博 長谷川文雄 生産技術開発部 飯島亨 渡辺真也	3	2	95-98

UDCおよび標題	執筆者	発行月	号	頁
621.039.538 : 699.887.3 複雑形状部放射線遮へいに関する研究	原燃技術部 三尾圭吾 倉重哲雄 東京大学原子力研究総合センター 小佐古敏荘 株式会社間組 原明久	5	3	228-234
621.039.73/.77 : 666.1.055 : 62-519 : 621.039.6 原子燃料サイクルへの取り組み	原子力事業部	7	4	255-257
621.039.73-13 : 666.1.055 : 628.477.6 高レベル廃液ガラス固化技術の現状	原燃プラント設計部 北村正史 白土克之 機械設計部 坂井彰	7	4	258-264
621.039 : 666.1.055 使用済燃料貯蔵技術の研究開発	原燃技術部 酒谷忠嗣 藤原寛明 航空宇宙開発部 岡利春	7	4	265-270
621.039.73 : 621.039.583 : 546.798 : 546.650 放射性廃棄物処理技術の開発	原燃技術部 荒井和浩 福井寿樹 八田昌久	7	4	271-277
621.039.73 : 666.1.055 : 622.361 高レベル放射性廃棄物処分技術の開発	原燃技術部 朝野英一 杉野弘幸 川上進 山中裕美子	7	4	278-288
621.039.73 : 666.1.055 : 62-519 : 621.039.6 原子燃料サイクル施設における遠隔保守技術	機械設計部 坂井彰 前川弘道 大村豊	7	4	289-295
621.039.53 : 628.518 : 539.16 : 006.88 原子燃料サイクル施設に関する安全解析技術	原燃技術部 三尾圭吾 高橋千里 鍋本豊伸 酒谷忠嗣	7	4	296-302
621.039.538 : 621.311.25 : 69.059.1 : 620.179.16 水中検査ロボット—— **AIRIS 21**	機械設計部	9	5	404-405

ボイラ

621.18 : 628.52 : 662.96.074.37 : 621.311.22 : 621.3.07 九州電力株式会社苓北発電所 1号機ボイラ用排煙脱硫装置制御システム	電力事業部 計装制御設計部 谷村栄次朗 高見彰 大村訓 電力事業部 ガス処理設計部 森雄介	1	1	79-83
621.18 : 662.87 : 662.613.11/.12 石炭だきボイラ灰付着特性の研究 —— 新スラッギング・ファウリング指標開発に向けての基礎研究 ——	電力事業部基本設計部 積田佳満 技術研究所環境開発部 茂田潤一 豪ニューキャッスル大学 R.P.Gupta T.F.Wall	3	2	135-144
621.18 : 681.513.6 : 662.87 : 662.66 火力発電プラントの制御パラメータ・オートチューニング技法の開発	電力事業部 計装制御設計部 井上敏男 市原昌志 メカトロ総合開発センター制御技術部 島田紀一 五味裕司	9	5	365-373
621.18 : 621.926.3 : 662.87 : 622.72 : 662.66 竪型ローラミルシミュレータの開発	燃焼技術部 中村元哉 氣駕尚志 渡辺真次 中国電力株式会社 四郎丸功	11	6	459-465

電気工学

621.3.016.2 : 621.315 : 537.852.1 : 629.4.023.11 移動体への非接触給電技術	メカトロ総合開発センター電子システム技術部 井門忍 中山隆幸 石井正美	11	6	443-447

UDCおよび標題	執筆者	発行月	号	頁
アーク溶解炉				
621.365.2 : 662.9 直流アーク溶解炉のアーク偏向解析	航空宇宙開発部 原正一 大村慎二郎 上松和夫 先端技術部 内田博幸	1	1	66-69
レーザ				
621.375.826 : 621.184.22 : 621.795 レーザクラッディングによるボイラチューブの高温腐食防止	生産技術開発部 森重徳男 電力事業部基本設計部 梶谷一郎 電力事業部第二技術部 藤原輝芳 東ソー株式会社 羽嶋範昭	3	2	89-94
621.375.826 : 621.791 : 621.039.538 大出力YAGレーザによる水中溶接技術の開発	原子力事業部保守技術部 小嶋敏雄 生産技術開発部 大脇桂 土屋和之 片山典彦	7	4	303-308
画像処理技術				
621.397.3 : 535.241.44 : 544.25 : 77.021.56 カラーフィルタ色むら検査装置の開発	メカトロ総合開発センター開発推進部 中村寿夫 メカトロ総合開発センター電子システム技術部 小川俊昭 塩田朋彦 メカトロ総合開発センター制御システム技術部 酒井康雄	9	5	394-399
内燃機関				
621.438 : 621.311.22 : 621.18 中部電力株式会社知多第二火力発電所第2号機 排気再燃コンバインドサイクル化リパワリング 改造工事の計画と運転実績	電力事業部基本設計部 福島仁 小沢政弘 〃 建設部 松田昭義 〃 計装制御設計部 宮前和彦	3	2	151-157
ジェット機関				
621.453-233.1 : 621.9 .01 航空機用エンジンのシャフト製造技術	生産事業部 呉第二工場シャフト課 千崎隆志	3	2	109-111
621.45 : 62-523.8 : 621.3.037.3 : 681.586.35 ジェットエンジン制御への光技術の適用	技術開発事業部 制御技術部 中島卓郎 海老名康祐 遠藤誠	9	5	388-393
空気冷却器				
621.573 : 621.565.93/.95 : 536.22/.23 空気冷却器の伝熱特性に関する研究	先端技術研究部 秋吉亮 堀政義 プラント事業部 開発プロジェクト部 石田秀昭 萩原和弥	3	2	130-134
流体の貯蔵・分配				
621.642 : 621.644 : 661.91-404 : 699.841 地上式PCLNGタンクポンプバレル架構の構造検討 —— 柔構造および剛構造の振動特性の比較 ——	機械鉄構開発部 田中元章 貯蔵タンク設計部 田附英幸 石田和雄 高梨直幸	11	6	466-469
溶接，切断				
621.791.754 : 620.179.16 : 621.791.052 磁気かくはん溶接による超音波特性・溶接性向上技術の開発	生産技術開発部 平野賢治 荒川敬弘 渡戸昌幸 吉川和夫	3	2	99-103

UDCおよび標題	執筆者	発行月	号	頁
621.791.753.5 : 693.814 : 72.011.27 超高層ビル鉄骨向け高品質高能率溶接技術の開発	生産技術開発部 呉橋豊雄 谷山斉彬 中西保正 片山典彦	3	2	112-116
物流システム，自動倉庫				
621.796-52 : 621.874.2 : 676.058.6 三菱製紙株式会社八戸工場 ジャンボロール自動倉庫システム	運搬機械事業部開発部 〃 制御システム部	11	6	481-482
運搬機械，荷役機械				
621.874 : 534.1 : 62-752 : 62-531 横浜市港湾局本牧ふ頭 重量物用橋型クレーン振れ止め制御装置	運搬機械事業部制御システム部 メカトロ総合開発センター制御技術部	1	1	84-85
621.878.46 : 629.5.065.2 : 62-58 日新製鋼株式会社呉製鉄所／月星海運株式会社 連続アンローダの小型船に対する自動運転	運搬機械事業部制御システム部	9	5	400-401
621.873.2 : 621.316.7.076/.078 スタッカクレーンの速度制御方法の開発	物流システム事業部制御システム部 〃 機械技術部	9	5	402-403
621.867.2 : 621.867.61 : 620.179.17 : 621.869 : 662.66 : 681.326.7 : 658.581 コンベヤローラ異常診断装置の開発	メカトロ総合開発センター制御技術部 伊原由久 野口直也 村山茂樹 運搬機械事業部開発部 星井勤	11	6	448-454
研削				
621.92 : 621.315.616 : 678.027.2 軸体の非真円研削技術	横浜第二工場製造部 塩澤允	3	2	117-119
トンネル掘進機				
624.191.6-52 超大断面シールドの開発	油機・シールド事業部設計部 鈴木俊夫 浦雅明 安井猛	5	3	163-170
624.191.6-52 球体シールドの開発	油機・シールド事業部設計部 上原俊明 伊藤広幸 飛田一幸	5	3	171-176
624.191.6-52 長距離対応地中接合シールド工法（CID）の開発	油機・シールド事業部設計部 藤井茂男 吉田譲	5	3	177-181
624.191.6-52 特殊断面（DOT，DPLEX）シールドの開発	油機・シールド事業部設計部 藤井茂男 門田克美 杉森真	5	3	182-186
624.191.6 : 621.9.025 長距離掘進用新型カッタビットの開発	油機・シールド事業部設計部 上原俊明 北山仁志 輪違隆志 山田茂弘	5	3	187-192
624.191.6-52 セグメント自動組立ロボットの開発	油機・シールド事業部設計部 北山仁志 桑原紘一郎 二ノ宮信隆 富松宏明	5	3	193-202
624.191.6-52 : 681.532.8 シールド方向制御システムの開発	油機・シールド事業部設計部 上野隆 鈴木健之 西智男 石川島興業株式会社 田方茂佳	5	3	203-208

UDCおよび標題	執筆者		発行月	号	頁
橋　　梁					
624.53 : 551.556.2 : 533.6.07 超長大新形式橋梁の提案とその耐風安定性	流体・燃焼研究部	樋上琇一 松田一俊 徳重雅史	1	1	9-17
624.21 : 621.791.012-52 少数主げた橋梁の溶接施行技術開発	横浜第三工場製造部 橋梁事業部建設部 生産技術開発部	平野博幸 村田眞司 山内桂良 品田邦彦	1	1	18-26
624.21 : 658.512.2 : 681.3.02 橋梁製作における生産情報システムの開発と適用	横浜第三工場製造部 情報システム部 横浜センター	杉本亘 香月政幸 樽谷俊一 河野憲一	1	1	27-30
624.21 : 095.32 : 624.078.3 床版事業化の研究	橋梁事業部基本計画部 橋梁事業部 スタフグループ 石川島建材工業株式会社	杉崎守 小林豊 石井孝男 小野辺良一	1	1	31-36
624.53.05 北海道開発局室蘭道路事務所 「白鳥大橋」補剛げたの架設工事	橋梁事業部建設部 橋梁事業部基本計画部	花岡善郎 佐藤憲司 山根三弘	1	1	37-45
624.52 : 624.94 「名港中央大橋」の架設計算	橋梁事業部建設部	中村善彦	1	1	46-52
624.52 「名港中央大橋」の架設	橋梁事業部建設部 石川島機械鉄構 エンジニアリング 株式会社 橋梁事業部基本計画部	鳥井信一 中村善彦 鵜野良二 川上剛司	1	1	53-58
624.21 : 624.97 : 534.1 : 62-752 : 62-531 : 551.556.2 本州四国連絡橋公団 「来島大橋」主塔の制振設計	橋梁事業部基本計画部 機械鉄構開発部 砂町工場機械設計部	名取悦朗 樋口徹 小池裕二 山田真吾	1	1	59-65
624.21 : 621.79 : 681.586 : 007.52 橋梁部材製作における溶接ロボットの適用報告	横浜第三工場 スタフグループ 横浜第三工場製造部 情報システム部 技術グループ 生産技術開発部	池田格 海老原崇仁 山内哲也 安田敏行	5	3	240-245
624.27 「ゴールデンホーン橋」拡幅改修工事 —— 第1報　工事概要および設計 ——	橋梁事業部基本計画部	松沢利充 柳原正浩	7	4	319-324
624.52 : 624.166 : 656.084 : 627.341.65 「名港中央大橋」緩衝工の設計	橋梁事業部設計部	猪瀬幸太郎	7	4	325-330
624.21.042.4 : 533.6.07 : 519.6 橋梁耐風安定性の解析的アプローチ	流体・燃焼研究部 橋梁事業部基本計画部	松田一俊 徳重雅史 岩崎徹 上島秀作	11	6	411-417
624.21.095.32 ISパネル工法 —— 鋼橋鉄筋コンクリート床版下面補強工法 ——	橋梁事業部 スタフグループ 〃　基本計画部 株式会社イスミック	石井孝男 杉崎守 飯田雅男	11	6	470-473

UDCおよび標題	執筆者	発行月	号	頁
ごみ処理，水処理，環境工学				
628.474 : 662.613.11/.12 : 662.9 IHI内部溶融炉	第二環境設計部 井上里志 山田貞裕 武重創策 技術本部 原興忠	3	2	145-150
628.474 都市ごみ焼却飛灰の直流電気抵抗法による溶融処理プロセスの開発	環境開発部 西野順也 梅田十次郎 田原賢一 第二環境設計部 岩田英樹	5	3	215-220
628.474 : 62-523.8 甲府市環境センターごみ焼却プラントの制御システム	環境事業部制御システム部	9	5	406-407
628.474 : 662.613.11/.12 : 66.046.5 : 504.06 コークスベッド式灰溶融処理システムの開発	環境事業部開発部 馬場史郎 第二環境設計部 平田雄彦 深田能伸 環境開発部 三輪敬一	11	6	455-458
船舶				
629.5.023 : 621.79-52 呉第一工場新平板工場の概要	呉第一工場生産管理部 香島英彦 呉第一工場工作部 松崎晋一 生産設備開発部 遠藤領	3	2	104-108
629.5.015.21 : 532.517.4 船舶の摩擦抵抗低減に関する研究 —— 乱流境界層における気泡の挙動 ——	新技術開発部 吉田有希 高橋義明 東京大学工学部 加藤洋治 船舶海洋開発部 増子章	5	3	235-239
629.565.1 株式会社西村組 25 m³砕岩浚渫兼4 070 kN{415 tf}吊り起重機船「第36西村号」	株式会社アイ・エイチ・アイ・アムテック	5	3	246-247
629.565.2 株式会社山本精工所 11 000 tケーソン製作用フローティングドック「大山1100-28」	株式会社アイ・エイチ・アイ・アムテック	5	3	248-249
629.565.1 : 534.1 : 62-752 : 62-53 起重機船吊枠制振装置	鉄構事業部開発部 今関正典 牟田口勝生 機械鉄構開発部 岩崎到 谷田宏次	9	5	349-357
629.5 : 627.24 : 681.2-5 : 681.3 IHIの船舶・海洋構造物における計装制御システム	船舶海洋技術統括部 若林仁 那口行輝 中島博信 鳥飼正顕	9	5	381-387
629.5.035.58 “IHI CRP-DUCK” 旋回式二重反転プロペラ	船舶海洋技術統括部	9	5	408-409
航空宇宙工学				
629.76 : 621.454.05 : 66-973 小型液酸／液水ロケットエンジンのスロットリング試験	宇宙開発事業部 スタフグループ 太田豊彦 宇宙開発事業部 推進システム部 藁科彰吾 大成延実 メカトロ総合開発センターシステムエンジニアリング部 前野潤	1	1	74-78
629.786 : 629.7.04-77 EFFU軌道上実験および回収後評価の成果	宇宙開発事業部 第一技術部 伏木克美 天方雷太 宇宙開発事業部 第二技術部 市川雅明 荒船国之	7	4	314-318

UDCおよび標題	執筆者	発行月	号	頁
生産管理				
658.5.012.2+658.5.012.7 : 658.511/.512 : 658.513 IHI-NPS活動の推進	生産技術開発センター	3	2	120-123
化学プラント				
66.013-52 : 621.6.036 : 681.326.7 中部電力株式会社川越火力発電所 LNG設備制御・監視システム	プラント事業部制御システム部	9	5	374-380
66.045.53 : 691.58 新型白煙防止冷水塔	プロセスプラント設計部 豊山正道 石川島プラントエンジニアリング株式会社 三浦俊男 後藤攻	11	6	474-480
燃料・燃焼工学				
662.764 : 621.311.22/.23 : 66.094.522.8 重質油などのガス化および乾式脱硫試験結果	東京電力株式会社 下条幹雄 関西電力株式会社 藤井長年 電力事業部開発部 安井基博 堀哲哉	5	3	221-227
662.66 : 662.764 : 66.094.522.8 : 519.6 乾式脱硫シミュレータの検証	電力事業部開発部 庄野統夫 天池瑛 木村博昭	7	4	309-313
セラミックス				
666.3/.7 : 620.168 : 621.45 セラミックス基複合材料の構造設計法と破壊強度特性の研究	構造研究部 富岡史城 大竹泰弘 大矢弘史 エンジン設計部 夏村匡	5	3	209-214
コンクリート				
666.972 : 628.253 : 628.3 : 621.91 コンクリート壁面切削機の開発	機械鉄構事業本部技術開発部 山野幹市郎 高橋孝郎 木村俊一 東亜グラウト工業株式会社 喜多島恒	7	4	331-335
巻頭言				
橋の知能化とは？	東京大学工学系研究科教授 Ph. D. 藤野陽三	1	1	1
鋼橋の技術開発を促進するために	理事 機械鉄構事業本部技監 下瀬健雄	1	1	5
生産技術小特集号の発刊にあたって	理事 技術本部副本部長 〃 生産技術開発センター所長 岡義宣	3	2	87
シールド小特集号の発刊にあたって	機械鉄構事業本部油機・シールド事業部長 藤本幸男	5	3	161
原子燃料サイクル小特集号の発刊にあたって	常務取締役 エネルギー事業本部長 井上英司	7	4	253
制御メカトロ技術特集号の発刊にあたって	常務取締役 技術本部長 小川汪	9	5	339
メカトロニクスも変容する	東京大学生産技術研究所教授 工学博士 原島文雄	9	5	341
IHIにおける制御・ メカトロニクス技術と今後の取組みについて	技術本部副本部長 〃 メカトロ総合開発センター所長 制御委員会委員長 桑原紘一郎	9	5	343

UDCおよび標題	執筆者	発行月	号	頁
表紙				
本州四国連絡橋公団「明石海峡大橋」	橋梁事業部	1	1	
当社のシャフト加工，圧力容器製作，自動溶接の一端の紹介	技術本部生産技術開発センター	3	2	
東京湾横断道路φ14.14 m泥水式シールド	油機・シールド事業部	5	3	
高レベル放射性廃棄物貯蔵管理センター	原子力事業部	7	4	
原燃サイクル施設用遠隔操作支援システム 国立広島商船高等専門学校向け練習船「広島丸」	原子力事業部 船舶海洋事業本部	9	5	
小型レーザ顕微鏡装置とボイド自動認識処理例	技術本部メカトロ総合開発センター	11	6	
口絵				
鋼橋の最新技術	橋梁事業部	1	1	
シールドマシン	油機・シールド事業部	5	3	
活躍する制御メカトロ技術	技術本部メカトロ総合開発センター	9	5	
製品ニュース				
安比高原スキー場へ納入 リフト用制振装置	鉄構事業部	3	2	160
ISC-8ES形遠心濃縮機 高性能・省エネルギー形遠心濃縮機	汎用機械事業部	5	3	250-252
東京電力株式会社福島第二原子力発電所1号機へ納入 580RT/HFC-134a空冷ターボ冷凍機	汎用機械事業部	〃	〃	
関東地方建設局へ納入 堀切菖蒲水門ゲート設備	鉄構事業部	〃	〃	
東北電力株式会社へ納入 原町火力発電所第1号機新設工事用揚炭機 および運炭（受入）設備	運搬機械事業部	7	4	336-337
海祥海運株式会社へ納入 42 000MTDWバルクキャリア“STAR SEA BIRD”	船舶海洋事業本部	〃	〃	
IPG 125B-6N33/4形コンクリートポンプ車	石川島建機株式会社	11	6	483-484
財団法人宇宙環境利用推進センターへ納入 世界初の落下塔無重力実験用電磁浮遊炉	宇宙開発事業部	〃	〃	

FAX：03-3534-2219

送信先

東京都江東区豊洲3丁目2番16号
石川島播磨重工業株式会社
技術本部管理部業務グループ
石川島播磨技報事務局担当者　行
TEL：03-3534-2204

「石川島播磨技報」をご高覧いただき，有難うございます。
下記2点につきまして，ご協力のほどよろしくお願い致します。

1 石川島播磨技報／送付先変更・取消について（お願い）
下記送付先変更連絡欄に該当事項をご記入のうえ，ご連絡くださいますようよろしくお願い致します。
締切の都合で，次号送付に間に合わない場合もございますがその節はご容赦ください。

□従来どおり　□変更　□削除　コードNo. ＿＿＿＿＿＿＿＿
（封筒表面の宛名下に印刷されているコードNo.をご記入ください。）

住　　所：
会社／学校名：
所　属　名：　　役　職　名：
氏　　名：　　T　E　L：

2 皆様のご意見・ご希望を今後の編集に反映させていただくため，下記アンケートにご協力をお願いします。

(1) 本号で興味のあった論文，製品紹介，ニュースをお知らせください。（該当するものに○印を。複数回答可）

（論文&製品紹介）
- 橋梁耐風安定性の解析的アプローチ
- 風洞実験における原子力発電所の環境評価技術 ── 放出速度比確認実験 ──
- 火力高温部材のクリープ損傷診断システムの開発
- 自動車搭載用スーパーチャージャのライフサイクルアセスメント（LCA評価）
- 遷音速ファンにおけるフラッタメカニズムの数値的研究
- 移動体への非接触給電技術
- コンベヤローラ異常診断装置の開発
- コークスベッド式灰溶融処理システムの開発
- 竪型ローラミルシミュレータの開発
- 地上式PCLNGタンクポンプバレル架構の構造検討 ── 柔構造および剛構造の振動特性の比較 ──
- ISパネル工法 ── 鋼橋鉄筋コンクリート床版下面補強工法 ──
- 新型白煙防止冷水塔
- 三菱製紙株式会社八戸工場　ジャンボロール自動倉庫システム

（ニュース）
- IPG125B-6N33/4形コンクリートポンプ車
- 財団法人宇宙環境利用推進センターへ納入　世界初の落下塔無重力実験用電磁浮遊炉

(2) 今後，掲載をご希望される小特集分野があればお知らせください。（該当するものに○印を。複数回答可）

・メカトロ制御　・材料　・地球環境　・エネルギー　・プラント　・船舶海洋
・航空宇宙　・その他

＿＿＿＿＿＿＿＿＿＿＿＿＿＿＿＿

＿＿＿＿＿＿＿＿＿＿＿＿＿＿＿＿

(3) その他ご意見・ご希望があれば，お聞かせください。

＿＿＿＿＿＿＿＿＿＿＿＿＿＿＿＿

＿＿＿＿＿＿＿＿＿＿＿＿＿＿＿＿

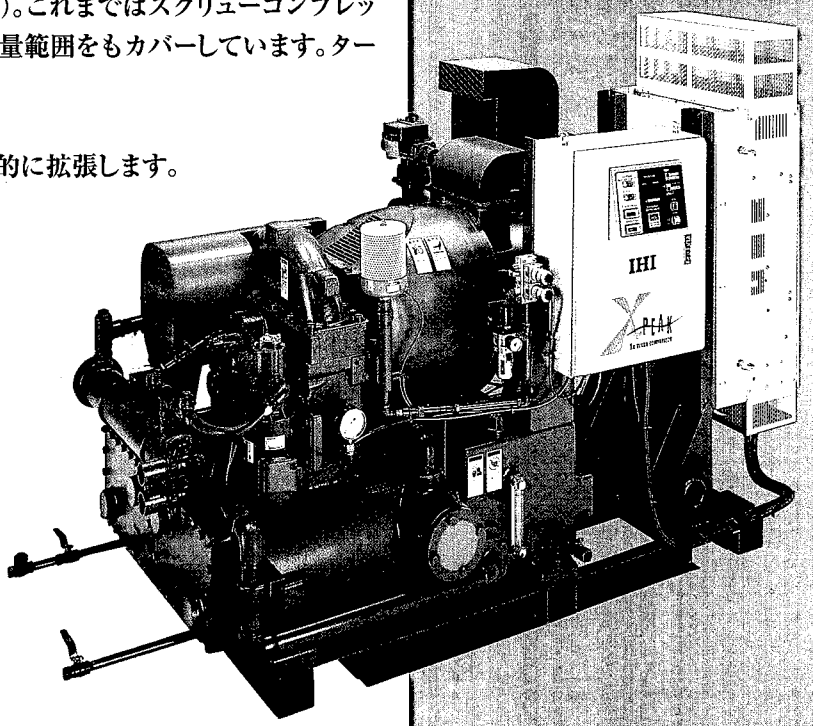
ご協力有難うございました

石川島播磨重工業株式会社

本社	東京都千代田区大手町二丁目2番1号(新大手町ビル)	〒100	電話	ダイヤルイン式・番号案内 (03) 3244－5111
本社別館	東京都千代田区丸ノ内一丁目6番2号(東京中央ビル)	〒100	電話	ダイヤルイン式・番号案内 (03) 3244－5111
北海道支社	札幌市中央区北二条西四丁目1番地(北海道ビル)	〒060	電話	札幌 (011) 221－8121(代表)
釧路営業所	釧路市末広町十二丁目1番19号 (釧路東京生命館)	〒085	電話	釧路 (0154) 24－7521
東北支社	仙台市青葉区一番町三丁目1番26号(日土地仙台ビル)	〒980	電話	仙台 (022) 262－3688(代表)
青森営業所	青森市橋本二丁目19番3号 (三井海上青森ビル)	〒030	電話	青森 (0177) 23－3185
秋田営業所	秋田市中通二丁目3番8号(秋田総合生活文化会館美術館)	〒010	電話	秋田 (0188) 35－8815
福島営業所	福島県郡山市中町5番1号(日本生命中町ビル5階)	〒963	電話	郡山 (0249) 38－0131
土浦営業所	土浦市生田町8番26	〒300	電話	土浦 (0298) 21－0241
北関東営業所	大宮市桜木町一丁目7番地5(ソニックシティビル17階)	〒331	電話	大宮 (048) 645－1020
千葉営業所	千葉市中央区富士見一丁目15番9号(朝日生命千葉ビル)	〒260	電話	千葉 (043) 227－8681～2
横浜支社	横浜市中区尾上町一丁目8番地(関内新井ビル)	〒231	電話	横浜 (045) 664－4501(代表)
新潟営業所	新潟市東大通一丁目4番2号(新潟三井物産ビル)	〒950	電話	新潟 (025) 245－0261
北陸支社	富山市桜橋通2番25号 (富山第一生命ビル)	〒930	電話	富山 (0764) 41－4808(代表)
中部支社	名古屋市中村区名駅三丁目28番12号(大名古屋ビル)	〒450	電話	ダイヤルイン式・番号案内 (052) 565－7700
静岡営業所	静岡市追手町2番12号 (安藤ビル)	〒420	電話	静岡 (054) 255－8961
浜松営業所	浜松市鍛冶町319番地28号(日本生命浜松センタービル)	〒430	電話	浜松 (053) 457－5611(代表)
豊田営業所	豊田市山之手四丁目46番地(三井海上豊田ビル)	〒471	電話	豊田 (0565) 29－2331
関西支社	大阪市中央区本町四丁目2番12号(東芝大阪ビル)	〒541	電話	ダイヤルイン式・番号案内 (06) 281－2075
京滋営業所	京都市下京区東洞院通四条下ル元悪王子町37番地 (豊元四条烏丸ビル)	〒600	電話	京都 (075) 352－4755(代表)
和歌山営業所	和歌山市八番丁11番地(日本生命和歌山八番丁ビル)	〒640	電話	和歌山 (0734) 33－0118(代表)
神戸営業所	神戸市中央区江戸町95番地(リクルート神戸ビル)	〒650	電話	神戸 (078) 331－3221(代表)
姫路営業所	姫路市東延末一丁目1番(住友生命姫路南ビル)	〒670	電話	姫路 (0792) 84－281
中国支社	広島市中区大手町二丁目7番10号(広島三井ビル)	〒730	電話	広島 (082) 246－2280(代表)
岡山営業所	岡山市中山下一丁目9番40号(新岡山ビル)	〒700	電話	岡山 (086) 233－5480(代表)
徳山営業所	徳山市栄町二丁目31番地(徳山興産ビル)	〒745	電話	徳山 (0834) 31－8100(代表)
四国支社	高松市寿町二丁目4番20号 (千代田生命高松ビル)	〒760	電話	高松 (0878) 21－5031(代表)
九州支社	福岡市中央区渡辺通二丁目1番82号(電気ビル本館)	〒810	電話	福岡 (092) 771－7241(代表)
大分営業所	大分市金池町一丁目1番1号(大交セントラルビル)	〒870	電話	大分 (0975) 36－2291～2
熊本営業所	熊本市辛島町6番地7号(辛島町第一生命ビル)	〒860	電話	熊本 (096) 352－5595
宮崎営業所	宮崎市広島一丁目18番13号(宮崎第一生命ビル新館)	〒880	電話	宮崎 (0985) 29－0441(代表)
鹿児島営業所	鹿児島市新屋敷町16番301号(住宅供給公社ビルA棟)	〒892	電話	鹿児島 (0992) 23－7485
沖縄営業所	那覇市久茂地三丁目21番1号(国場ビル)	〒900	電話	那覇 (098) 862－7758
豊洲総合事務所	東京都江東区豊洲三丁目2番16号	〒135	電話	ダイヤルイン式・番号案内 (03)3244－5111
技術研究所	メカトロ総合開発センター			
	東京都江東区豊洲三丁目1番15号	〒135	電話	ダイヤルイン式・番号案内 (03)3244－5111
技術研究所(横浜)	横浜市磯子区新中原町1番地	〒235	電話	ダイヤルイン式・番号案内 (045)759－2111
東京第一工場	東京都江東区豊洲二丁目1番1号	〒135	電話	ダイヤルイン式・番号案内 (03)3244－5111
東ニテクニカルセンター	東京都江東区豊洲三丁目1番15号	〒135	電話	ダイヤルイン式・番号案内 (03)3244－5111
江東事務所	東京都江東区毛利一丁目19番10号(江東江間忠ビル)	〒135	電話	ダイヤルイン式・番号案内 (03)3244－5111
砂町工場	東京都江東区新砂二丁目3番43号	〒136	電話	ダイヤルイン式・番号案内 (03)3244－5111
田無工場	東京都田無市向台町三丁目5番1号	〒188	電話	ダイヤルイン式・番号案内 (03)3244－5111
瑞穂工場	東京都西多摩郡瑞穂町殿ヶ谷229番地	〒190-12	電話	ダイヤルイン式・番号案内 (03)3244－5111
横浜エンジニアリングセンター	横浜第一工場　横浜第二工場　横浜第三工場			
	横浜市磯子区新中原町1番地	〒235	電話	ダイヤルイン式・番号案内 (045)759－2111
愛知工場	知多市北浜町11番1号	〒478	電話	ダイヤルイン式・番号案内 (0562)31－8000
相生総合事務所	相生工場			
	相生市相生5292番地	〒678	電話	ダイヤルイン式・番号案内 (07912)4－2211
呉総合事務所	呉第一工場　呉第二工場			
	呉市昭和町2番1号	〒737	電話	ダイヤルイン式・番号案内 (0823)26－2160
呉新宮工場	呉市光町5番17号	〒737	電話	ダイヤルイン式・番号案内 (0823)26－2160
鹿児島事業所	鹿児島市七ッ島二丁目1番地	〒891-01	電話	ダイヤルイン式・番号案内 (0992)84－6111
海外事務所	New York, Detroit, San Francisco, Houston, Rio de Janeiro, London, Rotterdam, Paris, Piraeus, Moscow, Algiers, Manila, Bangkok, Kuala Lumpur, Singapore, Jakarta, Sydney, New Delhi, Seoul, Beijing, Shanghai, Dalian, Hong Kong, Taipei, Kaohsiung			

世界最小
ターボコンプレッサ
『Tx-miniシリーズ』
誕生。

メンテナンスの容易さと圧倒的な扱いやすさで、急速な普及をみせるターボコンプレッサ。IHIは今、先進のターボ技術で、その"小型化"を実現。設置スペースの大幅な削減を可能にしました。Txターボシリーズ『Tx150』で実証された幅広いノウハウを、世界最小のボディに凝縮したTx-miniシリーズ(75～110kW)。これまではスクリューコンプレッサしか使えなかった、より身近な容量範囲をもカバーしています。ターボの魅力を、もっと身近に—。
『Tx-miniシリーズ』が、
ターボコンプレッサの裾野を飛躍的に拡張します。



小さいけれど、ターボです。

●シンプル構造で、メンテナンスフリー
スクリューコンプレッサのように、面倒なベアリング交換やローター交換の必要もありません。

●潤滑油がエアーの中に入らない、完全オイルフリー
オイル交換の手間から解放されることはもちろん、ドレンの廃棄も安心しておこなえます。

●使ってうれしい、低ランニング。
部品交換やオーバーホールなど、メンテナンスにかかっていた費用も大幅に削減できます。

■ Tx-mini シリーズ仕様 ＊水冷無給油式遠心空気圧縮機

形式		Tx75	Tx90	Tx110
モータ出力 (kW)		75	90	110
容量 (m^3/h)		680	830	1,050
外形寸法 (mm)	A (長さ)	2,200	2,200	2,200
	B (奥行)	1,300	1,300	1,300
	C (高さ)	1,300	1,400	1,400
重量 (kg)		2,200	2,200	2,200
適応電圧 (V)		400/440	400/440	400/440
		200/220		

注:モータ出力および容量は次の条件の数値を表します。/吸入圧力=0.0993MPa(1.013kgf/cm²abs)/吸入温度=35℃/相対湿度=80%/吐出圧力=0.69MPa(7.0kgf/cm²G)/外形寸法および重量は概略値です。●詳細仕様はお問い合わせください。

※Txシリーズは、この他にTx150シリーズ(132kWから220kWまで)、Tx250シリーズ(250kWから355kWまで)をラインナップしています。

Tx-mini シリーズ

ターボ技術のパイオニアIHIがお届けします。

IHI 石川島播磨重工業株式会社
汎用機械事業部 圧縮機営業部
〒100 東京都千代田区丸の内1-6-1(東京中央ビル) ☎ 電話(03)3286-2385