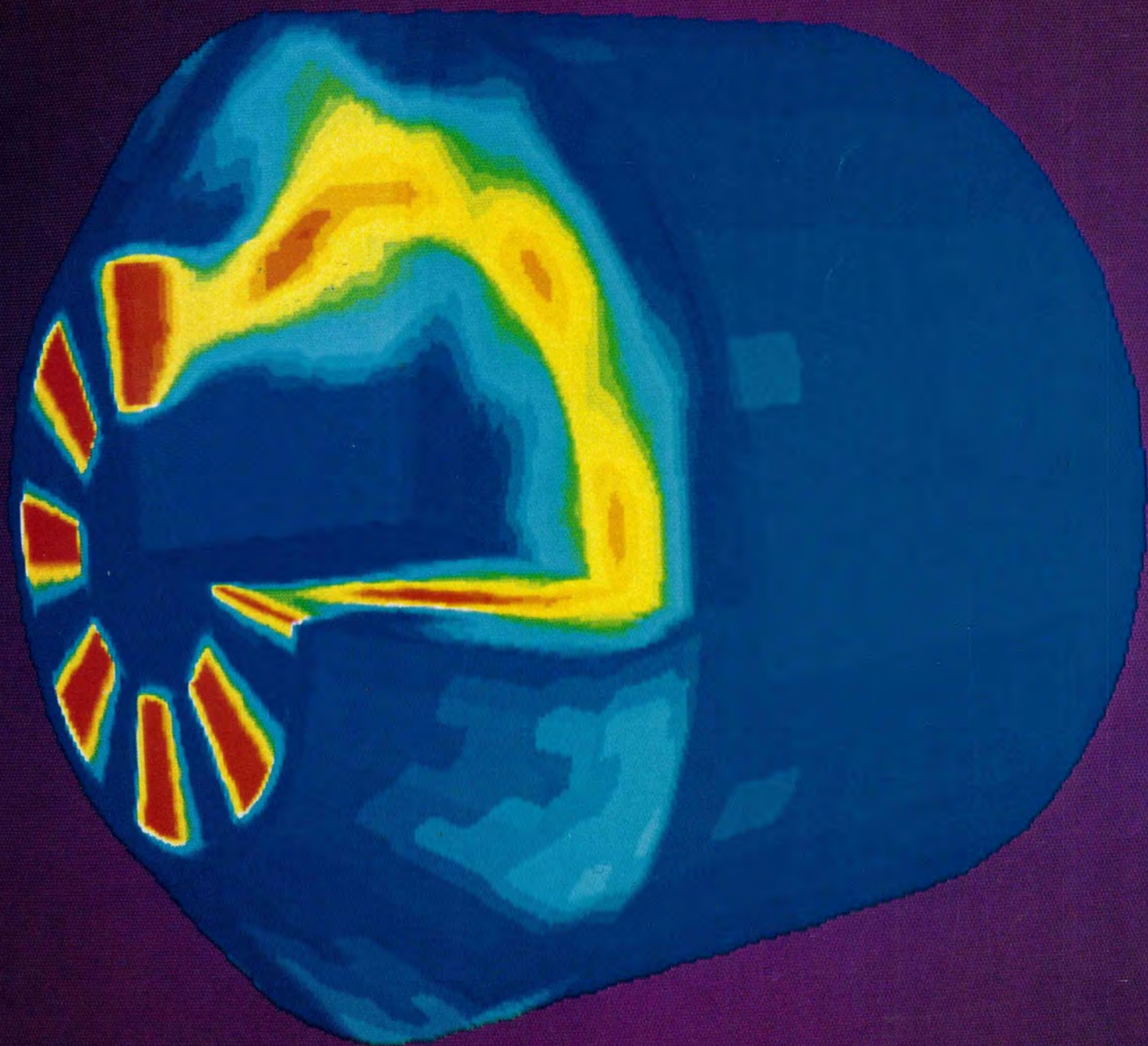


DENCHUKEN REVIEW

電中研レビュー

ガスタービン研究
— 高効率発電の主角を担う —



NO.34 1997.1

熟年期に入るか ガスタービン	千葉工業大学教授 有賀 一郎 …	2
電中研「ガスタービン研究の歩み」		4
はじめに	常務理事 宮岡 貞隆 …	6
第1章 ガスタービン技術の変遷		7
1-1 ●ガスタービンの歴史		9
1-2 ●わが国の電気事業から見た変遷と現状		13
1-3 ●ガスタービンメーカーの開発動向		17
第2章 ガスタービンの技術課題と開発動向		19
2-1 ●ガスタービン入口ガス温度の高温化		21
2-2 ●低NO _x 燃焼技術		28
2-3 ●燃料多様化		30
2-4 ●ガスタービン高温部品の耐久性評価・向上技術		32
第3章 単結晶超合金の開発と特性評価		37
3-1 ●研究の背景		39
3-2 ●Ni基単結晶超合金MDSC-7Mの開発		40
3-3 ●小型翼の実用化と材料特性の評価		42
3-4 ●今後の展開		45
第4章 セラミックガスタービンの開発		47
4-1 ●研究の背景		49
4-2 ●セラミックスの適用効果		50
4-3 ●セラミック燃焼器・静翼の構造		52
4-4 ●高温化に対する構造検討		55
4-5 ●セラミックスの耐久性		58
4-6 ●今後の展開		63
第5章 ガスタービン用触媒燃焼器の開発		65
5-1 ●研究の背景		67
5-2 ●触媒燃焼法の原理と特徴		68
5-3 ●ガスタービン用触媒燃焼器		70

5-4 ●今後の展開	75
第6章 石炭ガス化複合発電用ガスタービン燃焼器の開発	77
6-1 ●研究の背景	79
6-2 ●石炭ガス化燃料の特徴と燃焼器開発のための技術課題	80
6-3 ●石炭ガス化燃料のNO _x 生成特性	82
6-4 ●石炭ガス化低カロリー燃料用高温燃焼器の開発	84
6-5 ●今後の展開	90
第7章 ガスタービン高温部品の耐久性評価・向上	91
7-1 ●研究の背景	93
7-2 ●主要な検討課題	95
7-3 ●今後の課題	99
第8章 ガスタービン新利用技術	101
8-1 ●リパワリング	103
8-2 ●圧縮空気貯蔵ガスタービン発電技術	105
おわりに	横須賀研究所長 吉田 幸雄 ...111
●コラム目次	
各種機器への触媒燃焼の適用	67
石炭ガス化複合発電 (IGCC)	79
希釈空気孔-ガスタービン燃焼器での空気の役割-	83

表紙……ガスタービン燃焼器内の燃料（赤）と空気（青）の濃度分布を数値解析により調べた結果である。燃焼器内での燃料の混合状態を数値シミュレーションで詳細に検討し、設計に役立てようとしている。

扉 ……ガスタービン翼。(株)東芝提供。

熟年期に入るか ガスタービン



地球エネルギー資源の枯渇が叫ばれ、一方で環境問題が深刻化するにつれ、エネルギーの有効利用とクリーンエネルギーの開発が、世界的に大きな関心事となってきている。

ガスタービンが近年著しく普及し、動力源としての位置づけが確立されつつあるのも、上述のことに基因していると言えよう。

現在とほぼ同じ原理・構造のガスタービンが世にでて、まだ約60年を経過したに過ぎないが、その間の発達過程には目を見張るものがある。当初、従来の内燃機関に比べ、性

能面で劣り、実用の域に達し得なかったが、第二次大戦中に急速に進歩したジェットエンジンとその関連技術が、他の用途のガスタービンの開発意欲を高揚し、現在の高性能ガスタービンへの途を開いたことはよく知られるところである。

とは言え、この開発はあらゆる面で順調に進められたわけではなく、主要構成部に対する基礎研究をはじめ、構造、製造さらにはシステム全体などの技術開発にかかわる、幾多の難問を乗り越えなくてはならなかった。一方、ガスタービンを必要とする社会情勢が醸し出されたことも、開発の気運を助長したと言えなくもない。1971年のアメリカに起きた大停電が非常用としての必要性を再認識させ、以後、急速にその需要を伸ばしていったのはその一例である。

ガスタービンが他の熱機関に比べ、小型・軽量、高出力という利点に加え、多種類の燃料が使用でき、低公害化対策も比較的容易であるなど、現在の社会・環境状況に極めて適合した特性を有していることは、周知の通りである。

翼材料、冷却方式の開発進歩によりタービン入口温度の高温化にともない、熱効率が向上し、各種トラブルの解決努力の結果、信頼性が増し発電用大型タービンが実現した。さらに入口温度の上昇とともに、その高温排熱を回収、利用し熱効率を上げた

コンバインドサイクルガスタービンでは、すでに1,300℃級のものが実用化されている。また、現在、それ以上の温度を目指した次世代ガスタービンも開発中である。エネルギーの有効利用では、ガスタービンを用いたコジェネレーションの普及も目覚ましい。今後さらに省スペース化、高効率化、低設備費化が進められれば、一層の普及が期待できよう。

こう考えると、そろそろガスタービンも人間なら働き盛りの熟年期にさしかかったと言ってもよさそうである。今後のエネルギー需要を電力でみれば、火力への依存度は依然として大きい。それは原子力への依存割合をいま以上急速に拡大化することが、種々の制約上から期待しにくく、したがって火力の有力な担い手としてのガスタービンの役割に注目せざるを得ない。

開発のターゲットは、引き続き、超高温耐熱材、低公害用燃焼方式、新燃料の導入などであるが、システム全体からみた一層の改善と、他動力機関とのハイブリット方式など多角的、広範にその有効利用度を高める必要がある。

（財）電力中央研究所でも、電気事業の当面の課題への対応はもとより、広く各エネルギーの活用について長期的見地よりその問題解決に努力されており、その一環として上記にあげたガスタービンについても、すでに20年近く、例えば、新材料、低公害燃焼、さらには新資源利用に関する開発研究を進め、着々成果をあげられているのは誠に心強い。今後ともエネルギー有効利用の新形態を創造するため、その一翼をぜひ担ってほしいものである。

21世紀を目前にし、エネルギー問題、環境問題の解決は、人類に課せられた重要な命題であるが、その点からも省エネルギー、低公害の熱機関としてのガスタービンのもつ使命は、極めて大切である。間もなく熟年期にさしかかりつつあるガスタービンの一層の発展が期待される。

千葉工業大学工学部 教授

有 賀 一 郎

電中研「ガスタービン研究のあゆみ」

ガスタービン研究は、耐熱材料の開発とともに進んできた。当研究所が開発を始めて20年、単結晶超合金の開発、セラミック材のガスタービンへの適用、触媒燃焼技術の応用などにより、高い発電効率と信頼のおける丈夫な高温部品の開発に努めてきた。さらに研究開発は、環境を保全しながら多様な燃料が使えるガスタービンに向けて進んでいる。

西 暦	当研究所のガスタービン研究	ガスタービン関連の開発動向
1957 (S32)		<ul style="list-style-type: none"> 北海道電力豊富、我国の電力会社として初めてガスタービン(2MW、655℃、26.5ata、クローズドサイクル)を導入
1978 (S53)	<ul style="list-style-type: none"> 耐熱合金評価技術の研究開発を開始 セラミックガスタービンの研究開発を開始 	<ul style="list-style-type: none"> ムーンライト計画「高効率ガスタービンの研究開発」開始
1979 (S54)	<ul style="list-style-type: none"> 触媒燃焼技術の研究開発を開始 	
1984 (S59)		<ul style="list-style-type: none"> 137MW、1,100℃級ガスタービンによる東北電力東新潟3号系列が運転開始
1986 (S61)	<ul style="list-style-type: none"> 耐食性に優れた単結晶超合金の研究開発を開始 	<ul style="list-style-type: none"> 石炭ガス化複合発電技術研究組合が発足
1987 (S62)	<ul style="list-style-type: none"> 横須賀研究所に「石炭ガス化用ガスタービン要素実験設備」を設置 石炭ガス化複合発電用ガスタービン燃焼器の研究開発を本格的に開始 	<ul style="list-style-type: none"> ムーンライト計画で1,300℃級レヒートガスタービンの100時間連続運転に成功
1988 (S63)	<ul style="list-style-type: none"> 新単結晶超合金(MDSC-7M)を開発、中型翼の製造技術を確立 ガスタービン用触媒燃焼器の研究開発を本格的に開始 	<ul style="list-style-type: none"> ムーンライト計画「セラミックガスタービン研究開発(300kW発電用)」を開始
1990 (H2)	<ul style="list-style-type: none"> 石炭ガス化複合発電用1,300℃級金属製低NO_x燃焼器を開発 20MW、1,300℃級セラミック燃焼器・静翼の実圧要素試験に成功 	<ul style="list-style-type: none"> 1,300℃級ガスタービン初号機、米国バージニア電力コンバインドプラントにおいて運転開始

西 暦	当研究所のガスタービン研究	ガスタービン関連の開発動向
1991 (H3)		<ul style="list-style-type: none"> ・ 勿来に200トン/D石炭ガス化複合発電パイロットプラント完成
1992 (H4)		<ul style="list-style-type: none"> ・ 米国ATS (Advanced Turbine System) 計画が開始
1993 (H5)	<ul style="list-style-type: none"> ・ 1,500℃級セラミック燃焼器・静翼を開発 ・ 単結晶超合金 (MDSC-7M) の高温強度、耐食性評価研究を開始 	<ul style="list-style-type: none"> ・ ニューサンシャイン計画「WE-NET計画」で水素燃焼タービンの開発を開始
1994 (H6)	<ul style="list-style-type: none"> ・ MDSC-7Mの耐食性をバーナーリグ試験により確認 	<ul style="list-style-type: none"> ・ 東京電力五井6号機でリパワリング用126MW、1,100℃級ガスタービンの運転開始 ・ 144MW、1,300℃級ガスタービンによる九州電力新大分2号系列が運転開始
1995 (H7)	<ul style="list-style-type: none"> ・ ガスタービン高温部品の耐久性評価研究を開始 ・ 単結晶超合金 (MDSC-7M) のタービン動翼小型エンジン試験に成功、改良・大型翼実用化研究を開始 ・ 石炭ガス化複合発電用1,500℃級金属製低NO_x燃焼器を開発 ・ LNG触媒燃焼器の実圧燃焼試験においてNO_x排出濃度10ppm以下を達成 	<ul style="list-style-type: none"> ・ 200トン/Dパイロットプラントで30日間連続運転に成功

はじめに

常務理事 宮岡 貞隆



ガスタービン、この優れた熱機関と私との付き合いも30年近くになる。電力ピーク用、非常用として、航空機用ジェットエンジンをそのまま陸上で発電用に活用することが、賑やかに論議され、採用され始めた頃である。

ガスタービンは、本来単純なコンパクトな熱機関として、その魅力は大きかったが、単体では熱効率が低かったこと、燃料が不純物の少ない軽い高価な油に限定されたことなどから、その魅力を十分に発揮するには至らなかった。このため、高効率化を狙った蒸気タービンサイクルとの複合サイクルが話題となり、色々なサイクルが

検討され研究されたが、サイクルの複雑さからくる運転・制御の問題や、燃料の問題で大きな発展はなかった。

この問題を一挙に乗り越え、今日の発電用ガスタービンの隆盛を見るに至ったのは、環境への影響も少なく、不純物も少ない天然ガスが、安価に大量に供給され出したからだと言っても過言ではない。また、加えてコンピュータを含めた電子機器の進歩により、運転・制御の自動化が、急速に進んだことも見逃せない。この結果、発電用ガスタービンは、今日では複合サイクル用として、ある程度完成した技術を持ち、安心して使われる熱機関とはなってきたが、問題がない訳ではない。

一つには、高温による材料の劣化の問題が、補修費の高騰を招き、経済性を脅かしかねないことである。また一つは、使用燃料がクリーンなものに限定され、ボイラーのように多種の燃料を利用できないことである。前者の材料の問題に対しては、当研究所も電力会社との密接な連携のもとで、

材料の基礎研究からその寿命評価手法の開発に力を注ぐとともに、セラミックを利用した耐熱材の開発にも努めている。

しかし、後者の問題となると、今日の天然ガス時代が20年前には予測されなかったように、今後の国際情勢、経済情勢によっては、燃料事情が急変することも有り得ることであるので、将来ガスタービンが生き続けるためにも、多様な燃料への対応性について、地道な研究開発が望まれるところである。今回のこのレビューが、これら今後のガスタービンの一層の発展への、一つの礎となれば幸いである。



第 七 章

ガスタービン技術の
変遷

第1章 ガスタービン技術の変遷 ● 目次

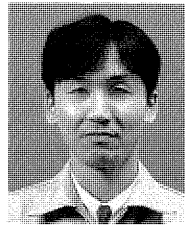
石炭ガス化複合発電課題推進担当
横須賀研究所 プラント熱工学部長 佐藤 幹夫
横須賀研究所 プラント熱工学部 百合 功

1-1	ガスタービンの歴史	9
1-2	わが国の電気事業から見た変遷と現状	13
1-3	ガスタービンメーカーの開発動向	17



佐藤 幹夫 (1975年入所)

これまで、重油等の噴霧燃焼、微粉炭燃焼技術および石炭ガス化燃料のガスタービン燃焼技術に関する研究に携わり、各種海外炭の燃焼特性評価や石炭ガス用ガスタービン燃焼器開発等を行ってきました。今後は、石炭および重質油を用いる複合発電など、次世代火力発電技術の実用化等に貢献していきたいと思ひます。



百合 功 (1988年入所)

これまで、セラミックガスタービンに関する研究に携わり、現在は、燃焼ガス流中でのセラミックス材料の耐久性に関する研究と、ガスタービン高温部品の耐久性評価・向上に関する研究に取り組んでいます。今後とも、セラミックガスタービンの実用化およびガスタービン高温部品のコスト低減に向けた研究を進めていく予定です。

1-1 ガスタービンの歴史

(1) ガスタービンとは

ガスタービンは熱機関の一種であり、燃料の燃焼により生じる熱エネルギーを有効な仕事に変換している。発電用ガスタービンを最も単純化して示すと図1-1-1のようになり、圧縮機、燃焼機およびタービンから構成される。大気から吸入した空気は圧縮機で圧縮された後、燃焼機に供給される。燃焼機では燃料が吹き込まれ、燃焼により高温高压のガスが発生する。得られた高温高压のガスはタービン内で膨張し、タービンを駆動させる。タービンで得られた動力のうち、圧縮機の駆動に要する動力を差し引いた値が、有効な出力として発電機を駆動させる。ガスタービンの一種であるジェットエンジン（航空機用エンジン）では、タービンからの排気ガスを高速で大気中に噴射させ、推進力として直接利用している。

代表的な発電用大型ガスタービンの断面図を図1-1-2に示す。

圧縮機には遠心圧縮機、軸流圧縮機があるが、発電用では軸流圧縮機が採用されている。圧縮機の段数（静翼

と動翼との組数）は発電用では16~18段であり、吐出圧力で13~16気圧に達する。

燃焼機はその形状により、大別すると缶型とアニュラ型の2種類がある。缶型の一種である多缶型は、燃焼室であるライナと燃焼ガスをタービンに導く尾筒から構成される燃焼機が10~20缶装着されたものであり、補修が容易な構造となっている。発電用大型ガスタービンでは、この多缶型のものが多く採用されており、天然ガスを燃料とする現用ガスタービンでは、燃焼機出口で約1,100~1,400℃の燃焼ガスが作られている。また、最近では環境対応のため、燃焼の低NO_x化が進められている。

タービンには通常、軸流タービンが採用されており、発電用大型ガスタービンでは段数は3~5段となっている。タービン部分の出力の50~60%が圧縮機の駆動動力として消費され、タービン部の出力はガスタービン軸出力の1.5~2倍になっている。また、熱的に最も厳しくなる初段静翼および初段動翼には、近年の高温化に伴い、耐熱超合金と冷却性能を高める複雑な冷却構造が採用されている。

(2) ガスタービンの歴史⁽¹⁾

現用のガスタービンとほぼ同じ原理、構造の熱機関が実用化されたのは、1936年米国サンオイル社の製油所で、石油の分解装置に用いたスイスのブラウンボベリ（現ABB）社のものが最初であった。しかし、当時の技術ではタービン入口温度が約500℃と低く、タービンで得られる出力のほとんどが圧縮機の駆動に使われ、発電に利用できる出力はほとんどなかった。

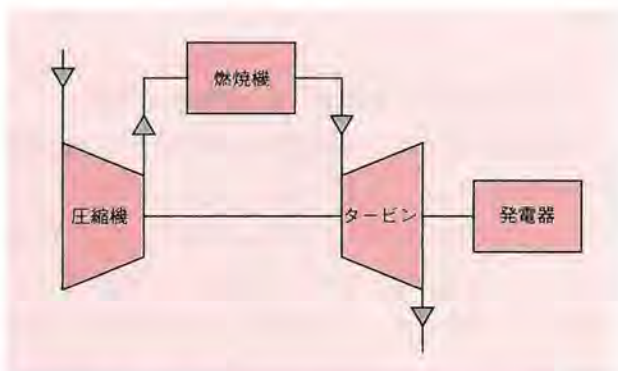


図1-1-1 ガスタービン（1軸）の構成図

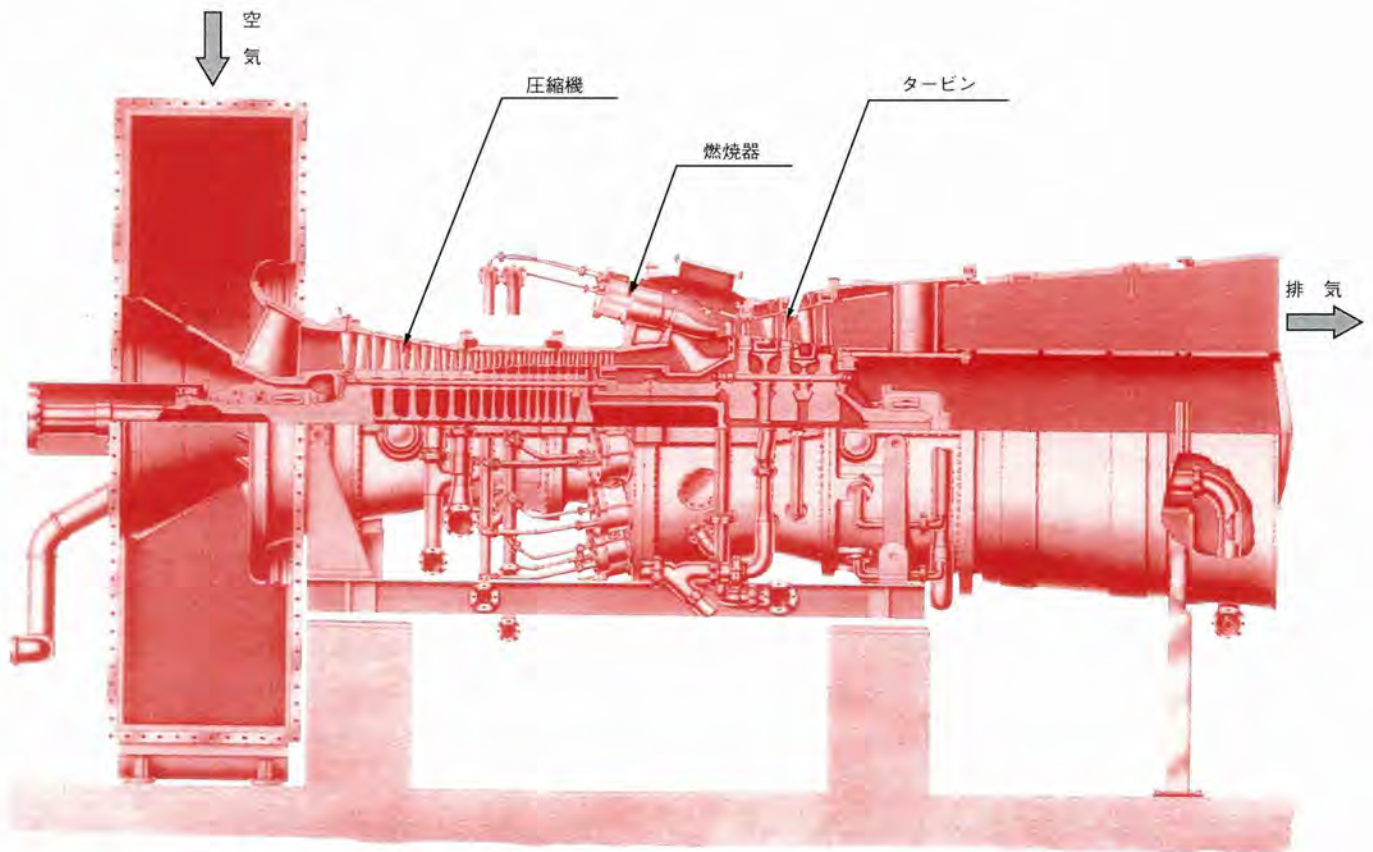


図1-1-2 発電用ガスタービン

発電用として純粋にガスタービンが用いられたのは、1939年スイスのヌーシャテル市に設置されたブラウンボベリ社の4,000kW機が最初であった。タービン入口温度は優れた耐熱材料が得られないため、537°Cと低く抑えられたが、出力4,000kW、熱効率17.38%（発電端）を実現している。

第二次大戦を通して続けられたブラウンボベリ社によるガスタービンの製造は、戦後も引き続き行われたが、ガスタービンの世界的普及には至らなかった。これは、構成する各要素機器のマッチングの困難、高い初期コストなどのほか、耐熱材料の進歩に伴い、タービン入口温度が650°Cからさらに上昇する過程で、燃料である低質重油の使用に大きな問題が発見されたためであった。一つは低質重油に含まれるバナジウムやナトリウム、カリウムによる高温腐食であり、他の一つは灰分と硫黄を含む化合物のタービン翼への付着であった。

安価な燃料である低質重油の使用に伴う困難は、ペー

スロード用へのガスタービンの適用を著しく制限し、ピークロード用への転用を強めることとなった。さらに、1971年に発生した米国北東部の大停電を契機として、ピークロード用のガスタービン発電設備は急速に普及していった。

その後のガスタービンの普及は、本章1-2の「わが国の電気事業からみた変遷と現状」の中で述べる通りである。

(3) ガスタービン・蒸気タービン複合サイクル

高温熱源（温度 T_2 ）と低温熱源（温度 T_1 ）の間で作動する熱機関として、最高の熱効率（ η_c ）はカルノーサイクルによって与えられ、その値 η_c は $(1 - T_1/T_2)$ で表すことができる。化石燃料と空気を用いた熱機関では、高温熱源の温度（ T_2 ）は燃焼温度の2,400K程度、低温熱源の温度（ T_1 ）は大気温度の300K程度と考えられるため、得られる最高の熱効率 η_c は87.5%となる。しかしな

がら、現用熱機関サイクルでは、単一の作動流体で高温から低温まで広い温度域にわたり、理想的条件を備えたものが存在しないことや、各種熱損失を伴うため、有効な仕事量は小さくなり、熱効率はカルノーサイクルの熱効率に比べ、はるかに低いものとなる。

汽力発電（蒸気タービン発電）によるランキンサイクルでは、受熱過程の一部と放射過程において相変化を利用しているため、等温変化が実現されており、カルノーサイクルに近い形となっている。しかしながら、高圧の水蒸気を加熱するボイラ過熱器とタービンの材料強度上の問題から、作動流体である蒸気の最高温度（現在600℃）は制限されており、高温化によるプラント熱効率の大幅な向上は期待できない。

一方、ガスタービン発電は空気および燃焼ガスを作動流体とするブレイトンサイクルを基本としたものであり、タービン翼の耐熱許容温度からの制限はあるものの、比

較的高い温度から熱を利用することができる。しかしながら、ガスタービンは、排気の温度が蒸気タービンに比べてはるかに高いため、熱の利用度が低く、この点が熱サイクル上の大きな欠点となっている。

そこで、作動温度領域を高温から低温まで広げ、総合熱効率の向上が図れるガスタービン・蒸気タービン複合サイクル（図1-1-3）が期待されている。すなわち、汽力発電の高温化に対する制約を軽減するため、高温側に燃料の燃焼熱を熱源とするガスタービンのブレイトンサイクルを、低温側にガスタービンの高温の排ガスによるエネルギーを熱源とするランキンサイクルを用いるものである。

このガスタービン・蒸気タービン複合サイクルは、主に排熱回収サイクル（図1-1-4）と排気再燃サイクル（図1-1-5）がある。

排熱回収サイクルはガスタービンの排ガスを排熱回収

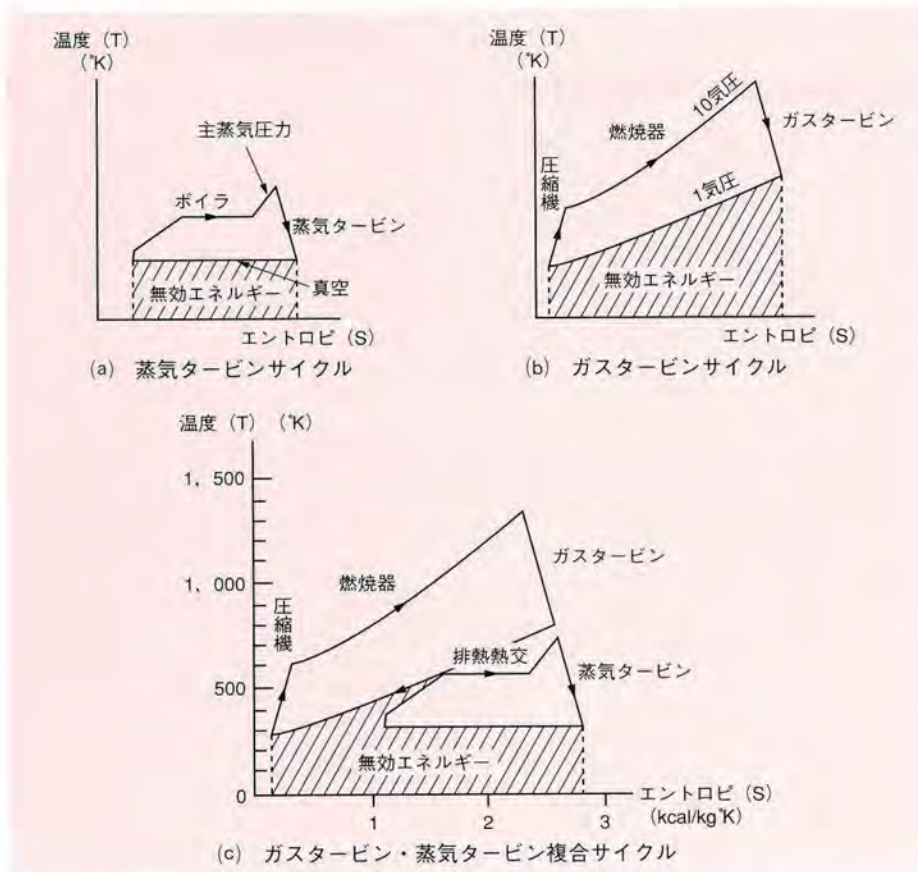


図1-1-3 ガスタービン・蒸気タービン複合サイクル⁽²⁾

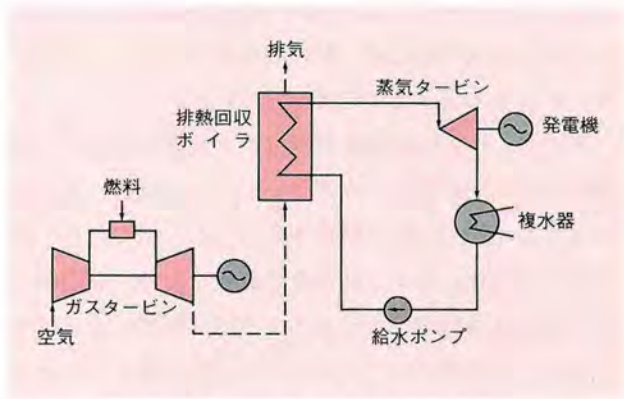


図1-1-4 排熱回収サイクル

ボイラに導き、その熱回収によって蒸気を発生させ、蒸気タービンを駆動する方式である。この方式では、プラント出力に占めるガスタービン出力割合は約2/3と高く、また、ガスタービンの高温化とともにプラント総合熱効率の向上が大きいので、LNG焼き複合発電方式の主流となっている。

一方、排熱再燃サイクルはガスタービンの排ガスをボ

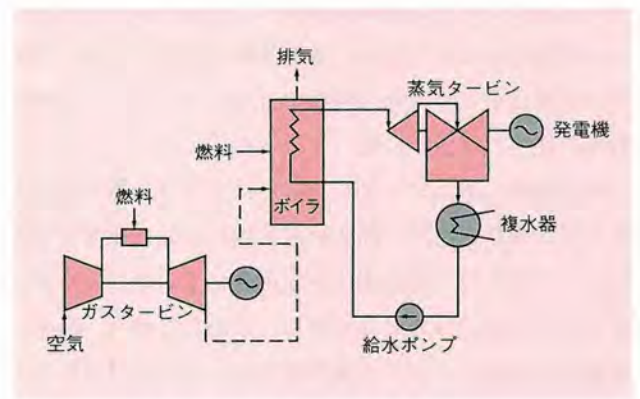


図1-1-5 排熱再燃サイクル

イラ燃焼用空気として利用し、排熱エネルギーの回収を行う方式である。この方式では、蒸気タービンが主力となり、ガスタービンの出力割合は小さい。近年、既設の汽力発電プラントの高効率化や、出力増強を図るリパワリング技術の一つとして、改造範囲が比較的小さな本方式が多く採用されている。

1-2 わが国の電気事業から見た 変遷と現状

従来、わが国の火力発電の主流は蒸気タービン発電であり、単機容量が小さく、熱効率も低いガスタービンはほとんど用いられなかった。

しかし、1960年代中盤からの年間10%台という大幅な電力需要の伸び、さらには、夏季および冬季における需要ピークの尖鋭化に対する対応策として、1970年代に入ると、ピーク用および非常用を兼ねたガスタービン発電設備の建設が盛んに行われた。これは、ガスタービンの起動停止が容易で起動時間が短いこと、建設期間が短く、建設コストも比較的安いこと、および冷却水が不要で立地条件の制約が少ないことなどの特性を持つため、当時の電力需要ピークの吸収に効果的なものであった。

しかし、その後の二度にわたる石油ショック以降、世界的な景気後退による電力需要の伸び悩みおよびエネルギー供給の情勢変化を反映して、蒸気タービンプラントに比べ熱効率の低いガスタービンプラントは、その稼働率および新設件数ともに大幅に低下していくこととなった。

この間、航空用ガスタービン技術は、耐熱超合金の開発や高温部材の冷却技術の高性能化等により、タービン入口温度の高温化が図られ、著しい進歩を遂げた。これら航空用ガスタービン技術が産業用ガスタービンへ転用され、ガスタービンの高温化、高効率化が進められるとともに、硫黄分を含まず、燃焼したときにばいじんもほとんど発生しない、極めてクリーンな天然ガス燃料がガスタービン用燃料として導入され、ベースロード用への適用を可能にした。そして、1980年代中盤に入り、液化天然ガス（LNG）の本格導入とも相まって、東北電力㈱

東新潟発電所ならびに東京電力㈱富津火力発電所をはじめとするLNG焚き複合発電プラントの新設が、その中核機器であるガスタービンをわが国の電気事業に本格的に導入させることになった。

複合発電システムは、ガスタービンとその排熱を回収するボイラ、さらに、その発生蒸気を用いる蒸気タービン・発電機を統合したものであり、省エネルギー（高い熱効率）、運用の柔軟性、環境適応性（クリーンな天然ガス使用）など、電気事業の要請に応える発電方式であり、わが国においても、その実績が急速に増加している。

電力施設計画をもとに、昭和59年～平成16年までのLNG焚き複合発電所の一覧を、運開年別に表1-2-1に示す。平成8年末までの累積出力は13,600MWであり、平成8年以降に8発電所で合計出力は18,681MWが新たに建設され、平成16年には累積出力32,281MWとなる計画である。また、図1-2-1および図1-2-2に火力発電設備の出力推移ならびに全発電設備の出力推移を示す。火力発電設備に占める複合発電設備の割合は平成8年末で11.4%、平成16年末には20.3%に、また、全発電設備に占める割合は平成8年末で6.6%、平成16年末には12.4%に増加する。今後とも、電力需要への対応や原子力の立地等の観点から、高効率、環境対応型電源としてガスタービンを用いる複合発電プラントの重要性は増してくるものと考えられ、ガスタービン技術の開発やその信頼性の向上を図ることが必要である。

表1-2-1 LNGコンバインドサイクル発電所の一覧(1)

運開年	電力会社名 発電所名 系列	ガスタービン	サイクル形式	発電所出力 MW	年間出力 MW	累計出力 MW
S59	東北電力 東新潟3-1系列	1,100℃級 137,000kW×3台	排熱回収 多軸形 (3GT+1ST)×1式	545		545
S60	東北電力 東新潟3-2系列	1,100℃級 137,000kW×3台	排熱回収 多軸形 (3GT+1ST)×1式	545		1,090
S61	東京電力 富津1号系列	1,100℃級 112,823kW×7台	排熱回収 一軸形 (1GT+1ST)×7式	1,000		2,090
S63	東京電力 富津2号系列	1,100℃級 112,823kW×7台	排熱回収 一軸形 (1GT+1ST)×7式	1,000	1,560	3,650
	中部電力 四日市4号系列	1,100℃級 79,400kW×5台	排熱回収 一軸形 (1GT+1ST)×5式	560		
H2	中国電力 柳井1-1系列	1,100℃級 82,800kW×3台	排熱回収 一軸形 (1GT+1ST)×3式	350		4,000
H3	九州電力 新大分1号系列	1,100℃級 76,300kW×6台	排熱回収 一軸形 (1GT+1ST)×6式	690		4,690
H4	中国電力 柳井1-2系列	1,100℃級 82,800kW×3台	排熱回収 一軸形 (1GT+1ST)×3式	350		5,040
H6	東京電力 五井 6号機	1,100℃級 126,000kW×1台	排気再燃 (リバワリング) 1GT+1ST	476	2,969	8,009
	中部電力 知多 6号機	1,300℃級 154,000kW×1台	排気再燃 (リバワリング) 1GT+1ST	854		
	中部電力 知多第二1号機	1,300℃級 154,000kW×1台	排気再燃 (リバワリング) 1GT+1ST	854		
	中国電力 柳井2-1号系列	1,300℃級 125,400kW×2台	排熱回収 一軸形 (1GT+1ST)×2式	350		
	九州電力 新大分2-1系列	1,300℃級 144,400kW×2台	排熱回収 一軸形 (1GT+1ST)×2式	435		
H7	中部電力 知多 2号機	1,300℃級 154,000kW×1台	排気再燃 (リバワリング) 1GT+1ST	529	2,488	10,497
	中部電力 知多 5号機	1,300℃級 154,000kW×1台	排気再燃 (リバワリング) 1GT+1ST	854		
	関西電力 姫路第一5号機	1,300℃級 157,000kW×3台	排熱回収 多軸形 (3GT+1ST)×1式	670		
	九州電力 新大分2-2系列	1,300℃級 144,400kW×2台	排熱回収 一軸形 (1GT+1ST)×2式	435		
H8	東京電力 横浜7号系列	1,300℃級 225,000kW×1台	排熱回収 一軸形 (1GT+1ST)×1式	350	3,103	13,600
	東京電力 横浜8号系列	1,300℃級 225,000kW×1台	排熱回収 一軸形 (1GT+1ST)×1式	350		
	中部電力 知多 1号機	1,300℃級 154,000kW×1台	排気再燃 (リバワリング) 1GT+1ST	529		
	中部電力 知多第二2号機	1,300℃級 154,000kW×1台	排気再燃 (リバワリング) 1GT+1ST	854		
	関西電力 姫路第一6号機	1,300℃級 154,300kW×3台	排熱回収 多軸形 (3GT+1ST)×1式	670		
	中国電力 柳井2-2系列	1,300℃級 125,400kW×2台	排熱回収 一軸形 (1GT+1ST)×2式	350		
H9	東京電力 横浜7号系列	1,300℃級 225,000kW×2台	排熱回収 一軸形 (1GT+1ST)×2式	700		

表1-2-1 LNGコンバインドサイクル発電所の一覧(2)

運開年	電力会社名 発電所名 系列	ガスタービン	サイクル形式	発電所出力 MW	年間出力 MW	累計出力 MW
H9	東京電力 横浜8号系列	1,300℃級 225,000kW×2台	排熱回収 一軸形 (1GT+1ST)×2式	700	4,700	18,300
	中部電力 川越3号系列	1,300℃級 158,000kW×7台	排熱回収 一軸形 (1GT+1ST)×7式	1,650		
	中部電力 川越4号系列	1,300℃級 158,000kW×7台	排熱回収 一軸形 (1GT+1ST)×7式	1,650		
H10	東京電力 横浜7号系列	1,300℃級 225,000kW×1台	排熱回収 一軸形 (1GT+1ST)×1式	350	1,435	19,735
	東京電力 横浜8号系列	1,300℃級 225,000kW×1台	排熱回収 一軸形 (1GT+1ST)×1式	350		
	九州電力 新大分3-1系列	1,300℃級 160,200kW×3台	排熱回収 一軸形 (1GT+1ST)×3式	735		
H11	東北電力 東新潟4号系列	1,400℃級 270,000kW×2台	排熱回収 多軸形 (2GT+1ST)×1式	805	4,423	24,158
	東京電力 千葉1号系列	1,300℃級 241,900kW×3台	排熱回収 一軸形 (1GT+1ST)×3式	1,080		
	東京電力 千葉2号系列	1,300℃級 233,000kW×3台	排熱回収 一軸形 (1GT+1ST)×3式	1,080		
	中部電力 新名古屋7号系列	1,300℃級 158,200kW×6台	排熱回収 一軸形 (1GT+1ST)×6式	1,458		
H12	東北電力 東新潟4号系列	1,400℃級 270,000kW×2台	排熱回収 多軸形 (2GT+1ST)×1式	805	2,285	26,443
	東京電力 千葉1号系列	1,300℃級 241,900kW×1台	排熱回収 一軸形 (1GT+1ST)×1式	360		
	東京電力 千葉2号系列	1,300℃級 233,000kW×1台	排熱回収 一軸形 (1GT+1ST)×1式	360		
	東京電力 T1			380		
	東京電力 T2			380		
H13	東京電力 T1			760	2,280	28,723
	東京電力 T2			760		
	東京電力 品川1号系列			760		
H14	東京電力 品川1号系列			380	2,598	31,321
	東京電力 T1			380		
	東京電力 T2			380		
	中部電力 新名古屋8号系列			1,458		
H16	九州電力 新大分3-2系列			960		32,281

(注) リパワリングによる排気再燃コンバインド発電所も含む

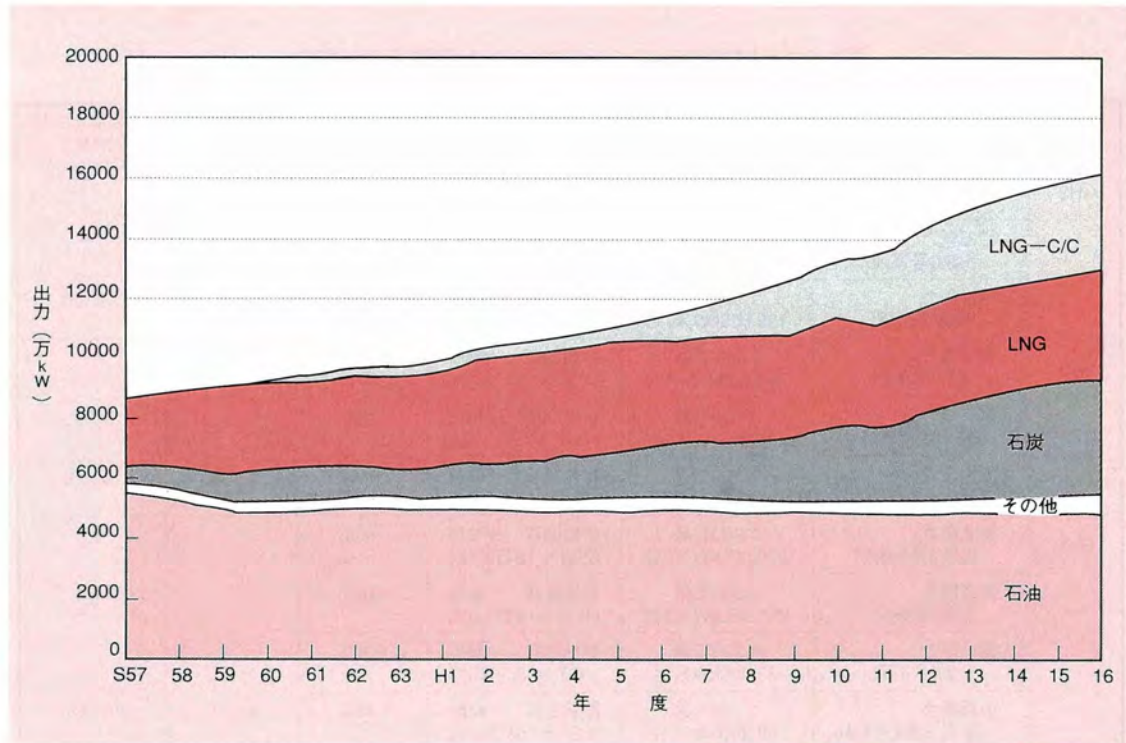


図1-2-1 火力発電設備の出力推移

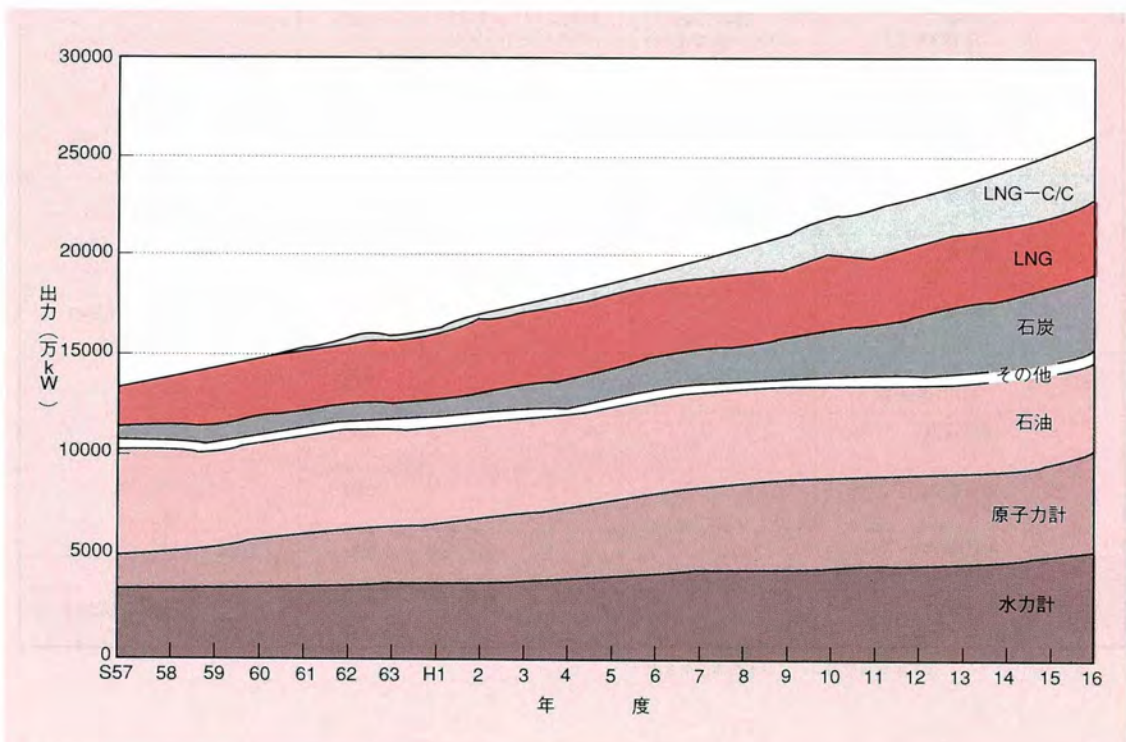


図1-2-2 全発電設備の出力推移

1-3 ガスタービンメーカーの開発動向

発電用ガスタービンは大型化とともに高温化が進められており、タービン入口温度は図1-3-1に示すように過去20年間で平均すると約20°C/年で上昇し、現在1,300°C級の時代を迎えている。

日本および米国のガスタービンメーカーでは、既に次世代機種であるタービン入口温度1,430°C、単機出力230~240MW (60Hz)、260~310MW (50Hz) とするガスタービンの開発が進められており、複合発電プラントとしては340~480MWの出力が見込まれている。タービン入口温度の上昇に伴い、高温部品の冷却媒体には新たに水蒸気が用いられ、燃焼器尾筒あるいは初段・二段の

動・静翼を冷却する閉ループ蒸気冷却システムが採用されている。これにより、複合発電プラントの発電端熱効率 (HHV基準) は53~54%が見込まれている。

一方、欧州のガスタービンメーカーのうち、缶型的一种であるサイロ型燃焼器を採用していたメーカーでは、タービン入口温度の上昇に伴い、アニュラ型燃焼器を採用し、従来機に比べ燃焼器表面積を小さくしている。これにより、冷却空気量の低減と燃焼に利用できる空気量の増加が可能となり、高温化と同時に燃焼の低NO_x化が達成される見込みである。また、既にアニュラ型燃焼器を採用していたメーカーでは、圧力比30、再熱燃焼方式

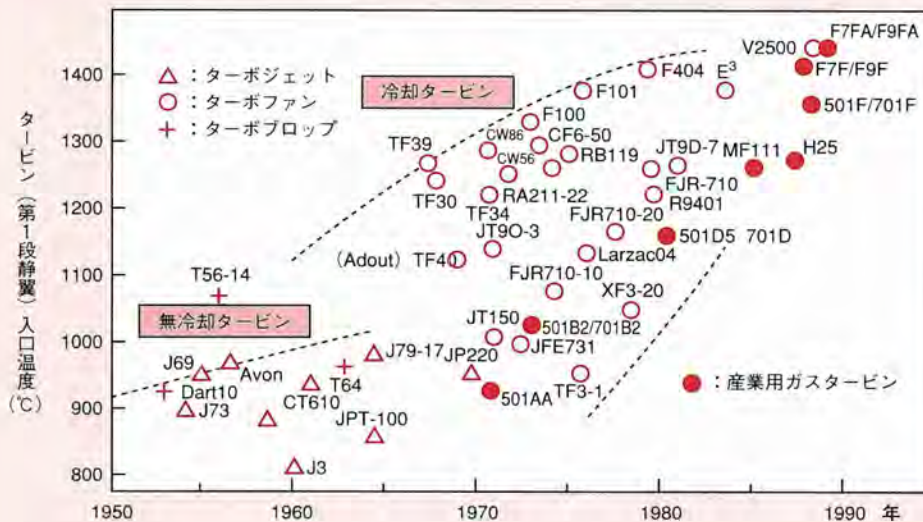


図1-3-1 タービン入口ガス温度の変遷⁽³⁾

をガスタービンに採用しており、タービン入口温度1,235℃を上げずに効率向上および比出力増大が図られており、複合発電プラントの発電端熱効率は約53%（HHV基準）が見込まれている。

また、各ガスタービンメーカーとも低NO_x燃焼技術として希薄予混合燃焼法を採用し、ガスタービン出口において、いずれも25ppm（16%O₂換算値）以下のNO_x排出目標値を掲げている。

-
- 参考文献 (1) 三輪光砂、ガスタービンの基礎と実際、(株)成山堂書店、平成元年。
(2) 火原協会講座⑩ 複合発電、(社)火力原子力発電技術協会。
(3) ケルブロック、J.L、ジェットエンジン概論、東京大学出版会。



第 2 章

ガスタービンの技術課題 と開発動向

第2章 ガスタービンの技術課題と開発動向 ● 目次

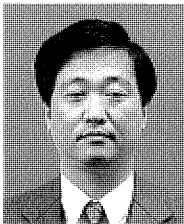
石炭ガス化複合発電課題推進担当
横須賀研究所 プラント熱工学部長 佐藤 幹夫

ガスタービン高温部品保守技術課題推進担当
横須賀研究所 プラント熱工学部 高橋 毅

狛江研究所 金属材料部 高橋由紀夫

横須賀研究所 エネルギー化学部 小沢 靖

2-1	ガスタービン入口ガス温度の高温化	21
2-2	低NO _x 燃焼技術	28
2-3	燃料多様化	30
2-4	ガスタービン高温部品の耐久性評価・向上技術	32



高橋 毅 (1974年入所)

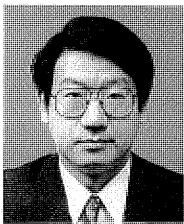
これまで、火力発電所ボイラの伝熱面管理研究および石炭・重質油ガス化研究等に携わり、ボイラ伝熱状態の解明、伝熱管化学洗浄時期判定法の確立、2トン/日炉による各種石炭ガス化研究、ならびに2,000℃を越える温度での発電用候補材料の物性測定などを行ってきました。今後は、ガスタービン心臓部の高温部品環境の解明に力を注ぎ、低コスト化および高信頼化技術の確立に取り組めます。



小沢 靖 (1981年入所)

これまで、燃焼触媒の研究およびガスタービン用触媒燃焼器の開発に携わり、触媒燃焼のガスタービンへの適用性向上を図ってきました。今後とも、触媒利用技術によるエネルギー・環境問題の解決に取り組んでいきたいと思っています。

佐藤 幹夫 8 ページに記載



高橋由紀夫 (1983年入所)

これまでに、主としてFBRの高温構造設計法や欠陥評価法の開発に携わり、高温での材料特性を精度良く推定できる、非弾性解析を用いた高温構造設計指針案の策定と実証を進めてきました。今後も、FBRの高温構造設計法の信頼性向上のための研究を地道に進めるとともに、ガスタービンなどの他の高温機器の合理的な寿命評価法の開発にも取り組んでいく予定です。

2-1 ガスタービン入口ガス温度の高温化

事業用ガスタービンは、前述したように1,300℃級の時代を迎え、さらに高効率化を目指して既に1,500℃級への開発が進められている。ガスタービンの一層の高性能化を遂げるには、図2-1-1に示されるように、「高効率化」「環境保全」および「燃料多様化」の観点からの技術課題がある。

「高効率化」の観点からは、超高温耐熱材料の開発、高温部材の冷却技術の高性能化および熱力学的サイクルの検討などが必要である。また、「環境保全」の面からは低NO_x燃焼技術が重要である。さらに、現在の事業用大型ガスタービン燃料のほとんどは天然ガスであるが、将来的には、エネルギー資源問題や環境問題等から、石炭や天然重質油等のガス化燃料や水素等の、ガスタービンへの適用技術の開発が不可欠である。

また、タービン入口温度の高温化に伴う燃焼器や、動・静翼等の高温部品保修コスト低減化も重要な課題である。

ガスタービンの性能は熱効率と単位流量当たりの出力、すなわち比出力によって評価される。ガスタービンサイクルは定圧加熱サイクルであり、熱力学的にはブレイトンサイクルが基本となる。理想的なブレイトンサイクルでは、熱効率 η_0 は圧力比 γ のみに依存するが、実際のサイクルではガスタービン入口温度も影響する。図2-1-2は、大気温度(サイクル最低温度)を288Kとし、圧縮機およびタービンのポリトロープ効率をともに88%で一定にしたときの熱効率 η_0 比出力 ω の関係を、タービン入口ガス温度をパラメータとして示す。図からタービン入口

ガス温度 T_{max} が与えられた場合、圧力比には熱効率および比出力を最大にする最適圧力比がそれぞれ存在し、両者は T_{max} が大きくなるにつれて増大することが示される。

発電用ガスタービンの入口ガス温度は、過去20年間で年平均20℃高くなっており、前述したように、1,300℃級ガスタービンの実用化の段階を迎えている。さらに、ガスタービン入口ガス温度の高温化を一層進めるためには、燃焼器および尾筒の冷却技術やタービン翼の冷却技術の高性能化、耐熱材料の開発および耐熱材料としてのセラミックスの適用技術の開発などが不可欠であり、現在では1,500℃級の高温化を目指した研究が進められている。

2-1-1 高温耐熱材料の開発

(1) 耐熱合金の開発動向

基 材

わが国では、大型LNG複合発電用として、三菱重工業製とGeneral Electric社系(GE、日立、東芝製)の2系統のガスタービンが用いられてきているが、これまでのところ材料開発の方向性に関しては、大きな違いがない。

まず、動翼に対しては、 γ' と呼ばれるNi₃Alを主成分とした金属間化合物を析出させ、転位運動を妨害することで強化した、ニッケル基超合金が系統的に用いられてきている。以前は、鑄造合金が用いられていたが、タービン入口ガス温度1,100℃級以上のガスタービンでは、精密鑄造法(ロストワックス法)で製造される、等方性多結

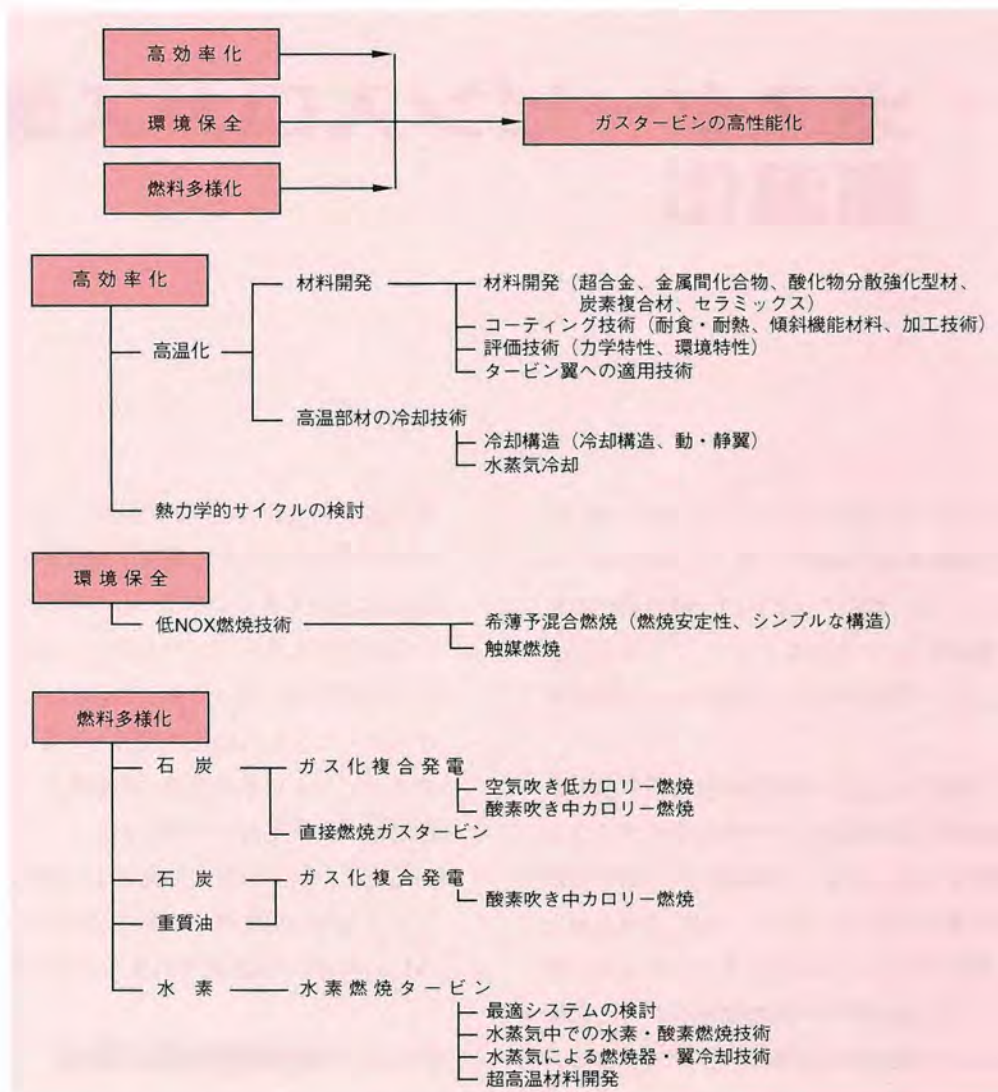


図2-1-1 ガスタービンの高性能化に対する研究課題

晶合金インコネル738LCが広く用いられている。しかし、結晶粒界において酸化、疲労き裂発生、伝播、クリープキャビティの発生などの損傷がおこりやすいため、一方向凝固合金や単結晶合金のように、結晶特性を制御した合金の開発が進められてきた（図2-1-3、図2-1-4）。

現在、各電力会社において運用が開始されつつある1,300℃級ガスタービンでは、最大応力方向に結晶粒界をもたない、一方向凝固合金が採用され始めている。さらに現在開発中の1,500℃級ガスタービンに対しては、全く結晶粒界のない単結晶合金の使用も検討されている。こ

れらの合金は、通常が多結晶合金に比べて、クリープ強度や疲労強度が大幅に改善される（図2-1-5）。これらは、図2-1-6に示すような方法によって製造されるが、特に単結晶については、複雑な形状を持った大型翼製造技術の開発が重要課題である。また、耐食性と高温強度を両立させるために、化学成分の最適化を目指して、各原子の特性に基づいた計算材料科学による検討も行われている。

一方、静翼に対しては、動翼に比べて機械的応力が小さく、熱応力が主体となることから、クリープ強度は劣るが、耐酸化性と延性に富んだコバルト基超合金が主に

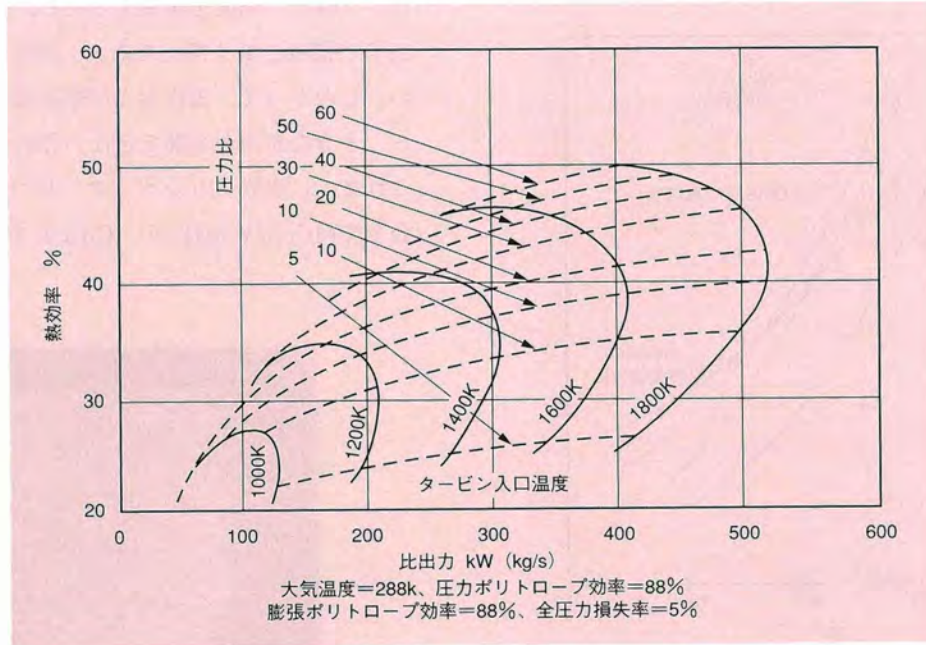


図2-1-2 単純サイクルガスタービンの設計点性能⁽¹⁾

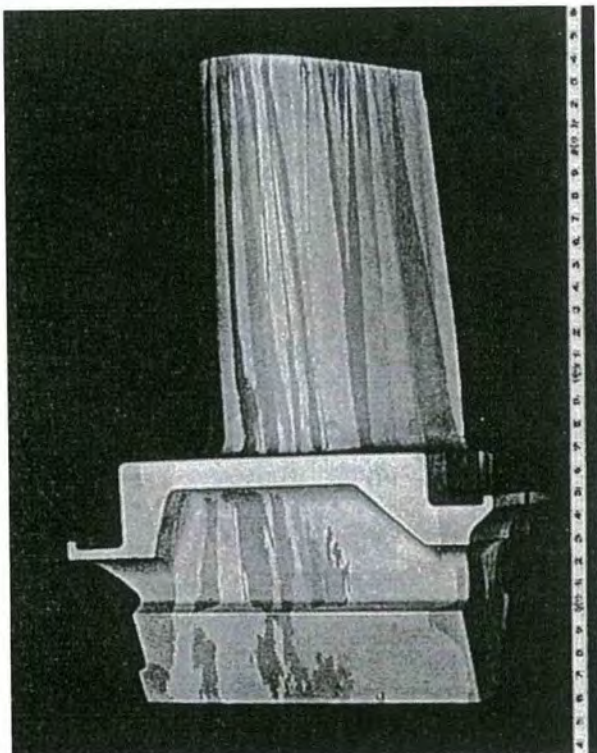


図2-1-3 動翼の一方向凝固翼の例⁽²⁾

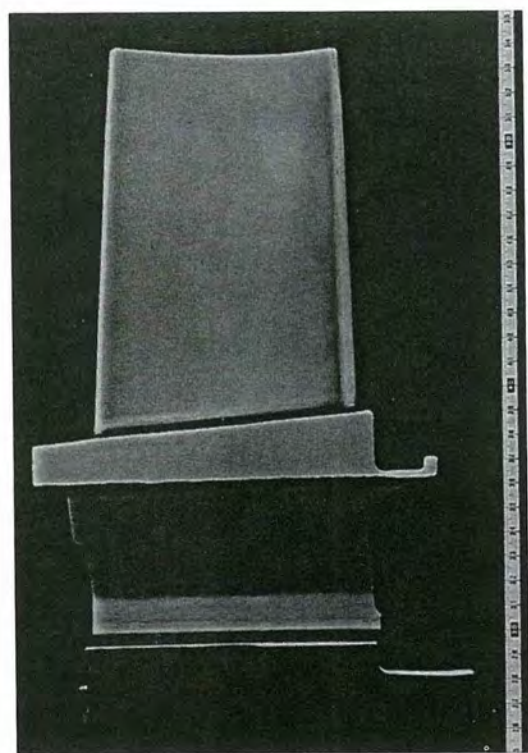


図2-1-4 動翼の単結晶翼の例⁽²⁾

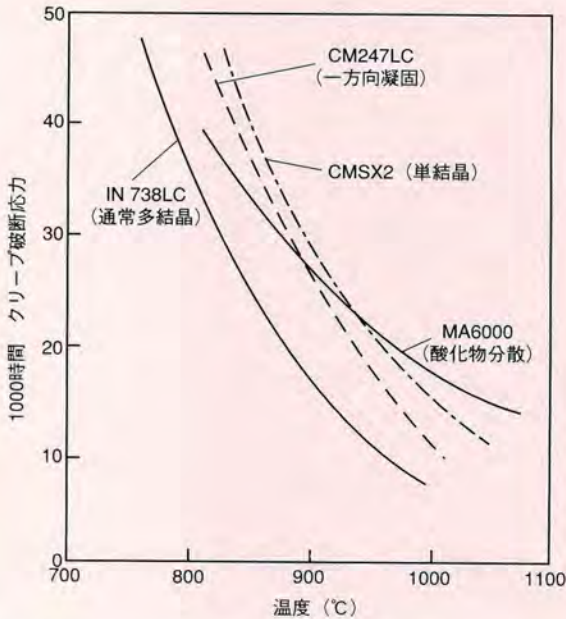


図2-1-5 ニッケル基超合金のクリープ破断強度の比較

用いられてきた。しかし、高温化に伴うクリープ強度上昇の要請により、静翼に対してもニッケル基超合金の使用が検討されている。これについても、一方向凝固化や単結晶化が検討されている。

当研究所における単結晶合金の開発状況については、第3章に記述する。

また、 γ' 粗大化などによってニッケル基超合金が適用できないような条件に対して、微少なイットリア(Y_2O_3)などの酸化物の粒を分散させることによって、高温強度を確保する酸化物分散合金(ODS)を適用するための研究も行われている。酸化物の粒は安定性が強く、高温でも転位運動の障害として機能するため、通常のニッケル基超合金の強度が急速な低下を示す1,000°C以上でも、良好な強度を保持し続けることが確認されている(図2-1-5)。酸化物分散合金は、鋳造法により製造することは困難で、粉末冶金技術の一つである機械的合金法によって製造される。

コーティング材

これまで用いられているインコネル738LCや、今後適用が進むであろう結晶制御合金などのニッケル基超合金

は、クリープ強度を重視するため、耐食性に効果のあるCr等の濃度を低く抑えてあり、耐酸化性などが十分でない。したがって、表面および結晶粒界を通じた酸化が進み、十分な寿命が発揮できない恐れがある。このため、これまでに建設されたガスタービンの動翼には、Pt-Al合金やMCrAlY(MはNi、Coなどの金属)合金などの耐



図2-1-6 熱コーティングを施した動翼の例⁽²⁾

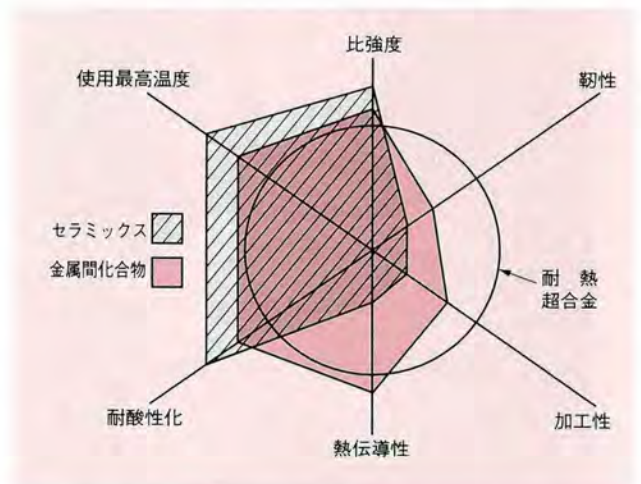


図2-1-7 耐熱超合金に対するセラミックス、金属間化合物の特性の概念的比較⁽³⁾

食コーティングが施されている。コーティングは、低圧溶射プラズマ法などによってなされるが、成分のみならず工法の面からも寿命向上のために、種々の改良が進められている。

さらに、基材の温度を下げ、ガス温度の高温化に耐えるものとするため、1,500°C級ガスタービンに対しては、熱伝導率が小さく、断熱性や高温強度に優れたセラミックス系の材料を用いた、遮熱コーティング (TBC) が適用されようとしている (図2-1-7)。単結晶材料の採用によって、多結晶に比べて50~100°Cの高温強度上昇が達成できるが、遮熱コーティングの採用により、さらに同程度の温度上昇を達成できる見込みである。遮熱コーティングは、MCrAlYなどの金属系中間層の上にイットリア安定化ジルコニア (ZrO_2 , Y_2O_3) などの、セラミックスをコートするものであるが、セラミックスと金属層の熱膨張率の違いにより、境界近傍で大きな応力が発生するため、界面での剥離やセラミックスの割れなどを防ぐ必要がある。セラミックス層が厚くなると、基材の温度を下げることはできるが、界面近傍で応力が発生しやすくなるので、最適な厚さを見いだす必要がある。さらに、発生する熱応力を緩和するため、セラミックス層から金属層にかけて、成分を徐々に変化させる傾斜組成コーティングの適用が検討されており、実用化が期待されている。

(2) 新素材の適用

金属間化合物

ニッケル基超合金においても融点は1,300°C程度であり、材料表面温度1,000°C程度が限界であると考えられる。したがって、精巧な冷却構造や遮熱コーティングを採用したとしても、金属系材料ではガス温度1,500°C程度が限界であると考えられ、それ以上の温度を実現するためには、より高温でも強度を保つ材料を用いる必要がある。そのうちの一つの候補として、金属間化合物が考えられている。金属間化合物は、異種の金属原子の規則的な結晶構造をもち、低温では変形能力が小さく脆性的に振る舞うが、高温では変形能力が大きくなり、金属と同程度の延性を示すという特徴がある。

Ti-Al系の金属間化合物は、金属材料に比べて比強度

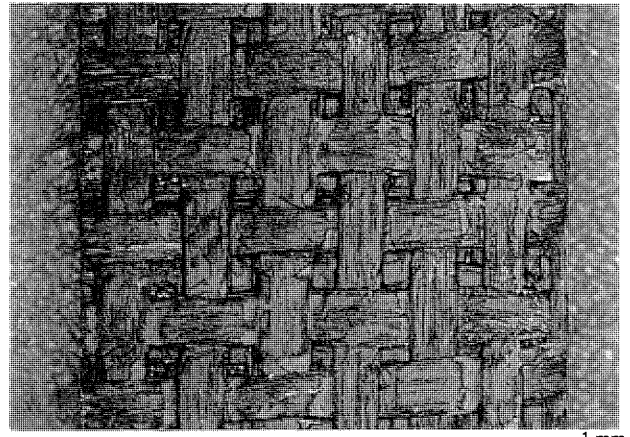


図2-1-8 長繊維セラミックス複合材料の外観例

(強度と比重の比) に優れているため、かなり古くから注目され、航空機用などとして実用化されつつある。また、Ni基超合金の高温強度上昇に大きな役割を果たしている Ni_3Al も、単体として用いた場合、比強度、熱伝導性などの点で、超合金より優れており、ジェットエンジンへの適用が検討されている。これに対して、2,000°C近い融点を持つ材料 ($MoSi_2$ や Nb_3Al など) は、高温化に寄与できる可能性があり、各種の検討が進められている。

これらの材料は図2-1-8に示すように、金属とセラミックスの中間的な特性を持ち、低温での脆性や、中間温度での耐酸化性の向上が大きな課題である。強度および延性の向上のために、第三元素の添加やセラミックス繊維強化などの複合化が検討されている。また、製造法により、強度特性に大きな影響があるため、最適な製造法の探索も大きな課題である。

セラミックス

炭化硅素 (SiC) や窒化硅素 (Si_3N_4) などのセラミックスは共有結合材料であり、金属間化合物よりもさらに変形能力が小さく、1,000°C以上の高温になっても、強度低下が少なく、超高温ガスタービン材料としての可能性を有している。しかし、次第に特性が改善されてきているとはいえ、これらは本質的に脆性材料であり、欠陥感受性が強いことから、異物の衝突などに対する強度など、信頼性の面で課題が残る。

この欠点を補う方法として、複合化による延性および

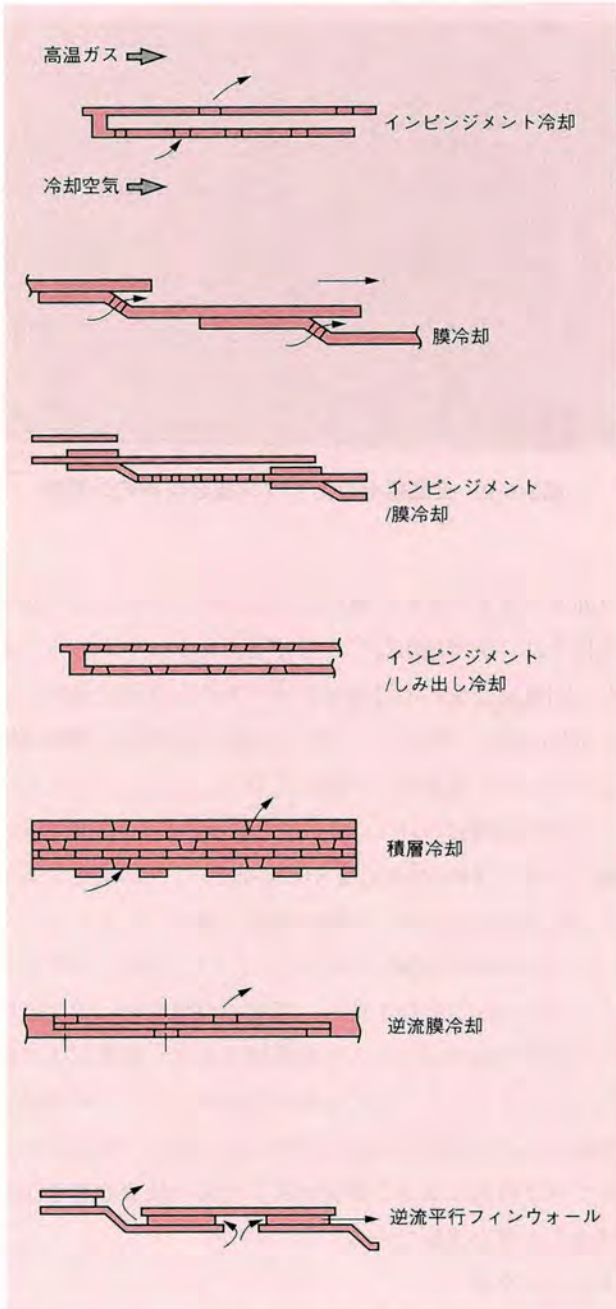


図2-1-9 各種ライナ冷却構造

靱性の向上が検討されている。特に現在、有望視されているのは、セラミックスの長繊維で2次元的に構成した織物に対して、セラミックスを含浸させて製造される長繊維複合材料である（図2-1-9）。

このような材料では、繊維/母材界面でのすべりや繊維の引き抜き、き劣停止メカニズムなどのマイクロなレベ

ルでの破壊に費やすエネルギーの吸収によって、マクロなレベルでの延性や靱性が確保されるため、単体セラミックスに比べて、大幅に信頼性が向上する。これまでのところ、炭化硅素繊維/炭化硅素マトリックス材料について良好な特性が報告されている。ただし、耐酸化性の問題はあり、アルミナ (Al₂O₃) などの酸化物系セラミックスによるコーティングの有効性が検討されている。

また、当研究所では第4章に示すように、セラミック機器の信頼性を向上させるためには、セラミック材料の開発だけでなく、セラミックスに適した構造設計技術の開発が重要であると考え、当研究所ではガスタービン燃焼器および静翼を対象に研究を進めている。

2-1-2 高温部品冷却技術の開発

(1) 燃焼器内筒の冷却技術

ガスタービン燃焼器は、燃焼負荷率が高いことや、圧

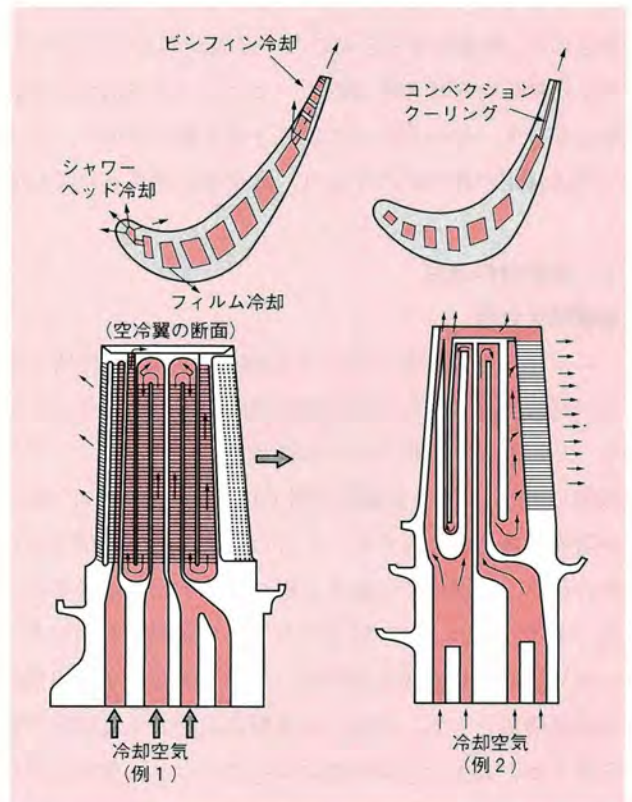


図2-1-10 ガスタービン第1段動翼（空冷翼）

力比の増加とともに入口空気温度が上昇してきていること、火炎輝度が高い燃料は火炎の放射率が燃焼器内圧力の増大に伴って増加することなどから、内筒の冷却が重要となってきている。燃焼器内筒の冷却構造は図2-1-10に示されるものがよく用いられ、内筒内外の壁に沿って空気を流す対流冷却と膜冷却、壁に空気を衝突させるインピンジメント冷却、およびそれらの組み合わせや積層冷却構造も試みられている。以上の冷却構造に加えさらに最近では、内筒表面に熱伝導率の低い部分安定化ジルコニアなどの断熱性の高いセラミックスをプラズマ溶射法によりコーティングすることが用いられている。

(2) ガスタービン動・静翼の冷却技術

ガスタービンの高温部品への冷却空気量は、タービン入口ガス温度の上昇に伴い増加する。例えば1,300℃級では吸入空気量の15~20%に達し、これはタービン仕事に換算して8%前後の減少に相当し、ガス温度の上昇により得られるはずの出力、熱効率における利得を大幅に減殺する。したがって、ガスタービンの高温化においては、冷却空気量を減らすことが極めて重要である。

ガスタービン動・静翼の温度環境としては、第一段静翼が最も厳しい条件にさらされる。燃焼器出口ガス温度分布は均一でないため、第一段静翼はタービンの入口平均ガス温度より高い局所最高ガス温度に耐えなければならない。一方、動翼は高速で回転しているため、動翼に対するガスの相対速度は低くなり、動翼にとっての全温は静翼に比べて低くなる。さらに、円周方向の温度むらも平均化されるので、動翼の温度環境は楽になるが、極めて高い遠心力が働くため高い応力に耐える必要がある。

GE社による1,300℃級ガスタービンでは、第一段動翼の冷却構造としてリターンフロー方式が採用されている。これは航空用ガスタービンで既に実績のあるものを発電用ガスタービンに適用したものであり、初めて一方向凝

固超合金が用いられている。図2-1-11は1,300℃級ガスタービンの第一段動翼で採用されている冷却構造例を示す。翼前縁部に入った冷却空気は翼前縁部の内壁をインピンジメント冷却し、さらに翼前縁の冷却孔からシャワーヘッド冷却、およびフィルム冷却をしている。また、翼中央部は翼根部から入った空気が、翼外形側との間を何回かUターンしながら対流冷却して翼先端孔から吹き出している。さらに、翼後縁部はピンフィン冷却あるいは対流冷却を組み合わせ、冷却効率が高められている。

1,300℃級ガスタービンの第一段静翼で採用されている冷却構造を図2-1-12に示す。第一段静翼では翼内部にインサートが挿入され、インピンジメント冷却と対流冷却を行っている。また、翼前縁部にはシャワーヘッド形フィルム冷却孔が設けられ、翼の背側、腹側にもフィルム冷却孔が設けられている。

また、冷却媒体としては現在は空気が使用されているが、空気よりも比熱および熱伝達率の大きい蒸気や水が、新たな冷却媒体としての可能性を秘めている。ことに、複合発電サイクルにおいては、ボトムサイクルの蒸気を使用可能なため、蒸気冷却の適用可能性は高いと考えられる。

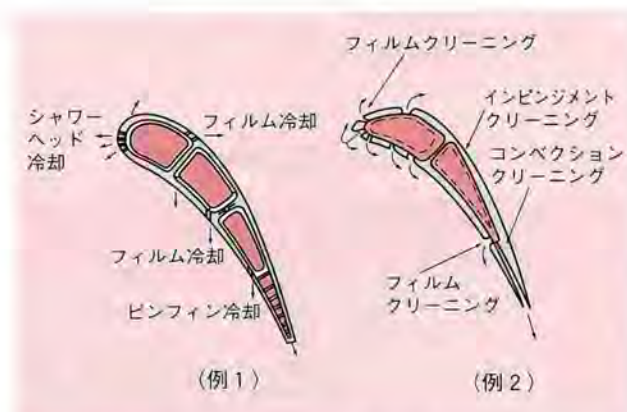


図2-1-11 ガスタービン第一段静翼（空冷翼）

2-2 低NO_x燃焼技術

環境保全の観点から最大の課題は、低NO_x燃焼技術である。わが国でガスタービンのNO_x排出規制が施行された昭和63年の時点で、NO_x対策を施さないガスタービンからのNO_x排出量は、まだ高温化がそれほど進んでいないにもかかわらず、190ppm (16%O₂換算値)と見積もられた。これに対し、NO_x排出規制値としては、70ppm (16%O₂換算値)が定められた。また、東京都、神奈川県等の自治体は指導基準を定め、国より厳しい規制を行っている(表2-2-1)。

さらに、公害防止協定を結んで厳しい規制を実施している地域もあり、10ppm (16%O₂換算値)前後の協定値を結んだ地域もある。諸外国では、特に米国のカリフォルニア州ロサンゼルス近郊が最も厳しく、15%O₂換算値で9ppm (16%O₂換算値では7.5ppm)を基準としている。なお、この基準値は熱効率により変化する。

表2-2-1 NO_x排出基準の一例

	施設の規模		基準値 (16%O ₂ 換算)
	燃料の燃焼能力	定格出力	
国	50l/h以上	—	注2) 70ppm
注1) 東京都	50l/h以上	2000kW以上 2000kW未満	注3) 23ppm (0%O ₂ 換算100ppm) 36ppm (0%O ₂ 換算150ppm)
注1) 神奈川県	50l/h以上	2000kW以上 2000kW未満	注2) 25ppm 35ppm
大阪府・市	30l/h以上	2000kW以上 2000kW未満	注3) 23ppm (0%O ₂ 換算100ppm) 36ppm (0%O ₂ 換算150ppm)

注1) 最も規制の厳しい地域の排出基準

東京都：特別区、武蔵野市、三鷹市、調布市、保谷市、狛江市
神奈川県：横浜市、川崎市、横須賀市

注2) 平成3年2月1日以降適用 (一部は昭和63年2月1日より適用)

注3) 平成4年4月以降に設置される施設

図2-2-1は、LNG用ガスタービン設備のNO_x低減対策として、現在実施あるいは検討されている方法を示す。低NO_x燃焼技術に加え、燃焼排ガス中のNO_xを分解する排煙脱硝法が併用されているが、ここでは、低NO_x燃焼技術について述べる。

表2-2-2は、ガスタービン燃焼器のNO_x低減方法の特徴を示す。燃料と空気との高温燃焼反応によるサーマルNO_xの生成は、主として燃焼領域の火炎温度と密接に関係する。すなわち、NO_x生成反応速度は温度の指数関数であり、火炎温度の低減がNO_x生成抑制に効果的であ

表2-2-2 ガスタービン燃焼器のNO_x低減方法の特徴

分類	名称	特徴
湿式法	水噴射法 蒸気噴射法	火災中に水または水蒸気を噴射してNO _x を噴射する。 燃焼器への適用が容易である。 NO _x 低減効果が大い。 燃焼率が低下する。 純水を多量に消費する。
	低NO _x 拡散燃焼法	燃焼領域の希薄化、高温域の滞留時間などによって、NO _x を抑制する。 従来型の燃焼器構造をベースに開発できる。 NO _x の低減効果は少ない。
乾式法	希薄予混合燃焼法	燃料と空気の希薄予混合気を燃焼させることによって、高温域を発生させず、NO _x を抑制する。 NO _x 低減効果が大い。 燃焼安定範囲が狭く、構造上の工夫、燃/空比制御機構等が必要となる。
	希薄拡散・予混合二段燃焼法	拡散バーナを保安源として、安定な希薄予混合燃焼を行う。 NO _x 低減効果は大いだが、拡散バーナからNO _x が発生するため、NO _x 低減率には限度がある。 燃/空比制御機構が必要となる。
	触媒燃焼法	触媒の燃焼促進作用を利用して、希薄予混合気を安定に燃焼させる。 NO _x 低減効果が極めて大い。 触媒の耐熱性、耐久性の確立が必要である。 触媒を耐熱温度以下に保持するため、燃/空比制御機構等が必要となる。

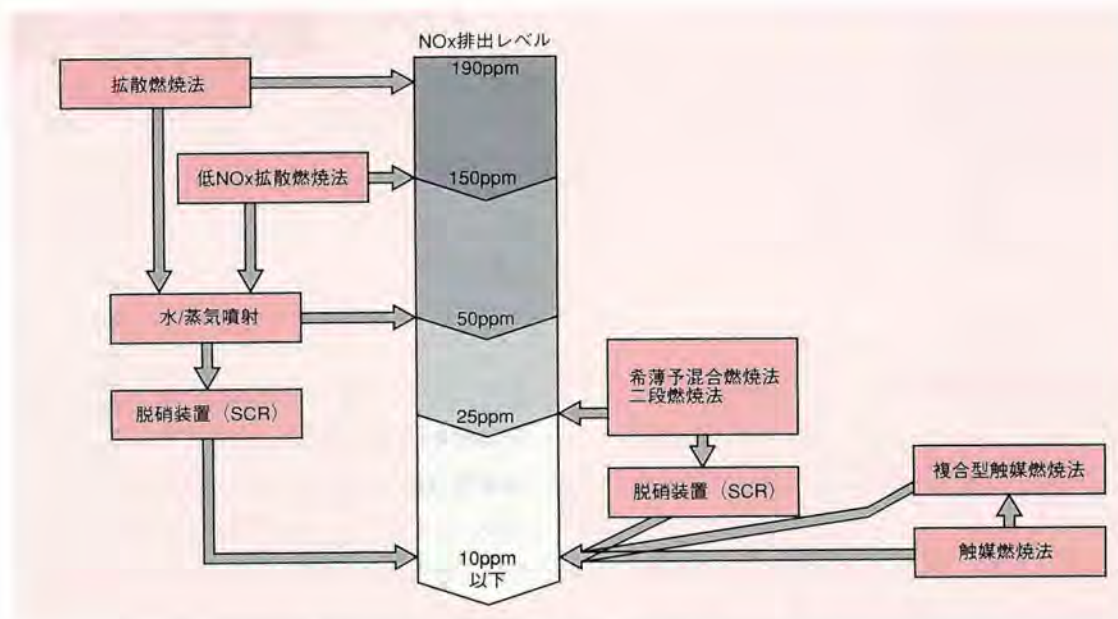


図2-2-1 ガスタービン設備のNOx低減方法

る。従来のガスタービン燃焼法は、火炎の安定と負荷制御の容易さなどから拡散燃焼法が多かったが、燃焼領域の火炎温度が高くなるために、大幅なNO_x低減が困難であった。したがって、拡散燃焼方式によるNO_x低減法には、燃料とともに、水もしくは蒸気を噴射して燃焼温度を下げる方法、燃焼器への燃料あるいは空気の供給を二段階に行う二段燃焼法により、理論空気比の条件を避け、過濃希薄燃焼や希薄希薄燃焼を行わせて燃焼温度を下げる工夫がなされてきた。しかしながら、これらの燃焼法では、ガスタービンの運用条件を考慮すると、50ppm(16%O₂換算値)程度が限界であると考えられる。

これに対して、最近のガスタービン燃焼器では、燃料を予め空気と予混合して燃焼温度を低下させる希薄予混合燃焼法が採用されており、25ppm程度までの低NO_x燃焼が達成されている。しかし、予混合燃焼での一層の低NO_x化のためには、火炎の吹き飛びや逆火等の燃焼安定性の確保が重要な課題となっている。

燃料中の窒素化合物に起因するフェルNO_xの低減には、過濃希薄燃焼による二段燃焼法が有効である。これは、一次燃焼領域を燃料過濃な還元雰囲気として、窒素化合物からNO_xへの生成を抑制して、二次燃焼領域で

未燃分の完全燃焼を図る燃焼法である。当研究所では、第6章に示すように、石炭ガス化複合発電におけるガスタービン低NO_x燃焼技術として、本方法にもとづいた研究を進めている。

さらに、10ppm以下の超低NO_x燃焼技術として、触媒を用いるガスタービン燃焼技術の開発が行われており、当研究所では平成元年より関西電力(株)と共同で、1,300℃級ガスタービン用触媒燃焼器の開発を進めており、第5章で詳しく述べる。触媒燃焼法は、通常の燃焼法では燃焼が維持できない希薄予混合気を、触媒を用いることにより低温で燃焼させ、NO_xの生成を抑制するものであり、NO_x生成量を数ppm程度に抑制することが期待されている。実用化における課題としては、触媒を担持したハニカム構造体の高温耐久性と、触媒自体の高温下における活性能力の維持の確保等がある。1,500℃級ガスタービン開発では、希薄予混合法を用いる低NO_x燃焼技術開発が行われているが、触媒燃焼器開発では、触媒の高温耐久性の上から1,300℃級までの研究開発が行われており、当研究所においても、1,300℃級ガスタービン用触媒燃焼器開発を進めている。

2-3 燃料多様化

わが国における事業用大型ガスタービン燃料は、そのほとんどが天然ガスであるが、エネルギー資源問題や環境問題等から、石炭や水素等のガスタービンへの利用技術開発が進められている。

エネルギー資源に恵まれず、そのほとんどを海外に依存しているわが国では、石炭は長期にわたる安定供給が見込まれることから、わが国の電気事業においても、原子力とともに将来の有力なエネルギー資源の一つとして位置づけられている。しかしながら、石炭の利用拡大に当たっては、単位発熱量当たりのCO₂排出量が天然ガスや石油と比較して多く、燃料中の窒素分や硫黄分も多い石炭を、高効率でクリーンに利用する技術の確立が不可欠である。

このような観点から、国および電気事業は200トン/日パイロットプラントによる石炭ガス化複合発電の研究開発を実施し、空気吹き噴流床石炭ガス化炉、乾式ガス精製、1,300℃級ガスタービンを用いることにより、送電端効率として43.5%という高い効率が期待されている。空気を酸化剤として用いる石炭ガス化燃料は主要可燃成分がCOとH₂であり、発熱量が約1,000kcal/m³程度と低く、またガス精製が乾式で行われるため、フェルNO_xの生成因となるアンモニアを含むという特徴を有する。このように従来のガスタービン燃料とは大幅に性状が異なる、高温ガスタービン技術を確立するための課題は多い。

これまでに当研究所では、前述したように石炭ガス化低カロリー燃料用1,300℃級および1,500℃級ガスタービン低NO_x燃焼器開発を行ってきた。詳細は第6章で述べる。

また、比較的至近年度に石炭火力の高効率化が可能な

技術として、現在加圧流動床燃焼 (PFBC) 複合発電の実証試験を電源開発㈱が、商用プラントの建設・設計を北海道電力㈱、九州電力㈱、中国電力㈱が進めている。PFBCボイラでは、加圧炉内の流動媒体(石灰石、石炭燃焼灰、砂等)に下部の分散板から空気を供給して流動床を形成し、その中に燃料を投入して空気と混合させながら、850℃程度の低温で効率良く燃焼させるとともに、石灰石により炉内脱流を行う。PFBC複合発電は、このようなPFBCボイラから排出される燃焼ガスでガスタービンを駆動して発電するとともに、その排熱や流動床内の燃焼熱により蒸気を発生させ、蒸気タービンを駆動して発電する複合発電システムである。PFBC複合発電は、ブレイトンサイクルとランキンサイクルを組み合わせたものであるが、ガスタービンの出力比率は全体出力の1-2割に過ぎず、ランキンサイクルを主体とした複合発電方式であり、現状では蒸気条件が全体の熱効率を支配しており送電端熱効率は41-42%程度と見込まれている。

一方、将来のエネルギー需要の増大に対する供給力の確保と、地球規模の環境問題を解決するために、通商産業省工業技術院ではニューサンシャイン計画の主要課題の一つとして、「水素利用国際クリーンエネルギーシステム技術 (WE-NET)」プロジェクトを平成5年度より開始した。本プロジェクトは、水力、太陽光、地熱および風力等の再生可能エネルギーを利用して水素を製造し、輸送に適した形に変換した後、輸送・貯蔵し、発電、輸送用燃料、都市ガス等の広範な分野で利用する水素利用国際クリーンエネルギーネットワークの世界的導入を可能とし得る技術の確立を最終目標とするものであり、2020年までの28年間で3期に分けて実施する予定となっ

ている。

WE-NETプロジェクトでは、水素を大規模発電システムに利用する技術として、「水素燃焼タービンの開発」が開発課題の一つに挙げられており、当研究所は、発電設備技術検査協会と共同で新エネルギー・産業技術総合開発機構（NEDO）より本課題を受託し、タービン入口温度を1,500～1,700℃とし、発電効率60%以上を目的とした研究開発を進めている。

また、メタノール利用に関する研究開発も行われている。例えば、通商産業省資源エネルギー庁はメタノール

を燃料とする発電方式の技術的可能性を検討するために、昭和63年度から「メタノール改質型発電トータルシステム実証研究」を行った。この要素研究は、民間企業など5社がNEDOを通じて研究委託を受け、中国電力㈱大崎発電所構内で1,000kW級実証試験プラントによる研究が実施された。

さらに、Coal Water Mixture (CWM) を用いたガスタービン技術や、石炭直接燃焼ガスタービンなどの研究も行われており、今後ガスタービン燃料は、一層多様化することが予想される。

2-4 ガスタービン高温部品の 耐久性評価・向上技術

NiあるいはCoを基材とした超合金を多用するガスタービン高温部品の補修、交換に対する合理的判断基準を確立し、その寿命を延伸できれば、コスト低減上極めて有用である。

ガスタービン高温部品の耐久性評価向上技術としては、超合金材料の特性解明研究、寿命評価技術、ガスタービン環境評価研究、補修技術、非破壊検査技術などがある。従来、ガスタービンは、経験的信頼性評価(MTBF)が高温部品寿命決定の基本的考えであったが、現在は、材料の組織的劣化、損傷を定量的に評価し、寿命を決定する絶対的評価法を目指している状況にある。ガスタービン高温部品の劣化予防・保全に関する研究は、この十数年間、非常に活発に行われている。

2-4-1 ガスタービン高温部品の劣化・損傷と補修

図2-4-1に、ガスタービン高温部品の主要な劣化・損傷形態例を示す。バーナー、燃焼器、尾筒、第一段静翼、第一段動翼が劣化・損傷の激しい高温部品であり、母材のき裂、コーティング層の剥離、酸化劣化が損傷の主要形態である。劣化・損傷の原因としては、起動・停止の熱サイクル、燃焼振動、ガス曲げ力、燃料中不純物による腐食、高温雰囲気、などが考えられている。

ガスタービン高温部品の劣化・損傷の特徴は、一つの部品中にいくつかの形態が共存している点である。例えば、燃焼器では、ガス上流部となるバーナー側において耐熱耐食コーティングの剥離、母材の高温酸化が発生す

るのに対し、わずか1mほど後流の尾筒接続部近傍では短時間に発生するき裂が問題となっている。第一段静翼では、翼部が周方向に特定の箇所でも高温酸化が問題となっているのに対し、数cm離れた内外周シュラウド部ではほぼ全周で熱疲労が主要因と考えられるき裂が問題となっている。高温条件による材料の劣化と冷却構造・静翼部構造などに起因した部品損傷が同時に発生しており、ガスタービン高温部品が厳しい条件下に置かれていることが判る。

また、ガスタービン高温部品の損傷に関する考え方の特徴として、き裂損傷を許容する点がある。定検時に確認される一軸あたりのき裂の量は膨大である。このうち補修対象となるのは、メーカーの示す許容深さ以上のき裂のみであり、微細なき裂は、そのまま次の運転に供される。従って、補修により部品寿命が前回補修の段階に回復することはなく、運転時間の経過とともに補修箇所は増加し、補修コストも増加することとなる。

2-4-2 発電所における寿命評価、延伸技術

発電所では、ガスタービン高温部品の寿命評価のため、定検時における調査・検査と部品管理、損傷状態に関する傾向管理などを実施しており、一部高温部品では延命策も実施されている。

(1) 検査技術

部品検査として、き裂、摩耗、腐食、変形などの損傷に対し、目視検査、蛍光浸透探傷検査、磁粉探傷検査、

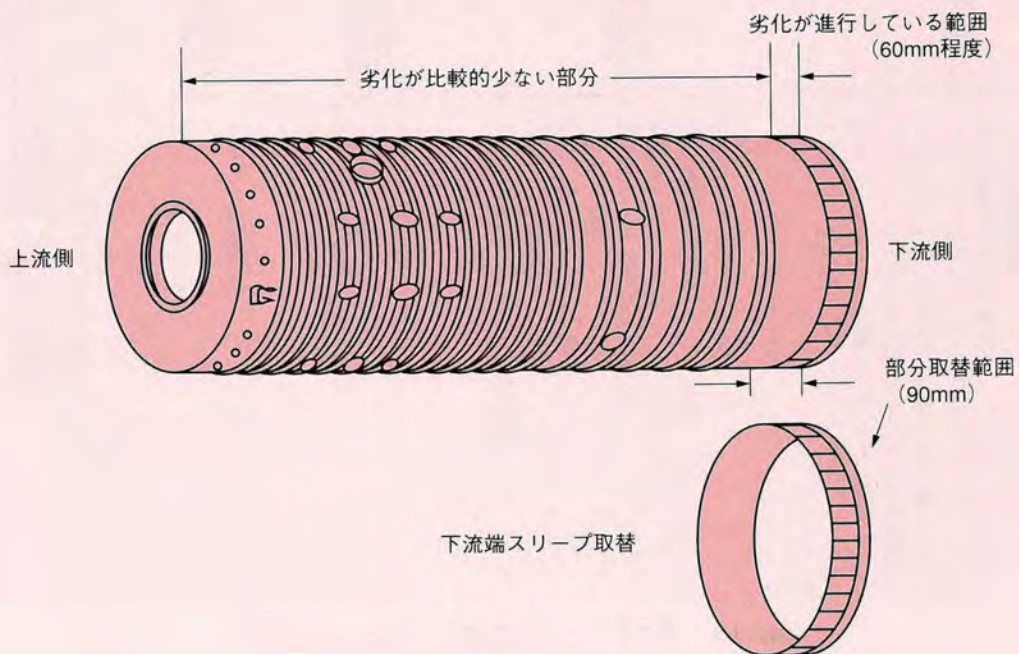
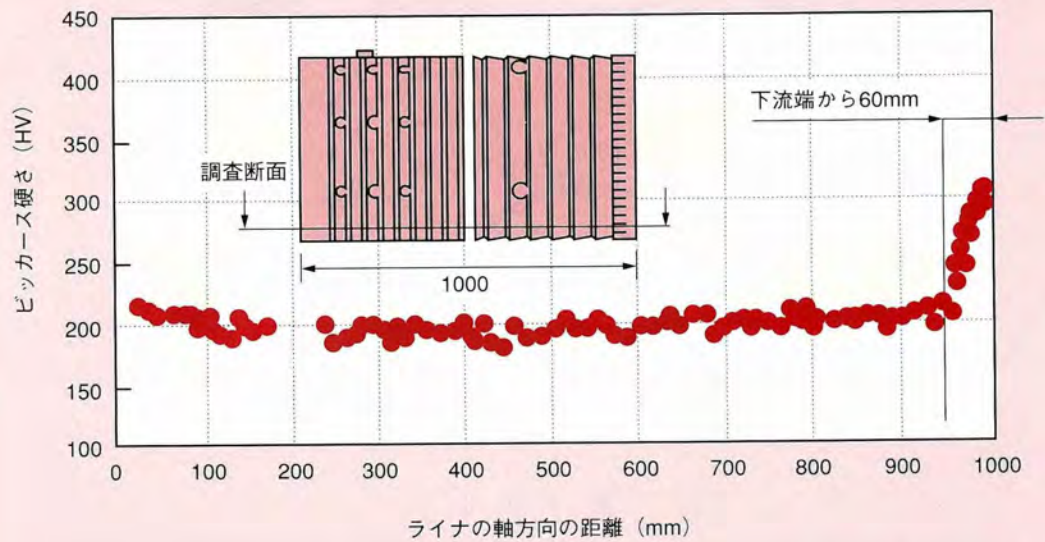


図2-4-2 高温部品寿命延伸例

時間、起動停止回数100回の条件で燃焼器の等価運転時間を試算すれば、約11,000等価運転時間/年間となり、設計寿命である20,000万時間に2年弱で達することになる。高温部品は、等価運転時間が設計寿命に達したときにはほぼ無条件で交換される。

(3) 寿命延伸技術

高温部品の寿命延伸技術としては、溶接補修、肉盛補修、再コーティング等が一般的であるが、劣化部のみの部分交換による補修も実施されている。

図2-4-2に燃焼器内筒を対象に実施された寿命延伸例を示す。メーカーの示す取替え推奨時間に達した燃焼器

表2-4-1 高温部品の設計寿命・等価運転時間算出式例

高温部品	設計寿命(等価運転時間)(hr)
燃 焼 器	20,000
尾 筒	25,000
1 段静翼	50,000
1 段静翼	50,000
2 段静翼	50,000
2 段静翼	50,000
3 段静翼	75,000
3 段静翼	100,000

等価運転時間算出の例

$$L=H+AX(N+\sum B \times S)$$

L: 等価運転時間(hr)
H: 実運転時間 (hr)
A: 起動回数を運転時間に換算する係数
N: 実起動回数 (回)
B: 急速負荷変化を起動回数に換算する係数
S: 急速負荷変化係数 (回)

の組織検査の結果、下流部の限られた部分で劣化進行があったが、それ以外の部分で寿命と判断するほどの材料劣化が認められなかったため、劣化部のみを新材に取り替えた例である。

2-4-3 寿命評価、延伸技術開発の現状

(1) 材料特性と劣化診断技術

動翼材として広く用いられているIN738LC (Ni基超合金)、静翼材料であるFSX-414 (Co基超合金)、燃焼器材であるHastelloy X、尾筒材であるN-263等の現行材料の強度が比較的詳細に検討されている。組織変化の結果から、使用温度の推定、残存寿命の推定が可能な状態になりつつあり、IN738LCでは γ' 相の粒径変化、Hastelloy Xでは粒内析出物の量、N-263では η 相間隔が組織検査のパラメータとして適用できることが判明している。

これ以外にも、劣化診断として、X線回折によるクリープ損傷診断、SP (スモールパンチ) 法による表層部劣化診断などが検討されているが、現在検討されている劣化診断技術はいずれも破壊検査技術であり、コスト低減の観点から期待される非破壊検査技術の検討結果はほとん

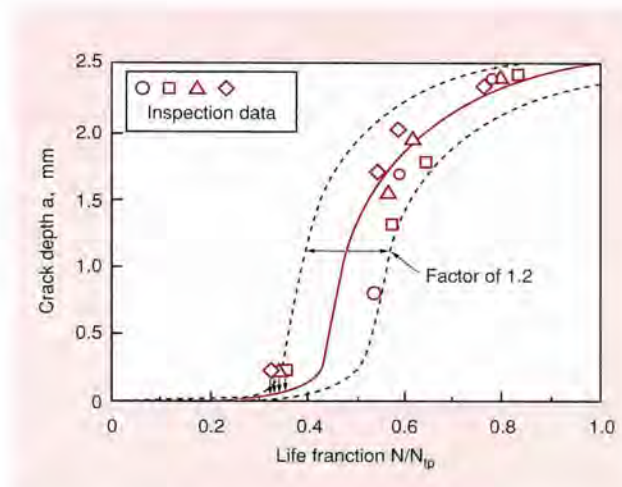


図2-4-3 き裂データとき裂成長推定曲線との相間検討例

ど公表されていない。

(2) 部品損傷診断、寿命診断技術

部品個々の劣化・損傷診断技術のうち、き裂に着目した検討が進められている。実機でのき裂発生データからき裂損傷評価マスターカーブを求め傾向解析する手法や、シミュレーションによりき裂の発生成長を模擬し、寿命判定に反映する研究などが実施されている。

図2-4-3に定検時に測定された静翼部のき裂データとき裂成長推定曲線との相間を求めた一例を示す。一部発電所で実施されている、損傷状態の傾向管理に組み込むことにより、比較的高い精度でのき裂進展予測が可能になると考えられる。

(3) 補修技術

上述のように、ガスタービン高温部品においては補修技術が重要な寿命延伸技術となっている。現状では、き裂に対する溶接・ロウ付け補修、クリープ変形の修正、再コーティング等が主要技術であるが、それ以外の補修に関する新しい技術情報はほとんどない。高温部品の寿命が短いことにより技術開発の重要性が低いと考えられる。

以上ガスタービン高温部品の耐久性評価・向上に関する技術の現状、研究の現状を概説した。部品そのものが

短い設計寿命となっているため、従来以上に精度の良い寿命診断・劣化診断が求められているが、損傷形態が多様であり、また過酷な環境下にあることもあって劣化診

断、寿命予測は容易ではないのが実態である。今後の研究開発が期待される分野である。

-
- 参考文献 (1) 日本機械学会、機械工学便覧、B7 内燃機関、1989。
(2) 河合久孝、「ガスタービン用スーパーアロイのプロセス・製造技術の進歩」、日本ガスタービン学会誌、23-91、1995、pp.4-11。
(3) M.V.Nathal, S.R.Levine, "Development of Alternative Engine Materials", Superalloys 1992, pp.329-340。
(4) 日本ガスタービン学会誌、Vol.24, No.93, 1996。
(5) 日本ガスタービン学会セミナー、第24回資料集。
(6) 日立製作所、「ガスタービン保守に関する資料集 (内部資料)」。
(7) 東芝、「ガスタービン保守に関する資料集 (内部資料)」。

第 3 章

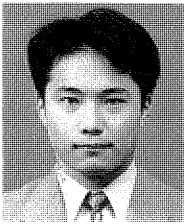
3

単結晶超合金の開発と
特性評価

第3章 単結晶超合金の開発と特性評価 ● 目次

狛江研究所 金属材料部 山本 真人

3-1	研究の背景	39
3-2	Ni基単結晶超合金MDSC-7Mの開発	40
3-3	小型翼の実用化と材料特性の評価	42
3-4	今後の展開	45



山本 真人 (1995年入所)

これまで、単結晶超合金の改良開発研究に取り組むとともに、平成8年度からは、大型ガスタービン高温部品の寿命評価研究にも参加し、Ni基超合金を対象とした高温強度評価研究を行っています。今後は、材料開発競争や評価の盛んな超合金の分野で、当研究所のオリジナリティの有る寿命評価法を提案していきたいと思います。

3-1 研究の背景

ガスタービンの高効率化には高温化が不可欠であり、その高温ガスにさらされる動翼・静翼材料は、耐熱性と強度を兼ね備えることが必要である。従来よりこれらの翼には、高温においても強度を保つニッケル(Ni)、コバルト(Co)を基材とする多結晶超合金が用いられてきたが、高温において問題となるクリープ損傷は結晶粒界で発生するため、荷重に垂直な方向に結晶粒界を持たない一方向凝固材(DS材)、または全く結晶粒界を持たない単結晶材(SC)の適用が期待されている(図2-1-3、図2-1-4)。航空機用ジェットエンジンでは、既に単結晶超合金が実用化されているが、発電用ガスタービンへ適用するためには、次のような課題を解決しなければならない。

- a) 高温強度特性の向上
- b) 耐食性の向上
- c) 翼の大型化

航空機用ジェットエンジンは、離陸・着陸の際に高負荷運転を要し、巡航中は比較的負荷が小さくなるのに対し、発電用ガスタービンは高負荷で長時間にわたって運

転される。また大型翼であるために、翼をとりまく温度と荷重条件は複雑かつ苛酷であり、その構成材料には、高い高温強度が求められる。また、現在のガスタービンでは前段の動翼には耐食・耐酸化を目的とするコーティングが施されているが、航空機より定期点検期間が長く、高負荷で運転される発電用ガスタービンでは、翼材料そのものが優れた耐食性を持つことが重要である。さらに、翼製造の面においても、ジェットエンジンの数倍の大きさを持つ発電用ガスタービン翼を鋳造するためには、流動性が良く多結晶化しにくい材料の開発と、大型単結晶を鋳造する技術の確立が必要がある。

当研究所では、昭和61年度から63年度にかけて三菱金属㈱(現三菱マテリアル㈱)と共同研究を実施し、高温強度とともに耐食性にも優れたNi基単結晶超合金MDSC-7Mを開発した。そして、平成5年度からは、実用化の第1ステップとして川崎重工業㈱と共同研究を行い、小型ガスタービン動翼への適用性を評価するための強度試験、耐食性試験を3カ年にわたり実施した。

3-2 Ni基単結晶超合金 MDSC-7Mの開発

表3-2-1に開発合金である単結晶超合金MDSC-7Mの合金成分を、航空機に用いられる代表的な単結晶超合金CMSX-2と、従来より発電用ガスタービンに用いられてきた多結晶超合金IN738LCとともに示す。最近の多くのNi基単結晶超合金開発では、材料のクリープ強度を高めるために、従来の多結晶超合金に対してクロム (Cr) 含有量を少なくする傾向がある。例えば、CMSX-2のCr含有量は8%であり、多結晶超合金IN738LCの16%よりか

なり少ない。しかし、一般にCr量を少なくすると耐食性が低下するので、発電用ガスタービン材料では、強度と耐食性をバランスさせるための最適化が必要である。本開発では、3種の既存の単結晶超合金、CMSX-2、Alloy454、NASA IR-100を基に数十種の試作合金を鑄造し、その中から1,500°C級ガスタービンの初段動翼温度である、900°Cにおける強度、耐食性、さらに材料コストの面からバランスの取れた材料を選択した。その結果、

表3-2-1 開発合金の化学組成

合金名	Cr	Mo	W	Re	Al	Ti	Ta	Co	Nb	C	B	Zr	Ni
MDSC-7M	10.0	0.7	6.0	0.1	5.4	2.0	5.4	4.5	—	—	—	—	Bal.
CMSX-2	8.0	0.6	8.0	—	5.6	1.0	6.0	4.6	—	—	—	—	Bal.
IN738LC	16.0	1.7	2.6	—	3.4	3.4	1.7	8.5	0.9	0.11	0.01	0.05	Bal.

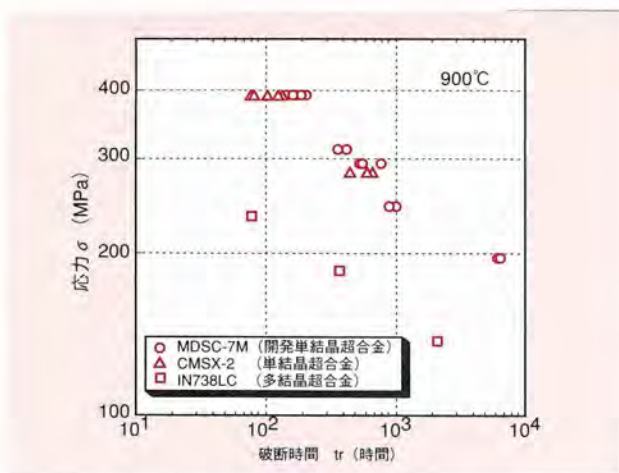


図3-2-1 単結晶、多結晶超合金のクリープ破断寿命



図3-2-2 溶融塩浸漬試験に伴う各超合金の腐食減量

開発合金としてCr含有量を、CMSX-2より多めの10%とし、耐食性・強度ともに良い影響を与えるとされるレニウム (Re) を少量添加したものが選ばれた。

図3-2-1に、ある温度で一定の引張荷重をかけた時に、試験片が破断する時間を比較するクリープ強度、図3-2-2には、腐食性の強い液体 ($\text{NaSO}_4 + \text{Na}_2\text{CO}_3$ 溶融塩) 中の重量減少量を量って材料の静的な耐食性を評価する、

溶融塩浸せき試験の結果を示す。900°Cにおけるクリープ強度は、多結晶材であるIN738LCより大幅に高まっており、CMSX-2と同程度の良好な強度を示している。また、静的な耐食性の面では、開発合金はCMSX-2よりかなり優れており、発電プラント用の単結晶超合金として期待できることが分かった。

小型翼の実用化と材料特性の評価

ガスタービン翼には、起動停止時に熱膨張によって起こる繰り返し荷重や、運転中継続的に作用する遠心力等、複雑な力が作用する。そのため、翼の実用化にあたっては、種々の荷重条件における材料の挙動や損傷を評価する必要がある。当研究所では、開発合金に対して、設計上欠かすことのできない引張強度、クリープ強度の評価に加え、実機で問題になると考えられる低サイクル疲労、クリープ疲労特性の評価を900℃で行った。低サイクル疲労試験の結果を図3-3-1に示す。この図は、試験片に繰り返し与えるひずみの大きさと、疲労寿命の関係を示したもので、図中には比較のためにCMSX-2単結晶超合金に対する疲労試験結果を実線で、IN738LC多結晶超合金に対する結果を破線で示した。実線と開発合金の試験結果は非常に良く一致しており、開発合金が低サイクル疲労においても、CMSX-2と同程度の強度を有していることが分かった。

一方、クリープ疲労試験とは図3-3-2に示すような波形

で高温の試験片に引張・圧縮ひずみを与えて、破損するまでの繰り返し数を求める試験である。これらのひずみ波形は発電プラント等の、起動→定格運転→停止の一連の動作で生じる負荷を単純化したものである。試験の結果、圧縮ひずみで保持するひずみ波形(CH、TCH)では、保持のない場合や引張で保持する場合に比べ、顕著な寿命の低下を生じることが分かった(図3-3-3)。高温機器材料として広く用いられるオーステナイト系ステンレス鋼などでは、圧縮保持による寿命低下はあまりなく、また、通常のクリープ疲労損傷のメカニズムからも、圧縮保持による寿命低下は考えにくい。しかし、超合金やフェライト鋼においては、他にも圧縮保持による寿命低下の報告が複数あり、これらに特有な性質であると言える。この特徴的な寿命低下の要因を調べるため、走査型電子顕微鏡を用いて試験終了後の試験片の詳細な観察を

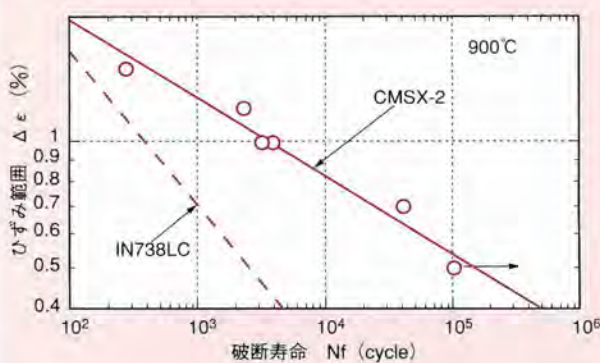


図3-3-1 MDSC-7Mの低サイクル疲労強度

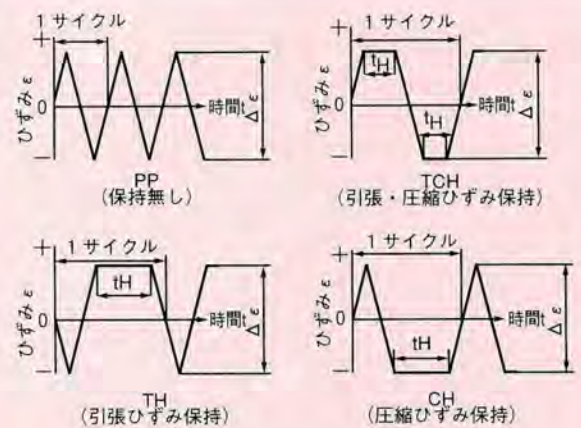


図3-3-2 クリープ疲労試験波形

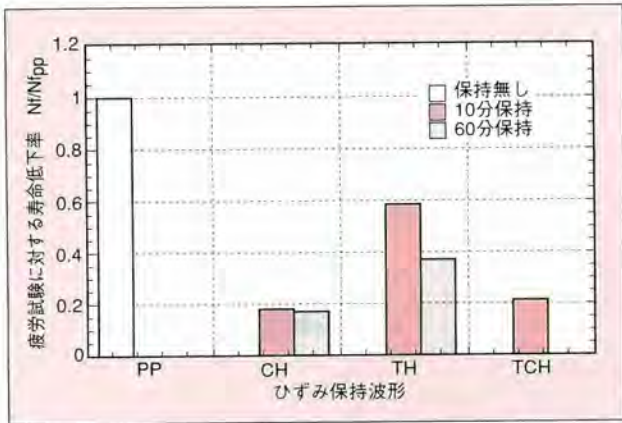


図3-3-3 ひずみ保持波形によるクリープ疲労寿命の低下

行った。その結果、図3-3-4の試験片断面拡大写真に示すように、顕著に寿命が低下する試験条件では、試験片表面に酸化膜に覆われた多数のき裂が発生していることが

明らかとなった。これに対し、顕著な寿命低下を生じない試験条件（PP、TH）で、き裂は単一もしくは数個しか観察されなかったことから、圧縮ひずみ保持に伴うき裂発生促進が、MDSC-7M単結晶超合金のクリープ疲労寿命低下の要因であるという可能性が示唆された。

ガスタービン高温部品は、高温の燃焼ガスの衝突を絶えず受ける苛酷な酸化環境下であり、周囲の環境や燃料によっては腐食性のガスにさらされる。そこで、開発時に実施した溶解塩浸せき試験よりも、実機に近い条件のバーナーリグ試験を実施した。バーナーリグ試験の概念図を図3-3-5に示すが、この試験は、高速で流れる高温の燃焼ガスに試験片をさらすことで、耐食性、耐酸化性を評価するものであり、灯油燃料にナトリウム（Na）や硫化オイルなどの腐食性物質を混ぜた燃料を用いて耐食性を、灯油燃料のみを用いて耐酸化性を評価する。図3-3-

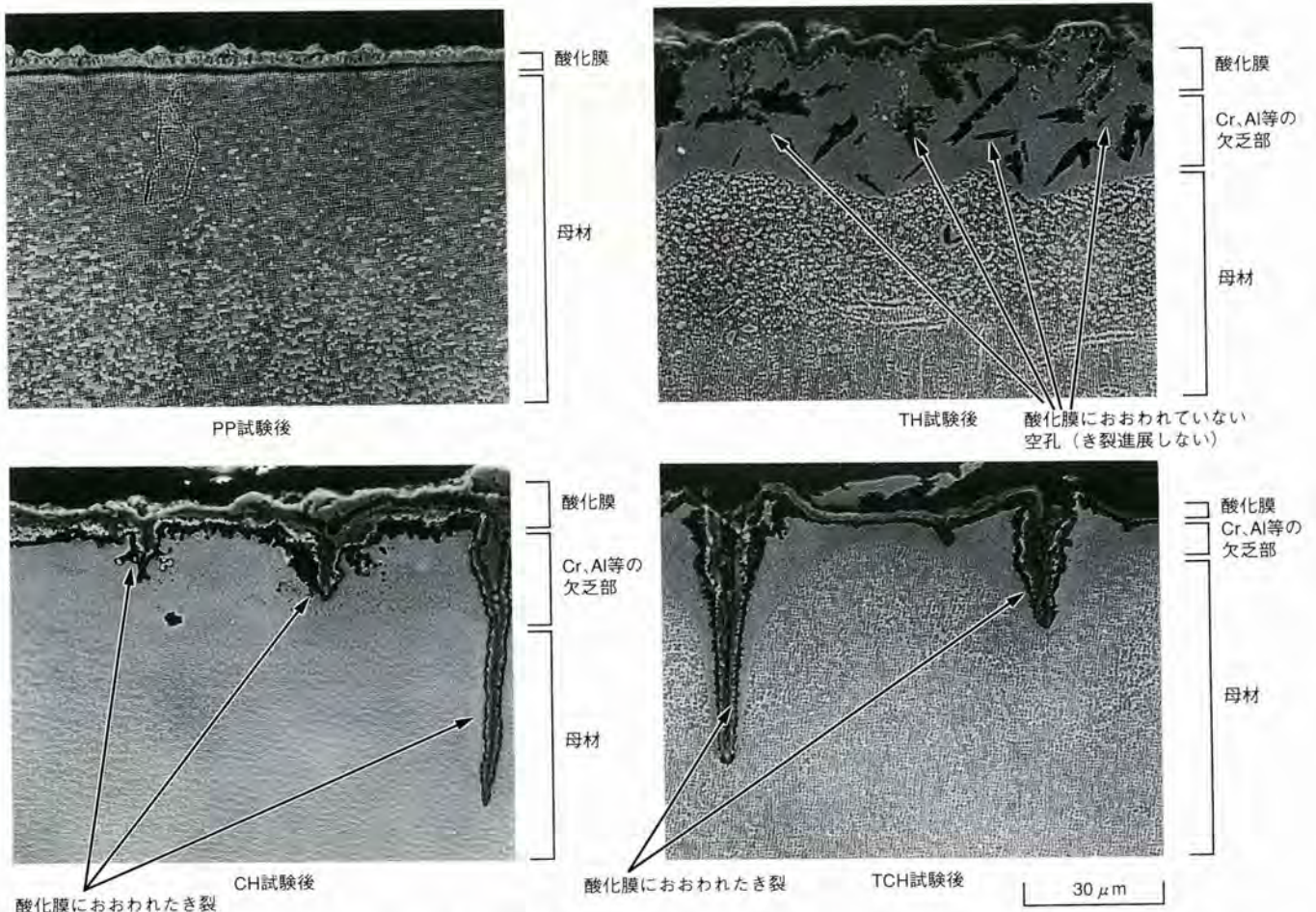


図3-3-4 試験片表面付近のき裂発生状態

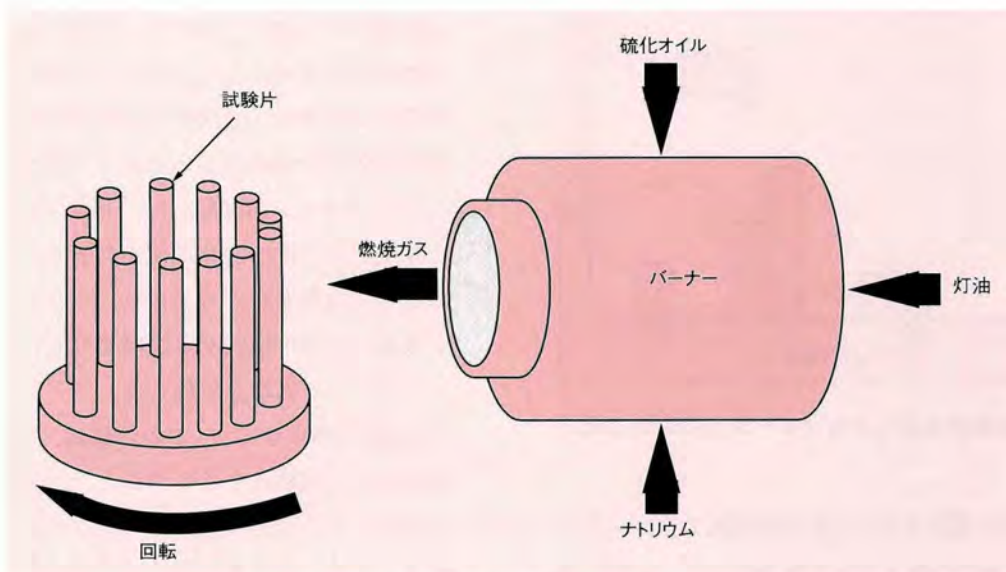


図3-3-5 バーナーリグ試験概要図

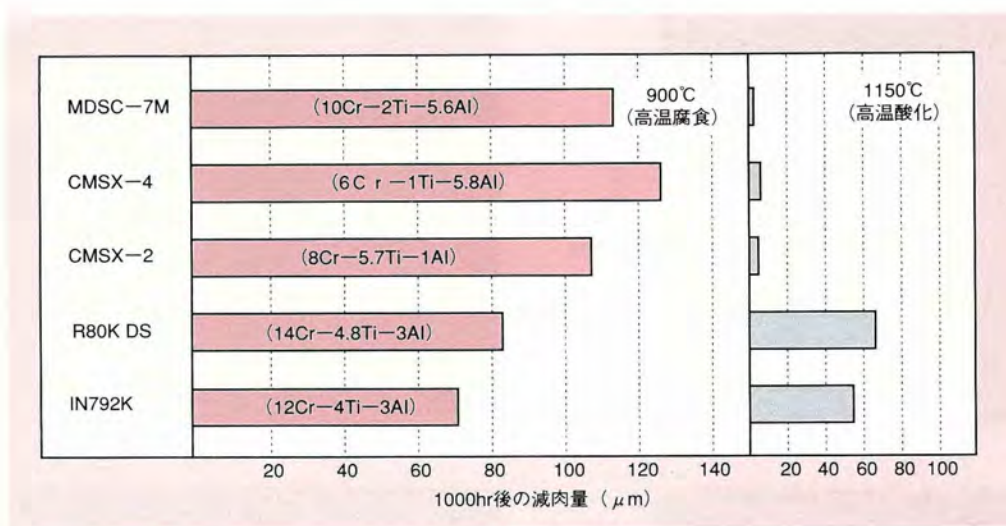


図3-3-6 バーナーリグ試験による試験片の減肉量

6に腐食・酸化による減肉量の比較を示した。

試験の結果、開発合金の1,150°Cにおける耐酸化性は非常に良好であり、また900°Cにおける耐食性は、CMSX-2と同等の性能を有することが明らかとなった。上記の強度特性、耐食性評価試験の結果を受け、川崎重工業(株)製

ガスタービン実機に小型試作動翼(長さ53mm)を組み込んで、運転試験を実施した。その結果、500回の起動、停止、1,000時間の連続運転試験の後も、開発合金製動翼に異常は見られなかった。

3-4 今後の展開

これまでの研究のなかで、開発されたMDSC-7Mの基本的な特性を明らかにし、ガスタービン用材料への適用の見通しを得ることができた。現在は開発合金の最終的な適用対象である大型ガスタービンの動・静翼への適用性を評価するため、長さ250mm程度の大型鑄造翼を対象とした研究が始まりつつあり、今後、次に示す項目につ

いて検討を行う予定である。

- ・大型単結晶翼鑄造技術の開発
- ・さらに耐食性に優れた単結晶合金の改良、開発
- ・設計、寿命評価に必要となる広範、詳細な材料特性データの取得

参考文献 (1) 河合久孝、「ガスタービン用スーパーアロイのプロセス・製造技術の進歩」日本ガスタービン学会誌、23-91、1995、pp.4-11。
(2) M.V.Nathal, S.R.Levine, "Development of Alternative Engine Materials", Superalloys 1992, pp.329-340。

第 4 章

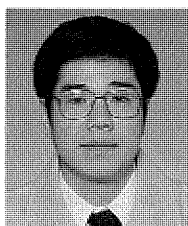
4

セラミックガスタービンの
開発

第4章 セラミックガスタービンの開発 ● 目次

横須賀研究所 プラント熱工学部 久松 暢

4-1	研究の背景	49
4-2	セラミックスの適用効果	50
4-3	セラミック燃焼器・静翼の構造	52
4-4	高温化に対する構造検討	55
4-5	セラミックスの耐久性	58
4-6	今後の展開	63



久松 暢 (1982年入所)

これまで、発電用セラミックガスタービンの研究開発に携わり、セラミックスに適したガスタービン燃焼器および静翼の構造設計を行うことによって、セラミックガスタービンの強度面での信頼性を確保できる見通しを得ています。今後とも、セラミックガスタービンの実現に向けた研究に取り組んでいく予定です。

4-1 研究の背景

今日のガスタービンの高温化は、主に耐熱合金の開発や冷却技術の進歩によるものであるが、従来の金属製空冷ガスタービンでは、高温化に伴って冷却空気量が増大し、これが効率の向上を抑えている。

これに対し、耐熱性に優れたセラミックスをガスタービンの高温部に適用すれば、高温化と同時に冷却空気量の低減化が可能となり、熱効率の大幅な向上が期待できる。

しかしながら、セラミックスは耐熱性に優れた反面、脆性材料であり、強度にバラツキがあるなど、構造材としての信頼性に乏しいという欠点をもっている。このため、セラミックスを燃焼器・タービン翼などのガスタービン高温機器に適用するためには、セラミック機器の信頼性の確保が最も重要な課題となる。

当研究所では、セラミック機器の信頼性を向上させるためには、セラミック材料の開発だけでなく、セラミックスに適した構造設計技術の開発が重要であると考え、ガスタービン燃焼器・静翼を対象に、セラミックスを適用するための構造について検討した。また、20MW、1,300℃級および1,500℃級燃焼器・静翼を試作し、ガスタービン条件を模擬した高圧試験を実施し、その信頼性を確認した。さらに、セラミックガスタービンの耐久性を評価するため、高温高速燃焼ガス流によるセラミック材料の長時間曝露試験を実施した。

ここでは、ガスタービンにセラミックスを適用した場合の効果とセラミック燃焼器・静翼の構造および高圧試験結果について述べるとともに、セラミック材料の長時間曝露試験と材料劣化研究の現状について述べる。

4-2 セラミックスの適用効果

4-2-1 燃焼器への適用

ガスタービン燃焼器に供給される空気は、燃焼反応の主体を担う燃焼空気、出口ガス温度を調整するための希釈空気、燃焼器壁面を冷却するための冷却空気として使用される。これらの空気の総量は出口ガス温度によって決まってしまうため、燃焼性能を向上させるためには、冷却空気量を低く抑え、燃焼反応の主体となる燃焼空気量を多くすることにより、燃料と空気の混合促進や燃焼設計の自由度を高める必要がある。

セラミックスを燃焼器壁面に用いたセラミック燃焼器では、冷却空気が不要となるため、燃焼空気量が大幅に増加し、燃焼性能の向上が可能となる。特に希薄予混合燃焼方式の燃焼器においては、予め燃料をより多くの燃焼空気中で希釈できるため、最高火災温度の抑制による大幅なNO_xの低減化が期待される。

また、金属燃焼器では壁面温度が金属材料の許容温度以下であり、壁面近傍での燃焼反応が抑制されるのに対して、セラミック燃焼器では壁面温度が高温となるため、燃焼反応の促進による燃焼安定性の向上も期待できる。さらに、燃焼器壁面が高温になることによって出口ガス温度分布の均一化が可能となり、セラミックタービン翼の熱応力を低減することができる。

4-2-2 タービン翼への適用

タービン翼のセラミックス化は、現行の金属翼が多量の冷却空気を必要としているのに対し、翼の無冷却化あ

るいは冷却空気量の大幅な低減化を可能とし、熱効率の向上効果をもたらす。

図4-2-1はセラミックガスタービンをLNG複合発電プラントに適用した場合の熱効率の予測である。ただし、セラミックスの適用箇所は第一段・第二段静翼、または第一段・第二段静翼および第一段動翼とし、排熱回収ボイラーの超臨界圧化と、ガスタービン技術の向上によるシール空気量の低減化を考慮した。また比較のため、現状の金属空冷ガスタービンを用いて、タービン入口ガス温度（静翼入口ガス温度）を変化させた場合の熱効率の

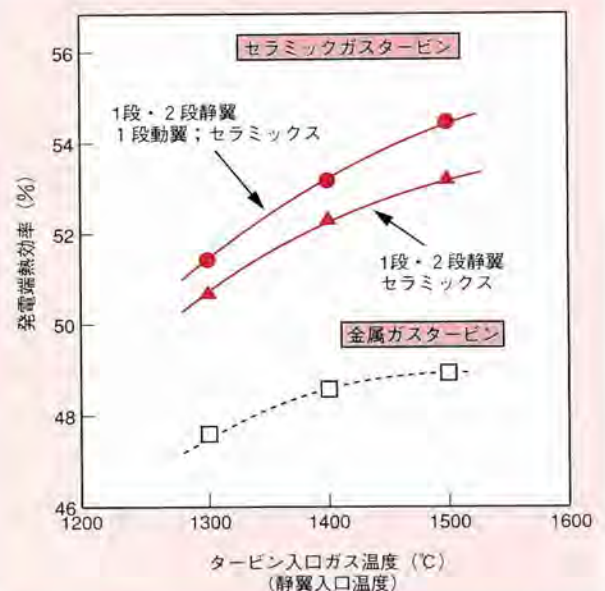


図4-2-1 セラミックガスタービンによる熱効率向上効果 (LNG複合発電プラントの場合)

予測もあわせて示した。

セラミックガスタービンでは、冷却空気量の低減化によってガスタービンの熱効率が向上するだけでなく、ガスタービン排ガス温度が上昇し、排熱回収ボイラーの超臨界圧化が可能となるため、ボトムサイクルの熱効率向上効果も増大する。その結果、タービン入口ガス温度が1,300℃のセラミックガスタービンを用いた場合であっても、金属空冷ガスタービンを用いた場合より大幅に高いプラント熱効率を期待することができ、タービン

入口ガス温度の高温化に伴って、プラント熱効率はさらに増大する。

図から明らかなように、発電用ガスタービンへのセラミックスの適用においては、必ずしも全体をセラミックスにしなくても、静止部品である静翼のみにセラミックスを適用することによって、大きな効果が期待できる。このため、セラミック技術の向上に応じて、段階的なセラミックスの導入が可能であると考えられる。

4-3 セラミック燃焼器・静翼の構造

セラミックガスタービンとは効率向上効果からして、複合発電のトッピングサイクルに適しており、その開発目標は100MW以上、1,500℃級の大型・超高温ガスタービンとなる。しかし、開発のステップとしては、発電用としては比較的小さいものの、大型ガスタービンと同様の構造となる20MW程度のガスタービンを、当面の目標として技術開発を進めることが妥当と考えられる。また、セラミックスの適用箇所としては、適用効果と技術的難易度を考慮し、ガスタービンの静止部である燃焼器およびタービン静翼とした。

4-3-1 基本構造

構造設計によってセラミックスの脆性を克服し、機器の強度面での信頼性を実質的に向上させるためには、

①セラミックスと金属の複合構造、②セラミックスの分割、③セラミックス固定部の遮熱・緩衝など、セラミック機器に適した構造設計概念を用いることにより、セラミックスに生じる応力を可能な限り低減化しなければならない⁽¹⁾。このような構造設計概念に基づき、20MW、1,300℃級ガスタービン用セラミック燃焼器・静翼の基本構造について検討した⁽²⁾⁽³⁾。

セラミック燃焼器の基本構造を図4-3-1に示す。燃焼器は、金属壁の内面をセラミック繊維で、さらにその内面をセラミックタイルで内張りした構造である。セラミック繊維層はセラミックタイルによって高温ガスから保護されると同時に、タイルと金属壁間の遮熱・緩衝層として機能する。このため、タイルは繊維層の弾力によって柔軟に固定されており、振動や熱膨張などを吸収するこ

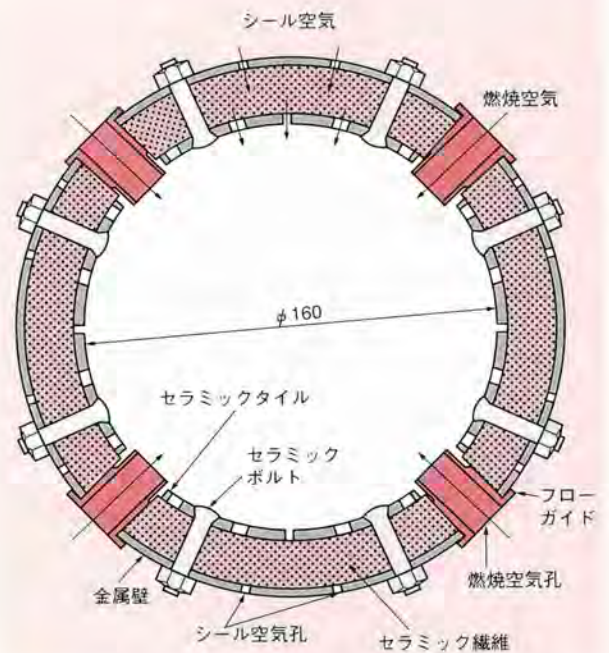


図4-3-1 セラミック燃焼器の基本構造

とができる。

燃焼器内筒部におけるセラミックタイルは、燃焼空気孔位置での分割を基本に、周方向で8分割、軸方向で8分割とし、熱応力の低減化を図った。セラミック繊維層には全空気量の約3%（金属燃焼器の約1/10）の空気が高温ガスのシール用として供給される。セラミックタイルおよび繊維の固定にはセラミックボルト・ナットを用いた。

セラミック静翼の場合も、高温ガスにさらされる部分のみをセラミックスとし、機械的な力が加わる部分には金属を使用した複合構造となっている。

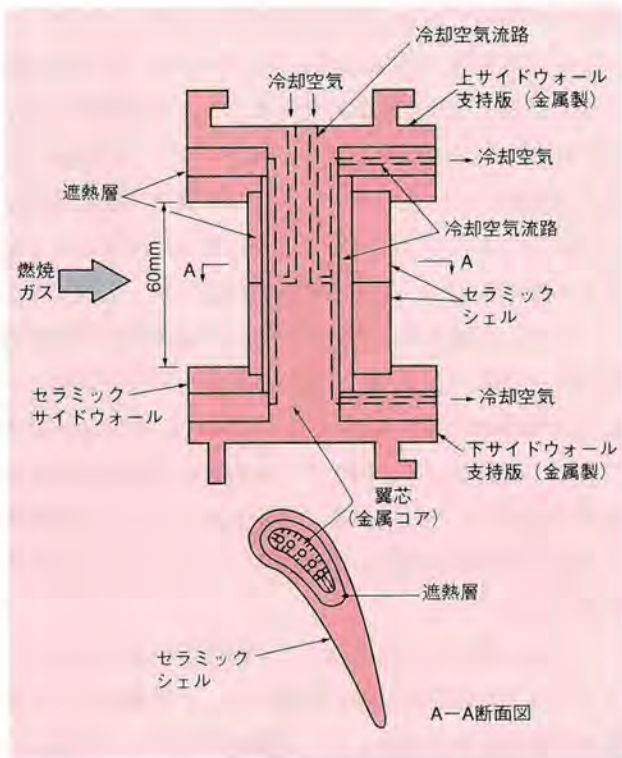


図4-3-2 セラミック静翼の基本構造

図4-3-2は第一段セラミック静翼の基本構造であるが、セラミック翼(セラミックシェル)の内部を金属製の翼芯(金属コア)が貫通している。セラミック部品は、熱応力の低減と製作性を考慮して、翼部とシュラウド部(サイドウォール)を分割するとともに、耐熱衝撃性の向上を目的に翼部をさらに2分割とした。これらのセラミック部品はかん合によって組み立てられる。

セラミックスと金属の間には変形緩衝層を兼ねた遮熱層が設けられている。特に、セラミック翼部と金属製翼芯の間に挿入されている遮熱層の厚さはわずか3mmであるため、遮熱層内周部をセラミック繊維などによる多孔質構造とし、翼芯に開けた空気孔から若干の冷却空気を遮熱層内周部に流すことによって、セラミックスから金属に流れる熱を防ぐ方法を採用した。

4-3-2 試作と高圧試験結果

基本構造の成立性を検討するため、石炭ガス化複合発

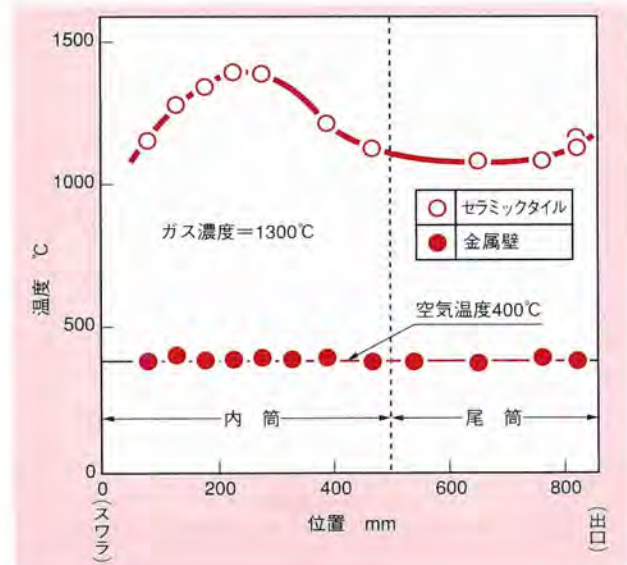


図4-3-3 燃焼器軸方向温度分布(定格条件)

電用1,300°C級燃焼器・静翼を試作し、実機ガスタービン条件を模擬した高圧試験を実施した。試作では、セラミック部品の材質を窒化ケイ素(Si_3N_4)とし、セラミック繊維にはアルミナ(Al_2O_3)繊維を使用した。燃焼器内筒部は内径160mm×長さ500mm、静翼の翼高は60mmである。また、燃焼器出口部の形状を実機ガスタービンと同様に円弧状とし、5枚の静翼を配置した。

燃焼器の燃料には、石炭ガス化燃料とほぼ同一組成の低カロリー模擬ガス燃料(発熱量約1,000kcal/Nm³)を用いた。

図4-3-3は定格条件(1,300°C、約15ata)における燃焼器軸方向の壁面温度分布である。セラミックタイル温度はいずれも1,000°C以上の高温になっており、内筒中央部では最高約1,400°Cに達している。これに対し、金属壁温度はほぼ入口空気温度に等しく、遮熱・シール構造が極めて有効に機能していることがわかる。

また、燃焼負荷率 4×10^7 kcal/m³h・ata(従来の金属製燃焼器の約2倍)の高負荷燃焼条件においても、COなどの未燃成分の排出はほとんどみられず、燃焼効率ほぼ100%の安定燃焼が可能であった。これは、セラミックスの高温壁面により燃焼反応が促進されたためと考えられる。

さらに、定格条件での燃焼器出口ガス温度の不均一率

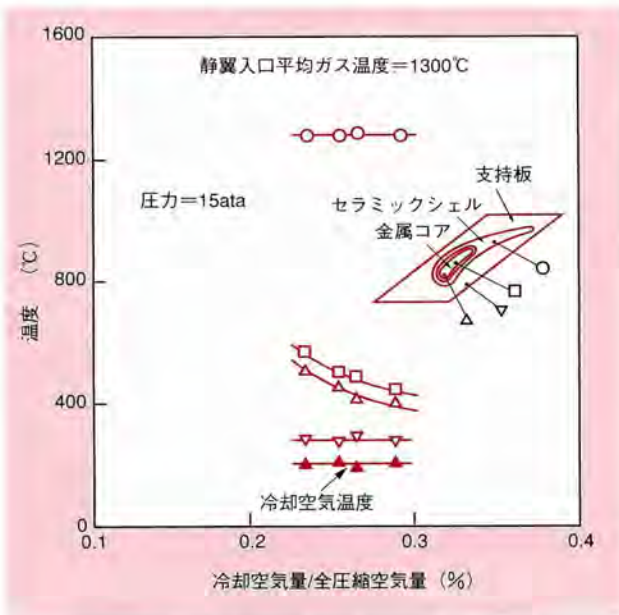


図4-3-4 静翼温度と冷却空気量の関係（定格条件）

は約6.5%（金属燃焼器の約1/2）と小さく、燃焼器のセラミックス化によって、ガス温度分布の均一化が可能であることが確認された。

図4-3-4は定格条件における静翼各部の温度と冷却空

気量との関係である。図では冷却空気量を、ガスタービン全圧縮空気量（定格時54kg/s）に対する、第一段静翼全数に必要な冷却空気量の比で表した。金属製翼芯の温度は冷却空気量の増加に伴って低下するが、遮熱層が効果的に機能しているため、セラミック翼部の温度は冷却空気量比によらずほぼ一定であり、ガス温度に近い。装置上の理由により、冷却空気温度は低い。実機ガスタービンでの冷却空気温度を約400°C、金属製翼芯の耐熱許容温度を800°Cとした場合、翼芯温度と冷却空気温度との温度差を約400°C以下に抑えるだけの冷却空気量が必要である。したがって、図より、本静翼に必要な冷却空気量比は0.23~0.25%であることがわかる。これは最新鋭の金属空冷翼の約1/20に相当する、極めて少ない冷却空気量である。

セラミック部品の強度面での信頼性を検証するため、ガスタービン緊急停止時を模擬した、定格条件からの急速燃料遮断試験を実施した。試験後にセラミック部品の目視検査および浸透探傷検査を行ったが、割れなどの損傷は見られず、ガスタービン緊急停止という最も厳しい条件にも耐え得ることが確認された。

4-4 高温化に対する構造検討

4-4-1 高温化における課題

図4-4-1は、代表的な Si_3N_4 およびSiC(炭化ケイ素)について、高温4点曲げ強度と電気炉による1,500°C大気中での酸化増量を調べた結果である。 Si_3N_4 の強度は

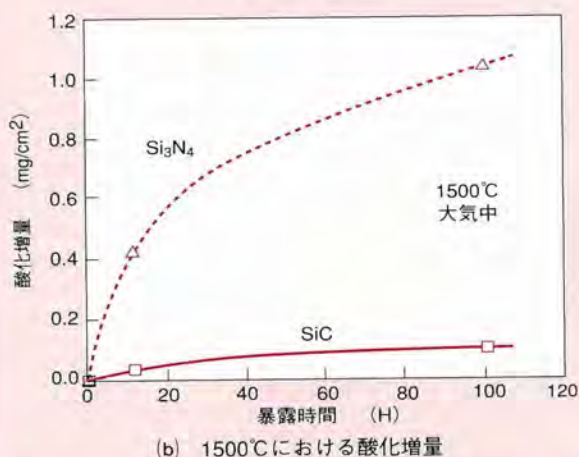
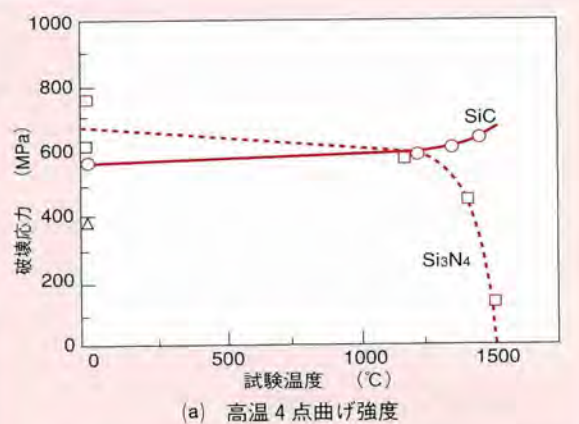


図4-4-1 Si_3N_4 およびSiCの高温強度と耐酸化性

1,500°C近くで急激に低下するのに対し、SiCでは1,500°Cまで強度低下はほとんど見られない。また、1,500°C大気中でのSiCの酸化増量は Si_3N_4 に比べて極めて少ない。したがって、1,500°C級燃焼器・静翼の材料としては、1,500°Cレベルでの高温強度および耐酸化性の観点から、現状では、 Si_3N_4 よりもSiCが有望と考えられる。

しかしながら、SiCは破壊靱性値が Si_3N_4 よりも低く、脆性が顕著であるだけでなく、部品に発生する最大熱応力も Si_3N_4 の場合に比べて大きくなる。

表4-4-1は、前述のセラミック静翼基本構造において、ガス温度および使用材料が最大熱応力に与える影響を解析した結果である。ガス温度が1,300°Cから1,500°Cに上昇すると、材料が同じ場合、最大熱応力が約20%増加することがわかる。また、物性値の違いから、SiC製静翼に発生する最大熱応力は Si_3N_4 製静翼の場合の約1.5倍となる。

したがって、1,500°C級燃焼器・静翼の開発においては、熱応力を低減化するための、構造設計面でのより一層の検討が必要である。

表4-4-1 セラミック静翼の最大熱応力

入口ガス温度 (°C)	1300		1500	
セラミック材料	Si_3N_4	SiC	Si_3N_4	SiC
最大熱応力 (MPa)	170	235	198	276

4-4-2 1,500°C級燃焼器

脆性の著しいSiCを燃焼器に適用するにあたり、燃焼器基本構造の中で強度面での信頼性に最も影響を及ぼすセラミックス固定部構造を、図4-4-2に示すような構造とした。

固定部構造の主な改良点は、①ボルト・ナット締結部の断熱化による局所冷却の防止、②金属壁と繊維層の熱膨張差を吸収するための変形緩衝層（セラミック繊維、金属製板バネ）の挿入、③ボルト・ナットにピッチの長い台形ネジを採用することによるネジ部の強度向上、④ボルトの回り止めの実施、などである。

試作した石炭ガス化燃料用1,500°C級SiC製燃焼器の高圧試験（1,500°C、約16ata）を実施した。

図4-4-3に定格条件からの急速燃料遮断試験後のセラミック燃焼器の外観を示す。点検の結果、セラミックスに損傷は見られず、急速燃料遮断条件においてもSiC部品の健全性を確保できることが示された⁽⁴⁾。

4-4-3 1,500°C級静翼

前述の静翼基本構造では、ガスタービン緊急停止時に

セラミック翼の内孔後縁部の熱応力が増大する。そこで1,500°C級SiC製静翼では、セラミック翼部の内孔を後縁側に拡張して肉厚を均一化することにより、内孔後縁部の熱応力の増大を抑制した。

図4-4-4は、定格条件から燃料を急速遮断した場合の、SiC製セラミック翼内孔後縁部における最大熱応力の解析結果である。1,300°C級静翼で採用した内孔後縁形状（ $R=3.85\text{mm}$ ）では燃料遮断後に熱応力が大幅に増大するが、内孔拡張によって肉厚の均一化を図った場合（内孔後縁形状 $R=2.75\text{mm}$ ）、燃料遮断後も熱応力はほとんど増加していない。

一方、セラミック翼の加工技術について検討した結果、現状のセラミックス加工技術では、内孔後縁を $R=2\text{mm}$ まで拡張可能であることがわかった。そこで、1,500°C級SiC製静翼では、内孔後縁をより熱応力抑制効果の大きい $R=2\text{mm}$ まで拡張した。

また、セラミック翼と金属製翼芯の間に挿入された遮熱層の有効厚さを増加し、セラミック翼の熱応力を低減化するとともに、冷却空気流路を確保しやすくするため、翼芯の冷却方式を図4-4-5のような翼芯外周部のリターンフロー冷却方式に変更した。

試作した1,500°C級SiC製静翼5枚を円弧状に配置し、翼列の高圧試験（1,500°C、約15ata）を実施した。

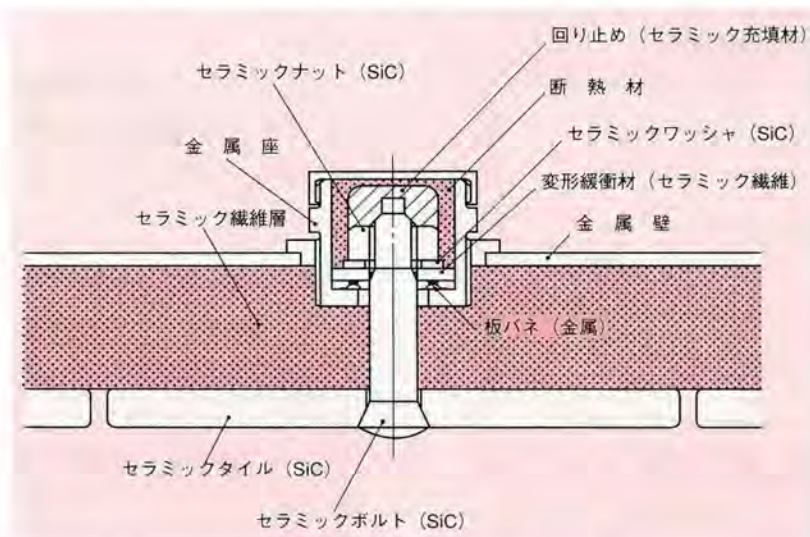


図4-4-2 セラミックス固定部の構造



図4-4-3 試験後のセラミック燃焼器

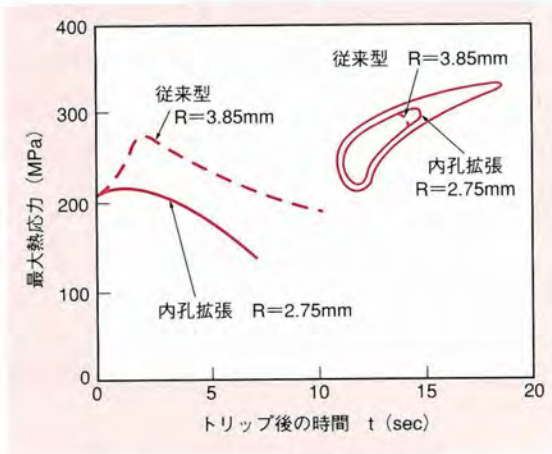


図4-4-4 最大熱応力の時間変化

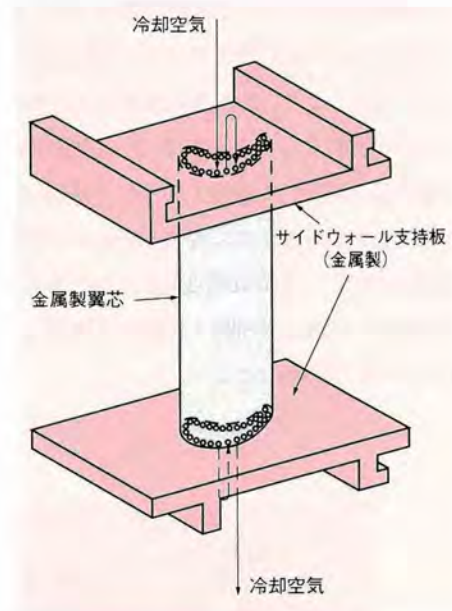


図4-4-5 金属翼芯の冷却構造



図4-4-6 試験後のセラミック静翼

試験の結果、本静翼に必要な冷却空気量（第一段静翼全数）は、定格条件において全圧縮空気量の約0.4%であり、最新鋭金属製静翼の1/10以下であることが確認され

た。

図4-4-6に定格負荷試験後のセラミック静翼の外観を示す。点検の結果、定格条件で翼芯温度を設計温度（耐熱許容温度：約800℃）に維持した翼には、熱応力によるき裂等の損傷は生じておらず、翼芯温度を適正温度に制御し、セラミック翼の熱応力を抑制することにより、脆性の著しいSiCであっても、健全性を確保できる見通しが得られた⁽⁵⁾。

4-5 セラミックスの耐久性

セラミックスガスタービンの長期信頼性の観点からは、高温高速燃焼ガス流中でのセラミック材料の耐久性を評価する必要がある。そこで、1,500℃の高速燃焼ガス流中で、セラミック材料の長時間曝露試験を実施した⁽⁶⁾。

図4-5-1に曝露試験に用いた試験装置を示す。本装置では、LPGを燃料とするSiC製セラミック燃焼器で発生した高温燃焼ガス流により、試験部に設置された約200本の試験片を長時間曝露することができる。試験部入口における試験条件は平均ガス温度1,500℃（最高ガス温度1,530℃）、圧力約1.8ata、ガス流速150m/s、燃焼ガス流中の酸素濃度約8%、水蒸気濃度約9.5%である。

試験片の形状・寸法はJIS曲げ試験片に準拠し、厚さ3mm×幅4mm×長さ60mmとした。

試験片の健全部の重量変化を把握するため、曝露後の試験片を沸酸と硝酸の混合溶液中で煮沸処理し、表面酸化膜を除去した後に重量測定を行った。また、試験片表面に生成した酸化膜の生成状況を把握するため、X線回折による酸化膜組成分析、SEM（走査型電子顕微鏡）による表面および断面の観察を行うとともに、EPMA（電子プローブ微小分析）によって試験片断面の酸素面分析を行い、酸化膜厚さを測定した。さらに、強度劣化特性を把握するため、室温4点曲げ強度を測定した。

4-5-1 強度劣化特性と酸化特性

1,500℃級ガスタービンの候補材である2種類のSiC

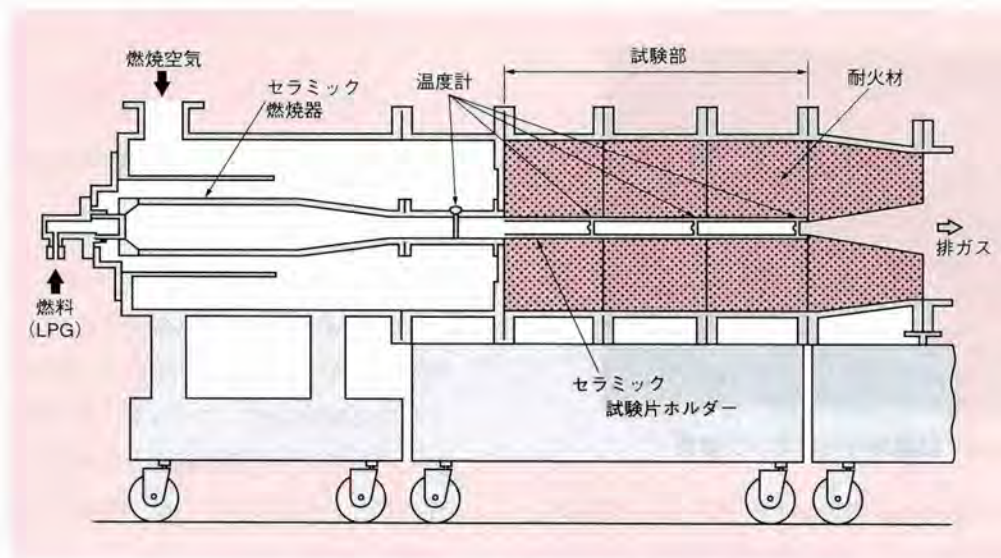


図4-5-1 燃焼ガス流曝露試験装置の概略

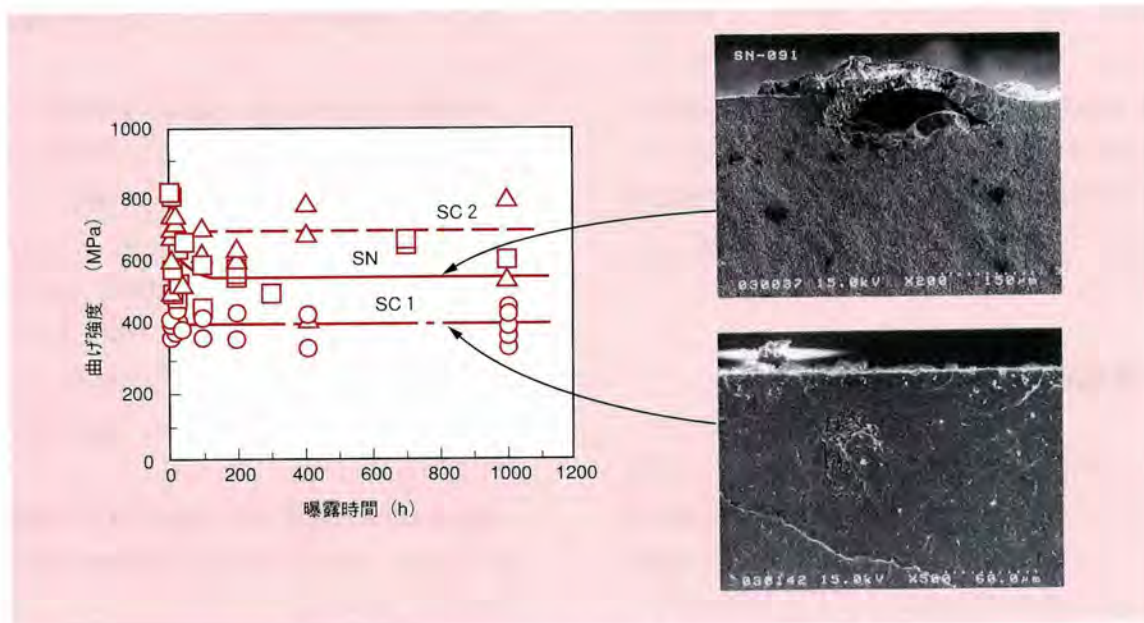


図4-5-2 曲げ強度と曝露時間の関係 (写真は破壊起点の代表例を示す)

(SC1：助剤 B_4C 、SC2：助剤 Al_2O_3)と $1,300^\circ C$ 級ガスタービンの候補材である Si_3N_4 (SN：助剤 Yb_2O_3) の合計3種類のセラミックスに対して、最長1,000時間の曝露試験を実施し、その強度劣化特性と酸化特性を把握した。

図4-5-2は曲げ強度と曝露時間の関係である。測定値にはばらつきはあるが、SiCでは曝露時間によらず強度はほぼ一定である。また、SEMによる破面観察結果においても、材料内部の欠陥が破壊起点になっていることが観察され、燃焼ガス曝露がSiCの強度に及ぼす影響はほとんどないことが明らかになった。一方、 Si_3N_4 の強度は曝露初期に若干低下した後、ほぼ一定となっている。SEMによる破面観察の結果、燃焼ガス曝露によって酸化膜と母材との界面に生成した欠陥が破壊起点であり、これが強度低下を生じさせたものと考えられた。また、 Si_3N_4 にはガス曲げ力によるクリープ変形が見られた。

SiCや Si_3N_4 などの非酸化物系セラミックスは、一般に、高温酸化雰囲気中で酸化され、表面に成長した酸化物が、酸化に対する保護膜として機能することが知られている。しかしながら、曝露した試験片の酸化膜の厚さと曝露時間の関係について調べたところ、SiCの酸化膜(SiO_2)の厚さは一様に数 μm 程度と薄く、曝露時間によ

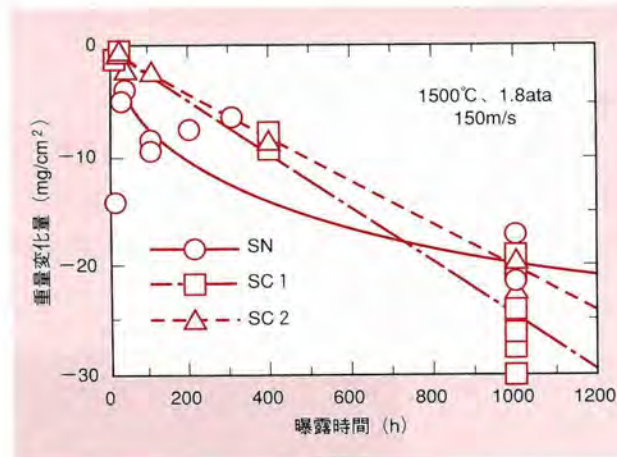


図4-5-3 酸化膜除去後の重量変化と曝露時間の関係

らずほぼ一定であることがわかった。これに対し、 Si_3N_4 では、燃焼ガスが衝突する試験片上流面の酸化膜(Yb系酸化物)の厚さは薄い、側面および下流面の酸化膜厚さは、曝露時間とともに増大し、1,000時間曝露後には約 $50\mu m$ に達した。

図4-5-3は酸化膜除去後の試験片重量と曝露時間の関係である。SiCの重量は曝露時間とともにほぼ直線的に減少している。これは、試験片表面に生成した酸化膜が

何らかの原因で消失して成長せず、酸化膜による保護効果が十分機能しないためと考えられる。これに対し、 Si_3N_4 の重量は曝露時間とともに減少するが、時間が経過するとその重量減少速度が低下していることがわかる。 Si_3N_4 の場合、試験片の側面および下流面に生成した酸化膜が時間とともに成長し、これが保護膜として機能したものと考えられる。

4-5-2 酸化膜の消失原因の検討

酸化膜の消失は材料の減肉をもたらすため、その原因究明は、セラミック材料の耐久性検討において重要な問題である。そこで、酸化膜消失に係わる影響因子を検討するため、SiCの燃焼ガス曝露試験により、焼結助材とガス流れの有無が酸化特性に及ぼす影響について調べた。また、酸化膜消失についての知見を得るため、燃焼ガス流中での酸化物の挙動についても調べた⁷⁾。曝露試験装置および試験部入口条件は前述の曝露試験と同様である。

(1) 焼結助材の影響

材料に含まれる微量の焼結助材が酸化膜の劣化を引き起こす可能性も考えられる。そこで、 B_4C を焼結助材としたSiC (SC1) と焼結助材を含まないホットプレス製SiC

(SC3)の2種類のSiC材について燃焼ガス曝露試験を実施した。

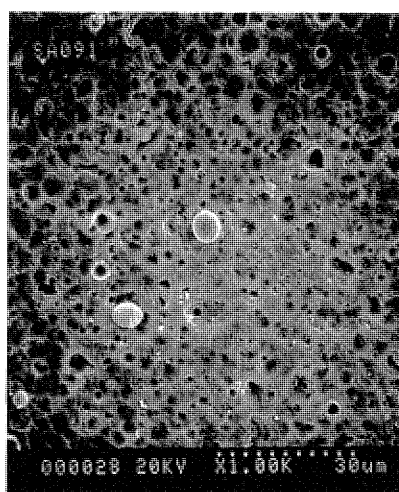
曝露後の酸化膜表面のSEM写真を図4-5-4に示す。SC1とSC3の酸化膜表面には、ともに無数の小さな凹凸があり、SC1の酸化膜表面には球状の物質、または球状の物質が破裂したと思われる痕跡が見られるほかは、両者の差異はほとんどない。この球状物質はSC1の助材成分であるBやCが酸化されて気化した際に生じた泡と考えられる。酸化膜の厚さを測定した結果、SC1およびSC3の酸化膜はともに1~2 μm と薄く、曝露時間によらずほぼ一定であった。

図4-5-5は酸化膜除去後の試験片重量と曝露時間の関係であるが、SC1およびSC3の重量減少速度はほぼ同じであることがわかる。

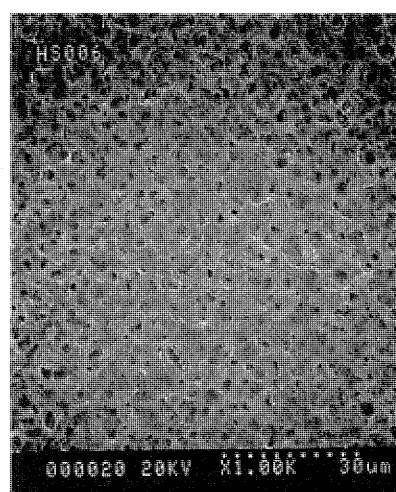
以上の結果から、本試験範囲ではSC1およびSC3の酸化特性はほぼ等しく、焼結助剤は酸化膜消失にかかわる影響因子ではないと考えられる。

(2) ガス流れの影響

酸化膜の消失が燃焼ガス流中成分による還元・分解反応等の化学的作用によるものか、ガス流れによる物理的作用によるものかを検討するため、焼結助材を含まないホットプレス製SiC (SC3) の試験片に、図4-5-6に示す



(a) SC1 (焼結助材： B_4C)



(b) SC3 (焼結助材：なし)

図4-5-4 酸化膜表面のSEM写真

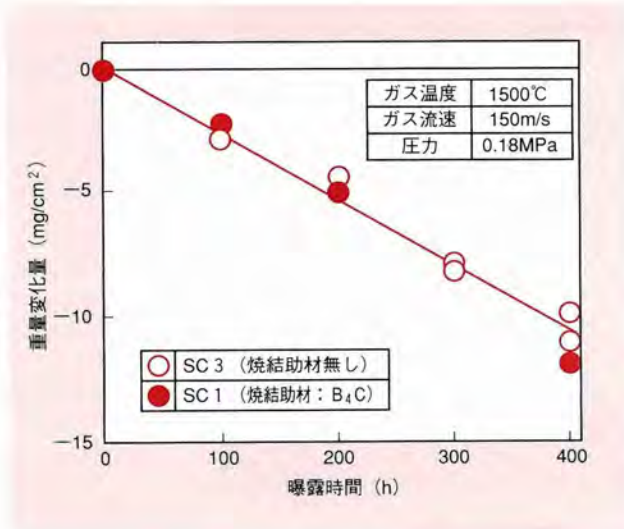


図4-5-5 酸化膜除去後の重量変化

SiC製風防を設置し、燃焼ガス曝露試験を実施した。風防の下流側にはガス置換用の小孔を2個設け、試験片表面が常に燃焼ガス主流と同一成分のガスに曝されるようにした。

図4-5-7に風防を設置した試験片の下流面における酸化膜の厚さと曝露時間の関係を示す。燃焼ガスの主流に直接曝されない場合、酸化膜厚さは時間とともに増加している。しかし、ガスが流入してくる小孔に面した箇所での酸化膜の厚さは、風防を設置せずに燃焼ガスを曝露した場合と同様に薄く、時間によらず一定である。また、酸化膜をSEMで観察した結果、小孔に面した箇所の酸化膜表面の状態は、風防を設置せずに燃焼ガスを曝露した試験片の酸化膜表面と同様であった。さらに、酸化膜除去後の試験片下流面の形状を測定した結果、小孔に面した箇所が減肉し、窪みが生じていた。

これらの結果から、酸化膜の消失には、ガス流れの有無が大きく影響していることが示された。

(3) 燃焼ガス流中における酸化物の挙動

SiC表面に生じた酸化膜(SiO₂)も酸化物の一種であることに着目し、燃焼ガス流中における他の酸化物の挙動を調べた。使用した酸化物試験片はAl₂O₃とZrO₂である。

図4-5-8に試験片の重量と曝露時間の関係を示す。図よ

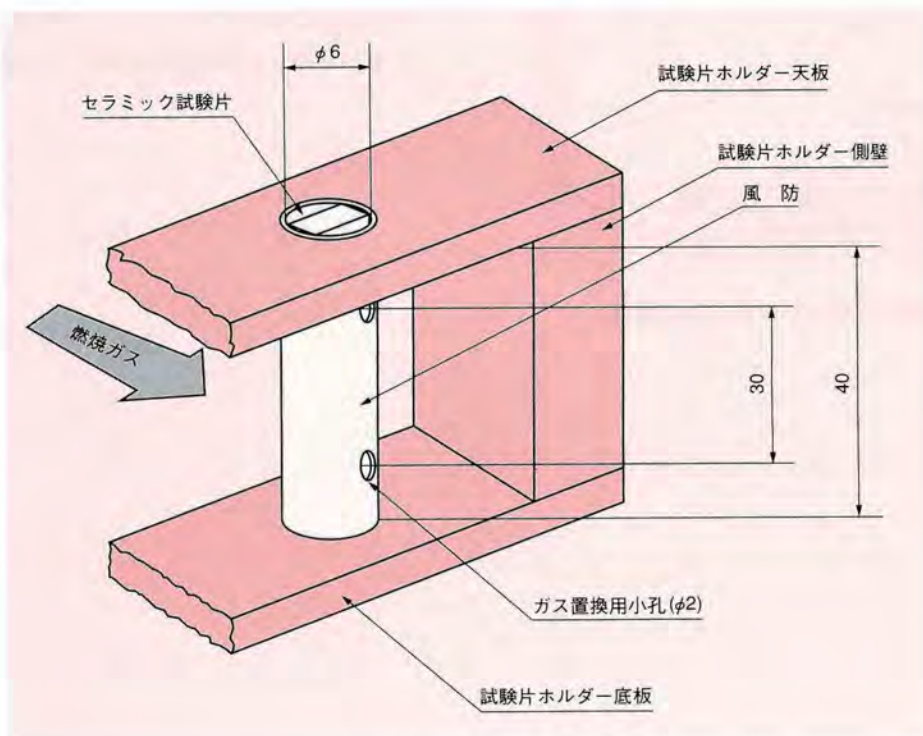


図4-5-6 風防組込図

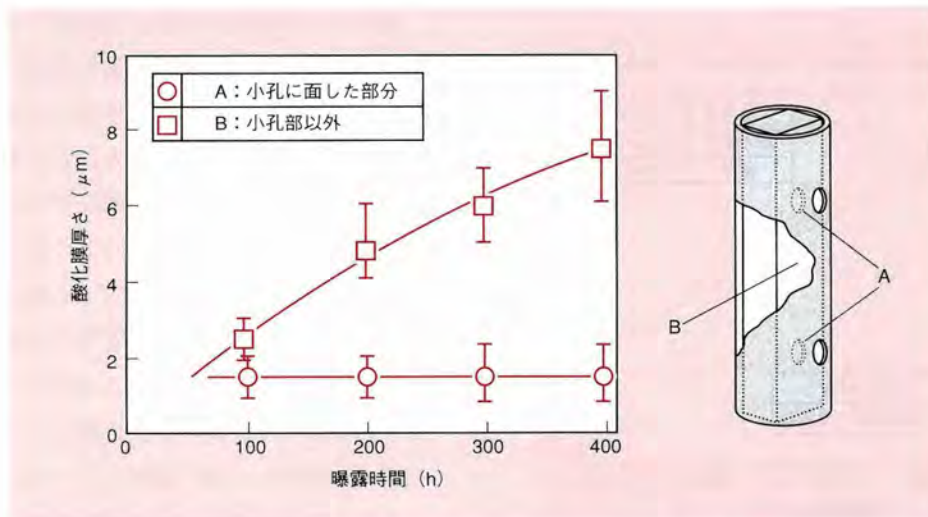


図4-5-7 SC3の酸化膜厚さ（風防設置の場合）

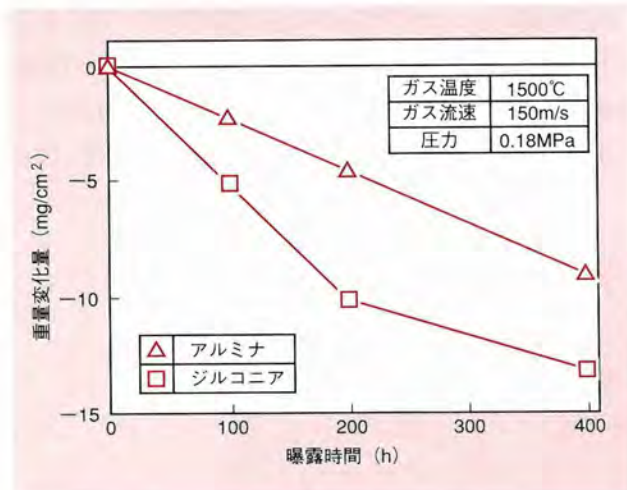


図4-5-8 酸化セラミックスの重量変化

り、燃焼ガス流中では酸化物セラミックスにも重量減少が生じることがわかる。また、前述と同様に酸化物試験片に風防を設置した場合、重量減少はほとんど見られず、ガス成分と反応が生じた形跡も見当たらなかった。

以上の検討の結果、酸化膜の消失原因としては、燃焼ガス流によるエロージョン、ガス流中不純物による低融点化と蒸発などの可能性が考えられた。

4-6 今後の展開

セラミックガスタービンに関するこれまでの検討の結果、セラミックスの応力低減化構造を採用することによって、脆性の著しいSiCを用いた場合であっても、燃焼器・静翼について強度面での初期信頼性を確保できる見通しが得られた。しかしながら、長期信頼性検討においては、燃焼ガス流中に置かれたセラミック材料の減肉劣化現象が明らかになった。

今後は、セラミックガスタービンの耐久性評価において重要となる、セラミック材料の劣化予測技術の確立を

めざす。そのため、加圧条件下での燃焼ガス曝露試験が実施可能な試験装置を用い、セラミック材料の表層劣化に及ぼす影響因子を明らかにし、劣化メカニズムを解明するとともに、劣化を抑制するための方策について検討を進める。

また、事業用ガスタービンとして100MW級以上のセラミックガスタービンを対象に、セラミック燃焼器・静翼の大型化構造の検討を行い、事業用セラミックガスタービンの成立性を評価する予定である。

- 参考文献**
- (1) 久松暢ほか5名、日本機械学会論文集、57-535 (1991)、819。
 - (2) 久松暢ほか5名、第19回ガスタービン定期講演会講演論文集 (1991)、113。
 - (3) 久松暢ほか5名、第19回ガスタービン定期講演会講演論文集 (1991)、1(3)07。
 - (4) 百合功ほか5名、平成6年度材料力学部門講演会講演論文集(B)、(1994)、370。
 - (5) 中山稔夫ほか5名、平成6年度材料力学部門講演会講演論文集(B)、(1994)、372。
 - (6) 百合功ほか5名、日本機械学会第72期通常総会講演会講演論文集(II)、(1995)、134。
 - (7) 久松暢ほか5名、日本機械学会第73期全国大会講演論文集(1)、(1995)、455。

- 主な成果**
- (1) 百合功ほか9名、電力中央研究所報告、W90047、(1991年5月)。
 - (2) 森則之ほか8名、電力中央研究所報告、W90048、(1991年5月)。
 - (3) 百合功ほか4名、電力中央研究所報告、W91044、(1992年5月)。
 - (4) 渡辺和徳ほか2名、電力中央研究所報告、W92009、(1992年10月)。
 - (5) 三巻利夫ほか6名、電力中央研究所報告、W92031、(1993年9月)。
 - (6) 三巻利夫ほか6名、電力中央研究所報告、W93030、(1994年6月)。
 - (7) 久松暢ほか3名、電力中央研究所報告、W93031、(1994年6月)。
 - (8) 百合功ほか5名、電力中央研究所報告、W94008、(1995年2月)。
 - (9) 久松暢ほか3名、電力中央研究所報告、W94011、(1995年4月)。
 - (10) 餌取良幸ほか3名、電力中央研究所報告、W95004、(1995年11月)。

第 5 章

5

ガスタービン用触媒
燃焼器の開発

第5章 ガスタービン用触媒燃焼器の開発 ● 目 次

横須賀研究所 エネルギー化学部 小沢 靖

5-1	研究の背景	67
5-2	触媒燃焼法の原理と特徴	68
5-3	ガスタービン用触媒燃焼器	70
5-4	今後の展開	75

コラム	各種機器への触媒燃焼の適用例	67
-----	----------------------	----

小沢 靖 20ページに記載

5-1 研究の背景

触媒の酸化促進作用を利用して燃焼する方式として、触媒燃焼が知られている。触媒燃焼は通常の炎燃焼と比較して、低温での燃焼が可能、低発熱量ガスの完全燃焼が可能、遠赤外線放射率が高いなどの長所があり、セ

ンサー、脱臭装置、加熱器など種々の適用が図られてきた。さらに、この触媒燃焼法は、超低NO_x燃焼を実現できるため、ガスタービンの乾式低NO_x燃焼技術として、内外から注目されている。

コラム 各種機器への触媒燃焼の適用例

触媒燃焼の適用機器を燃焼温度別に分類したものを表に示す。低温域では可燃ガス検知器のセンサーが広く普及している。中温域では多種多様の機器が実用化されている。工業用排ガス脱臭装置は、通常の燃焼方式と比べて脱臭効率がよく、経済性も高い。また家庭用としては、こたつや冷蔵庫の脱臭に利用されている。遠赤外線放射効率が、加熱の均一性などが優れていることから、各種工業用加熱装置にも利用されており、高い経済性を確保している。

触媒燃焼の高温域での適用機器としては、暖房器、加熱器、ボイラー、ガスタービンなどが挙げられるが、適用条件が厳しいために、実用化はあまり進んでいない。しかし、これらの高温燃焼機器から発生するNO_xの抑制は、社会的に重要な課題となっており、触媒燃焼の適用が期待されている。

表 触媒燃焼の応用機器例

燃焼温度域	応用機器例
低温域 (室温~300℃)	防毒マスク、かいろ、喫煙パイプ、ライター、アイロン、毛髪美容器、石油ストーブ、練炭などの着火源、ガスセンサー、ガスクロマトグラフィー、水素燃焼器、バッテリー
中温域 (300~800℃)	自動車排ガス浄化、産業廃ガス浄化および熱動力回収システム、各種脱臭装置、ガスエンジン排ガス浄化および熱回収システム、触媒燃焼ヒーター(暖房器、乾燥器)、調理器、ハンダゴテ、不活性ガス製造、炉内浄化、発熱量センサー
高温域 (800~1500℃)	ガスタービン(発電用、電力-熱併給システム用、航空機用、自動車用)、ボイラー

出典：触媒学会編「触媒講座」、Vol.9,206~219(1985)、講談社

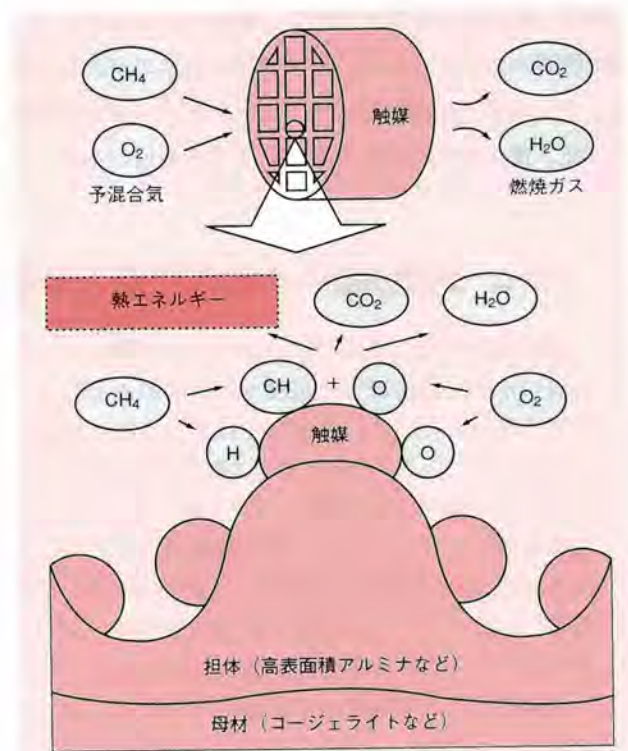
5-2 触媒燃焼法の原理と特徴

触媒表面での反応の模式図を図5-2-1に示す。まず、触媒作用を発揮できる温度に触媒を予熱した後、燃料および空気（酸素）の混合ガス（予混合気）を触媒に供給する。その結果、燃料と酸素が触媒表面に吸着して直ちに反応し、熱エネルギーを放出する。次に、燃料濃度の増加によって触媒温度がさらに上昇すると、触媒表面からの熱によって、表面付近のガス中で燃料と酸素が直接反応し、気相燃焼を開始する。こうした原理により、触媒燃焼は通常の燃焼と比較して以下の優れた特徴を持つ。

- ① 低い温度での着火（燃焼開始）が可能である。
- ② 低い温度での完全燃焼が可能であり、一酸化炭素や未燃分の生成は微量で燃焼効率が高い。
- ③ 低濃度、低発熱量の可燃成分の完全燃焼が可能である。
- ④ 空気以外の低酸素濃度ガスの利用が可能であるとともに、残存酸素がほとんどなくなるまで、高い燃焼効率が維持される。
- ⑤ 触媒の母材にセラミックスを用いることで、高い遠赤外線放射効率が得られる。

したがって、触媒燃焼をガスタービン燃焼器に適用すると、希薄予混合ガスを安定に燃焼できるので、サーマルNO_xをほとんど排出しないクリーンなガスタービンを実現できる。

触媒燃焼をガスタービンに適用した場合の、軸方向温度分布を図5-2-2に示す。通常の燃焼では、燃焼器内にサーマルNO_xの生成が顕著となる1,500℃以上の高温域が発生する。それに対し、触媒燃焼は、所定の燃焼器出口ガス温度に対応する希薄予混合気を均一に安定燃焼できるので、サーマルNO_xが生成する1,500℃以上の高温域



出典：小沢清ほか、訂測と制御、Vol.32, No11.928(1993)

図5-2-1 触媒燃焼の原理

が存在せず、NO_xをほとんど排出しない燃焼が可能となる。

触媒は、図5-2-1に示すように、ハニカム形の母材の表面に触媒活性成分の微細な粒子をコーティング（担持）したものが主に用いられる。母材の材質としては耐熱衝撃性、耐熱性、担持のし易さなどの観点から、コージェライトなどのセラミックスが多く用いられる。

母材は表面積が小さく、そのままでは活性成分を担持しても十分に反応できない。このため、母材に高表面積

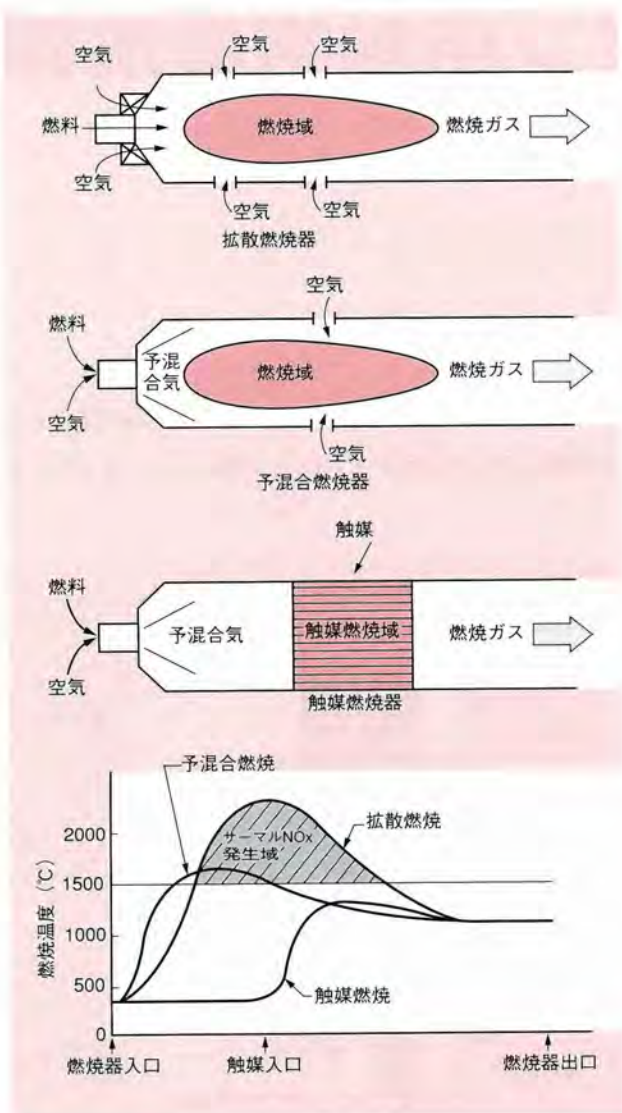


図5-2-2 燃焼器内温度分布⁽¹⁰⁾

で多孔質のセラミックス(担体)を被覆し、その上に活性成分を担持する。担体としては、 γ アルミナが多く用いられるが、高温下では焼結が徐々に進んで表面積が低下するため、添加剤の混入、または他の成分との複合化によって焼結の進行を防止している。

活性成分は反応性、耐熱性、価格などの観点から選定される。LNGの主成分であるメタンの燃焼の場合、パラジウムが最も活性が高いが、反応温度が周期的に上下する現象を発生するので、その防止策が必要となる。また、高温下では揮発や凝集によって、パラジウムの表面積が減少し、活性が低下するので、その対策も必要となる。なお、貴金属以外の耐熱性触媒の開発も試みられている。

5-3 ガスタービン用触媒燃焼器

現在、ガスタービン用触媒燃焼器には、大別すると図5-3-1に示す3種類の方式がある。

方式1は触媒層内で完全燃焼する方式(図5-2-2に示した方式)で、燃焼器構造がシンプルである。

方式2は触媒層内で部分燃焼させた後、その未燃ガスを触媒後流の二段目の燃焼部で自燃させる方式である。燃焼器構造がシンプルであり、しかも触媒温度を抑制できるために、既存の触媒材料を適用できる。また、ガスタービンの高温化にも適応できる。

方式3は、触媒を耐熱温度以下で反応させ、燃料または燃料と空気の混合ガスを触媒の後流に噴射して、二段目の燃焼部で燃焼させる方式である。既存の触媒材料を適用でき、かつガスタービンの高温化に適応できる。また、触媒用燃料と二段目の燃焼用の追加燃料を独立して供給するため、各部の燃焼制御が容易である。

当研究所では、まず方式1および2に関する基礎的な研究を行った。その結果、方式1については、燃焼温度が触媒の耐熱温度によって制約を受け、1,200°C以上の高温ガスタービンには、現状では適用できないことが判明した。次に、方式2については、触媒温度を抑制しながら触媒後流で完全燃焼を実現できる反応条件が限定されるため、反応条件が大きく変化するガスタービンへの適応が難しいことが判明した。そこで、現在は、これらの課題を克服できる新たな方式として、方式3に基づいた燃焼器の開発を、関西電力㈱総合技術研究所と共同で進めている。

表5-3-1に開発の経緯を示す。表5-3-2に示す目標値を定め、概念設計の後、燃焼の容易なLPGを用いて、大気圧で燃焼特性を検討した。次に、LPGと比較して着火温

度が高いなど、燃焼が困難な天然ガスへの適用性、および燃焼器の基本構造を大気圧下で検討した。さらに、高

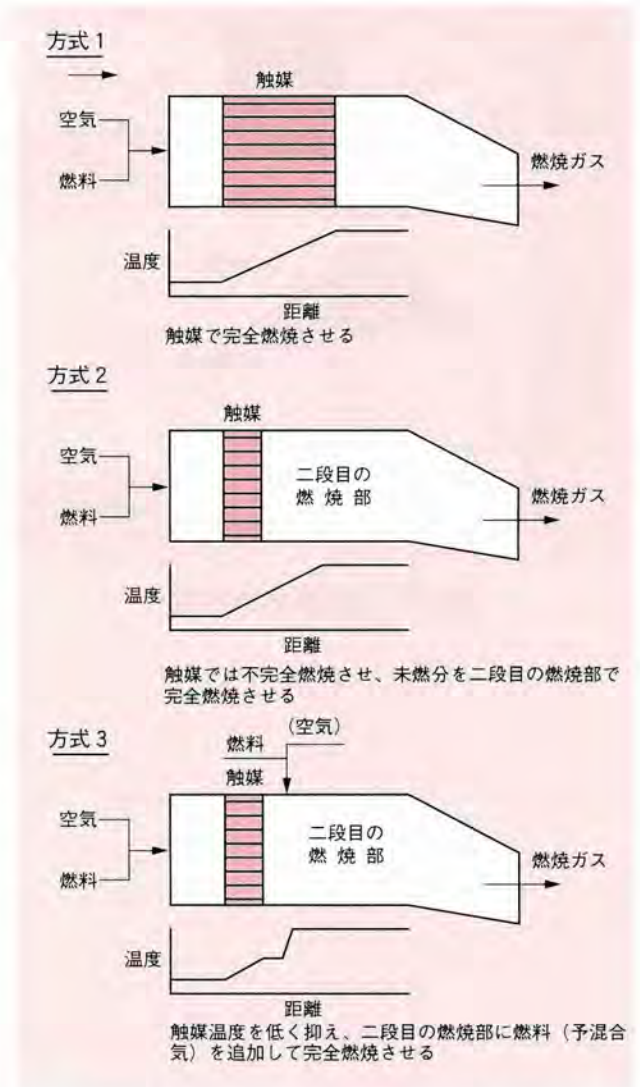


図5-3-1 ガスタービン用触媒燃焼システム⁽¹⁾

表5-3-1 複合型触媒燃焼器の今までの開発経緯

年 度	S63	H 1	H 2	H 3	H 4	H 5	H 6	H 7
実施内容	概念設計							
		予備検討 LPG、天然ガス、大気圧			構造改良 天然ガス、大気圧			
						高圧試験 LNG、実 圧		
								解析 評価

表5-3-2 複合型触媒燃焼器の事故性能

燃焼器出口ガス温度	1300℃
NO _x 濃 度	10ppm以上
燃 焼 効 率	99.9%以上 (定格負荷時)
燃焼器圧力損失	5%
燃焼器出口ガス温度分布の不均一率 (パターンファクタ)	15%以下

圧条件への触媒および燃焼器の適用性について段階的に検討を進めてきた。ここでは、燃焼器の概念、および平成7年度までに実施した、高圧下での試験結果を紹介する。

5-3-1 複合型触媒燃焼器の構造概念

触媒燃焼をガスタービン燃焼器に適用する際の課題を以下に示す。

- ① 触媒が高温になるほど触媒の寿命が低下するとともに、触媒の母材にクラックが発生し易くなる。
- ② 大型の燃焼器に触媒を適用するためには、大型の触媒が必要となる。触媒の大型化とともに、触媒の母材であるハニカムの機械的・熱的信頼性が低下する。
- ③ 触媒の耐熱温度に近い温度で触媒燃焼を行う場合に、極めて均一な予混合気を触媒に供給しないと、部分的に耐熱温度を越えて触媒を損傷する。

これらの課題を解決するために、まず燃焼器の基本構造を検討した。熱劣化が少なく、熱応力によるクラック

も発生せず、耐熱温度より十分低い1,000℃以下で触媒を使用できるように、前述した方式3を採用した。また、触媒の後流に追加する燃料は、NO_xがなるべく発生しないように、予め空気と混合・希釈して供給する方式とした。次に耐熱衝撃性が高く、かつ構造上の信頼性が高い小型の触媒を大型の燃焼器に適用するために、小型の触媒を内蔵した触媒燃焼部を、一本の燃焼器につき複数本装着する構造とした。さらに、触媒燃焼ガスと追加注入する予混合ガスが混合し易いように、触媒燃焼部と、予混合ガスを噴射する予混合ノズルを、円周方向に交互に配置した。以上の結果より考案された、燃焼器の基本構造を図5-3-2に示す。燃焼器は、複数の触媒燃焼部と予混合ノズルで構成されるバーナ部と、触媒燃焼ガスと追加予混合ガスが混合しながら燃焼する予混合燃焼部、で構成される。なお、本燃焼器は、触媒燃焼と予混合燃焼を複合化した構造であるため、複合型触媒燃焼器と命名した。

5-3-2 触媒の検討

当研究所では、従来より触媒の長寿命化を図るために、白金を添加したパラジウム触媒 (Pt/Pd) を用いていた。しかし、天然ガスの主成分であるメタンを燃焼する場合は、一定条件で反応させても反応率および触媒温度の上下を繰り返す、反応の振動現象が発生した。触媒温度を1,000℃以下に抑制する本燃焼器システムは、この振動現象を抑えて、触媒温度の上がり過ぎを抑制するほど、触

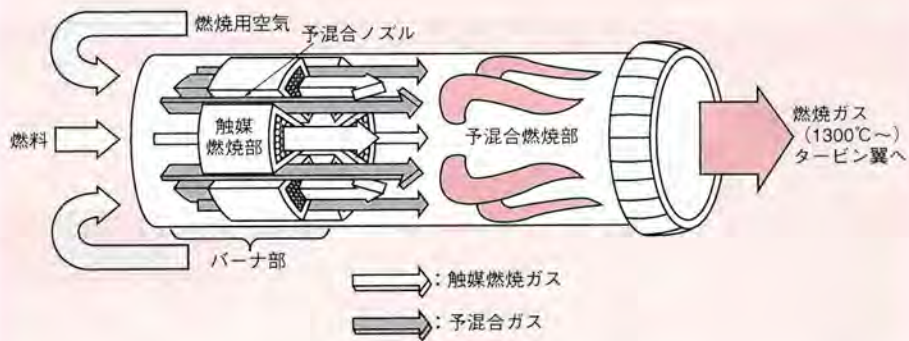


図5-3-2 複合型触媒燃焼器の仕組み

媒への燃料配分を増加でき、NO_xの低減を図ることができる。

すなわち複合型触媒燃焼器では、NO_xは触媒燃焼ガスからはほとんど発生せず、触媒燃焼ガス中に追加注入する、燃料濃度が比較的高い予混合ガスに起因して発生する。このため、触媒への燃料配分を増加できれば、この予混合ガスの燃料濃度が低下し局所的な高温域が減少してNO_xが抑制される。

以上の観点から触媒を改良し、高圧下で特性を検討した。図5-3-3にその結果を示す。Pd/Pt触媒にロジウム(Rh)を少量添加することによって、反応の振幅を触

媒出口ガス温度で約30°C (30%) 減少できた。その結果、触媒への燃料配分を一割程度増加できると考えられた。

5-3-3 燃焼器の設計

複合型触媒燃焼器は、触媒燃焼ガスと追加注入する予混合ガスの混合方法が、燃焼安定性、低NO_x燃焼性に大きく影響を及ぼす。そのため、注入・混合部の構造について、水流モデルを用いた模擬流動混合試験、および大気圧下での燃焼試験によって検討した。

その結果、6本の触媒燃焼部と6本の予混合ノズルを円周方向に交互に配置した。また、各予混合ノズルの両側から触媒燃焼ガス流と直角に予混合ガスを噴射して、触媒燃焼ガスと混合する構造とした。次に、触媒燃焼部および予混合燃焼部の燃焼温度、燃焼器ライナ・尾筒の冷却温度、NO_x排出量の目標値などから、空気配分を、触媒燃焼部に約六割、予混合ノズルに約二割、ライナ・尾筒冷却用に約二割とした。また、燃料配分を触媒燃焼部に約六割、予混合ノズルに約四割とした。以上の結果に基づいて設計・試作した、高圧用複合型触媒燃焼器の外観を図5-3-4に示す。燃焼器の寸法は、20MW級多缶型ガスタービン燃焼器の1本分に相当する。

図5-3-5に触媒の外観を示す。触媒は、Pd/Pt/Rh触媒を使用した。外径200mm、内径45mmの同心円を放射状に6分割した断面形状で、長さ25mmの触媒を、各触媒燃焼部に二段充填した。なお、触媒にセラミックファイバ

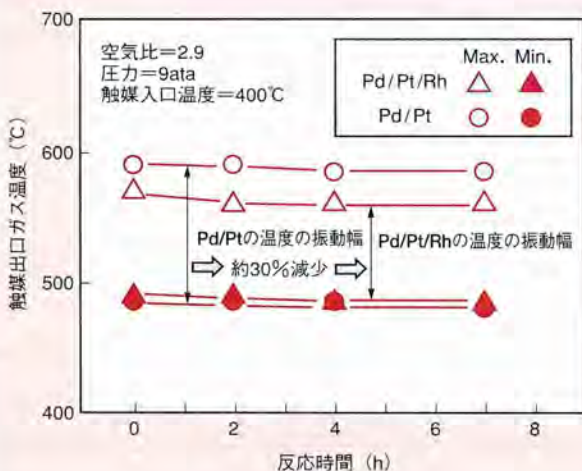


図5-3-3 触媒の反応温度の比較



図5-3-4 複合型触媒燃焼器の外観



図5-3-5 触媒ホルダの外観

の緩衝材を巻いて金属製のホルダに充填し、そのホルダを燃焼器内に固定するようにした。

5-3-4 燃焼器の試験結果

(1) 燃焼特性への圧力の影響

図5-3-6に圧力とNO_xおよび燃焼効率との関係を示す。空気比を2.6に保ちながら圧力を増加させた。また、空気バイパス弁の適用を想定し、空気流量を圧力に比例して増加させた。なお、触媒入口温度と触媒温度は、それぞれ370℃と約750から800℃に制御した。

3.5ataから13.5ataの圧力で、燃焼効率ほぼ100%となり、安定した燃焼が保たれた。一方、試験を通じて、安定な予混合燃焼を維持するためには、650℃以上に触媒温度を保持する必要がある。

NO_xの最大値は16%O₂換算で10ppmとなった。また、

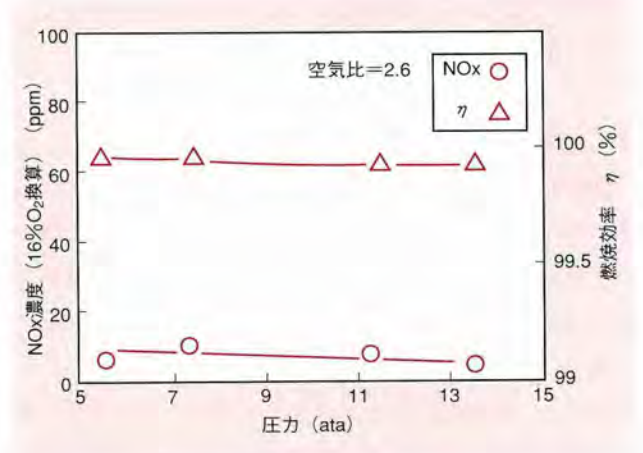


図5-3-6 圧力の影響

NO_xは圧力の上昇とともに減少する傾向を示した。通常、サーマルNO_xは圧力の上昇とともに増加することから、本現象は複合型触媒燃焼器に固有の現象と考えられる。

図5-3-7に触媒と予混合ノズルへの燃料配分の圧力による変化を示す。触媒内の燃料の反応率は圧力の上昇とともに低下するので、触媒温度を一定に保持するために、触媒への燃料の分配率を圧力の上昇とともに増加させた。この結果、予混合ノズルへの燃料の分配率が減少し、触媒燃焼ガス中に追加注入する予混合ガスの燃料濃度が低下した。そのため、追加予混合ガスに起因する局所的な

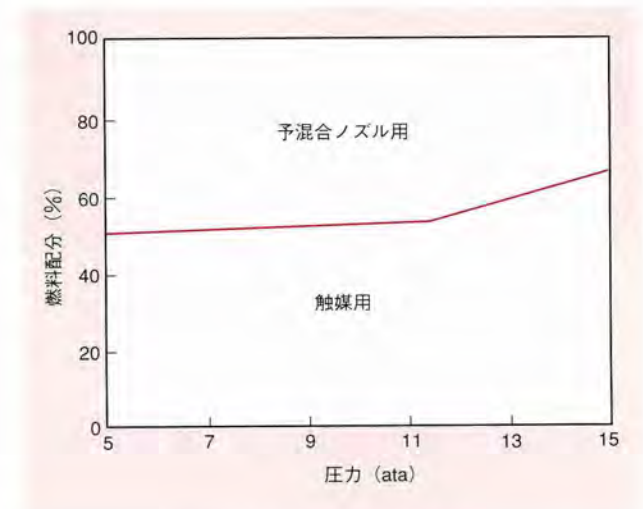


図5-3-7 燃料配分の変化

高温域が減少して、NO_xが圧力の上昇とともに減少したものと推測される。

(2) 燃焼特性への燃焼温度の影響

図5-3-8に、圧力13.5ataにおける、燃焼器出口ガス温度のNO_xおよび燃焼効率への影響を示す。この試験では、触媒用の燃料を一定に保ち、予混合ノズル用燃料を徐々に増加して、燃焼器出口ガス温度を1,150℃から1,300℃まで変化させた。

NO_xは、燃焼器出口ガス温度の上昇とともに増加したが、燃焼器出口ガス温度1,300℃で10ppm (16%O₂換算)以下に保たれた。燃焼効率は燃焼器出口ガス温度の上昇とともに増加し、1,250℃で99.9%以上を達成した。

(3) 燃焼器ライナ・尾筒表面温度、圧力損失

図5-3-9に、圧力13.5ataの条件における、燃焼器ライナ・尾筒の表面温度を示す。なお、外表面の温度を測定しているため、内表面の温度より100℃程度低い値を示している。尾筒入口部で最高温度を示したが、全ての条件

で700℃以下となり、ライナの許容温度より十分低い値となった。

試験を通して、燃焼器の全圧力損失率の最大値は約2.5%となり、目標の5%より十分低い値であった。

以上の結果を表5-3-3に示す。小型の触媒を用い、触媒燃焼と予混合燃焼とを組み合わせることによって、触媒の信頼性を保持しつつ、圧力13.5ata、燃焼器出口温度1,300℃の条件で、NO_x濃度10ppm以下、燃焼効率99.9%以上の安定した低NO_x燃焼が可能であることを確認した。

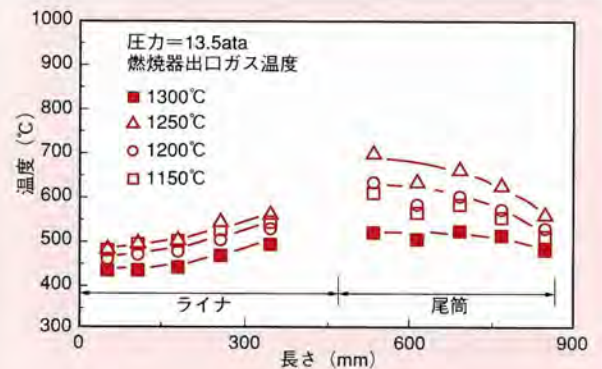


図5-3-9 燃焼器ライナ・尾筒表面温度

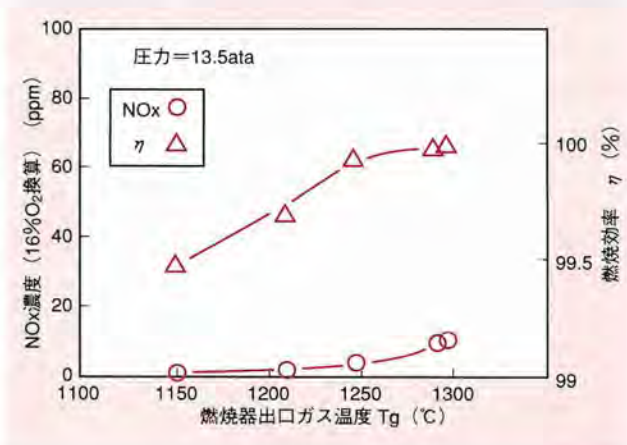


図5-3-8 燃焼温度の影響

表5-3-3 複合型触媒燃焼器の試験結果

NO _x 生成量 (16%O ₂ 換算) (目標:10ppm以下)	9.6ppm
燃焼効率 (目標:定格で99.9%以上)	1250℃以上で99.9%以上
圧力損失 (目標:5%以下)	2.5%以下
パターンファクタ (目標:15%以下)	未測定 (大気圧では14%)
今後の課題	<ol style="list-style-type: none"> よりいっそうの低NO_x化の可能性の検討 燃焼器の長期性能の確認 (触媒を含む) 制御法の確立 大型化

5-4 今後の展開

複合型触媒燃焼器は、高圧下でも1,300°Cで10ppm以下の低NO_x燃焼を実現できることを実証した。しかし、NO_xの排出基準は、将来ますます厳しくなると予想される。このため、今後の本技術の開発に際しては、まず、NO_xのさらなる低減化が必要と考える。

複合型触媒燃焼器は、触媒燃焼ガス中に追加注入する予混合ガスの燃料濃度を希薄化するほど、NO_xを低減できる。そのためには、燃焼器の冷却空気の低減が有効である。すなわち、冷却空気の低減によって、予混合ノズルに分配する空気が増加し、追加予混合ガスの希薄化を図ることができる。

そこで、関西電力㈱と共同で、9年度を目途に、冷却空気を著しく低減できる、セラミックライナを適用した複合型触媒燃焼器の開発を進めている。また、実用化を図るには、触媒を含めた燃焼器の長期性能の確認、負荷

適応性の実証、制御システムの確立、大型化などの課題があげられる。このため、当研究所は、触媒の耐久性を基礎的に検討している。

当研究所では、1,300°C級触媒燃焼技術の確立を当面の目標としているが、その次のステップとしては、高温化、および石炭ガス化燃料などの燃料多様化への対応が考えられる。まず、触媒を1,000°C以下で使用し、二段目の燃焼で目的の燃焼器出口温度を得る本システムは、基本的には1,300°C以上の高温化にも対応できる。しかし、高温化に伴う圧力上昇に適応できる触媒の開発、二段目の燃焼によるNO_x生成の抑制などが課題となる。また、石炭ガス化燃料への対応については、乾式クリーンアップを用いる場合は、触媒燃焼によるフェルNO_xの低減技術の開発、触媒の被毒防止対策などが課題となる。

- 参考文献
- (1) 福澤久、小沢靖、電力中央研究所・総合報告：W05 (1989年5月)。
 - (2) 小沢靖、平野純司他、電力中央研究所・研究報告：W91007 (1991年9月)。
 - (3) 小沢靖、久松暢他、電力中央研究所・研究報告：W92038 (1993年6月)。
 - (4) 藤井智晴、小沢靖他、電力中央研究所・研究報告：W93014 (1994年5月)。
 - (5) 小沢靖、平成7年度電力中央研究所研究発表会火力部門予稿集、25 (1995)。
 - (6) Y.Ozawa, J.Hirano, et al., ASME Paper No.93-GT-344 (1993)。
 - (7) Y.Ozawa, T.Fujii, et al., Catalysis Today, 26,351-357 (1995)。
 - (8) T.Fujii, Y.Ozawa, et al., ASME Paper No.96-GT-382 (1996)。
 - (9) Y.Ozawa, T.Fujii, et al., Catalysis Today (投稿中)。
 - (10) De Corso, S.M.et al., Trans, ASME J.Eng. Power, 159 (Apr.1977)。
 - (11) 福澤久、触媒、Vol.37, No. 5、327 (1995)。

- 特許
- (1) 触媒燃焼方法、特許登録番号 1930074号、平成7年5月12日。
 - (2) 接触燃焼用触媒、特許登録番号 2531639号、平成8年6月27日。
 - (3) 接触燃焼用触媒、特許登録番号 2531640号、平成8年6月27日。
 - (4) 接触燃焼用触媒、特許登録番号 2531641号、平成8年6月27日。

第 章

6

石炭ガス化複合発電用ガス
タービン燃焼器の開発

第6章 石炭ガス化複合発電用ガスタービン燃焼器の開発 ● 目次

横須賀研究所 プラント熱工学部 長谷川武治

6-1	研究の背景	79
6-2	石炭ガス化燃料の特徴と燃焼器開発のための技術課題	80
6-3	石炭ガス化燃料のNO _x 生成特性	82
6-4	石炭ガス化低カロリー燃料用高温燃焼器の開発	84
6-5	今後の展開	90

コラム	石炭ガス化複合発電 (IGCC)	79
-----	------------------------	----

コラム	希釈空気孔ーガスタービン燃焼器での空気の役割	83
-----	------------------------------	----



長谷川武治 (1991年入所)

これまで、空気吹き石炭ガス化低カロリー燃料を用いるガスタービン低NO_x燃焼技術に関する研究に取り組み、石炭ガス化複合発電用1,300℃級および1,500℃級ガスタービン燃焼器開発を進めてきました。今後は、あらゆる石炭ガス化方式に対応可能な超高温・低NO_xガスタービン燃焼技術の確立に取り組んでいく予定です。

6-1 研究の背景

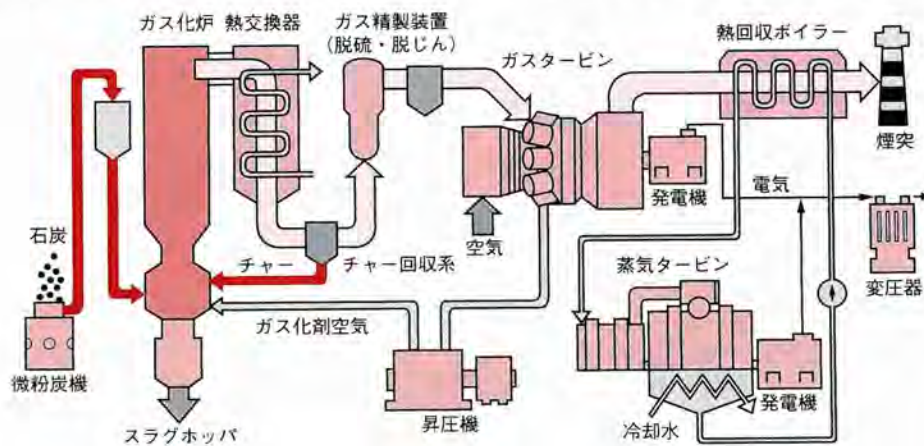
石炭は、世界中に広く分布し、埋蔵量も豊富であり、長期的にみて安定供給が可能であることから、発電における石炭利用の拡大を図る技術開発が進められている。なかでも、石炭ガス化複合発電は、幅広い炭種適合性があり、また、高効率で環境保全性に優れた新火力技術として、21世紀を目指した開発導入が期待されている。わが国においては、1986年から200t/日の空気吹き噴流床石炭ガス化複合発電パイロットプラントの研究開発が、国家プロジェクトとして開始されている。

当研究所は、この中核技術である空気吹き加圧二段噴流床石炭ガス化炉、高性能乾式ガス精製技術の開発を手がけ、勿来の200t/日パイロットプラント開発に反映されている。また、本発電方式の重要課題の一つであるガスタービン技術については、これまでの石炭ガス化低カロリー燃料用1,300℃級ガスタービン燃焼器の開発⁽¹⁾を踏まえ、現在はより一層の高温化による熱効率の向上と低NO_x化を目指し、1,500℃級燃焼器の研究開発を進めてきた^{(2)~(6)}。

コラム 石炭ガス化複合発電 (IGCC)

石炭ガス化複合発電とは、石炭をガス化し、これをクリーンにした後、ガスタービンで発電すると同時に、その排熱で蒸気を発生させ蒸気タービンで発電する複合発電方式です。この発電方式には、石炭をガス化することにより負荷運用性の良いガスタービン

の燃料として石炭を利用できることと、従来のガスタービンで排熱として捨てられていた熱エネルギーを回収し、蒸気タービンでさらに発電することにより、単純サイクルガスタービンでは得られない高効率発電が実現できるという特徴がある。



石炭ガス化複合発電プラント構成図

6-2 石炭ガス化燃料の特徴と 燃焼器開発のための技術課題

図6-2-1に空気吹き噴流床方式石炭ガス化燃料の組成例を示す。ガス化剤に空気を用いる噴流床石炭ガス化燃料は、一酸化炭素(CO)、水素(H₂)と少量のメタン(CH₄)を主要な可燃性成分とし、燃料組成の70%程度を窒素(N₂)や二酸化炭素(CO₂)などの不燃性成分が占める。このため、燃料発熱量は約1,000kcal/m³と低く、LNG燃料の約1/10である。しかも、上記方式から生成されるガス化燃料は、流動床方式と比較して、H₂よりも燃

焼速度の遅いCOの組成割合が高く、保炎機構が重要となる。

空気吹き石炭ガス化低カロリー燃料は、LNG等の高カロリー燃料と異なり、不燃性成分を多く含むため火炎温度が低い。図6-2-2は、石炭ガス化燃料とLNGの理論断熱火炎温度を比較したものである。LNGの場合、最高火炎温度は当量比が1.05の時に約2,200℃であるのに比較して、本研究が対象とする石炭ガス化燃料の場合は、当量

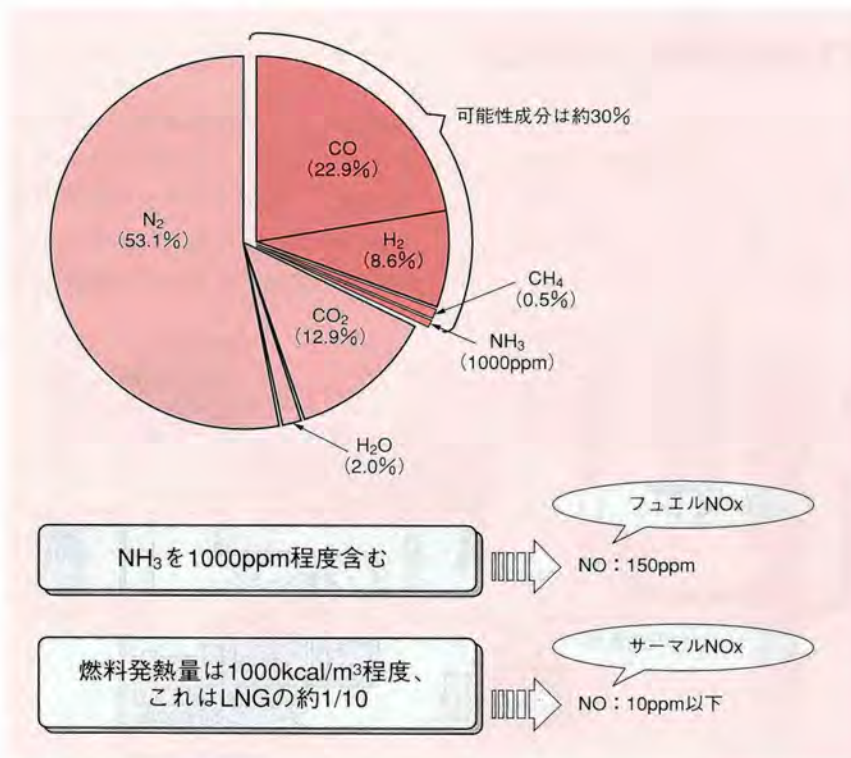


図6-2-1 空気吹き噴流床石炭ガス化燃料の特徴
(乾式ガス精製の場合)

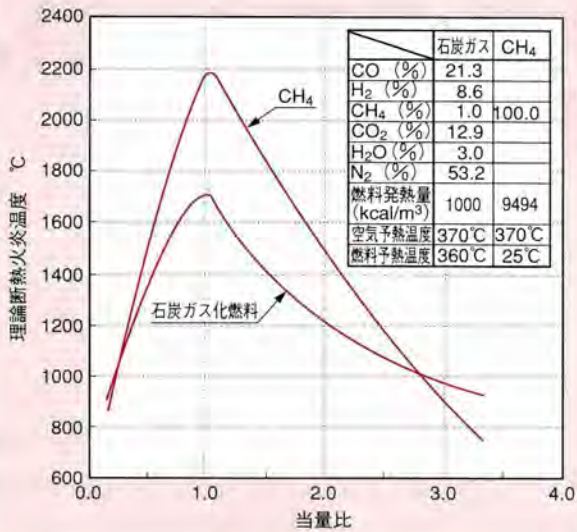


図6-2-2 石炭ガス化燃料とCH₄の断熱炎温度の比較

比が1.0の時に約1,700°Cと500°C程度低い。

さらに、ガス精製をプラント熱効率上有利な乾式で行う場合、ガス化の過程で石炭中の窒素化合物から生成されるアンモニア (NH₃) は除去されずに燃焼器に供給され、燃焼過程で窒素酸化物 (フュエルNO_x) となり、排出されるNO_xの大半を占める。このため、NH₃を含む石炭ガス化燃料を用いたガスタービン燃焼器では、低NO_x化技術が重要となる。

熱効率向上を目的とした石炭ガス化低カロリー燃料用燃焼器の高温化においては、以下に述べるような技術課題がある。

図6-2-3は、石炭ガス化低カロリー燃料用燃焼器における、燃焼器出口ガス温度と燃焼器への供給空気量の関係を示す。図では、燃料流量を一定とし、実証プラントへ

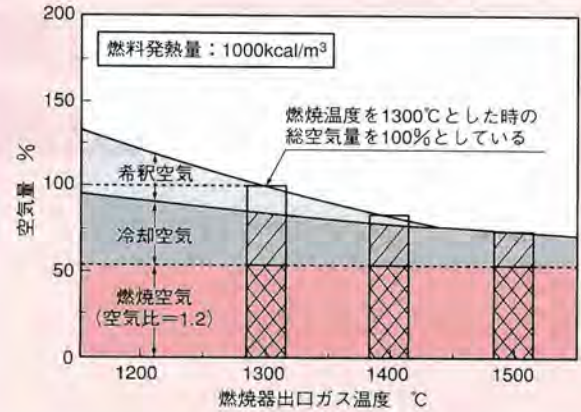


図6-2-3 燃焼器出口ガス温度と燃焼器への供給空気量の関係

の導入が期待される1,300°C級燃焼器の供給空気量を100%として表した。また、供給空気のうち燃料を完全燃焼させるための空気として、量論空気量 (燃料を完全燃焼することができる最小空気量)の1.2倍に相当する空気を燃焼空気とし、燃焼器壁面を冷却するための空気を冷却空気、出口ガス温度を調整するための空気を希釈空気 (p.83コラム参照)とした。1,500°C級燃焼器では、供給し得る総空気量は、1,300°C級燃焼器の場合の約70%と大幅に減少し、冷却空気量も減少する。したがって、燃焼器の高温化に伴ない燃焼器壁面の冷却を強化する必要があるにもかかわらず、希釈ならびに冷却空気量が減少するため、壁面冷却技術の高性能化を図る必要がある。

さらに、空気量の減少とともに、燃焼器の空気配分設計の自由度も著しく低下し、少ない空気量で、安定燃焼、低NO_x化を図る必要が生じる。

6-3 石炭ガス化燃料の NO_x 生成特性

石炭ガス用ガスタービン燃焼器を開発するにあたり、燃料中の NH_3 に起因して生成するフュエル NO_x の制御が重要となる。このフュエル NO_x の生成特性について図6-3-1に示す小型拡散バーナーを用いた燃焼実験により検討した⁽⁷⁾。

燃料中のN分に起因する、フュエル NO_x を抑制する燃焼技術として、二段燃焼法が知られている。燃料中のN分から NO_x への転換率は、空気過剰条件では高い値を示すが、燃料過剰条件では低下する。図6-3-2は、総当量比を0.44、すなわち、燃焼器出口ガス温度を $1,300^\circ\text{C}$ で一定とし、一次当量比を変化させた二段燃焼時の、燃料中の

NH_3 から NO_x への転換率を、 CH_4 濃度をパラメータにして示す。このように、本研究で対象とする石炭ガス化低カロリー燃料においても、一次当量比を1以上の燃料過剰条件とすることで、転換率を大幅に低減することが可能であり、フュエル NO_x を抑制する燃焼法として、二段燃焼法が有効であることが明らかになった。また、燃料中に CH_4 を含む場合には、 NH_3 の分解に伴って、一次燃焼領域で生成する HCN が二次燃焼領域で、 NO_x に転換され易くなり、転換率が最小となる一次当量比が存在する。空気吹き噴流床石炭ガス化燃料では、 CH_4 を0.5%含むことから、転換率を最小とする一次当量比は約1.6であ

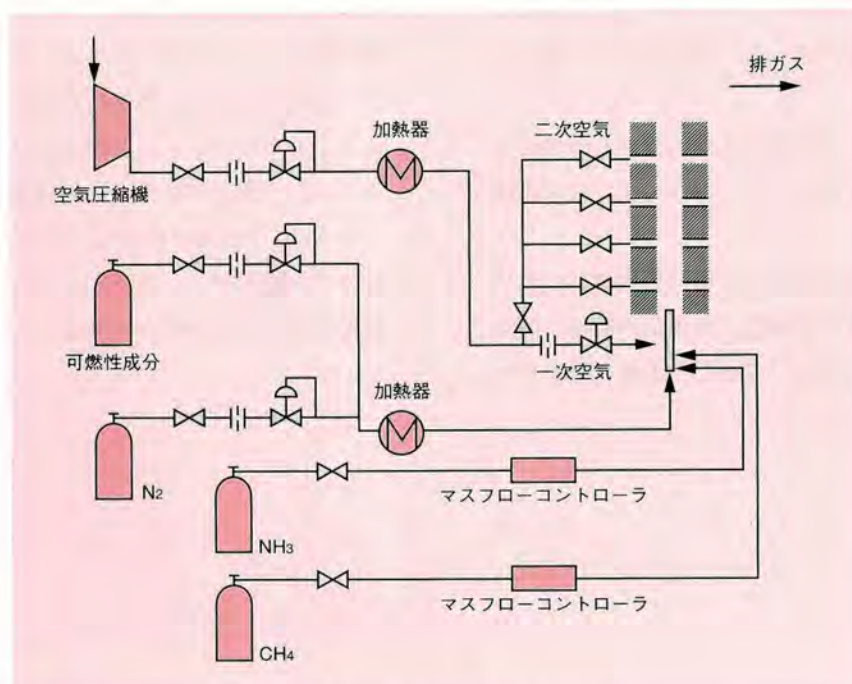


図6-3-1 基礎実験装置系統図

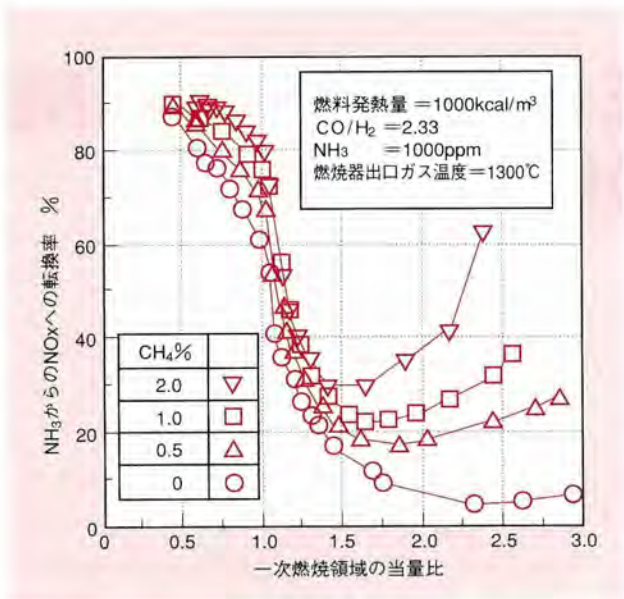


図6-3-2 二段燃焼時のNO_x排出特性に及ぼすCH₄濃度の影響

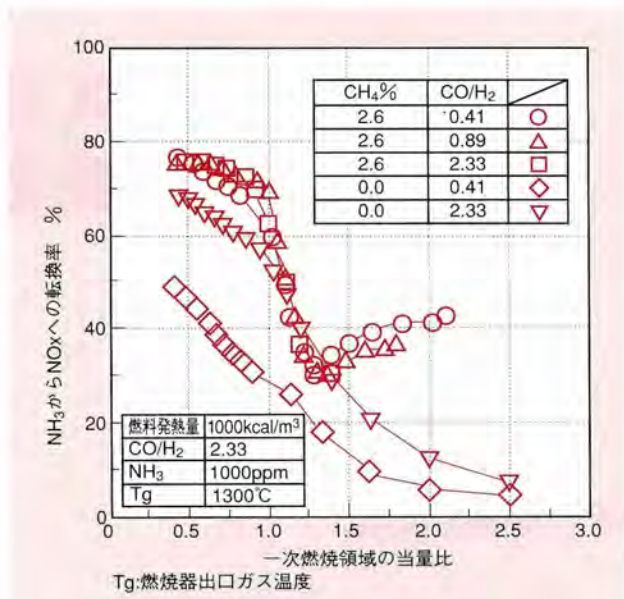


図6-3-3 二段燃焼時のNO_x排出特性に及ぼすCO/H₂モル比の影響

ることが示される。

次に、石炭ガス化燃料の主要な可燃性成分であるCOとH₂の比率は、ガス化炉型式や石炭種、ガス化条件により変化するため、CO/H₂モル比の変化がNO_x排出特性に及ぼす影響を検討した。図6-3-3は、一次当量比と燃料中のNH₃からとNO_xへの転換率の関係を、CH₄を含む場合と含まない場合について、CO/H₂モル比をパラメータにし

て示す。CH₄を含まない場合は、一次当量比が1以下の空気過剰条件で、CO/H₂モル比の影響が顕著であり、CO/H₂モル比が高いほど高い転換率を示した。一方、燃料中にCH₄を含む場合には、CO/H₂モル比は転換率に影響せず、いずれのCO/H₂モル比においても転換率はほぼ同じ値を示した。

コラム 希釈空気孔ーガスタービン燃焼器での空気の役割

燃焼器へ導入する空気には以下の三つの役割がある。

1. 燃焼用空気：燃料を燃焼させるために用いられる空気
2. 冷却用空気：燃焼器の壁温を材料の耐熱許容温度以下にまで冷却するために用いられる空気
3. 希釈用空気：燃焼ガスの温度を平均化し、燃焼器出口でのガスの温度分布をタービンが許容できるものとするために用いられる空気

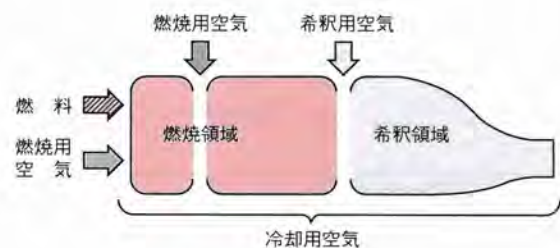


図 燃焼器概念図

6-4 石炭ガス化低カロリー燃料用 高温燃焼器の開発

6-4-1 燃焼器の特徴

これまでに開発した石炭ガス用1,300℃級燃焼器では、CO排出濃度を20ppm以下、燃焼効率をほぼ100%、また、燃料中にNH₃が1,000ppm含まれるとした場合の燃料中にNH₃からNO_xへの転換率を40%程度に制御できることを確認した⁽¹⁾。

さらに、高温化による熱効率の向上を目指して、1,500℃級燃焼器を設計、試作した。概略を図6-4-1に示す。本燃焼器は、以下のような特徴を持つ。

① 部分負荷時における燃焼安定性を確保するために、

燃焼器入口部に副燃焼室を設け、ここへの燃料供給量を全燃料流量の15%程度とし、常に安定した火炎を形成させることにより、保炎性能の向上を図った。

② 燃料中のNH₃に起因して生成するフェュエルNO_xを抑制するために、二段燃焼法（リッチ・リーン燃焼法）を導入し、一次燃焼領域における当量比を基礎燃焼実験結果から1.6に設定した。また、燃焼器構造には、一次燃焼領域と二次燃焼領域を明確に分離した二室構造を採用し、リッチ・リーン燃焼を強化した。

③ 供試燃焼器の二次空気流入速度を抑制する構造とし、一次燃焼領域への二次空気の巻き込みを抑える

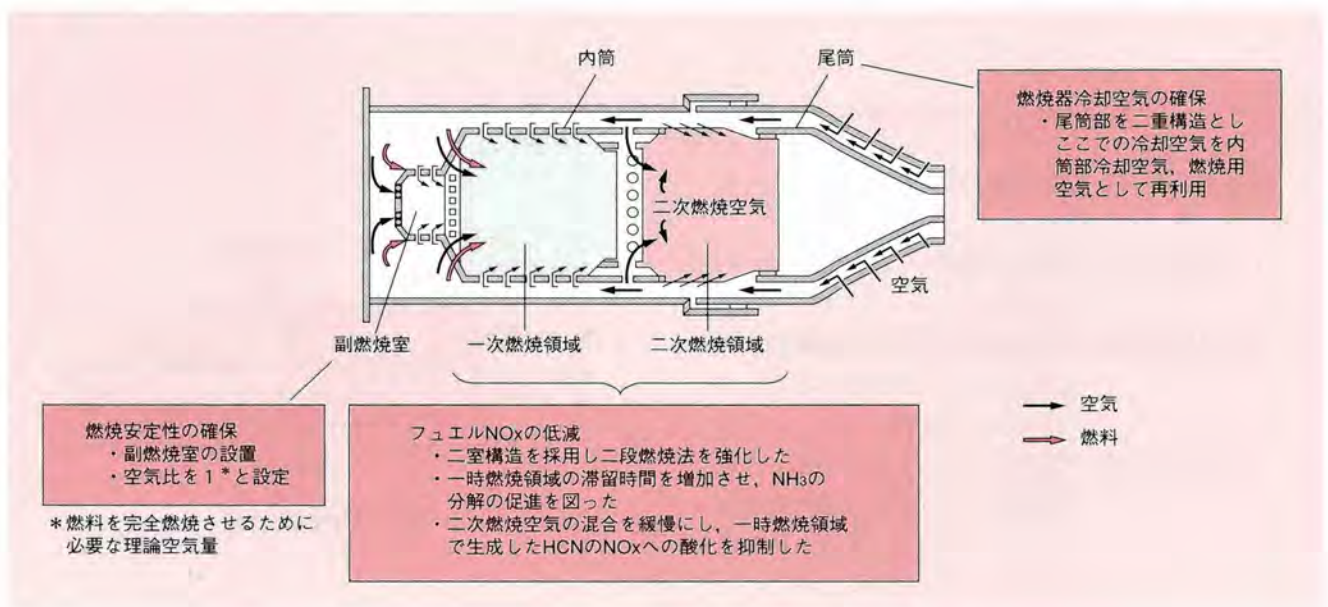


図6-4-1 1500℃級燃焼器の構造断面概略とその特徴

ことにより、一次燃焼領域での燃料過濃条件を確保し、より一層の低NO_x化に努めた。

- ④ 従来のLNG燃料に比較して、空気量が大幅に低下するため、希釈空気孔を削除するとともに、尾筒を二重構造にしてインピンジメント冷却とし、尾筒の冷却空気を燃焼器壁面冷却に再利用することで、冷却空気量の不足を補った。また、特に高温になると予想される副燃焼室と一次燃焼領域に、インピンジメント冷却とフィルム冷却を組み合わせた積層冷却構造を採用し、冷却効率を高めた。

上記の設計に基づいて設計、試作した150MW、1,500°C級燃焼器の外観を図6-4-2に示す。

6-4-2 燃焼試験設備

図6-4-3は、試作した燃焼器の燃焼試験に用いた試験設備の概要を示す。本設備では、次のような方法でLPGを改質、調整することにより、石炭ガス化燃料を模擬したガスが得られ、この模擬ガスを用いて150MW級実サイズ燃焼器一缶の常圧燃焼試験と、その1/2サイズの燃焼器

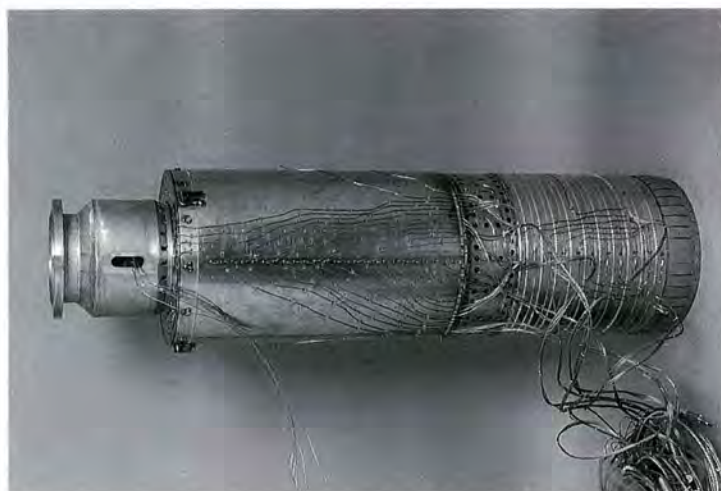


図6-4-2 1500°C級燃焼器の外観

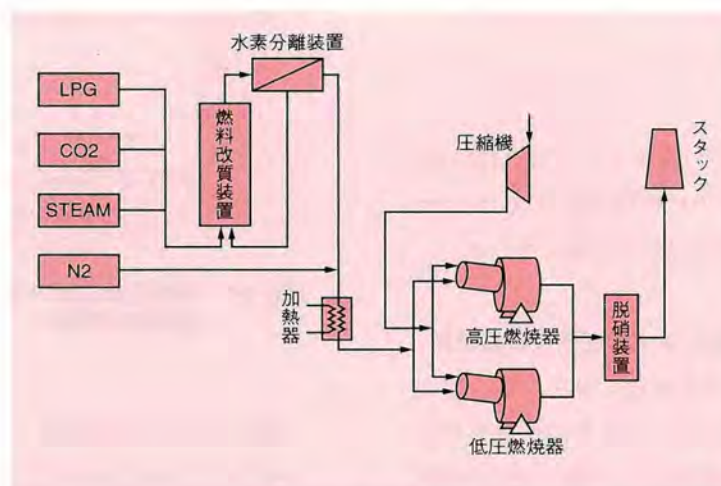


図6-4-3 試験設備系統図

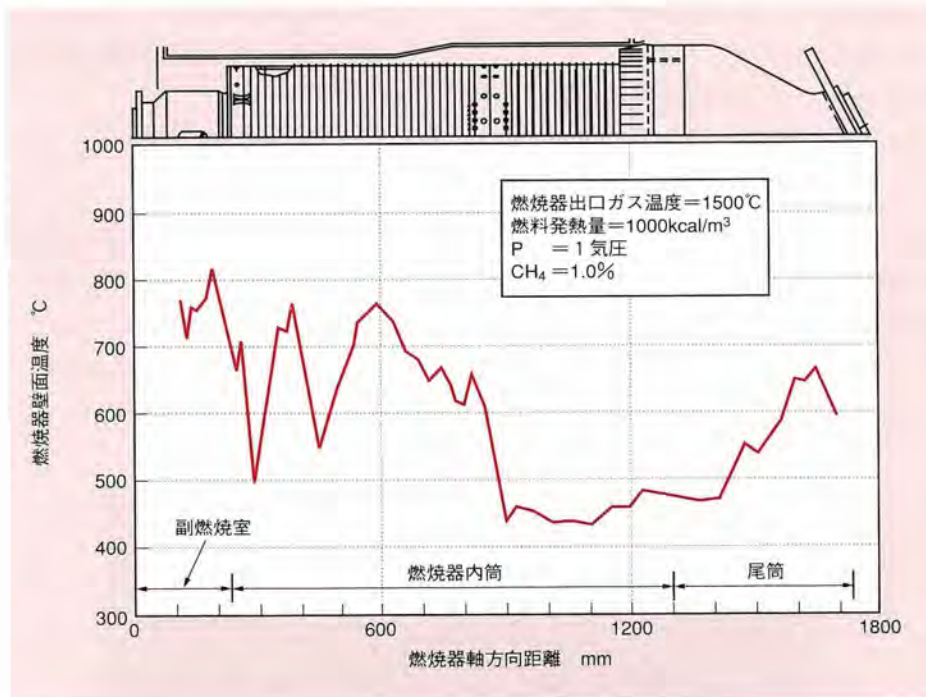


図6-4-4 燃焼器壁面温度分布

の高圧燃焼試験が実施できる。

原料のLPGをCO₂と水蒸気で改質した後、水素分離膜によってCO/H₂モル比を調整する。これに、N₂を添加して燃料発熱量を調整し、NH₃を添加して燃料ガスとする。燃料と空気は、それぞれ予熱器によって所定の温度まで加熱し、燃焼器に供給される。

6-4-3 燃焼試験結果

燃焼器性能を把握するための試験としては、150MW級実サイズの燃焼器を用いた常圧燃焼試験と、その1/2サイズの燃焼器を用いた高圧燃焼試験を実施している。

(1) 150MW級実サイズ燃焼器による常圧燃焼試験結果

図6-4-4に、燃焼器出口ガス温度を1,500°Cとし、燃料発熱量を1,000kcal/m³で一定としたときの燃焼器壁面温度分布を示す。燃焼器壁面温度は、全般に材料の耐熱許容温度(800°C)以下であり、少ない空気量で効率良く冷却されているのがわかる。

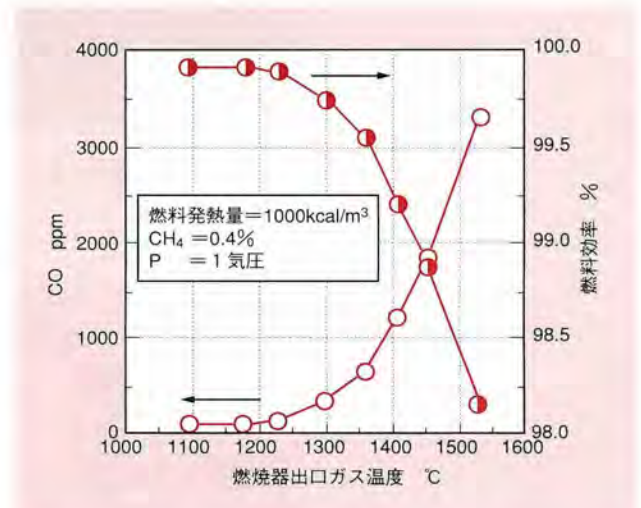


図6-4-5 燃焼器出口ガス温度とCO排出濃度ならびに燃焼効率の関係

図6-4-5に、空気流量を一定として燃料流量を変化させた場合の、燃焼器出口ガス温度とCO排出特性、ならびに燃焼効率の関係を示す。出口ガス温度が1,200°C以下では99.9%以上の燃焼効率を示すが、1,200°C以上ではCO排

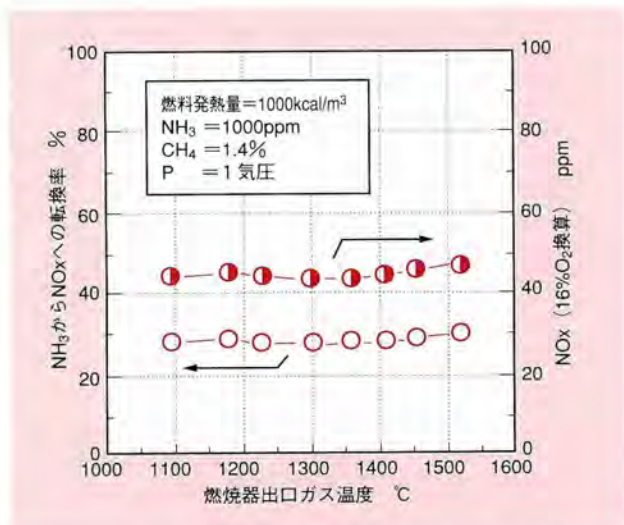


図6-4-6 燃焼器出口ガス温度とNOx転換率ならびにNOx排出濃度の関係

出濃度が増加するとともに、燃焼効率は低下し、1,500℃の温度条件では、CO排出濃度は約3,300ppm、燃焼効率は約98.2%となった。

図6-4-6は、燃料中のNH₃濃度を1,000ppm、CH₄濃度を0.4%とした場合の、燃焼器出口ガス温度とNO_x転換率、およびNO_x排出濃度の関係を示す。燃焼試験では、図6-4-5同様、空気流量を一定として燃料流量を変化させた。本燃焼器は、1,100℃から1,500℃までの範囲において、NO_x転換率は30%以下、NO_x排出濃度(16%O₂換算濃度)は50ppm以下の低NO_x燃焼が可能であった。

また、燃焼器出口ガス温度分布は、タービン翼の寿命に大きく影響するため、重要な性能評価項目である。本燃焼器では、燃焼器出口ガス温度分布の不均一度を示す指標であるパターンファクターは、平均ガス温度1,500℃において6.6%であり、設計目標である15%以下を十分満足する結果であった。

以上のように、設計、試作した150MW、1,500℃級燃焼器は、CO排出特性すなわち燃焼効率を除いて、設計目標を十分に満足できる性能を示した。

(2) 1/2サイズ燃焼器の高圧燃焼試験結果

常圧燃焼試験の結果から、COが高い濃度で排出されることが分かった。しかしながら、燃料中のNH₃からNO_x

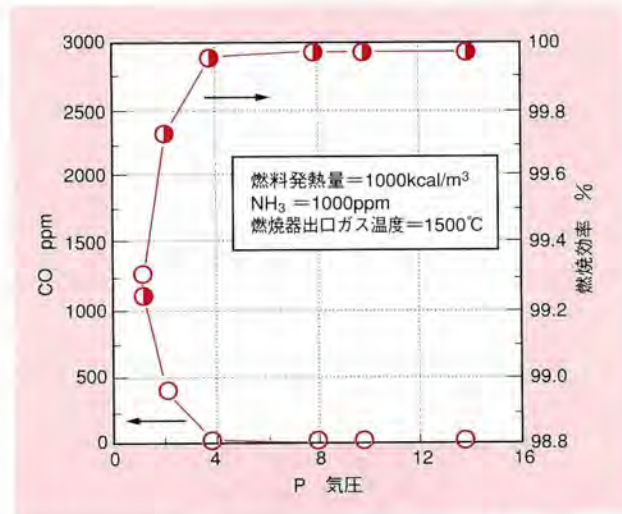


図6-4-7 CO排出濃度と燃焼効率におよぼす燃焼圧力の影響

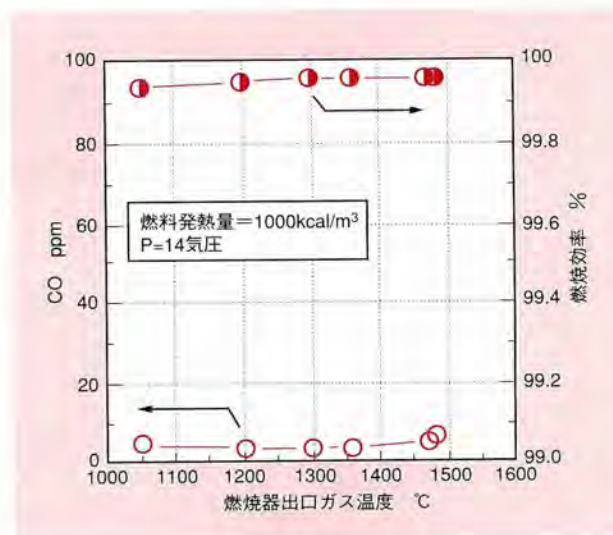


図6-4-8 燃焼器出口ガス温度とCO排出濃度ならびに燃焼効率の関係

への転換率やCO排出濃度は、燃焼器内圧力の影響を受けることが知られていて⁽¹⁾、本燃焼器の圧力依存性を検討するために、同一設計による1/2サイズの燃焼器を試作し、高圧燃焼試験を実施した。図6-4-7は、燃焼器出口ガス温度を1,500℃とする条件でのCO排出特性に及ぼす圧力の影響を示している。燃焼器内の圧力の上昇に伴いCO排出濃度は急激に低下し、4気圧以上の圧力では、CO排出濃度は20ppm以下、燃焼効率は99.9%以上であった。

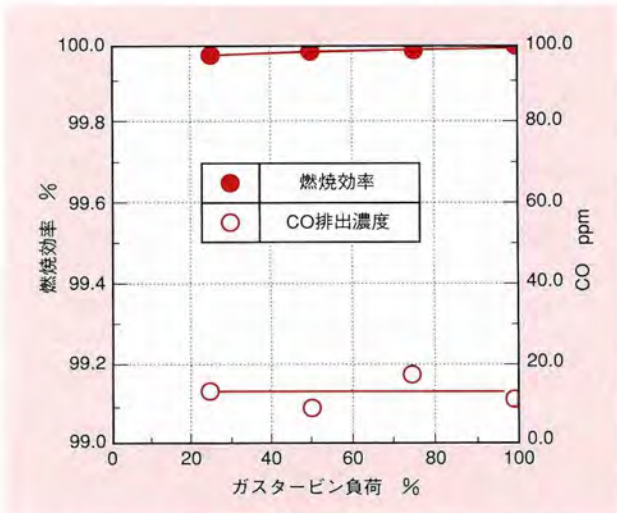


図6-4-9 ガスタービン負荷と燃焼効率ならびにCO排出濃度の関係

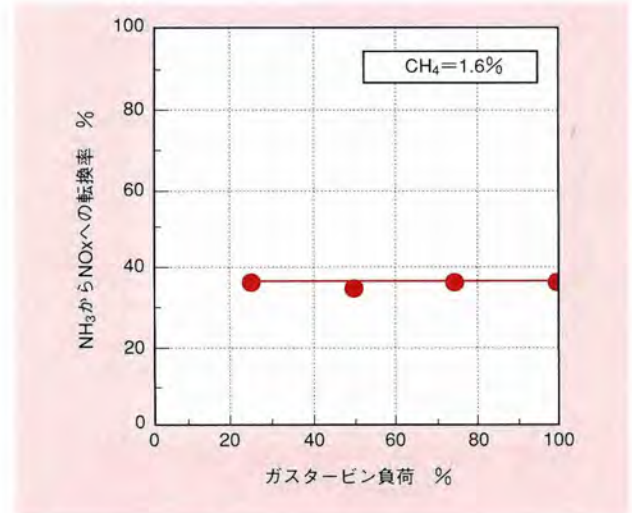


図6-4-10 ガスタービン負荷とNO_x転換率の関係

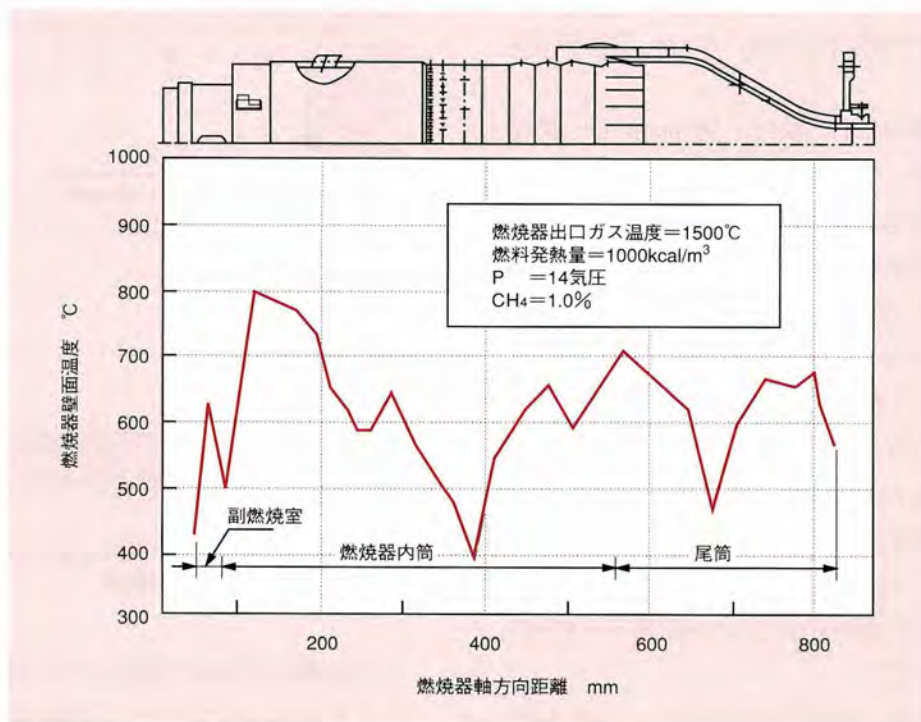


図6-4-11 燃焼器壁面温度分布

また、図6-4-8は、燃焼器内の圧力を14気圧としたときの、燃焼器出口ガス温度とCO排出特性および燃焼効率の関係である。1,100°Cから1,500°Cの燃焼温度範囲において、CO排出濃度は10ppm以下、燃焼効率は99.9%以上を

示しており、目標性能を十分に満足する結果であった。

また、石炭ガス用ガスタービン燃焼器では、プラント負荷変動に伴い燃焼圧力、空気ならびに燃料投入量、燃料中のNH₃濃度が異なる。このため、IGCCの実際の運用

に応じた燃焼試験を実施し、燃焼器の性能を検証した。

図6-4-9は、ガスタービン負荷とCO排出特性の関係を示す。このように、石炭ガス化燃料の専焼となる1/4以上のガスタービン負荷条件では、CO排出濃度は20ppm以下、燃焼効率はほぼ100%を達成できた。また、図6-4-10は、定格負荷条件において燃料中にNH₃が1,000ppm含まれるとした場合の、ガスタービン負荷とNO_x転換率の関係を示す。石炭ガス化燃料の専焼条件では、転換率を40%（16%O₂換算でNO_x排出濃度は60ppm）以下に抑制することができた。

図6-4-11は、最も高温となる定格相当条件時の燃焼器壁面温度分布を示す。図6-4-4の150MW級実サイズ燃焼器による常圧燃焼試験の結果と同様に、燃焼器壁面温度を全般に材料の耐熱許容温度（800℃）以下に抑制することができた。

以上、開発した石炭ガス化低カロリー燃料用1,500℃級燃焼器は、無負荷条件を除くガスタービンの全負荷帯で安定、かつ低NO_x燃焼が可能であり、1,500℃級燃焼器として優れた性能を示した。

6-5 今後の展開

当研究所では、空気吹き石炭ガス化複合発電の開発の一環として、石炭ガス用ガスタービン燃焼器の開発研究を実施し、低カロリー燃料用1,500℃級低NO_x燃焼器技術を確立した。今後は、各種ガス化方式に対応したガス

タービン燃焼器技術の確立に向けて、酸素吹き石炭ガス化方式による中カロリー燃料を対象としたガスタービン燃焼器について、高温化、高効率化を目指した研究開発を進める。

参考文献 (1) 例えば、中田俊彦、ほか6名、電力中央研究所報告、W90011、平成2年10月。

(2) 中田俊彦、ほか3名、電力中央研究所報告、W91048、平成4年5月。

(3) 二宮徹、ほか3名、電力中央研究所報告、W92040、平成5年5月。

(4) 中田俊彦、ほか3名、電力中央研究所報告、W92041、平成5年8月。

(5) 二宮徹、ほか2名、電力中央研究所報告、W93032、平成6年6月。

(6) 二宮徹、ほか2名、電力中央研究所報告、W94027、平成7年4月。

主な成果 (1) 佐藤幹夫、中田俊彦、芳根俊行、山田正彦、石炭ガス化用1,300℃級ガスタービン燃焼器の開発、日本機械学会論文集(No.89-1095A)、56-530、B(1990)、3147-3154。

(2) 佐藤幹夫、中田俊彦、芳根俊行、山田正彦、石炭ガス化用1,300℃級ガスタービン燃焼器の開発(第3報、2室保炎強化形燃焼器の性能評価)、日本機械学会論文集(No.90-0859A)、57-535、B(1991)、803-810。

(3) 中田俊彦、佐藤幹夫、二宮徹、芳根俊行、山田正彦、石炭ガス化用1,300℃級ガスタービン燃焼器の開発(第4報、高圧条件における燃焼器の性能評価)、日本機械学会論文集(No.92-0205)、58-553、B(1992)、2890-2897。

(4) 中田俊彦、佐藤幹夫、長谷川武治、石炭ガス化用ガスタービン燃焼器のフェルNO_xの生成特性、日本機械学会論文集(No.92-1549)、59-564、B(1993)、228-235。

(5) 二宮徹、佐藤幹夫、長谷川武治、中田俊彦、石炭ガス化用1,500℃級ガスタービン燃焼器の開発(第2報、1,500℃級燃焼器の試作とその性能評価)、第22回ガスタービン定期講演会講演論文集、(1994)、63-70。

(6) T.Nakata, M.Sato, T.Ninomiya and T.Hasegawa, A Study on Low NO_x Combustion in LBG-Fueled 1,500°C-Class Gas Turbine. ASME paper, 94-GT-218。

(7) 佐藤幹夫、中田俊彦、山内浩二、石炭ガス化低カロリー燃料のNO_x生成特性、燃料協会誌、69-10、(1990)、952-959。

特許 (1) 名称：「ガスタービン燃焼器」 出願番号：5-155409 提出日：平成5年6月25日(出願中)。

(2) 名称：「ガスタービン燃焼装置」 出願番号：2-260713 提出日：平成2年9月29日(出願中)。

(3) 名称：「ガスタービン燃焼装置」 出願番号：2-66980 提出日：平成2年3月19日(出願中)。

(4) 名称：「低カロリーガス用ガスタービン燃焼器」 出願番号：63-188352 提出日：昭和63年7月29日(出願中)。



第7章

ガスタービン高温部品の
耐久性評価・向上

第7章 ガスタービン高温部品の耐久性評価・向上 ● 目 次

ガスタービン高温部品保守技術課題推進担当
横須賀研究所 プラント熱工学部 高橋 毅

7-1	研究の背景	93
7-2	主要な検討課題	95
7-3	今後の課題	99

高橋 毅 20ページに記載

7-1 研究の背景

高効率でクリーンな発電技術としてLNG複合発電の導入が積極的に進められる一方、ガスタービンの燃焼器、動静翼等の高温部品の補修コストが高く、効率向上により本来得られるメリットが損なわれていることが指摘されている。発電所では、コスト低減の観点から部品の利用期間の延長に取り組んでいるが、ガスタービン高温部品の損傷状態評価に関する技術は検討段階にあり、定量的な劣化診断、寿命評価を確立するには至っていない。

このため、ガスタービン高温部品保守技術に関する合理的基準の早期確立、部品個々の耐久性向上策の確立が強く望まれている。

このような背景から、当研究所は、ガスタービン保有電力各社（東北、東京、中部、関西、中国、九州）の協力の下、ガスタービン高温部品の耐久性評価・向上技術の確立に向けた研究開発を1995年より開始している。表7-1-1に研究行程の概略を、図7-1-1に研究のフローを示す。

表7-1-1 「ガスタービン高温部品の耐久性評価・向上」研究行程の概略

検討項目	年 度					
	'95	'96	'97	'98	'99	2000
●ガスタービン高温部品 実態調査・分析	実態調査、分析、現行補修指針への反映					
●ガスタービン高温部品 使用環境条件の解明	既設計器データによる分析、監視技術の検討、高温場環境・高温部品使用実態の解明					
ー実機条件での高温部品 使用環境の検討	適用に関する調査、高温部品温度の解析、高温場解析技術の検討					
ー数値解析を用いたガ スタービン高温場の 解明						
●高温部品寿命評価法の 開発	高温部品使用材料強度データの取得、実機応力条件に基づく寿命評価法の開発					
ーガスタービン高温部品 金属材料部の寿命評価	コーティング損傷実態の調査・分析、損傷機構の解明、損傷評価手法の確立					
ーガスタービンコーティング 層の伝熱・耐久性評価						
ーセラミックコーティング 層の耐久性向上に関 する検討	耐久性向上性因子の開発、向上策の検討					

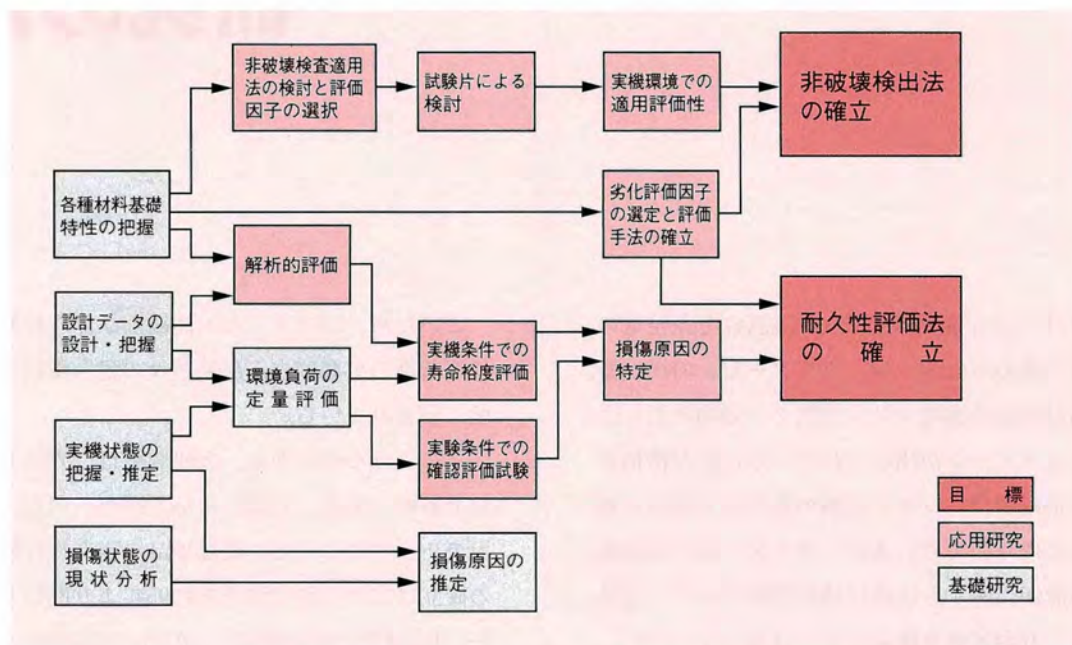


図7-1-1 ガスタービン高温部品耐久性評価研究のフロー

7-2 主要な検討課題

ガスタービン高温部品の耐久性向上に関する当研究所のアプローチは、以下のとおりである。

7-2-1 ガスタービン高温部品実態調査

ガスタービンの損傷に関して、電力各社は詳細な検査、傾向管理を実施している。これらデータが横断的に利用できれば、例えば、異なる発電所の同一形式ガスタービンにおける劣化・損傷状態の比較や設計、運転様相の違いによる寿命管理手法の比較等が可能となり、現状の高温部品管理技術への反映に加え、将来の寿命向上研究に役立つものと考えられる。このため、電力各社のガスタービン高温部品損傷状態の調査を開始しており、劣化・

損傷に関する傾向把握(運転状況、設計、補修状況など)のためのデータベースの作成等を行う計画である。図7-2-1に検討中のデータベースの概略を示す。

なお、大半のガスタービン技術データは、機密保持の必要性があるため、収集されたデータは開示していない。

本課題での検討項目は以下のとおりである。

- ① 電力各社全ガスタービン設備の設計、運用、保守に関する調査とデータベースの作成
- ② 高温部品保守技術・耐久性評価法の現状把握と問題点・課題抽出

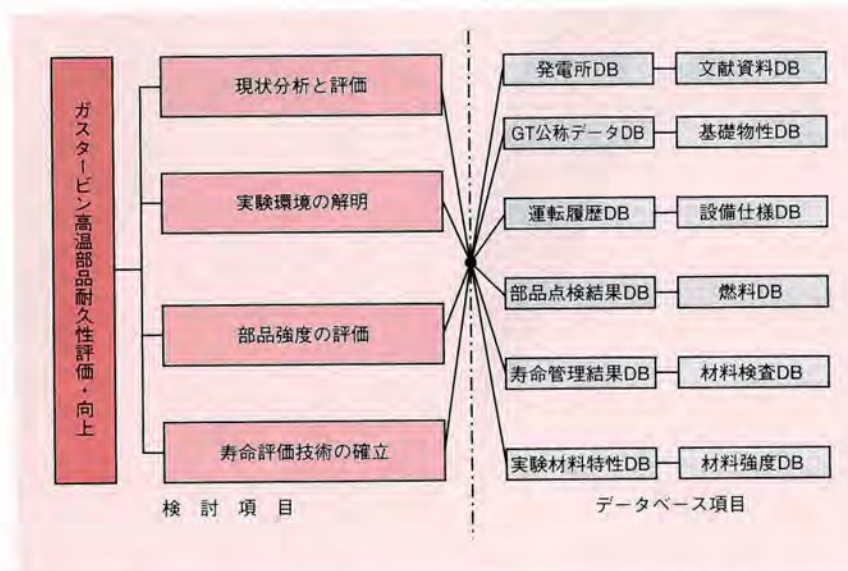


図7-2-1 ガスタービン高温部品データベース項目の概略

7-2-2 ガスタービン高温部品使用環境条件の調査・解明

ガスタービン高温部品のおかれている環境を考慮すると、部品そのものの状態、運転環境のいずれも計測が非常に難しく、ほとんど解明されていないといっても過言ではない。ガスタービン高温部品はほとんどが厳しい温度条件での利用のため、わずかの温度上昇が疲労、クリープなどの劣化・損傷を引き起こすことになる。このため、特に温度を対象に実機環境の予測あるいは実測を計画している。図7-2-2に数値計算による1,100℃ガスタービン静翼部流動解析結果例を示す。数値計算による研究では、尾筒出口での温度分布、流束分布と第一段静翼回りの3次元熱伝達率評価を目標にしている。

本課題での主要な検討項目は次のようである。

- ① 実機を対象とした起動・停止・定常運転時のプラント各部の状態量の測定と、高温部品各部環境（温度、圧力状況など）の予測、解明
- ② 実機監視技術開発のための、実験室規模での高温部品ならびに高温部品環境状態の測定技術の検討
- ③ 数値解析を利用した高温部品周り環境、高温部品の評価技術の確立

7-2-3 高温部品寿命評価法の開発

ガスタービン高温部品は、高温での信頼性確保のため、従来火力とは全く異なる材料、コーティング技術を多用している。金属母材がおかれる温度も800℃以上と高温であり、従来火力の材料より150℃以上高い条件にある。ま

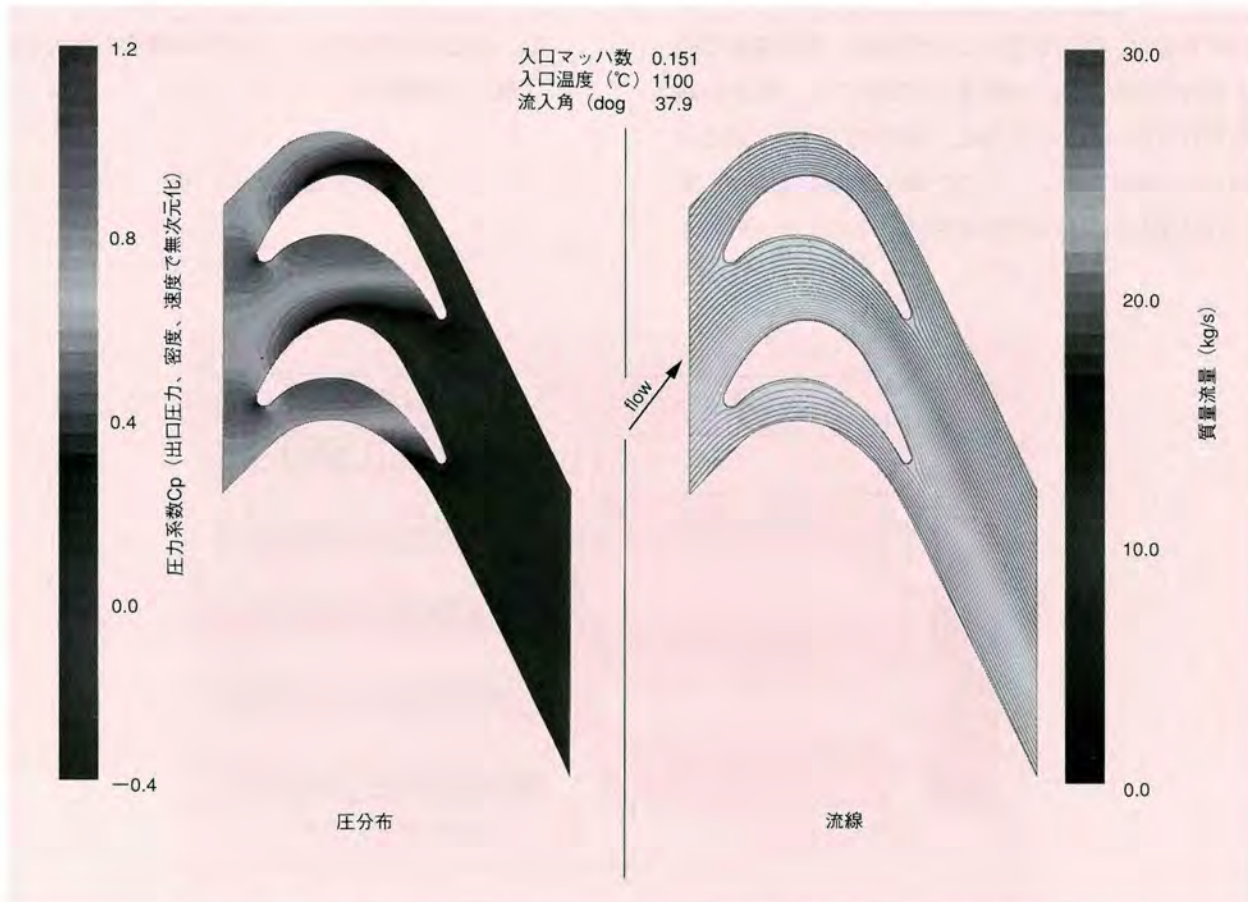


図7-2-2 数値解析による1100℃級ガスタービン翼部流動解析結果例

た、最近では、高効率のための急速な高温化に対応するため、さらに新しい材料、コーティング技術が利用されている。

寿命評価法の開発のためには、高温部品材料（金属・コーティング）の強度的・熱的特性の解明、損傷進行様相の把握（き裂進展状態の評価、コーティング剥離現象と進展現象の評価）など、早急に検討する必要がある。

当研究所では1996年中にこれらに対処するための特殊な実験装置を導入しており、一部が稼働段階となっている。

表7-2-1に導入設備と主要仕様を示す。

図7-2-3は、「ガスタービンコーティング層熱物性測定装置」で測定されたガスタービン動翼材料の熱伝導率測定結果例である。ステンレス材と同程度の熱拡散率、温度依存性が確認されている。

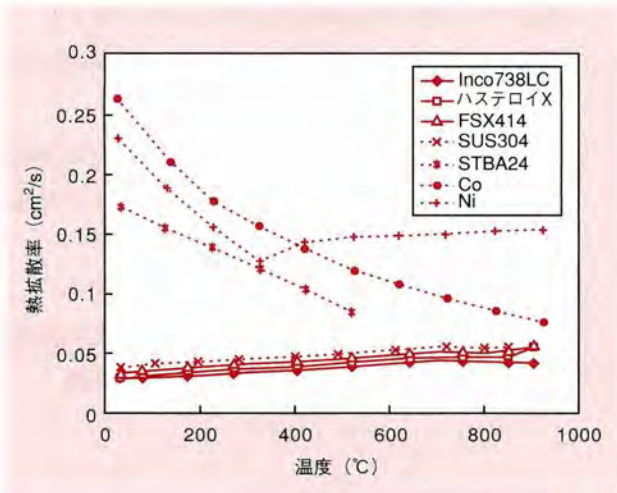


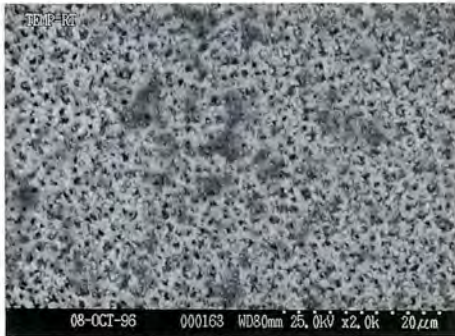
図7-2-3 ガスタービン動翼金属材料の熱拡散率測定結果例



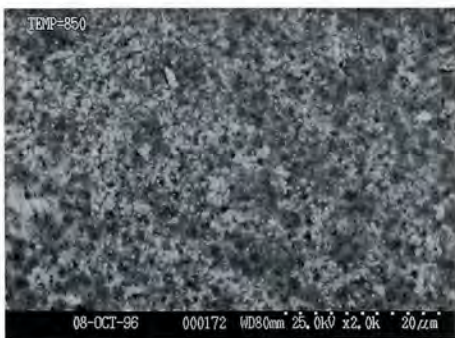
図7-2-4 ガスタービン高温部品ミニチュアサンプル強度試験装置

表7-2-1 導入設備の仕様概要

設備名	導入時期	設備の概要
・ガスタービン補修データ ファイリング装置	1996.8	電力会社より提供される各種データ、発電所での補修、損傷データ等をデータベースとして保存整理する。損傷に関する傾向把握、共通的損傷現象等について統計的な分析を行う。
・コーティング層熱物性測定装置	1996.3	ガスタービン金属部温度の高精度推定のため、金属材料、実機コーティング層を対象に常温から1600°Cの温度範囲で熱伝導や比熱などの熱物性を測定する。
・コーティング層損傷劣化試験装置	1996.12	実機コーティング層や試作したコーティング層を対象に、燃焼ガス組成を模擬した高温ガス雰囲気中で、高温暴露、熱サイクル、熱衝撃、高温度勾配を加え、劣化損傷のメカニズムを解明する。
・ガスタービン高温部品 ミニチュアサンプル強度試験装置	1996.10	実機部品から採取可能な2mm～5mmの小型試験片（ミニチュアサンプル）に対する強度特性試験を行う。1000°Cの高温条件下で走査型顕微鏡による損傷進行状況を観察する。
・クリープ疲労試験装置の高性能化	1996.9	既存のボイラー用クリープ疲労試験装置を改良し、850°Cの高温下でガスタービン用超合金の高温強度試験を行う。
・ガスタービン高温部品損傷発生 環境解析装置	1996.4	ガスタービン高温部品環境を対象に、数値解析手法を用いて流動、燃焼、伝熱場の解析を行う。高温部品温度の把握を主な目的としている。



(a) 室温における表面状態



(b) 850°Cにおける表面状態

図7-2-5 IN738Lの高温での表面状態観察結果例

図7-2-4は、900°Cの高温下で繰り返し応力を加え、組織劣化状態をSEMで直接測定できる「高温ミニチュアサンプル疲労試験装置」の外観を、図7-2-5は同装置で観察した850°CでのIN738LCの表面状態を示す。

図7-2-6は、コーティング層損傷劣化要因検討のための「ガスタービンコーティング層損傷劣化試験装置」の系統概略を示している。

これら各装置は、材料劣化に関する基礎的な知見を得るために用いられる。

本課題での主要な検討項目は次のとおりである。

- ① 金属高温部品の高温場での熱特性、機械的強度、劣化進行様相等の解明
- ② 相変化、クリープ現象などの金属材料寿命評価因子の定量的評価と、実機における損傷および寿命評価法の確立
- ③ 耐食耐熱コーティング層の熱特性の把握
- ④ 耐食耐熱コーティング層の高温場での劣化損傷因子と劣化機構の解明、健全性評価手法の開発

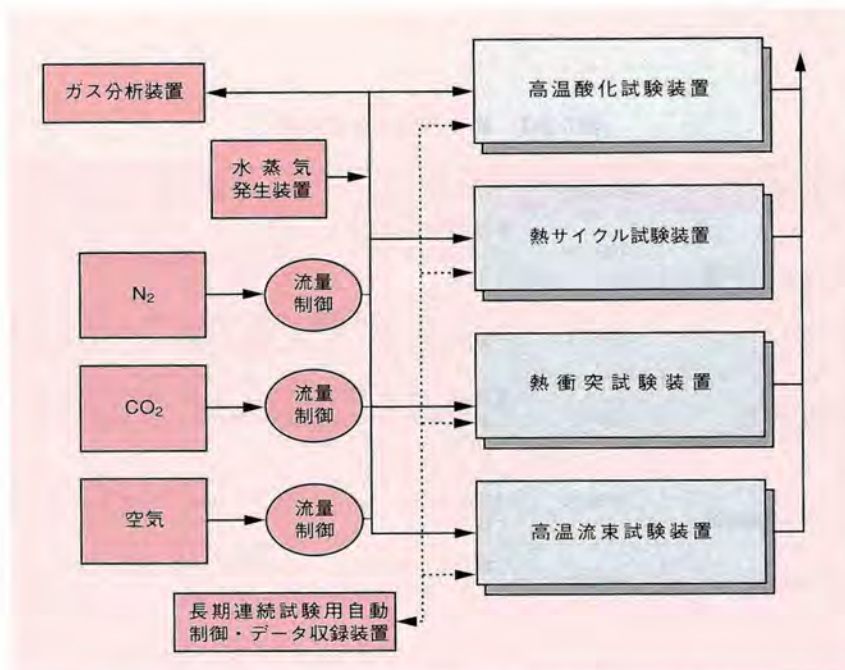


図7-2-6 ガスタービンコーティング層損傷劣化試験装置系統概略

7-3 今後の課題

LNG複合発電技術は、重要な電源として今後の発展が期待される。このため、前述のような現在直面する課題以外にも、次のような研究開発が必要と考えられる。

7-3-1 新材料による寿命延伸技術の開発

高温強度に優れた新材料の開発が、現在のガスタービン技術の基本であったが、今後は、運用を考慮した材料特性を開発目標とする必要があろう。また、1,500℃級ガスタービンの実用化では、遮熱コーティング技術に新しい展開が必要になると予想される。このため、課題として以下のものが考えられる。

- ① 長寿命材料（金属、コーティング）の開発
- ② 高性能遮熱耐食コーティング技術の開発
- ③ 傾斜機能材料などの新素材適用技術の検討

7-3-2 部品設計技術による寿命延伸技術の開発

材料開発と同様に、高温部品保護技術として高性能冷却機構などの部品設計技術は重要となっている。強度的な問題、構造的な問題に対し、どのような材料を、どのような形状で、どのような環境で利用するのかを、総合的に考慮するシステムが今後重要である。課題として以下のものが考えられる。

- ① ガスタービン内環境高度予測システムの開発

- ② 高信頼性部品実機内挙動予測システムの開発
- ③ ライフサイクルコストを考慮した最適部品選定技術の検討

7-3-3 劣化損傷状態の非破壊検出技術の開発

DSS（Daily Start Stop）のような過酷な運転条件で運用されるガスタービン高温部品では、定期検査時に将来の損傷劣化状態が判断できれば、タイムリーな部品交換が可能となり、システム全体の高信頼度化が図れる。今後の課題として以下のものが考えられる。

- ① 材料劣化因子と材料物性変化との相関の定量把握
- ② 非破壊検出技術の開発

7-3-4 高性能燃焼システムの検討

LNGガスタービン複合発電システムは、クリーンな燃料と高効率であることから環境安全性はきわめてよいが、さらに高い環境安全性を目指す必要のあることは言うまでもない。特に高温化を含めた高効率の達成のためには、以下の課題が重要と考えられる。

- ① 1,500℃級ガスタービン低NO_x燃焼技術の開発
- ② 再熱燃焼システムを含む新たな複合発電システムの検討
- ③ 燃焼振動の低減

主な成果 (1) 木戸口和浩、調査報告「ガスタービン高温部品・環境状態計測技術に関する調査」、電中研調査報告W95033。
(2) 渡辺和徳、調査報告「ガスタービン高温場を対象とした伝熱流動数値解析」、電中研調査報告W95024。

第 8 章

8

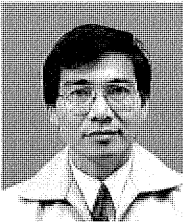
ガスタービン新利用
技術

第8章 ガスタービン新利用技術 ● 目次

横須賀研究所 プラント熱工学部 三巻 利夫

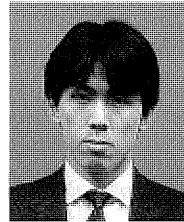
横須賀研究所 プラント熱工学部 幸田 栄一

8-1	リパワリング	103
8-2	圧縮空気貯蔵ガスタービン発電技術	105



三巻 利夫 (1978年入所)

これまで、LNG複合発電、石炭ガス化複合発電等の熱効率解析、ダイナミックシミュレーション等、新型火力プラント解析・評価研究に従事し、熱効率や運転制御性の向上方を提案してきました。今後は、火力発電プラント特性評価を行うための、汎用ソフトウェアの開発等に取り組んでいく予定です。



幸田 栄一 (1990年入所)

これまで、ムーンライト計画の100kW級MCFCの運転研究やトータルシステムの研究など、MCFCの研究開発に携わるとともに、平成5年度以降は各種の新型火力発電プラントのシステム解析・評価を行ってきました。今後は、火力発電プラント特性評価を行うための、汎用ソフトウェアの開発等に取り組んでいく予定です。

8-1 リパワリング

8-1-1 研究の背景

欧米では古くから、既設の火力発電プラントにガスタービンを追設して複合発電化し、既設火力の出力増強と発電プラントの総合的な熱効率向上とをねらうリパワリングを実施した例が数多くある。既設火力とガスタービンの複合化には、それらの各容量や改造工事の範囲等により種々の方式が考えられているが、基本的には給水予熱、排気再燃、排熱回収の各方式に分類できる。

近年、わが国の電力会社でもリパワリングが実施されているが、いずれも改造工事期間が比較的短期で熱効率向上効果が大きい、とされている排気再燃方式によるリパワリング方式が採用されている（表8-1-1）。排気再燃方式は、ガスタービンの排気中に含まれる多量の酸素をボイラーの燃焼に再利用するものであり、必然的に既設火力の風箱やバーナ周りの改造が必要となる。

一方、当研究所では、内外のリパワリング方式について調査・分析を行う中で、排気再燃方式に匹敵する熱効率の向上が期待でき、既設火力の改造範囲が極めて少な

表8-1-1 我が国におけるリパワリングプラント

項 目		東京電力(株)		中部電力(株)					
		五井火力		知多火力			知多第2火力		
		6号	6号	5号	2号	1号	1号	2号	
既設火力運開	昭和年/月	S43/3	S53/4	S53/3	S42/1	S41/2	S58/9	S58/11	
ボイラメーカー	—	バブ日立	バブ日立		MHI		バブ日立	IHI	
蒸気タービン出力	MW	350	700		375		700		
蒸気条件	主/再熱蒸気温度	℃	566/566	538/538		566/538		538/566	
	主蒸気圧力	atg	169	246		169		246	
発電端熱効率	%	38.5	38.4		37.2		38.5	38.8	
リパワリング工事着工	平成年/月	H4/6	H4/11	H5/4	H5/6	H6/6	H4/11	H6/7	
リパワリング後運開	平成年/月	H6/7	H6/9	H7/6	H7/8	H8/8	H6/9	H8/7	
ガスタービン出力	MW	126	154		154		154		
ガスタービン入口ガス温度	℃	1183	1288		1260		1288		
ガスタービン出口ガス温度	℃		593		578		593		
リパワリング後出力	MW	476	854		529		854		
出力増分	MW (相対%)	126 (36)	154 (22)		154 (41)		154 (22)		
リパワリング後発電端熱効率	%	41.5	39.8		41.0		40.7	40.7	
熱効率増分	% (相対%)	3.0 (7.8)	1.4 (3.7)		3.8 (10.1)		2.2 (5.7)	1.9 (4.9)	

表8-1-2 プラント定格性能

項目	リパワリング前	リパワリング後
出力		
蒸気タービン (kw)	600.000	600.000
ガスタービン (kw)	—	153.700
合計 (kw)	600.000	753.700
出力増加分 (相対値%)	—	25.62
発電端効率 (HHV基準%)	40.20	42.64
効率向上分 (相対値%)	—	6.07
発電端効率 (HHV基準%)	39.01	41.71
効率向上分 (相対値%)	—	6.92
熱料流量		
ボイラ (kg/h)	98.120	84.070
ガスタービン (kg/h)	—	32.130
合計 (kg/h)	98.120	116.200

(注) リパワリング後の送電端効率は燃料ガス圧縮機を含まない値とする

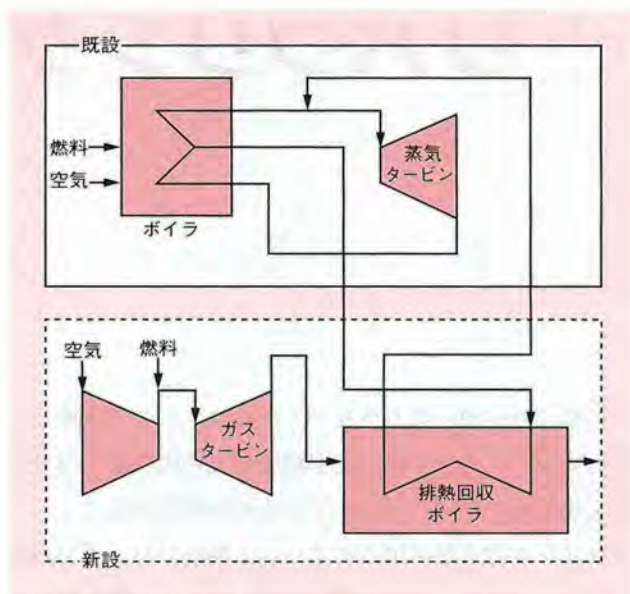


図8-1-1 当所提案の排熱回収方式リパワリングシステム構成の概念

い、排熱回収方式のリパワリングシステムを新たに考案した(図8-1-1)。

8-1-2 排熱回収方式リパワリングシステムのケーススタディ

考案した排熱回収方式リパワリングシステムの実プラントへの適用性を検討・評価するために、代表例として、A電力の既設60万kW超臨界圧変圧運転LNG火力を対象とし、これに出力15万4,000kW、タービン入口温度1,300℃級のMS7001FAガスタービンを追設することを想定して、ケーススタディを実施した。主な結果は次の通りである。

- ① リパワリング後の総出力は75万3,700kWとなり、既設火力の出力が約26%増加するとともに、発電端熱効率は40.2%から42.6%へと相対的に約6%向上する(表8-1-2)。

- ② 追設するガスタービンおよび排熱回収ボイラーの据付け工事は、既設プラントを運転しながら進めることができ、既設のボイラー、タービンへの配管つなぎ込み工事のみである。既設プラントの運転停止期間は約3ヶ月で済む。

- ③ 煙突出口の排ガス流量が約61%増加するため、その対策が必要となる。

このように、場合によっては煙突の増設が必要になるというデメリットはあるものの、排気再燃方式と同等の熱効率向上と出力増加が得られ、かつ既設プラントの改造箇所が少なく、運転停止期間が短くできるほか、既設プラントの燃料種別を問わないこと、運用性・信頼性の観点からも、優れた特徴を有する等多くの利点を有している。

以上のことから、今後の具体的なリパワリング計画時においては、有望なシステムの一つとして十分検討に値するシステムであると考えられる。

8-2 圧縮空気貯蔵ガスタービン発電技術

8-2-1 研究の背景

電力の使用量には、季節毎あるいは時間帯毎に大きな変動がある。特に、エアコンの普及などにより、夏場の昼間の最大電力は、電力消費量全体の伸びを大きく上回る伸びを見せている。一方、電力供給側としては、最大電力に見合った設備を保有しておく必要があるため、設備費の増大、ひいては発電コストの増大の一因となっている。このため、電力負荷平準化の必要性が高まり、電力貯蔵技術の開発が進められている。

これまでにわが国で実用化されている電力貯蔵技術に揚水発電がある。これは、夜間の電力で低いところにある水を高いところに汲み上げて、昼間はこの水の落差を利用して水車を回して発電するものである。しかし、この方式は落差のある2地点に広大な貯水池を必要とするので、将来的には新規立地点の確保が困難になると考えられる。このため、新たな電力貯蔵技術の開発が必要であり、現在、さまざまな方式が検討されている。この中には、大型の蓄電池を用いるもの、超電導コイルを用いるものおよびフライホールを用いるもの、等が考えられているが、最も実用化に近いと考えられているのが圧縮空気貯蔵（Compressed Air Energy Storage/CAES）ガスタービン発電である。

CAESとは、図8-2-1に示すように電力使用量の少ない夜間の電力を利用して空気圧縮機を回して、地下の貯層に圧縮空気を貯めておき、昼間はこの圧縮空気をを用いてガスタービン発電を行うというものである。こうすることにより、夜間の余剰電力を消費することによって昼間

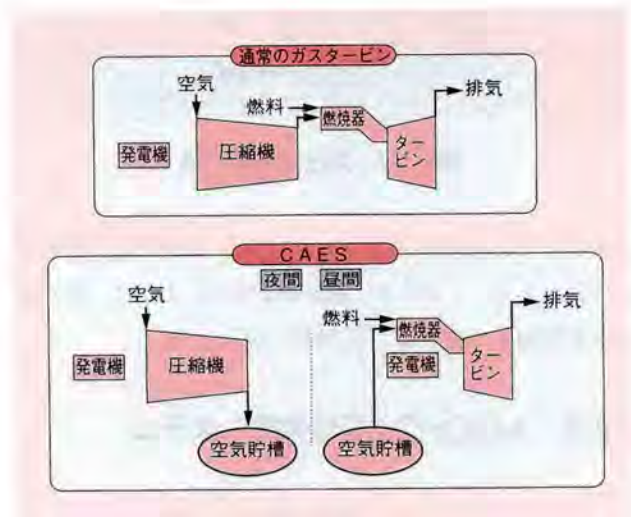


図8-2-1 CAESの原理

の電気出力を倍増することが可能となり、電力貯蔵設備として機能するものである。

CAESは海外では既に実用化されており、ドイツとアメリカで各1基ずつ稼働している。これらのプラントでは、地下に岩塩層があり、これを水で溶かすことによって、巨大な空気貯槽を建設している。しかし、わが国にはそのような岩塩層はなく、大深度の岩盤は硬岩と軟岩によって構成されている。したがって、わが国でCAESを実用化するためには、わが国の地質条件に適した経済的な地下貯槽の建設技術を開発するとともに、高効率な発電システムを開発して発電コストを低減することが必要である。当研究所では、軟岩、硬岩のそれぞれに適した、低コストな地下空気貯槽建設技術の開発を進めている。中でも経済的に有利と考えられている硬岩における水封式地下貯槽は、地下水圧により空気の漏れを防ぐため、

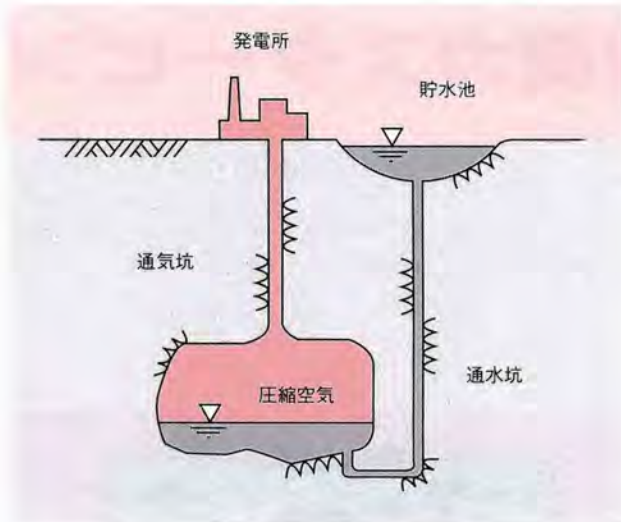


図8-2-2 定圧式空気貯槽

地下水圧が貯蔵空気圧力よりも高くなる深度に貯槽を作る必要がある。このため、図8-2-2に示すように、水の高低差を利用した定圧式の貯槽が可能となる。

8-2-2 ACC-CAES発電システム

(1) 従来式CAESとACC-CAES発電システム

海外で建設されたプラントなど、従来より考えられていたCAES発電システムの構成を図8-2-3に示す。空気圧

縮動力を減らすために中間冷却式の空気圧縮機を用い、また、発電時の燃料消費を減らすためにタービン出口ガスで空気を予熱する構成となっている。しかし、この構成では、一般に使用されているガスタービンを使用できず、全ての機器を専用に開発する必要がある上、空気を冷却した熱は全て捨てているため効率も低く、さらに、空気の圧縮運転と圧縮空気を用いたCAES発電しかできないために、設備の利用率を上げることが難しいものであった。一方で、近年のガスタービン発電技術の進歩にはめざましいものがあり、ガスタービンと蒸気タービンを組み合わせた複合発電では、発電効率が50%を越えようとしている。そこで、当研究所ではこの最新の複合発電（Advanced Gas Turbine-ACC）技術をCAESに取り入れることによって、効率の向上と開発機器数の削減をねらい、図8-2-4に示すACC-CAES発電システムを考案した。しかし、通常のACCでは圧縮機の出口圧力が15ata程度と低く、このままでは、地下貯槽の容積が膨大になり建設コストが高くなるので、低圧圧縮機を出た空気を冷却した後、さらに高圧圧縮機で60ata程度まで圧縮して地下に貯蔵する構成となっている。

このシステムでは空気貯蔵運転、CAES発電の他にACC運転も可能である。空気貯蔵時には発電/電動機と圧縮機間のクラッチをつなぎ、タービン側のクラッチ

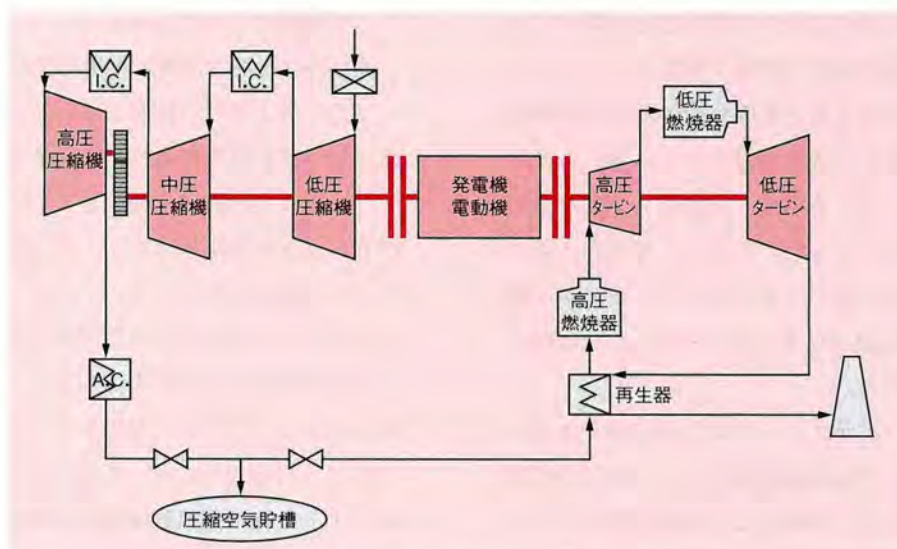


図8-2-3 従来式CAESシステム

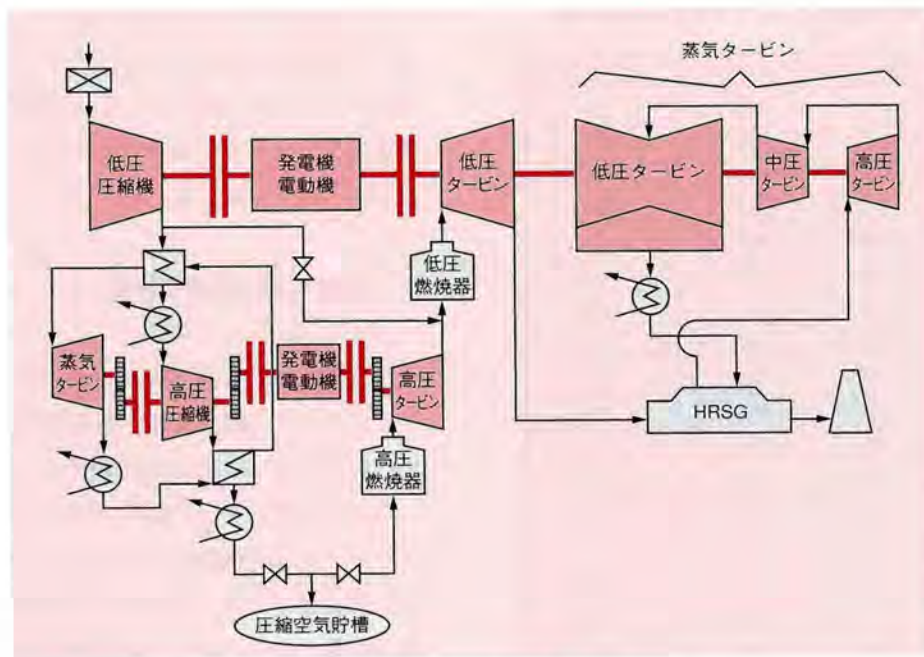


図8-2-4 ACC-CAES発電システムの構成

は切り離して空気を圧縮する。このとき、低压および高圧圧縮機を出た高温の空気から熱回収して蒸気タービンを回すことにより、圧縮機の動力の一部を補う構成となっている。また、CAES発電時には、圧縮機側のクラッチを切ってタービン側のクラッチをつなぐ。こうして地下に貯蔵した空気を用いて高圧タービンを回した後、低压燃焼器で再燃して低压タービンを駆動し、さらに低压タービンからの排気からHRSG（排熱回収蒸気発生器）で熱回収して蒸気タービンによる発電を行う。さらに、高圧軸を切り離して低压軸のクラッチを両方つなぐことによって、通常のACCとしての運転を行うことができる。

本システムの特徴としては、高効率であること、高稼働率運転が可能であることのほかに、通常のACC技術を転用することによって開発機器数の削減が図れ、さらに、将来ACCの高性能化により一層の高効率化が期待できること、などが挙げられる。

(2) ACC-CAESの性能試算

次に、ACC-CAESシステムではどの程度の性能が期待できるか、を試算した例を紹介する。ここでは現在導入が開始されているガスタービンとして最も高性能なも

のである、1,300℃級のガスタービンを応用したシステムについて取り上げ、将来の技術開発を見込んで高効率化をねらった場合（ケース1）と、現状技術に基づく場合（ケース2）の二つの例について紹介する。なお、システムの構成は図8-2-4に示すものと同一とする。

プラントの性能試算結果を表8-2-1に示す。なお、プラントの運転パターンは、夜間に空気貯蔵運転を8時間行い、貯蔵空気の5%が漏れると仮定して、昼間は貯蔵空気を用いたCAES運転を7.6時間行い、残りの8.4時間は高圧軸を切り離れたACC運転を行うものとした。

ケース1では電力貯蔵効率が約70%と、揚水発電並みの効率が得られたが、ケース2では電力貯蔵効率50%程度と、かなり低い結果になった。しかし、高圧燃焼器の入口温度を900℃まで高めたケース1では、低压燃焼器の入口温度がACC運転時には低压圧縮機出口空気温度、つまり400℃程度であるのに対し、CAES運転時には高圧タービン出口の600℃以上のガスが、低压燃焼器に供給されることになり、機器の設計上問題点が多いと言える。しかし、高圧燃焼器の温度を650℃から900℃まで上げることができれば、これだけの性能向上が可能ということであり、例えば、図8-2-5に示すような構成として、高圧タ

表8-2-1 ACC-CAES発電プラントの性能試算結果

	単位	ケース1	ケース2
空気貯蔵圧力	kg/cm ²	60	60
低压タービン入口温度	℃	1290	1290
高压タービン入口温度	℃	900	650
出口温度	℃	630	420
低压圧縮機動力	MW	232	239
高压圧縮機動力	MW	113	125
高压タービン出力	MW	191	144
低压タービン出力	MW	487	421
蒸気タービン出力	MW	133	126
低压軸電動機動力	MW	236	242
低压軸発電機出力	MW	611	541
高压軸電動機動力	MW	50	70
高压軸発電機出力	MW	188	140
プラント出力			
CAES発電時	MW	799	682
ACC発電時	MW	336	306
空気貯蔵時投入電力	MW	286	313
発電効率	%	42.6	38.2
貯蔵効率	%	69.5	49.6

ービンの出口にガス冷却器を置くことにより、低压燃焼器の入口温度を変えずに高压タービンの温度を高めたり、あるいはタービン排ガスにより圧縮空気を予熱して燃料消費量を低減するなどすれば、より一層の高性能化も期待できると考えられる。

(3) ACC-CAESの開発課題

ACC-CAESは、先に述べたように、ACC技術の転用により開発を要する機器数の削減を図ったシステムであるが、プラントの概念設計や関連要素機器技術の調査の結果、以下のような開発課題が明らかになった。

低压軸に関しては、通常のACCで用いられているガスタービンでは圧縮機とタービンは一体化されているものを、発電機、クラッチを介して分離するという大幅な改造が必要である。また、高压軸に関しては、高压圧縮機、高压燃焼器、高压タービン等を全て新たに開発する必要がある。さらに、減速機、クラッチに関しても、これま

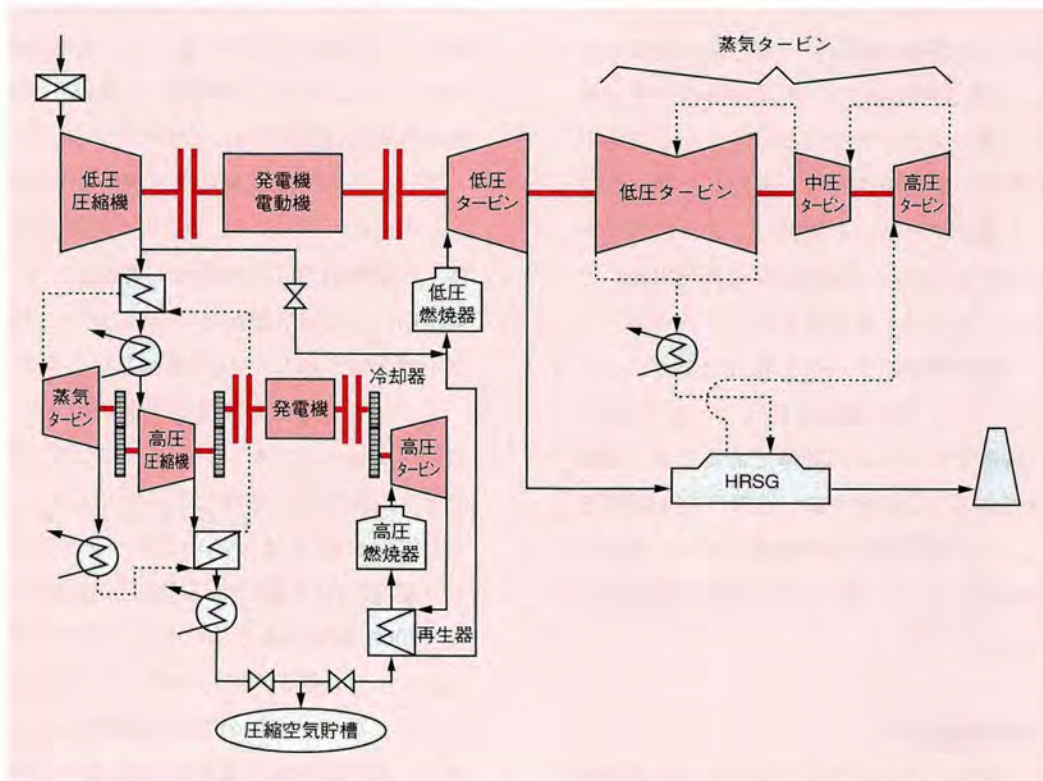


図8-2-5 ACC-CAES発電システムの構成（高压空気再生器、高压タービン出口空気冷却器設置により高効率化を図った構成）

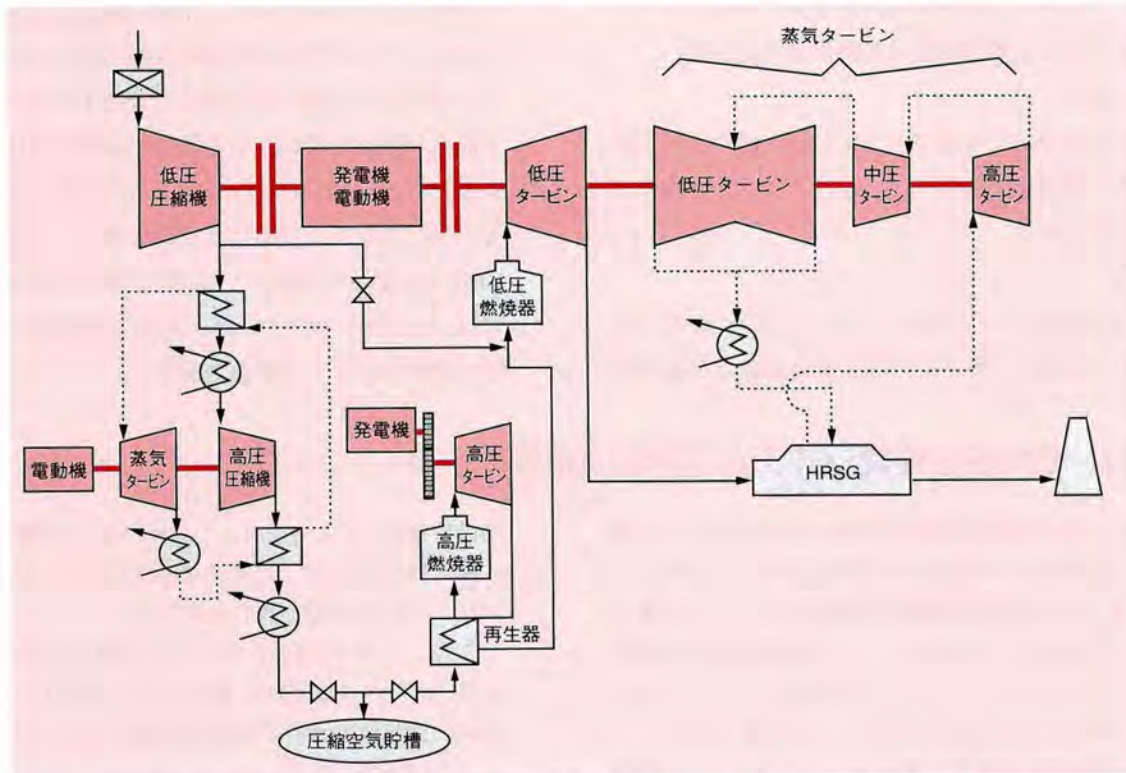


図8-2-6 ACC-CAES発電システムの構成（軸構成の工夫により、減速機、クラッチの点数を削減したシステム）

での実績を大きく上回る伝達容量が必要であり、今後の開発が必要である。

これらの課題を克服するための方策としては、大容量の減速機およびクラッチ等の要素機器の開発を進めるとともに、図8-2-6に示すように、軸構成の工夫によって減速機やクラッチの点数を削減したシステム構成の検討や、あるいは、より圧縮機出口空気圧力の高いACC技術を用いることにより高圧軸を省略した構成とするなど、ハード上の開発要素を減らすことが重要と考えられる。

また、これまで触れていなかったが、ACC-CAESシステムにおける損失の大部分は、圧縮機から出た高温の空気を貯槽温度まで冷却することに起因するので、貯槽の温度をより高温化することができれば、より高効率なシステムを実現することが可能となる。

8-2-4 今後の展開

ここでは、揚水発電に次ぐ電力貯蔵システムとして期待されているCAESシステムについて、わが国で実用化に適合したシステムの構成を提案し、その潜在的な性能と、開発課題について検討を行った。最後に、今後の開発課題と今後の方策について以下にまとめる。

① 低圧軸

通常のACC技術の応用であるが、大幅な設計変更が必要であり、専門メーカーによる詳細設計が必要である。

② 高圧軸

全て新設計であり、1.5～2年以上の開発期間を要する。しかし、技術的には、現状技術の延長で対応可能と考えられる。

③ 減速機・クラッチ

これまでの実績を大幅に上回る容量の機器が必要であ

り、専門メーカーによる詳細設計が必要である。また、軸構成の工夫による開発要素の低減も重要である。

④ 運転・制御

これまでにわが国の発電プラントでは実績のない運転を行うため、詳細な動特性シミュレーションと実機による検証が必要である。

⑤ その他

ACC-CAESに限らずCAESシステム全般に共通の事項であるが、CAESシステムの損失の大部分は圧縮空気

の冷却によるものであり、空気貯蔵温度を高めることができれば、システムの効率は大幅に向上する。したがって、今後より一層の高効率化を目指すためには、貯蔵空気温度が地下貯槽に与える影響を詳細に把握することが重要である。また、CAESシステムは夜間に電力を消費するだけでなく、昼間には燃料も消費して発電するため、効率の定義などが難しく、今後、CAESの導入を図るためには、CAESシステムの導入効果を定量的に評価する手法を開発することが必要である。

コラム CAES発電システムの効率の定義

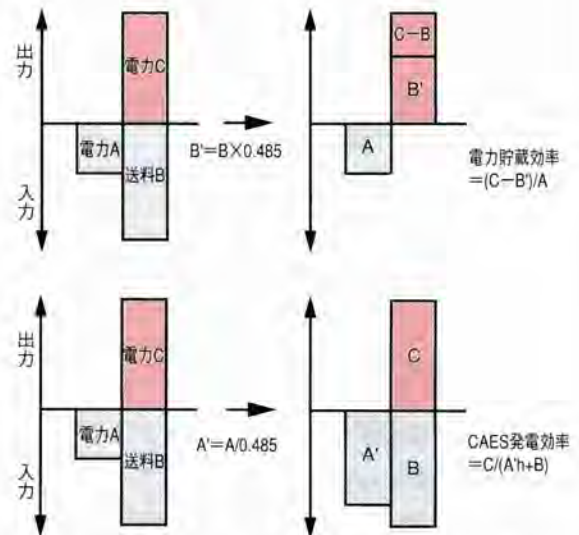
一般に、電力貯蔵効率は発電出力/投入電力で定義され、発電効率は発電出力/燃料入熱量で定義される。通常の電力貯蔵設備や発電設備では、入力電力のみが燃料のみであるため、この定義で簡単に効率を表すことができる。しかし、CAESシステムでは、電力と燃料という異なる形態の入力を持つため、上のような効率の定義ができない。したがって、CAESシステムでこれらの効率を定義するためには、入力を一種類のエネルギーに換算することが必要である。

まず、右の図で電力貯蔵効率の定義を説明する。夜間の投入電力をA、投入燃料発熱量をB、発電出力をCとする。ここで、CAESプラントを電力貯蔵プラントと発電プラントの組み合わせと考えると、それぞれの出力をA'、B'とする。発電プラント部分の発電効率を η とすると、 $B' = \eta \cdot B$ となり、電力貯蔵設備からの出力は $A' = C - B'$ となる。この電力貯蔵設備部分の電力貯蔵効率は A'/A で表すことができ、これをCAESシステムの電力貯蔵効率とする。 η として、ピーク対応電源の効率を用いるのが適当と考えられるが、本文中では、現状最高レベルの値である $\eta = 0.485$ を用いた。

次に発電効率であるが、この場合は夜間に投入した電力を一次燃料に換算する。ここでは、上と同じく、効率 $\eta = 0.485$ のプラントで発電したものと

燃料に換算した。そして、この燃料量を昼間の発電時に投入燃料量に足したもので発電出力を割ることにより、CAES発電効率を定義した。

このように、CAESシステムで効率を定義するためには、何らかの仮定が必要であり、今後は、より定量的にCAESシステムの性能を評価する手法を開発することが必要である。

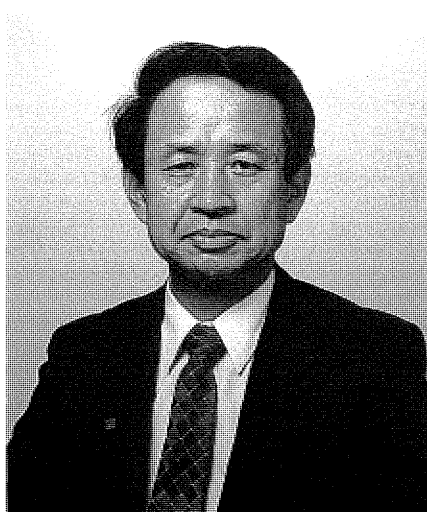


CAES発電システムの効率の定義

参考文献 (1) 森塚秀人ほか、ACC併設型CAES発電システムの検討、電力中央研究所・研究報告：W93009 (1993年11月)。
 (2) 森塚秀人ほか、ACC併設型CAES発電システムに関する概念設計、電力中央研究所・研究報告：W93024 (1994年6月)。

お わ り に

理事 横須賀研究所長 吉田 幸雄



近年のガスタービン技術の進歩には著しいものがあり、最新鋭の1,300℃級ガスタービンを用いるLNGコンバインドサイクル発電では、効率48%以上が達成されています。さらに現在導入が計画されている1,400～1,450℃級ガスタービンでは、発電効率50%以上が得られることが確実となっています。

このようなガスタービンの進歩は、ピーク対応用および非常用電源としてガスタービンが導入された1970年代には予想されなかったことであり、まして、ガスタービンを用いる熱機発電で、効率50%以上などは夢の

ような話でした。

本レビューは、現在、電気事業における高効率発電の主役を担っているガスタービン技術について、これまでの経緯と現状および、当研究所におけるガスタービン関連研究を紹介しています。

今後のガスタービン技術の一層の高性能化には、耐熱材料の開発や高温部材の冷却技術等の「高効率化」、低NO_x燃焼技術等の「環境保全」および、燃料多様化等の「エネルギー資源」などの観点からの技術課題があります。

さらに、IGCCや(加圧流動床複合発電)などの石炭利用新型発電、圧縮空気貯蔵ガスタービン発電および水素燃焼タービン発電など、ガスタービンは、電気事業における高効率発電の主役として、将来もその役割が期待されています。

当研究所は、本レビューで紹介しましたようにIGCC用ガスタービン燃焼器、セラミックガスタービン、超低NO_x触媒燃焼器および単結晶超合金などの研究開発を進めており、今後ともガスタービン技術の進歩に向けて、一層の努力を傾注する所存です。関係各位のご指導、ご協力を心からお願いしたい。

編 集 後 記

電中研レビュー第34号「ガスタービン研究—高効率発電の主役を担う—」をお届けいたします。

ガスタービンが実用化されてから60年の歴史がありますが、初期のものは、出力4千kW、熱効率17%程度と規模も効率も悪かったそうです。

現在わが国のガスタービン発電所は、電気事業者用で16カ所、出力合計は137万kWを超えています(平成8年版・電気事業便覧)。熱効率も1,350℃級の単体で35%、コンバインドサイクルで48%にもなっています。

ところで本レビューの編集をするようになって、ガスタービンは、水ではなく空気で冷却すること、もはやピーク対策用ではなく主要な発電設備であること、などいろいろ新しい知識を得ました。なかでも、発電用ガスタービン技術を引き上げたのは、ジェット機のエンジンで

あったことを知ったときは、めまいにも似た感動を覚えました。それほど無知な制作担当二代目は、本レビュー制作企画から3年がかり、引継いで半年の間に、ガスタービンについてずいぶん詳しくなったように思います。

当研究所は、よりよいガスタービン技術の開発のために、これからも新材料や寿命延伸技術、低NO_x、高性能燃焼など、社会の期待に応える研究を進めていきます。

最後になりましたが、ご多用中にもかかわらず快く巻頭の「熟年期に入るか、ガスタービン」をご執筆いただきました有賀一郎千葉工業大学教授には、心から感謝いたします。

本レビューにより、当研究所の「ガスタービン研究」への、ご理解を深めていただければ望外の喜びです。

本冊子についてのご意見をお待ちしています。



電中研レビュー NO.34

●平成9年1月31日

●編集兼発行・財団法人 電力中央研究所 広報部
東京都千代田区大手町1-6-1 [大手町ビル7階] ☎100
☎ (03)3201-6601 (代表)
●印刷・株式会社 電友社

本 部／経済社会研究所 東京都千代田区大手町1-6-1 ☎(03)3201-6601 ☎100
柏江研究所／情報研究所
原子力情報センター／ヒューマンファクター研究センター
東京都柏江市岩戸北2-11-1 ☎(03)3480-2111 ☎201

我孫子研究所 千葉県我孫子市我孫子1646 ☎(0471)82-1181 ☎270-11
横須賀研究所 神奈川県横須賀市長坂2-6-1 ☎(0468)56-2121 ☎240-01
赤城試験センター 群馬県勢多郡宮城村苗ヶ島2567 ☎(027)283-2721 ☎371-02
塩原実験場 栃木県那須郡塩原町関谷1033 ☎(0287)35-2048 ☎329-28



森林資源を大切に

電中研レビューNo.34 正誤表

ページ、図、行	誤	正
P.9 図1-1-1 P.9 図1-1-1	燃焼機 発電器	燃焼器 発電機
P.12 図1-1-4 P.12 図1-1-5	復水器 復水器	復水器 復水器
P.71 表5-3-2 P.82 図6-3-1 表紙3 7行目	複合型触媒燃焼器の事故性能 (排ガスの煙突がない図(a)) 出力合計は137万kW	複合型触媒燃焼器の目標性能 (排ガスの煙突がある図(b)) 出力合計は1,370万kW

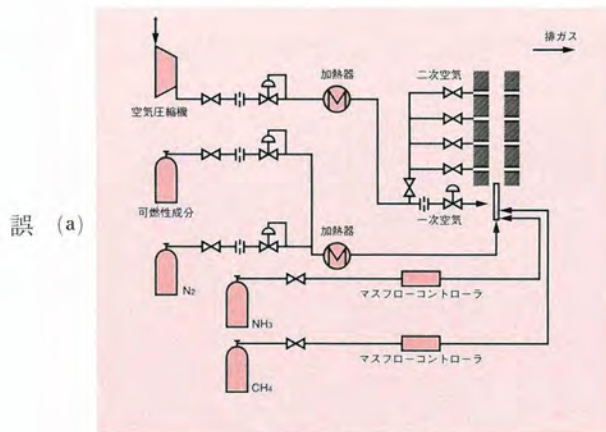


図6-3-1 基礎実験装置系統図

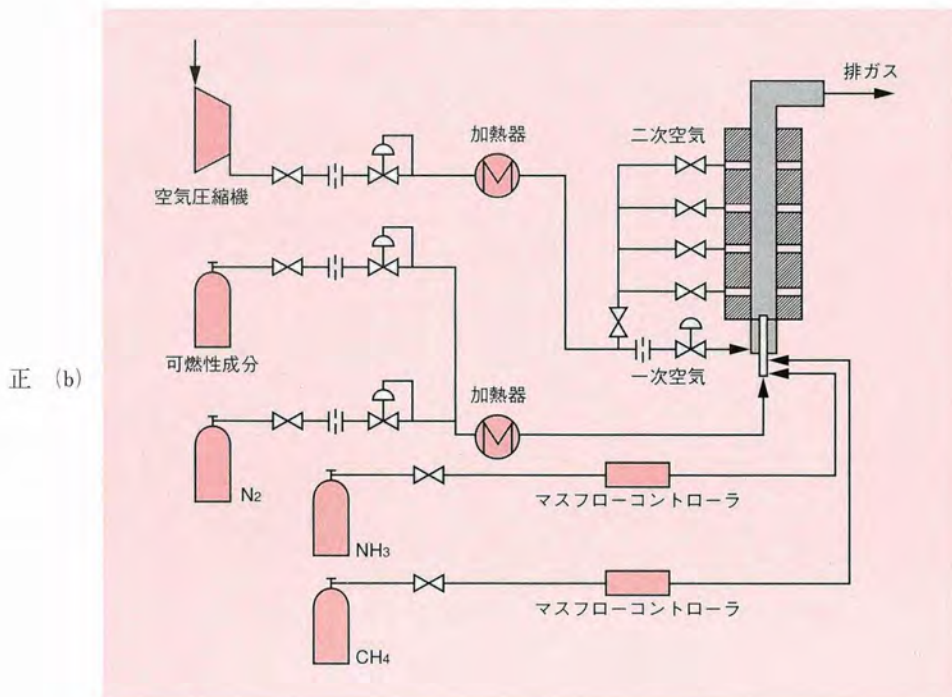


図6-3-1 基礎実験装置系統図