

原子力タービン設計上の問題点

Design Problems of Nuclear Steam Turbine

桑 野 幸 三* 久 野 勝 邦*
Kôzô Kumeno Katsukuni Hisano

要 旨

原子力発電用蒸気タービンは、火力発電用タービンと異なり、蒸気圧力温度が低いために、蒸気中に発生する水分による動翼の侵食をいかにして防止するか、またいかにして有効に水分を除去するかという問題がある。さらに同出力の火力発電用タービンと比較すると、蒸気量が約2倍になるため、1,500 rpm 機または1,800 rpm 機を採用する必要がある、タービン形式に対する新しい考察が要求される。

本稿では、これら原子力タービン計画上の問題点を考察するとともに、日立製作所における研究状況を紹介する。

1. 緒 言

1964年スイスで開催された第3回原子力平和利用国際会議において、原子力発電方式の経済性が確認されて以来、原子力発電は次代の事業用発電方式として、内外において大きくクローズアップされてきている。日本においても1966年には、日本原子力発電株式会社の第1号炉の商業運転が開始される予定であり、2号炉の請負メーカーもすでに決定している。さらに東京電力株式会社、関西電力株式会社、中部電力株式会社の中央電力3社の第1号炉計画も固まりつつある。日立製作所日立工場では、この情勢を早くから見越して、原子力発電プラント設計技術の確立の一環として、原子力発電用蒸気タービン設計上の問題点解明と研究に着手し、その実験データを蓄積してきた。この研究成果に基づく技術は、大容量原子力発電用タービンに適用できるまでの水準に達しており、国際的にも高く評価されている。このたびパキスタン原子力委員会納138,600 kW 原子力タービンの受注に成功したのもその現われである。

本稿では、原子力タービン全般の問題点を指摘解説し、合わせて日立製作所における研究の一端を紹介する。

2. 原子力タービンの特長

原子力発電用蒸気タービンが、火力用蒸気タービンと異なる本質的な点は、タービン入口の蒸気圧力と温度が低いことである。現在の原子炉設計技術では、炉出口の蒸気温度は300℃近辺において最適化されており、ここ数年は現在の圧力温度の採用はやむを得ないところであろう。アメリカGE社の原子炉を採用する場合タービン入口の蒸気圧力温度は67.8 kg/cm²abs, 282℃であり、これを火力の場合の170 kg/cm²abs, 566℃と比較すると圧力は1/3である。しかも67.8 kg/cm²absという数字はアメリカGE社のBWR形原子炉の場合であり、原子炉の冷却材と熱交換を行なわせて蒸気を加熱するタイプのもの、たとえばアメリカWH社のPWR、カナダCGE社のHWR、イギリスのコールダーホール形の原子炉では、蒸気圧力温度は更に低くなるのが通常である。

このような低い蒸気条件においては、図1に示すように、原子力タービン固有の問題が生ずる。

一つは、熱落差が小さくかつ入口蒸気の比体積が大きいため、タービン翼長が大きくなる点である。火力用タービンとの数値上の比較は表1に示されているが、これによると、入口蒸気の体積流量は火力の場合と比較すると2.3倍、排気流量についても1.8倍になっている。このような状況では、150,000 kW以上の容量を持つ原子力タービンについては低速機すなわち1,500 rpm 機または1,800 rpm

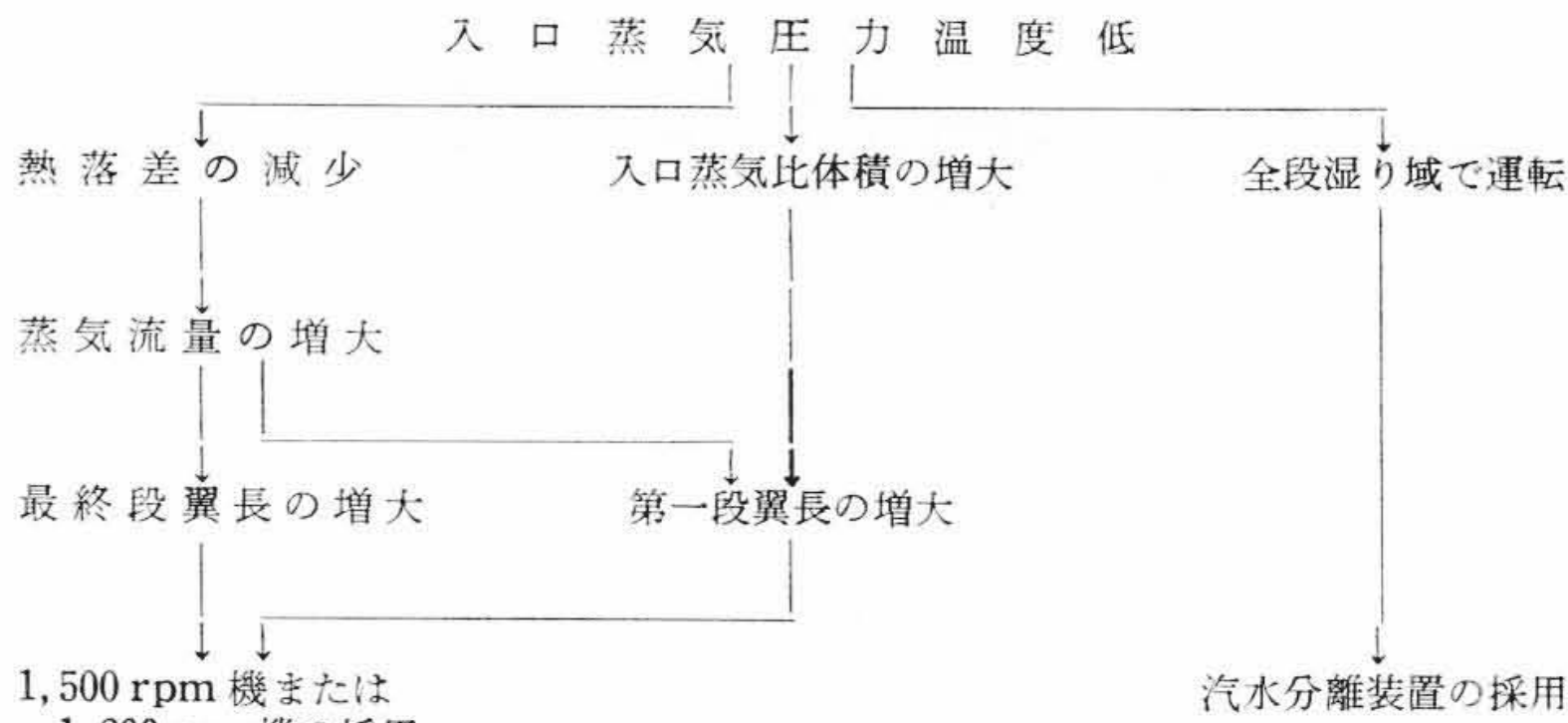


図1 原子力タービンの特長

表1 325,000 kW 蒸気タービンの比較

	A 原子力発電用	B 火力発電用	比率 (A/B)
出力 (kW)	325,000	325,000	—
回転数 (rpm)	1,800	3,600	—
形式	TCDF-43 	TC 4 F-26 	—
入口蒸気圧力 (kg/cm ² g)	66.8	169	0.40
入口蒸気温度 (℃)	282 (飽和)	566	—
最終給水温度 (℃)	182	272	—
抽気段数	5	8	—
再熱段数	0	1	—
抽気真空 (mmHg)	722	722	—
理論熱落差 (kcal/kg)	237	427	0.56
入口蒸気量 (T/H)	1,699	1,027	1.65
入口蒸気比体積 (m ³ /kg)	0.0290	0.0209	1.39
入口蒸気体積流量 (10 ³ m ³ /H)	49.3	21.5	2.29
排気蒸気量 (T/H)	1,104	619	1.78

機のほうが経済的見地より見て有利になるのが通常である。しかも後に述べるように、原子力タービンの場合には、翼先端の周速を大きくとれないため高速機すなわち3,000 rpm 機または3,600 rpm 機の場合には23インチ長翼までしか使用できないため、上の傾向はますます強められる。たとえば325,000 kW 原子力タービンを3,600 rpm 機として設計するとTC 8 F-23形になるが、この形式では1,800 rpm 機のTCDF-43形と比較して、タービン重量、全長、価格などの点から問題にならない。

原子力タービンの他の特長は、汽水分離装置を必要とする点である。図4の*i-s*線図に示すように、タービン入口においてすでに0.3%の湿り分を含む蒸気は、なんらの汽水分離装置もないままに排気真空まで膨張するならば、低圧最終段出口で20%以上の湿り分を含

* 日立製作所日立工場

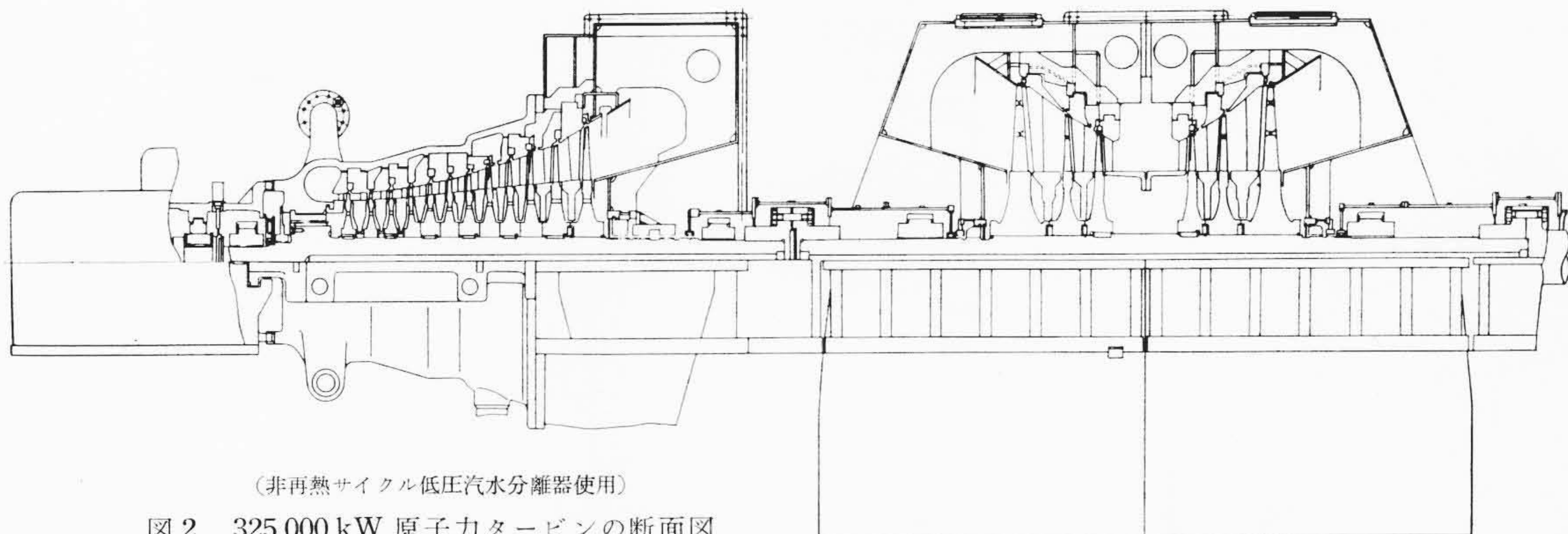
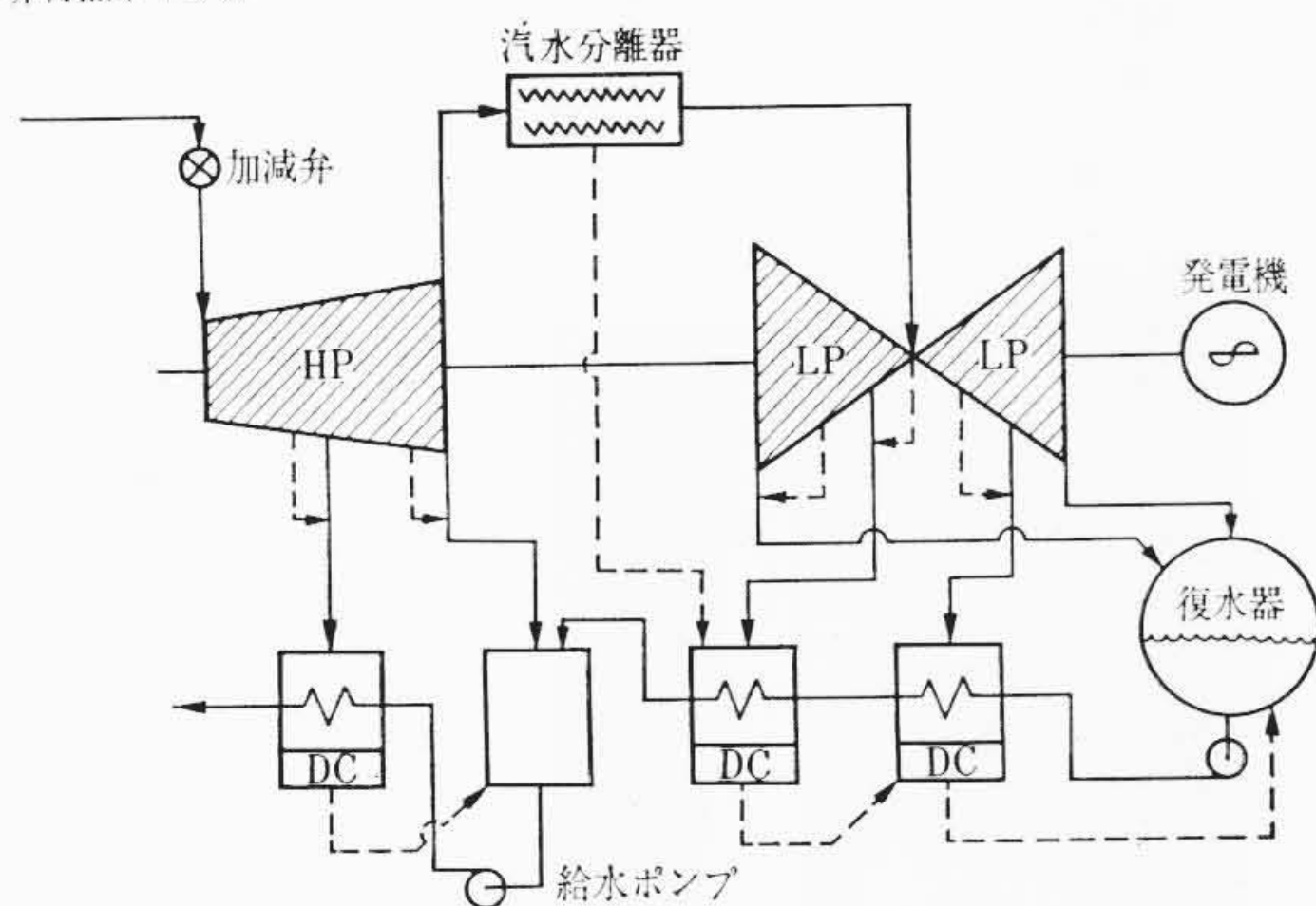


図2 325,000 kW 原子力タービンの断面図

非再熱サイクル



再熱サイクル

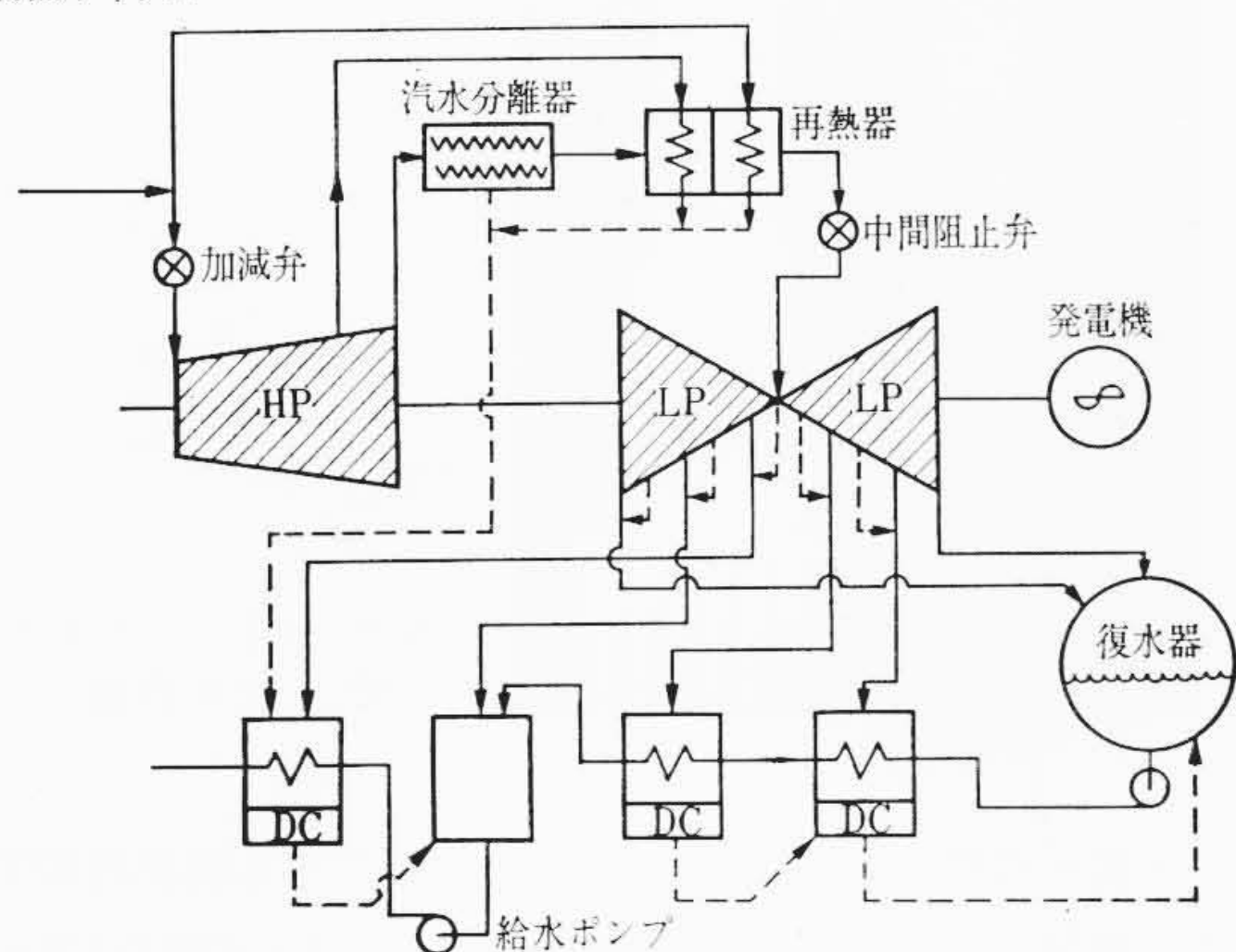


図3 原子力タービンプラントの熱サイクル

むようになる。このままでは、湿り分による最終段長翼の侵食が著しく、しばしば補修が必要となろう。これを避けるために、タービン内部または高低圧連絡管中に各種の汽水分離装置が用いられる。低圧最終段の湿り度を火力用タービンと同程度に維持するために、汽水分離器のほかにも高低圧連絡管中に再熱器を設け、主蒸気の一部を使用して膨張途中で蒸気を再熱し過熱蒸気にする方法がある。その場合の i - s 線図は図4①のようになる。

原子力タービンの最後の特長は、湿り域で運転される段落の侵食対策である。動翼には、ステライト肉盛、表面硬化などの方法が採用され、静翼およびダイヤフラムについても耐侵食性をもつ構造材質を選択する必要がある。

3. 原子力タービンの形式

3.1 熱サイクル

原子力タービンの熱サイクルには大きく分けて、図3に示すよう

表2 原子力タービンプラントの各種熱サイクル比較

形 式	A	B	C
熱 サ イ ク ル	非 再 熱 式	非 再 熱 式	再 熱 式
汽 水 分 離 器	低圧(0.8~1.5 ata)	高圧(5~12 ata)	高圧(5~12 ata)
中 間 阻 止 弁	無	有	有
熱 消 費 率	ベ ー ス	0.5% 高	2.5% 低
問 題 点	1. 過速し易い 2. HP最終段の翼長大(大容量機に不適)	1. LP最終段の湿り度大(ステライトの補修要)	1. 再熱器要(価格高)

熱サイクルについては図3参照。 i - s 線図比較は図4に示した。

に再熱サイクルと、非再熱サイクルとがある。世界的に見ると、最終段湿り度を低く押えるために再熱サイクルが採用されることが多い。この再熱サイクルにも非再熱サイクルと同様に汽水分離器を採用するのが普通である。この分離器は図3に示すように、高低圧連絡管中の再熱器前に設置される。これによりプラント全体の熱効率が約2.5%向上される。再熱の仕方として、主蒸気のみで再熱するのではなく、高圧タービン中の適当な点からの抽気により半分加熱し、残りを主蒸気により加熱する二段再熱方式が採用されることがある。二段再熱方式の採用により、プラント熱効率は約0.5%向上する。

日立製作所およびアメリカGE社においては、タービン内部にみぞ付汽水分離翼を採用しているため、最終段湿り度を低く押えることが可能であり、非再熱サイクルが採用されることが多い。

非再熱サイクルには、高圧クロスオーバー管(5~12 kg/cm²abs)中に汽水分離装置を設ける形式と、低圧(0.7~1.2 kg/cm²abs)において汽水分離器を設ける形式とがある。熱効率としては後者のほうが約0.5%くらい良いようである。非再熱サイクル低圧汽水分離器使用の形式は小中容量のものでは標準形式として使用されてきたが、大容量のタービンになると次のような難点があり、用いられなくなった。一つは非常時の過速の問題である。高圧クロスオーバー管中に汽水分離器を設ける形式では、その後には中間阻止弁を配置することにより、汽水分離器内の蒸気が非常時にタービンに流入するのを阻止することが可能であるが、低圧クロスオーバー管中に汽水分離器を設置する形式では、途方もなく大きな弁が必要になり、実際上弁を設置することは不可能である。このため分離器内の蒸気によるタービンの過速を防止するのは困難であり、全負荷遮断時の過速は113%近くにも達するのが普通である。第二の問題点は、低圧汽水分離器を使用する形式では、高圧最終段の動翼長が大きくなる点である。325,000 kWタービンでは、30インチ近くにも達する。したがってこの形式は大容量機には適さない。

上記3種類の形式の比較を表2に示す。蒸気 i - s 線図の比較は図4に示すとおりである。実際の原子力プラントの計画において、ど

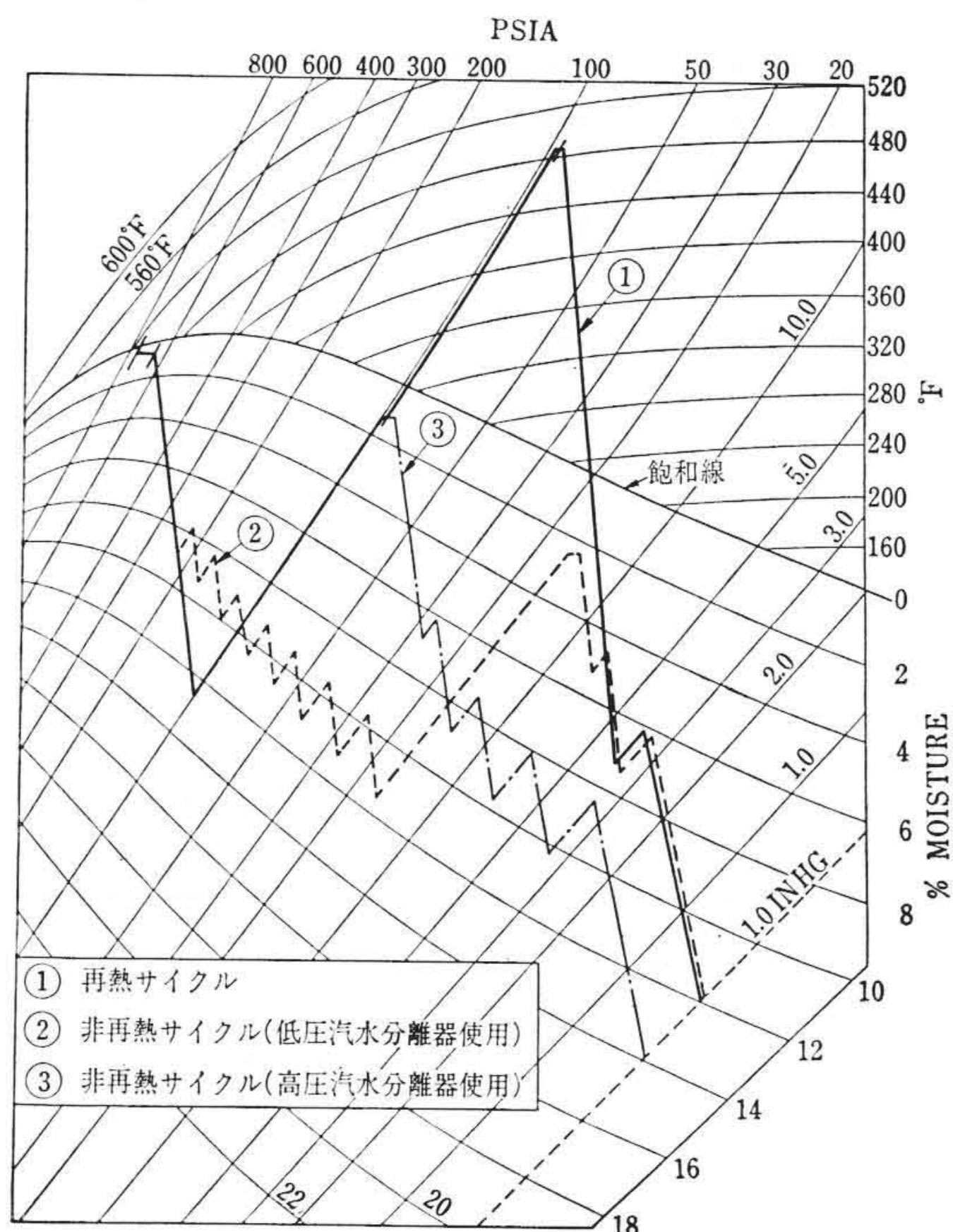


図 4 各種熱サイクルと蒸気 i - s 線図

表 3 1,800 rpm 原子力タービン用長翼

翼 IN	長	平 均 直 径 IN	環 帯 面 積 FT ²
35		110	84.0
38		115	95.3
43		132	123.8
52		152	172.4

の形式を採用するかは、熱効率とタービン価格の双方を考慮して経済比較を行ない決定されるものであり、どの形式がすぐれているかを一般的に述べることはできない。再熱サイクル高圧汽水分離器を使用した例には、Oyster Creek P. S. の TC 6 F-38 形 1,800 rpm 原子力タービンがある。非再熱サイクル高圧汽水分離器を使用した例としては、ごく最近計画された Dresden P. S. No. 2 ユニット TC 6 F-38 形タービンが、この方式を採用していると言われている。敦賀原子力発電所に採用された TCDF-43 形 1,800 rpm タービンもこの方式を使用している。非再熱サイクル低圧汽水分離器を使用したタービンには、Dresden P. S. No. 1 ユニット TCDF-38 形 1,800 rpm 192,000 kW タービン、イタリアの Senn P. S. TCDF-35 形 1,500 rpm 160,000 kW タービンなどがある。

3.2 最終段長翼

さきに述べたように、原子力タービンでは大容量機になると、1,500 rpm 機または 1,800 rpm 機が採用されるため、これに使用される長翼の開発が必要である。3,000 rpm 機または 3,600 rpm 機用としては 33.5 インチ長翼まで使用されているが、低速機では遠心力が小さいためさらに大きな翼長が可能であり、52 インチ長翼までが開発されている。しかしながら、翼先端周速が大きくなると水分による侵食を受けやすくなり補修に手間がかかる。このため 1,800 rpm 機では実用上 43 インチ翼までしか使用されない。1,500 rpm 機の場合には 52 インチ翼まで使用されることがある。これら長翼の寸法および外観は表 3 および図 5, 6 に示してある。これらの長翼は、遠心応力、振動特性など検討済みであり、いつでも注文に応じられるよう設計図面も完備している。

3.3 タービン形式と出力

以上の条件を考慮して、タービン形式を決定するわけであるが、

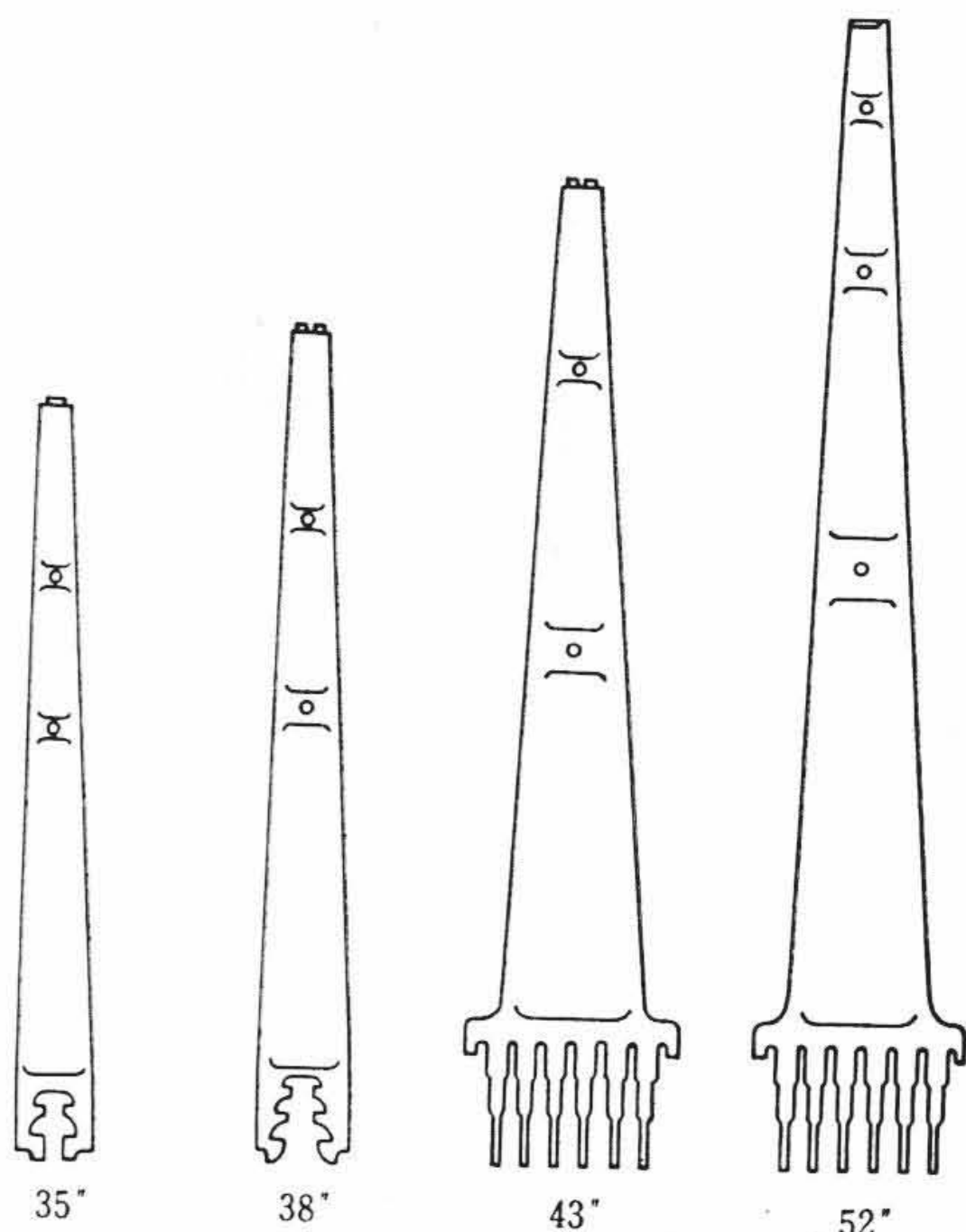


図 5 1,800 rpm 原子力タービン用長翼

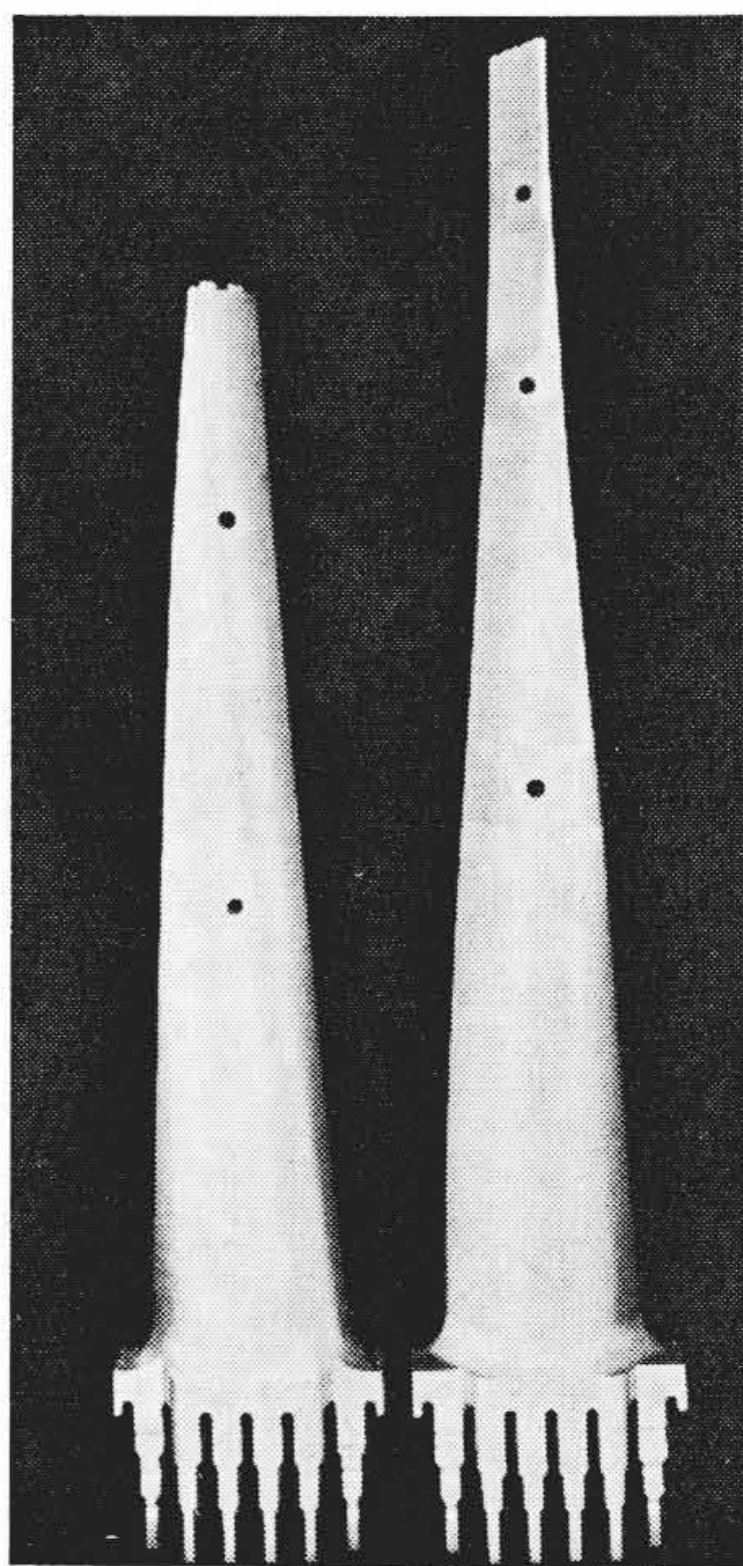


図 6 43 インチ長翼と
52 インチ長翼

原子力タービンの場合には、低圧排気流量に対する最終段環帯面積の比率は、排気真空が 722 mmHg として、7,000~10,000 LBS/HR/FT² の間にあるのが最も経済的であると言われている。排気真空が 722 mmHg 以外の場合には、上記数値は蒸気比体積に逆比例して変化する。7,000~10,000 LBS/HR/FT² という数値は、最終段出口軸流速度の平均値がだいたい 800~1,100 FT/S の間にあるということであり、通常の火力の場合とほぼ同じ値である。図 7 には、今までに計画された原子力タービンの例を示したが、いずれも上記範囲内で選択されていることがわかる。

なお上の関係を、タービン出力と最終段翼環帯面積との比率に換算すると表 4 が得られる。原子力タービンの場合には、火力と異なり、入口蒸気条件がまだ固定されていないので原子炉の形式により表 4 の数値は変化する。この関係を利用して、1.5"Hg abs 排気真空の場合のタービン形式と最大出力の関係をしらべると表 5 のようになる。

4. 汽水分離装置

4.1 みぞ付汽水分離翼

日立製作所およびアメリカの GE 社で使用しているみぞ付汽水分

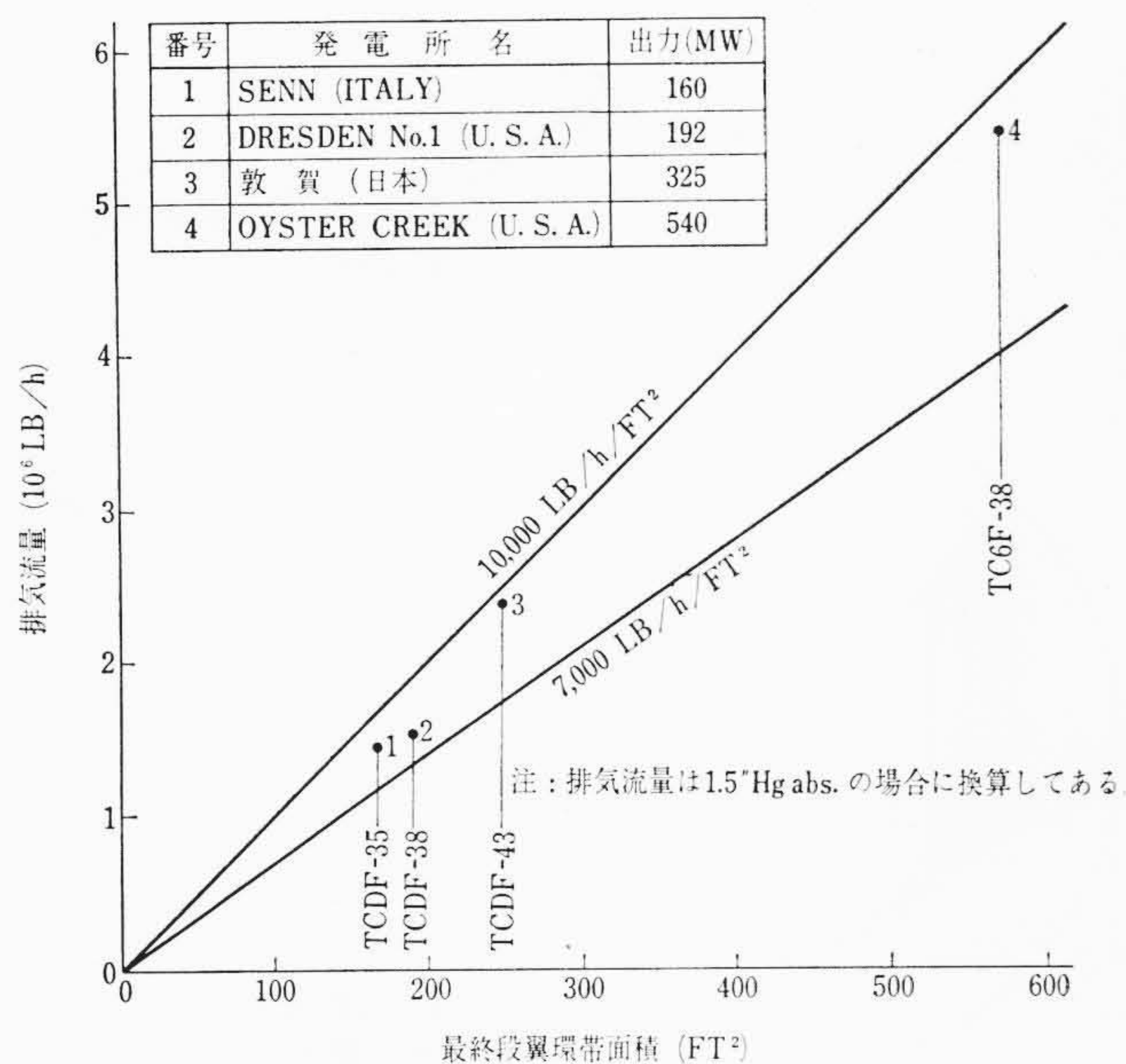
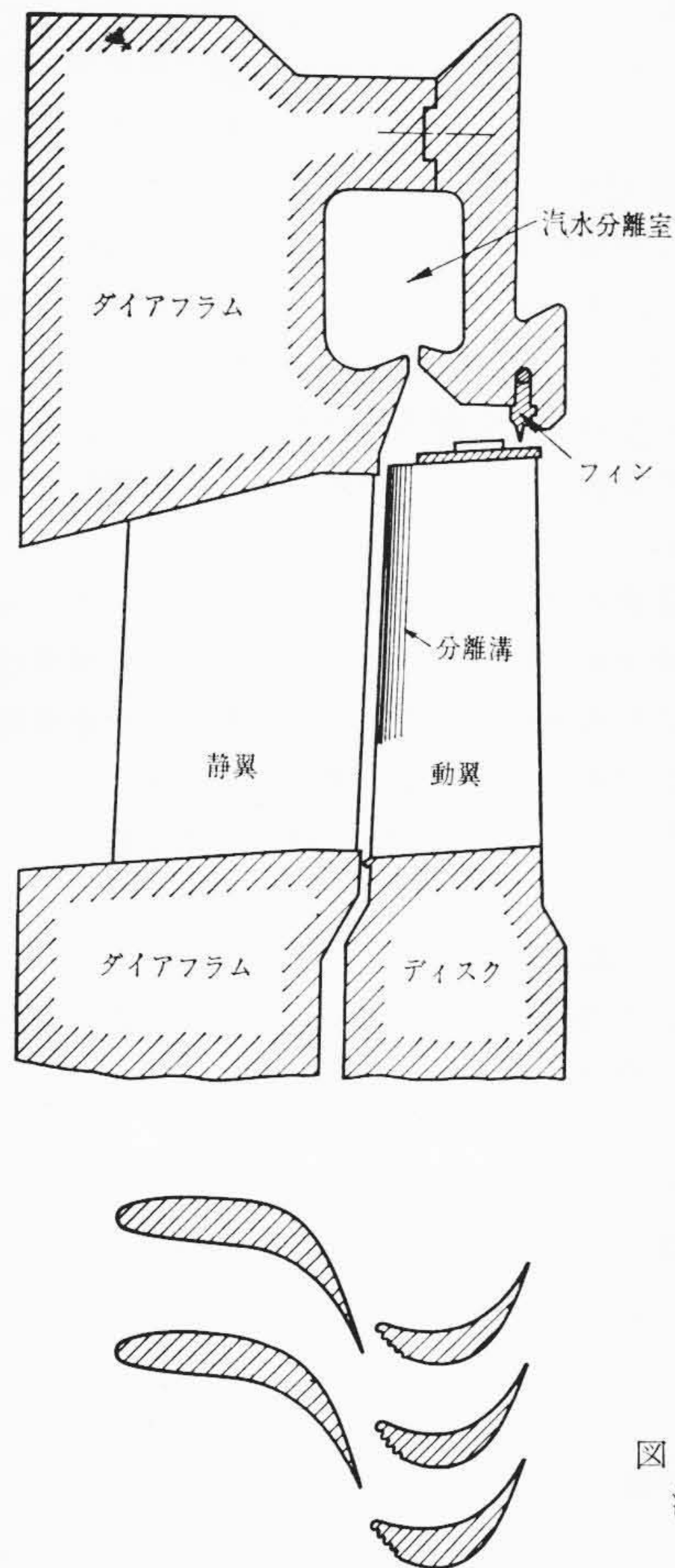


図7 排気流量と最終段翼環帯面積

図8 みぞ付
汽水分離翼

離翼は、世界でも他に例のないものである。その構造は図8に示してあるが、動翼プロフィール入口背側部に数本のみぞを切り、動翼に衝突し付着する水分を遠心力により外周に振り飛ばすものである。動翼外周のダイアフラムには、図8に示すように、スリットおよび汽水分離室が設けられており、動翼により跳ね飛ばされた水分は、この室に捕獲される。この汽水分離室は全周にあり、ここに捕獲された水分は、室の中を流れ落ち、最下端に設けられたオリフィスを通して次の抽気点に導かれる。この装置の汽水分離効果は、Dresden

表4 タービン出力対最終段環帯面積 (kW/FT²) (BWRを用いる場合)

排気真空	火力	原子力	
		非再熱式	再熱式
1.0" Hg	1,000~1,500	600~ 850	850~ 950
1.5" Hg	1,500~2,250	900~1,300	1,000~1,450
2.0" Hg	2,000~3,000	1,200~1,750	1,350~1,950

表5 1,800 rpm 原子力タービンの形式と最大出力

タービン形式	熱サイクル		
	① 再熱式 高圧気水分離器	② 非再熱式 高圧気水分離器	③ 非再熱式 低圧気水分離器
TCDF-35	240 MW	220 MW	220 MW
TCDF-38	275 MW	250 MW	250 MW
TCDF-43	360 MW	325 MW	325 MW
TC4F-35	480 MW	440 MW	440 MW
TC4F-38	550 MW	500 MW	500 MW
TC4F-43	720 MW	650 MW	650 MW
TC6F-35	720 MW	660 MW	—
TC6F-38	825 MW	750 MW	—
TC6F-43	1,080 MW	975 MW	—

本表は排気真空 1.5" Hg abs (722 mmHg) の場合

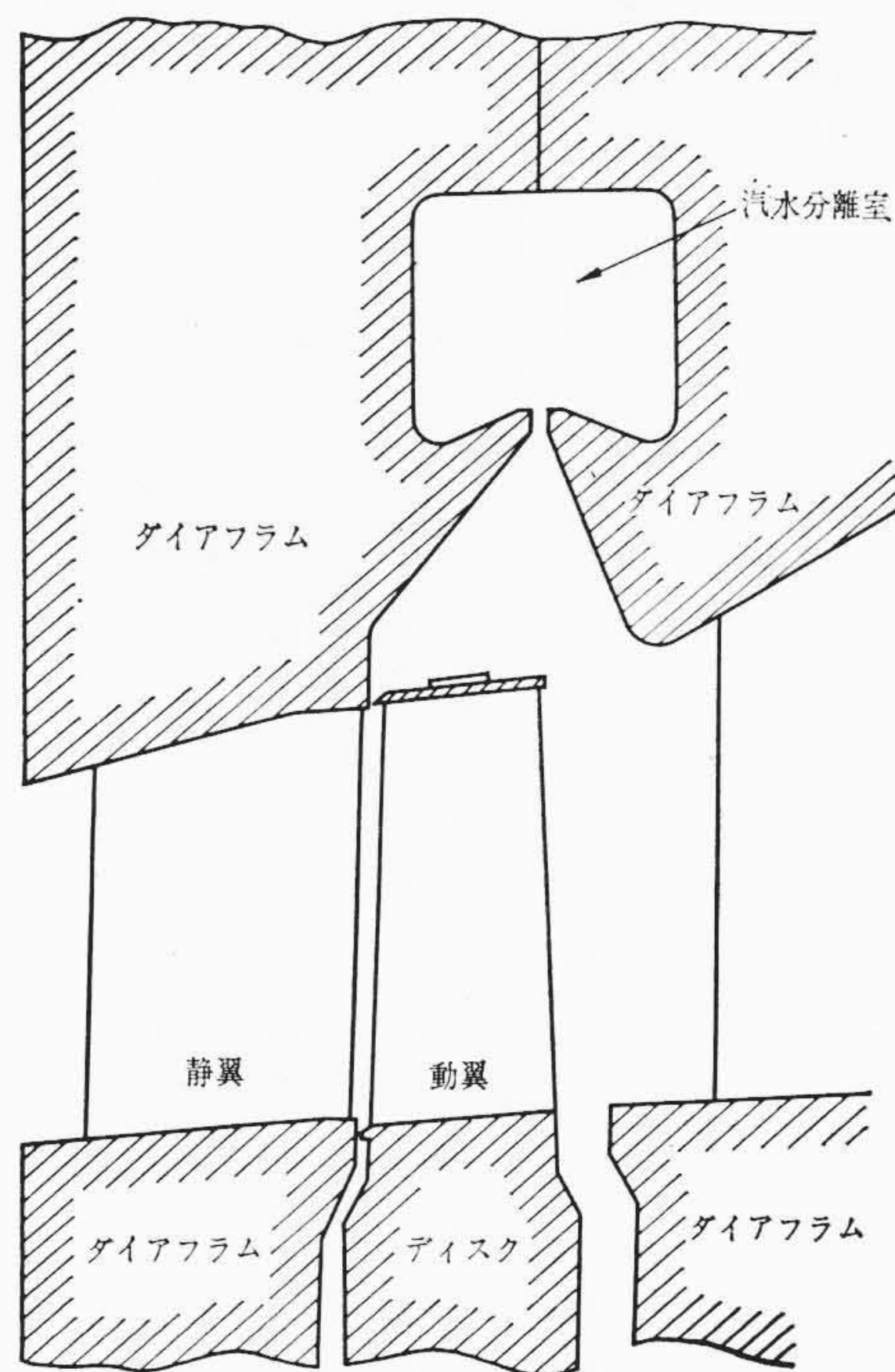


図9 汽水分離ダイアフラム

P. S. No. 1 ユニットによっても確められており、簡単で有効な装置である。

図10には、日立製作所で実際に製作し、実験に供されたみぞ付翼を示す。このみぞ付翼は、日立研究所内に設置された実物大低圧タービン試験装置に収め、湿り蒸気中で運転し、その効果を確認した。実験結果によると、動翼により振り飛ばされる水分の量は、タービンの上半部と下半部とではかなり異なり、正確な汽水分離効率を測定するためには、実機と同じ全周噴射流入状態で実験しなければならない。また汽水分離室入口のスリットとオリフィスの関係も重要であり、この選定を誤ると、分離効率が大きく低下することが判明した。

図11, 12は、みぞ付翼分離性能測定のための実物大試験装置である。

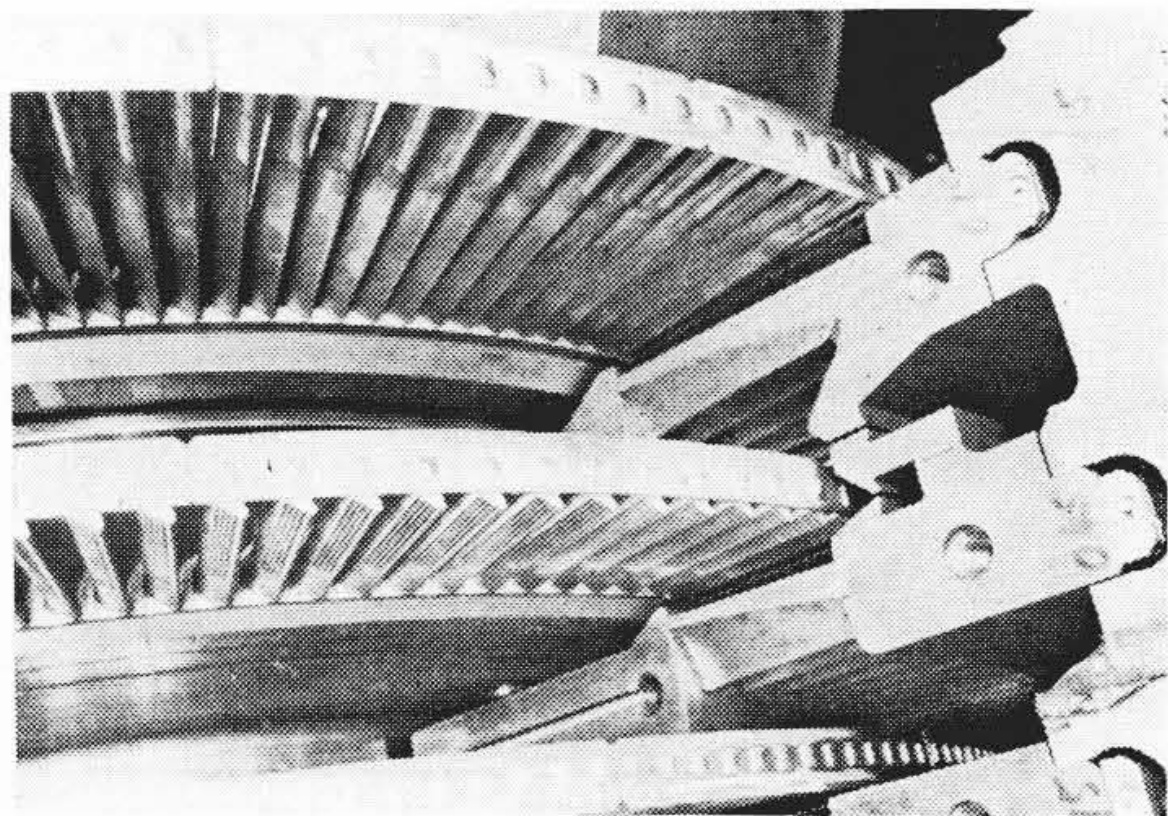


図11 みぞ付翼と汽水分離ダイヤフラム

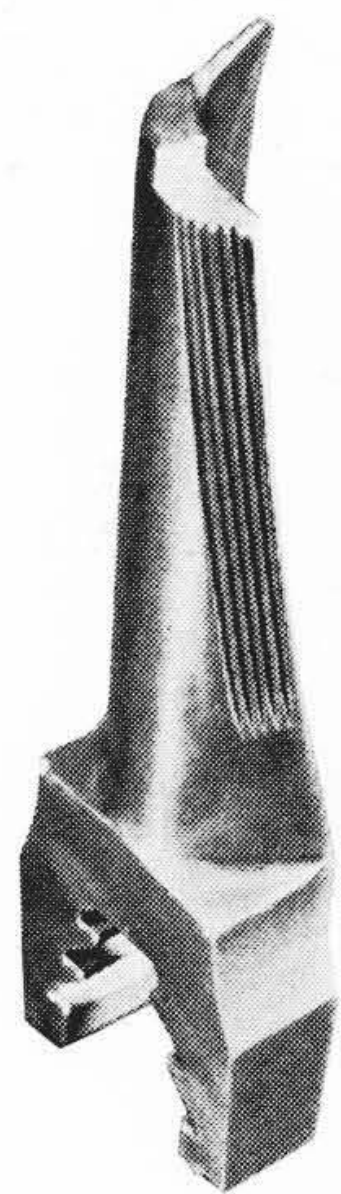
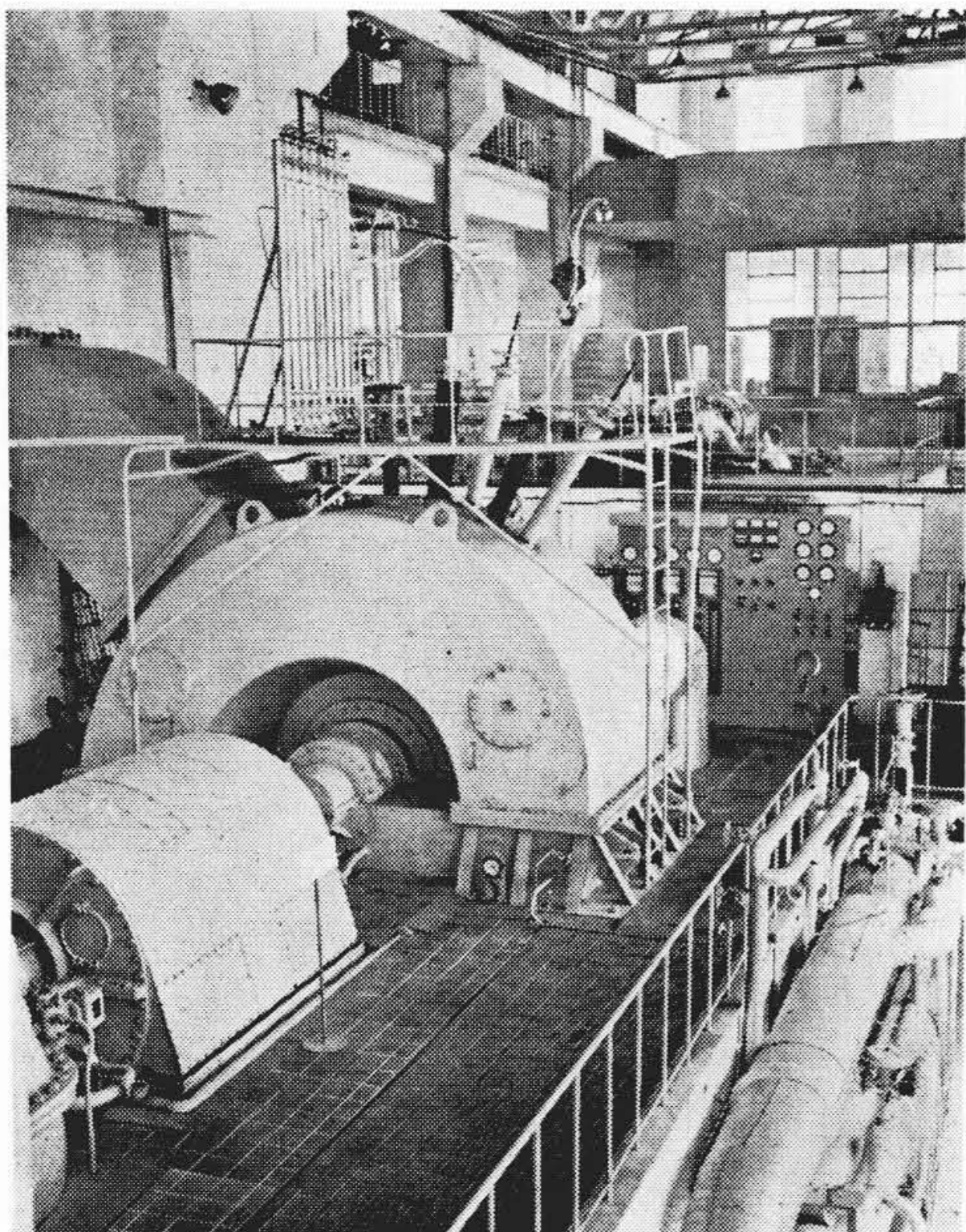
図10 みぞ付
汽水分離翼

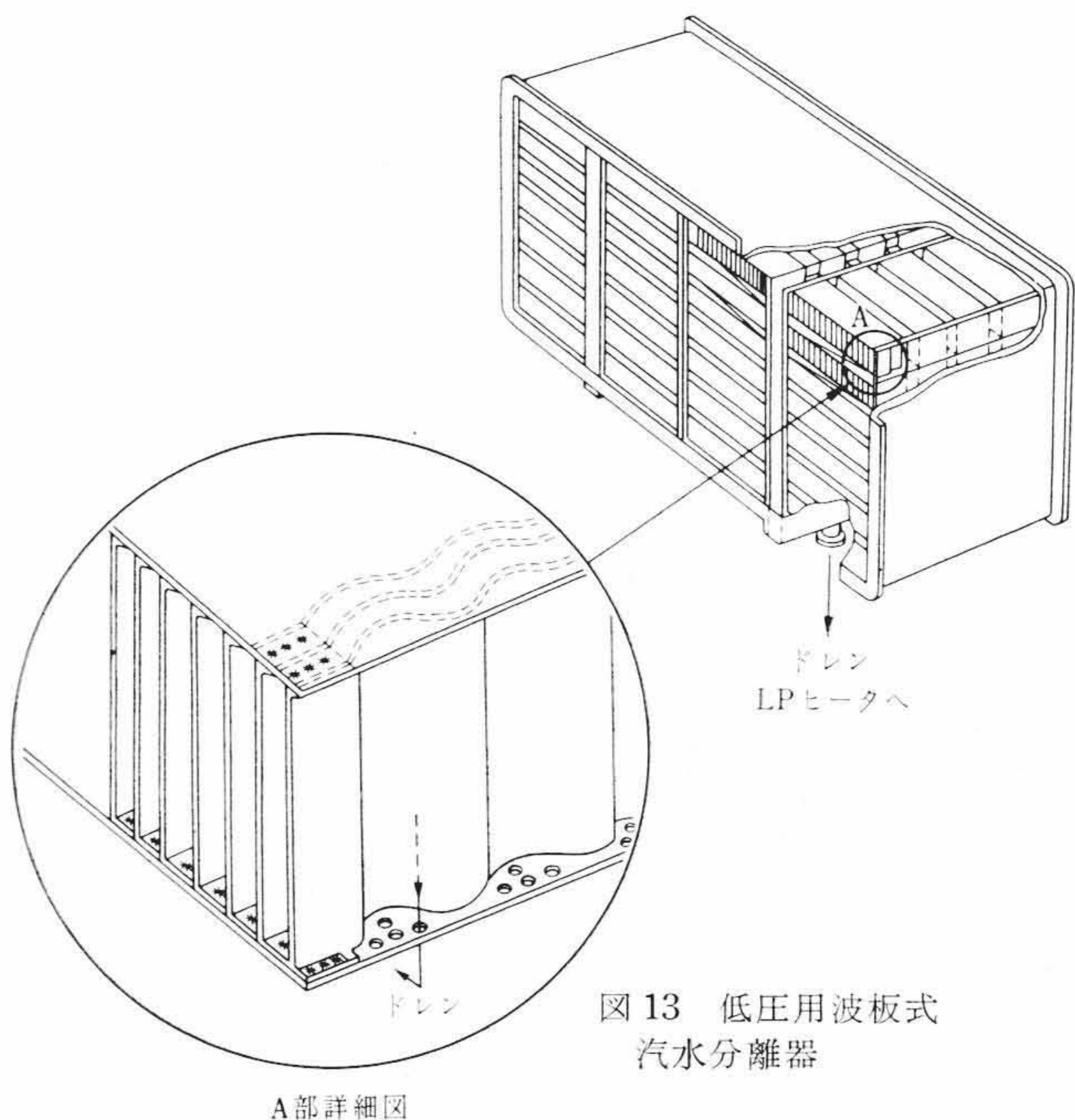
図12 実物大低圧タービン試験装置

4.2 汽水分離ダイヤフラム

動翼は高速で回転しているため、プロフィールに特にみぞを設けなくとも、翼それ自体でかなりの汽水分離効果が期待できる。したがって動翼外周に適当な分離室を設けるならば相当の水分が捕獲できる。このタイプの汽水分離装置は、通常の火力発電用タービンにおいても、湿り域で運転される低圧部の後段には用いられていたが、原子力タービンの場合には高圧1段から、みぞ付翼を使用する段落を除く全段に使用される。われわれの原子力タービンにおいては、この汽水分離ダイヤフラムの効果は、設計マージンと考えヒートバランスあるいは蒸気 $i-s$ 線図には示さないが、かなり大きな汽水分離効率を示す。ソ連で発表される最近の文献には、この汽水分離ダイヤフラムの改良案が種々示されており、その実験結果とともに、われわれタービン設計者の興味をそそるものである。

われわれの使用している分離ダイヤフラムは図9に示すとおりであるが、この形式は、すでに多くの原子力タービンに採用され実績をあげている。

なお4.1および4.2に示された汽水分離装置では、汽水分離室最下端にオリフィスが設けられ漏えい蒸気量を制限しているが、部分負荷運転で圧力差が小さくなると、水分が十分に排出できなくなる場合がある。これを避けるために、原子力タービンでは、部分負荷時に湿り分の小さくなる絞り調速方式が採用される。絞り調速方式は通常部分負荷時の熱効率低下が大きいのだが、原子力発電プラントはベースロード用として使用され全負荷で運転されるのが普通であるから、この短所は無視される。

図13 低圧用波板式
汽水分離器

A部詳細図

4.3 波板式汽水分離器

タービンの高圧車室と低圧車室の連絡管中に設置される汽水分離装置には種々の形式が研究開発され、実機に採用されているが、その中で最も多く用いられているのが、波板式汽水分離器である。この概略構造は図13に示すように、波形の板を互に接近させて多数並べ、その間に蒸気を通すものである。蒸気が波形に屈曲した通路を通過する間に、蒸気中に浮遊する水分は遠心力によりどちらかの壁に付着し、壁をつたって床板まで落下するものである。床板には、多数の穴があいており、分離された水分はこの穴から排出される。最近では単なる波板ではなく、カギ付波板を使用して汽水分離効果を増加させる案もある。

波板式汽水分離器は、火力発電用ボイラドラム内にも用いられており、その効果は周知のとおりである。通過する蒸気流速が速い場合には、付着した水分が再び蒸気中に飛散するため分離効率は低くなるが、容量を大きくして蒸気流速を小さくすれば高い分離効率が容易に得られる。かつ前後の圧力降下も低く押えることが可能である。

このタイプの分離器は低圧用としても、高圧用としても使用できる。低圧用として用いられる場合は、タービン運転床面上またはタービンの直上に設置されるが、高圧用として使用される場合には、タービン架台の下に置かれるのが普通である。

このタイプの分離器の問題点は、分離効率を高めるために容量を大きくすると非常時にタービンが過速するおそれのある点である。その場合には、高圧配管中に設置してその後に中間阻止弁を設けるとよい。

図14、15は、日立研究所に設置した波板式汽水分離性能測定装置である。この装置を利用して波板の形状、ピッチなどの最適寸法を決定し、実用的汽水分離装置の開発に成功している。図16は、比較的蒸気流速が小さい場合に、波板上に付着した水滴が落下する様子である。別の実験によると、空気中に水滴を噴射した場合と湿り蒸気の場合とでは、水滴の平均直径、大きさ分布に大きな差があることが判明した。したがってこの種の分離効率測定実験に際して空気を使用すると、見かけ上、分離効率が大きく表われるため、湿り蒸気を使用して測定することが重要なポイントである。その際には、蒸気中の湿り分を測定するための精密なカロリメータの開発が必要となり、これに大きな苦心が払われた。また分離された水分とともに漏えいする蒸気量によっても、分離効率は大きく変わる。漏えい

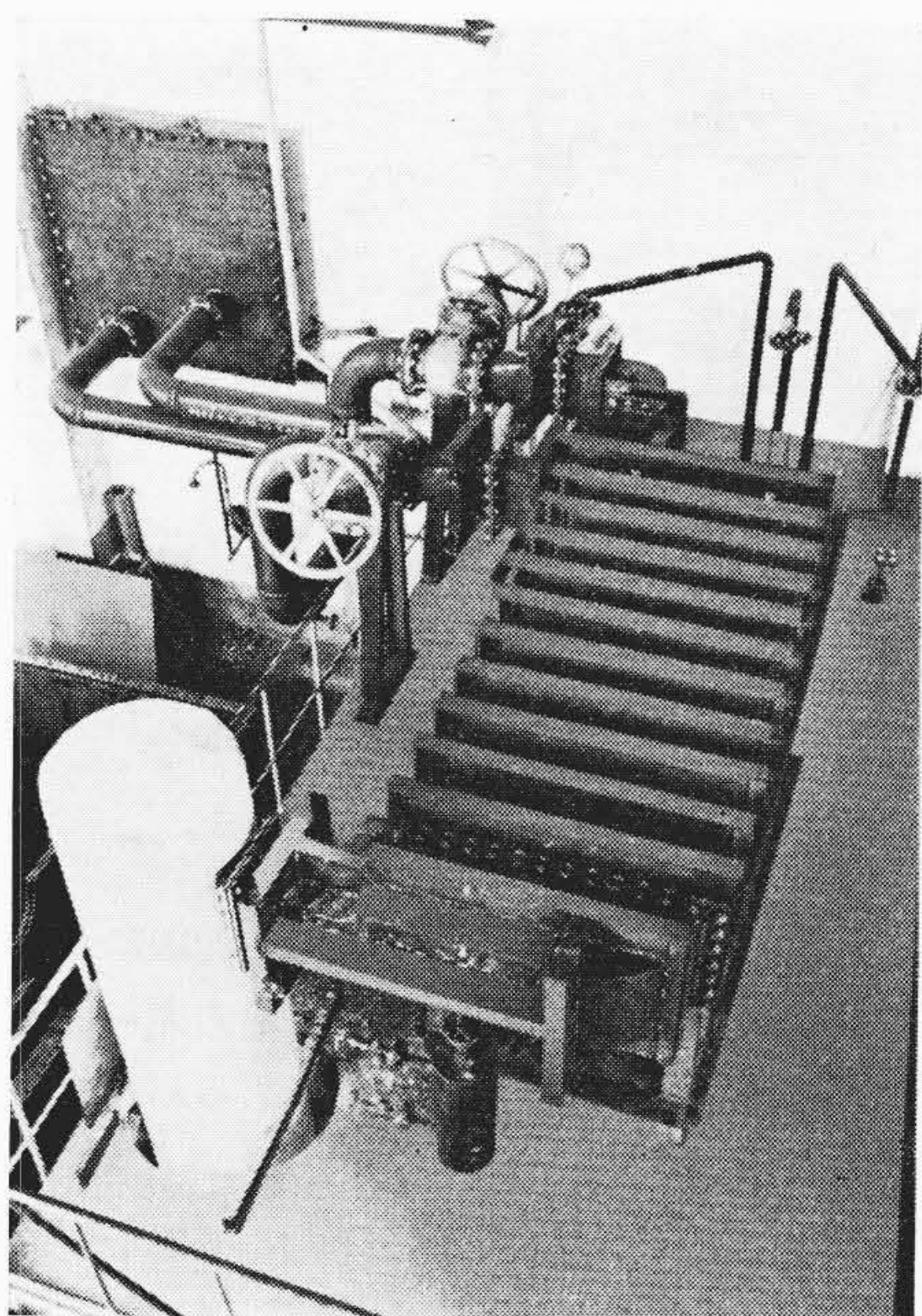


図14 波板式汽水分離器分離性能測定用
実験装置外観

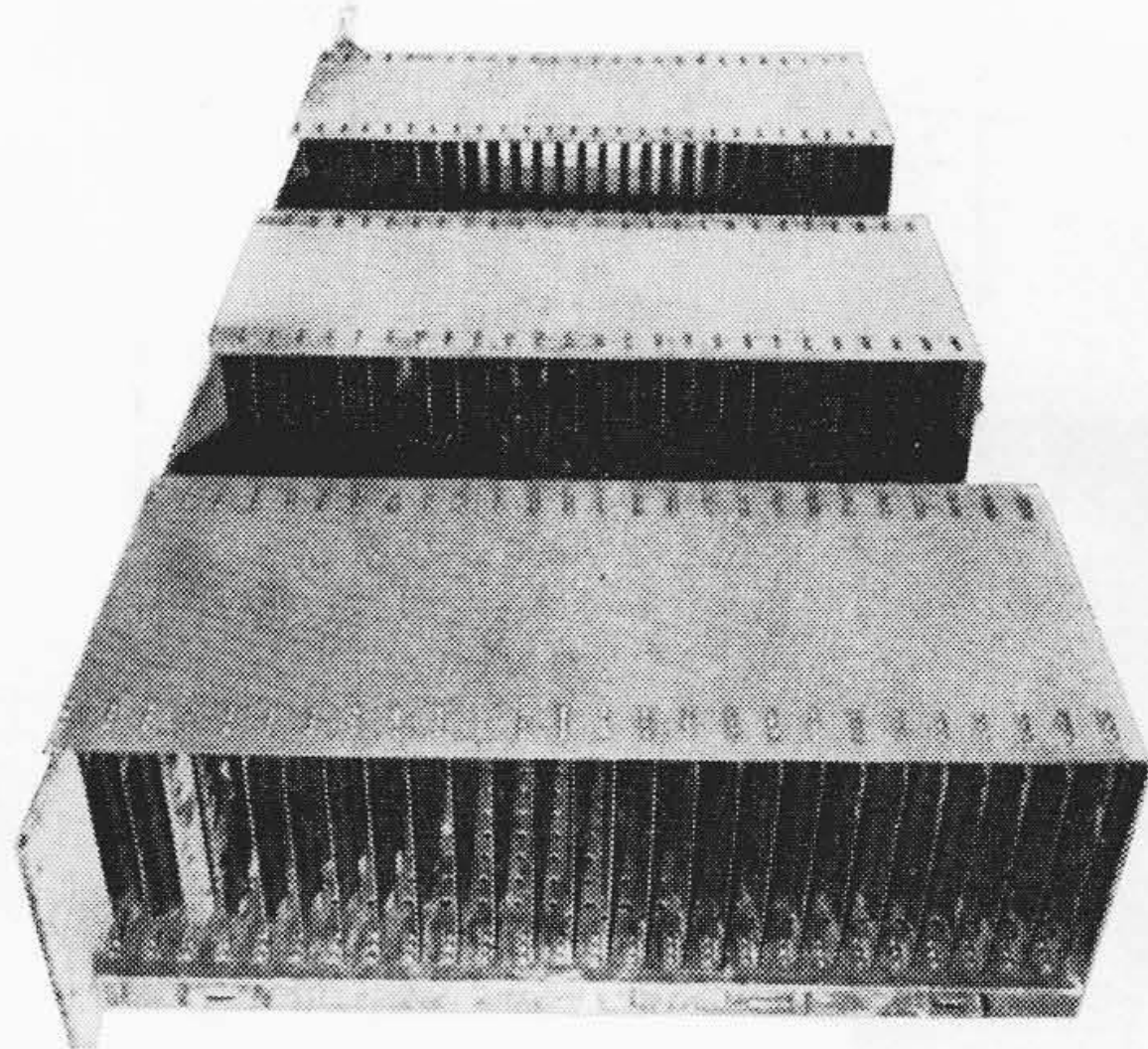


図15 波板式汽水分離器の内部

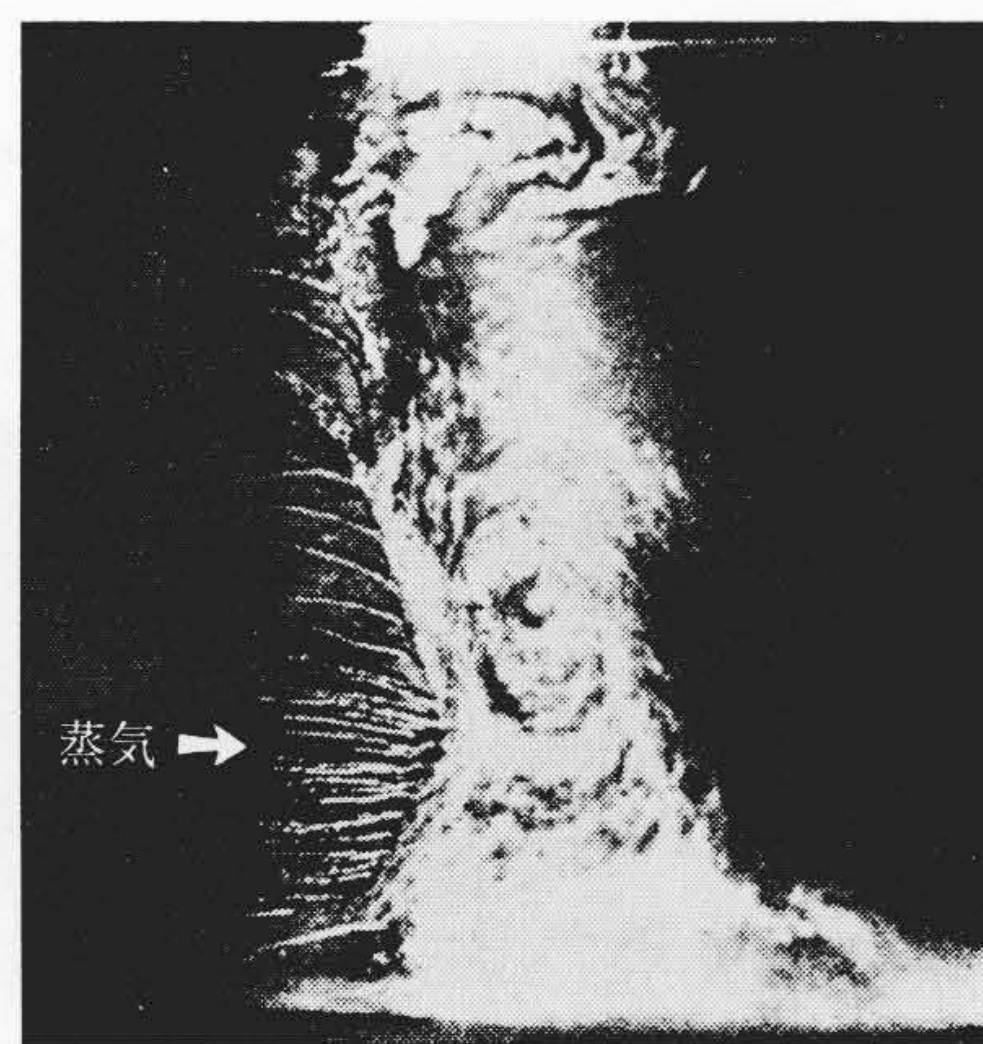


図16 波板上の水滴の分離状況

い蒸気量を適当にとれば80%近々の分離効率も容易に得られる。

この形式の分離器では、薄い波板の間を高速の蒸気が通過するため、フラッターにより波板が振動し、長時間運転すると波板の固定部分が疲労破壊してはがれるおそれがある。このため、実機に適用するものについては、長時間の耐久力試験を行なって安全性を確認する必要がある。これについては、数種の固定法を考え、試験を行なった後最適固定法を採用した。

5. 侵食対策

5.1 ステライト

最終段長翼にステライトを銀ロー付することは、火力用タービンの場合と同じであるが、原子力タービンの場合には、このほかに最終段前または高圧最終段にも適用されることがある。

動翼のさらされる条件を表わすファクタとしては、次の数値が便利である。すなわち

$$K = \left(\frac{V_{an}}{1,000} \right) \cdot \left(\frac{U}{1,000} \right)^2 \cdot M$$

ここで、 V_{an} : 動翼出口平均軸流速度 (FT/S)

U : 動翼先端周速 (FT/S)

M : 動翼出口湿り度 (%)

K の値が20を越える場合は、かなり過酷な場合である。25を越える場合にはステライトの補修を考慮する必要がある。実用上の許容限は、 $K \leq 30$ であろう。

原子力タービンの場合には、 K の値が25~30に達することが多く、この場合には、ステライトを5~10年ごとに補修する必要がある。ステライト板を銀ロー付するものでは、補修作業が困難であるため、これに代わってステライトを肉盛溶接する方法がしばしば用いられる。この方法は、従来タービンの主塞止弁、加減弁の弁座に用いられていた方法である。ただ最終段長翼の過酷な応力条件にさらされる部分では、溶接作業による母材の変質が大きな問題である。また作業後も翼プロファイルの変形量を小さく押えるよう考慮されねばならない。

5.2 表面硬化

みぞ付翼を採用する段落で、翼が過酷な条件にさらされる場合に

表6 325,000 kW 原子力タービン主要部材質一覧表

部 品 名	使 用 材 質
車 軸	2½ Ni—½ Mo—V 鋼
車 盤	1 Cr—½ Mo 鋼および 1¾ Ni—1¼ Cr—½ Mo—V 鋼
翼	12 Cr ステンレス鋼
噴 口 板	13 Cr ステンレス鋼
仕 切 板	2½ Cr—1 Mo 鋳 鋼 および 2 Cr 鋳 鋼 および 鋳 鋼
車 室	2½ Cr—1 Mo 鋳鋼 および 鋳鋼 および 鋼板
車 室 締 付 ボ ル ト	1 Cr—½ Mo—¼ V 鋼
弁 本 体	2½ Cr—1 Mo 鋳 鋼
弁 棒	窒 化 鋼
弁 座	½ Mo 鋳 鋼 (ステライト #6 肉 盛)
軸 受 メ タ ル	バ ビ ッ ト メ タ ル
パ ッ キ ン グ	12 Cr 鋼

は、みぞの表面を火焰焼入または高周波焼入により表面硬化して耐摩耗性を増加させる方法がとられる。焼入温度は、動翼材が13 Cr ステンレス鋼であるから、980℃前後が適当であり、その後空冷すれば十分である。

みぞ付ステライト板を使用することも考えられるが、加工が困難であるため、十分深いみぞが切れず、実用化には問題がある。

5.3 ダイアフラムの構造

火力用蒸気タービンでは、ダイアフラムの水平面には特に蒸気シールを行わず、上半ダイアフラムの自重による面圧により蒸気漏れを防いでいる。この状態では若干の蒸気漏れは避けられないが、タービンの熱効率にほとんど影響はなく、この簡単な構造が問題なく採用されている。しかし原子力タービンにおいては、蒸気中に水分を含むためわずかでも蒸気漏れがあると、水分により水平面が侵食され、しだいにギャップが大きくなる傾向がある。この現象は、実験用タービンでも湿り蒸気状態で運転する場合にしばしば経験するところである。このような水平面の侵食を防ぐため、従来のように自重により蒸気シールを行なうのではなく、ボルト締めにより完全にメタルコンタクトを行なわせる方法を採用する。また水平面に若干の蒸気漏れが生じても、侵食が進行しないよう、13 Cr 鋼などをメタライジングする方法も併用されることがある。

5.4 材質の選定

原子力タービン材の代表的な選択例を表6に示す。

表6には、車軸、車盤と別に列挙してあるが、この両者は焼ばめにより組立てられる。1,500 rpm 機または1,800 rpm 機になるとロータの外径が大きくなり、製鋼所の鍛造能力をはるかに上まわるため、径の小さな車軸に車盤を焼ばめする方式が採用される。

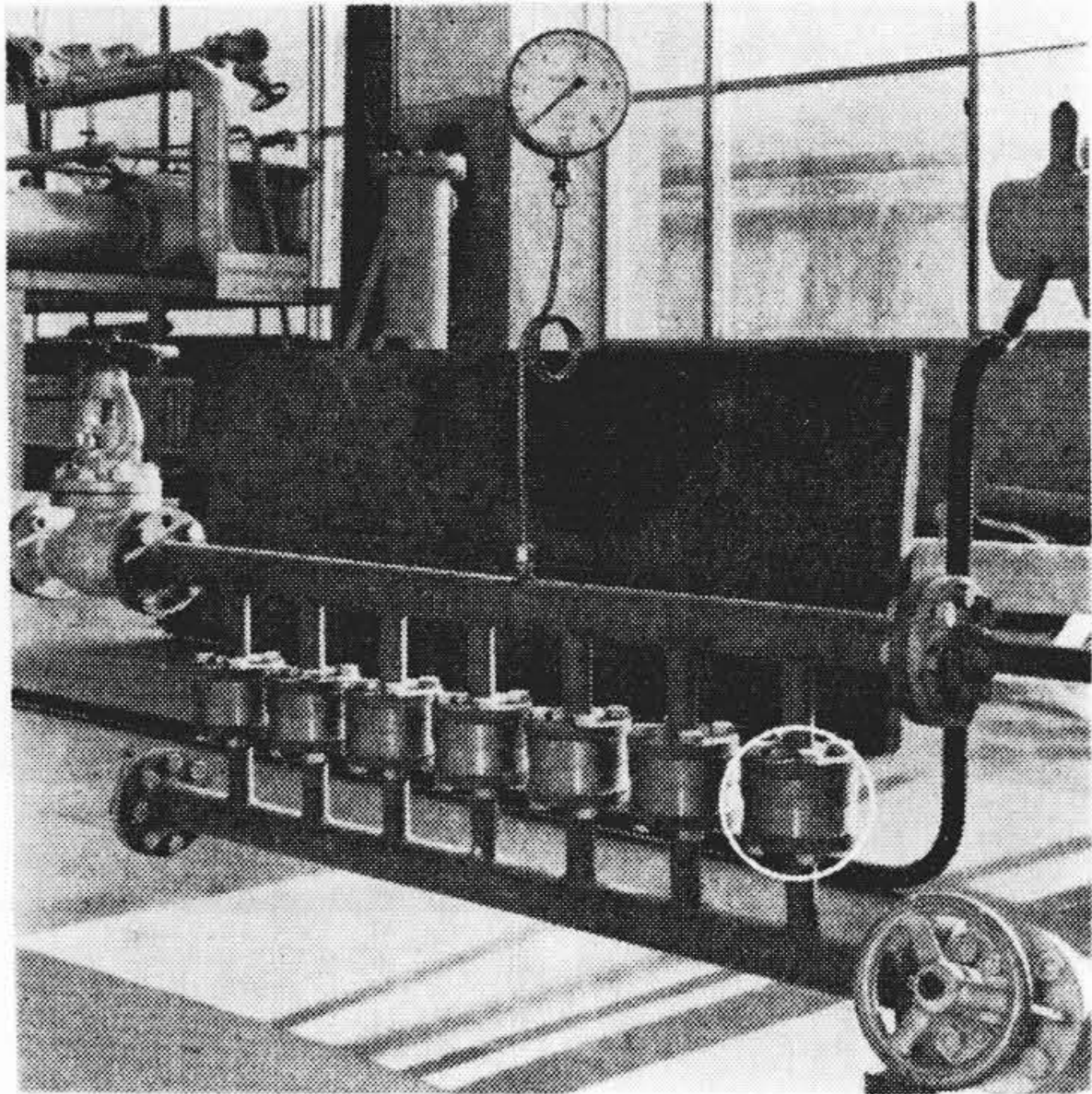


図17 侵食強度測定用実験装置

ダイアフラム材の耐侵食試験については、図17に示すような装置を使用して湿り蒸気を材料の表面に噴出させ水滴をぶつける方法により各種テストを行なっている。ごく最近には、短時間に材料の耐侵食性を試験できるキャピテーションテスト法を開発中であり、これにより新材質の耐侵食性も容易に判定できるようになると思われる。耐侵食試験から判明したことが、FC材は耐侵食性に問題があり、ダイアフラム材として使用することは避けたほうがよい。

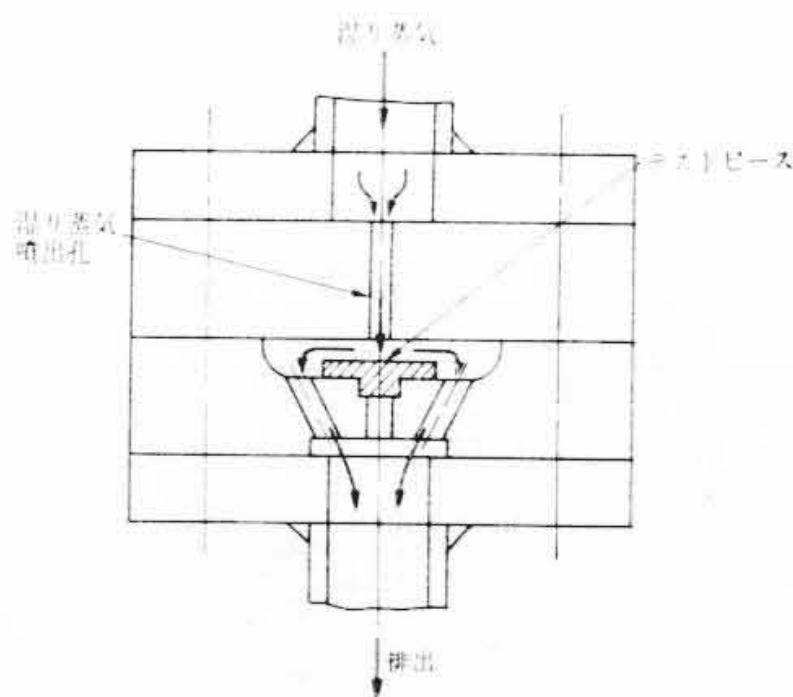


図18 円内の構造図

6. 結 言

以上に原子力タービンの問題点を概括して述べたが、詳細については、稿を改めて項目ごとに述べるつもりである。原子力タービンの問題は結局、蒸気量の大きなことと湿分分離装置にあるわけであり、これ以外は通常の火力用タービンとほとんど変わらず、現在の日立製作所の設計技術をもってすれば十分信頼性のある機器を製作することが可能であり、最近の国産化の風潮に十分応じ得るものと確信している。

参 考 文 献

- (1) B. Wood: PIME 174, 491 (1960-2)
- (2) C. W. Elston: Proceedings of APC 20, 248 (1958-3)
- (3) E. H. Miller: Proceedings of APC 26, 175 (1964-4)



特 許 の 紹 介



特許第452923号(特公昭39-28588)

安 藤 進 一 郎 ・ 矢 崎 智

直 流 限 時 継 電 器

従来の直流限時継電器は、主として機械的なものが多く、限時精度や寿命の点で問題があり、また電気的なものは限時要素としてコンデンサ、抵抗を用いているため、長限時を得るには大容量のコンデンサを必要とし、かつ温度の影響を受けるなどの欠点があった。この発明はこれら欠点を改良したもので、定電圧回路A、直交変換回路B、増幅回路C、モータ式限時継電回路Dにより構成され、その具体的実施例は図2のとおりである。

ここで、直流入力端子1,1'を介して定電圧回路Aに所期の動作電圧が印加されると、この回路Aで一定電圧にし、それを直交変換回路Bに導き、この回路Bの巻線W₂に方形波の出力信号が得られる。この出力信号の周波数を切換器Sにより適宜変化できるようにしておくと、今直交変換回路Bより信号がない状態では、トランジスタT₃がオフ、トランジスタT₄がオンとなるため同期電動機Mの下半分のコイルに電流が流れ、信号のある状態ではトランジスタT₃がオン、T₄がオフとなるため電動機Mの上半分のコイルに電流が流れ、直交変換回路Bよりの方形波信号によりトランジスタT₃, T₄は交互にオン、オフを繰り返す、電動機Mが回転し同時に電磁クラッチM_gが付勢され任意の限時の後所期の継電動作を完了するのである。

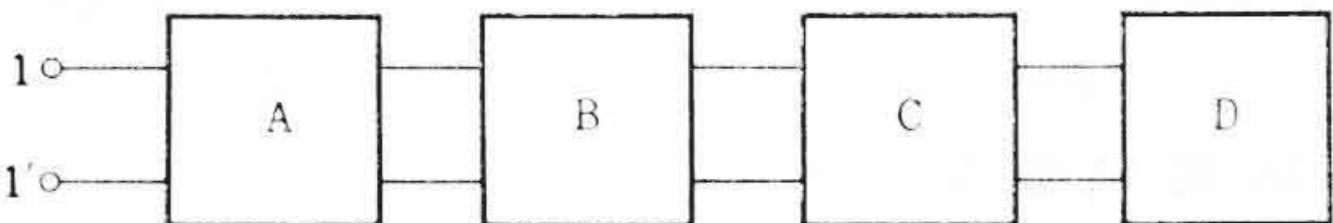


図1

以上のようにこの発明は直流入力を電氣的に変換し、同期電動機により交流限時継電器と等価の継電動作を行なわしめるようにしたもので、長寿命、長限時、高精度の直流限時継電器が得られるものである。(西宮)

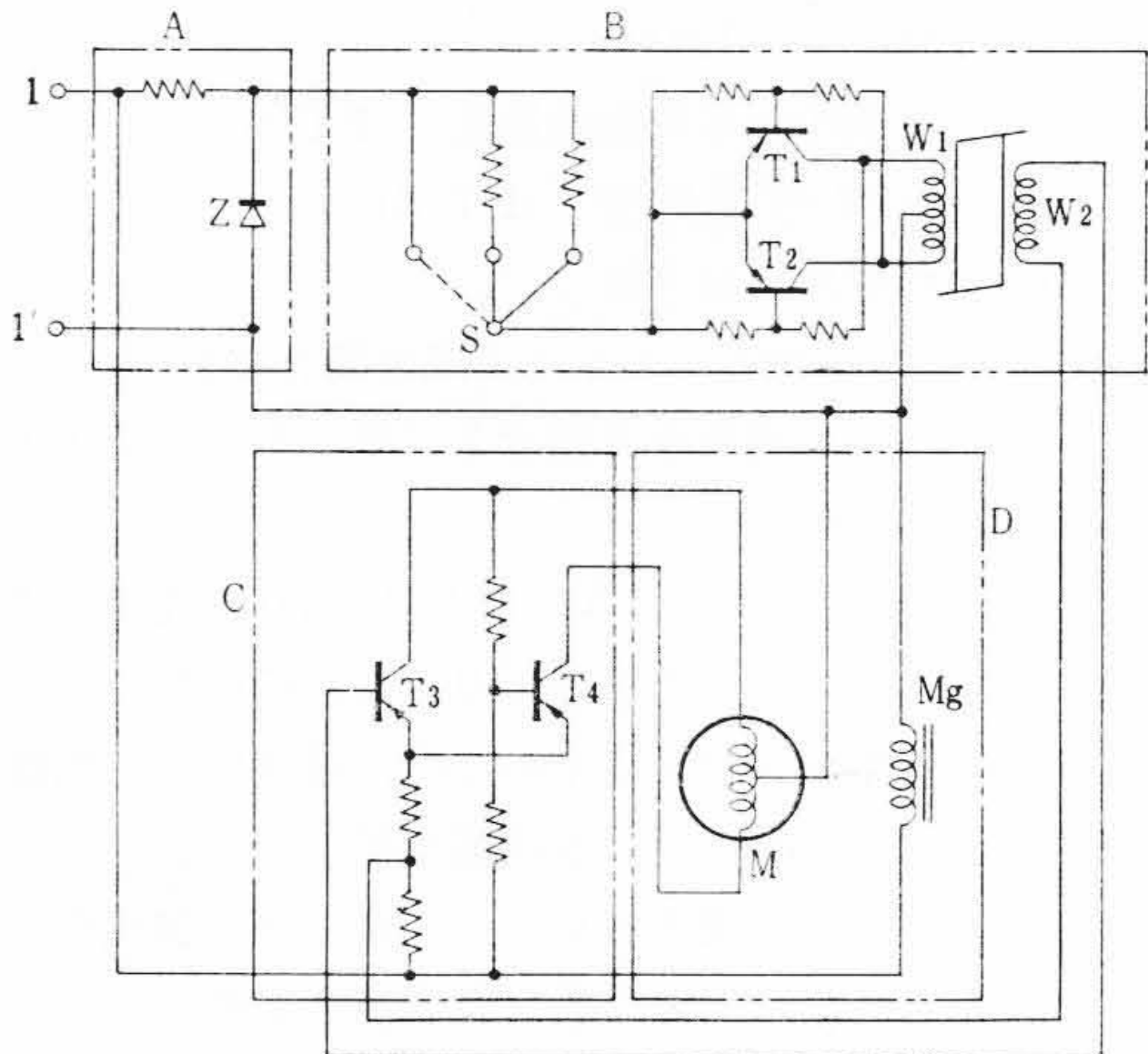


図2