気液二相流研究史と関連技術*

— 気液二相流研究史の私感 (第5報) —

A History of Gas-Liquid Two-Phase
Flow Research and the Related Technology (5th Report)

赤 川 浩 爾**
AKAGAWA Koji

Abstract The progress of the Two-Phase Flow research is divided into four stages. These periods are 1948-1959, 1960-1970, 1971-1979, and 1980-1988. In this 5th Report, a history of the development of once-through boilers, and the related progress of researches on two-phase flow, the development of research on distribution of flow rate in evaporator tubes and dynamic behavior of steam generators in the second stage has been described.

Keywords : Gas-liquid two-phase flow, Forced circulation boiler, Once-through boiler, Dynamic behavior of steam generating tube

4. 気液二相流研究の第Ⅱ期 (つづきその3)

この第Ⅱ期における研究の発展を第2、3、4報^{120)~122)}において次の5項目に特徴づけて説明した。すなわち4. 1「気液二相流の流動特性の理論的整理」、4. 2「流体力学手法の導入」、4. 3「ボイド率分布の解析」、4. 4「気液二相流の微細構造の研究の始まりと発展」、4. 5「気液二相流の変動特性」、4. 6「気液二相臨界流の研究の始まりから成熟まで」である。本報以降で第6番目の特徴の「気液二相流の安定性とダイナミックス」について述べる。

4. 7 気液二相流の安定性とダイナミックス

本研究史の第Ⅰ期の1950年代から火力発電所用ボイラでは、自然循環型式から強制循環型式へと発展し、第Ⅱ期の1960年代にはさらに貫流型式へと発展した。また沸騰水型原子炉の分野では、1950年代に開発、進展がなされて、1960年には最初の事業用 Dresden 原子力発電所が稼動するようになった。一方、我が国では1970年に最初の事業用原子力発電所が稼動を始めている。さらに第Ⅱ期においては、高速増殖炉が実用に向けての開発が進められていた(第1報、Table 1.1 参照)¹²³⁾。このように第Ⅱ期は実用技術の急速な発展期に当り、これに関連する気液二相流の熱流動に関する研究が盛んに行なわれた。これらの多方面にわたる膨大な研究の進

* 1990. 1. 18. 受付

** 龍谷大学理工学部 〒520-21 滋賀県大津市瀬田 TEL (0775) 43-7432

展状況を本節のみで説明することは出来ないので、以下で章を改めて記述することにする。

すなわち、次の第5章において貫流ボイラの開発に関連する蒸発管の流量分配と動特性の研究について述べ、第6章以下で沸騰水型原子炉と高速増殖炉用蒸気発生器の開発に関連して気液二相流の流動の安定性（流動脈動）に関する研究、すなわち二相流のダイナミックスに関する研究の進展について述べる。

なお、第II期の初年度の1960年には世界に先駆けて我が国で「二相流研究会」が発足している。それが1973年に「気液二相流のダイナミックスに関する研究会」となり、二相流のダイナミックスの分野で産官学の間の情報交換、研究の進展に寄与した（その詳細は文献(124)参照）。なおこの研究会は1987年の日本混相流学会の設立によりこれに吸収されて発展的に解消した。また欧州では1967年に EURATOM で Two Phase Flow Dynamics のシンポジウム⁽¹²⁵⁾が初めて開催されている。このように二相流のダイナミックスが重要な研究分野として認識されてきたのである。

5. 貫流ボイラの開発・発展と蒸発管系における流量分配と動特性の研究の進展

既述の第4章までの気液二相流の諸特性はボイド率、圧力損失、流動様式、様相などの要素的性質であったのに対して、本章で示すものは蒸発管中の流量配分特性および流動の動的特性のような総合的性質の研究である。この研究の進展を貫流ボイラの開発・発展と関連づけて述べる。Table 5.1 に貫流ボイラ、強制循環ボイラのテストボイラによる開発から実用ボイラへの発達の状況と、蒸発管系中の流量配分と動特性の研究（その分野の最初の研究とみなされるもの）との関連を年表により示している。この両者を比較することによって、気液二相流の研究が実用技術の開発の必要上からなされた状況が明らかに認められるであろう。以下の記述をこの表を参照しつつ読んでいただきたい。

5. 1 貫流ボイラの始まりと発達

5. 1. 1 気液二相流研究史の前期と第I期の貫流ボイラ

ボイラの発達、変遷の動向は単機出力の増大とともに、丸ボイラに始まり、自然循環ボイラから強制循環ボイラ、さらに貫流ボイラへの移行であった。このことは第1報、Fig. 2.2 の国内事業用発電所ボイラの型式変遷により明瞭に認められる通りである。すなわち1959年までのボイラはすべて自然循環型式であったが、同年に強制循環ボイラ（522 t/h、16.9 MPa、220 MW）が設置され、つづいて1962年に貫流ボイラ（500 t/h、17.4 MPa、220 MW）が設置された。また各年度の新設ボイラ型式が自然循環→強制循環→貫流へ移行していることが Fig. 5.1 に明らかに示されている。このようなボイラ型式の発展は1950年代にすでに石谷⁽¹²⁶⁾により「技術の内的発達法則」に基づいて予測されていたが、一般にはこのような見通しが普及していたわけではなかった。

貫流ボイラの原理は、ポンプにより蒸発管にサブクール水を送入し、これを加熱して蒸発させて出口から過熱蒸気を送り出すものである。この方式によると、蒸発管径を小さく、伝熱面配置を自由にできること、および大きな気水ドラムが不要であることなどの利点がある。したがって貫流型式はボイラ技術者が当然思いつくような型式であるが、伝熱問題、制御問題および給水処理などの面で解決すべき問題が多く、その実用化は極めて困難なのである。

貫流ボイラが国内事業用発電所で最初に稼動したのは1962年であるが、その40年も以前の1922年にすでにドイツではその試作が行なわれていたのである。その開発・発展の経過を Table 5.1 によって簡単に紹介する。ただし本稿は気液二相流の研究史が主目的であって、ボイラ技術史ではないので、ここでは二相流研究と関連する貫流ボイラの一面のみの記述に留め

Table 5.1 貫流ボイラの開発・発達と蒸発管系の流動特性の研究

	年 度	貫流ボイラの開発・発達	年 度	蒸発管系の流量配分と動特性の研究
気液二相流研究史 前期	1922	Bensonテストボイラ(4.5t/h, 25MPa, 400℃)	1937	Schnackenberg : 流量配分(136)
	1924	Bensonテストボイラ(10t/h, 18MPa, 400℃)		
		Sulzerテストボイラ(4t/h, 10MPa, 400℃)		
	1929	Benson実用ボイラ(125t/h, 22MPa, 470℃)		
	1931	Clayton蒸気発生機(米)		
	1932	Sulzer実用ボイラ(7.5t/h, 10MPa)		
		Ramsinテストボイラ(3.6t/h, 14MPa)(ソ連)		
		Veloxボイラ		
	1933	La Montテストボイラ(循環比 3~4)	1938	Ledinegg : Ledinegg不安定(137)
第 I 期	1935	Benson船用ボイラ(60t/h, 12.6MPa)	1938	Münzinger : Dampfkraft(17)
	1948	CE社コントロールドサーキュレーション	1952	Ledinegg : Dampferzeugung(著書) (流量配分)(138)
		Ramsinテストボイラ(12t/h, 30MPa)		
	1951	B&W, GEテストボイラ(0.5t/h, 35MPa)		
		KSK蒸気発生機(1~1.6MPa)(日本)		
	1953	CE社強制循環ボイラ(240t/h, 16.5MPa)		
	1955	FW社テストボイラ(1t/h, 38.5MPa, 649℃)		
		Hüls発電所(260t/h, 30MPa, 600℃)(独)		
		Bensonボイラ、72基(西独)		
		La Montボイラ、162基(西独)	1956	Michel : 流量配分(139)
第 II 期	1957	Philo発電所(306t/h, 31.5MPa, 620℃)(米)	1958	Opladen : 貫流蒸発管の始動特性 (ラグランジュ的解析)(150)
		横山工業製Bensonボイラ(75t/h, 14MPa)	1959	Profos : 流量配分と安定性(140)
	1960	Eddystone発電所(908t/h, 35MPa)(米)	1960	二相流研究会発足
		Hattingen発電所(380t/h, 23MPa)(独)		Ledinegg : 負荷変動の動特性(152)
		Mangan発電所(120t/h, 23MPa)(英)		Profos : 蒸発管系の動特性(ラグランジュ的 解析、図式解法)(151)
		日立テストボイラ(2t/h, 35MPa, 580℃)		大原ら : ベンソンボイラの動特性(寺野の方 法、実験との比較)(153)
		石播テストボイラ(13t/h, 35MPa, 600℃)		植田 : 貫流ボイラの流動(141)
		タクマ超臨界圧ボイラ(2t/h, 35MPa, 650℃)	1962	赤川 : 蒸発管系の圧力損失の動特性(線形解 析、静的安定動的安定)(144)
		強制循環ボイラ事業用第1号(522t/h, 76.9MPa)		中野ら : 超臨界圧ボイラの動特性 (線形、アナコン解析、日立)(154)
第 II 期	1961	タクマClayton蒸気発生機		世古口ら : 蒸発部圧力応答(川重)(156)
	1962	運輸技術研究所テストボイラ(汽車製造、 2t/h, 30MPa, 580℃)		江草 : 貫流ボイラ(著書)(128)
		貫流ボイラ事業用第1号(500t/h, 67.4MPa, 569℃)	1963	三浦 : ベンソンボイラの動特性(アナコン) (155)
	1966	超臨界圧ボイラ事業用第1号(1650t/h, 24.6MPa, 538/569℃)		田村 : 貫流ボイラの膨出現象(コンピュータ による数値解析、日立)(159)
	1967	超臨界圧コンパインドサーキュレーション ボイラ事業用1号(1950t/h, 24.6MPa, 522/560℃)	1967	赤川ら : 蒸発管系の動特性実験(163)
				EURATOM : Symposium on Two Phase Flow Dynamics(125)
	1970	強制循環コントロールドサーキュレーション ボイラ(710t/h, 16.9MPa, 560℃ 循環比 2.7)	1970	赤川ら : 並列蒸発管系の流量配分と安定性 (145)
				Doležal : Process Dynamics(157)

Fig. 5.1 国内事業用発電所のボイラ形式の変遷
(文献(126)による)

ることにする。

貫流ボイラは上述のように原理が簡単であるので、古く1897年頃に Wilhelm Schmidt (ドイツ) が長い小口径管で過熱蒸気を発生させることを試みた。しかしこの実験は理由はわからないが成功しなかったので、Schmidt はボイラの貫流原理は不可能であると結論したようである¹²⁸⁾。その後1922年になって、Mark Benson (チェコ出身で英国人の技術者) は貫流原理が不可能であるとの理由は管中で蒸発現象があることによるのであろうと考え、これを避けるために蒸発現象のない超臨界圧で加熱して加圧水をつくり、次に管出口で減圧して加熱蒸気を発生させることを考案した。そこで圧力25MPaの超臨界圧テストボイラ (4.5 t/h、390℃) で加熱および減圧して10MPa、400℃の過熱蒸気を発生させて、これにより蒸気タービンの駆動に成功した。これが世界で最初の貫流ボイラである。このように誤まった理論によってボイラで超臨界圧を用いたのであるが (後年の超臨界圧の採用はサイクル効率を高めるためである)、約70年も以前に超臨界圧ボイラを完成した Benson の先進性は当時の材料、工作、制御などの技術水準を考えると驚くべきことである。

この Benson の技術は英国では受け容れられず、以後はドイツの Siemens 社で研究がなされて、1929年に125t/h の大容量の実用ボイラが作られている。この場合においてもタービン入口蒸気は亜臨界圧であるのに対してボイラ圧力は22.6MPaの超臨界圧であって、依然として誤った考えで超臨界圧を用いているのである。

一方、上記のものと同じ頃の1924年にスイスの Sulzer 社において、超臨界圧によらない11 MPaの貫流テストボイラ (4 t/h) の研究が始められていて、1932年には7.5t/h、11MPaの実用ボイラが作られている。

また、この1932年にはソ連の Ramsin 教授の指導により貫流テストボイラ (14MPa、3.6t/h) の研究が終って、直ちに14MPa、500℃、150~200t/hの火力発電所用貫流ボイラの製造が始められている。また1933年には強制循環ボイラの最初のもので La Mont ボイラのテストボイラがドイツで開発されている。

このように1922～1930年頃に一齐に貫流型式の Benson ボイラ、Sulzer ボイラ、Ramsin ボイラの開発が独立して始められ、成功している。この時期は本稿の気液二相流研究史の前史期に対応し、気液二相流の基礎的研究も殆んど存在しなかったのであるが（第1報、Table 1.1¹²⁰⁾参照）、ボイラとして最も進歩した型式の貫流ボイラが実用化されていたのである。このことは技術が工学的基礎研究に先行することの一つの実例である。

上記のような欧州における貫流ボイラ、強制循環ボイラの開発からおけること15～20年で、米国においても開発が始められて急速に発展した。1948年に C E 社のコントロールドサーキュレーションボイラ（ポンプによる強制循環力に加えて大口径の垂直蒸発管による自然循環力を用いる型式）の開発、また1951年に Babcock & Wilcox 社と G E 社の超臨界圧貫流テストボイラの開発が行なわれている。

これらの開発によって欧州および米国では1955～1960年の間で工場用および事業用火力発電所用の超臨界圧貫流ボイラが稼動している。例えば Huls 発電所（30MPa、600℃、ドイツ）、Philo 発電所（31.6MPa、621℃、米国）、Eddystone 発電所（35MPa、649℃、980t/h、米国）などがあり、1961年末において超臨界圧ボイラは米国で6基、ドイツで2基、英国で1基、その他ソ連でも運転されていた。

一方、当時は我が国においては中大型の貫流ボイラの技術は無く、わずかに V K W 社（ドイツ）の技術導入による1957年の横山工業（後年に川崎重工に合併された）Benson ボイラ（14MPa、75t/h）が唯一のものであった。なお1950年代（研究史の第I期に相当する）には欧米の先進技術を吸収するために、各社は技術導入を行い、汽車製造会社（後に川崎重工と合併）と V K W 社、タクマ社と Sulzer 社、三菱重工と C E 社および Sulzer 社、日立パブコック社と B & W 社、石川島播磨重工と Foster Wheeler 社、川崎重工と La Mont 社などの技術提携がなされた。その結果、1960年代（研究史の第II期）には我が国においても新型式の実用ボイラが次々と出現するようになった。

なお、小型の貫流ボイラについては、我が国でも1960年の早い時期に独自の技術により汽車製造会社で開発が行なわれた¹²⁰⁾。これは技術提携によらない独自技術による唯一のものであって、特筆されるべきものである。この K S K 蒸気発生機は1961年の第1号機に始まり約10年間で900台（1～1.6MPa、0.3～3t/h）が生産されて、主に電気機関車けい引の客車暖房用に用いられた。この実績で、貫流ボイラは容積が小さく（水管ボイラの1/10、新型式の炉筒煙管式パッケージボイラの1/5）、起動時間が2～3分と短いなどの利点が明らかにされて、工場用にも広く用いられるようになった。またタクマ社は Clayton 社（米国）との技術提携により1959年からクレイトン蒸気発生機の生産を開始して、1965年までの間に約1200台が生産された。このように第I期後半から第II期前半にかけて小型貫流ボイラが普及するようになった。

5. 1. 2 気液二相流研究史の第II期における貫流ボイラ

第II期において貫流ボイラが火力発電所用に急速に進出した。その状況は Table 5.1 および第1報の Table 1.1¹²⁰⁾で見られるようであり、1960年の Eddystone 発電所を始めとして欧米での設置も多く、我が国では同年に事業用強制循環ボイラ（16.9MPa、566/538℃、522t/h）、1962年に亜臨界圧貫流ボイラ事業用第1号（17.4MPa、569℃、500t/h）、1966年に超臨界圧貫流ボイラ事業用第1号（24.6MPa、560℃、1650t/h）が設置されて、これらの貫流ボイラが火力発電所の主役を占めるようになった。しかしこれらのボイラは前述の技術提携によるものであった。

一方、この第II期のボイラ技術の特色は、外国との技術提携によらずに独自の技術開発が超臨界圧貫流ボイラの分野で盛んに行なわれたことである。すなわちこの時期になると、それま

での導入技術を基礎としながらも自主的な技術開発が行いうるようになったのである。

その開発研究の状況は次のように各社における超臨界圧テストボイラの設置からもうかがわれる。すなわち1960年の日立製作所テストボイラ（25MPa、580℃、2t/h）¹³⁰⁾、石川島播磨重工のテストボイラ（35MPa、600℃、13t/h）¹³¹⁾、1961年の船舶技術研究所の過給超臨界圧テストボイラ（30MPa、580℃、2 t/h、管長450m、汽車製造会社製）¹³²⁾、1967年の三菱重工のテストボイラ（35MPa、566℃、2 t/h）¹³³⁾などがある。また1960年のタクマ社の高圧弁テスト用の超臨界圧ボイラ（35MPa、600℃、2t/h、Sulzer社との技術提携による）¹³⁴⁾がある。これらのテストボイラによる実験では、単に伝熱・流動に関する問題のみでなく、各種の入力（加熱量、給水流量、出口弁開度などの変化）に対するボイラの動特性および制御系を含めた応答特性などが研究されて、実用ボイラ設計への基礎が求められている。

このように貫流ボイラの研究が盛んであった1960～1970年は本気液二相流研究史の第Ⅱ期に丁度、対応しており、これに関連する研究が急速に進展した時期である。そこで次節以降において、「蒸発管系における流量分配と安定性」および「蒸発管系の流動の動特性」の研究の進展について研究前史から第Ⅱ期にわたって述べることにする。

5. 2 蒸発管系における流量分配と安定性の研究

5. 2. 1 流量配分の研究

蒸発管中の圧力損失 Δp が Fig. 5.2 に示されるように、流量 G の大きいほど増大して極大値をとり、次に減少して極小値をとってから再び増大するような特異な特性（ $\Delta p \sim G$ 曲線が負勾配領域をもつ）を持つ場合がある。この場合にはこの Δp 曲線がポンプ特性曲線（図中の A、B、…G 曲線）と 3 点で交わるので、1 本の蒸発管に対して 3 種の流量が対応することになり、また上流側と下流側のヘッド間の差圧が一定の並列蒸発管系ではさらに多数の流量配分（Wasserverteilung）の組合せが対応するので、実際にはどのような流量配分になるかは一義的には定まらない。

また例えばポンプ特性曲線 E の場合では点 5 の状態は不安定であって、流量は点 15 あるいは点 10 へ逸走する。この現象は Ledinegg 不安定（Unstabilität）と今日ではよばれている。

Fig. 5.2 蒸発管の圧力損失特性とポンプ特性
(赤川、文献(135)による)

Fig. 5.3 圧力損失特性

(Ledinegg, 文献(137)による)

この流量分配に関する問題は最初に1937年に Schnackenberg により発表¹³⁶⁾されており、次年の1938年に Maxim Ledinegg (ウィーン工科大学教授)がFig.5.3にもとづいて「流量分配の安定性」を詳細に論述している¹³⁷⁾。また1952年の著書“Dampfherzeugung”¹³⁸⁾で解説されて広く知られるようになった。Fig.5.3は原論文の図の原寸法のコピーであって、このような簡単で小さな図が有名な“Ledinegg 不安定”の源である。

この Ledinegg の論文による流量不安定をさけるための条件を紹介しよう (ただしこの不安定は流動脈動のことではない)。この条件は Fig.5.3 の a、b 曲線のように負勾配をとらないことであり、次式で表わされる。

$$d\Delta p_s/dG_R \geq 0 \quad \dots\dots\dots (5-1)$$

一方、蒸発管中の全圧力損失は次式で表わされる。

$$\Delta p_s = \frac{G_R^2}{2 g F^2} \left\{ v' \left\{ \frac{\lambda L_c}{d} + \xi_c + \left(\frac{F}{F_o} \right)^2 \xi_B \right\} + \left\{ v' + \frac{G_v (v'' - v')}{2 G_R} \right\} \times \right. \\ \left. \left\{ \frac{\lambda (L - L_c)}{d} + \xi_{L-L_c} \right\} + \frac{2 G_v (v'' - v')}{G_R} \right\} \quad \dots\dots\dots (5-2)$$

$$L_c = G_R \Delta i_o L / Q_R \quad \dots\dots\dots (5-3)$$

ここで [] 中第1項は予熱部の圧力損失、第2項は蒸発部の摩擦損失と局所損失、第3項は加速損失である。 G_R [kg/s] : 重量流量、 G_v [kg/s] : 蒸発量、 L [m] : 全管長、 L_c [m] : 予熱部長さ、 d [m] : 管内径、 F [m²] : 管断面積、 F_o [m²] : 絞りの断面積、 ξ_c : 管の曲りによる抵抗係数、 ξ_B : 絞りの抵抗係数、 Q_R [kcal/s] : 加熱量、 Δi_o [kcal/kg] : サブクーリング量、 r [kcal/kg] : 蒸発潜熱、 λ : 管摩擦係数。

式 (5-1) ~ (5-3) から、安定である (負勾配ではない) ためのサブクーリングの最大許容値 Δi_{om} は次式で表わされる。

$$\Delta i_{om} = \left[\frac{v'}{v'' - v'} r \left\{ \left(\frac{F}{F_o} \right)^2 \xi_B + \frac{\lambda L}{d} \right\} \right] \left/ \left[\frac{\lambda L}{d} + 2 - \frac{6}{4} \sqrt{\frac{2}{3} \frac{\lambda L}{d} \left(\frac{\lambda L}{2d} + 2 \right)} \right] \right. \\ \dots\dots\dots (5-4)$$

ここで注意すべきことは、絞りを設けることによって Δi_o の許容値を大きくすることができることが示されていることである。これを物理的に説明すると、管路入口の絞り抵抗を大きくすることによって、流量 G_R の2乗に比例する大きな圧力損失を加えて、 Δp_s の負勾配領域を無くすることである。このように本研究史の前史期において、すでに絞りにより流量分配の安定化をする指針がえられていたのである。

このような指針に基づいて、後年の La Mont ボイラでは管入口に絞り (ラモントノズル) が設けられ、Sulzer ボイラでも入口絞り弁が設けられている。ところで第II期の1965年の我が国で最初の実用炉、東海原子力発電所蒸気発生器では、並列管群に入口ノズルが設けられてなくて、流量の偏流が生じたとの事である。ただしメーカーの川崎重工は La Mont ボイラの経験により、絞りの設置を提案したが、技術導入先の原子力部門の許可がえられなかったと聞いて

いる。これは在来のボイラ技術の蓄積が原子力関係に伝承されなかった一例である。どのような新しい技術においても、それを特別のものと思うことなく、従来の技術との繋がりを考えて、蓄積された知識を取り入れると云った姿勢が必要であるとの教訓のようである。

なお、Ledinegg は加熱量の異なる並列蒸発管系の設計の指標値として次の無次元特性値を提案⁽¹³⁷⁾している。

$$Z = \frac{G_R}{Q_R} \frac{dQ_R}{dG_R} \dots\dots\dots (5-5)$$

この Z は加熱量差が並列管の流量差に及ぼす影響を示すものであって、 $Z = 0$ では不安定であり、 Z の小さいほど（負の値であり絶対値は大きい）安定である。Ledinegg によると一つの設計値として $Z = -2.7$ を示している。この Z の値を与えると流量配分の安定化に必要な入口絞り値は次のように定まる。

並列蒸発管系では各管の差圧 Δp_s は等しいので、式 (5-5) に式 (5-2) を代入して次式の条件がえられる。

$$\left[\frac{v''}{v'} \frac{\Delta i_o}{r} \left\{ -Z - 1 - \left(\frac{G_R \Delta i_o}{Q_R} \right)^3 (3 - Z) - K \right\} \frac{Q_R}{4 G_R \Delta i_o} + 1 \right] - 1 = \left(\frac{\xi_B d}{XL} \right)^{1/4} \left(\frac{d}{d_o} \right)$$

$$K \equiv H(1 - Z) 2 g d F^2 (v'' - v') \overline{r_m} / (\lambda G_R^2 L v'') \dots\dots\dots (5-6)$$

すなわち、この式によって与えられたサブクーリング、加熱量、流量などに対して所要の入口絞り値の値が決定される。以上が1952年頃までの流量分配に関する計画法であった。

前出の1938年の論文にある Ledinegg の $\Delta p \sim G$ 曲線 (Fig.5.3) は定性的なものであったが、その後1956年になって始めて Michel⁽¹³⁸⁾ による Fig.5.4 のような定量的な特性曲線が提示された。これによって Benson ボイラの設計法に関連して圧力、サブクーリングの影響などが具体的に

Fig. 5.4 (Michel、文献(139)による)

第4図 圧力降下 Δp の計算例 ($p = 60 \text{ ata}$)
(植田、文献(141)による)

論議されている。また1959年には Sulzer ボイラの設計法に関連して Profos (チューリッヒ工科大学教授、Sulzer 社顧問、ボイラの自動制御の大家) により流量分配の安定性が論じられている¹⁴⁰⁾。このように気液二相流の流量分配問題は貫流ボイラの設計に直接的に関係して研究されたのである。

上記の各論文で用いられた $\Delta p \sim G$ 曲線は二相流の摩擦係数一定の仮定の下で算出されたものであるが、気液二相流の研究の進展に伴って二相流の摩擦損失の研究結果が取り入れられるようになって、1960年には植田¹⁴¹⁾により Martinelli-Nelson の整理法¹⁴³⁾を用いた $\Delta p \sim G$ 特性曲線が提示されている。Fig. 5.5 はその一例であり、これらを用いて流量分配の安定性および並列管系における加熱量、寸法の相違に対する流量の変化割合などが論議されて、貫流蒸発管系の計画法が述べられている。

5. 2. 2 圧力損失特性と流量分配特性に対する研究私史

本研究史の前史期および第 I 期における $\Delta p \sim G$ 特性についての研究の状況は上記のものに蓋きている。ところで筆者は第 II 期において圧力損失と流量分配に関する研究を行ったので、この期の全般的な研究の一端として研究私史を述べることにする。

当時の $\Delta p \sim G$ 特性曲線は Fig. 5.4、5.5 のように圧力、サブクーリング、管径、管長などの多くのパラメータについて多数の曲線群で与えられていた。ところで計画上からは各因子の影響を簡単に把握できるように一般的な特性関係図あるいは関係式で表示されていることが望ましい。そこで筆者は世古口と共に1969年に次のような一般的な関係式を求めた¹⁴²⁾。すなわち $\Delta p \sim G$ 特性は圧力、流量、管の寸法などに無関係に次の無次元式で表わされる。

$$\Delta p^* = c_1 \xi^3 + c_2 \xi^2 + c_3 \xi \quad \dots\dots\dots (5-7)$$

$$\Delta p^* \equiv \Delta p / \Delta p_0, \quad \xi \equiv G / G_0, \quad G_0 \equiv L_T q_m / \Delta i_0$$

ここで、 G_0 ：管出口で丁度飽和水になるような流量、 Δp_0 ：流量 G_0 に対する摩擦損失、 q_m ：平均加熱量、 L_T ：管長、 Δi_0 ：サブクーリング量。また C_1 、 C_2 、 C_3 は加熱量分布形状と無次元特性値 β のみで定まる定数である。

$$\beta = \left(\frac{v''}{v'} - 1 \right) \frac{\Delta i_0}{r} \quad \dots\dots\dots (5-8)$$

この β は後年多くの研究者により用いられたサブクーリング数と同じものである。例えば一様加熱量分布の場合には

$$c_1 = \beta / 2, \quad c_2 = 1 - \beta, \quad c_3 = \beta / 2 \quad \dots\dots\dots (5-9)$$

である(後記の Fig. 5.7 参照)。またこれによって Δp 曲線が負勾配をとらない限界(流量分配の安定の限界)は $\beta \leq 7.5$ であると云う非常に簡単な条件が見出されている。なお過熱部を持つ蒸発管系では2個の極大値を持つ $\Delta p \sim G$ 曲線となるので、同一圧力損失に対して5種の流量が対応することになる。これらの詳細は筆者の「気液二相流」²⁰⁾で紹介されている。

上記式(5-7)の誘導には二相流摩擦係数一定の仮定が用いられているが、この当時に知られていた1964年の Thom の相関図¹⁴³⁾および Martinelli-Nelson の相関図¹³⁾を用いて筆者らは後に $\Delta p^* \sim \xi$ の関係を求めた¹⁴⁴⁾。その結果によると、その曲線は式(5.8)、(5.9)による値と多少の差はあるが、定性的に一致していることが確かめられた。特に Thom の相関図を用いて算出した値は上記の式の値とかなりよく一致している。

ところで筆者はこのような計算結果を得てはいたが、まだ次のような疑問を感じていたのである。すなわち、上記の計算は管長に沿って蒸発し乾き度が増加する場合に対して、非加熱二相流の摩擦損失の値を積分することによって得られたものである。しかし実際の長い蒸発管中では管長に沿っての流動様式の変化によって、やや不自然と思われる負勾配特性は生じないのではないだろうかとも思っていたのである。

Fig. 5.6 貫流実験装置 (赤川ら、文献(144)による)

Fig. 5.7 摩擦損失の無次元表示 (赤川、坂口、文献(144)による)

この疑問を実験によって確かめたいとの希望を持っていた。1968年頃から Fig. 5.6 の実験装置により圧力損失の静特性および動特性の研究¹⁴⁴⁾を始めた（主目的は蒸発管系の動特性の解明であった）。この装置による $\Delta p^* \sim \dot{m}$ 曲線の一例は Fig. 5.7¹⁴⁴⁾ のようであって、長い実際の蒸発管系においても負勾配特性のあることが確認された。ただし式による値（破線）よりも実験値はなだらかな傾向をとり、負勾配の傾斜角は小さくなることがわかった。

なお、この実験的研究を行うについては、特別の研究費を持っていたわけではなく、全く無手勝流で装置をつくったのである。装置は予熱炉中の予熱部長さ43m、直接通電加熱の蒸発部長さ42.7m、全長約86m、内径9.6mmのボイラ用鋼管から構成されている。この実験装置の特色は長いボイラ用鋼管に直接通電加熱を用いたことであって、当時すでに用いられていた長さ1m程度の短いステンレス管の通電加熱による伝熱実験装置とはかなり異なったものであった。本体のボイラ用鋼管は住友金属工業株式会社の御好意によって寄贈をうけ、そのコイル状蒸発管への加工はクレイトンボイラのコイル巻の技術によるタクマ社のお世話になった。また加熱電源用変圧器は太い銅管を用いて町工場で手巻で作ってもらい、さらに貫流用水ポンプはダンプカーの油圧ギャポンプを用いることとして、多数の廃棄されたポンプを新明和工業より譲り受けた。オイル用ギャポンプを潤滑せずに水に用いるので、勿論のこと摩耗と故障は多いことは覚悟して、次々とポンプを取り換えて実験を行った。また差圧測定器も燐青銅板に歪ゲージを接着した手製のものであった。なお費用の面から制御弁、制御装置を設置することができず、すべて学生諸君の手動運転により実験を行った。このような手製の装置ではあったが、工夫して所定の実験条件をつくり出し（例えば出口圧力は圧力計を見ながら出口弁を微細に人力で調節する）、かなりの研究成果をあげることができた。

さて、並列蒸発管系における流量配分に関しては、前史期と第I期に Ledinegg^{137), 138)}、Profos¹⁴⁰⁾により言及されていたが、当時では具体的な特性について明らかにされたものはなかった。そこで筆者は第II期の1966年頃より長い並列蒸発管系における流量配分と流動脈動を伴う流動安定性の実験的研究を計画した。研究費上の制約から前者のような規模の実験装置をつくるのが出来なかったのも、次のような小さな実験装置を計画した¹⁴⁵⁾。その蒸発管系は管内径4mm、長さ約40m ($L/D=10,000$) の銅管を直径0.22m、高さ0.65mのコイル状に巻いた3本の並列管である。作動媒体はR-113であり、圧力0.1~4.1MPaの範囲（これを水の場合に換算すると亜臨界圧から27.4MPaまでの超臨界圧の状態に対応する）で、加熱量は最大3kWであった。このように小規模の装置であったが、有用なデータがえられて所期の目的を達することができた。

その実験結果の一例は Fig. 5.8、5.9¹⁴⁵⁾ のようである。3本の並列管の単独の $\Delta p \sim G$ 曲線は Fig. 5.8 の上図のようで、各管の特性はほぼ等しく、負勾配特性を持っている。圧力差一定の下で各管の流量の和の点をプロットすると（並列管系の $\Delta p \sim G$ 曲線）、図のように1本の連続曲線と5個の ∞ 型の閉曲線群がえられることがわかった。この図によっても一定の圧力損失の下では3の3乗の27組の流量配分の組合せがあることが明らかであろう。また並列管系の実験点はこれらの曲線群とよく一致した。したがってこのような方法で並列蒸発管系の流量配分の組合せを予測することができることを明らかにしたのである。ただし、どの組合せが出現するかを予め決定することはできないのである。また Fig. 5.8 から総流量に対する各管の流量の関係を求めると Fig. 5.9 の関係がえられる。これによって並列管の各管の流路条件が等しい場合でも、著しい偏流のあること、また総流量の変化に対して各管の流量が逸走して、各管流量の大小が逆転することなどが明らかになった。なおこの実験では流動脈動も観察され、不安定流動の研究の一部が行なわれている。

Fig. 5.8 並列管の圧力損失特性
(赤川、坂口ら、文献(145)による)

Fig. 5.9 並列管の流量分配
(赤川、坂口ら、文献(145)による)

5. 3 蒸発管中の流動の動特性に関する研究の始まりと進展

貫流ボイラの特徴は、蒸発管が長いので（例えば1932年の最初の実用の Sulzer ボイラでは約1000m）入口給水流量の変化の影響が長い流動時間の後に出口で現われること、また加熱量変化に対して出口蒸気温度に逆応答が生じるような特異な挙動を示すことである。また保有水量が少いので起動時間が短く、応答性がよいと云う利点の反面では、外乱に対する応答が敏感すぎると云う欠点もある。したがって貫流ボイラには各種の制御が必要であり、開発の初期段階から制御方式、制御特性が研究^{146), 147)}されてきた。すなわち現在のようにあらゆる機器に自動制御が用いられている状況ではなかった1950年代においても貫流ボイラではかなり高度の自動制御がなされていたのである。

制御系の計画のためには、まず制御対象としての貫流ボイラ固有の動特性を明らかにすることが必要であり、第 I 期中期からこれに関する研究が行なわれるようになった。その最初の理論的研究は1955年の寺野^{148), 149)}、1958年の Opladen¹⁵⁰⁾ によるものである。この時期は Table 5.1 で見られるようにテストボイラの時期をすぎて実用ボイラの実績があげられつつある時期である。したがってこれによっても貫流ボイラの技術が動特性のような工学的研究よりも先行していることが認められるであろう。次にこれらの研究の始まりと、その進展の状況について紹介しよう。

5. 3. 1 ラグランジュ的手法による動特性の解析

貫流ボイラの急速始動の状況を予測するために、1958年に Opladen は一番最初にラグランジュ的手法による解析法を発表した¹⁵⁰⁾。その方法の概要は次のようである。

蒸発部の長さ dL 部分における二相流の比容積 v の増加 dv は

$$dv = \frac{q(dL)}{G \cdot r} (v'' - v') \quad \dots\dots\dots (5-10)$$

ここで、 q ：単位長さ当りの加熱量、 G ：流量、 r ：蒸発潜熱。またこの容積増加による速度増加 dw は式 (5-11)、速度 w は式 (5-12) により表わされる。

$$dw = (G/F) \cdot dv \quad \dots\dots (5-11)、 \quad w = dL/dt \quad \dots\dots (5-12)$$

これらの式から流体粒子の速度変化は

$$w/w_0 = e^{K_D t} \quad \dots\dots (5-13)$$

$$K_D \equiv q(v'' - v') / r F \quad \dots\dots (5-14)$$

ここで w_0 : 入口における流速、 K_D : 蒸発部の特性値、 F : 管断面積。また比体積の変化 v/v' も式 (5-13) と同じ形で表わされる (後記式 (5-17))。

また (dL) 部分の粒子の流れた長さ L は式 (5-13) の積分より

$$L = \int_0^t dw = \int_0^t w_0 e^{K_D t} dt = \left(\frac{W_0}{K_D} \right) (e^{K_D t} - 1) \quad \dots\dots (5-15)$$

となる。このように流速、比体積、流動距離が時間の関数として表わされている。同様な表示式が予熱部と過熱部についても得られる。なお、蒸発部から流出する水量 G_d は上の関係式を用いると次式で表わされる (説明略)

$$G_d = \left(W_D + \frac{G_s}{K_D} \right) (1 - e^{-\frac{1}{K_D t}}) \quad \dots\dots (5-16)$$

W_D : 蒸発部に最初に存在した水の重量、 G_s : 単位時間の蒸発量。この式は蒸発部のみに対する値であるので、実際の過熱管出口流量は予熱部、過熱部の影響があって、予熱部流動時間、過熱部流動時間の入った式 (5-16) と同様な式との組合わせて求められる。このようにして求められた過熱管からの始動時の水流出量変化 (後記では膨出量と云われている) が Fig. 5.10¹⁵⁰⁾ に示されている。これは圧力12.5MPa、蒸発量25 t/h の Benson ボイラに対するものであり実測値とはば一致している。

この研究に続いて1960年に Profos はラグランジュ的方法を用いて、強制流動蒸発管系中の各種動特性を一般化して表わしている¹⁵¹⁾。その解析モデルは Opladen のものと同じで、Fig. 5.11 のように管長の微小部分 λ の容積変化を考えるものである。その容積変化は式 (5-13) の誘導と同様であって次式で表わされる。

$$\lambda = \lambda_0 e^{t/T_D} \quad \dots\dots (5-17)$$

$$v = v_0 e^{t/T_D} \quad \dots\dots (5-18)$$

Fig. 5.10 膨出流量

(Opladen、文献(150)による)

Fig. 5.11 解析のモデル

(Profos、文献(151)による)

$$T_D = r F / q (v'' - v') = 1 / K_D \quad \dots\dots\dots (5-19)$$

ここで T_D は蒸発管の時定数である。また流体粒子が蒸発開始点から蒸発完了点まで流動する時間 $t = T^*$ は、比体積が v' から v'' になる時間に等しいから式 (5-18) より次式で表わされる。

$$T^* = T_D \ln (v'' / v') \quad \dots\dots\dots (5-20)$$

Profos はこれらの関係を用いて各種の応答特性を図式解法により求めている。その一例として給水流量突変に対する蒸発完了点位置の応答の図式解法を Fig.5.12⁽¹⁵¹⁾ に示す。流量突変前 ($\tau \leq 0$) の時間間隔 Δt ごとの液体粒子の移動は式 (5-15) による曲線で表わされ、流量突変後 $\tau = 0$ で流入した粒子の移動は同じく式 (5-15) により曲線 a で表わされる。ここで蒸発完了点の位置は L^* から L_1^* になっている。次に、 $\tau = 0$ の瞬間に管中にある λ_1 、 λ_2 、 λ_3 ……の部分の長さは時間とともに式 (5-16) に従って変り、勾配の小さい曲線群で表わされる。これらの曲線から図に示されるように蒸発完了点の時間的経過 (応答) が求まる。

9 Graphische Bestimmung der Weg-Zeit-Linien des stationären Verdampfungsvorgangs bei Speisestromänderung.

Fig.5.12 図式解法
(Profos、文献(151)による)

Schema des Vorwärm-, Verdampfungs- und Überhitzungsvorgangs in einem Bensonkessel.

Fig.5.13 解析のモデル
(Ledinegg、文献(152)による)

このような図式解法によって求められた給水流量、加熱量、蒸発開始点の突変に対する各種のインデシアル応答が Table 5.2⁽¹⁵¹⁾ にまとめて示されている。ここで X_e は入力、 X_a は出力であり、Nr. 1～8 は Benson ボイラのように蒸発完了点の移動のある場合、Nr. 9～16 は Sulzer ボイラのように蒸発部長さが一定の場合である。これによると例えば Nr. 4 の加熱量突変に対する管出口の流量応答はステップ状の増加と放物線状の減少の状況が見られる。(後述のようにこの応答は筆者らの式 (5-28) によって表わされる)。Table 5.2 は応答の基本的挙動をよくまとめて表示し、また物理的イメージを明確にさせてくれるので、現在においても有用であろう。

また、1960年に Ledinegg は Benson ボイラの負荷変動に対してラグランジュ的手法で理論解析⁽¹⁵²⁾を行っている。その解析モデルは Fig.5.13 のようで、予熱域 L_v 、蒸発域 L_e および過熱域 L_u で給水流量が減少した場合の状況が示されている。すなわち $t = 0$ で距離 x の位置で Δx の部分が $t = t$ で位置 η で $\Delta \xi$ の部分に移動するものとし、流動の理論解析が行なわれている。

Table 5.2 (Profos による、文献(151))

Tabelle 1
Übertragungsverhalten von Durchlaufverdampfern. Grundsätzlicher Verlauf der Übergangsfunktionen.

Wandernder Endpunkt der Verdampfer-Heizfläche				Fester Endpunkt der Verdampfer-Heizfläche			
Nr.	x_e	x_a	Übergangsfunktion	x_e	x_a	Übergangsfunktion	Nr.
1	$+\Delta M_W$	ΔL^*		$+\Delta M_W$	ΔM_{Wa}		9
2	$+\Delta M_W$	$\frac{\Delta M_{Da}}{\Delta M_{Da}^*}$		$+\Delta M_W$	ΔM_{Da}		10
3	$+\Delta q$	ΔL^*		$+\Delta q_D$	ΔM_{Wa}		11
4	$+\Delta q$	$\frac{\Delta M_{Da}}{\Delta M_{Da}^*}$		$+\Delta q_D$	ΔM_{Da}		12
5	$+\Delta L_e$	ΔL^*		$+\Delta L_e$	ΔM_{Wa}		13
6	$+\Delta L_e$	$\frac{\Delta M_{Da}}{\Delta M_{Da}^*}$		$+\Delta L_e$	ΔM_{Da}		14
7	$-\Delta L_e$	ΔL^*		$-\Delta L_e$	ΔM_{Wa}		15
8	$-\Delta L_e$	$\frac{\Delta M_{Da}}{\Delta M_{Da}^*}$		$-\Delta L_e$	ΔM_{Da}		16

SULZER
0360 1438

Table 5.3 (Doležal による文献(157))

Basic shape of the step function responses for the forced-flow evaporation zone. The relative variation of the flow of steam/water mixture is the output variable.

TABLE 12.5

Line	Z_E	Z_A	Step response
21	$\frac{\Delta v(0, \tau)}{v_{00}}$	$\Delta M_G(y, \tau) / M_{G0}$
22	$\frac{\Delta w(0, \tau)}{w_{00}}$
23	$\frac{\Delta q_l(\tau)}{q_{l0}}$
24	$\Delta p(\tau)$
25	$\frac{\Delta y_F(\tau)}{\bar{y}}$

例えば η 断面を流れる流量 G_η は次式で表わされている。

$$G_\eta = \frac{F[(\eta - L_y)G_s(v'' - v')/F + w_y]}{v' \exp\{G_s(v'' - v')/F\} + (v'' - v')(\eta - L_y)/L_0} \quad \dots\dots (5-21)$$

G_s : 単位長さ当りの蒸発量、 w_y : y 断面における速度。このような解析式によって蒸発完了点、過熱器出口における各種の状態変化(応答)が求められる。このような方法によって Benson ボイラの動特性が管壁上の熱伝達率、管壁の熱容量などを考慮に入れた詳細な計算により求られている。

以上のように第 I 期後半から第 II 期初めにかけての研究は貫流ボイラの直接的な解明のためのものであり、ラグランジュ的方法でなされていたのが特色である。

5. 3. 2 蒸発管系の動特性の分布定数系線形解析の始まりと急激な拡がり

蒸発管系の動特性解析の手法として、流動系に対する基礎の偏微分方程式を基にして、その線形化、ラプラス変換による解析法が第Ⅰ期に始められた。この方法は第Ⅱ期においてはラグランジェ法に代って広く用いられるようになった。その最初の論文は1955年の寺野（当時は運輸技術研究所、後の東工大教授で制御工学、システム工学のパイオニア、現在ファジィ工学研究所長）によるものである^{(140), (149)}。その解析法の基礎の概要を紹介しておこう。

基礎式はエネルギー式、連続式、運動量式、管壁熱容量の式、管内面熱伝達の式で、管長 l と時間 t に対する偏微分方程式であり、それぞれ式 (5-22)、(5-23)、(5-24)、(5-25)、(5-26) である。

$$Q_1 = G \frac{\partial i}{\partial l} + \frac{F}{v} \frac{\partial i}{\partial t} \quad \cdots \cdots (5-22) \quad \frac{\partial G}{\partial l} = \frac{F}{v^2} \frac{\partial v}{\partial t} \quad \cdots \cdots (5-23)$$

$$\frac{\partial P}{\partial l} = -KG^2v \quad \cdots \cdots (5-24) \quad Q_2 - Q_1 = C \frac{\partial \theta_p}{\partial t} \quad \cdots (5-25)$$

$$Q_1 = \alpha (\theta_p - \theta) \quad \cdots \cdots (5-26)$$

G : 流量 [kg/s]、 Q_2 : 外部からの加熱量 [kcal/s]、 Q_1 : 流体への伝熱量 [kcal/s]、 θ_p : 管壁温度 [℃]、 θ : 内部流体温度 [℃]、 α : 熱伝達率 [kcal/m²℃s]、 C : 管壁熱容量、 K : 圧力損失に関する係数。

これらの式を見て読者はこれらは目新しいものではなく、今さらここに示されるまでもないと思われるかも知れないが、1955年までは蒸発管系の解析にこれらの微分方程式の形は用いられていなかったのである。これらの式が制御工学の手法に従い、線形化、無次元化およびラプラス変換されて、各種の入力と出力との関係が伝達関数として求められている。例えば蒸発管出口流量の応答は次の伝達関数で表わされている。⁽¹⁴⁰⁾

$$g_{L=L_0} \doteq \left(1 - \frac{1 - e^{-T_2 s}}{T_2 s}\right) \frac{q}{T_e s + 1} + \frac{1 - e^{-T_2 s}}{T_2 s} g_{L=0} - \frac{v'' - v'}{v'} T_2 S (\Delta x)_{L=0} - \left\{ \frac{v'}{v''} x_0 - \frac{x_0}{Y} \right\} T_e S \frac{n}{v'} \Delta p \quad \cdots \cdots (5-27)$$

$$Y \equiv 1 + \frac{v'' - v'}{v'} \frac{L_0}{L^*}, \quad L^* \equiv G(i'' - i') / Q_1$$

ここで g 、 q 、 Δp はそれぞれ流量、加熱量および圧力の変化量の無次元量である。 T_e : 予熱部時定数、 T_2 : 蒸発部時定数、 L^* : 蒸発完了に必要な長さ、 L_0 : 蒸発管長さ、 s : ラプラス変換のパラメータ。右辺の各項は加熱量、入口流量、入口乾き度、圧力変化の影響を表わしている。このような伝達関数の式は現時点の目から見ると制御工学では極めて常識的なものと思われるであろうが、実際には1955年当時ではこれは最初に誘導された独創的なものであったのである。この研究は後に1957年に「強制貫流ボイラの過渡特性」(運輸技術研究所報告、Vol.7, No.10)⁽¹⁴⁹⁾としてテストボイラの実験結果とともに完成された形で発表されている。その実験結

果との比較によると「圧力変化の小さい領域では蒸発部の流量の伝達関数は充分正確に成り立つことが確認された」と書かれていて、このような線形解析の有用なことが示されている。

研究史の第Ⅱ期において蒸発管系および貫流ボイラ全系の動特性解析の研究が盛んに行なわれるようになった。この時期は Table 5.1 で見られるように国内各社で貫流ボイラの開発が行なわれたことに対応している。その研究の状況は次のようである。

その最初の研究は1960年の大原ら（汽車製造会社）による Benson ボイラの動特性解析¹⁵³⁾である。これによると KSK 蒸気発生機（12MPa、540℃、1 t/h）における給水量、燃料量、水噴射量に対する各種応答の実験と理論値との比較が示されている。この論文の緒言によると「ベンソンボイラの動特性を解析したものとしては寺野氏の論文¹⁴⁹⁾があり、理論式と実験結果とを比較した点では唯一の資料と思われる」と書かれていて、1960年当時では寺野の研究が唯一のものであったことが明記されている。またこの論文では解析手法としてまず「寺野氏の理論」の紹介がなされ、次に各種の動特性の伝達関数が誘導されていて、ボイラ全系のブロック線図が得られている。求められている伝熱関数の式は複雑であって、例えば流量外乱に対する過熱蒸気温度の伝達関数は38行に及ぶ長いものである。なおこれらの式と KSK 蒸気発生機の実験値とは一致しない場合もあって、実験値による修正式が提案されている。

なお、この当時では Table 5.1 の超臨界圧テストボイラの設置で見られるように各社の貫流ボイラの開発研究が盛んであり、制御系を含めた動特性の研究、制御方式の最適化の研究が多数発表されている。それらは1962年の中野らの「超臨界圧ボイラの動特性の解析」（日立研究所¹⁵⁴⁾）、綿森ら（日立製作所）の「超臨界圧実験プラントに対する研究」⁽¹³⁰⁾、吉川ら（石川島播磨重工）の「超臨界圧テストボイラの研究」¹⁵¹⁾、一色、寺野、田賀、大原（運輸技術研究所、汽車製造会社）の「過給超臨界圧ボイラの研究」¹⁵²⁾、および三浦（日立研究所）の「ベンソンボイラの動特性」の研究¹⁵⁵⁾などである。これらの理論解析はいずれも寺野の方法を拡張したものであって、寺野の論文が先駆的なものであったことを示している。

なお、1962年には世古口ら（川崎重工）による強制流動ボイラの圧力応答の研究¹⁵⁶⁾があり、ここで始めて蒸発管の分布定数系としての圧力応答の厳密な解析がなされている。その他、各電力会社において事業用発電所の貫流ボイラに対する制御系を含めた動特性の研究が行なわれていたようである。

上記の動特性研究はすべて企業における技術開発のために行なわれたものであり、実験規模も大きく、また短期間で急速な進展が見られている。またこの頃までは理論式の計算の大部分はアナログ計算機によりなされており、まだディジタル計算機の利用は極めて限られていた。例えば上記の三浦の論文では Fig. 5.14¹⁵⁵⁾のように、アナログ解と実測値（火力発電所の Benson ボイラ、13MPa、541/541℃、260 t/h）との比較がなされている。この場合にはこの線形解と実測値がよく一致することが認められている。一方、大原の論文¹⁵³⁾では前述のように線形解は実測値と一致しない場合があるので、実測値から逆に各種の時定数が求められて、実験式が提案されているのである。

なお、第Ⅱ期の終期の1970年に Doležal（プラハ大学教授、Sulzer 社技術顧問）と Varcop の著者“Process Dynamics”（副題は蒸気発生プラントの自動制御—Automatic Control of Steam Generation Plant¹⁵⁷⁾）の中で、線形化による伝達関数法でえられた40種のインデシアル応答が式と表により統一的に示されている。その中の一例は Table 5.3¹⁵⁷⁾であって、これには5種の入力に対する出口流量の応答が示されている。これによって蒸発管系の動特性の挙動が広く物理的に理解できるであろう。また Table 5.2 の Profos の図式解と比較すると両者はよく一致している。この Table 5.3 によって第Ⅱ期における伝達関数による解析方法は一応の完

Fig.5.14 Benson ボイラ (75MW) の動特性、実験と理論 (三浦、文献(155)による)

結が見られたと思われる。

5. 3. 3 貫流ボイラの膨出現象の研究

貫流蒸発管系で始動時に出口端から一時的に水が突出する現象 (膨出現象) があり、これについてはすでに1958年に Opladen によるラグランジュ的解析で Fig.5.10 の結果がえられている。この現象については1960年の Profos の図式解によると Table 5.2 のNr. 4 の応答曲線、1970年の Doležal の線形解の Table 5.3 のNo.23の応答曲線が示されている。

ところで筆者と坂口も1963年に蒸発管系動特性に関する一連の研究の中で、線形解析により膨出現象を求めた¹⁵⁸⁾。これによると加熱量 q に対する出口流量 g のインデシアル応答は次のような簡単な式で表わされ、Fig.5.15 の計算結果が得られている。

$$\frac{g}{q} = 1 - e^{t/T_D} / \left(\frac{v''}{v'} - 1 \right) (L_e / L_o) \quad \left(\frac{t}{T_D} < \ln \left\{ 1 + \left(\frac{v''}{v'} - 1 \right) \frac{L}{L_o} \right\} \right)$$

$$= 0 \quad \left(\frac{t}{T_D} > \ln \left\{ 1 + \left(\frac{v''}{v'} - 1 \right) \frac{L}{L_o} \right\} \right)$$

..... (5-28)

この式による挙動は当然のことであるが Table 5.2、Table 5.3 のものと一致している。

また1963年に田村ら (日立製作所) は線形解析によらず初めて基礎式を直接コンピュータで解いている¹⁵⁹⁾。この方法は管を微小区間 Δl に分割し、時間 Δt 毎の受熱による二相流の体積増加を求めて、それらの管長に沿う積算から膨出量を求めるものである。このような計算法によって圧力、加熱量、給水温度などの膨出現象に及ぼす影響が求められており、その一例は Fig.5.16 のようである。

さらに1967年には河合ら¹⁶⁰⁾により、単管式蒸気発生機における周期的な膨出現象が上記のものと同様な方法によりコンピュータの数値計算で求められている。この頃から動特性解析に対してアナログ計算機が用いられなくなって、すべてデジタルコンピュータによる解析に移行したようである。

Fig. 5.15 蒸発管流量の過渡応答
(赤川、坂口、文献(158)による)

Fig. 5.16 膨出流量の計算値
(田村ら、文献(159)による)

5. 3. 4 強制流動蒸発管中の流動の静的安定性と動的安定性の研究私史

第Ⅱ期初期の1962年に蒸発管系の動特性の問題を「静的安定性と動的安定性」と名付けて研究を始めた¹⁶¹⁾。その名称が妥当であるか否かの問題は別として、動特性研究の開始された頃の研究動向の一端を示すものとして、その研究私史を述べることにする。

当時、国内各社で行なわれていた強制循環ボイラ、貫流ボイラの開発に石谷先生が関係されていた。その経験から先生が研究室での雑談の中で次のような話をされた。「某社のテストボイラの運転では、並列管で流量分配の不安定のような現象は生じてなくて、運転上で何ら支障になることはなかったようである」と。(実際には、前述の Fig. 5.8、Fig. 5.9 で示されるような流量分配の不安定が生じる場合があるのであるが、当時はこのような実例の経験はなかったようである)。その話が何故か頭に残っていて、ある時にふと思いついたことがある。「流量分配の不安定が生じなかった理由は、圧力損失特性が負勾配の領域でも実際に流量が増加し始めると、圧力損失は直ちに減少し始めるのではなくて、逆に一時的には増大するのではないだろうか。それによって流量は増大を続けることなく安定化するのではないだろうか」と。そこでこのことを理論的に検討してみようと思ったのが、筆者の動特性研究の始まりであった。

その解析法は連続式、エネルギー式、圧力損失式の線形化により各要素の伝達関数を求めるものであり、これは当時では唯一の文献の寺野の方法と同様であった。しかし筆者としては解析の内容自体は新らしく、独自の解析であると思っていた。求められた各要素の伝達関数を用いて、予熱部と蒸発部から構成された全管系に対して、入口流量 q_i に対する圧力損失 p_t のインデシアル応答が次式¹⁵⁸⁾ のように求められた。

$$\frac{p_t}{q_i} = \left[\left(\left(2 + \frac{t}{T_c} \right) \frac{l_c}{l_o} - \left(\frac{l_c}{l_o} + \alpha l_c \right) \frac{t}{T_c} + 1 - \frac{1}{2 \alpha l_c} + e^{\frac{t}{\alpha l_c T_c}} \left\{ 1 + \frac{1}{\alpha l_o} - \frac{e^{-\frac{t}{\alpha l_o T_c}}}{2 \alpha l_o} \right\} \right) + \left[\frac{(1 + \alpha l_o)^2}{2 \alpha l_o} \left\{ 1 - e^{\frac{1}{\alpha l_o T_c} - \ln(1 + \alpha l_o)} \left(e^{\frac{1}{\alpha l_o T_c} - \ln(1 + \alpha l_o)} - 2 \right) \right\} \right] \right]$$

$$\div \left(1 + \frac{\alpha l_o}{2}\right) \left(1 + \frac{l_c/l_o}{1 + \frac{\alpha l_o}{2}}\right) \dots\dots\dots (5-29)$$

ただし、 $t < T_c \alpha l_o (1 + \alpha l_o)$ では [] 中第2の [] 項は0である。 $l_o = L_o / L_o$ 、 $l_c = L_c / L_o$ 、 $\alpha = (v''/v') - 1$ 、 L_o : 蒸発部長さ、 L_c : 予熱部長さ、 $L_o = L_c + L_o$ 、 T_c : 予熱部流動時間。Fig. 5.17 は式 (5-29) による計算結果の一例であって、入口流量突変に対して最終的には圧力損失が減少する（負勾配特性）場合でも、一時的には圧力損失が増大することが明らかに示されている。このことを筆者は「静的には不安定であっても動的には安定である」と表現したのである。

Fig. 5.17 圧力損失の動特性
(赤川：文献(161)による)

Fig. 5.19 圧力損失の動特性
(赤川、坂口、文献(163)による)

Fig. 5.18 圧力損失の動特性
(赤川、坂口、文献(162)による)

この研究と前項の各社の貫流ボイラの動特性の研究が1962年から1963年にかけて同時期に発表されている。したがってこの研究の間では後者の研究の状況を筆者は知っていなかったもので、この動的安定性を明らかにしたことで自分では可成り進んだ研究であると思っていた。しかしこの研究も現時点で見ると当時の急速に進展しつつあった動特性研究の一端にあったようである。このことも社会的、技術的に機が熟すると同一テーマの研究が一斉にしかも独立に始まると云う歴史的現象の一例のようである。

上記のように理論的に推定された圧力損失の動特性を筆者が実験により確かめることができたのは、5年後の1967年であった。前述の Fig. 5.6 の実験装置¹⁴⁰⁾により得られた圧力損失のインデシアル応答は Fig. 5.18¹⁶²⁾ のようであって、理論値が実験値とよく一致した。これによって線形解析も有用であることを確認することができた。なお、この理論的研究はその後は坂口と共に続けられて、例えば入口流量が時定数 T_R の一次おくれ状変化をする場合の圧力損失応答も求められた。その計算結果の一例は Fig. 5.19¹⁶³⁾ のようであり、これも実験結果とよく一致することも確かめられた¹⁶⁴⁾。

以上の 5. 2、5. 3 節の解析においては、すべて等速均質流モデルで、二相流の摩擦係数一定の仮定によっていることに注意されたい。しかしこのような仮定によらなければ到底、解析解がえられないのであるから、それも止むをえないことであった。しかしこのような仮定による動特性の解は実際の値とかなりよく一致しており、これらの解析は有用であった。

現在では管長に沿う流動様式の遷移、気液間のスリップ、二相流摩擦損失の変化などの条件を考慮に入れて、非線形の基礎式をコンピュータで数値的に解くことができ、上記のような線形解よりもはるかに厳密な解がえられるようになった。しかしこの場合に最終的な計算結果のみを検討の対象にすると、どの項が最も影響するのか、それが正の方向に作用するのか、負の方向に作用するのかの判断を誤ることがある。また物理的にも影響が極めて小さく、実質的には最初から無視できる項も、式の取扱の上では他の重要項と全く同じとなり、計算をいたずらに複雑化して、現象の本質を見誤らせることになりかねない。したがってこのような数値解析の他に、本章のような簡単な解析法も併用することによって現象の本質をつかむことも重要ではないかと感じている。

5. 4 むすび

蒸発管系の流量分配、流動の動特性の研究の進展を貫流ボイラの開発に関連して述べた。次章では流動脈動を伴う流動不安定の研究の進展を原子炉冷却系、ボイラに関連して述べる。

参考文献

- (120) 赤川浩爾：気液二相流研究史と関連技術、(第2報)、混相流、Vol.2, No.3, 185-201 (1988).
- (121) 同上、(第3報)、混相流、Vol.3, No.1, 1-22 (1989).
- (122) 同上、(第4報)、混相流、Vol.3, No.4, 314-334 (1989).
- (123) 同上、(第1報)、混相流、Vol.2, No.1, 37-50 (1988).
- (124) 気液二相流のダイナミックスに関する研究、日本機械学会二相流のダイナミックスに関する研究分科会 (2P-SC26) 成果報告書 (1977).
- (125) Proceedings, Symposium on Two Phase Flow Dynamics, EURATOM (1967).
- (126) 石谷清幹、赤川浩爾、中西重康、藤井照重、小沢 守：蒸気動力、コロナ社 (1989).
- (127) 石谷清幹：技術における内的発達法則について (蒸気動力史論の結論にかえて)、科学

- 史研究、第52号 (1959).
- (128) 江草龍男：貫流ボイラ、オーム社(1962).
 - (129) 田賀喜一：強制貫流ボイラの特性について、機械学会誌、57巻、432号、193-197 (1954).
 - (130) 綿森 力、前田 繁：超臨界圧実験プラントによる成果 (第1報)、機械学会誌65巻、519号、521-528 (1962).
 - (131) 吉川潤一郎、志村安永：13t/h 超臨界圧テストボイラについて、機械学会誌、65巻、519号、513-520 (1962).
 - (132) 一色尚次、寺野寿郎、田賀喜一、大原清司：試作過給超臨界圧ボイラ、機械学会誌、65巻、519号、502-512 (1962).
 - (133) 荒巻誠吾、高橋恭郎、岩淵牧男：超臨界圧テストボイラの概要と二三の実験結果、三菱重工技報 Vol. 4, No. 1, 1-7 (1967).
 - (134) 犬飼鈔三、丸岡郁夫：超臨界圧ボイラの構造概要とその運転結果、火力発電 Vol.14, No.2, 149-157 (1963).
 - (135) 赤川浩爾：気液二相流のダイナミックスー流動不安定の一例を中心として一、ターボ機械 Vol. 7, No. 1, 12-18 (1979).
 - (136) Schnackenberg, H. : Die Wasserverteilung in Zwangslaufheizflächen, insbesondere in Speiswasservorwärmern. Die Wärme, 60 Jahrg. Nr.31. 481-484 (1937).
 - (137) Ledinegg, M : Unstabilität der Strömung bei natürlichen und Zwangslauf. Die Wärme, 60 Jahrg. Nr.48, 891-898 (1938).
 - (138) Ledinegg, M : Dampferzeugung-Dampfkessel, Feuerungen Theorie, Konstruktion, Betrieb. Springer-Verlag (1952) および (1966年版).
 - (139) Michel, R. : Der Bensonkessel als Dampferzeuger für höchste Drücke und Leistungen. Energie, Jahrg. 8, Nr. 6, 193-201 (1956).
 - (140) Profos, P : Die Stabilisierung der Durchflussverteilung in Zwangslauf-heizflächen. Energie, Jahrg. 11, Nr.6, 241-247 (1959).
 - (141) 植田辰洋：貫流ボイラの蒸発管群内流動について、火力発電、Vol.11, No. 4, 325-332 (1960).
 - (142) 赤川浩爾、世古口言彦、坂口忠司、小林敏司：蒸発管系の圧力損失の無次元関係式、機械学会論文集、35巻、276号、1714-1722 (1969).
 - (143) Thom, J.R.S : Prediction of Pressure Drop during Forced Circulation Boiling of Water, Int. J.Heat Mass Transfer, 7. 709-724 (1964).
 - (144) 赤川浩爾、坂口忠司：強制流動蒸発管系における摩擦損失に関する研究 (第1報、摩擦損失の静特性)、機械学会論文集、35巻、279号、2278-2286 (1969).
 - (145) 赤川浩爾、坂口忠司、河野 誠、西村雅晴：並列蒸発管系の流量分配と流動の安定性に関する研究、機械学会論文集、36巻、292号、2104-2115 (1970).
 - (146) 例えば、Profos, P : Dynamics of Pressure and Combustion Control in Steam Generators, Sulzer Technical Review, (1955). タクマ技術研究会 S B 資料 No.39, 犬飼鈔三訳 (1959).
 - (147) Profos, P : The Control of the Sulzer Monotube Steam Generator, Sulzer Technical Review (1958).
 - (148) 寺野寿郎：強制貫流ボイラの動特性 (第1報)、機械学会東京講演大会前刷、第2部、17-21 (1955).

- (149) 寺野寿郎：強制貫流ボイラの過渡特性、運輸技術研究所報告、7 巻10号、207-251 (1957).
- (150) Opalden, H. : Anfahrtdiagramme und Rohrkenmlinien bei Schnellstart-Zwangdurchlaufkesseln. Energie, Jahrg. 10. Nr.9, 362-369 (1958). 急速始動強制貫流ボイラの始動状態図と管系特性 (赤川浩爾訳)、ボイラ設計資料 No.23 (1959)、日本ボイラ協会設計資料研究委員会.
- (151) Profos, P : Dynamisches Verhalten von Zwangstrom-Verdampfersystemen, Technische Rundschau Sulzer, Forschungsheft 1960, 5-12 (1960).
- (152) Ledinegg, M : Das Verhalten von Zwangdurchlaufkesseln bei Laständerungen, BWK. 12, Nr.5, 191-206 (1960).
- (153) 大原清司、明石 敏、内藤隆博、市坪信明：高圧蒸気発生機によるベンソンボイラの動特性の研究、K S K技報、Vol. 9, No. 1, 第28号, 15-35 (1960).
- (154) 中野善三、河竹好一：超臨界圧ボイラ動特性の解析、日立評論、44巻 9 号、1309-1314 (1962).
- (155) 三浦一夫：ベンソンボイラの動特性について、機械学会714回講演会前刷集、49, 197-200 (1963-11).
- (156) 世古口言彦、逆井 実：強制流動ボイラにおける蒸発部圧力応答、機械学会前刷集 No. 72, 45-59 (1962-10), 機械学会論文集 29巻206号、1713-1722 (1963).
- (157) Doležal, R, Varcop, L : Process Dynamics-Automatic Control of Steam Generation Plant, Elsevier, Amsterdam (1970).
- (158) 赤川浩爾、坂口忠司：強制流動蒸発管系の安定性—加熱量変化に対する圧力損失—、機械学会関西支部第38期講演会前刷、404、139-142 (1963).
- (159) 田村善助、坂井 彰、細川義和：強制貫流ボイラの膨出現象について、機械学会誌66巻 532号、629-637 (1963).
- (160) 河合素直、町山忠弘、小泉睦男：単管式パッケージボイラにおける周期的な膨出現象について、機械学会論文集、33巻249号、787-795 (1967).
- (161) 赤川浩爾：強制流動蒸発管系の流動の安定性、第 1 報、静的安定性と動的安定性、機械学会第39期通常総会学術講演会、前刷集 No.68, 13-16 (1962-4).
- (162) 赤川浩爾、坂口忠司：強制流動蒸発管系の流動の安定性、第 3 報、理論と実験結果との比較、機械学会第44期通常総会講演会前刷集、No.171, 21-24 (1967-4).
- (163) 赤川浩爾、坂口忠司：強制流動蒸発管系における摩擦損失に関する研究、(第 2 報、動特性の理論的研究)、機械学会論文集、37巻295号, 526-534 (1971).
- (164) 赤川浩爾、坂口忠司：強制流動蒸発管系における摩擦損失に関する研究、(第 3 報、動特性の実験的研究)、機械学会論文集、37巻298号、1212-1219 (1971).