621.181.013

強制貫流蒸発管における流動の研究⁽¹⁾

第 2 報 計算法の適用例

石谷 清 幹⁽²⁾ 赤川 浩 爾⁽³⁾

On the Flow in Steam-Generating Tubes of Once-Through Boilers

Part II. Applications of the Solution

by Seikan ISHIGAI and Kōji AKAGAWA

The calculation method derived in Part I is applied to find the exact distribution of pressure and dryness along the uniformly heated boiling section of once-through boiler tubes working in the pressure range of 200~150, 150~100, 100~60, 50~30, 20~10, and 5~2 ata. Then the approximate method, which was described in part I, is applied to the same numerical examples as an exact method. By comparing the result with the exact answer, the effect of several factors are discussed. Finally, a very simple method of calculating the pressure drop is given by using average quantities defined in this paper.

1. 緒 言

第 1 報で強制貫流蒸発管の圧力損失、蒸発量分布の解法とその近似解法を述べた。本報では各種圧力変化範囲における蒸発域の圧力降下状況と蒸発量分布を厳密解法により求め、各使用圧力範囲の影響と、圧力降下に及ぼす各因子の影響を近似解との比較によって示し、最後に圧力損失を最も簡単に計算する場合に使用すべき二相流の摩擦係数平均値を示した。

2. 蒸発管に沿う圧力分布の算出

第 1 報で示した圧力分布の厳密解法を種々の圧力範囲に対して適用し、圧力降下状況を調べた。その際に用いた計算諸元は次のようである。ただしこれらの仮定はきわめて一般的なものであるから、その計算結果から得られた後述の種々の因子の影響もこの計算に特有なものでなく、一般的な性質を示している。

a) 適用圧力範囲 200~150, 150~100, 100~60, 50~30, 20~10 および 5~2 ata に対して、それぞれ 40, 50, 40, 20, 10 および 3 kg/cm² の圧力降下が得られるように流量を近似計算により定めて、この流量に対して圧力分布、蒸発量分布を求めた。計算に用いた数値および計算結果の一部を第 1 表に示す。

b) 管の受熱面積は管内径を基準として $\xi\pi D$ とし $\xi=1.2$ と仮定した。ふく射伝熱面積のように管の投影面積を基準とし、また他の因子から有効ふく射伝熱面積を決定する場合には ξ の値を有効ふく射伝熱面積を定める各係数⁽⁴⁾を考慮して適当に変えることによって条件に適合させることができる。

c) 受熱面積当りの吸収熱量 $q=7 \text{ kcal/m}^2\text{s}$ とした。ただし 150~100, 20~10 ata の場合に対しては $q=3, 7$ および $15 \text{ kcal/m}^2\text{s}$ の 3 種の値を用いた。

d) 管内径 $D=0.025 \text{ m}$ とし、蒸発開始点における飽和水の摩擦係数 λ_{w0} はなめらかな管に対する Blasius 公式による値を用いた。

一例として蒸発開始点圧力 150 ata, 圧力変化範囲 150~100 ata の場合についてのみやや詳細に述べる。この場合に対して、圧力分布を求めた結果によると、(22) 式 ((6) 式以上の式番号は第 1 報のものを示す) より求めた蒸発量分布の厳密解から (6') 式を用いて算出した圧力分布と、(29) 式の圧力分布の直接算出法より求めたものは完全に一致した (第 1 図)。このことは (29) 式の方法中で $\varphi'(y)$ を定めるのに多少の

第 1 図

第 1 表

適用圧力範囲	単 位	200~150ata	150~100	100~60	50~30	20~10	5~2
$K_1 = \Delta r / \Delta p$	kcal·m ² /kg ²	-1.89×10^{-4}	-1.47×10^{-4}	-1.49×10^{-4}	-1.83×10^{-4}	-2.93×10^{-4}	-10.25×10^{-4}
$K_2 = \Delta i' / \Delta p$	kcal·m ² /kg ²	1.01×10^{-4}	0.955×10^{-4}	1.14×10^{-4}	1.73×10^{-4}	3.46×10^{-4}	6.88×10^{-8}
$K_3 = \Delta v'' / \Delta p$	m ³ /kg ²	-0.905×10^{-8}	-1.56×10^{-8}	-3.67×10^{-8}	-13.9×10^{-8}	-96.5×10^{-8}	-1.360×10^{-8}
v'	m ³ /kg	1.78×10^{-3}	1.53×10^{-3}	1.37×10^{-3}	1.25×10^{-3}	1.15×10^{-3}	1.00×10^{-3}
G/F	kg/m ² s	2 820	2 140	1 520	820	432	206
w_{w0}	m/s	5.64	3.27	2.19	1.05	0.496	0.224
λ_{w0}	1	0.010 0	0.011 3	0.012 6	0.016 0	0.018 5	0.026 0
$A_1 = \frac{1}{g} \left(\frac{G}{F} \right)^2$	kg ² /m ⁵	81.2×10^4	46.8×10^4	23.5×10^4	6.86×10^4	1.90×10^4	0.435×10^4
$\frac{A_2}{A_3} = \frac{\lambda_{w0}(G/F)}{8\xi q}$	kg/kcal	0.420 5	0.360 7	0.285	0.195	0.120	0.046 5
$\Delta p = -p_e^*$	kg/cm ²	37.3	51.2	43.97	18.38	8.30	3.25
Δp_f	kg/cm ²	36.71	50.4	43.10	17.95	7.98	2.81
Δp_a	kg/cm ²	0.59	0.80	0.87	0.43	0.32	0.44
$R_t = \Delta p_a / \Delta p_f$	%	1.6	1.1	1.9	2.4	4.0	16.6
y_e'	1	1.23	1.109	1.044	1.0	0.99	0.98
L_e	m	384	431	374	240	144	75.8
φ_{m1}	1	1.220	1.370	1.335	1.276	1.150	0.467
φ_{m2}	1	1.222	1.430	1.446	1.340	1.220	0.592
φ_{m3}	1	1.243	1.390	1.363	1.307	1.193	0.541

仮定（圧力分布の形，蒸発量分布の形）が入ったのであるが，この仮定は妥当であり，本質的には (22) 式によるものと同一計算法であることによるのである。したがってこの方法は正確であり，また計算も容易であるので，他の圧力範囲に対してもすべて (29) 式を Runge-kutta の微分方程式の数値解法で解き圧力分布を求めた。本報ではこの計算結果を厳密解と呼ぶことにする。したがって (29) 式の計算に用いた 150~100 ata に対する定数値のみを参考のためにあげることにする。すなわち第 1 表に示された以外の定数値 β_i は次のようである。

$\beta_1 = 0.00611 \times 10^{-12}$, $\beta_2 = -1.56 \times 10^{-8}$, $\beta_3 = -0.0064 \times 10^{-8}$, $\beta_4 = -1.46 \times 10^3$, $\beta_5 = 349 \times 10^{-4}$, $\beta_6 = 1.43 \times 10^{-4}$, $\beta_7 = 89 \times 10^{-4}$, $\beta_8 = -15100$, $\beta_9 = -62$, $\beta_{10} = -2530$, $\beta_{11} = -0.00527 \times 10^{-12}$, $\beta_{12} = 1.74 \times 10^{-8}$, $\beta_{13} = -144 \times 10^{-4}$, $\beta_{14} = 0.684 \times 10^{-4}$, (ただし p^* を kg/cm² で表わす場合には β_i の 10 の指数は 0 である)。

これらの定数値が定まると y の 0~ y_e までの任意の値 y_i に対して (29) 式の p^* の各係数があらかじめ計算できる。したがって，微分方程式の数値解法により， $y=0$, $p^*=0$ の点から順次 y_i に対する p^* の値が容易に求められる。この圧力経過の値を第 1 図に示す。また図では同一流量に対する (32), (33) 式による値および蒸発量分布の値を比較のために示している。(第 4 節参照)。他の圧力範囲に対しても第 1 図と同様な p

対 y 曲線を求めた (省略)，これらの圧力分布は第 3 節以後で漸次説明する。

3. 圧 力 分 布

3.1 圧力分布に及ぼす使用圧力範囲の影響 種々の圧力範囲に対して上述の計算で得られた蒸発管に沿う圧力経過を蒸発域の全圧力降下量 p_e^* を用いた無次元数 $(p_e^* - p^*)/p_e^*$ で表わす。これを管長方向の無次元数 $y' = l/L_e$ に対して示し第 2 図を得た。ただし

第 2 図 圧 力 分 布

L_e は蒸発域の長さである。 p_e^* , L_e の値は第 1 表に示されているから，第 1 図に示したような管に沿う圧力変化の絶対値はこの図から知ることができる。

図には各圧力範囲に対する曲線が示されているが、いずれも圧力降下は蒸発量の少ない間は小さく、蒸発量が多くなるとともに急激に増大する。これは主として蒸気発生に基く速度増加によるものであり、この傾向は低圧になるほど著しい。また 5 ata 以下では圧力低下による蒸気比体積の増加の影響がこの傾向をいっそう著しくする。また 5 ata 以上では、 x が 0.8 以上になると第 1 報第 2 図に示す二相流の摩擦係数比 φ の値が急激に減少する。このことと蒸発による速度増加とが打ち消しあって圧力降下は直線的となるか、あるいはやや凹形になっている。高圧になるほど圧力分布曲線は直線に近づき、臨界圧以上では直線になるはずであるが、200~162.7 ata の圧力範囲ではまだかなり上にふくれた形をしている。

3・2 圧力分布に及ぼす吸収熱量の影響 第 2 図の計算はすべて $q=7 \text{ kcal/m}^2\text{s}$ に対して行ったものであるが、蒸発域において圧力降下量が同一の場合でも単位面積当りの吸収熱量が変わると流量と管長が変わる。したがってこのための影響を調べてみる。圧力範囲 20~10 ata で $q=3, 7$ および $15 \text{ kcal/m}^2\text{s}$ に対して同様な圧力降下が生ずるように流量（流入速度 w_{w0} ）を定めて、圧力経過を求めた計算結果の一部、および圧力分布の形を第 3 図に示した。図中に示した流入速度 w_{w0} に対して得られた圧力降下量 ΔP (すなわち $-p_e^*$) は多少異なっているが、圧力分布の形は吸収熱量、す

第 3 図 圧力分布に及ぼす吸収熱量の影響

なわち流量に対してほとんど無関係であることがわかる。このことは (34) 式で示されているように、第一次近似的には圧力分布の形は流量、吸収熱量に無関係であることと一致している。また 150~100 ata に対して行った同様な計算でも同一結果を得ている。したがって吸収熱量によって圧力分布の形はほとんど影響を受けないことが明らかである。

4. 自己蒸発、二相流の摩擦係数の変化が圧力降下に及ぼす影響

自己蒸発量の蒸発量分布に及ぼす影響は、60 ata 以

下で圧力変化範囲が第 1 表の程度であれば、小さくて (第 9 図参照)、圧力降下に及ぼす影響もきわめて小さくて問題にならない。しかし 100 ata 以上で圧力変化が 30 kg/cm^2 以上になってくると、第 9 図に示すように蒸発量分布は直線から離れてくる。したがってこの場合の自己蒸発は圧力降下に影響を及ぼして来る。この自己蒸発のみの影響を知るために、二相流の摩擦係数の変化を無視してその平均値 $\varphi_m = (\text{定数})$ を用いて圧力分布を求めてみる。また別に自己蒸発を無視して二相流の摩擦係数の変化の影響を調べてみる。

第 2 節の厳密解を得た場合に用いたのと同じ流量 (第 1 表) で、自己蒸発のみを考慮した (32) 式による圧力経過 (ただし φ_m の値は第 6 節で述べる第 1 表の φ_{m3} の値を用いる) および摩擦係数の変化のみを考慮した (33) 式による圧力経過 (ただし蒸発熱は蒸発開始点と完了点の圧力に対する蒸発熱の平均値 r_m を用いる) を求め第 1 図に示し、また全圧力損失 Δp を第 2 表に示した。(33) 式による自己蒸発を無視した場合

第 2 表

圧力範囲 ata	$\Delta p \text{ kg/cm}^2$		
	厳密解 (29) 式	自己蒸発のみ考慮 (32) 式	φ のみ考慮 (33) 式
200~162.7	37.3	37.3 ($\varphi_m = 1.222$)	34.7 ($r_m = 185.2$)
150~98.8	51.2	53.4 ($\varphi_m = 1.43$)	49.7 ($r_m = 281.3$)

には蒸発量分布は直線であって、管中の蒸発量は自己蒸発を考慮した実際の場合に比べて常に少い。蒸発量の多いほど単位長さ当りの圧力損失は大きいのであるから、当然全圧力損失は小さくなって来る。自己蒸発のみを考慮した場合、すなわち (32) 式による場合には厳密解と一般には一致しないが、これは φ_m の定め方がいかに変わるかで一般的にどのようなになるかはわからない。一方 200~162.7, 150~98.8 ata に対する圧力分布の形をそれぞれ第 4 図、第 5 図に示す。いずれも (32) 式によるものは (29) 式による厳密解とよく

第 4 図 圧力分布

第 5 図 圧 力 分 布

一致しており, (33) 式によるものはわずかに下に来ている. また自己蒸発, φ の変化など全変化を無視した (34) 式によるものを図中に点線で示したが, これらの因子の影響が打ち消しあって厳密解とよく似ている.

また 20~11.7, 5~1.75 ata の場合には自己蒸発の影響はほとんどないので (32) 式は考慮する必要はない. したがって (29) 式による厳密解と (34) 式による第一次近似解のみを第 4 図, 第 5 図に示している. 5~1.75 ata の場合には蒸気比体積の変化の影響が大きく両者にかなり差がある. 20~11.7 ata では $x=0.7$ 以上では多少差があるが (第 1 報第 2 図でわかるように φ の変化が大きいことによる), だいたいの傾向はよく一致している.

以上のことから圧力降下量の絶対値は計算法により異なるが, 一般に 10 ata 以上では, 圧力分布の形は (34) 式の近似解で, かなり正確に表わされることがわかる.

5. 加 速 損 失

加速損失は (10) 式より $(1/g)(G/F)^2(v_e''-v')$ で表わされ直接には管長に無関係であり, また摩擦損失は $(1/2g)(G/F)^2(1/D)\int_0^{L_e}\lambda_m v dl$ で表わされ直接管長に比例する量であって, この両者をこのままの形では比較することはできない. これらの値は管径, 管長, 吸収熱量が定まって始めて比較できるのである. ここでは次のように近似的に取り扱い, 両者の関係を比較してみる.

(10) 式より任意の点の dl 間における加速損失 ΔP_a と摩擦損失 ΔP_f との比 R は次式で与えられる.

$$R = \frac{\Delta P_a}{\Delta P_f} = \frac{dv}{\lambda_m v dl} = \frac{(v''/v')-1}{\left(\frac{\lambda_m}{D}\right)\left\{1+x\left(\frac{v''}{v'}-1\right)\right\}} \times \frac{dx}{dl} \quad \dots\dots\dots (1)$$

自己蒸発を無視して管長に沿い一様加熱の仮定のもとでは $x=y=y'/L_e$ であり, また熱量の関係より (8) 式によって $L_e=r_m \cdot D \cdot (G/F)/(4\xi q)$ であるから, こ

れらを (1) 式に代入すれば

$$R = \left(\frac{1}{\lambda_m \frac{L_e}{D}}\right) \frac{(v''/v')-1}{1+x\left(\frac{v''}{v'}-1\right)}, \text{ あるいは } \frac{1}{\frac{r_m(G/F)}{4\xi q}} \frac{(v''/v')-1}{1+x\left(\frac{v''}{v'}-1\right)} \quad \dots\dots\dots (2)$$

となり, 第 1 項は吸収熱量と流量が与えられると定まり, ボイラ条件によりこの値の大略の範囲は定まっている. 第 2 項は使用圧力により定まる. (2) 式を圧力をパラメータとして, $R \times \lambda_m (L_e/D)$ あるいは $R \times r_m (G/F)/(4\xi q)$ と x との関係として示すと第 6 図が得られる. 図によって蒸発が始まった所ではこの値が大きく, 加速損失の摩擦損失に対する割合が大きい. 特に 10 ata 以下ではこの傾向が強いことがわかる. したがって自然循環ボイラのように x の小さい所で用いる場合には加速損失の占める役割も大きい. 所が強制貫流蒸発管では x が 1.0 付近まで変るし, また

第 6 図 加 速 損 失 比

$x=0$ の付近では R の値が大きくても摩擦損失の絶対値が x の大きい所と比較して小さいから, 全加速損失は全摩擦損失に対して小さくて 50 ata 以上では問題とならない. この全管長についての加速損失と摩擦損失の比 R_t は (2) 式を $x=0$ から 1 まで積分して得られる. すなわち

$$R_t = \left(\frac{1}{\lambda_m \frac{L_e}{D}}\right) \frac{2\{(v''/v')-1\}}{\{(v''/v')+1\}}, \text{ あるいは } \left(\frac{1}{\frac{r_m(G/F)}{4\xi q}}\right) \frac{2\{(v''/v')-1\}}{\{(v''/v')+1\}} \quad \dots\dots\dots (3)$$

(3) 式の値を圧力に対して示すと第 7 図が得られる. この場合にも R_t の値は $\lambda_m (L_e/D)$ あるいは $r_m (G/F)/(4\xi q)$ によって変るが, この値は 5 ata 以下の低圧の場合を除き通常 100 以上であるので R_t は 2

第 7 図 全加速損失比

% 以下となる。すなわち流量，吸収熱量が通常強制貫流蒸発管で用いられている程度であれば加速損失はほとんど問題にならないことがわかる。ただしここでは一定圧力に対して蒸気比体積の一定値を用いて算出したのであるが，5 ata 以下の低圧範囲では圧力降下による蒸気比体積の影響が大きく， R_t の値は第 7 図に示したものより大きくなる。第 1 表，第 3 図の計算例にも R_t の値を示した。この計算例では 5~1.75 ata の場合に対して 16.6% になっており，高圧では 2% 以下になっている。また第 3 図では (3) 式からわかるように，同一圧力降下が生じている場合には吸収熱量 q の大きい場合ほど加速損失の割合が大きくなっている。

いずれにしても，吸収熱量と流量が与えられると第 6 図，第 7 図より加速損失の割合を推定することができる。

6. 二相流の摩擦係数の平均値

第 4 節で示したように (34) 式で圧力分布を表わしても実際の場合とかなり一致することがわかった。ところで蒸発管を設計する場合には圧力分布の形ではなく圧力損失の絶対値が必要である。この場合には第 1 報第 6 節，第 7・2 節で述べたような複雑な計算によらずに (34) 式のような近似計算で二相流の摩擦係数比の平均値 φ_m を用いて表わすのが便利である。すなわち，摩擦損失 ΔP_f を次式で表わす。

$$\Delta P_f = \varphi_m \lambda_{w0} \frac{L_e}{D} \frac{1}{2g} \left(\frac{G}{F} \right)^2 v_m \quad \dots\dots (4)$$

v_m は全管長における流体の比体積の平均値であり，(4) 式ではこの v_m と φ_m が未知数である。このうちで v_m はかなり任意に定められる量であるが，次のように定める。すなわち蒸発開始点，完了点の圧力状態における飽和水，飽和蒸気の比体積の平均値 v_{m1}

$$v_{m1} = \frac{1}{2} \left\{ \frac{(v'' + v') p_0}{2} + \frac{(v'' + v') p_e}{2} \right\} \quad \dots\dots (5)$$

および蒸発開始点，完了点の圧力の平均圧力状態における飽和水，飽和蒸気の比体積の平均値 v_{m2}

$$v_{m2} = \frac{1}{2} (v'' + v') \frac{p_0 + p_e}{2} \quad \dots\dots (6)$$

である。 v_{m1} , v_{m2} を用いて算出した二相流の摩擦係数比 φ_{m1} , φ_{m2} の値を第 1 表に示している。これを使用圧力範囲に対して示すと第 8 図が得られる。 φ_{m1} , φ_{m2} の値は多少差があるが傾向はよく似ている。いずれにしても低圧の場合にはより小で，10 ata 付近で 1 とな

第 8 図 二相流摩擦係数の平均値

り，高圧になるにしたがって大となり 100 ata 付近で最大 1.4 くらいとなって，更に高圧では減少して臨界圧以上では 1 となる。また第 5 節で述べたように，特に低圧で流量に比して吸収熱量が多い場合を除いて加速損失は小さい。したがって (4) 式で ΔP_f の代りに加速損失を含めた全圧力損失 ΔP を取り， v_{m1} を用いて φ_{m3} の値を算出しても φ_{m1} と大差はない。この値を第 1 表および第 8 図に示す。

したがって第 5 節の方法で加速損失の割合を推定しておけば近似的には圧力損失は摩擦損失の形のみで計算できて，その場合の φ_m の値は加速損失の割合を考慮して定めてやればよいことになる。

7. 蒸発量分布

第 2 節で求めた圧力分布から (6') 式を用いて算出した蒸発量分布を第 9 図に示す。圧力の変化範囲が小であれば，エンタルピーの変化も小であるから，管長に沿って吸収熱量一様の仮定によって蒸発量分布は直線

第 9 図 蒸発量分布

に近くなる。圧力変化範囲が大で，また 150 ata 以上の高圧範囲では自己蒸発の影響がかなり大きく，図で示されているように $y' = 0.5$ で $x = 0.6$ 程度になっている。200~162.7 ata の場合に対して (32) 式の圧力分布から求めた蒸発量分布（これは (24) 式による解と同一である）はこの厳密解と一致して区別できない。またこの場合 (26) 式による第一次近似値を点線で示した。これによると x が小なる範囲では圧力降下を直線的と仮定しているために，厳密解より上に来

て、 α が大なる範囲では下に来るが、全体としてあまり差はない。150~98・8, 100~56・0 ata の場合でも同様である。特に圧力変化範囲が小であれば(26)式との差は無視できる程度になる。したがって、第1報第7・4節で $\varphi'(y)$ を図式で求める場合に(26)式による曲線を用いても誤差は少いことが明らかである。

8. 結 論

第1報による圧力損失、蒸発量分布の厳密解と近似解とを各種圧力範囲に対して求めて次の結果を得た。

1. 圧力分布の形は5 ata 以下の場合を除いては流量、吸収熱量などに無関係にだいたい使用圧力のみから定まり、(34)式により近似できる。
2. 圧力損失の絶対値は比容積の平均値、二相流の摩擦係数の平均値などの取り方により変り、一般的にどのようになるかはわからないが、自己蒸発を考慮しないと圧力損失の値は少し小さく出ることが明らかである。
3. 蒸発管各位置における加速損失と摩擦損失の比

は流量、吸収熱量などによって変るが、低圧で蒸発量のきわめて少いところではかなり大きい。蒸発管全長についての加速損失の割合は第7図から推定できる、高圧で普通の加熱状態のもとではほとんど無視できる程度である。

4. 圧力損失を(4)式の形で計算する場合に必要な二相流の摩擦係数の平均値は、圧力範囲によって定まり、その値を第8図に示した。

5. 蒸発量分布は(26)式の第一次近似値でかなり正しく表わされる。

注：一

- (1) 昭和30年5月28日 関西支部講演会において講演、原稿受付 昭和30年8月4日。
- (2) 正員、大阪大学工学部。
- (3) 正員、神戸大学工学部。
- (4) 機械工学便覧、13-41。
- (5) 5~2 ata あるいは、それ以下の圧力範囲では蒸気比体積の変化が大きく、 $K_g=(\text{定数})$ とみなすことがやや無理になって来る。ここでは特に低圧の場合として参考のために求めた。しかしこの計算例では $\beta=(\text{定数})$ としたことによる誤差はあまり大きいものとは思われない。

621.694.2

蒸気エゼクタの浅底水流による考察⁽¹⁾

松 永 省 吾⁽²⁾

Study on the Steam Ejector basing on Hydraulic Analogy

by Syōgo MATSUNAGA

The hydraulic analogy method is useful for the study of compressible gas flow in the mixing chamber of steam ejector at the maximum suction vacuum state.

The experimental example will be of great use in designing the steam ejector for maximum suction vacuum.

The experimental example shows the effect of

- (1) the length of intercepting shock waves,
- (2) the divergent angle of mixing chamber,
- (3) the width of diffuser throat,
- (4) the length of parallel part of diffuser throat,
- (5) the length of mixing chamber,

on the suction vacuum characteristics of the ejector.

1. 緒 言

蒸気エゼクタの設計を理論式によって行うことはきわめて困難であり、そのためにはまず基礎的実験が必要なことは、機械工学便覧にも示してある⁽³⁾。蒸気エゼクタの概略の寸法が指示されていることは、日本の機械工学便覧の特長でもあり、筆者の見た範囲では、

外国の便覧にはその寸法を指示したものはなかった。しかしながら、日本の機械工学便覧に示されている蒸気エゼクタの寸法は、速水氏の論文⁽⁴⁾によったものと考えられ、したがって使用蒸気圧力が14~20 kg/cm²の範囲のものであるから、この値以外の蒸気圧力に対しては更に考慮を要すると思われる。

更に蒸気エゼクタの性能は、ノズルからの蒸気噴流