$$\tau_0 = A\rho \frac{\omega^2 r^2}{4} \left\{ \frac{4\mu_{psu}^{1/n}}{\rho(\omega r)^{2-(1/n)}b^{1/n}} \right\}^{1/4} \dots\dots\dots(70)$$

とおきうるから、円板の摩擦抵抗のモーメントはその片面について上と同様に計算すれば次のようになる。

$$M = \frac{2\sqrt{2}n\pi}{18n+1} A\rho\omega^2 \left\{ \frac{\mu_{psu}^{1/n}}{\rho\omega^{2-(1/n)}b^{1/n}} \right\}^{1/4} r_0^{(18n+1)/4n} \dots\dots\dots(71)$$

よって抵抗係数 C_M' は

$$C_M' = \frac{4\sqrt{2}n\pi}{18n+1} A \left(\frac{r_0}{b} \right)^{1/4n} R_s^{*-1/4} \dots\dots\dots(72)$$

となり、さらに

$$C_M = 0.0012 \frac{(18n+1)}{nA} \left(\frac{r_0}{b} \right)^{(n-1)/4n} C_M' \dots\dots\dots(73)$$

とおけば

$$C_M = 0.0218 \left(\frac{r_0}{b} \right)^{1/4} R_s^{*-1/4} \dots\dots\dots(74)$$

が得られる。

文 献

- (1) von Kármán, Z. AMM, 1, 4 (1921), 233.
- (2) Schultz-Grunow, Z. AMM, 15, 4 (1935), 191.
- (3) H. Föttinger, Z. AMM, 17 (1937), 357.
- (4) 木谷, 火兵学会誌, 23, 2 (昭 4-7), 65.
- (5) 富田, 機械学会論文集, 25, 149 (昭 34-1), 17.
- (6) 富田, 機械学会論文集, 26, 165 (昭 35-5), 675.
- (7) 藤本, 応用流体力学(昭 16), 462, 丸善.
- (8) 富田, 機械学会論文集, 24, 141 (昭 33-5), 288.

662. 612. 3 : 536. 33 : 621. 18. 018

充満度を考慮した場合の直方体ガスふく射*

(第3報, 火炎充満度を用いた新しい燃焼室熱計算法)

山 崎 泰 雄**

Calculation of Gas Radiation from a Rectangular Parallelepiped Gas Mass surrounded by Transparent Gas

(3rd Report, Method of Calculating Heat Absorption in
Boiler Furnaces by making Use of the Area Ratio of Flame to Furnace)

by Yasuo YAMASAKI

In this paper, calculating method of heat-absorption in boiler-furnace is derived by developing the theory described in the previous report. This method is derived basing on the area ratio A_F/A_W of flame to furnace and the summary of the calculating process as follows:

Radiation constant C_F can be evaluated from the value A_F/A_W for a given combustion intensity. Correction factor f for the value of $A_F C_F$ can be obtained for a given theoretical flame temperature. On calculating the gas temperature at the furnace outlet, first assume the value, then conversion factor K for the mean flame temperature is given. Using $\frac{1}{T_s} = \frac{10^4 \cdot K \cdot f \cdot A_F \cdot C_F}{B \cdot H_u}$ (B : fuel consumption, H_u : low heating value of fuel), gas temperature leaving furnace can be easily found by the aid of a monogram, and the above process should be repeated until the value obtained agrees with the one assumed.

1. 緒 言

これまでの研究で、ボイラ燃焼室における火炎充満

度は、燃料の種類、燃焼方式がきまると燃焼室負荷率またはボイラ負荷度によって求められること、またこの場合合理論燃焼温度に対してガスの解離を考慮するか否かにより、 A_F/A_W はそれぞれ二つに求められることがわかった。そこで本報ではこの A_F/A_W を用いて燃焼室熱計算法を導くのであるが、それにはまず

* 昭和 31 年 4 月 1 日 第 33 期通常総会講演会において講演、原稿受付 昭和 35 年 8 月 1 日。

** 正員、電力中央研究所(東京都北多摩郡泊江町岩戸 1 229)。

上記 A_F/A_W の整理法のうち点のばらつきの最も少ない、かつ計算手続きも簡単なものを選ばねばならない。 A_F/A_W がきまると、これを用いて火炎基準の有効ふく射係数 C_F と火炎表面積 A_F を求める。次に計算手順の上から平均火炎温度を理論燃焼温度と燃焼室出口ガス温度の算術平均値として求めたふく射係数 C_F を変換係数 K を用いて燃焼室出口ガス温度基準に変換する。また理論的に導入される $C_F A_F$ と実験値 $C_F A_F$ とを比較し補正係数 f を導入する。以上から $1/I_s = (10^4 \cdot f \cdot K \cdot A_F C_F) / (B \cdot H_u)$ (B : 燃料消費量, H_u : 燃料低位発熱量) を求めると、燃焼室出口ガス温度は石谷氏の計算図表から容易に求められる。

なお、比較検討のため、火炎温度として燃焼室出口ガス温度を採用したときの火炎充満度を用いる計算法もあわせ示した。

上記火炎充満度を用いる計算法、および Broido 法⁽¹⁾、Hudson-Orrok 法⁽²⁾、Wohlenberg 法⁽²⁾、ならびに石谷一般法⁽³⁾の計算誤差について検討した。これから、火炎充満度を用いる計算法の精度が他の計算法よりよく、火炎充満度を用いる計算法のうちでは平均火炎温度に理論燃焼温度と燃焼室出口ガス温度の算術平均を用いる方法が合理的でかつ精度もわずかながら良いことがわかる。

2. 火炎充満度を用いる燃焼室熱計算法の導入

a. A_F/A_W の決定 燃料の種類および燃焼方式がきまると、第2報で示したように火炎表面積と燃焼室周壁面積との比 A_F/A_W は燃焼室負荷率を使って、またボイラ負荷度からも求めることができる。また理論燃焼温度に対してガスの解離を考慮するかあるいは無視するかの問題もある。これらのいずれを採用すべきかは実験結果により決定しなければならない。熱計算法の最終結果として求められるのは燃焼室出口ガス温度であるから、いろいろの方法で求めた燃焼室出口ガス温度の誤差を比較検討するのが一番望ましいが、 A_F/A_W の点のばらつきに明白な差があればこの段階で点のばらつきの少ない整理法を選ぶことができる。

まず、火炎温度にガスの解離を考慮した理論燃焼温度と燃焼室出口ガス温度の算術平均を用いた場合、燃焼室負荷率による整理法とボイラ負荷度による整理法を比較する。第2報第3図および第7図をみると、 A_F/A_W は微粉炭だき、重油だきおよび天然ガスだき水平バーナに対しては燃焼室負荷率を用いて整理したほうがよくまとまる。その他の燃焼方式に対しては両

者の整理法の間に大差はない。したがって A_F/A_W は燃焼室負荷率に対して整理するほうがよいといえる。よってまず負荷度による整理法は捨てる。

つぎに解離を考慮しない理論燃焼温度基準の場合と、解離を考慮した理論燃焼温度基準の場合とを比較する。解離を考慮しない理論温度基準の A_F/A_W を第1図に示す。これと第2報第3図とを比較すると、一般に前者の A_F/A_W は後者よりいくらか低めになるが、各燃焼方式において燃焼室負荷率に対する A_F/A_W の散らばりには大差はない。したがって理論燃焼温度にガスの解離を考慮するか否かは A_F/A_W の算出に本質的な差をもたらすものではないといえる。ところが、理論燃焼温度の算出は、解離を無視するほうがはるかに簡単である。したがって、 A_F/A_W としては第1図に示す解離を無視した理論燃焼基準の A_F/A_W を用いることにする。

b. 熱計算法 ここで、熱計算の手続きについて述べる。熱計算に際して、まず燃料の発熱量と毎時使用量、燃焼室容積から燃焼室負荷率をきめると、第1図の A_F/A_W 線図より燃焼方式によって A_F/A_W を求めることができる。すると火炎の有効厚さ l は

$$l = 0.6 \times (V_W)^{1/3} \times (A_F/A_W)^{1/2} \text{ m} \quad \cdots \cdots (1)$$

ただし V_W = 燃焼室容積 m^3

から求められる。ここで0.6は有効厚さを求めるための係数で、実際にはガス体の大きさによって異なるが、ここでは簡単のため一定値とした。

つぎに、この l を用いて火炎の黒度 ϵ_F を次式より求める。

$$\epsilon_F = 1 - e^{-kl} \quad \cdots \cdots (2)$$

ただし

k = 吸収係数 m^{-1} で、石炭または重油だきの場合は0.8、天然ガスだきの場合は0.25とする⁽⁴⁾。

ついで

$$\psi = A_1/A_W = \text{冷却面率}$$

A_1 : 投影ふく射伝熱面積 m^2

A_W : 燃焼室周壁面積 m^2

をきめると、燃焼室壁面の平均黒度 ϵ_W は次式より求めることができる。

$$\epsilon_W = \epsilon_1 \psi F_s$$

ただし

ϵ_1 : ふく射伝熱面の黒度

F_s : 伝熱面全体に対する平均のスラッグ・アッシュ・ファクタ(水冷壁の灰におおわれた部分における熱流とそれと同じ炉内条件で壁面が完全にきれいな時の熱流との比)。局部

または一様に灰の付着した伝熱面におけるスラッグ・アッシュ・ファクタは、付着している灰の厚さがわかると、A. R. Mumford および G. W. Bice が与えた図⁽⁵⁾から直ちに求めることができる。ふく射伝熱面各部

における灰の付着状況を想定すると、石谷氏の算式により局部のスラッグ・アッシュ・ファクタから伝熱面全体に対する平均の値を求めることができる⁽⁶⁾。

したがって、火炎から伝熱面に伝えられる熱量は、

(a) 微粉炭だき水平バーナ

(b) 重油だき水平バーナ

(c) 微粉炭だきすみ角バーナ

(d) 微粉炭だき天井バーナ

(e) ストロカ

(f) 天然ガスだき水平バーナ

第1図 火炎温度に解離を無視した理論燃焼温度と燃焼室出口ガス温度の算術平均をとり、吸収係数 $k=0.8 \text{ m}^{-1}$ (石炭または重油だき) または $k=0.25 \text{ m}^{-1}$ (天然ガスだき) とした場合の A_F/A_W -燃焼室負荷率線図

燃焼室出口ガス温度がわかると、

$$Q = 4.88 \times A_F \times \frac{\varepsilon_F}{1 + \varepsilon_F \times \frac{A_F}{A_W} \left(\frac{1}{\varepsilon_W} - 1 \right)} \left[\left(\frac{T_{Fm}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_W}{100} \right)^4 \right]$$

$$= A_F \cdot C_F \left[\left(\frac{T_{Fm}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_W}{100} \right)^4 \right] \dots\dots\dots (3)$$

ただし

$$T_{Fm} = \frac{1}{2}(T_{th} + T_g) \text{ } ^\circ\text{K}$$

T_{th} = 解離を無視した理論燃焼温度 $^\circ\text{K}$

T_g = 燃焼室出口ガス温度 $^\circ\text{K}$

$$C_F \equiv 4.88 \times \frac{\varepsilon_F}{1 + \varepsilon_F \times \frac{A_F}{A_W} \left(\frac{1}{\varepsilon_W} - 1 \right)} \text{ kcal/m}^2\text{h}(\text{ } ^\circ\text{K}/100)^4 \dots\dots\dots (4)$$

$$A_F = \frac{A_F}{A_W} \times A_W \text{ m}^2 \dots\dots\dots (5)$$

から求められる。燃焼室熱計算では、この式と燃焼室の熱勘定式から燃焼室出口ガス温度を求めるのであるが、この場合 (3) 式のように火炎温度に T_{Fm} を用いると不便であるので、(3) 式を T_{Fm} の代りに燃焼室出口ガス温度 T_g を用いる式に変換する。すなわち

$$Q = A_F C_F \left[\left(\frac{T_{Fm}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_W}{100} \right)^4 \right]$$

$$= K \cdot A_F C_F \left[\left(\frac{T_g}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_W}{100} \right)^4 \right] \dots\dots\dots (6)$$

とおくと、

$$K = \frac{(T_{Fm}/100)^4 - (T_W/100)^4}{(T_g/100)^4 - (T_W/100)^4}$$

$$\doteq \left(\frac{T_{Fm}}{T_g} \right)^4 = \frac{1}{16} \left(1 + \frac{T_{th}}{T_g} \right)^4 \dots\dots\dots (7)$$

したがって、転換係数 K は第 2 図に示すように、理論燃焼温度と燃焼室出口ガス温度から求めることができる。

さて、(6) 式中の $A_F C_F$ は第 1 図の A_F/A_W を用いてそれぞれ (4) および (5) 式から求めることができるが、(6) 式の Q 、 T_g 、 T_W に実験値を入れることにより全く実験的に求められる $A_F C_F$ とは必ずしも一致しない。したがってこれを補正するために、補正係数 f を考えると、(6) 式は

$$Q = f \cdot K \cdot A_F C_F \left[\left(\frac{T_g}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_W}{100} \right)^4 \right] \dots\dots\dots (6)'$$

となる。 f を各燃料、各燃焼方式ごとに整理してみると、理論燃焼温度との間に第 3 図に示すような関係が認められる。したがって (4) 式および (5) 式から求められる $A_F C_F$ を f によって補正することにする。

一方、燃焼室の熱勘定を考えると次式が成立する。

$$BH_u + B \cdot L \cdot c_L \cdot t_L = Q + B \cdot V \cdot c_g \cdot t_g + \rho BH_u$$

$$\dots\dots\dots (8)$$

ただし

B : 有効に燃焼した燃料 kg/h または Nm^3/h

H_u : 燃料の低位発熱量 kcal/kg または kcal/Nm^3

t_g : 燃焼室出口ガス平均温度 $^\circ\text{C}$

t_L : 燃焼室に供給する空気温度 $^\circ\text{C}$

c_g : t_g における燃焼ガスの 0°C 基準平均定圧比熱 $\text{kcal/Nm}^3 \cdot ^\circ\text{C}$

c_L : t_L における空気の同上比熱 $\text{kcal/Nm}^3 \cdot ^\circ\text{C}$

V : 燃焼ガス量 Nm^3/kg または Nm^3/Nm^3

L : 燃焼に要する空気量 Nm^3/kg または Nm^3/Nm^3

ρ : 燃焼室の熱損失率

第 2 図 転換係数 K と T_g/T_{th} との関係

(a) 微粉炭だき水平バーナ

(b) 重油だき水平バーナ

(c) 微粉炭だきすみ角バーナ (バーナ角度考慮せず)

(c') 微粉炭だきすみ角バーナ (バーナ角度考慮する)

(e) ちらしストーカだき

(e') ストーカだき

(d) 微粉炭だき天井バーナ

(f) 天然ガスだき水平バーナ

第3図 放射熱量実験値と(24)式より求まる放射熱量との比 $f(t_{th} = T_{th} - 273)$

さて、(6)' 式と (7) 式から、燃焼室出口ガス温度と燃焼室ふく射伝熱面吸収熱量を求めることができるが、この連立式を直接解くには普通試みの法によらねばならない。ところが、燃焼ガスの比熱に燃料比 1.2 の石炭を空気比 1.5 で燃焼させたときの値を用い、 $(T_w/100)^4=800$ 、 $\rho=0.008$ とすると、石谷氏の計算図表を利用して燃焼室出口ガス温度を比較的簡単に求めることができる。ただし、本計算法（以下この計算法を第 I 法とよぶことにする）では K をあらかじめ仮定する必要があるので、まず燃焼室出口ガス温度を仮定して K を求め、つぎに計算図表からえられた燃焼室出口ガス温度を用いて K を算出し、両者が一致するよう試みの方法をとらねばならない。

なお、石谷氏の計算図表は固体および液体燃料に対するものであるが、天然ガスのような高熱量ガスの場合にも、燃料の単位重量当りの発熱量、ガス量の代りに単位容積当りの値を用いれば近似的に利用できる。これについては、さらに付、“計算図表による燃焼室出口ガス温度算出法に導入される誤差に関する検討”の中で触れる。

3. 火災平均温度として燃焼室出口ガス温度を用いて求めた火災充満度を利用する熱計算法

前節では火災平均温度に理論燃焼温度 T_{th} と燃焼室出口ガス温度 T_g の算術平均 T_{Fm} を用いて A_F/A_w を求め、熱計算の過程で T_{Fm} を T_g に変換した。それに対しここでは火災充満度を求める際に平均火災温度として出口ガス温度を用いた場合の熱計算法について検討する。 A_F/A_w と燃焼室負荷率ならびにボイラ負荷度との関係を調べたが、 A_F/A_w の値はバーナだ

きの場合大略 0.5~0.7 で、理論燃焼温度を考慮した場合にくらべてかなり大きく、また点の散らばりも大きい。とくに A_F/A_w が 1 以上になる場合も多数生じたが、これはいちおう $A_F/A_w=1$ とすると、ともかく A_F/A_w の線図がえられる。

さて、燃料の種類、燃焼方式により燃焼室負荷率、またはボイラ負荷度から A_F/A_w をきめる（それぞれの A_F/A_w を用いる計算法を第 II 法、第 III 法とよぶことにする）と、(1) 式および (2) 式により火災黒度 ϵ_F 、したがって (4) 式より C_F が求められる。この場合 C_F および A_F にダッシュをつけて理論燃焼温度を考慮した場合と区別することになると、ふく射伝熱面吸収熱量は次式より求まる。

$$Q = A_F' \cdot C_F' \left[\left(\frac{T_g}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_w}{100} \right)^4 \right] \dots\dots\dots (9)$$

いま、この場合ふく射熱量実験値と (4) 式の C_F を用いて (9) 式から求められる Q との間には一定の関係は認められない。したがってふく射伝熱面吸収熱量は (9) 式により求めることにする。

$$\frac{1}{I_s} \equiv 10\,000 \frac{A_F' \cdot C_F'}{B \cdot H_u}$$

とすれば、燃焼室出口ガス温度は石谷氏の計算図表を用いて直ちに求められる。

4. 各熱計算法の比較

ここでは、各熱計算法で求めた燃焼室出口ガス温度の精度について検討する。

a. 火災充満度を用いる 3 種類の計算法の精度

まず、火災充満度を用いる第 I 法、第 II 法および第 III 法の計算精度について検討する。

各計算法により求められる燃焼室出口ガス温度を $t_{gcl}^{\circ}\text{C}$ で表わし、一方実測による燃焼室出口ガス温度を $t_{gez}^{\circ}\text{C}$ とし、両者の差を

$$\Delta = \frac{t_{gcl} - t_{gez}}{t_{gcl}} \times 100 \% \dots\dots\dots (10)$$

で表わす。試験点全部を一括して横軸に Δ を 2.5% 間隔にとり、縦軸にその区間内に表われる度数をとったヒストグラムを作ると第 4 図に示すようになる。すみ角バーナだきの場合にはバーナ角度の影響を考慮して、バーナ上向き、水平、下向きの三つの場合に対する A_F/A_w 曲線を用いると、バーナ角度の影響を無視して平均曲線（バーナ角度水平のときの曲線）を用いた場合よりも Δ のひろがり小さく、 Δ 分布の標準偏差は小さくなる。したがって、すみ角バーナだきの場合には、バーナ角度の影響を考

第 4 図 火災充満度を用いる 3 種の熱計算法の精度比較

慮した。下込めストーカだきの場合には、第Ⅰ、第Ⅱ、第Ⅲ法いずれの計算法でも点が分散し、火炎充滿度を用いる計算法がストーカだきに対して有効かどうかについてはさらに実験点を増して検討する必要がある。またガスだきの場合も誤差範囲は石炭および重油だきの場合と同程度で、この計算法は天然ガスだきに対しても十分利用できることがわかる。

さて、これら3種の計算法の精度は、第5図に示すように、それぞれの分散の間に推計学的にみて有意な差があるほど大きな差はない。しかし標準偏差は第Ⅰ、Ⅲ、Ⅱ法の順序に大きく、第Ⅰ法は第Ⅱ、第Ⅲ法より計算精度の点でいくらか良好である。また第Ⅱ、第Ⅲ法のような火炎温度に燃焼室出口ガス温度をとる計算法では、火炎充滿度が1以上になる場合も多数生じ、平均火炎温度として燃焼室出口ガス温度をとることの不合理性が明らかに示される。ただ計算手順の点では第Ⅰ法の場合転換係数 K の算出に試みの方法が必要なために、第Ⅱ、Ⅲ法よりいくらか面倒になる。しかし燃焼室出口ガス温度は計算図表から直接求められるので計算手続きはそれほど煩雑ではない。したがって

火炎充滿度を用いる3種の計算法のうち、第Ⅰ法をもって筆者の提案する計算法とする。

b. 従来の熱計算法の精度との比較 前節で筆者の提案する計算法を確立した。そこで、この計算法と、従来発表されており筆者の利用した多数の実験例に対して容易に適用できる Broido 法、Hudson-Orrok 法、Wohlenberg 法および石谷一般法との精度比較を行なう。この結果を第5図に示す。

Broido 法、Hudson-Orrok 法および Wohlenberg 法では、計算結果として直接得られるのは燃焼室出口ガス温度ではなく、次式で定義される燃焼室内熱吸収率 μ である⁽⁷⁾。

$$\mu = \frac{\text{ふく射伝熱面吸収熱量}}{(\text{燃料発生熱量}) + (\text{室温基準の燃焼室供給空気熱量})} \dots (11)$$

いま上記各計算法で求められる μ を μ_{cl} で表わし、実測値より直接求められる μ を μ_{ex} で表わすと、燃焼室出口ガス温度誤差 $\Delta\%$ は近似的に次式で表わされる⁽⁸⁾。

$$\Delta\% = \frac{\mu_{ex} - \mu_{cl}}{1 - \mu_{cl}} \times 100 \% \dots (12)$$

第5図 筆者の提案する計算法(第Ⅰ法)と従来の計算法との精度比較(ただし、この場合第Ⅰ法における燃焼ガスの比熱およびガス量に基づく誤差は補正した)

したがって発表された μ_{ez} , μ_{el} を用いて容易に 4% を求めうる。

石谷法では直接燃焼室出口ガス温度を求めることができる。この場合、1935年に発表されたボイラ試験に対しては、石谷氏の発表した精度検定結果を用いたが、これでは 4% は 5% 間隔になっているので、石谷法に対しては 45% 間隔のヒストグラムを描いた。なお石谷法は石炭および重油だきボイラに対して導かれたものであるが、ここでは天然ガスだきに対しても吸収係数を 0.2 m^{-1} として適用した。その結果 4% は $-9.3 \sim +12.5\%$ の範囲におさまり、標準偏差は 6.26 で後述の微粉炭および重油だき水平バーナおよびストロカだきの場合にくらべて幾分大きい。推計学的にみて有意の差はない。したがって石谷法の場合にも、天然ガスだきも含めた全ボイラ（ただしちらしストロカだきは除く）に対して誤差のヒストグラムをつくった。

μ を求める 3 種の計算法は、いずれも 40% または 50% に及ぶ大きな誤差を生じ、計算精度の点で劣ることは明らかである。3 種の計算法のうちでは Hudson-Orrok 法が最も劣る。

石谷法の場合には、とくに天井バーナだきに対しては誤差 4% が $-30 \sim +5\%$ の範囲に広がり、その他の場合の誤差が $\pm 15\%$ 内におさまるのにくらべてかなり大きく、また Δ の平均値もかなりずれる (Δ の平均値には後述の 78 例と比較して推計学的に有意の差がある)。したがって天井バーナ燃焼方式に対しては石谷法は適用すべきではない。石谷法はもともと石炭および重油だきボイラを対象とし、しかも石谷法が導入された当時対象とされた実験例は水平バーナだきおよびストロカだきに限られていた。いまこのような実験例 78 点について、その計算精度を調べると、誤差範囲は $\pm 15\%$ 以内、標準偏差は 4.98 となり、かなり良好な精度を示す。

筆者の提案する第 I 法による結果としては、ここでは燃焼ガスの比熱および量による燃焼室出口ガス温度誤差を付録に示す方法で補正したものを示す。第 4 図に示す補正しない場合の結果にくらべて誤差 Δ の平均値がより 0 に近く、標準偏差もわずかながら小さくなっている。しかし各燃焼方式ごとにみると、補正した結果かえって Δ 分布の標準偏差が大きくなる場合も生じ、他により大きな誤差の原因があるものと考えられる。しかし第 5 図から明らかのように、本法によると誤差範囲は $+10 \sim -12.5\%$ 間におさまり、誤差分布の標準偏差は 3.57 で、第 I 法の計算精度が従来の方法より良いことはよくわかる。

5. 結 語

以上、火炎充満度を用いる新熱計算法を確立した。筆者の提案した第 I 法では、燃焼室出口ガス温度の誤差分布の標準偏差は、Wohlenberg 法の $1/3.8$ 、石谷法の $1/2.0$ であって、かなり良い結果であると考えられる。第 5 図第 I 法の誤差分布を正規分布と想定すると 10% 以上の誤差を生ずる確率は約 0.5%、5% 以上の誤差を生ずる確率は約 16% に過ぎない。平均火炎温度に理論燃焼温度と燃焼室出口ガス温度の算術平均値を用いると、第 2 報で示したように燃焼室周壁熱吸収率ひん度分布は実際の分布とほぼ一致し、また体積比で 2 割程度の火炎充満度をもつ火炎の寸法は直方体の一辺の長さの比では約 6 割程度となり、この点でもほぼ妥当なものと考えられる。したがってこの計算法は合理的な火炎模型から出発した計算法といえる。

筆者の提案する熱計算法の要点は次のとおりである。すなわち、まず燃焼室負荷率に対応する A_F/A_w を第 1 図より求め、(4)、(5) 式を用いて $A_F C_F$ を求める。次に第 3 図から補正係数 f を求め、燃焼室出口ガス温度を仮定して第 2 図から K を求める。

$$\frac{1}{I_s} = \frac{10^4 \cdot K \cdot f \cdot A_F C_F}{BH_u}$$

を算出し、石谷氏の計算図表から燃焼室出口ガス温度を求める。この結果を用いて第 2 図から再び K を求め、最初に仮定した K と一致するように操作を繰返す。

平均火炎温度に燃焼室出口ガス温度を用いる計算法も比較のため示したが、精度の点では割合良好であるが、火炎充満度の点で不合理性を示す。

なお、石谷氏の燃焼室出口ガス温度算出用計算図表を用いる際の誤差について付録に論じたが、この誤差は燃焼室ガス温度算出に対しあまり大きな影響を持たない。

終りに本研究に対し御指導御べんたつを賜った大阪大学 石谷助教授、ならびに計算を手伝っていただいた電力中央研究所 鈴木、小谷田らの諸君に心から感謝の意を表わす。

付 計算図表による燃焼室出口ガス温度算出法に導入される誤差に関する検討

石谷氏の計算図表では、燃焼ガスの比熱として燃料比 1.2 の石炭を空気比 1.5 で燃焼させた時の値を用いている。ところが燃焼ガスの比熱はその組成によって異なり、したがって空気比によってかなり異なる。

また燃焼用空気量 $L \text{ Nm}^3/\text{kg}$ および燃焼生成ガス量 $V \text{ Nm}^3/\text{kg}$ としては次の近似式

$$\left. \begin{aligned} L &= \delta \cdot L_0 = 1.06 \times \delta \times H_u / 1000 \\ V &= \delta \cdot L_0 + (V_0 - L_0) = (1.06 \times \delta + 0.08) \times H_u / 1000 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (13)$$

ただし

δ : 空気比

L_0 : 燃料が過剰空気なく完全燃焼するに必要な空気量 Nm^3/kg

V_0 : 燃料が過剰空気なく完全燃焼した場合えられる燃焼ガス量 Nm^3/kg

を用いている。これらの式は、燃料発熱量から燃焼用空気量、ガス量を求める簡便式であり、燃料の組成を考慮して求めた値に対してある程度の誤差はまぬかれない。そこで、ここでは上記の燃焼ガスの比熱の誤差および燃焼生成ガス量の誤差（燃焼用空気量の誤差はガス量の誤差に含めて取扱う）のためにそれぞれ生じる燃焼室出口ガス温度の誤差について検討し、その補正法について述べる。

1. 燃焼ガスの比熱に基づく t_g の誤差 (6)' 式と (8) 式から

$$\frac{f \cdot K \cdot A_F C_F}{B H_u} \left[\left(\frac{T_g}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_w}{100} \right)^4 \right] = 1 - \rho + \frac{L}{H_u} \cdot c_L \cdot t_L - \frac{V}{H_u} \cdot c_g \cdot t_g \dots\dots\dots (14)$$

ここで t_g および c_g について変分をとり、さらに次の関係

$$I_s \equiv \frac{1}{10000} \cdot \frac{B H_u}{K \cdot A_F C_F} \dots\dots\dots (15)$$

ならびに (13) 式の関係を用いると

$$\frac{\Delta t_g}{t_g} = - \frac{1.06 \times \delta + 0.08}{\frac{4}{10} \times \frac{1}{I_s} \times \left(\frac{T_g}{100} \right)^4 \times \frac{1}{c_g \cdot T_g} + 1.06 \delta + 0.08} \times \frac{\Delta c_g}{c_g} \dots\dots\dots (16)$$

いま

$$X \equiv \frac{\Delta t_g}{t_g} / \frac{\Delta c_g}{c_g}$$

とすると、4変数 I_s , X , t_g , δ 間の一関数網を有する計算図表がえられる。

本計算例(第I法による)では、石炭および重油だきの場合は、 $\Delta c_g/c_g$ は最高 3.6% で、ガスの比熱に基づく t_g の誤差は最高 1.0% 程度であったが、大部分の場合 0.5% 以下であった。天然ガスだきの場合には、 $\Delta c_g/c_g$ は最高 3.9% 程度、 t_g の誤差の最高は 1.35% 程度であった。各燃焼方式ごとにみると、この補正により t_g の誤差分布の標準偏差は小さくなる例が多かったが、逆の場合もある。しかし、いずれにしてもその影響は小さい。

2. 燃焼ガス量に基づく t_g の誤差 さて、燃焼ガス量は次式で正確に表わされる。

$$V = V_0 + (\delta - 1) \cdot L_0$$

これから

$$\Delta V = \Delta V_0 + (\delta - 1) \cdot \Delta L_0 \dots\dots\dots (17)$$

L_0 と V_0 の間に簡単に次の関係

$$\frac{\Delta L_0}{L_0} \div \frac{\Delta V_0}{V_0} \dots\dots\dots (18)$$

が成立するものとすると*、(17) 式と (18) 式から

$$\frac{\Delta V}{V} = \frac{\Delta L_0}{L_0} \dots\dots\dots (19)$$

したがって、(14) 式において t_g と L_0 の変分をとり、(12) 式、(15) 式と (19) 式の関係を用いると、出口ガス温度誤差は次式で表わせる。すなわち

$$\frac{\Delta t_g}{t_g} = \frac{1.06 \times \left[\delta \left(c_L \frac{t_L}{t_g} - c_g \right) - \frac{0.08}{1.06} c_g \right]}{4 \times \frac{1}{I_s} \times \left(\frac{T_g}{1000} \right)^3 + (1.06 \delta + 0.08) \times c_g} \cdot \frac{\Delta V}{V} \dots\dots\dots (20)$$

* とくにガス体燃料の場合には (18) 式は成立しないが、予熱空気の持込むエンタルピの空気量誤差に基づく誤差の影響は小さいので、燃焼室出口ガス温度を問題にする場合には近似的に (18) 式が成立するものとして取扱うことができる。

これから t_L を与えると, 空気比 δ と燃焼室出口ガス温度をパラメータとして $(\Delta t_g/t_g)/(\Delta V_0/V_0)$ と I_s との関係を描くことができる。

石炭だきならびに重油だきの場合, (13)式によるガス量と燃料の組成から求めたガス量との差はたいてい 4~5% であったが, 最大約 10% の誤差を生じた。しかし, これによる t_g の誤差は最大 1.7% で, 多くは 1% 前後からそれ以下であった。

天然ガスだきボイラ (ただし Sterlington ボイラではガスの組成が示されていないので, これを除く) の場合には, ガス量の誤差は最大約 10%, 最小 2.4% の誤差を生じた。しかしこれに基づく t_g の誤差は最大 2.4%, 最小 0.7% で, 1~2% の誤差の場合が多かった。

各燃焼方式ごとにみると, 燃焼室出口ガス温度誤差分布の標準偏差は, ガス量による誤差を補正することにより少なくなる場合と多くなる場合が相半ばする結果になったが, いずれにしてもその影響はわずかである。

文 献

- (1) B.N. Brodido, *Trans. ASME*, **47** (1925), 1123.
- (2) W.J. Wohlenberg & H.F. Mullikin, *Trans. ASME*, **57** (1935), 531.
- (3) 石谷, ボイラ燃焼室熱計算法の研究(昭 25), 日本ボイラ協会.
- (4) 山崎, 機械学会論文集, **25**, 156 (昭 34-8), 779.
- (5) A.R. Mumford & G.W. Bice, *Trans. ASME*, **70** (1948) 601.
- (6) 石谷, 蒸気原動機 II (1957), 232, 山海堂.
- (7) 文献 (3) の 4 ページ.
- (8) 文献 (3) の 49 ページ.

訂 正

“充満度を考慮した場合の直方体ガスふく射, 第 2 報, 燃焼室内火炎充満度について”(機械学会論文集, **25**, 156 (昭 34-8), 779~787) における第 3 図 (d) および (f) [784 ページ], ならびに第 7 図 (d) および (f) [786 ページ] を下図のように訂正します。

(d) 重油だき水平バーナ

(d) 重油だき水平バーナ

(f) 天然ガスだき水平バーナ

(f) 天然ガスだき水平バーナ

第 2 報第 3 図訂正図 解離を考慮した理論燃焼温度を基準にして $k=0.8 \text{ m}^{-1}$ (石炭または重油だき), または $k=0.25 \text{ m}^{-1}$ (天然ガスだき) とした場合の A_F/A_w -燃焼室負荷率

第 2 報第 7 図訂正図 解離を考慮した理論燃焼温度を基準にして $k=0.8 \text{ m}^{-1}$ (石炭または重油だき), または $k=0.25 \text{ m}^{-1}$ (天然ガスだき) とした場合の A_F/A_w -ボイラ負荷度