536.33 : 662.612.3

充满度を考慮した場合の直方体ガスふく射

(第 2 報, 燃焼室内火炎充满度について)*

山 崎 泰 雄**

Calculation of Gas Radiation from a Rectangular Parallelepiped

Gas Mass Surrounded by Transparent Gas

(2nd Report, On the Volume Ratio of Flame to Furnace)

by Yasuo YAMASAKI

The results of tests on fourteen boilers conducted by the ASME research committee and one boiler in Japan are analyzed in this paper to find the volume ratio of flame to furnace. The ratio is less than 0.2 in most cases and is about 0.25 even in the extreme case, when 0.8 m^{-1} is used as the coefficient of absorption in the flame of coal and heavy oil and 0.25 m^{-1} in the flame of natural gas. So the frequency distribution of heat-flow intensity on the walls irradiated by a uniform flame surrounded by transparent gas, as shown in the first report, coincides closely with that by the actual flame. The value of the ratio can be determined as a function of combustion intensity in each firing system with stoker, spreader-stoker, burner of horizontal type, vertical type or tangential type (coal-or oil-fired) and horizontal burner burning natural gas.

1. 緒 言

本研究の第 1 報で, 均質ガス (火炎) が 2 割程度の充满度で燃焼室内に存在している燃焼室模型を考えた場合, 燃焼室周壁における熱吸収率ひん度分布は, 実際のボイラ燃焼室における分布に近くなることがわかった⁽¹⁾. ところでまた別に筆者らの解析により, パーナダき燃焼室における実際の熱吸収率ひん度分布は燃焼室の形や運転条件に無関係にほぼ一定であることが明らかにされている⁽²⁾ので, 本報ではさらに一步進めてこれらの事実を燃焼室内熱計算の一つのよりどころとすることを試みた.

そこで, まず第 1 報で考えたようなガス充满度の妥当性を検討するために, 実際のボイラについて完全には充满していない火炎を考えた場合, 充满度が熱計算上からはどの程度の値になるかを確かめた. これは火炎面を灰色固体面として取扱うことにより容易に行うことができる. このようなガス充满度の実験値を求めるのに利用した資料は, ASME 委員会が第二次大戦前および後にそれぞれ行った一連のボイラたきためし試験結果 (大戦前の試験に用いられたボイラは旧ボイ

ラ何番で表わし, 大戦後のボイラは発電所名をつけて表わすことにする)⁽³⁾, および電力中央研究所と中部電力会社が協同で行った名港発電所でのボイラ試験結果である. この解析結果によるとガス充满度の実験値はほぼ 2 割程度となり, 燃料の種類, 燃焼方式により多少の差異はあるが燃焼室熱負荷によりほぼ一義的に整理できることがわかった. したがってこのようなガス充满度を用いて一つの燃焼室熱計算法を導くことができる.

2. ガス体を固体面のように取扱う 伝熱算式の検討

火炎が完全には燃焼室内に充满していないと想定して火炎から周壁伝熱面に伝えられる熱量を計算するには, 火炎を Hottel 法で求めた平均黒度の固体と考え, それがある平均黒度を持つ周壁伝熱面で完全に囲まれているとみなして計算を行うのが普通である⁽⁴⁾. すなわち, 火炎が一樣な温度 T_F °K, 黒度 ϵ_F で表面積 $A_F\text{ m}^2$ を持ち, また燃焼室壁面 (伝熱面投影面積 $A_I\text{ m}^2$ と耐火壁面 $A_R\text{ m}^2$ からなる. この場合, 耐火壁面は十分断熱されていると考えられ, この面に投射して吸収されたふく射エネルギーは定常状態においては再ふく射によって再び出て行くので, 完全反射面として取扱うことにする) の平均黒度を ϵ_W , 面積を $A_W\text{ m}^2$,

* 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 34 年 3 月 2 日.

** 正員, 電力中央研究所 (東京都北多摩郡泊江町岩戸 1 229).

燃焼室壁面のうち伝熱面 A_I の温度を $T_W^\circ\text{K}$ とすると、火炎からの伝熱量 $Q \text{ kcal/h}$ は

$$Q = \frac{A_F}{\frac{1}{\varepsilon_F} + \frac{A_F}{A_W} \left(\frac{1}{\varepsilon_W} - 1 \right)} \times 4.88 \times \left[\left(\frac{T_F}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_W}{100} \right)^4 \right] \text{ kcal/h} \dots\dots\dots (1)$$

ただし

$$4.88 = \text{黒体のふく射係数 kcal/m}^2\text{h}(\text{°K}/100)^4$$

$$\varepsilon = \varepsilon_I \psi$$

$$\varepsilon_I : \text{伝熱面黒度}$$

$$\psi : \text{冷却面率} = A_I/A_W$$

で表わされる。

ここでこの式の妥当性を検討するのであるが、そのために Hottel のふく射伝熱の一般式と比較検討することにする。

まず周壁が耐火壁とある黒度の伝熱面が一樣に入り混じっている場合について考察する。Hottel の考え方に従うと、伝熱面の吸収熱量は

$$Q = A_I F_{IG} \times 4.88 \times \left[\left(\frac{T_F}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_W}{100} \right)^4 \right] \text{ kcal/h} \dots\dots\dots (2)$$

ただし

$$\frac{1}{A_I F_{IG}} = \frac{1}{A_I} \left(\frac{1}{\varepsilon_I} - 1 \right) + \frac{1}{A_I \bar{F}_{IG}}$$

F_{ij} : 総括吸収率。 A_j 面の各単位面積からでるふく射エネルギーの中 A_i 面に到達する平均割合

$\bar{F}_{ij}$: A_i 面および A_j 面が黒体面の場合、反射壁の影響を考慮した A_i 面から A_j 面へのふく射エネルギーの到達率

ここで伝熱面と耐火壁が一樣に入り混じっているという条件から、

$$\bar{F}_{IG} = \varepsilon_G \left(1 + \frac{A_R/A_I}{1 + \frac{\varepsilon_I}{1 - \varepsilon_G} \cdot \frac{1}{F_{RI}}} \right)$$

ここで

$$\varepsilon_G \equiv \varepsilon_{II} = \varepsilon_{RR} = \varepsilon_{RI} \equiv \varepsilon_{gm}^{(5)}$$

ε_{ij} : A_i 面から A_j 面に行くふく射に対するガス黒度

ε_{gm} : 周壁における平均ガス体黒度

F_{RI} : A_R 面から A_I 面をみる角関係 = 0.5

$$\begin{aligned} \therefore F_{IG} &= \frac{1}{\left(\frac{1}{\varepsilon_I} - 1 \right) + \frac{1 + \varepsilon_{gm}}{2\varepsilon_{gm}}} \\ &= \frac{2\varepsilon_I \varepsilon_{gm}}{2\varepsilon_{gm} + \varepsilon_I - \varepsilon_I \varepsilon_{gm}} \end{aligned}$$

(1) 式と (2) 式とが同等であるためにはそれぞれの右辺を等置して

$$\frac{A_F}{\frac{1}{\varepsilon_F} + \frac{A_F}{A_W} \left(\frac{1}{\varepsilon_W} - 1 \right)} = \frac{A_I \times 2\varepsilon_I \varepsilon_{gm}}{2\varepsilon_{gm} + \varepsilon_I - \varepsilon_I \varepsilon_{gm}}$$

であればよい。これに、周壁が耐火壁と伝熱面とが一樣に入り混じっているという条件からえられるつぎの関係

$$\varepsilon_W = 0.5\varepsilon_I$$

$$A_I = 0.5A_W$$

を代入すると

$$\varepsilon_F = \frac{A_W}{A_F} \cdot \varepsilon_{gm}$$

すなわちこの関係式さえ成立すれば (1) 式と (2) 式は同等である。ここで ε_{gm} は全周壁が黒度 1 の伝熱面からできているとした場合の周壁における平均ガス体黒度であるから、上式は火炎と周壁が同一温度の場合には火炎からでるふく射エネルギーはすべて周壁伝熱面に吸収されるということを表わし、正確に成立する。したがって (1) 式と (2) 式は同等である。

以上は伝熱面と耐火壁が一樣に入り混じった周壁についての考察であるが、伝熱面と耐火壁の配置が一般の場合についても、ふく射伝熱の機構には変りはないから上と同じ考察が成立するものと思われる。

よって燃焼室周壁の伝熱面全体が火炎から受けるふく射熱量を取扱う場合には、火炎を固体のように取扱うことがわかる。

3. 実験結果から火炎充满度または A_F/A_W を計算する方法

前節の考察から、燃焼室周壁の伝熱面全体に対するふく射伝熱を考える場合には、ガス体をあたかもガス体表面における平均ガス体黒度を黒度とする固体のように取扱うことがわかった。そこで次にこのことを利用してガス体の燃焼室充满度について考察する。

ボイラ燃焼室伝熱面に吸収される熱量 $Q \text{ kcal/h}$ は伝熱面を基準にして一般に次式で表わされる。

$$Q = A_e \cdot C_{ew} \left[\left(\frac{T_F}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_W}{100} \right)^4 \right] \dots\dots\dots (3)$$

ただし

$$C_{ew} = \text{有効ふく射係数 kcal/m}^2\text{h}(\text{°K}/100)^4$$

$$A_e = \text{有効ふく射伝熱面積 m}^2$$

$$= A_W \cdot \psi \cdot F_S$$

$$A_W = \text{周壁面積 m}^2$$

$$\psi = \text{冷却面率} = A_I/A_W$$

$$F_S = \text{スラグアッシュ・ファクタ, すなわち}$$

灰分附着の状態における伝熱面ふく射熱流と、それと同じ炉内条件できれいな伝熱面におけるふく射熱流との比。

一方、火炎が燃焼室内に完全には充滿していない場合火炎から伝熱面に伝えられる熱量は

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

ここで $\varepsilon_W = \varepsilon_I \psi F_S$

さて、ここで (1)' 式と (3) 式を比較するのであるが、 T_F についてはこれまで単にガス温度とのみ表わしてそれ以上深くは触れなかった。そこでここで今少し T_F について考察してみる。すなわち実際の燃焼ガスの温度は決して一様なものではない。したがって実際の計算をする場合にガス温度として何をとりかが問題になる。

(3) 式における T_F には燃焼室出口ガス温度を用いる (この場合実際のガスが燃焼室出口温度と異なるための影響は C_{ex} の中に含まれる) のが普通であり、また燃焼室熱計算上便利でもある。ASME 委員会のたきためし試験結果に対するわれわれの解析⁽⁶⁾⁽⁷⁾においても T_F には燃焼室出口温度を用いている。したがって以下の考察でも (3) 式の T_F には燃焼室出口温度を用いる。これに対して (1) 式または (1)' 式のように均一火炎を基準にしてふく射を考える場合には、火炎温度として燃焼室出口ガス温度を用いるよりは平均温度⁽⁸⁾として $\frac{1}{2} \times (\text{理論燃焼温度} + \text{燃焼室出口ガス温度}) \equiv T_{Fm}$ を用いる方がより妥当と思われる。そこで (1)' 式の火炎温度としてはこの T_{Fm} を用いることにする。その場合には (1)' 式は

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

と書きかえられる。

(1)'' 式と (3) 式から

$$\frac{A_F}{A_W} = \frac{C_{ex} \cdot \psi \cdot F_S \left[1 + \varepsilon_F \times \frac{A_F}{A_W} \left(\frac{1}{\varepsilon_W} - 1 \right) \right]}{4.88 \times \varepsilon_F} \cdot \frac{\left[\left(\frac{T_F}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_W}{100} \right)^4 \right]}{\left[\left(\frac{T_{Fm}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_W}{100} \right)^4 \right]} \dots\dots\dots (4)$$

ここで

$$\frac{C_{ex} \cdot \psi \cdot F_S}{4.88} \cdot \frac{\left[\left(\frac{T_F}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_W}{100} \right)^4 \right]}{\left[\left(\frac{T_{Fm}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_W}{100} \right)^4 \right]} \equiv M$$

$$1 - M \cdot \left(\frac{1}{\varepsilon_W} - 1 \right) \equiv N$$

とおくと (4) 式から次の (4)' 式を得る。

$$\frac{A_F}{A_W} = \frac{1}{\varepsilon_F} \cdot \frac{M}{N} \dots\dots\dots (4)'$$

ここで T_F , T_W , F_S は実験により直ちに与えられる。

C_{ex} は実験値を用いて (3) 式より求められる。 C_{ex} の値としては旧ボイラに対しては石谷著“ボイラ燃焼室熱計算法の研究”⁽⁶⁾に示されている値を、また大戦後のボイラに対しては山崎の発表した“ASME 委員会ボイラ焚試しにおける有効ふく射係数実験値”⁽⁷⁾に示されている値を用いた。なお旧ボイラのたきためし結果のうち天然ガスだきの場合の解析は“ボイラ燃焼室熱計算法の研究”には示されていないので、W. J. Wohlenberg, H. F. Mullikin, W. H. Armacost, お

よび C. W. Gordon の資料⁽⁹⁾をもとに C_{ex} を算出した。これを第 1 表に示す。 C_{ex} は算出法により用いる数値が多少異なるため結果はいくらか異なるがたいした差はない。なお第 1 表には旧ボイラ 7 における重油だきの場合の結果も示されているが、これは“ボイラ燃焼室熱計算法の研究”中に示されているボイラ 7 の油だきの場合の C_{ex} がガスだきの場合と同様な計算から出した値とかなり異なるものでこの計算結果もあわせ示したもので、以下の計算にはこの値を用いることにする。

T_{Fm} を求めるための理論燃焼温度は燃料の種類と空気過剰係数がわかれば計算できる。この場合ガス温度が 1800°C 以上になるとガスの解離の影響を考慮しなければならないが、このための計算はかなりめんどうである。以下の計算では、個々の場合の理論燃焼温度の絶対値を正確に求めることはもちろん望ましいけれども、相互の比較値が得られれば一応の目的にかなうので、石炭および重油燃焼の場合には簡単に M. Ledinegg 著“Dampferzeugung”に与えられている燃焼ガスのエンタルピ (ガスの解離を考慮してある)

第1表 旧ボイラについての ASME 委員会たきためし試験
成績と有効ふく射係数実験値(補足分)

ボイラ番号 試験番号	燃 料	負 荷 率	燃 焼 室 負 荷 率 10 ³ kcal/m ² h	空 気 比	燃 焼 室 出 口 ガ ス 温 度 °C	有効ふく射係数実験値 C_{ex} kcal/m ² h(°K/100) ⁴
4-7	天 然 ガ ス	71.3	134	1.11	1 043	3.62
4-8		71.9	143	1.15	1 054	3.05
4-9		55.6	103	1.13	974	3.58
4-10		54.4	104	1.15	971	3.19
4-11		44.4	81.9	1.13	943	3.16
7-1	天 然 ガ ス	26.1	146.8	1.15	1 190	3.84
7-2		"	142.4	1.13	1 207	4.55
7-3		"	142.4	1.12	1 213	4.67
7-4		52.2	304.4	1.13	1 321	5.36
7-5		52.6	300	1.13	1 332	5.63
7-6		52.6	300	1.12	1 366	5.62
7-8		76.5	466.3	1.13	1 449	5.13
7-9		80.0	483.2	1.12	1 482	5.44
7-10		29.6	69.4	1.59	1 199	4.315
7-11	重 油	50.5	274	1.46	1 321	5.32
7-12		69.6	404	1.54	1 358	4.14
8-1	天 然 ガ ス	30.8	98.8	1.11	1 077	2.81
8-2		31.4	104.1	1.12	1 068	2.74
8-3		31.4	111.2	1.13	1 099	2.24
8-4		61.8	197.6	1.11	1 146	4.19
8-5		60.9	141.5	1.12	1 049	3.91
8-10		62.8	210.9	1.11	1 127	4.58
8-11		62.4	144.2	1.11	1 285	1.81
8-12		63.4	221.6	1.11	1 279	2.81
8-13		91.4	300	1.11	1 263	3.90

第2表 試験ボイラの燃焼室容積

ボイラ番号または発電所名	1	2	3	4	6	7	8	9	10	Tidd	Paddy's	Willow	Whiting	Sterlington	名 港
燃焼室容積 m ³	396	634	634	312	247	157	374	259	945	969	1 387	1 266	187	724	1 610

と温度との関係線図⁽⁴⁾を用いて理論燃焼温度を算出した。これに対し、天然ガスだきの場合には、Sterlington ボイラのたきためし試験報告に空気過剰係数 1, 1.14 および 1.27 の場合の理論燃焼温度の計算結果が示されている。この計算では CO₂ の CO および O₂ への解離、H₂O の H₂, O₂ および OH への解離を考慮している。この結果を第1図に示す。旧ボイラでの試験についても、天然ガスだきの場合の理論燃焼温度はこの図を用いることにする。以上の理論燃焼温度算出における空気過剰係数としてはすべて燃焼室出口の価を用いた。

ϵ_I は伝熱面の状態により与えられるが、ここでは簡単に $\epsilon_I=1$ とし、したがって $\epsilon_W=\epsilon_I\psi F_S=\psi F_S$ とし計算することにする。

以上によって(4)'式における M および N は算出されるが、次に火炎黒度 ϵ_F について考察しておく。

ϵ_F は火炎の有効厚さ l m と吸収係数 k m⁻¹ が定ま

第1図 Sterlington ボイラ(天然ガスだき)の理論燃焼温度

れば

$$\epsilon_F = 1 - e^{-kl} \quad \dots\dots\dots (5)$$

より与えられるのであるが、まず輝炎の場合については、Sherman の実験結果によると吸収係数として 0.6~1 m⁻¹ 程度の値が与えられている⁽¹⁰⁾。そこでここでは微粉炭だきおよび重油だきの場合の火炎黒度としては、一様に 0.9 を用いた場合、および実験ボイラ

個々の燃焼室容積を考慮に入れ k をそれぞれ 1.0, 0.8, 0.6 m^{-1} として (5) 式により求めた ε_F を用いた場合について比較考察することにする。また、不揮炭に対しては, Sherman は吸収係数として 0.21~0.26 m^{-1} 程度の値を与えている。そこで天然ガスだきの場合の火炎黒度については、一様に 0.5 とした場合、および k をそれぞれ 0.15, 0.20, 0.25 ならびに 0.30 m^{-1} として求めた ε_F を用いた場合の結果を比較検討することにする。

さて前記ボイラたきためし試験結果についての A_F/A_W は, ε_F を微粉炭だき, 重油だきに対して一様に 0.9, 天然ガスだきに対して一様に 0.5 とする場合は (4)' 式より直ちに求めることができる。一方, 実験ボイラ個々の燃焼室容積 (各実験ボイラの燃焼室容積を第 2 表に示す) を考慮に入れ, それぞれの吸収係数を用いた場合は, まず各ボイラ, 各吸収係数に対し火炎充満度を 1 割, 2 割, 3 割とした時の火炎黒度 ε_F を求める。第 2 図は $k=0.8$ (石炭および重油だき) および $k=0.25$ (天然ガスだき) の場合について各ボイラの ε_F と A_F/A_W の関係を示す。この関係と (4)' 式を連立させれば, A_F/A_W は図式によって解くことができる。すなわち, 第 2 図から ε_F と A_F/A_W の関係がえられるので, これから直ちに A_F/A_W と $\varepsilon_F \times \frac{A_F}{A_W}$ との関係図が求められる。一方, M/N は ε_F と無関係に計算できるので, $\varepsilon_F \times \frac{A_F}{A_W} = M/N$ が成立するような A_F/A_W を上述の線図上に求めることができる。

4. 考 察

こうして求めた A_F/A_W の値のうち, 解離を考慮した理論燃焼温度を基準にした場合について, 石炭および重油だきに対しては $k=0.8 \text{ m}^{-1}$ の場合, 天然ガスだきに対しては $k=0.25 \text{ m}^{-1}$ の場合のみを, 燃焼室負荷率を横軸にして第 3 図に示す。第 3 図では微粉炭だき, 重油だき, 天然ガスだき, およびストーカだき (ちらしストーカだきを含む。便宜上ストーカだきの場合もバーナだきの場合と同様に取扱う) に分け, 微粉炭だきの場合にはさらにすみ角バーナ式, 天井バーナ式, 水平 (前壁または後壁) バーナ式に分類した。

微粉炭だきおよび重油だきの場合には一定の火炎黒度, すなわち $\varepsilon_F=0.9$ とした時の A_F/A_W が $k=0.8 \text{ m}^{-1}$ とした時のそれとほぼ同じ程度であった。微粉炭だき, 重油だきの場合それぞれ単独に考察すると, 燃焼室の容積を考慮した方が幾分よく整理できる。バーナだきとして両者を統一して考えると, 燃焼室負荷率の小さいところでは燃焼室の容積を無視して $\varepsilon_F=0.9$ とした時の方が A_F/A_W の値の散らばりがわずかなが

(a) $k=0.8$ とした場合の A_F/A_W と ε_F の関係

(b) $k=0.25$ とした場合の A_F/A_W と ε_F の関係

第 2 図 各試験ボイラの ε_F と A_F/A_W の関係

ら小さくなるが, 全負荷範囲について考えると燃焼室の容積を考慮した方が A_F/A_W の散らばりは少い。

ストーカだきの場合も $\varepsilon_F=0.9$ とした時と $k=0.8 \text{ m}^{-1}$ とした時の A_F/A_W はだいたい一致する。

天然ガスだきの場合は $\varepsilon_F=0.5$ とした時の A_F/A_W が $k=0.25$ の時の A_F/A_W にほぼ近い。この場合は燃焼室の大きさを考慮する方が A_F/A_W はよくまとまる。しかしガスだきの場合には周壁におけるスラグ, 灰の附着の影響がないにもかかわらず, 微粉炭だきの場合よりも点が散らばる。

一般的には A_F/A_W の値は下込ストーカだきの場合に最も低く, ちらしストーカだきの場合に最も高い値を示し, バーナだきの場合にはその中間の値を示す。バーナだきの場合には微粉炭だき, 重油だきの場合の A_F/A_W はほぼ同じ程度であるが, 天然ガスだきの場合 ($k=0.25 \text{ m}^{-1}$ として) の A_F/A_W はそれよりもはるかに大きく, ちらしストーカの場合と同程度になる。天然ガスだきの場合の A_F/A_W を微粉炭だきの場合の A_F/A_W に合わせるためには $k=0.7 \text{ m}^{-1}$ としなければ

第3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

ならない。微粉炭だきの場合にはすみ角バーナの場合の A_F/A_w が最も高く、水平バーナがこれにつぎ、天井バーナの場合の A_F/A_w が最も小さい。

個々の場合について少しく考察してみると、すみ角バーナの場合、Tidd ボイラの実験ではバーナが下向きに置かれた試験番号 15, および 3, ならびに 2 列のバーナのうち 1 列を下向きに 1 列を水平にそれぞれ置いた試験番号 14 の A_F/A_w は、バーナを上向きに置いた試験番号 2 および 13 (この時の A_F/A_w は比較的高い値を示しているが) より高い値を示している (第4図)。バーナを水平に置いた試験での A_F/A_w はかなり広範囲に散らばっており、また上向きバーナでの試験の中でも試験番号 13 の A_F/A_w がかなり高い

解離を考慮し, $k=0.8 \text{ m}^{-1}$ の場合
第4図 Tidd ボイラにおける A_F/A_w —燃焼室負荷率

値を示しているために、これからだけではあまり明確な結論を下すわけにはゆかないが、上述の事実はバーナが下向きの場合には燃焼室内を火炎がなめる割合が大きくなり、それだけ火炎充満度が高くなるであろうという予想と一致する。なお第 4 図には名港ボイラにおける A_F/A_W 値も示してあるが、この場合にはバーナはいずれも多少上向き（たいていの場合 20° 以上、少い場合で 9° 上向き）になっており、Tidd ボイラの場合とあわせて考えて、バーナ角度が上向きの時には火炎充満度は小さくなる傾向がみられる。

水平バーナの場合には旧ボイラ 2 の A_F/A_W が他のボイラでの試験結果に比して総体に小さくなっている。ただしこの旧ボイラ 2 の場合いまだ少し結果を考察してみると、一次空気量を多くして二次空気量を減らした状態、すなわち火炎が短い状態での試験番号 1, 2, 3, 10, 11, 12, 19, 20 の A_F/A_W は、反対に火炎の長い状態での結果すなわち試験番号 7, 8, 9, 16, 17, 18, 25, 26, 27 での A_F/A_W に比較して低くなっている(第 5 図)。この事実は火炎が長い場合には火炎充満度が大きくなるということの裏付けになると思われる。しかしながら、Paddy's Run ボイラでの実験では火炎が長い場合（実験番号 16, 19, 22 および 26）よりも一般に A_F/A_W が小さくなっている。しかし両者の差は旧ボイラ 2 の場合ほど著しいものではない。

これは Paddy's Run ボイラのような縦に細長い燃焼室を持つ近代ボイラでは、一次二次空気の流れによる火炎の長さというようなことが燃焼室内で重要な役割を果さないためかとも思われる。

Willow Island ボイラ（天井バーナ）の場合には、バーナは二つずつ対をなして 3 組あり、各 1 組が一つの微粉炭機から供給されている。この場合 3 組のミルをすべて用いた運転での実験は 3 種（実験番号 4, 6, 13）行われているに過ぎないが、この時の A_F/A_W は比較的小さい値を示している(第 6 図)。2 組のミルを用いた運転での実験点、 A_F/A_W は 10 点あるが、そのうち 3 点は他の実験点にくらべてかなり低くなっている。これはおそらくその時の燃焼状態に関係するものと思われる。この天井バーナだきの場合には燃焼室負荷率の変化 ($60 \times 10^3 \sim 130 \times 10^3 \text{ kcal/m}^3\text{h}$) による A_F/A_W の変化はあまり認められない。

なお、解離を考慮しない場合の理論燃焼温度を基準にした時の A_F/A_W も求めたが、この場合の燃焼温度は微粉炭だき重油だきの場合には Münzinger の線図⁽¹¹⁾、天然ガスだきの場合には発熱量と空気保有熱量よりの計算から求めた。しかし解離を考慮した理論燃焼温度

第 5 図 Paddy's Run ボイラと旧ボイラ (2) における A_F/A_W —燃焼室負荷率

第 6 図 Willow Island ボイラにおける A_F/A_W —燃焼室負荷率

より高い値を示す場合も現われた。これは主として使用した計算の基礎資料の違いによるものと思われる。一般的にいて解離を考慮しない理論燃焼温度を基準にした時の A_F/A_W は、解離を考慮した場合に比べて、幾らか低めにできるが、大差はない。最近解離を考慮した理論燃焼温度を比較的容易に求める方法が発表された⁽¹²⁾ので、これによって計算すればあるいはおもしろい結果が得られるかもしれない。しかし解離の影響は上記の計算法では計算誤差の範囲内にあり、実験点の散らばりを大幅に小さくすることがあまり期待できないので、ここではこの点についてはこれ以上触れない。本文では解離を考慮しない理論燃焼温度を基準にした時の A_F/A_W 線図は省略したが、両者の整理法に特に差がないので、解離を考慮した燃焼ガスのエンタルピー線図を利用できない場合には解離を考慮しない理論燃焼温度を用いる方が便利であろう。

なお A_F/A_W とボイラ負荷度との関係を解離を考慮した場合について第 7 図に示す。図から明らかなように 30% 負荷以上でほとんど A_F/A_W が一定の場合と負荷度とともに A_F/A_W が大きくなる傾向を示す場合と二つの場合がある。水平バーナの場合にはボイラ負

第7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

荷度を用いるよりも燃焼室負荷率を用いた方がよくまとまるが、一般にボイラ燃焼室で使用される程度の燃焼室負荷率の場合には、ボイラ負荷度、燃焼室負荷率のいずれを用いて整理しても大差ないようである。

A_F/A_W と火炎充満度すなわち $(A_F/A_W)^{3/2}$ との関係を第8図に示す。 A_F/A_W の実験値は $0.4 \sim 0.1$ の範囲にあるので、これに対応して火炎充満度は $0.25 \sim 0.05$ 程度である。したがって石炭および重油だきの場合 $k=0.8 \text{ m}^{-1}$, 天然ガスだきの場合 $k=0.25 \text{ m}^{-1}$ の均一火炎が燃焼室内にある充満度で存在しているものとするれば、熱吸収率ひん度分布は実際の分布に近いものとなる。

さて、実際の熱吸収率ひん度分布は燃焼室の形や運

第8図 A_F/A_W と火炎充満度の関係

転条件に無関係にほぼ一定であるが、このような分布は燃焼室中心部に充滿度 2 割程度の均一ガスがあれば実現できる。このような熱吸収率ひん度分布を与えるガス充滿度は、燃焼室熱負荷またはボイラ負荷度が与えられると燃料の種類および燃焼方式により第 3~7 図から求められる。したがってこのようなガス充滿度を考えることによって燃焼室内熱計算を行うことができる。

5. 結 語

燃焼室内火炎温度に対して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時、石炭および重油だきの場合には火炎のふく射吸収係数を 0.8 m^{-1} とすると、燃焼室負荷率またはボイラ負荷度に対する A_F/A_W は水平バーナだき、すみ角バーナだき、天井バーナだき、ストーカだき、ちらしストーカだきによってそれぞれ第 3~7 図のように示される。天然ガスだきの場合にも $k=0.25 \text{ m}^{-1}$ とすると、 A_F/A_W は第 3 図または第 7 図のようになる。天然ガスだきの場合には石炭や重油だきの場合のような輝炎の場合にくらべて A_F/A_W すなわち火炎充滿度は大きい。天然ガスだきの場合の A_F/A_W を微粉炭だきの場合の A_F/A_W に合わせようとするとき火炎ふく射吸収係数を 0.7 m^{-1} 程度にとる必要があり、ガス火炎に対してこのような高い吸収係数を与えることは従来の各研究者の結果からみて妥当でない。これは輝炎の場合には、主たる炎成分である炭素粒子の燃焼により次第に不輝炎に変化してゆくにもかかわらず、燃焼室内にある全体の燃焼ガスについて輝炎のふく射吸収係数を用いるに對し、不輝

炎の場合には燃焼過程におけるふく射吸収係数の変化が少いため A_F/A_W が大きくなるものと解釈される。

第 3~7 図によって、燃料の種類および燃焼方式を定めると、燃焼室負荷率またはボイラ負荷度から火炎充滿度を直ちに求めることができ、燃焼室内ふく射伝熱計算を容易に行うことができる。

最後にこの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と御援助いただいた神戸商船大学橋本助教授に心から感謝の意を表わす。

文 献

- (1) 石谷, 山崎, 橋本, 機械学会論文集, **23**, 136 (昭 32-12), 929.
- (2) 石谷, 山崎, 小泉, 機械学会論文集, **20**, 96 (昭 29-8), 566.
- (3) W.J. Wohlenberg, H.F. Mullikin, W.H. Armacost, & C.W. Gordon, *Trans. ASME*, **57**(1935), 541; L.B. Schueler, *Trans. ASME*, **70**(1948), 553; R.I. Wheeler & M.H. Howard, *Trans. ASME*, **72**(1950), 893; J.W. Myers & R.C. Corey, *Trans. ASME*, **73**(1951), 419; A.R. Mumford & R.C. Corey, *Trans. ASME*, **74**(1952), 1191; J.W. Myers & R.C. Corey, *Trans. ASME*, **75**(1953), 909.
- (4) たとえば M. Leddinegg, *Dampfzerzeugung*(1952), Abb. 162~169, Springer.
- (5) 石谷, 山崎, 化学工学, **20**, 8 (昭 31), 445; 山崎, 化学工学, **20**, 9 (昭 31), 474.
- (6) 石谷, ボイラ燃焼室熱計算法の研究 (昭 25-5) ボイラ協会.
- (7) 山崎, 機械の研究, **9**, 2 (昭 32-2), 282.
- (8) 平均温度としては種々の温度が考えられるが, ここでは簡単のため理論燃焼温度と燃焼室出口ガス温度との単なる算術平均値を用いる.
- (9) W.J. Wohlenberg, H.F. Mullikin, W.H. Armacost, & C.W. Gordon, *Trans. ASME*, **57**(1935), 541.
- (10) たとえば “熱管理便覧” (昭 27-6), 162, 丸善.
- (11) F. Münzinger, *Dampfkraft* (1949), 186, Springer.
- (12) J.W. Myers, S.A. Goldberg, & R.W. Smith, Jr., *Trans. ASME*, **80**(1958), 202.

ニュース

原子力委員会 放射能調査計画まとめる

原子力委員会の放射能専門部会では、このほど35年度の放射能調査計画をまとめた。原子力委員会では、この案にもとづき関係各省庁が策定する明年度予算を調整することになるが、とくに今後世界の原爆中止が実現されるに伴い、これまでの大気中や海中および土壌など地表落下の放射能物質だけでなく、原子力施設の特設地点にも重点を置いて調査することになった。35年度放射能調査計画は次のとおりである。

1. 原子力施設および人口密度などの特殊条件を考慮し、次の特殊地点につき調査を行う。① 東京湾附近の放射能調査。② アメリカ原子力商船サバンナ号の就航に備えて、とくに横浜港と神戸港の放射能を調

査する。③ 水戸地方気象台における東海村附近の放射能測定および気流観測。

2. 将来の地表放射能の増加を推定するため、大気中の放射能物質を次の方法で測定する。① 気球観測、② 成層圏ゾンデによる観測。③ 飛行機観測。④ 富士山頂における常時観測。

3. 地表落下の調査方法は地表、大気、落下じん、雨水、土壌、農畜産物などに対し従来どおり放射能を測定するほか、標準食中の放射能測定や空気、海水、樹木および主要食品中のカーボン 14 を調査する。

(服部敏夫)