

燃焼炉による板ガラス加熱過程の解析[†]

南 里 孝 行*・石 川 淳 史*

ABSTRACT This paper deals with the analysis on the temperature-rise characteristics of charge (that is plate glass) and the heat efficiency of a combustion furnace on which the emissivity of inner surface of furnace wall, the heat flow supplying to furnace and the rate of excessive air have an effect and gives the useful data for furnace design and a guiding principle of the improvement of the heat efficiency of furnace.

1. ま え が き

最近、ガラス張りのビルのコーナーや、ショーウィンドウなどに湾曲したガラスが用いられており、その需要はますます増大する傾向にある。湾曲ガラスは、板ガラスを熱加工処理して得られる。この熱加工処理炉として、電気抵抗炉及び燃焼炉が用いられているが、本文では、燃焼炉に関し言及する。

熱加工処理用の燃焼炉において、炉の形状、大きさ及び構成材料の熱定数（熱伝導率、体積比熱、放射率）、炉供給熱流、過剰空気率（これは燃焼ガスの放射率と熱容量、排気口からの損失熱流に影響を及ぼす）、熱加工処理するチャージ（板ガラス）の形状、大きさ及び熱定数などの炉諸定数を含む炉条件が決まれば、炉内各部（チャージ、炉内壁、型）の温度上昇特性は定まる。従って、炉条件が与えられたとき、炉内各部温度上昇特性、炉の熱効率が計算できれば炉設計及び炉操業上資するところが極めて大きい。

著者はパッチ式燃焼炉による板ガラス加熱過程を精度よく計算し得るデジタルシミュレーション法¹⁾を提案している。このデジタルシミュレーション法において、伝熱現象の解析は極めて困難な場合が多いため、解析を容易にする目的で、実用上差し支えないと思われる程度の仮定や近似を取り入れている。また、炉内熱放射系の各部間の放射熱流の計算方法を以下に示す。

放射性ガスが内部に充満する熱放射系における各部間の放射熱流の計算方法として、矢木・国井の方法²⁾、Hottelの方法³⁾、Usiskinらの方法⁴⁾がある。

Hottelの方法は矢木・国井の方法と基本的な考え方は全く同一であるが、前者は後者を一般化したものである。Hottelの方法は、ガス温度を均一と仮定し、ガス放射率を ϵ_g 、形態係数を F とすれば、ガス透過率は $(1-\epsilon_g)$ となり、これと形態係数の積 $F^*=F(1-\epsilon_g)$ を、改めてガスが内部に充満する熱放射系の形態係数と見なし、ガスが内部に存在しない熱放射系における伝熱計算と同じ計算法により各部間の放射熱流を求める。Usiskinらの方法は複雑な積分方程式を組み立て、これを解くことにより放射熱流を求めている。しかし、この方法は熱放射系が単純な場合はガスの温度分布も求まり、上記2つの方法に比べ、得られる放射熱流の近似精度も高いので非常に有効であるが、ここで解析対象とする燃焼炉に適用する場合、計算が極めて面倒になる。従って、上記デジタルシミュレーション法では放射熱流の計算はHottelの方法を用いた。

本文では、このデジタルシミュレーション法により燃焼炉による板ガラス加熱過程を解析し、炉内壁面放射率、炉供給熱流、過剰空気率によるチャージ加熱効果を定量的に評価し、炉設計のための有用な資料与えている。

2. 解析方法

図1に示す実験炉に関し（炉壁構成材料、その熱物性値及びその他炉に関する詳細は文献1参照）、文献1で与えた計算方法により炉内各部温度上昇特性を解析する。

また、ガス燃焼による発生熱量のうち、チャージの

Analysis on Heating of Plate Glass by Combustion Furnace.
By Takayuki Nanri and Atsushi Ishikawa (Dept. of Electrical and Computer Engineering, Faculty of Engineering, Nagoya Institute of Technology).

*名古屋工業大学工学部電気情報工学科

[†]1992年4月27日受付 1992年8月25日再受付

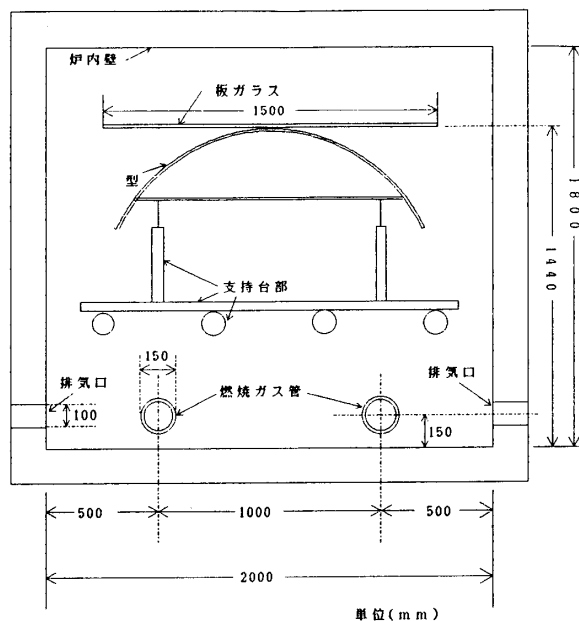


図1 実験炉概要

みに吸収される熱量の割合を定量的に評価するため、加熱過程中、ある加熱時間に対する熱効率を

$$\text{熱効率} = (\text{ある加熱時間までのチャージ流入熱量の総和}) / (\text{ある加熱時間までの炉供給熱量の総和}) \times 100 [\%]$$

と定義する. また, チャージの均熱度を

均熱度＝チャージ最高温部温度（ガラス端部温度）
－チャージ最低温部温度（ガラス中央部温度）
と定義し、熱効率、均熱度についても解析する。

3. 計算結果及び検討

図1の炉に関し、炉内各部初期温度、炉周囲温度を20℃とし、また、特に断わらない限り、炉内壁面放射率を0.2、過剰空気率を90%、ガス燃焼による発生熱流は炉供給熱流となり、これを図2に示すように時間変化するものとして、炉内壁面放射率、過剰空気率、ガス燃焼による発生熱流のチャージ加熱への影響について考察する。

3.1 炉内壁面放射率のチャージ加熱への影響

図1に示す実験炉において、炉内壁面に放射率の異なる耐火塗布材を塗布して、炉内壁面放射率 ε_w が $\varepsilon_w = 0.05, 0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 0.7, 0.8$ と変えられるものと仮定する（ただし、現状の耐火塗布材は、放射率が概ね0.3以下のものは耐火度が低く、炉外壁面には使用可能であるが、炉内壁面塗布材としては使用できない。また、何も塗られていない実験炉内壁面の放

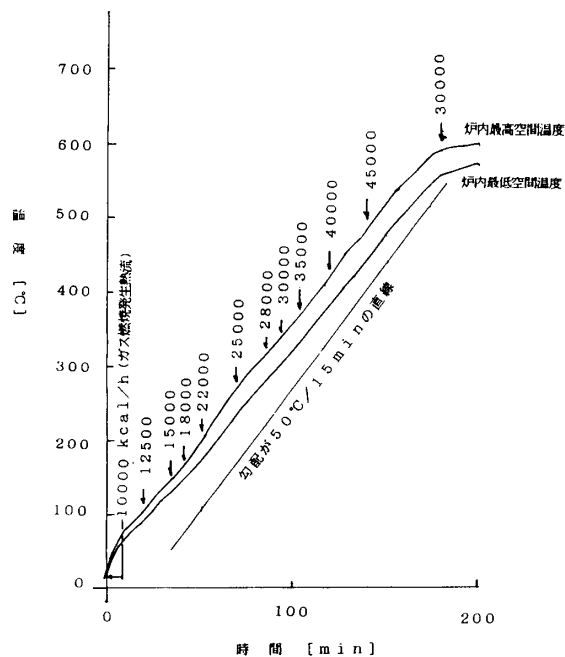
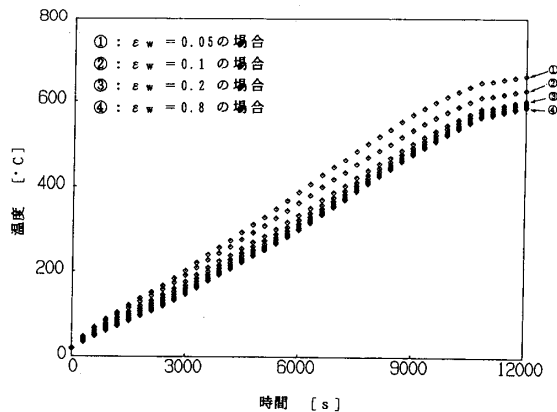
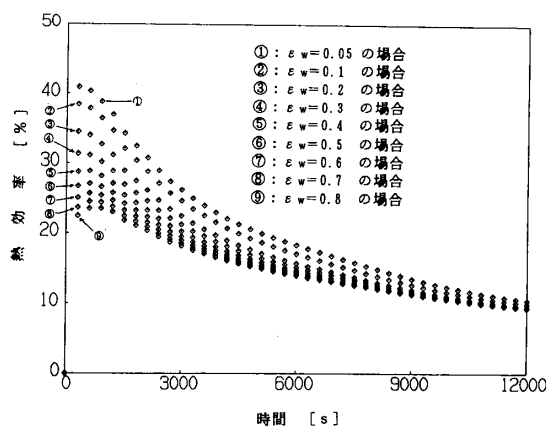
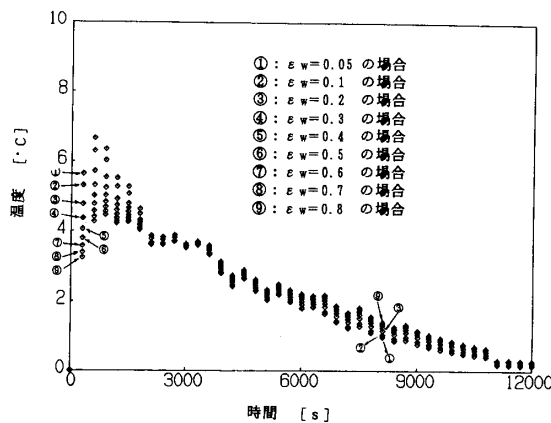


図2 炉供給熱流の時間変化（炉内空間温度は実験炉の測定値を示す）

射率は0.2である).

図4 ガラス端部温度上昇 (ϵ_w を変化させた場合)図5 熱効率 (ϵ_w を変化させた場合)図6 均熱度 (ϵ_w を変化させた場合)

れらは $\epsilon_w=0.2$ の場合にはほぼ一致し, $\epsilon_w=0.4\sim 0.7$ の場合のそれらは $\epsilon_w=0.8$ の場合とほぼ一致する。

図3～図6及び計算結果から以下のことが分る。

(1) 加熱過程中, 炉内壁面放射率 ϵ_w が小さい程同じ加熱時間における炉内空間温度, ガラス端部温度は

大きくなり, ガラスを軟化温度 600°C に均一加熱するのに要する時間は短くなる。

すなわち, 炉内空間温度が 600°C に達する時間 (このときガラスの均熱度は全ての場合 0.5°C 以下になり, ガラスは均一加熱されていると見なせる) は, $\epsilon_w=0.05, 0.1, 0.2$ の場合それぞれ $9600\text{ s}, 10400\text{ s}, 11700\text{ s}$ となり, ϵ_w が 0.4 以上の場合には 12000 s までに炉内空間温度は 600°C に達しなかった。また, これらの時間までに要した炉供給熱量は $\epsilon_w=0.05, 0.1, 0.2$ の場合それぞれ $201\text{ kcal}, 230\text{ kcal}, 265\text{ kcal}$ になる。

(2) ϵ_w が小さい程, 加熱過程中, 同じ時間に対する熱効率は, 大きくなる。また, 炉内空間温度が 600°C に達したときの熱効率は $\epsilon_w=0.05, 0.1, 0.2$ の場合それぞれ約 $13\%, 11\%, 10\%$ となる。

同じ時間に対する均熱度は, $\epsilon_w=0.05$ の場合は $\epsilon_w=0.8$ の場合に比べ加熱開始後 3000 s までは大きくなるがそれ以降は小さくなる。均熱度の最大値は, $\epsilon_w=0.05$ の場合は時間 638 s のとき 6.7°C になり, $\epsilon_w=0.8$ の場合においては 846 s のとき 4.5°C になる。

従って, 本解析結果では, 全加熱時間においてガラスは均一加熱されていると見なしてよい。

(3) いずれの放射率の場合も炉内空間とガラス端部温度上昇は時間 3000 s 以下では幾分差違が見られるが, 3000 s を越えるとほとんど一致する。

3.2 ガス燃焼による発生熱流のチャージ加熱への影響

図2に示す時間的に変化する炉供給熱流の値を2倍にした場合と0.5倍にした場合の炉内各部温度上昇, 熱効率, 均熱度の時間変化を計算する。図7, 図8, 図9, 図10にそれぞれ炉内空間, ガラス端部温度上昇, 熱効率, 均熱度の時間変化を示す。なお参考のために, 図7～図10において, 前掲図2に示す時間的に

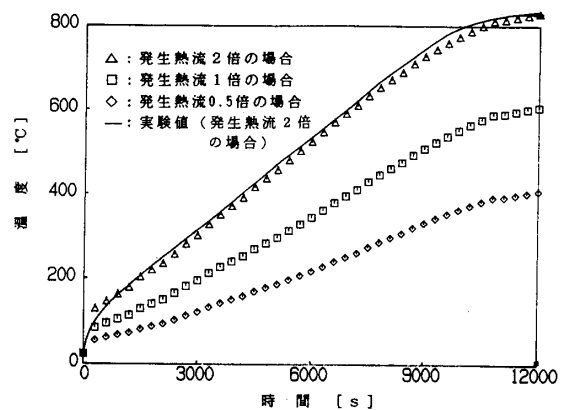


図7 炉内空間温度上昇 (発生熱流を変化させた場合)

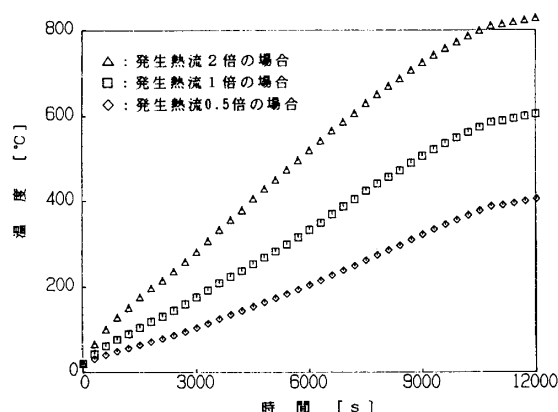


図8 ガラス端部温度上昇（発生熱流を変化させた場合）

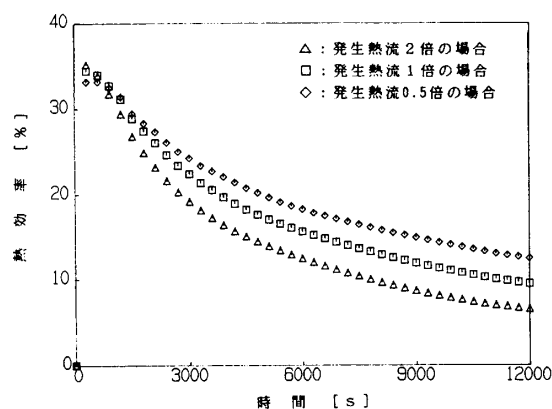


図9 熱効率（発生熱流を変化させた場合）

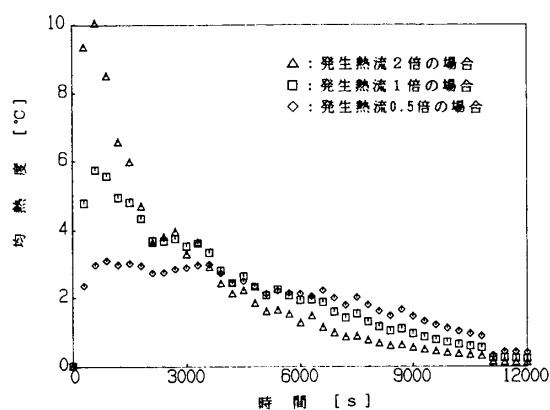


図10 均熱度（発生熱流を変化させた場合）

変化する炉供給熱流のもとで得られた計算結果（発生熱流1倍の場合がこれに該当する）も併せ示している。また、図7に炉供給熱流の値を2倍にした場合の炉内空間温度の実験結果を実線で示しているが、実験結果と計算結果とはほぼ一致している。

図7～図10より以下のことが分かる。

(1) 加熱過程中、発生熱流が大きい程同じ加熱時間における炉内空間温度、ガラス端部温度は大きくなり、ガラスを600°Cに均一加熱するのに要する時間は短くなる。

炉内空間温度が600°Cに達する時間（このときガラスの均熱度は全ての場合0.5°C以下になり、ガラスは均一加熱されていると見なせる）は、発生熱流を前掲図2に示す時間変化熱流値の2倍にした場合は大体7100 s、前掲図2の場合（1倍の場合）は既に述べたように大体11700 sとなり、0.5倍にした場合は12000 sまでに炉内空間温度は600°Cに達しなかった。また、これらの時間までに要した炉供給熱量は発生熱流が2倍の場合は240 kcal、1倍の場合は既に述べたように265 kcalになる。

(2) 加熱開始後大体900 sまでは発生熱流が大きい程同じ時間に対する熱効率は大きくなるが、大体1200 sから逆に発生熱流が小さい程同じ時間に対する熱効率は大きくなる。炉内空間温度が600°Cに達したときの熱効率は発生熱流が2倍の場合は約11%、1倍の場合は既に述べたように約10%になる。

同じ時間に対する均熱度は加熱開始後2700 sまでは発生熱流が大きい程大きくなるが、大体5700 sぐらいから発生熱流が小さい程大きくなる。均熱度の最大値は、発生熱流が2倍の場合、大体499 sのとき10.2°C、1倍の場合、大体671 sのとき5.8°C、0.5倍の場合、大体862 sのとき3.0°Cになる。

従って、本解析結果では、この場合も全加熱時間においてガラスは均一加熱されると見なしてよい。

3.3 過剰空気率のチャージ加熱への影響

過剰空気率が50%、0%の場合の炉内各部温度上昇、熱効率、均熱度の時間変化を計算する。図11、図12、図13、図14にそれぞれ過剰空気率をパラメータにした炉内空間、ガラス端部温度上昇、熱効率、均熱度の時間変化を示す。ただし、過剰空気率0%の場合はガス燃焼時に使われる空気量が理論空気量に等しいことを意味している。なお参考のために、図11～図14において、過剰空気率90%のもとで得られた計算結果も併せ示している。また、図11に過剰空気率50%の場合の炉内空間温度の実験結果を実線で示しているが、実験結果と計算結果とはほぼ一致している。

図11～図14より以下のことが分かる。

(1) 加熱時間が約2500 sまでは、過剰空気率が90%、0%、50%の順で同じ時間に対する炉内空間、ガラス端部温度上昇は非常にわずかではあるが大きくなり、

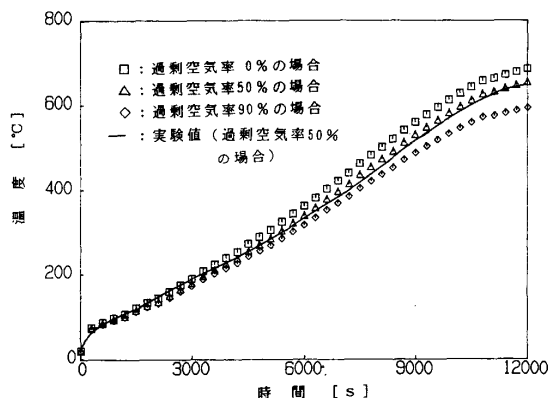


図11 炉内空間温度上昇（過剰空気率を変化させた場合）

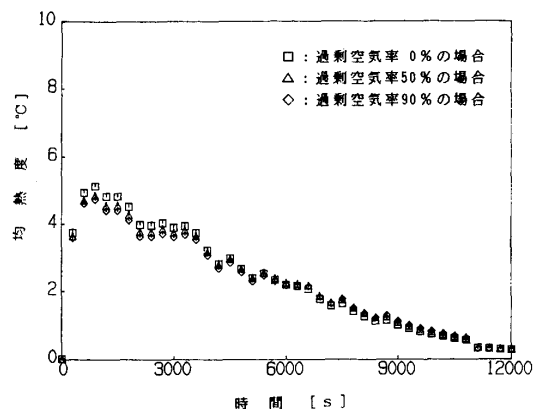


図14 均熱度（過剰空気率を変化させた場合）

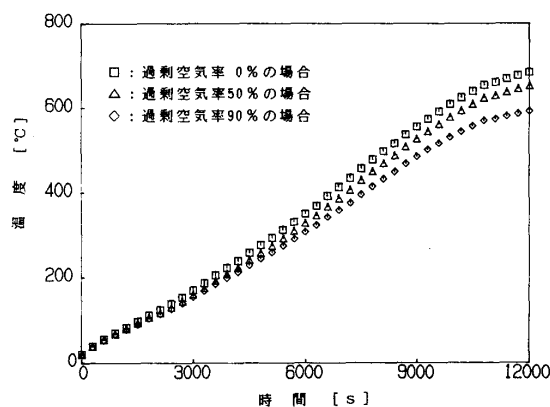


図12 ガラス端部温度上昇（過剰空気率を変化させた場合）

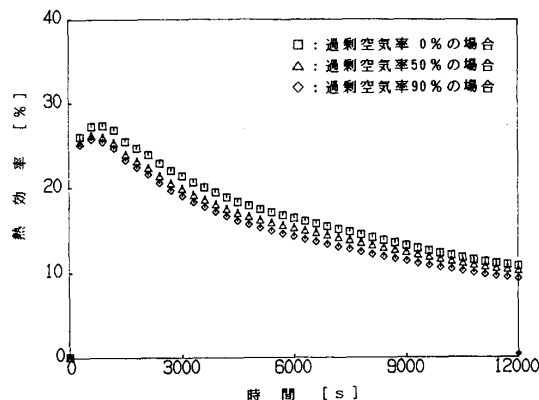


図13 熱効率（過剰空気率を変化させた場合）

焼ガス放射率は小さくなり、排気ガスの炉外持ち出し熱流は大きくなる。また燃焼ガスの放射率及び排気ガスの炉外持ち出し熱流はともに燃焼ガス温度にも依存する。

炉内空間温度が600°Cに達する時間（このときガラスの均熱度は全ての場合0.5°C以下になり、ガラスは均一加熱されていると見なせる）は、過剰空気率90%の場合は既に述べたように大体11700 s、過剰空気率50%の場合は大体10400 s、過剰空気率0%の場合は大体9800 sとなる。また、これらの時間までに要した炉供給熱量は、過剰空気率90%の場合は既に述べたように265 kcal、過剰空気率50%の場合は233 kcal、過剰空気率0%の場合は206 kcalになる。

(2) 加熱開始後大体2500 s ぐらいまで過剰空気率が90%, 0%, 50%の順で同じ時間に対する熱効率は非常にわずかではあるが大きくなる。しかし、大体2700 s ぐらいから過剰空気率が小さい程同じ時間に対する熱効率は大きくなる。炉内空間温度が600°Cに達したときの熱効率は、過剰空気率が90%の場合は既に述べたように約10%、過剰空気率50%の場合は約11%、過剰空気率0%の場合は約12%になる。

同じ時間に対する均熱度は過剰空気率の変化に関係なくほぼ一致し、均熱度は6°C以下におさまリ、本解析結果では、全加熱時間においてガラスは均一加熱されると見なしてよい。

以上3.1節から3.3節において、計算の精度を確認するため、 $\varepsilon_w=0.2$ の場合、炉供給熱流の値を2倍にした場合、過剰空気率50%の場合の各炉内空間温度上昇の計算結果と実験結果とを併せ示したが、更に、燃焼ガス管、型端部の温度上昇の計算結果と実験結果の比較検討を付録に与える。

2700 s 以後は過剰空気率が小さい程、同じ時間に対する炉内空間、ガラス端部温度は大きくなる。これは、過剰空気率が変化すると燃焼ガス成分量が変化し、燃焼ガスの放射率及び排気ガスの炉外持ち出し熱流が変化するためである。なお、過剰空気率が大きい程、燃

4. あとがき

以上を総括して以下のように結論づけられる。

(1) 炉内壁面放射率 $\varepsilon_w = 0.05 \sim 0.8$ の場合、他の炉条件は同一のとき、 ε_w が小さい程、ガラスを所定温度まで均一加熱するのに要する時間は短くなる。また、それに要する燃料消費量も少なくなり、熱効率もよくなる。上記傾向は ε_w が 0.3 以下のとき非常に顕著に現われる。従って、例えば、セラミックファイバーを炉内壁部にライニングとして用いると炉内壁面放射率として 0.2 程度の値が得られ、非常に有効である。

ε_w が 0.4 以上では炉内空間、ガラス温度上昇、熱効率、均熱度の時間変化はそれぞれほとんど一致する。

(2) 炉供給熱流が大きい程（他の炉条件は同一）、同じ時間に対するガラス端部温度は大きくなる。また、ガラスを 600°C に均一加熱するのに要する時間も短くなり、それに要する炉供給熱量も小さく、熱効率はよくなる。

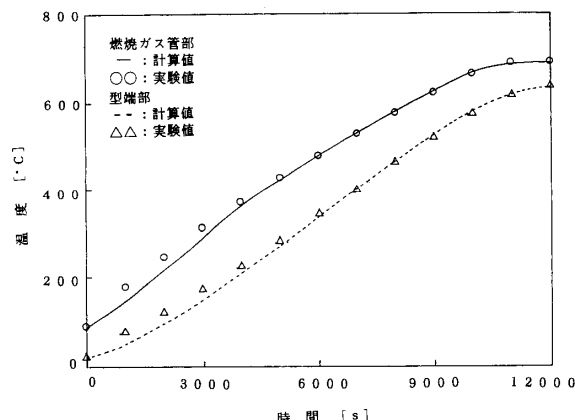
(3) 他の炉条件は同一のとき、過剰空気率が 0～90% の場合、過剰空気率が小さい程、ガラスを 600°C に均一加熱するのに要する時間は短くなり、それに要する炉供給熱量も小さく、熱効率はよくなる。

(4) 炉内空間温度上昇とガラスの温度上昇は、加熱開始後初めのうちは幾分差違が見られるが、それ以後ほとんど一致する。

(5) 以上の結論と図 3～図 14 に示した計算結果は炉設計の 1 つの目安となり、更に、著者の提案した計算方法を用いれば良好な炉設計ができるものと思われる。

参 考 文 献

- 1) 南里, 他: 燃焼炉による板ガラス加熱過程の解析方法,



付図1 燃焼ガス管と型端部温度上昇（過剰空気率50%の場合）

シミュレーション, 10, 379 (1991)

- 2) 矢木, 他: 工業窯炉, 39, 共立出版 (1953)
- 3) McAdams: Heat Transmission, 72, McGraw-Hill (1954)
- 4) Usiskin, et al.: Int. J. Heat Mass Trans., 1, 28 (1960)

付 録

過剰空気率50%の場合の燃焼ガス管、型端部の温度上昇の計算結果と実験結果を付図1に示す。付図1から以下のことが分かる。

燃焼ガス管温度上昇と型端部温度上昇は時間が大体4000 s ぐらいまではいずれも幾分大きな差違が見られるが、それ以後は概ね一致する。この時間領域でのそれらの幾分大きな差違は、燃焼ガス管と型端部の温度は保護管付熱電対により測定したため保護管と燃焼ガス管、型端部との間に接触熱抵抗が生じ、保護管がそれらの温度より幾分高めになったために、生じたものと思われる。

また、 $\varepsilon_w = 0.2$ の場合、炉供給熱流の値を2倍にした場合も燃焼ガス管、型端部温度上昇の計算値の実験値に対する近似度は上記の場合と概ね同様であった。