

壁内中空層の自然換気による日射熱排除効果

第5報——層内熱伝達率およびそれを使用した動的数値解析

角 舎 輝 典*
本 間 宏*

キーワード：壁内中空層・自然換気・熱伝達・日射熱流入低減効果・数値解析

高さ1が階階高程度の建築外壁の外側に上下に開口のある中空層を設置した場合の、自然換気時の気流速度・温度性状および中空層内表面の熱伝達率を実験より求め、中空層厚さが40~100 mmの範囲で、相関係数0.88で熱伝達率の無次元式を得た。この熱伝達率を使用した気流計算を組み込んだ中空層付き壁の非定常熱伝導計算プログラムを作成し、熱通過率・熱容量の異なる2種類の壁構造と実気象条件を入力した計算を行った。この結果をばく露実験による測定結果と比較した。これより本計算法は比較的短い計算時間で、中空層を日射熱により自然換気する壁の温度・熱流の両方を精度よく近似でき、動的熱負荷計算に有効な方法であることがわかった。

1. ま え が き

建築外壁内の中空層に外界に通じる上下開口を与え、日射熱を原動力とする層内の自然換気を行えば、夏期に壁を通じて室内へ流入する熱量を最大数十%減少させることが可能と思われる¹⁾。その際に日射熱の排除を効果的に行うためには、中空層の厚さは従来用いられていた寸法より厚く、50 mm以上程度が必要とされる²⁾。実気象下における層内の換気流速の変化幅は大きく、レイノルズ数より判断して遷移域を中心として層流域より乱流域下端に位置するが、数値計算の際はそのいずれの場合においても乱流の考慮が必要であることが示された³⁾。これには、流路の形状や、気流により外部から持ち込まれる乱れが影響しているものと思われる。伝熱工学の分野において、自然対流の現象の研究は層流域および乱流域に関しては、豊富な研究結果が蓄積されまとめられているが、遷移域に関しては研究が端緒についたばかりであり、気流および熱物性値に関する統一的資料はほとんど得られない現状である^{4),5)}。

種々の気象条件および壁体の熱特性に対し、中空層の自然換気による日射熱排除効果を非定常状態下で検討するためには、中空層中の自然換気、熱輸送の数値解析を比較的短い計算時間で行えれば便利である。このための数値解析法として、貝塚ら⁶⁾、本間ら⁷⁾の研究がある。前者は中空層内温度・熱伝達量決定に単純化したモデルを使用したため層内空気温度計算に問題を残している。後者は、非定常における伝熱計算に組み込むにはやや計算時間がかかりすぎるため不适当である。そこで本研究では、まず中空層の自然換気にかかわる領域に限って、模型実験を行い、熱伝達率を導いた。そしてこの結果を伝熱工学における既存の資料と比較し、整合性を確かめた。次いで、差分法による固体壁の二次元非定常熱伝導計算中へこの結果を利用した中空層の伝熱計算を組み込んだ計算プログラムを作成した。この計算プログラムによる自然換気中空層付き建築壁体の熱的特性の数値解析結果を、実際の気象にばく露した模型実験結果と比較し、本計算法の実用性を検討している。

* 豊橋技術科学大学 正会員

2. 中空層自然換気実験

2.1 実験装置および方法

壁内中空層の自然換気のみに着目した実験を行うため、鉛直加熱平板2枚を対向させて設置し、発生熱量と気流流速および温度の分布を測定し、ここに生ずる対流熱伝達率を求めた。加熱平板の発熱量の最大値は、鋼板製下見板へ日射が入射した場合に中空層側へ流入する熱量を想定して決定した。実験装置の中空層の寸法は、実

験室・材料寸法の制約の範囲内で、おおむね建物1階階高と見なせる程度の高さ(実際の階高の70~80%)および間柱間隔に相当する幅として、高さ2400mm、幅400mmとした。中空層厚さは40,70,100mmの3段階に変化させて実験を行った。実際の建築外壁の胴縁など流路中の障害を想定し、上下端に気流を制限するスリットを設けてあり、この幅も中空層厚さの約10%から100%の間で、中空層厚さに応じて数段階に変化させた。図-1に、中空層自然換気実験装置を示す。この装置の加熱板の構造などは本研究第1報⁸⁾で報告したのでここでの重複は避ける。

温度測定は中空層幅方向中央でかつ、装置下端より高さ150,300,600,1200,2100mmの各位置で行った。各高さに、左右加熱板の熱流算出用ネオプレン板の表裏計8点および中空層内5~7点の測定点を設けた。測定には銅-コンスタンタン熱電対φ0.3mmを使用した。気流速の測定は、定温度型熱線風速計を用いた。気流速の測定位置は流出入口による乱れの影響を避け、かつ流れが安定すると思われる装置下端より1900mmの高さとし、中空層厚さに応じて5~7点とした。熱線風速計からの出力電圧は10秒間に1000個のデータを取り込み、

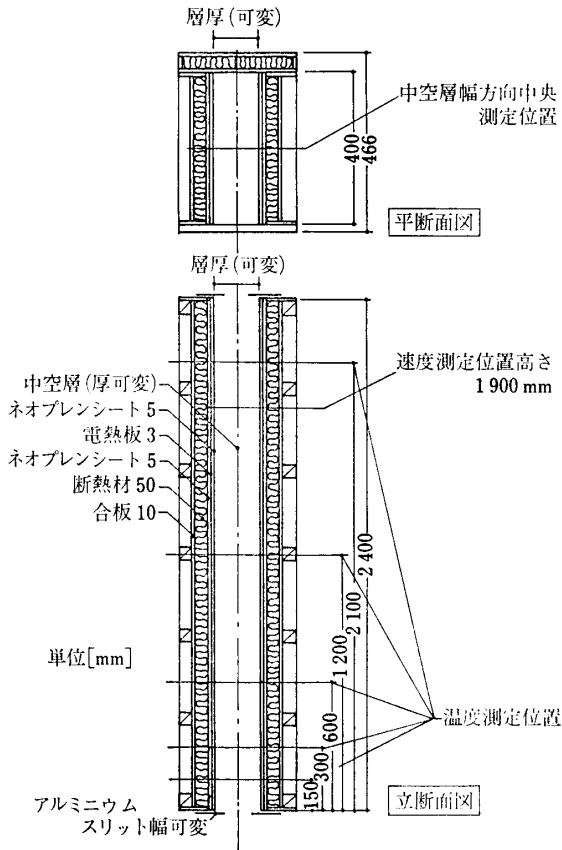


図-1 中空層自然換気実験装置

表-1 層内平均流速および平均温度上昇の測定結果 (中空層厚さ40mm)

(単位: 流速 [m/s], 温度 [°C])

加熱量 [W/m ²]	上下開口幅 [mm]									
	40		30		20		10		5	
	流速	温度	流速	温度	流速	温度	流速	温度	流速	温度
80-80	0.63	11.3	0.61	12.3	0.52	14.3	0.35	17.4	0.31	21.9
40-40	0.46	7.6	欠測	欠測	0.39	9.3	0.26	12.2	欠測	欠測
80-40	0.50	10.4	欠測	欠測	0.49	11.5	0.36	15.3	欠測	欠測
80-0	0.50	8.2	欠測	欠測	0.43	9.8	0.32	13.0	欠測	欠測
40-0	0.32	6.3	欠測	欠測	0.26	6.3	0.20	7.3	欠測	欠測

表-2 層内平均流速および平均温度上昇の測定結果(中空層厚さ70mm)

(単位: 流速 [m/s], 温度 [°C])

加熱量 [W/m ²]	上下開口幅 [mm]													
	70		60		50		40		30		20		10	
	流速	温度	流速	温度	流速	温度	流速	温度	流速	温度	流速	温度	流速	温度
100-100	0.56	7.1	0.54	7.1	0.48	7.6	0.44	9.3	0.33	10.1	0.26	13.5	0.22	18.6
80-80	0.53	5.1	0.51	5.3	0.46	6.0	0.40	6.8	0.32	8.6	0.26	11.2	0.21	16.0
40-40	0.41	3.1	0.39	3.2	0.34	3.7	0.29	4.6	0.24	5.7	0.19	7.4	0.14	10.3
20-20	0.29	2.3	0.27	2.3	0.25	2.6	0.23	2.9	0.18	3.4	0.15	4.7	欠測	欠測
150-30	0.51	6.5	0.48	6.6	0.43	7.3	0.40	8.5	0.34	10.2	0.27	13.6	欠測	欠測
80-40	欠測	欠測	0.42	4.9	0.39	5.7	0.31	7.1	0.25	7.9	0.21	10.2	0.18	14.8
80-0	0.33	3.6	0.34	4.7	0.31	5.0	0.29	5.7	0.26	6.6	0.21	7.9	0.15	10.4
40-0	0.26	3.0	0.24	3.0	0.21	3.3	0.20	3.8	0.18	4.1	0.14	4.9	0.12	7.1
20-0	0.19	2.0	0.18	1.8	0.19	1.9	0.15	2.1	0.09	2.2	0.09	2.5	0.08	3.1

その平均値から風速を求めた。熱線風速計の出力電圧と風速との較正は参考文献9)の方法によった。実験を行った条件の組合せは表-1~3を参照されたい。加熱方法は日射量が多く、かつ壁本体が冷えている状態を想定した片側加熱、および日射量が低下し、壁本体が温まっている状態を想定した両側加熱につき実験した。中空層厚さ、上下開口幅、加熱量を設定し、定常状態になるのを待って温度分布・流速の測定を行った。非加熱面の場合、層内空気からの対流伝熱および対向面からの若干の放射の影響を受け、熱流は層内より非加熱面側に向かう見かけ上、負の発熱となり、その値は一数 W/m^2 より -10 数 W/m^2 の範囲にあった。

この装置は、豊橋技術科学大学の第一残響室(天井高4.5 m, 床面積32.7 m^2)の床上0.5 mの高さに、モデルの下端がくるように鉛直に懸架して実験を行った。この実験室は周壁が厚いコンクリートで、かつ外気に接する部分が小さいため温度変動が緩慢で、また上下温度差が小さい。測定時の室温の範囲は15~27°Cの範囲にあり、1測定中の室温の変動は1°C以内、床上20 cmより天井下50 cmの空気温度差は3°C以内であった。

2.2 気流速・温度測定結果

図-2~4に、中空層幅方向中央の温度・流速分布の定性的な傾向を示す。図に示された温度分布は測定高さ2100 mmにおける結果、流速分布は測定高さ1900 mmにおける結果である。これらの図は両側加熱の場合と片側加熱の場合の各々について、中空層厚さ40, 70, 100 mmについて平均した流速および温度分布である。流速については平均流速で除し、温度については各高さにお

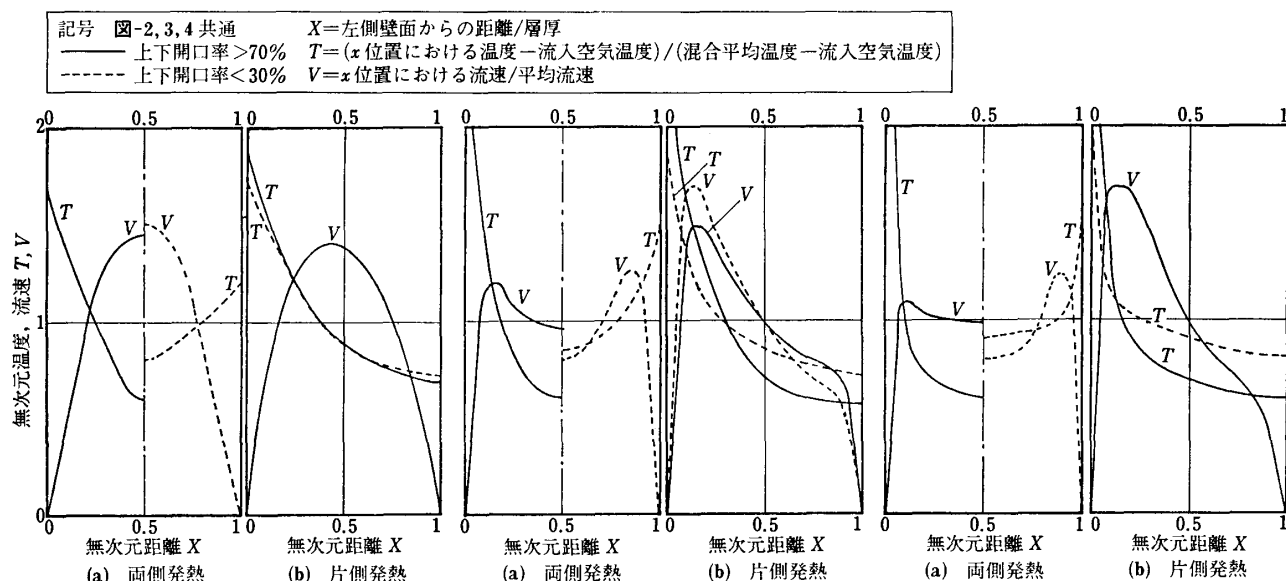
ける外部温度からの温度上昇分を気流平均温度上昇で除し無次元化してある。各場合とも発熱量、上下開口率に応じ数種類の実験を行ったが、上下開口率の大小により整理し、平均をとり分布形を決定した。

全般的な傾向として、両側加熱の場合、中空層厚さ40 mmの流速分布は中央に流速の最大値を持つ放物線形となったのに対し中空層厚さ70, 100 mmでは両側壁からの無次元距離0.15近傍に流速の最大値を持つ双頂点形となった。温度分布は、層厚に応じやや形状は違うものの基本的にはその厚さ方向中央を谷とする上に開いた放物線形となった。片側加熱では、中空層厚さ40 mmの場合、中央より無次元距離約0.1加熱面側に偏位した位置に流速の最大値が生じたのに対し、70, 100 mmの場合では、加熱面より無次元距離約0.2の位置に流速の最大値が生じた。温度分布は、各中空層厚さとも基本的には加熱面が最大値となり、これより離れるに従い急激に

表-3 層内平均流速および平均温度上昇の測定結果 (中空層厚さ100 mm)

(単位: 流速 [m/s], 温度 [°C])

加熱量 [W/m^2]	上下開口幅 [mm]									
	100		60		40		20		10	
	流速	温度	流速	温度	流速	温度	流速	温度	流速	温度
80-80	0.63	3.9	0.45	5.7	0.36	8.1	0.32	11.0	0.28	15.2
40-40	0.36	3.0	0.31	4.0	0.28	5.0	0.23	6.7	0.19	9.1
80-40	0.52	4.0	0.37	5.3	0.32	6.6	0.24	9.3	0.21	12.4
80-0	0.40	3.5	0.32	4.3	0.28	5.4	0.22	7.1	0.21	9.7
40-0	0.22	3.2	欠測	欠測	0.20	3.0	0.16	4.4	0.14	5.8
20-0	0.17	1.6	0.15	1.6	0.16	3.1	0.12	2.6	0.10	2.7



注 中空層全高2400 mm, 測定高さ: 温度2100 mm, 流速1900 mm

図-2 層内自然換気時温度・流速分布 (層厚40 mm) 図-3 層内自然換気時温度・流速分布 (層厚70 mm) 図-4 層内自然換気時温度・流速分布 (層厚100 mm)

低下したが、層厚が大となるにつれ低温の平らな部分の割合が拡大する傾向にあった。

上下の開口率の変化による流速分布の変化は、両側加熱の場合に顕著であった。層厚 70 mm および 100 mm で両側加熱の場合、上下開口の縮小に伴い壁面近傍での流速のピークの無次元値は増大し、中央での流速は減少する傾向にあったのに対し、層厚 40 mm では上下開口の縮小に伴い、中央での流速が大となる傾向にあった。片側加熱時は、層厚 70 mm で上下開口率の大小による流速分布形の差異が見られたが、層厚 40, 100 mm ではそれを明確に認められなかったため、図中で上下開口率による区別を避けた。温度分布は上下開口幅の縮小に伴い、壁面温度と中央での温度の差は明らかに縮小した。確認のための有次元温度でのそれらの比較においてもその差は縮小し、開口率の縮小に伴う壁面と中央の温度差の減少の割合は、全実験を通じ 10~30% であった。

表-1~3 は、中空層厚別に発熱量、上下開口幅を各々変化させた実験の平均流速と、高さ 1 200 mm の位置の流入空気温度からの混合平均温度の上昇(有次元温度)を示したものである。同一発熱条件ならば上下開口率を小さくすると温度は上昇し、流速は低下する。全実験を通じて開口率が 100% より約 50% に変化した場合には、流速は 70~80% の値となった。また、開口率が 50% を下回ると開口率の減少に伴う流速低下の割合が徐々に大きくなった。例えば中空層厚さ 70 mm の場合、同一発熱条件での開口率 100% の流速を 1 とすれば、開口率 57% のそれは 0.7~0.8 となり、開口率 14% のそれは 0.35~0.4 となった。流出入抵抗が開口部における流速の 2 乗に比例して増えることがその理由と考えられる。

Tichy の研究¹⁰⁾によれば、双頂点形の流速分布を持つケースで流出入抵抗を増やした場合、厚さ方向中央での流速低下が顕著であること、および流出入抵抗が 5 倍となる(開口率が 100% から 60% 弱に変化した場合に相当)と流速が約 70% となることなどの傾向についておおむね一致をみた。温度分布について、Borgers の解析による検討結果¹¹⁾と比較して分布形は類似しているが、本実験ではやや中空層厚さ方向中央での温度上昇が大となる傾向にあった。Borgers の検討では、流入部の乱れの考慮はなされていない。加藤らの最近の平行平板の乱流自然対流の実験的研究¹²⁾によれば、流入部での乱れが温度分布に影響を与えることが報告されている。本研究では実験時に流入部の気流の乱れの観測は行っていないが、その影響が現れ中空層厚さ方向中央部の空気温度上昇につながったものと考えられる。

中空層を長方形ダクトとみなし、その等価直径と平均流速からレイノルズ数を求めると、最小約 650、最大約

6 700 であった。このレイノルズ数の範囲からは本実験の中空層中の自然対流は層流域から乱流域まで広がっていると判断される。

2.3 気流の二次元性の検討

気流の二次元性を確かめるため、3種類の中空層厚について左右加熱板の発熱量をそれぞれ 80-80, 40-40, 80-0, 40-0 W/m² とし、上下開口幅を変化させ、流入部より高さ 1 900 mm の水平断面において流速・温度分布を測定した。測定位置は厚さ方向については上記の実験と同一位置、幅方向については中央、およびそれより 50, 100, 150, 175 mm の 5 位置の計 25~35 点(中空層厚さにより変化)とした。流速測定方法は上の実験と同じ方法であるが、温度測定には流速測定時の温度補償用プローブの出力を使用した。測定は 1988 年 4 月に行い、室温などの条件は上記の実験の範囲内であった。

この結果、幅方向中央とそれより 100 mm 端部よりの位置の温度差は、全実験を通じ 3°C 以内であり、幅方向中央と 50 mm 端部よりの位置の温度差はわずかの例外を除き 1°C 以内であった。流速分布は実験ごとにバラつきはあったが、無次元流速で幅方向中央とそれより 100 mm の位置の流速の差はおおむね 10% 以内であり、中央より 50 mm 離れた位置ではその差は 5% 以内であった。それらより流速・温度の幅方向中央での変化率は小さく、その流れは二次元流れに近いものであると思われる。

このように、本実験結果は過去の研究例と比較して、温度・流速分布に対する定性的な特徴は一致しており、データとしての妥当性を持つものと考えられる。

3. 中空層内対流熱伝達率

図-5~7 は、高さ方向の熱伝達率分布を中空層厚さ別に示したものである。熱伝達率決定に際し基準温度の取り方が問題となる。特に本研究対象のように流入後の距離により温度上昇が生じる場合は、基準温度の取り方によっては熱伝達率は大きく異なってくる。そのため、本研究では管内強制対流時にならない、基準温度をその位置における混合平均温度とした場合の熱伝達率を求めた。

全般的に熱伝達率は流入口付近で最も大きくなり、それより高さが増すにつれて低下し、一定値に近付いた。3種類の中空層厚さを通じて、流入口近傍である測定高さ 150 mm では熱伝達率は 4~15 W/(m²·K) と広範囲に分布していたのに対し、測定高さ 2 100 mm では 3~6 W/(m²·K) の範囲にあった。また論文中にデータは示していないが、他を同一条件とした場合、上下開口幅の縮小に伴い 10~20% の平均熱伝達率の増加が見られた。

流入部での乱れが熱伝達に強く影響するのは管内強制

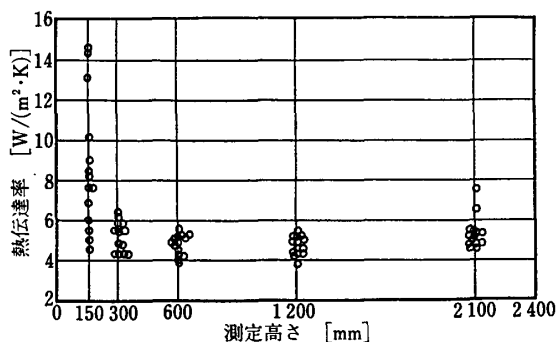


図-5 熱伝達率の高さ方向分布(層厚 40 mm, 基準: 各高さ混合平均温度)

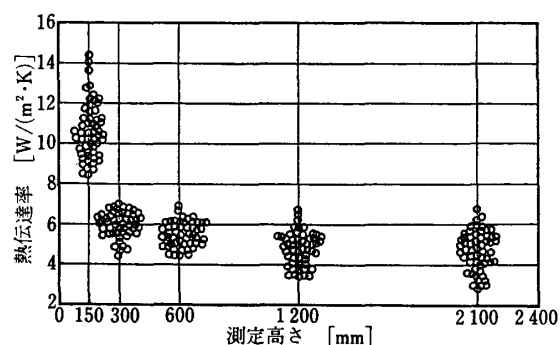


図-6 熱伝達率の高さ方向分布(層厚 70 mm, 基準: 各高さ混合平均温度)

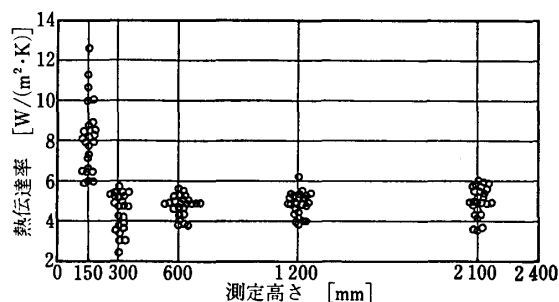


図-7 熱伝達率の高さ方向分布(層厚 100 mm, 基準: 各高さ混合平均温度)

表-4 既往の実験式との平均熱伝達率の比較 (基準温度: 流入空気温度)

計算条件			平均熱伝達率 [W/m²]		
中空層厚	加熱量	ΔT	層流式	乱流式	実験値
40 mm	80-80	26.5	2.4	3.9	3.4
40 mm	40-40	17.4	2.3	3.4	3.0
70 mm	80-80	20.1	2.4	3.5	4.4
70 mm	40-40	12.0	2.1	3.0	3.8
100 mm	80-80	21.2	2.4	3.6	4.1
100 mm	40-40	12.5	2.1	3.0	3.2

注 実験値は上下開口率を100%とした場合である。
 層流式 熱伝達率 $\alpha = 1.42 \times (\Delta T / L)^{0.25}$
 乱流式 熱伝達率 $\alpha = 1.31 \times (\Delta T)^{0.33}$
 L : 中空層高さ, ΔT : 壁面と流入空気の温度差

対流の場合で管径の数倍までといわれていること¹³⁾などから熱伝達率全体に及ぼす流入部の乱れの影響は比較的小さいと考え、平均熱伝達率で代表されるものとして以下の考察を行う。

管内強制対流の場合、平均熱伝達率は Re 数に依存し、一方加熱平板の自然対流時の熱伝達率は Gr に依存する。これらの無次元数と熱伝達率の関係を実験結果から推定した。中空層厚が 70 mm で、ほぼ等しい流速を持つ発熱量 80-80 W/m²、上下開口幅 40 mm の熱伝達率と同 40-40 W/m²、60 mm の熱伝達率の比較では、前者では 5.68 W/(m²·K)であったのに対し、後者は 5.03 W/(m²·K)と、前者が10%強ほど大となった。このことは、中空層厚 40, 100 mm の場合でも同様であった。これより平均熱伝達率は Re 数よりも発熱量の関係する Gr 数により大きく依存すると思われる。

ASHRAE ハンドブック¹⁴⁾によれば、平板・平行平板・パイプの自然対流における層流域・乱流域の一般的な熱伝達率 α は次の式で示される。

層流域 ($10^4 < Gr Pr < 10^9$) に対して

$$\alpha = 1.42 (\Delta T / L)^{0.25}$$

乱流域 ($10^9 < Gr Pr < 10^{12}$) に対して

$$\alpha = 1.31 (\Delta T)^{0.33}$$

ここで、 L : 中空層高さ[m], ΔT : 壁面と流入空気の温

度差 [K] である。

上式は基準温度を流入空気温度にとったものである。本実験の結果も、基準温度を同じにして比較したものを表-4に示す。層流域に対する一般式との比較では数十%の差が生じたが、乱流域のそれとはおおむね20%以内の差であった。上記で中空層内流れは層流域より乱流域に及ぶと推測したが、熱伝達率については乱流域のそれに近い値を示すことがわかった。

中空層内の熱伝達が発熱量・温度差に関する無次元数 Gr 数に依存するとして、 Nu 数と Gr 数の関係を実験結果より求めることを試みた。図-8は、全実験結果を Nu 数と $Ra(Gr Pr)$ 数に置き換え、それらを両対数グラフ上に示したものである。 Nu 数、 Gr 数ともに代表長さは層厚さとし、 Gr 数の温度差は表面温度と混合平均温度の差をとった。同図より、ややデータにバラつきはあるものの Ra 数が増すにつれ Nu 数が直線的に増す傾向がよく現れた。これより Nu 数と Ra 数の関係を最小二乗法で求めると次式が得られ、その相関係数は 0.88 であった。

$$Nu_{\delta} = 0.47 (Gr_{\delta} Pr)^{0.27} \quad \dots\dots (1)$$

ここで、

$$Nu_{\delta} = \alpha \delta / k$$

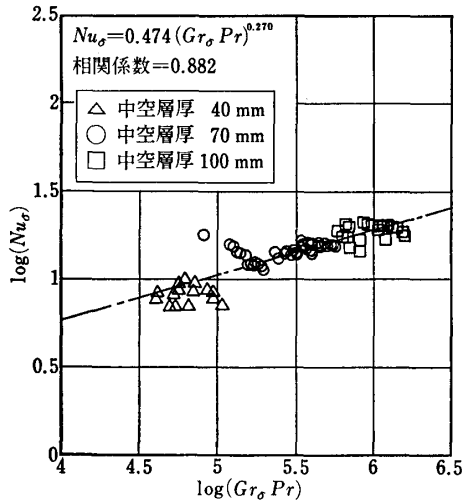


図-8 熱伝達率の無次元整理

$$Gr_o = g \beta \Delta T \delta^3 / \nu^2$$

α : 壁面と層内空気の熱伝達率 [W/(m²·K)]

δ : 中空層厚さ [m]

k : 空気の熱伝導率 [W/(m·K)]

β : 空気の体積膨張率 [K⁻¹]

ΔT : 壁表面の層内空気の平均温度差 [K]

ν : 動粘性係数 [m²/s]

g : 重力加速度 [m/s²]

上式は高さが建物の1階高程度で厚さ40~100 mmの中空層で、両側面の発熱量が日射熱流入時に相当する範囲に限れば、妥当な熱伝達率を算出できるものと思われる。ただし上下開口幅の影響は明確にできなかった。熱伝達率の幅方向の差は、熱伝達率が流速より発熱量に影響されることおよび予備実験より発熱量に幅方向の分布が10%程度であったことより、流速と比較して小さいものと思われる。

4. 気象ばく露壁体モデルによる実験結果と計算結果の比較

外壁のより実際に近い実験として、中空層を持つ壁体モデルを実気象下にばく露し、モデル各部の温度変化の測定を行った。一方で中空層の自然換気を行う壁の非定常状態下の熱的挙動を数値解析するため、熱伝達率を使用する気流計算法を組み込んだ二次元非定常熱伝導計算のプログラムを作製した。そして両方の結果を比較し、本計算方法の実用性を検討した。

4.1 実験装置および方法

図-9a~cに実験壁体モデルの断面および設置方法を示す。モデルの壁本体の構造は大きな熱容量をもち、熱通過率が大きなコンクリート壁、小さな熱容量で熱通過率も小さな2枚の合板の間に断熱材を挟み込んだ壁、お

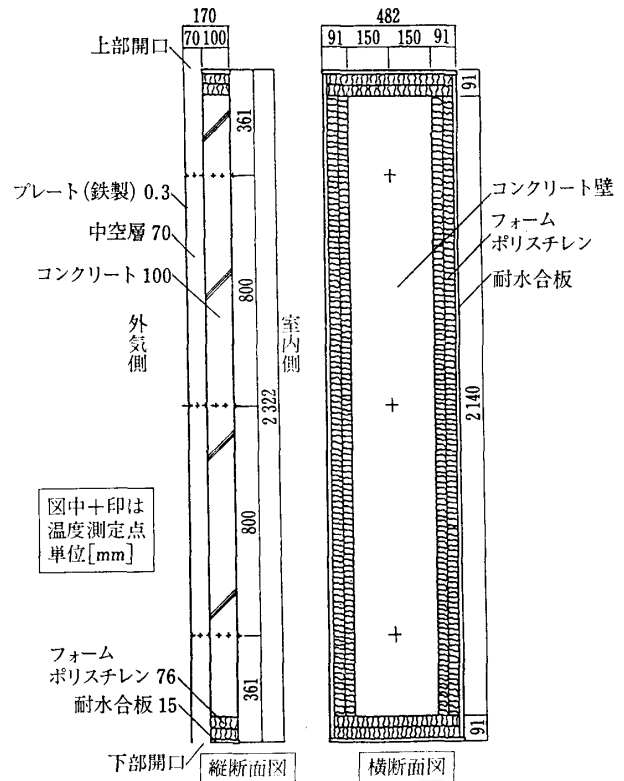


図-9a コンクリート壁体モデル断面図

よび合板壁(3枚積層)の3種類である。各壁体モデルとも壁本体の外側に70 mm厚の中空層を有している。これらの壁の高さは2400 mm、幅は300 mmとした。コンクリート壁体モデルは、厚さ100 mmのコンクリート板を中空層側と室内側の2面を残し、周囲を厚さ76 mmの発泡スチロール断熱材で覆ってある。他の2種の壁体モデルは、2枚の厚さ12 mmの合板の間に断熱材(厚さ38 mm)を挟み込んだ壁(全厚62 mm)および厚さ12 mmの合板を3層重ねて接着した壁(全厚36 mm)である。3モデルとも70 mmの中空層を挟んで茶褐色の塗装のされた薄板鋼板(厚さ0.3 mm)の日射遮へい板を設置した。各々の壁モデルが熱的に影響し合わないよう壁と壁との境界に十分な断熱を施した。

壁体各部の温度測定は、装置高さ方向の中央およびそれより上下800 mmの各高さ位置において、日射遮へい板の裏面、中空層厚さ方向中央、壁本体の表裏および壁内部の2箇所銅-コンスタンタン熱電対φ0.3 mmを設置した。以下、測定高さに応じ下部、中央、上部測定位置と呼ぶ。各部材の表面に接する測定点では、熱電対の先端約50 mmを幅約1 mm、厚さ約0.1 mmに伸展し、測定面との接触面積の拡大を図った。空気温度測定用熱電対は、周囲からの放射の影響を抑えるためにステンレスパイプφ6 mmを上下方向の気流を妨げない方向に向けて覆った。

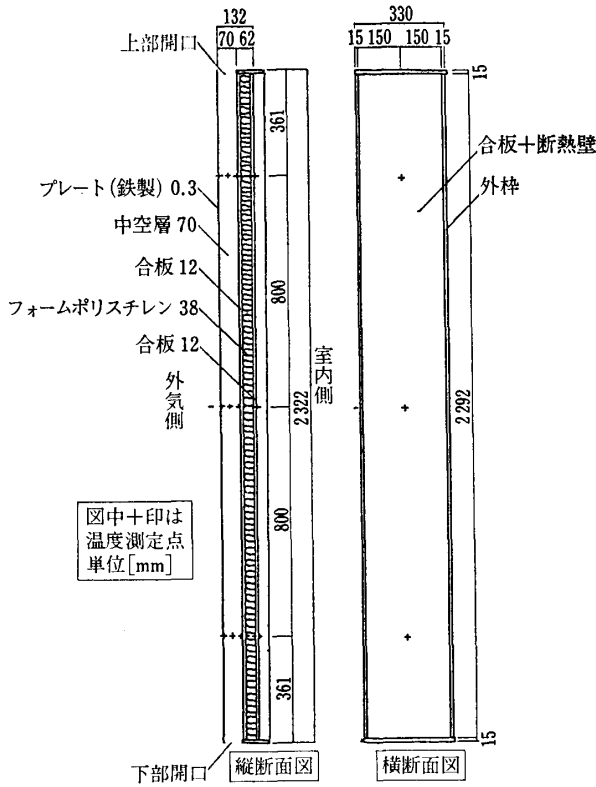


図-9b 合板+断熱壁体モデル断面図

これら3種類の壁を2階にある実験室の西側の窓を取り外し、この場所に並べて設置した。窓の外はベランダがあり、その向こうは駐車場で、西日が遮られずに入射する。室内側は約92m²の実験室で窓は小さく、外壁および天井は25mmの発泡材による断熱が施され、本学の他の実験室に比べ室温の日変動は小さい。実験中冷暖房装置は停止して測定を行った。同じ建物で続けられている気象観測データを参考として使用した。測定は1987年11月より1988年6月にわたって行われたが、本報告では上下開口の幅40mmで、快晴無風あるいは微風の日の実験より、4月3日のデータを比較に用いる。

4.2 数値計算方法

実験装置の鉛直断面を解析の対象としたが、その固体部分(日射遮へい板、壁本体)の二次元熱流計算法については前報の方法¹⁵⁾に準じたため詳細な説明は省くが、日射遮へい板と壁本体表面間の放射熱伝達を考慮しながら、5秒間隔で差分法による二次元非定常熱伝導計算を行った。室内側表面の熱伝達率を8W/(m²·K)と仮定した。日射遮へい板外表面の熱伝達率は15W/(m²·K)とした。気流計算は中空層内両表面の温度と外気温度を入力とし、層内空気温度上昇に伴う浮力が上下開口部での流入損失および中空層側壁による摩擦損失とバランスする状態を1分ごとに求めた。層内気流計算は以下に述べる順序で行った。壁の幅方向の寸法は単位幅[m]を仮

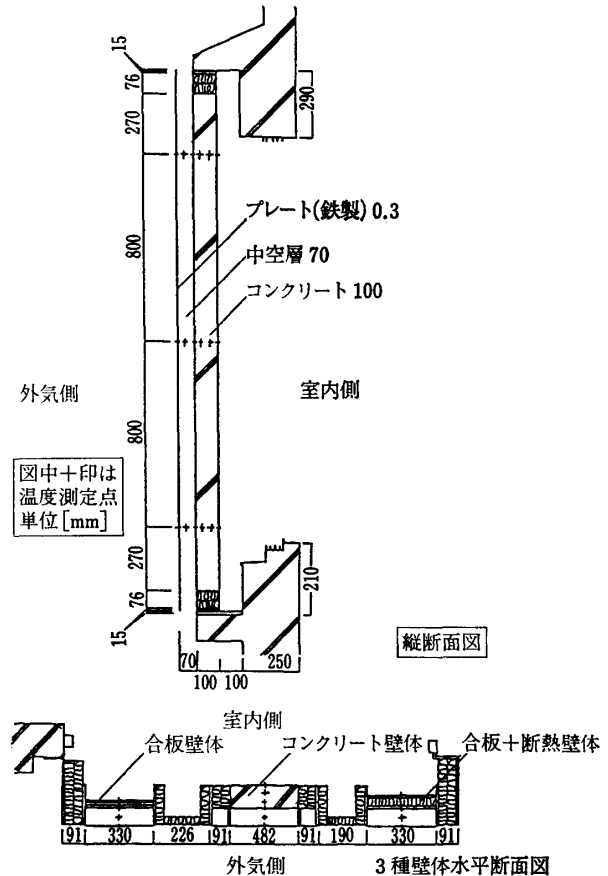


図-9c 壁体モデル設置図

定した。

- 1) 式(1)による中空層内左右表面の平均熱伝達率 α_l, α_r の算出

- 2) 平均壁発熱量の算出

$$\text{発熱量 } h_c = \frac{\sum (\alpha_l (T_{li} - T_{ai}) + \alpha_r (T_{ri} - T_{ai})) \Delta x_i}{H}$$

- 3) 層内平均温度および流出温度の計算

$$\text{平均温度 } T_{av} = \frac{h_c H}{2V\delta\rho c} + T_o$$

$$\text{流出温度 } T_{out} = \frac{h_c H}{V\delta\rho c} + T_o$$

- 4) 気流速計算

$$\text{流速 } V = \left\{ \frac{2B_f}{\rho(P_d + F_d)\delta} \right\}^{0.5}$$

- 5) 層内各高さの空気温度算出

各区間の発熱量および流速に応じ、層外温度からの温度上昇を配分し決定。

- 6) 収束判定

ここで、

h_c : 両壁面から空気への対流による平均発熱量 [W/m²]

α_l, α_r : 左右壁面の熱伝達率 [W/(m²·K)]

T_{li}, T_{ri} : i番目の区間の左右壁面温度 [°C]

T_{ai} : i 番目の区間の空気温度	[°C]
T_o : 外気温	[°C]
Δx_i : i 番目の区間の高さ	[m]
H : 中空層全高	[m]
T_{av} : 層内空気平均温度	[°C]
T_{out} : 流出空気温度	[°C]
V : 層内流速	[m/s]
δ : 中空層厚さ	[m]
ρ : 空気密度	[kg/m ³]
c : 空気の比熱	[J/(kg·K)]
B_f : 層内空気が外気に対して持つ浮力	[N]
P_d : 上下開口部の圧力損失係数の和	
F_d : 壁面摩擦損失係数と中空層高さの積	

4)の気流速計算において、上下開口の圧力損失は参考文献16)より求め、壁面摩擦損失は参考文献17)より求めた。6)の収束判定は、気流速度と平均温度の変化の両方が各々の値の1/1000以下になったとき、収束とみなした。収束と判定されなかった場合は、上記の2)から5)の計算を繰り返し行った。

4.3 実験結果と計算結果の比較

3種類の壁体モデルのうち、壁体内での温度差が大きいコンクリート壁体モデルおよび合板の間に断熱材を挟み込んだモデルの二つの、温度・熱流の経時変化について実験結果と計算結果の比較を以下に示す。

(1) モデル各部温度変化の比較

図-10は、コンクリート壁モデルの下部、中央、上部測定位置における日射遮へい板、コンクリートの中空層側表面および室内側表面温度の実験値と計算値に加え、外的条件として外気温、室内温度、西側鉛直面日射量を示す。日射遮へい板の温度の測定値は下部、中央、上部測定位置とも16時に最高となりその温度は、下部で約35°C、中央および上部で約40°Cであった。夜間には外気温より1~2°C高く10°C前後となった。16時には計算値は実測値に比較して上部で8°C低くなったが、それ以外の時刻には、2~3°C以内の差であった。計算値は、下部で実測値よりやや高く、中央部および上部ではやや低くなった。コンクリートの中空層側表面温度は16時に最高20~25°Cと測定され、最低温度より約10°Cの上昇であった。この温度の実験値と計算値は、最大2.5°Cの差であった。コンクリートの室内側表面温度は、最高17~19°Cで、最低温度より6~7°Cの温度上昇であったが、実験値と計算値の差は1.5°C以内であった。

図-11はコンクリート壁モデルの中空層内空気温度の実験値と計算値を示す。実測値は、夜間に外気温より1~2°C高い温度を示し、日射の増大とともに外気温からの上昇が大きくなった。日射が増大する14時から16

時に、下部では実験値と計算値にさほど差はなかったが、中央、および上部ではその差が広がり計算値が2~3°C高く算出された。この場合実験値は中空層厚さ方向中央位置の温度であるが、計算値は同じ高さでの層内を流れる気流の厚さ方向の平均温度を計算するため、比較の結果はそれによる偏差を含んでいる。2章で層厚70mmの場合、高さ方向の中央より上部において、この実験と類似の場合と思われる片側発熱時に、厚さ方向中央での温度上昇はその位置の気流平均温度上昇の約70~80%であった。これを考慮すれば、実験値と計算値はより近付くものと思われる。夜間には、実験値は下部、中央、上部の温度が非常に接近していたのに対し、計算値は1~3°Cの範囲で、空気温度に上下差が生じた。実験では夜間に中空層内で循環対流が生じ、それにより温度の均一化がなされた可能性がある。

図-12は、合板+断熱材モデルの下部、中央、上部測定位置の日射遮へい板、壁本体の中空層側および室内側表面温度について、実験値と計算値の比較を示す。日射遮へい板の温度は、実験値では日射の強い14時より16時に最高を示し、そのときの温度は各測定位置において35°Cより40°C強であった。そのとき計算値は実験値より8°C低くなったが、他の時間帯においては良好な一致を示した。壁本体の中空層側表面の最高温度は30°Cとなり、温度変動幅は約20°Cと大きかったが、実験値と計算値の差は最大3°Cであった。一方、温度変動の小さな室内側表面では実測と計算は良好な一致を示した。

図-13は、同じく合板+断熱材モデルの空気温度の比較である。日射の強い時間帯に、空気温度の実測値は上部で約26°Cに達し、外気温より約10°C上昇したが、夜間は下部、中央、上部ともに外気温より1°C高く推移した。日射のある時間帯に、上部ほど計算値のほうが実験値より温度が高く算出される傾向が見られたが、これはコンクリート壁モデルの場合と同じく中央温度と平均温度との違いが理由と思われる。夜間には、実験値と計算値は良好な一致を示した。

(2) 各部熱流の比較

図-14はコンクリート壁モデルのコンクリートの中空層側表面および室内側表面を通過する熱流の時間ごとの変動を示す。この図では中空層側より室内側に向かう熱流を正とした。

実験値で日射の強い時間帯に室内側に向かう熱流は、コンクリートの中空層側表面で60~80 W/m²となったのに対し、室内側表面ではその約1/3の20~30 W/m²となった。夜間、熱流は昼間と逆に室内より外側に向かう方向となり、中空層側表面では、19時より24時の時間帯で-30~-40 W/m²であったのに対し、室内側で

壁内中空層の自然換気による日射熱排除効果 (第5報)

図-10~13 共通
1988年4月3日, 上下開口幅40mm, 24時間平均外気温13.0°C, 24時間平均室内温度14.2°C, 日射量合計2577 W·h/m², 西面

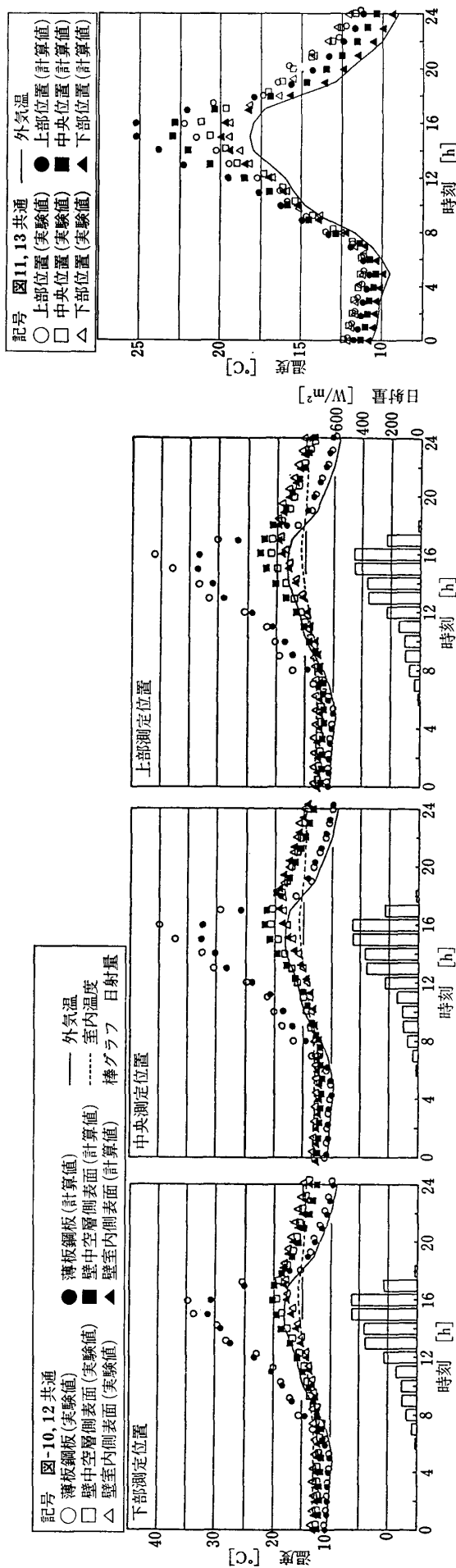


図-10 コンクリート壁体モデル固体部分温度変化の比較

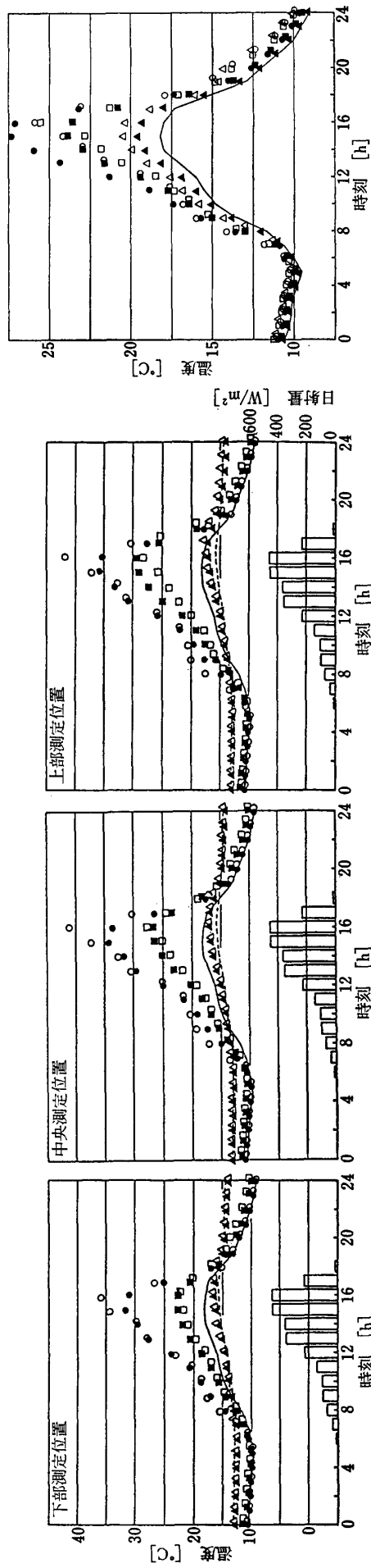


図-11 コンクリート壁体モデル中空層内
空気温度の比較

図-12 合板+断熱壁体モデル固体部分温度変化の比較

図-13 合板+断熱壁体モデル中空層内
空気温度の比較

図-14, 15 共通

1988年4月3日, 上下開口幅40mm, 24時間平均外気温13.0°C, 24時間平均室内温度14.2°C, 日射量合計2577 W・h/m², 西面

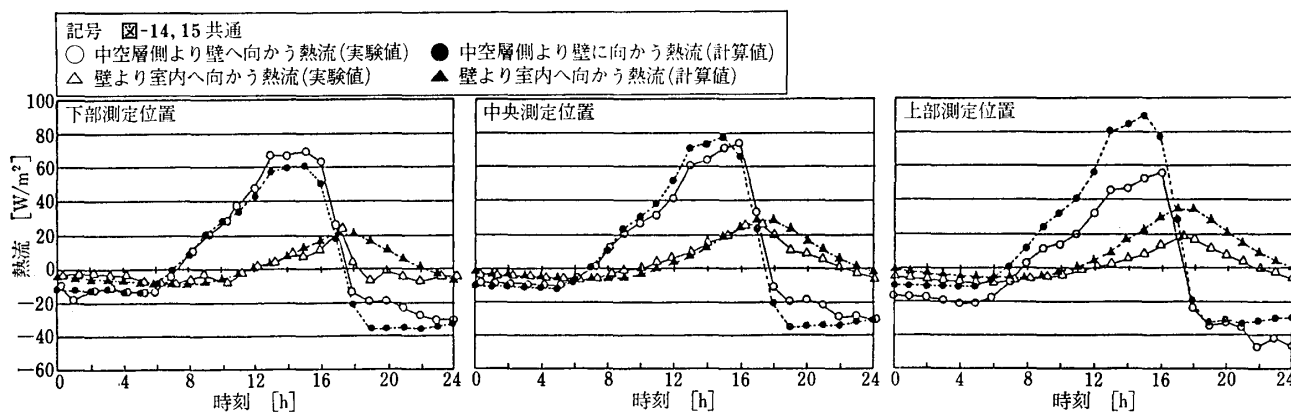


図-14 コンクリート壁体モデル各部熱流の比較

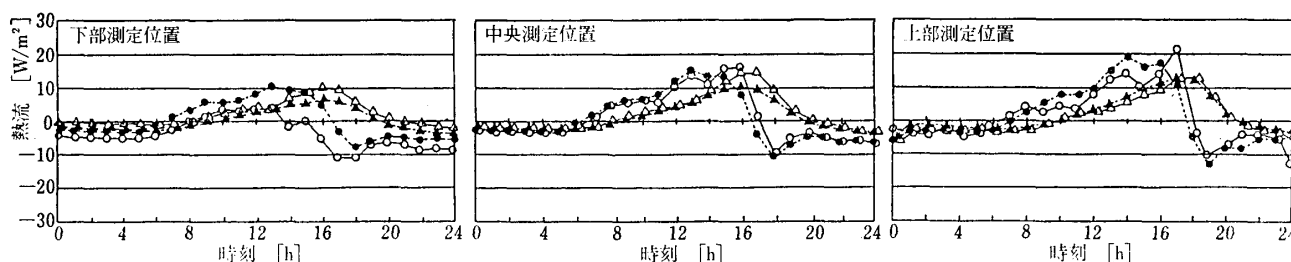


図-15 合板+断熱壁体モデル各部熱流の比較

は10 W/m²より-10 W/m²で推移した。

全般に実験値と計算値は下部, 中央位置で一致を示したが, 上部では食い違いがみられた。上部では中空層側表面熱流の実験値は最大で60 W/m²となったのに対し, 計算値では90 W/m²となり, 室内側表面では実験値は最大16 W/m²であったのに対し, 計算値は30 W/m²強と計算値のほうが1.5~2倍大きく算出された。気流が上昇するにつれ熱を吸収し温度上昇を起こすため, 中空層上部で空気温度は高くなり, 室内へ流入する熱流も上部ほど大になると予想されたが, 実験では上部で熱流の顕著な増加はなかった。この原因としては, 実験室内空気温度の上下差のほかに, 室内側の壁の近傍で自然対流が発生し, 温度の高い空気が室内側上部表面に接触していた可能性があるが, 室内空気温度の詳細な分布は測定しなかった。これらのため上部測定位置では室内へ流れる熱流が小さくなったと思われる。実験時にコンクリート壁体の室内側上部位置での温度上昇が大きかった。

図-15は, 合板+断熱材壁モデルについて, 中空層側表面と室内側表面を通過する熱流の実験値と計算値を示したものである。中空層側表面を通過する熱流は, 下部で最大10 W/m²であり, 中央で15 W/m², 上部で20 W/m²となったが, 実験値と計算値はおおむねよい一致を示した。また, 室内側表面の熱流も実験値と計算値はおおむね一致した。

このように本計算法は熱容量も熱通過率も大きな壁, および熱容量も熱通過率も小さな壁の両者に対し, 中空層の自然換気状態下での非常熱流の数値計算に有効と思われる。

5. まとめ

上下に開口のある中空層を, 高さが1階高程度の建物外壁の外側に設置した場合の自然換気時の気流速度・温度性状および中空層内表面の熱伝達率を実験より求め, 中空層厚さが40~100mmの範囲についての熱伝達率の無次元式が相関係数0.88で得られた。この実験式は建築壁体内中空層の形状, 表面熱流の範囲内で妥当なものと考えられる。

次に, 検証実験として中空層により自然換気を行う壁のばく露実験を行い, それより得られた温度および熱流の経時変化を求めた。一方, 気流計算にこの熱伝達率を使用し, 非常二次元熱伝導を考慮した壁の熱的挙動の数値計算を行い, 両者の結果の比較を行った。この計算法は, 比較的短い計算時間で, 温度, 熱流の両方をよく近似できることがわかった。

したがって, 本計算法は外界および室内の温度状態, 壁の熱的性状および中空層の寸法などを変数として, 中空層自然換気による日射熱排除効果, 冷房負荷低減効果の検討を行ったり, 動的熱負荷計算に用いるための有効

な方法と考えられる。

謝 辞

本研究の実験にあたって、本学修士課程学生多谷康仁、青山三男両君の助力を得ました。ここに記して感謝いたします。

参 考 文 献

- 1) 角舎輝典・本間宏・溝口久：壁内中空層の自然換気による日射熱排除効果(第3報)中空層壁体モデルの気象ばく露実験結果, 空気調和・衛生工学会論文集, No. 34(1987-6), pp. 91~99
- 2) Homma, H. et al. : Ventilation Effect of Back Space of Building Space Enclosure Siding as a Releasing Measure for Solar Radiation, ASHRAE/DOE Conference on Thermal Performance of the Exterior Envelopes of Buildings, (1979), pp. 856~874
- 3) 本間宏・溝口久：壁内中空層の自然換気による日射熱排除効果(第2報)中空層内に生ずる気流および熱流の計算法, 空気調和・衛生工学会論文集, No. 30(1986-2), pp. 103~114
- 4) 例えば, Aung, W. et al. : Developing Laminar Free Convection between Vertical Flat Plates with Asymmetric Heating, Int. J. of Heat and Mass Transfer, Vol. 15(1972), pp. 2293~2308
- 5) 加藤信介ほか：鉛直平行平板間の乱流自由対流熱伝達, 日本機械学会論文集(B編), 53(495)(1987), pp. 3370~3376
- 6) 貝塚正光・小西昭夫：外断熱通気壁体の熱特性(その2), 日本建築学会関東支部研究報告集, (1979), pp. 141~144
- 7) 本間宏・溝口久：壁内中空層の自然換気による日射熱排除効果(第2報)中空層に生ずる気流および熱流の計算法, 空気調和・衛生工学会論文集, No. 30(1986-2), pp. 103~114
- 8) 本間宏・溝口久：壁内中空層の自然換気による日射熱排除効果(第1報)中空層に生ずる気流および熱流の実測結果, 空気調和・衛生工学会論文集, No. 30(1986-2), pp. 91~102
- 9) 角舎輝典・本間宏：上下に開口のある中空層中の気流について(その5)熱線風速計による層内風速測定方法の検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (昭62-10), pp. 739, 740
- 10) Tichy, J. A. : The Effect of Inlet and Exit Losses on Free Convective Laminar Flow in the Trombe wall Channel, Trans. of ASME J. Sol. Energy Engineer, 105(2)(1983), pp. 187~193
- 11) Borgers, T.R. et al. : Free Convective Turbulent Flow within the Trombe Wall Channel, Sol. Energy, 33(3/4)(1984), pp. 253~264
- 12) 参考文献5)に同じ, p. 3371
- 13) 日本機械学会：機械工学便覧(改訂第6版)(11)熱および熱力学, (昭51), pp. 11~26
- 14) ASHRAE Handbook, 1985 Fundamentals, (1985), p. 3, 13
- 15) 角舎輝典・本間宏・溝口久：壁内中空層の自然換気による日射熱排除効果(第4報)中空層付き壁体の中空層内気流および熱流計算を含めた非定常熱流計算, 空気調和・衛生工学会論文集, No. 36(1988-2), pp. 57~67
- 16) 日本機械学会：管路・ダクトの流体抵抗, (昭54), pp. 54, 100
- 17) Dean, R. B. : Reynolds Number Dependent of Skin Friction and Other Bulk Flow Variables in Two-Dimensional Rectangular Duct Flow, Trans. of ASME J. of Fluids Engineering, Vol. 100(1986-10), pp. 273~276

(平成 1. 1. 17 原稿受付)

Natural Ventilation of Wall Air Cavity for Solar Heat Gain Reduction

Part 5—Heat Transfer Coefficient in Cavity and Unsteady State Heat Transfer Simulation

by Terunori KADOYA* and Hiroshi HOMMA*

Key Words : Wall Cavity, Natural Ventilation, Radiative Heat Gain Reduction,
Heat Transfer, Numerical Analysis

Synopsis : Natural ventilation of an air cavity in a building wall has long been practiced as measures for internal condensation prevention in a cold district, and for radiative heat dissipation in a hot district. But this technic has been developed empirically, and its scientific base has not yet been known sufficiently.

A building wall is exposed to a daily change of weather, especially of solar radiation. So the thermal response of a naturally ventilated cavity wall must be examined under an unsteady heat transfer condition. For this purpose, a simple method is required to simulate the thermal effect of natural ventilation in a cavity. Natural ventilation in a wall cavity changes from laminar flow, when solar radiation is scarce, to turbulent flow, when a wall exterior receives strong solar radiation. There exists abundant experimental and theoretical research results on the heat transfer of a heated internal surface of a duct or a pipe, which is ventilated naturally. But most of them belong to either one of the regions of laminar and turbulent flow. Natural convection heat transfer is not yet thoroughly studied for the transition region between them, where the natural ventilation of a cavity performs for a long duration.

So the mass and heat transfer in wall cavities was examined with full scale thermal models of wall cavities. The thickness of the cavities, the contraction at the entrances and exits of the air passages and the heat flux of the walls were

changed in ranges. An experimental equation was induced from the results of the heat transfer experiment. The applicable region of this equations is limited in the area, where natural ventilation in a wall cavity may experience.

A numerical analysis computer program was made to simulate the response of a naturally ventilated cavity wall under a daily change of outdoor and indoor conditions. This program consists of two parts. In one of the parts, the horizontal heat transfer across the cavity and the vertical air flow and its heat transportation effect is processed. The proposed equation for the heat transfer in a cavity is adopted in this process. In the other part, the heat transfer through the solid part of the wall is treated as transient and two dimensional heat flow.

The simulation results of this computer program was examined by comparing it with the experimental results of the two typical wall models, which were exposed to the weather of a typical Japanese country side. This comparison indicated that the numerical analysis program simulated the temperature variation in the walls, and the heat flux on the external and internal surfaces of the wall main bodies reasonably well.

This numerical analysis program may be used effectively for performance examination of natural cooling of cavity ventilated walls, which may have various configurations and various thermal characteristics, and may be exposed to various climates.

* Department of Regional Planning, Toyohashi University of Technology, Member

(Received January 17, 1989)