

72

修士論文

火災時の建物内煙流動に関する研究

昭和51年2月

東京大学工学部建築学科

辻本 誠

序 — 模然とした不安 —

新宿副都心と呼ばれる超高層ビル群の間に立つ。

近代技術の粋を集めたと言われる建物たちは、今に無傷とする華やかなシルエットを透明な冬の空に描き出している。

大地震も大火事もしこれらの建物を傷つけた事は無い。

しかし、もし、このうち一つで火事が起ったら……。

“爆弾事件のおかじで警戒は厳重だし、消火設備も火災感知網も完璧だし、たとえ失火があっても必ず消し止められる、消し止められると、排煙設備のおかげで避難する事が十分可能である。”

果して、毎日、このビルの中のサラリーマン達は、この防災専門家の言葉を信じて毎日の生活を送っているのだろうか。何か模然とした不安が、常に彼らにつきまとっているのだろうか？

自分の創りあげたものの安全性を顧みない事ほど、工学屋として罪な事はあるまい。しかし、建築家は時代にその責務を負わせ、自らはほおかぶりを決め込んでいる。

ビルα入口に「今日の安全指数-98」としていう電光板
をつければ、漠然とした不安を具体化して解決できるほど
とは言われないが、我々には、何人とか建物に内在する危険に
ついて評価し、定量的に表現できる手法を確立するべきで
あろう。

第一章に述べるように「安全性」に対して社会は、工学的
に言えば、どんな場合にも安全性が100%にはなり得ない
事の為に、しばしば杞憂を生み出す原因であるといった反
応を示すことがある。しかし、たゞ之嫌からすれば、自
動車に何時間乗れば何%の確率で交通事故に会い、何%の
確立で死亡するかを明確にしていく事が工学であらう。

この建物における「安全性」の定量化の為に、膨大な知
識と研究の集積が必要である一方、「安全性」というもの
に対する社会的理解及び、それに基づいた要求の基準化とい
うようなプロセスも社会的規模に考えられなければならない。
そこで、建築家は自分自身で作らざる建物はuserの代
表として何を要求するのかを明確にする一方、その要求を
実現するための技術と、技術者として、工学者としてじっ
くりと作り出す必要があろう。

残念ながら本論文では、この両方に結論どころか、満足

いく手法をあら 見出し得られたが、"何と何のために"
という立場から I 章に俗世間的に（特に建築家たちに）
考へらるる防災計画のうらで、この数年の研究の自分
なりに感じた問題点と提起し、II 章、III 章では 安全性の
定量化の手法の中で将来用ゝらるゝ（と筆者が期待する）
二つの研究成果をまとめた。

よ、この"設計"のみに興味のある建築家には I 章を、工学
とは定量化に信じる工学者には II 章、III 章をお勧め
するにとらる。但し、I 章は勉強不足のためどうしとも
論説にならざらした。御容赦を願う次第である。

言いたく放題のついでに、もう一件の事実を加えてせよ
らいた。筆者は 日頃、東京ガスの理由を一切言はず
唯ガス器具を使つたら 30分=1 回は部屋の窓を"開け
け！開めとけ！" といふような宣伝をする事に憤慨し、工学
者として許せぬと口外してゐたが、今年の正月に帰省し
たところ、大阪ガスの 密閉した部屋のガス器具を使用す
ると 30分で CO 濃度が急上昇する様子を実験室風に示した
PR とテレビで見事な事ができた。

工学者が今、何と為すべきかについて、何かの暗示を受け
た気がしてはらばい。

昭和51年 2月10日

＝ 目次 ＝

	頁
序 — 模然とした不安 —	1
目次	4
I章 火災防集のための基本計画における問題点	
1節 安全性に対する考之方	
1-1. 建築防火の歴史において生じた誤謬	8
1-2. 建築に要求される性能	10
1-3. 安全性とは	11
1-4. 100%安全という言葉	11
1-5. 要求する側と要求される側	13
1-6. 安全工学・防災工学の立場	15
2節 火災に対する建物の安全性評価の困難の理由	
2-1. 安全性の式	17
2-2. 人間という要素による混乱	18
3節 出火時と出火覚知時	
3-1. 火災の定義のあいまいさ	20
3-2. 出火時定義のあいまいさに基づく種々の危険	21
3-3. 出火覚知時の提案とそれに基づく防災計画の 再編成	22

II章 室内における初期火災のモデル化

1節	モデル化の意味と目的	27
2節	プルームの理論	
2-1.	自由空間におけるプルーム	29
2-2.	室空間でのプルーム	38
2-3.	初期火災モデルの考案	44
3節	アルコールパンを用いた実験の分析	
3-1.	アルコールパンの発熱量	48
3-2.	実験値と理論値の比較	49
3-3.	実験値による定数の決定	55
3-4.	開口(扉)のある場合の初期火災モデル	60
3-5.	各実験の分析結果	61
4節	実火災の分析	
4-1.	燃焼面積の拡大	65
4-2.	単位面積当りの発熱量	76
4-3.	実火災での初期火災モデルと実験値の比較	78
5節	初期火災モデル	
5-1.	初期火災モデル	86
5-2.	初期火災モデルの適用範囲と問題点	88
6節	分析に用いた実験の詳細	92

III章 煙流動計算を用いた模型実験の分析

1節 模型実験分析の目的とこの方向

1-1. 実験概要とこの目的 95

1-2. この方向性 95

2節 煙流動計算法について

2-1. 定常時における煙流動計算法 96

2-2. 煙流動計算の非定常化 98

3節 模型実験について

3-1. 模型実験の内容 103

3-2. 測定値による各室平均温の算出 108

4節 煙流動計算を用いた実験の分析結果

4-1. 計算上の条件 110

4-2. 非定常計算における k 112

4-3. $k=0.1$ の計算値と実測値の比較 118

4-4. 分析結果 119

5節 その他の分析と結言

5-1. シャフト温の初期値変動によるシミュレーション結果の違いについて — cool draft 効果 — 154

5-2. 結言 156

あとがき 157

参考文献 158

I章

火災防禦のための基本計画における問題点

1節 「安全性」に対する考え方

1-1. 建築防火の歴史において生じた誤謬

最初に本題とは少し離れるが、現在の建築防火の考え方を混乱させている歴史について述べたい。

明治時代に、コンクリートが建築材料として日本に導入され、日本人は木材とは違って燃えても倒壊や再使用のきく構造体を作る事ができるようになった。これは、経済的にも大きな魅力であり、不燃建物（火事には耐えらばない建物ではなく被災しても内部を改修すれば何度でも使える建物）は、材料と構造の研究者の研究テーマ^{延焼の抑制}となった。このように関東大震災が、構造体の崩壊と都市大火の恐怖を強調し、建物の不燃化は益々大規模に推進された。しかし、ここで「不燃」建物という名前の起す幻想によ、構造体を不燃化させたければ、それで建築家の防火に対する責務が終るような錯覚が生じ、建物単位に発生する火災と、建物の中に生活する人間の事は忘れらるゝしまった。

なるほど、都市計画家が、大震災による火災の被害を少なくするのに、都市単位で建物の不燃化を推進するのは理に適ったといえるが、それだけでは、大地震や大火事よりもはるかに発生頻度の高い建物火災における住民の安全に対する思いやりが欠落することになった。としよう。

現在用いられている耐火30分、1時間という建築材料に対する表現も、建築構造体が熱を中心とした物理条件にどれだけ耐えられるかという単なる指標である。建築内での人間の動き(避難)を考慮して、その使用を決定するものではない事に注意されたい。「当然」

極端な例ではあるが、人命の保全を第一とするならば、3分逃げ出せる建物に30分の耐火構造体を使う必要は、逆に、避難不可能な時間も被災する可能性のある建物に1時間の耐火構造しか適用しないことは、どうも納得いかないのである。これは以下本節に述べる安全性に対する社会での考え方が、また進んでいける為には考えられるが、ここに特に強調しておきたいのは、発展の歴史の中

で、耐震・耐火設計が建物自体を守ることに、その目的を定め、建物を使い、そこには生活する人間のことを忘れ始めていくということがある。

「防火設計はともかく、耐震設計では建物の崩壊と人命の危険とは直結しているではないか」と反論する人には、蛇足ではあるか。三角ビルのガラス張の廊下には、地震が収まるまで、總、こいなければならぬ手摺のついでに事を指摘

しておきたい。

「総」→「建」を「耐」

「総」(9) → 「安全」を「耐」

1-2. 建物に要求される性能

性能論はと全く勉強したことのない筆者が、一笑に付とれる覚悟で考へるに、建物に要求される性能とは、シェルターとして人間を保護する事と、その中の生活空間とどけだけ快適と充足したものに於るかという事とある。

歴史的に考へれば、当然 外敵や 疎外の危険 から身を守るシェルターとしての性能が 先ず最初の住居の価値であり、
これに附随して、通風や日射を考へた家の建て方、近代的冷暖房装置等の快適性を追求する手法が 価値を持つようには、たゞ考へられる。

ところが、現代においては、住居外に "恐竜"も "七人の敵"も 居る可くは、こゝろ、住宅の価値は本来の外敵から身を守るシェルターの役目よりも プライベートな場をこゝろ 充足 するかどうかという事の方に移行して来る。 外敵 守る意味

この様に 快適性 の性能の中心と成つた住宅においては、その追求が常に先行して、それによつて被害を受けた場合にはいかに、シェルターとしての安全性が考慮の対象となり、その場限りの即物的な解決と可る傾向が生じてくる。

その原因としては、被害(火災、地震等)の発生確率が低い事と、序に述べた開放型燃焼器具のCO中毒危険や公害のように、被害が一般大衆側では 何となく分かつた

ようなものにたどり着くためと考へてやる。

1-3. 安全性とは。 ← → 危険の概念。

ここで安全性について明確に定義しておく事とする。

先ず“ある建物が^何安全である”とは、その建物がシエルフレックの機能を100%果たすことであり、言い換へれば、その建物を使用してゐる間に、その関係者の生命、健康および財産が損害を受けないことを意味する。

そして、安全性(safety)とは、工学的には2節にも述べる様に、ある建築空間で、単位時間内に発生する傷害率や死亡率はどのよ、と定量化された数値である。火災の場合には、死亡率で代表されると考へてよいと思へる。

1-4. 100%安全という言葉

1-2.に述べたように、建築に要求される性能が安全性から主として生活空間の快適性に移行したため、逆に安全性は極く発生率の低い事故の偶々起つた時にのみ論議の対象となるようになつてしまつた。この事故の確率が低い事と、生命の価値に關する絶対論の爲に、事故処理後の将来のビジョンやある大まかな設計対象に対して、建築家は“100%安全である”という言葉を使つるを得ない状況に

追いついてくる。

例えば、超高層ビルにおいては、どんな火災時にも最上階の居る腰の扱けた老人まで安全に避難させ、誰一人として死なせない事か、防災計画の目標としては、絶対の条件であり、それは不可能な事を知りつつ、技術者が要求する側のヒスラリーな圧力を屈した形で矛盾を含んだ防災計画書ができてくる事となる。

都市単位の防災計画でも同じで、関東大震災を想定した東京都の防災拠点は構想も、その理想を100%の安全性にあく事は正しいか、現在の安全性と、設計した防災拠点ができた後の段階での安全性の比較と数値を示すこともできず(工学的に不可能という訳ではなく、公けにできるという意味がある)、反対に、防災拠点をこえては、皆救済されたというイメージを作り出すを得る状況にある。

この混乱の理由として一つは、安全性そのものに対する研究とそれに対する社会一般の理解が、日本において遅れていることと、もう一つ重要なこととして建築家か、工学者として要求される側の立場にあるにもかかわらず、要求する側の主張を先取りする一方、要求と実現する技術については、あつたまかせで一部の技術者に押しつける態度

ととるために考へられる。

この混乱の解決には、やはり要求される側の工学者が、ある有限の危険性をほゞまりと提示し、社会もこれに対しヒステリックな反応ではなく、冷静に判断し、ある計画に対し種々の工学者から提出される危険のうち、どの危険とどの程度減ずるのかが一番有効であるかと社会の意志として決定することしか道がないように思われる。

1-5. 要求する側と要求される側

ここで当然のように登場するのは、一般的に述べられる以下のようない工学論である。(I-1)

「工学者は、要求される側に位置し、要求の矛は社会構造や経済の中から、又、快適性と安全性の価値均衡の中で決定され、工学者の使命とは「示された要求と社会の規定する枠の中で、最も効率よく実現することである」という主張にある。

この主張は一見正しいし、筆者自身この考へをほゞまり否定できるほど深い思考に至り、それはたゞか、「100%安全です」というのが建築界で生じた誤謬から、上述の主張は工学自体の犯してゐる誤謬では無いのかという気がする。その理由について、最近の例から工学者が要求される側には行居ること、果して我々の望む社会になるかどうか

かについで考えてみた。

卑劣な例というのは、温室作りの野菜の事である。温室作りのキュウリは、何時でもキュウリが食べたいという要求に答えて工学者(農学はまさに工学と同じと考へていいと思う)が、作り出したものである。しかし、「複合汚染」(I-2)にある様にビニルハウス作りのキュウリは野地作りのキュウリに較べて、ビタミン含有率が $\frac{1}{2}$ しかたない。これはビニルハウスでの日射量その他の条件から考へば、工学的には当然の事だ。工学者はキュウリが食べたいという要求に単純に答えたに過ぎない。そして、偽物を作ったと怒る要求する側に対して、「ビタミン補給のためにキュウリを食べるのであるのなら、「ビタミン含有率の高い」キュウリが食べたい」という要求を考へばいいのだ」というのが、工学者の言い分である。この場合もし、要求する側が「野地作りの旬のキュウリと同じものを食べたい」という要求をしたのなら、農学者は、諸々の条件から不可能であると答えるは可である。

ならば、「ビタミン含有率は野地作りのものの70%以上、香りと味は同等もしくはそれ以上の品質を保証せよ」という要求も果して、要求する側が出し得るのかという問題が生じてくる。

二に、要求する側と要求される側の調整を機能とする機
関が必要となる事は自明であろう。

同時に、情報社会以前においては、社会機構自体がこの調
整を行って来たのに対し、現代では、要求される側の工学
が、作り出すものの価値を判断するに必要として、常に優
位にたつてくる事に注目した。

16. 安全工学 防災工学の立場

以上の事から、安全工学・防災工学の中心、もしくはそれ
と並列に、(古い意味では工学全体に対し)、"価値評価
(工学)" として呼ぶべき機関が必要となる事が分かる。そ
して、その機能は要求する側から提出された要求を工学
的に分解し、それが可能かどうかは要求され
る側の工学自体に判断させ、再びこの結果を総合して、最
初の要求に合致するかどうかを判断することである。

この工学自体の分離により、安全に対する評価は、
と容易に、総合的に成り得るし、工学自体が従来悩ま
されてきた奇妙な経済則やヒステリックな感情論に巻き込
まれないに可成りなる。

しかし、"価値評価工学"とは、要求される側の工学自体
が、要求する側の事をも含めて考えるという事であり、工

学の性格上、従来と同じ矛盾を生じたいようにすることは非常に困難だと考へられる。

しかし、現代社会はまさに、工学がその意志を明確にし得ない限り、混乱か混乱を呼ぶ状態に陥りつつあり、更に進んだ解決法を切望する次第である。

※本節、文中の“要求する側”“要求される側”という抽象的表現を多用した。この言葉は、社会構造や思想によつて解釈が全く異なってしまう可能性があり、これを説明するのは現時点に余りにも工学の域を脱することになると判断し（又、能力不足と痛感して）抽象的表現に留めた。読者の許しを乞う次第である。

2節 火災に対する建物の安全性評価が困難な理由

2-1. 安全性の式

建物の安全性を評価するために、建物が具備する種々のシステムの信頼性* (reliability) を用いて、以下の様式で建物の信頼性を求め、これを安全性 (safety) とする考え方がある。(I-3)

$$R = 1 - \prod_{i=1}^n (1 - r_i) \quad \text{--- (1.1)}$$

例 R: 建物全体の信頼性

n: システム数

r_i : 各システムの信頼性

文献(I-3)によれば、火災に対する安全システムの信頼性は以下の式で示される。

$$R = 1 - (1 - r_1)(1 - r_2)(1 - r_3)(1 - r_4)(1 - r_5) \quad \text{--- (1.1')}$$

例 r_1 : 出火防止システムの信頼性 (ガス・電線等器具の安全性, 防火教育等)

r_2 : 出火拡大防止システムの信頼性 (建物内不燃化の割合等)

r_3 : 初期消火システムの信頼性

r_4 : 煙制御システムの信頼性

r_5 : 安全避難システムの信頼性

この式の考え方は、個々のシステムが互いに独立した

* 信頼性とは、ある部品またはシステムが一定の使用状態のもとで、一定時間故障せずにその使命を達成する確率である。

信頼性を有する場合に成立し、火災発生までの安全性（1.1'式では $1 - (1 - r_1)(1 - r_2)(1 - r_3)$ ）については、即ちシステム全体の信頼性から、それぞれ4の機械や構造体の信頼性によつて定まるため、（1.1'）式を用いることができる。例として不燃内装材を多用すれば、出火確率は下がることとなる。しかし、火災発生後の信頼性をも（1.1'）式のように表現することは、火災発生後の人間の行動が非常に複雑であること、及びその複雑な行動が終ったために火災発生後に作動するシステム（例として消火システムと避難システム）のそれぞれ4の信頼性が独立変数となり得る事から、避けておきたい。

2-2. 人間の要素による混乱

即ち、（1-1）式の考へ方では、それぞれ4の r_i において、それぞれ4の信頼性を高めれば R の値は 1 に近づくことになるが、例として非常に信頼性の高い避難システムのため、消火に逆事しすぎて煙にまかされるという事態もあり得る事がある。又、火災発生後にあっては消防隊による消火は安全性に対して大きな要素となりうるが、これを消火だけを目標にして r_i を増やすために、たいてい早く注水すればいいという事になれば、消火時に避難しきれずに建物内に居る人の危険を増加させる事にもなりかねない。

よ、 z 、火災発生後の安全性は、火災の性状(f)、被災した人間の行動(m)、火災発生後の安全システムの信頼性(s)、消防隊の活動(w)の関数としてしか表現できません。

$F(f, m, s, w)$ となる。これを式(1.1)式に代入して

$$R = \underbrace{[1 - \prod (1 - r_i)]}_{\text{火災発生確率}} \times \underbrace{F(f, m, w, b)}_{\text{火災発生後の安全性}} \quad (12)$$

と可なり。

(1.2)式から、もう一つの混乱の原因が分かる。即ち、 R が建物における人命の安全性を定量的に示す数値とした場合、 R を求める関数の中に、人間の行動自体が入っているわけだ。これは人間の z の m を評価し、モデル化しなければ、この関数を解く事はできない。

以上のように、火災が常に人間の行動にかかわりを持つため、火災発生後の安全性評価は困難となる。(1.2)式から、この困難を免れるため、関数 F の変数が相互に作用するだけ関係しない方向に計画する方法(例えば、避難経路と消防隊侵入経路を全く別にするとか、人間のうらで消火に促すものと、警報と同時に避難開始するものとを最初から区別しておくとか)が考えられるが、この手法によっても、人間の行動との関連を完全に切り切る事は不可能である。即ち、正確な様相統合的手法に頼らざるを得ないと考えられる。

3節 出火時と出火覚知時

3-1. 火災の定義の及ぶところ

もし、この読者の中には少し暇な人で、火事に興味のある人がいたと、新聞の火災の記事を注意して読んでいたとしたら、特に消防の消火戦報告には必ず“出火時刻(推定)何時何分、通報時刻何時何分”とあるのに気付かせるだろう。通報時刻が何時かは119番を受けた人が時計を見ればすぐに分かるが、これは一体、出火時刻とは何なのかという点に対しては、何の答も返さずに来る。即ち、出火時刻とは、多分この時までに住民が火元を見つけ、バケツで水をぶっかけていたか、これは、この日大火事にはなるとか、たぶらうと、火を消しにいった消防士の推定する時刻である。事後に推定された根拠の希薄は時刻のことである。

これは、もう少し暇のある人には、今度は、防火のことについて書いてある種々の本を覗いてみる事をお勧めする。この種の本の中には、フラッシュ・オーバー(F.O.)までか、出火から何分かつく頃かあって、F.O.になると、一面火の海になるから、逃げまわらんと大変で、だから避難時間は何分以内にするよう設計すべきであるという内容になっている。と云うか、出火とは何であるかについては、何の説明もなく、これは煙草の吸殻をゴミ箱に投げ入れた時刻に

のか、ゴミ箱が燃え始めた時刻なのか、それともゴミ箱の
そばの壁に火がついた時刻なのかは、どこにも触れらな
い。この馬鹿な話は、物理オンチの建築界だけに通
用する話で、基準となる時刻での物理性状が明確に与えら
れない限り、F.O.までの時間とは何の意味ももたない事は自
明であろう。

同様に、内装材の不燃化によつてF.O.までの時間が長くなり、
避難に有利であると説明する本もあるが、重要なのは
(I-4)
火災の感知されてからF.O.までの時間であり、この火種
を置いた時を時刻0とした場合の、F.O.までの時間の比較
には意味がない。

3-2. 出火時定義のあいまいさに基づく種々の危険

3-1に述べた出火の定義のあいまいさのために、防災計画
の中に矛盾が生じ、種々の危険が生まれることとなる。
超高层ビルを例にとり、防災計画書などをみると、消火作
業を含むガードマンの防火管理体制では、感知器の作動が
中央セクターで表示されると、その作動の正誤を確認する
ために人員が現場に直行し、火災を確認した後、適当な対
応をするという手順をとる場合が多い。一方、避難計画の
方は、まるで何か正体のない出火時というものが存在して
その時必ず整然と人員が出口に向かつて流れる事には、

いる。(今は、その避難時間の算出法や人間の行動に対する仮定の単純化には目をつぶることにする。)

ここで今一度、上述の管理体制と避難計画を組み合わせ、避難の始まる時刻を考えると、まず中央センターの火災報知器の赤ランプが点灯し、ガードマンが現場に(たとえエレベーターが50階に上ると)緊急エレベーターで通行し、火災を確認し、ここに初めて避難の指示を出すことになる。この時点で、避難が始まる訳で、その時すでにフロア全面が火の海にある可能性も高いとは言えない。

ここで確認したいのは、避難開始の時刻は、少なくとも出火管知後である。それ以前には決して有り得ないと言ふことである。即ち、火災の管知される以前における火災拡大とその物理性状は、火災研究の対象としては重要であるが火災発生を前提とした避難計画や消火計画には全く意味をもたない。

3-3. 出火管知時の提案とそれに基づく防災計画の再編成

以上に述べたあいまさそれによ、こ生じる危険を克服するため、防災計画、管理計画、消火戦術計画などの火災に関するすべての計画における時刻の原点を出火管知時に置く事を提案したい。

単純すぎるとは思いますが、第一 火災現象の研究者は、火災覚知を考慮して、できる限り単独に初期火災をパターン化し、モデルを作成する（これはII章にも述べる様に簡単ではないが）のに専心すること、第二に、火災覚知の手法と研究する人た（言ってしまうと感知器屋）は、作成されたモデルのどの時点で、火災覚知が可能かを明確にし、ある火災感知網の設置された建物においては、火災モデルのどの時点で火災覚知が成されるかを表現できるようにすること、第三に、避難計画者が火災覚知以後の人間の動きを明確に表現できるようにすることの三つが十分の検討のもとに行われれば、上述した防災計画における矛盾は解決し、2節に述べた火災発生以後の危険性を定量的に表現することも比較的容易になる。

この事を、設計の立場から言い換えると、まず、法や経済バランスによつて、計設計対象の建物における火災覚知システムが決定され、火災モデルを用いて、このシステムが火災覚知を行う時刻と、その時刻での火災の物理性状が分かる。一方、覚知後、避難に要する時間と、この建物の使用状態や避難計画によつて決定可能であるとするれば、覚知時刻に避難完了までの時間を加した時刻（覚知と避難の間に初期消火を試みるという設計を針とするこの時間も加して）

における物理性状を火災モデルから見出し、煙の流動や火災の伝播等の情報(これは、非常に難しいモデル作成になることは否めまいか)から、設計の目標とした安全性の確保できるかどうかを判断できることとなる。

この手法は、火災発覚時の火災の物理性状とそれ以後の火災拡大パターンに重きがかけられ、それに基づいて避難可能性がどうかを判定するため、避難計画や消火計画に最も効率のよい火災発覚システムの性能を規定できることに利点がある。

又々、内幕暴露趣味がよく知られる、火災感知器を具備すべき建物において感知器の性能規準を定めた条例は、成立以来年代を経るにつれて次第に性能は落ち傾向に改正(改善)されていく。これは、感知器の歴史の中で、最初は大々としていながら早く見つけることを第一の性能として、避難計画との関連や、生活空間の場としての建築を無視したため、煙草の煙やガスストーブで誤作動が絶えず生じ、使用者側からの強い圧力で、誤作動の確率を下げるため、感知器の性能を下げるという醜態を演じる羽目になったのである。その為、今度は火事には、その時には必ず作動するか、発覚後はいかに手遅れを防ぐか(火事でもあり得る様)になった。

この感知器の性能決定における矛盾も、上述の手法によつて要求される性能が明らかになれば解決する。

又、一方、人間の行動の心理に対する研究がもう少し進歩すれば、人間に火災覚知をさせる設計も可能ではないかと思ふ。例せば、ある適度の人口密度の範囲では、人間は感知器よりもずっと火災感知能力に優れているわけだ。百貨店の売場自体は、人間のギョウギョウ語の状態でない限り、そこから出火する危険は少ないのではないかと思ふ。逆に危険なのは人目の届かぬ従業員階段やフロアの一部を占める倉庫等のではなからうか。この事から、もし、人間も火災覚知手段として用いる事ができれば、百貨店等は、営業中は人口密度の低い場所（階段、倉庫）の感知器（機械）の能力を上げ、売場の感知器の能力はあきらめという設計も成立すると考へられる。

この様に、火災現象と火災覚知時に焦点を合せて考へると新しい防災設計も可能ではなからうか、討論を期待したい。

II章

室内における初期火災のモデル化

1節 モデル化の意味と目的

1章(3節)にも強調した様に、建物内での火災に対する現在の防災計画で欠如しているのは、火災初期において火災室内でどのような物理現象が起きるかを明確にしていない点である。即ち、初期火災がどの程度の規模になり、何時人為的であり、機械的であるか、感知されるのか、又、その時期における室内の状況(煙層の状態)はどうかであるかが全く明らかになっていないため、避難計画や消火の手法にしても一貫性に欠けることとなる。

けれども一方で、初期火災はフラッシュオーバー以後と

違って、燃焼物の配置、種類、出火原因の違いによつて燃焼性状が大きく異なり、そのモデル化は困難である。もしガス爆発や引火性燃料による火災^(ヒューブ配置)まで含む建物の防災計画に含むならば、初期火災のモデル化は逆に建物に内在する危険を過小評価する手法にもなり得る。

しかし、^{ある程度}ある状況を設定してこそ、初めてその危険を減らす対策をたす得る訳である。敢てここでは、火災を可燃物が平面的に均一に分布し、火災が火災室中央で、比較的小さな火源によつて始まるものと仮定し、モデル化を試みる。

このモデルを発展させ、又、建物に対する人間の行動の観察(

避難だけでなく、(使用時の分布状態)の知識と組み合わせること、ある空間に必要なとされる火災認知能力、又、認知以後の避難・消火計画を明確にすることが目的としている。

2節 プリュームの理論

2-1. 自由空間におけるプリューム

プリューム(plume)とは 図2.1

に示すように、流体の底に熱が加えられ、そのために生じた密度差による浮力によって、流体が浮力fluxを持ち上昇する過程で周りの空気を

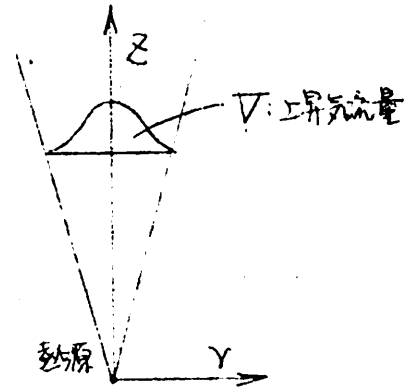


図2.1

巻き込んで(entrainment), 円錐状の上昇流に到達したものを言う。本章では(iii)に述べる層流域での上昇流はプリュームとは呼ばず、乱流拡散による円錐状の成すものだけをプリュームと呼んだ。

火災初期においても火面から天井に向かってプリュームが形成され、次第に拡大すると考えらるから、プリュームの挙動を知る事は重要である。但し、火源が壁面自体もしくは壁面の近傍で、火災の拡大が垂直方向である場合は異なる現象になると考えらる。

(i) Yihの式

自由空間におけるプリュームについては、外国ではYih, Morton, Taylor, Turnerら、又日本では横井鎮男、日野幹雄らが研究を行っており、以下はYihの論文(II-1)か

ら、ポリウム内の温度、速度分布と上昇気流量の式を示す。
 Yih は次元解析と実験結果から以下の式を得た。

$$-\left(\frac{z^5}{\rho G^2}\right)^{\frac{1}{3}} \Delta T = 11.0 e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{r}{0.084z}\right)^2} \quad (2.1)$$

$$\left(\frac{\rho z}{G}\right)^{\frac{1}{3}} u = 4.7 e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{r}{0.072z}\right)^2} \quad (2.2)$$

$$V = 0.153 \left(\frac{G z^5}{\rho}\right)^{\frac{1}{3}} \quad (2.3)$$

但し $G = -\int_0^{\infty} 2\pi r u \Delta T dr$

z : 熱源からの垂直距離

ρ : 流体の密度

ΔT : 高さ z におけるポリウム内外の比重量の差

u : z 軸方向の速度

r : 半径方向の距離

V : 高さ z での上昇気流の体積

上述の定義から $G = \frac{Q}{C_p T_0}$

Q : 熱源からポリウムに与えられた熱量

C_p : 空気の定圧比熱

T_0 : 周囲空気の絶対温度

(2.1)~(2.3)式を 実験結果との比較が容易なように

$G = \frac{Q}{C_p T_0}$ と用いて書き直すと

$$\Delta\theta = 11.0 \left(\frac{T_0 Q^2}{\delta^2 C_p^2 g} \right)^{\frac{1}{3}} z^{-\frac{5}{3}} e^{-\frac{1}{2} \left(\frac{r}{0.084z} \right)^2} \quad (2.1')$$

$$u = 4.7 \left(\frac{gQ}{\delta C_p T_0} \right)^{\frac{1}{3}} z^{-\frac{1}{3}} e^{-\frac{1}{2} \left(\frac{r}{0.072z} \right)^2} \quad (2.2')$$

$$V = 0.153 \left(\frac{gQ}{\delta C_p T_0} \right)^{\frac{1}{3}} z^{\frac{5}{3}} \quad \nabla = \int_0^r u r' u' dr' \quad (2.3')$$

但し $\Delta\theta$: 周囲空気との温度差

δ : 流体の比重量

その他の記号は (2.1)~(2.3)に同じ

III) 横井の式

Yih と同様に横井も以下の式を導いた (II-2)

$$\Delta\theta = 0.4321 \left(\frac{T_0 Q^2}{\delta^2 C_p^2 g} \right)^{\frac{1}{3}} C^{-\frac{8}{9}} z^{-\frac{5}{3}} \left\{ 1 + 0.9383 \eta'^{\frac{3}{2}} + 0.4002 \eta'^3 \right. \\ \left. + 0.09398 \eta'^{\frac{9}{2}} \right\} e^{-1.4617 \eta'^{\frac{3}{2}}} \quad (2.4)$$

$$u = 0.8392 \left(\frac{gQ}{\delta C_p T_0} \right)^{\frac{1}{3}} C^{-\frac{4}{9}} z^{-\frac{1}{3}} \left\{ 1 + 0.9174 \eta'^{\frac{3}{2}} + 0.3790 \eta'^3 \right. \\ \left. + 0.1077 \eta'^{\frac{9}{2}} \right\} e^{-1.4617 \eta'^{\frac{3}{2}}} \quad (2.5)$$

但し. C : 熱源からの上昇気流の乱れの強さを示すパラメーター
アルコ-ルラングの実験では $C^{\frac{2}{3}} = 0.1$

$$C' = \frac{r}{2C^{\frac{2}{3}}}$$

その他の記号は上述に同じ

(2.1')式と(2.4)式から熱源直上での $\Delta\theta$ を比較すると

$$(2.1') \text{ から } \Delta\theta_{\max} = 11.0 \left(\frac{T_0 Q^2}{\rho^2 C_p^2 g} \right)^{\frac{1}{3}} z^{-\frac{5}{3}}$$

(2.4)から $C^{\frac{2}{3}} = 0.1$ を代入すると

$$\Delta\theta_{\max} = 9.31 \left(\frac{T_0 Q^2}{\rho^2 C_p^2 g} \right)^{\frac{1}{3}} z^{-\frac{5}{3}}$$

となり、ほゞんど差がたい。又、半径方向の温度分布は横井の式がプロリュム軸の中心付近で Y_{ih} の示す誤差曲線より少し高い値を示している。

横井の式はパラメータ C の値が各論文によつて異なつていて混然することは、 Y_{ih} の式の方が扱ひやすいため以下の分析では Y_{ih} の式を用ひることにする。

又、 Y_{ih} 、横井とモル発熱量の小まゝの実験によつて定数を決定しており、(2.1)~(2.5)式で ρ 、 δ はプロリュム内の密度、比重量と定義されているが、ほゞ常温での値を代入している。熱源が本分析で用ひる程度大きくなる場合、熱源によつて^{変化率}そのおりの ρ 、 δ をとりよる事は困難のため2-3(1)に示すように、以下の分析では常温での ρ_0 、 δ_0 の値を式へ代入して、定数部分を修正する手法をとっている。

(III) 層流から乱流への遷移高

今まで述べたプリュームの式は 上昇気流が最初から乱流であることと前提としているが、煙草の煙の上昇は 風の無い状態でよく観察すると、最初は層流状態で上昇し、ある高さになると急に乱流状態になるように見える。この遷移高について γ_{ih} (II-1) が 次元解析とシガレットでの実験結果を用い、層流から乱流へ遷移する高さ h は 僅かな条件で変化するが、その最高値は以下の式で与えられるとしている。

$$\frac{\rho^2 h^2 G}{\mu^3} = 9 \times 10^9 \quad \text{--- (2.6)}$$

(2.1) ~ (2.3) 式のように $G = \frac{Q}{C_p T_0}$ を代入すると

$$h = 9.5 \times 10^4 \sqrt{\frac{\mu^3 C_p T_0 Q^2}{\rho^2 Q}} \quad \text{--- (2.6')}$$

但し、 μ : 流体の粘性係数

ρ : 流体の密度

γ : 流体の比重量

例えば、半径 5 cm の円熱源で 単位面積当りの発熱量を $300 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{sec}$ とすると $Q = 2.36 \text{ kcal/sec}$ とする。

その他の値として $\gamma = 1.20 \text{ (kg/m}^3)$, $\mu = 1.82 \times 10^{-6} \text{ (kg/sec} \cdot \text{m}^2)$

$C_p = 0.24 \text{ (kcal/kg} \cdot \text{deg)}$, $T_0 = 293 \text{ (}^\circ\text{K)}$, $\gamma = 9.8 \text{ (m/sec}^2)$ と

代入すると、 $\lambda = 1.04 \times 10^{-2}$ (m) となり、熱源から 1cm 離れた点の乱流による事になり、事実上 火災における火源からの熱気流の上昇は 最初から乱流状態が始まると考えられる。

(iv) プリュームの上昇限界

以下に述べる理論は 例として大気中の煙突から出る煙がある気象条件(風速、気温の温度勾配)で どの程度の高さまで上昇し、拡散するかを知り、汚染物質の拡散状態の把握や、スモッグ発生への予報などに用いられるものであり、室内で発生する火災の場合に 重要視しなくてはならない問題とは考えない。しかし、現在の建物は 空調設備が完備し、火災の発生した空間に 最初から大きな垂直温度勾配や、天井付近での気流の乱れが存在する可能性があり、そういう空間でのプリュームによる煙の拡散は 上下方向に温度差が無く 無風をみせる空間でのそれと 違う現象になると考えられる。以下に ほぼ無風状態でのプリュームの浮力が0となる高さ Δh について Briggs^(II-3) の式を示す。

plume Rise 2.7.

$$\Delta h = 5.0 F^{\frac{1}{4}} S^{-\frac{3}{8}} \quad (2.7)$$

但し、 $F = \frac{g Q_H}{\pi C_p \rho T} \approx 3.7 \times 10^{-5} \left[\frac{m^4/sec^3}{cal/sec} \right] Q_H$

$$S = \frac{g}{T} \frac{\partial \theta}{\partial z}$$

Q_H : 熱気流に与えられる熱量

$$\left[\frac{m^4}{sec^3} \right]^{\frac{1}{4}} \left[\frac{m/sec^2}{m} \right]^{-\frac{3}{8}}$$

$\frac{\partial \theta}{\partial z}$: 垂直温度勾配

$$m, (sec)^{-\frac{3}{4} + \frac{3}{4}}$$

T : 環境大気の平均絶対温度

実用的には (2.7) 式に F, S を代入して定数を考へる部分と計算し

$$\Delta h = 1.4 \times Q_H^{\frac{1}{4}} \left(\frac{d\theta}{dz} \right)^{-\frac{3}{8}} \quad (2.7')$$

が用ゐらるゝ。気象条件から煙突の有効高さを求める場合に用ゐる。

日中	$\frac{d\theta}{dz} = 0.003^\circ C/m$	(平均的溫度勾配)	} (2.8)
夜間	$\frac{d\theta}{dz} = 0.010^\circ C/m$	(等温層)	

の値を用ゐる (II-4)。

以上から、先ず考へられるのは天井面に取り付けられた感知器の感度。冷房中には空調の場合よりも悪くなるのは確かである。即ち、熱感知にせよ、煙感知にせよ、熱源からのプルームによる上昇気流が天井面に達して初めて機能するわけだ。プルームが天井面に達し

にこの条件が生じるを考へらる。例へば、冷房の天井面に沿、2冷気を吹き出す空調方式をとるとすると、天井付近の $\frac{d\theta}{dx}$ が非常に大きくなり、スモッグを発生させる逆転層と同様の現象が生じて冷房をしない $\frac{d\theta}{dx}$ がほぼ0の場合に較べて、熱源がよほど大きくなるのとプルームが天井面に届かなくなる。

実験による例証がないので確信はないが、上述の様は空調の例は考へられるし、今後、感知器の火災感知能力を判定する場合はと考慮すべき点であると考へる。

(V) 面熱源からのプルーム

(1)(ii)で述べたプルームは熱源が極く小さくほぼ点熱源とみられる場合である。実火災の場合も、アルコールパンを用いた実験では当然火源はある面積をもつ面熱源となり、点熱源と同様に扱えない問題が出てくる。

横井は(II-2)の文献中、円型熱源($r_0 \leq 37.5\text{cm}$)の温度分布について、 $z/r_0 > 3$ の範囲では、面熱源の位置に点熱源のあるとした場合の温度分布に等しくなるとしている。この場合、室内の天井高を3mとすると $r_0 = 1\text{m}$ となると横井の式では表現できる範囲ではなくなる。

2-2. 室空間でのプルーム

(1) 室空間での熱気流に関する模型実験と数値解析

図 2.3 のような室空間で、床面におかれた面熱源により生じる熱気流について、その流況の性状と数値解析により、これを求めることができれば、それは実火災での

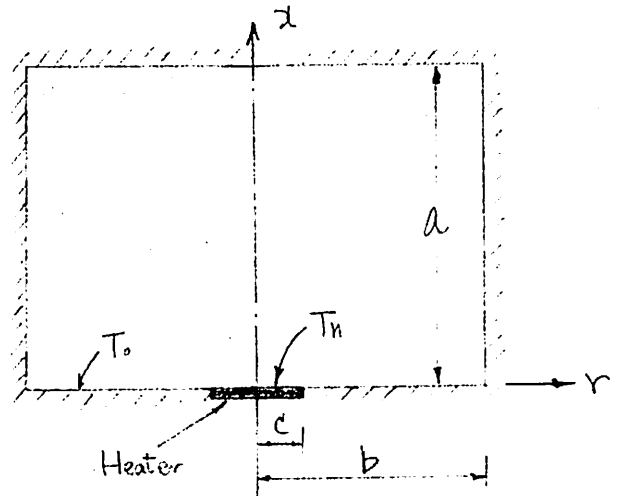


図 2.3

火源の拡大のパターンと組合せることで、火災初期にどのような現象が生じるかを知ることができるといえる。

Torrance と Rockett (II-7)(II-8) は、図 2.3 に示すような模型実験を行なった (II-7)、その結果を並行して行なった数値解析の結果 (II-8) に、層流域でよい一致を示すことを得た。

又、実験では定義されたグラスホフ数で $Gr \geq 1.2 \times 10^9$ になると、乱流域に移り、熱源から円錐状のプルーム発生

が認められる。数値計算では、 $Gr = 4 \times 10^9$ で層流という計算結果からなるが、 $Gr = 4 \times 10^{10}$ の周期的な渦が発生する事を確認した。

後に述べるように、火災現象は火源が小さい時は別として、火源が拡大するにつれ、乱流状態になることは必至であり

感知器を対象とした熱の移動を考へる場合にも、乱流域が解けたら、上述の数値計算は意味のないものとなる。

しかし、研究の方向を示す文献としては、非常に価値があるを考へ、以下にその概要を示す。

(ii) 模型実験と数値解析の比較

数値解析も二次元で容易にするために、図2.3のような半径 b の円柱モデルが考へられた。計算に用ゐられたブジネス近似では、密度 (ρ) は浮力の作用を考慮する以外では一定とし、その他の流体の特性—動粘性係数 (ν)、熱伝導係数 (k)、体積膨張率 (β) は一定とされた。又、計算は図2.3における $h = a$ 、 $C = \frac{a}{10}$ の条件で行われた。グラスホフ数の定義は以下の式で示される。

$$Gr = \frac{g \beta (T_h - T_0) a^3}{\nu^2} \quad (2.10)$$

但し、 β : 体積膨張率

T_h : 熱源の表面温

T_0 : 周壁温度

ν : 動粘性係数

a : 円柱の高さ

β, ν は T_0 における値

模型実験も同様に円柱の模型で行われ、 $Gr \leq 4 \times 10^7$ の実験結果と、計算結果は非常によい一致を見せた。

計算結果は、種々の Gr 数で示されているが、このうち
図 2.4 に $Gr = 4 \times 10^5$ の時間によつて発達する流れの計
算結果(非定常解)を引用した。図中の τ は無次元化さ
れた時間で、 $\tau = \frac{r_0^2}{\alpha} t$ である。この Gr 数では、流れは乱
流に移る直前の層流状態であるが、2-3 に説明する初期
火災モデルの考へ方では、煙層がプルーム外で、水平に次第
に降下する状態に近い状態を表していると思う。

この場合、円柱の半径がもっと大きいほど、円筒の周壁
($R=1$)に沿つての煙の垂下が少なくなるかと考へられる。

図2.4. $Gr = 4 \times 10^8$ に於ける 流場の発達

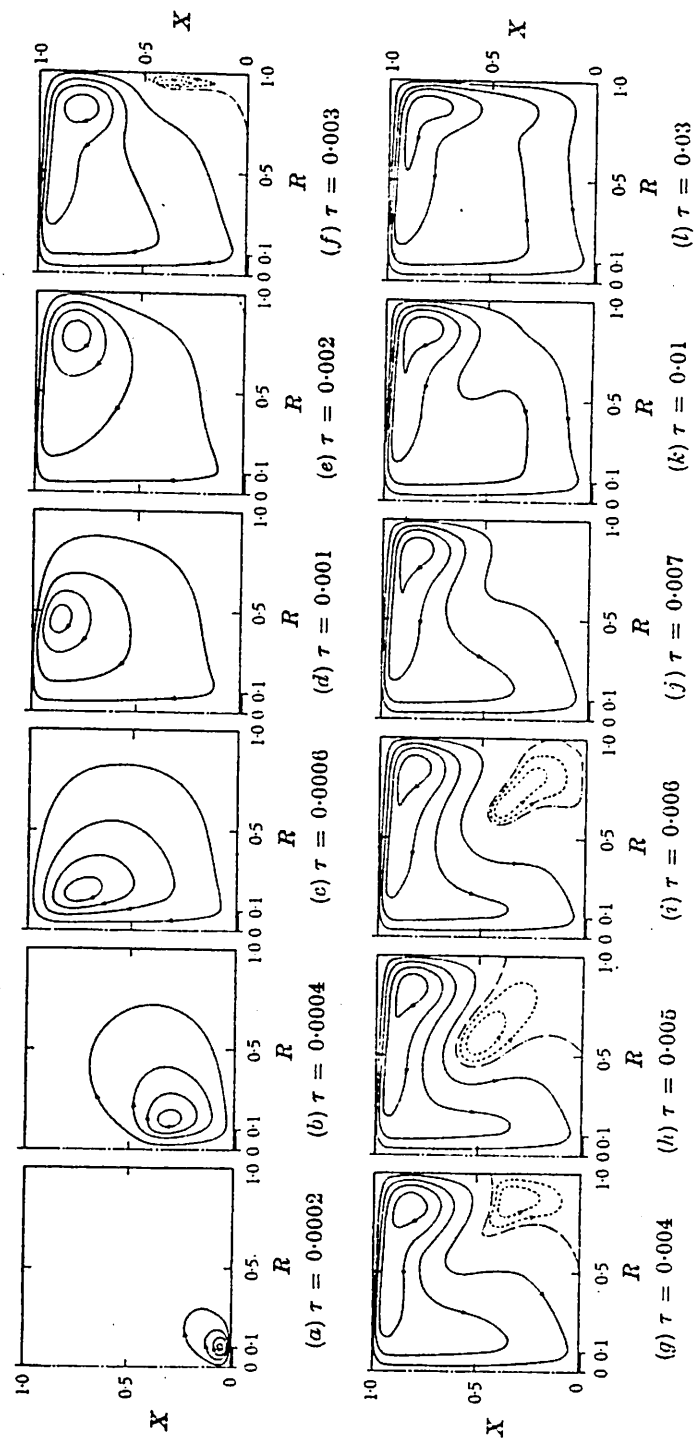


Figure 2.4. Transient streamlines fields for $Gr = 4 \times 10^8$ at various times τ . Solid streamlines correspond to positive ψ values of $\frac{1}{3}$, $\frac{2}{3}$ and $\frac{1}{2}$ of ψ_{max} . Dashed streamlines correspond to negative ψ values of $\frac{1}{3}$ and $\frac{2}{3}$ of ψ_{min} . The dot-dash streamline, walls and centerline have value $\psi = 0$. The values of ψ_{max} and ψ_{min} are: (a) $\psi_{max} = 4.0$; (b) $\psi_{max} = 23.5$; (c) $\psi_{max} = 47.4$; (d) $\psi_{max} = 65.7$; (e) $\psi_{max} = 64.8$, $\psi_{min} = -0.0013$; (f) $\psi_{max} = 42.3$, $\psi_{min} = -0.42$; (g) $\psi_{max} = 37.0$, $\psi_{min} = -0.99$; (h) $\psi_{max} = 37.0$, $\psi_{min} = -3.3$; (i) $\psi_{max} = 37.5$, $\psi_{min} = -0.54$; (j) $\psi_{max} = 37.8$; (k) $\psi_{max} = 37.8$; (l) $\psi_{max} = 37.0$.

(iii) 模型実験における層流から乱流への遷移

文献(1-7)における実験規模及び条件は以下の表2.1に示す
 ところ、 $Gr \geq 1.2 \times 10^9$ の乱流状態が発生し、円筒状のブ
 リュームが観察されてくる。ところで(2.10)式で定義される
 Gr 数では実大の建物に適用しようとする場合、建物の天
 井高(h)が高ければ高いほど、乱流になり易いという所か
 らの結果になる。これは2-1の理論から当然然り
 と考えらるため、筆者は、室の高さと熱源面積の両方が
 室空間での乱流発生に関係すると考え、代表長として

$$l' = A_f / h \quad \text{--- (2.11)} \quad \text{但し } A_f: \text{熱源面積}$$

$$h: \text{室高さ}$$

を考し、実験条件(表2.1)から修正して Gr 数として
 Gr' を求め、表2.1に付け加えた:

表2.1

実験番号	空間の大きさ (cm)	熱源粒径 (cm)	ΔT (deg C)	Gr	$l' = A_f / h$	Gr'
1	$9.5_r \times 9.5_k$	0.64	7.1	8×10^5	8.47×10^{-4}	6.4×10^{-1}
2	$9.5_r \times 9.5_k$	0.64	31.6	4×10^6	8.47×10^{-4}	2.9
3	$14.9_r \times 14.9_k$	1.0	81	4×10^7	2.11×10^{-3}	1.1×10^2
4	$14.9_r \times 14.9_k$	1.0	635	3×10^8	2.11×10^{-3}	8.9×10^2
5	$45.4_r \times 45.4_k$	3.33	752	1×10^{10}	7.54×10^{-3}	4.9×10^4
6	$45.4_r \times 45.4_k$	3.33	75.2	1×10^9	7.54×10^{-3}	4.8×10^3

遷移条件の $Gr = 1.2 \times 10^3$ は 実験 5, 6 の間を ΔT を変える事
 で得た。文献 (II-7) にあるので、修正した Gr' 数は
 $Gr \approx 5.8 \times 10^3$ を 乱流域に遷移すると考えられる。

又 文献 (II-7) の各実験条件は、 d と l の間にほぼ比例関係
 があるため、修正した Gr' 数は ほぼ $Gr \times 10^{-6}$ の値とな
 った。一方、文献 (II-8) の数値計算の式での Gr' は $C \frac{d}{h}$
 $h = d$ より $Gr' = 3.1 \times 10^{-5} Gr$ となり、文献 (II-7, II-8) と
 比較して いる 実験は、オーダーが 1 つづつずれてしま
 比較の対象が違ってしまう。しかし、^{文献 (II-8) の}写真による比較の限
 りでは、オーダーが 1 つ違っても、そのほどの差が生じて
 いる様には思えないので、修正した Gr' の数は、十分意
 味があると考えられる。

即ち (2.10) 式を改め

$$Gr' = \frac{g \beta (T_h - T_0) (A_f / h)^3}{L^3} \quad \text{--- (2.10') とする}$$

ここで、 $Gr \approx 5.8 \times 10^3$ を用いて、天井高さ $3m$ の空間におけ
 る火災で、火源面積がどのくらいに成れば、乱流域にた
 かり計算する。火源面の温度差: $900^\circ C$ とすると (2.10')
 式から $A_f = 1.05 \times 10^{-2} m^2$, 即ち、火源が ほぼ $10cm$ 角に成
 長した時に、天井面に至るブリュームが形成される結果とな
 り、直感的には 妥当な値と考えられる。

2-3. 初期火災モデルの考へ方.

(1) 煙層の降下

実火災実験や、アルコールパンと発煙筒によつて行つた実験では、プルームが発生し、次第に煙層の厚くたまり床面まわ一杯になるまでの間、プルーム外側の煙層は冷却によつて周壁近傍の煙が降下する以外は、煙層下端がほぼ水平で時間の経過に連れ、徐々に降下する状態が観察される。

そこで 図2-5 のようなモデルを考へ、さらに2-1で述べた自由空間の上昇気流量の式(2.3')を用いて、文献(II-6)に基づき、以下の式を考へた。

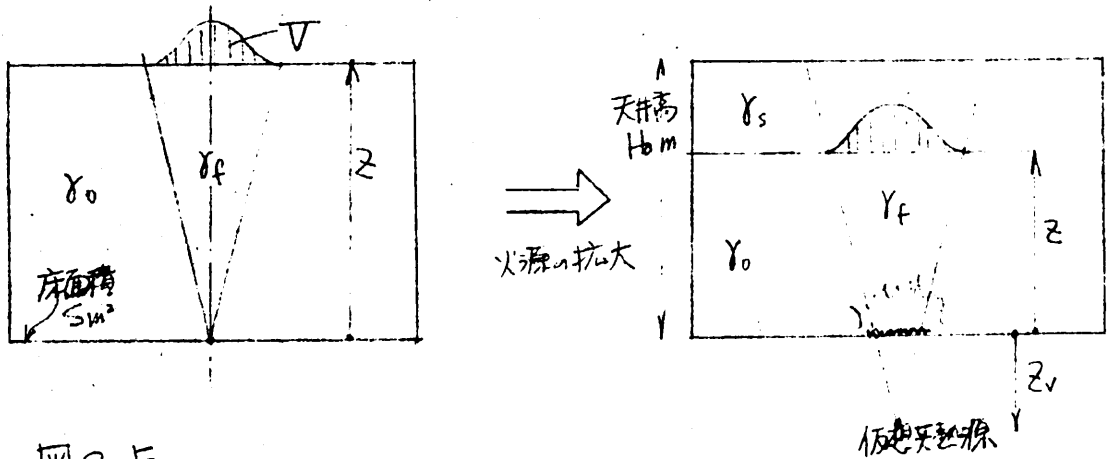


図2-5.

$$-\frac{dz}{dt} \cdot S \cdot \gamma_s = V \cdot \gamma_f \quad (2.12)$$

上式に(2.3')式を代入して

$$\frac{dz}{dt} = -\frac{0.153}{s} \frac{\delta_f}{\delta_s} \left(\frac{g Q_0}{\delta_0 C_p T_0} \right)^{\frac{1}{2}} (z + z_v)^{\frac{5}{2}} \quad (2.13)$$

但し、0.153 ; Yih (II-1) の実験から得られた定数

z ; 床面から煙層下端までの距離

z_v ; 仮想発熱源までの距離 ($z=1(V)$ 参照)

S ; 床面積

δ_s ; プリユームの平均比重量

δ_f ; プリユーム外の煙層の平均比重量

δ_0 ; 常温空気の比重量

Q_0 ; 火源の発熱量

C_p ; 空気の定圧比熱

T_0 ; 常温の絶対温度

(2.12)式では、煙層下端までの高さ z での上昇気流量が、瞬時の天井面に一様拡散して煙層となる。又、煙層内でのプリユームは新鮮空気の巻き上げに関与しない、即ち、煙量の増加には関与しないと仮定して置く。

又、(2.13)式では、右辺 $()^{\frac{1}{2}}$ の項で (2.3') の $\delta \rightarrow \delta_0$ 、 $Q \rightarrow Q_0$ と置き換えて置く。これは、Yih の式の定数が、プリユーム内の密度が、常温での密度とほとんど変わらない小熱源での実験から求められたものであり、火災のようにプリユーム内の温度変化の大きい場合には、当然 δ の変化を考慮する必要があるが、本分析では (2.3) 式をそのまま

実験式として解釈する立場から Y_0 を固定し、3-3等での実験結果の分析を用いて定数を変化させる立場をとった。

同様に上昇気流と与えられる熱量 Q も、 Q の比例関係にあると考えられ、測定が容易に Q_0 に置き換えた。

又、 Y_s 、 Y_0 とともに時間 t の Y も変化する変数と考えられるが、 $Y_s/Y_0 = C_r$ の形で、 C_r を発生した熱気流の天井面に広がる面に生じる温度降下の割合を示す定数と考え、熱源の規模と空間の規模によつて決定すると仮定し分析した。

この Y の式と実験式とを比較するから、以後の分析は (2.1') (2.2') 式における $Y \rightarrow Y_0$ 、 $Q \rightarrow Q_0$ の置換をして扱う事となる。

(iii) 煙層の平均温度

7°リユ-の外での煙層の平均温度上昇は、(2.13) 式を解いて求めらるその値を用い、煙層の持つ熱量が、煙層全体に瞬時一様拡散するとすれば、

$$K \int_0^t Q(t) dt = (H_0 - z) \cdot S \cdot Y_s \cdot C_p \cdot \Delta \theta \quad \text{--- (2.14)}$$

但し、 $\Delta \theta$: 煙層の平均温度上昇 (常温との温度差)

K : 火源の発熱量、うち、煙層に与えられる割合

Y_s : 煙層の比重量

$Q(t)$: 発熱量

4. 15) $Y_S = 353/293 + \Delta\theta$ を代入し、式を解いて $A\theta$ を求めよ。但し、瞬時一様拡散の仮定より、(2.14)式は $t \rightarrow 0$ では成立しない。

3節 アルコールパンを用いた実験の分析

3-1. アルコールパンの発熱量

アルコールパンの発熱量は文献に大きなもの(1m²)について、実験結果を見出すことができます。"アルコールの火面の降下速度が1mm/1分である"という定説(実験者の間でのこと)に従って、メチルアルコールの発熱量 5400 cal/g
比重: 0.793 g/cc から、単位面積当りの発熱量 71.5 kcal/m²sec と求めた。又、30cm × 30cm × 5cm^h, 66cm × 6cm × 4cm^hの鉄板製アルコールパンに500gのメチルアルコールを入れて、無風状態で燃焼させた場合の発熱量については、筆者自身の測定で、 1.0×10^2 kcal/m²sec の値を得ている。しかし、文献(II-10)では、29.5cm × 9.5cm × 4.5cm^hのアルコールパンではほぼ無風($v=20$ cm/sec)で、0.94~1.17 kcal/m²sec の値を得ているが、容器の保温状態で2割程度の差が生じ、又、風速が変化すると、発熱量も大きく変化している。このように、その時の気温、火源面の大きさ、アルコールパンの深さ等によって発熱量が異なることを考慮し、定式化が困難なため、6節に概要を示した実験のうち、1m²のアルコールパンを用いた実験(A-1, A-2, B-1, B-2, D-1)については、71.5 kcal/m²sec、30cm^角の^{50cm^角}アルコールパンを用いた実験(C-1, E-1)については、 1.0×10^2 kcal/m²sec の値

と単位面積当りの発熱量として採用し、分析に用いた。尚、実火災実験とともに、本章で分析した実験の詳細については、6節にまとめたので、参照されたい。

3-2. 実験値と理論値の比較

(1) 火災での垂直温度分布

(2.1')式より火災での垂直温度 $\Delta\theta_{max}$ は

$$\Delta\theta_{max} = 11.0 \left(\frac{T_0 Q_0^2}{\gamma_0^2 c_p^2 g} \right)^{\frac{1}{3}} z^{-\frac{5}{3}} \quad (2.15) \text{ となる}$$

実験 A-1, A-2 での垂直温度分布に、横軸に z' をとり、 z' と z は床面からの距離 z に仮想発熱源までの距離 z_0 を加えたものと、 z のみとを比較して、図 2.6 に示した。図 2.6 から明らかに $\Delta\theta_{max}$ は $(z+z_0)^{-\frac{5}{3}}$ に比例する事が分かる。

又、図 2.7 で、横軸に $\left(\frac{T_0 Q_0^2}{\gamma_0^2 c_p^2 g} \right)^{\frac{1}{3}} z^{-\frac{5}{3}}$ 、縦軸に $\Delta\theta_{max}$ とすると、図の直線が得られる。

$$\Delta\theta_{max} = 17.8 \left(\frac{T_0 Q_0^2}{\gamma_0^2 c_p^2 g} \right)^{\frac{1}{3}} (z+z_0)^{-\frac{5}{3}} \quad (2.16)$$

となり、(2.16)式の定数部分が(2.15)と較べて約1.6倍となっている。

これは $\gamma \rightarrow \gamma_0$, $Q \rightarrow Q_0$ の置き換えや、室空間での影響と見られる。

图 2.6 垂直温度分布与 Z' 的关系

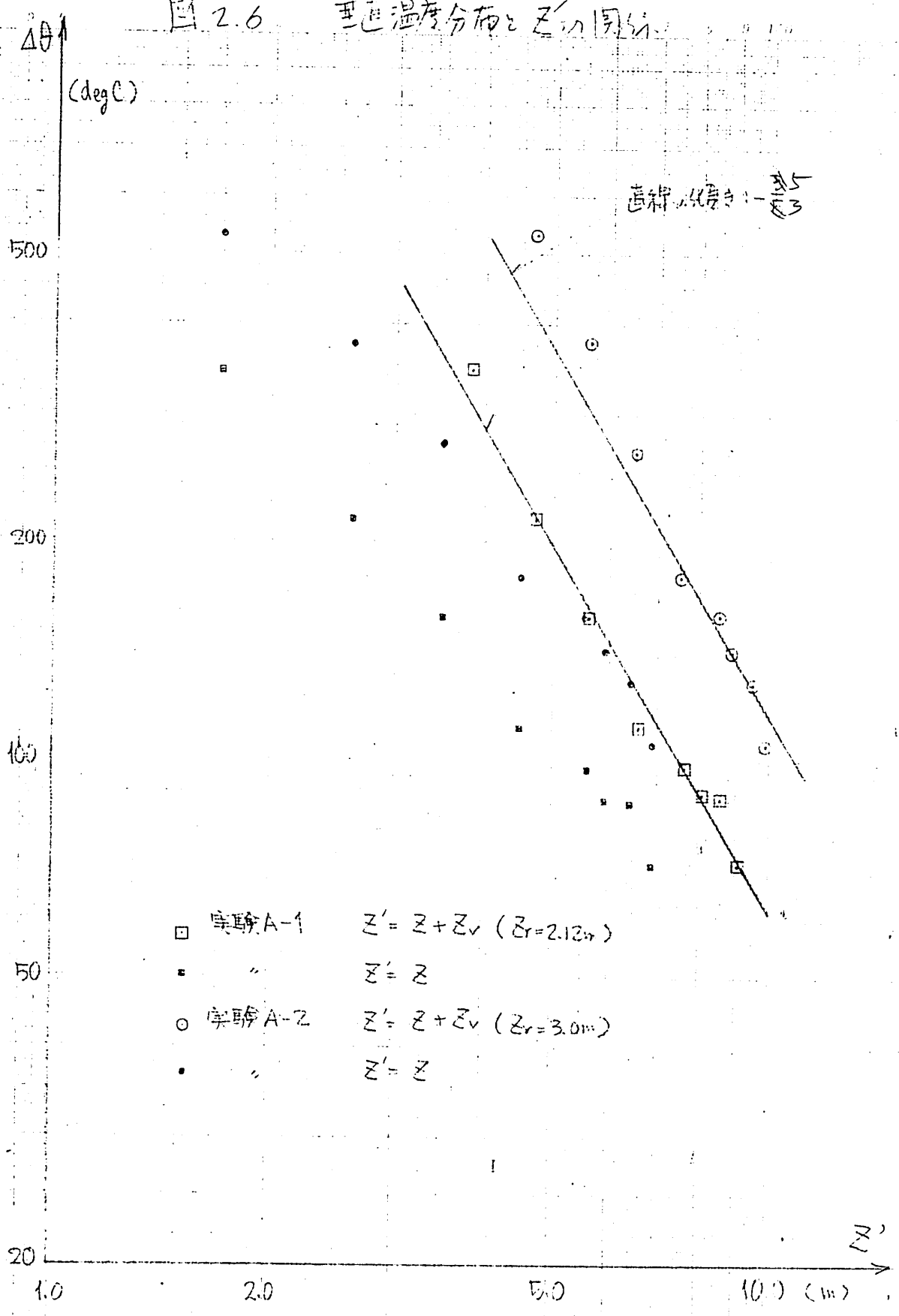
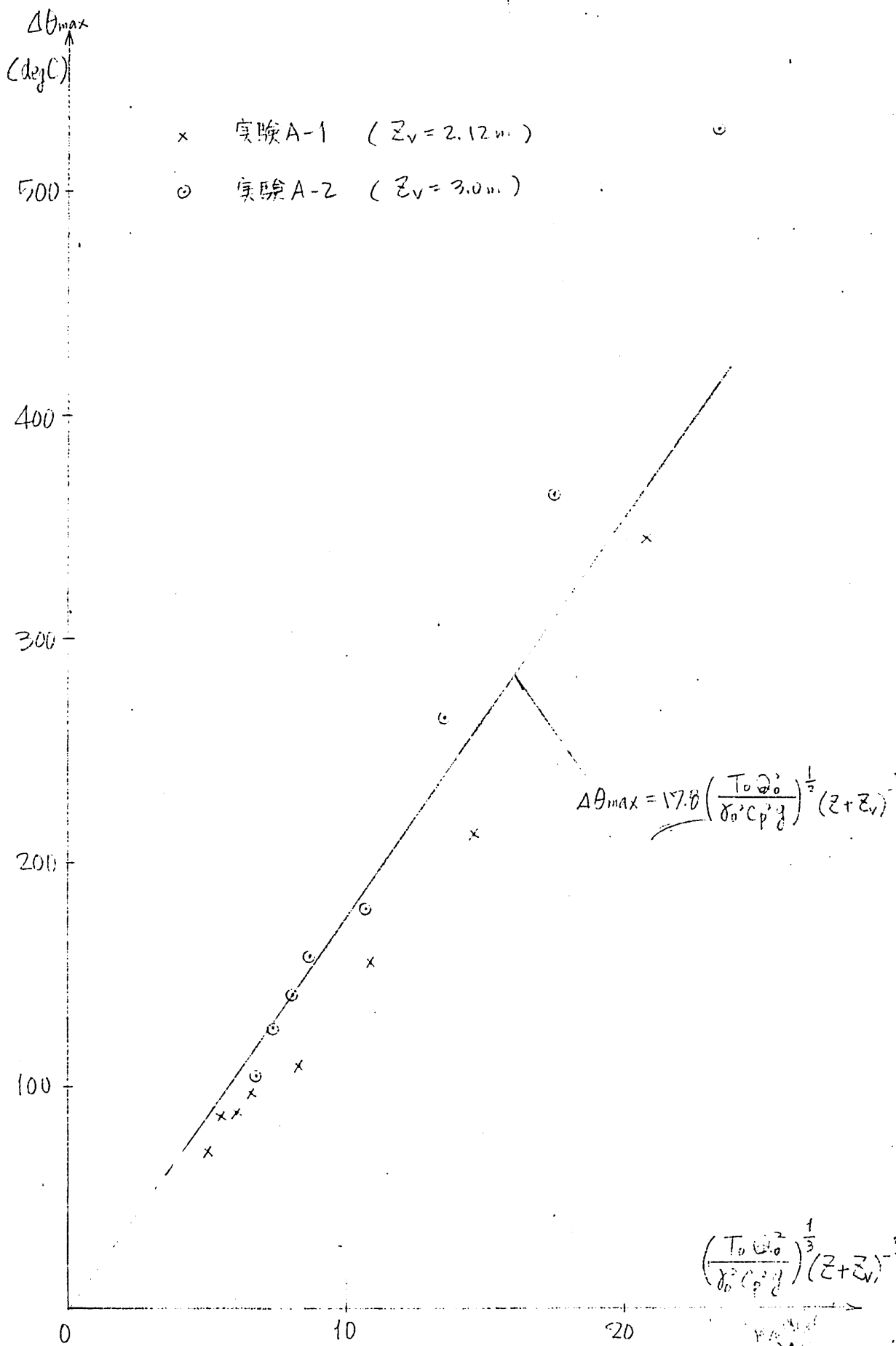


圖 2.7 垂直溫度分布と $\left(\frac{T_0 \omega_0^2}{\gamma_0^2 c_p^2 g}\right)^{\frac{1}{3}} z^{-\frac{5}{3}}$ の比較

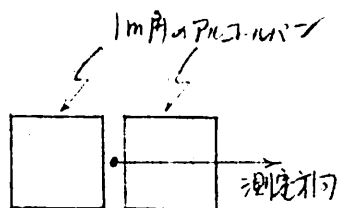


(ii) 水平温度分布

図 2.8, 2.9 に 実験 A-1, A-2 で 床面から 3.5m, 5.5m
で測定した水平温度分布を 横軸に $r/\Sigma z_v$, 縦軸に $\Delta\theta/\Delta\theta_{max}$
をとって示す。

(2.1') 式から 水平温度分布は $e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{r}{0.084z_v}\right)^2}$ の曲線に近
はず。 実験 A-2 (図 2.9) では この曲線によく一致す
るが、 A-1 では 全く合わない。 これは 下図のように 実
験 A-2 では 火源が 正方形で ほぼ 方向性をもたないのに対
して、 A-1 は 方向性をもつためと考えられる。

実験 A-1



実験 A-2

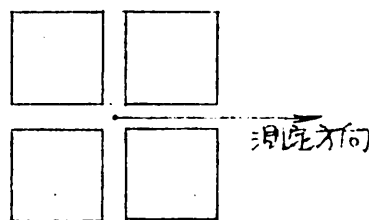


図 2.8

実験 A-1 プリュームの水平温度分布

天井高 7.4m

炉面積 287.6m²

1m 高のアルコ-ルバーン X Z

○ Z = 3.5m (Z + Z_v = 5.62m) Z の水平温度分布

□ Z = 5.5m (Z + Z_v = 7.62m) Z の水平温度分布

$$Z' = Z + Z_v$$

$$e^{-\frac{1}{2} \left(\frac{r}{0.534 Z'} \right)^2}$$

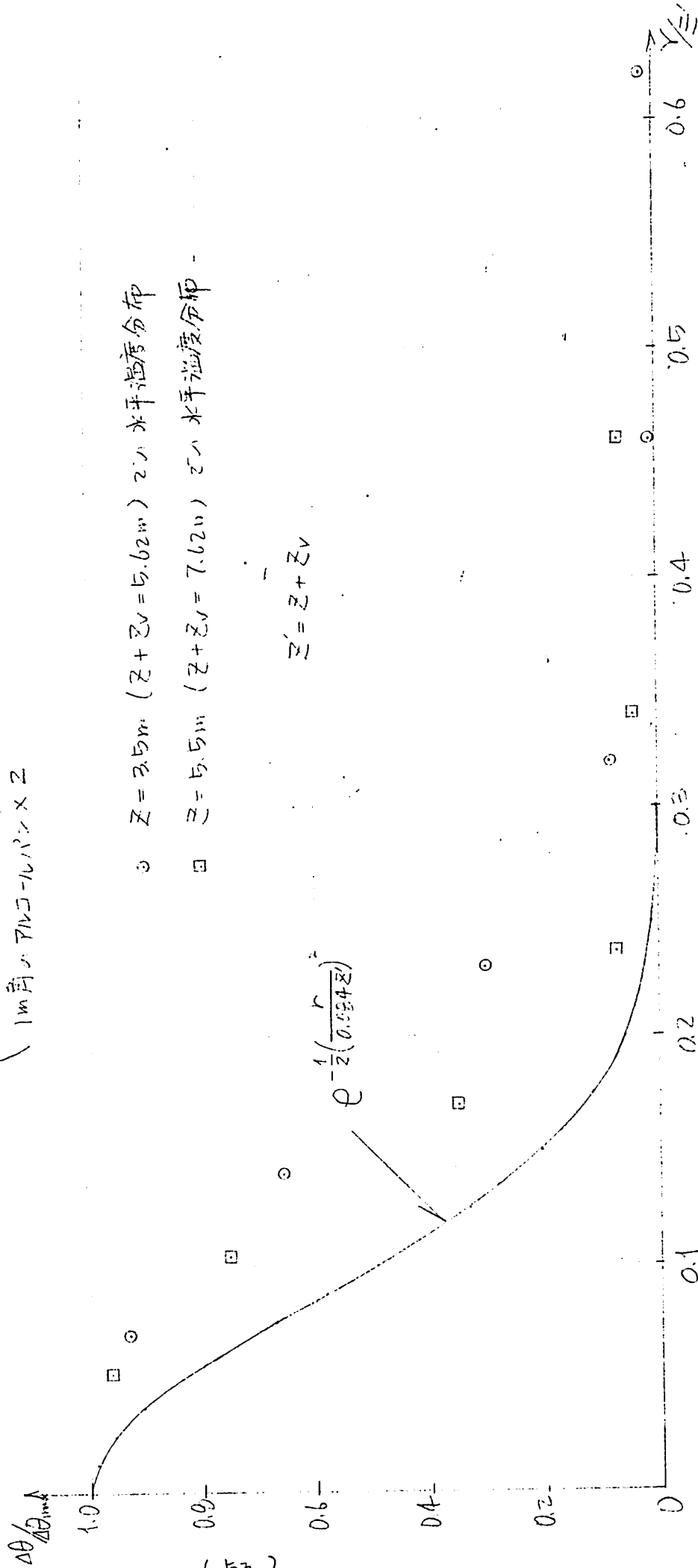


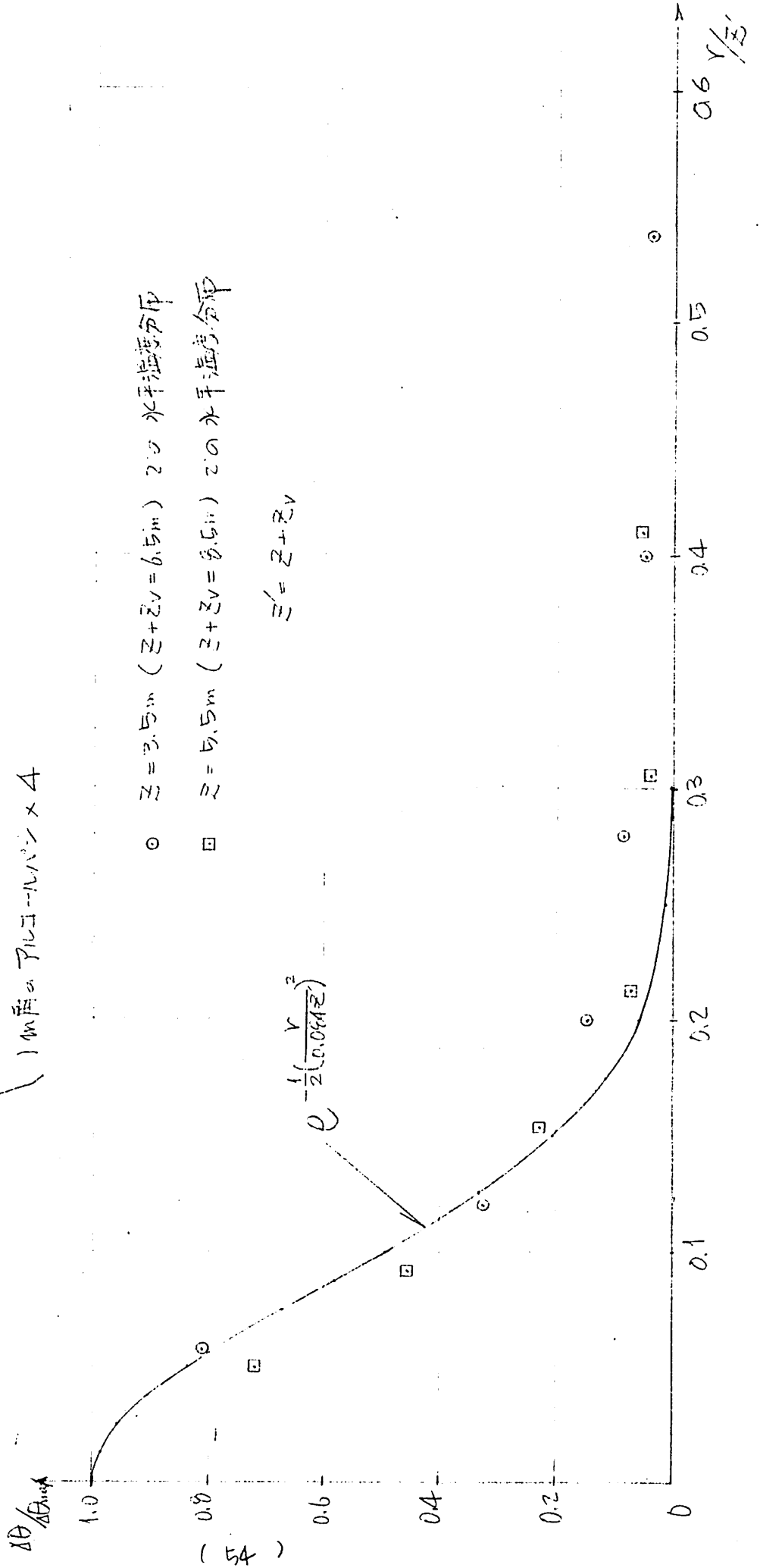
図 2.9

実験 A-2 プリユームの水平温度分布

天井高 7.4m
 床面積 209.6m²
 1m 降のアルゴリズム × 4

- z = 3.5m (z + z_v = 6.5m) 20 水平温度分布
- z = 5.5m (z + z_v = 8.5m) 20 水平温度分布

$z' = z + z_v$



3-3. 実験値による定数の決定

(i) プリユームの基本式

$$\text{モーメント方程式} \quad \frac{d}{dz} \int_0^{\infty} 2\pi r \rho u^2 dr = - \int_0^{\infty} 2\pi r \Delta r dr \quad (2.17)$$

より $\Delta \theta_{\max} \propto (U_{\max})^2$ の関係が得られる (II-1)。

よって (2.16) 式で得た定数を用い (2.1') ~ (2.3') 式の定数を以下のように変更し、決定する。

$$\Delta \theta = 17.8 \left(\frac{T_0 Q_0^2}{\gamma_0^2 C_p^2 g} \right)^{\frac{1}{3}} z'^{-\frac{5}{3}} e^{-\frac{1}{2} \left(\frac{r}{0.084 z'} \right)^2} \quad (2.18)$$

$$U = 6.0 \left(\frac{g Q_0}{\gamma_0 C_p T_0} \right)^{\frac{1}{3}} z'^{-\frac{1}{3}} e^{-\frac{1}{2} \left(\frac{r}{0.072 z'} \right)^2} \quad (2.19)$$

$$V = 0.195 \left(\frac{g Q_0}{\gamma_0 C_p T_0} \right)^{\frac{1}{3}} z'^{\frac{1}{3}} \quad (2.20)$$

$$\text{但し } z' = z + z_v$$

$$0.195 \alpha = 0.113$$

$$\alpha = 0.785$$

(ii) 煙層下端の式

(i) に従い、2-3 の (2.12) 式の定数を変更し、以下に決定する。

$$\frac{dz}{dt} = - \frac{0.195}{5} \frac{\gamma_f}{\gamma_s} \left(\frac{g Q_0}{\gamma_0 C_p T_0} \right)^{\frac{1}{3}} (z + z_v)^{\frac{5}{3}} \quad (2.21)$$

(2.21) 式を用い、 γ_f/γ_s を変化させ、実験 A-1, A-2 の煙層降下を計算した結果と実測値を 図 2.10, 2.11 に示す。図より $\gamma_f/\gamma_s = 0.7$ とした場合の結果が、実測値に最もよく合致した。

図 2.10

実験 A-1 煙層降下

δ_f/δ_s の変化に対する計算結果と観測値の比較

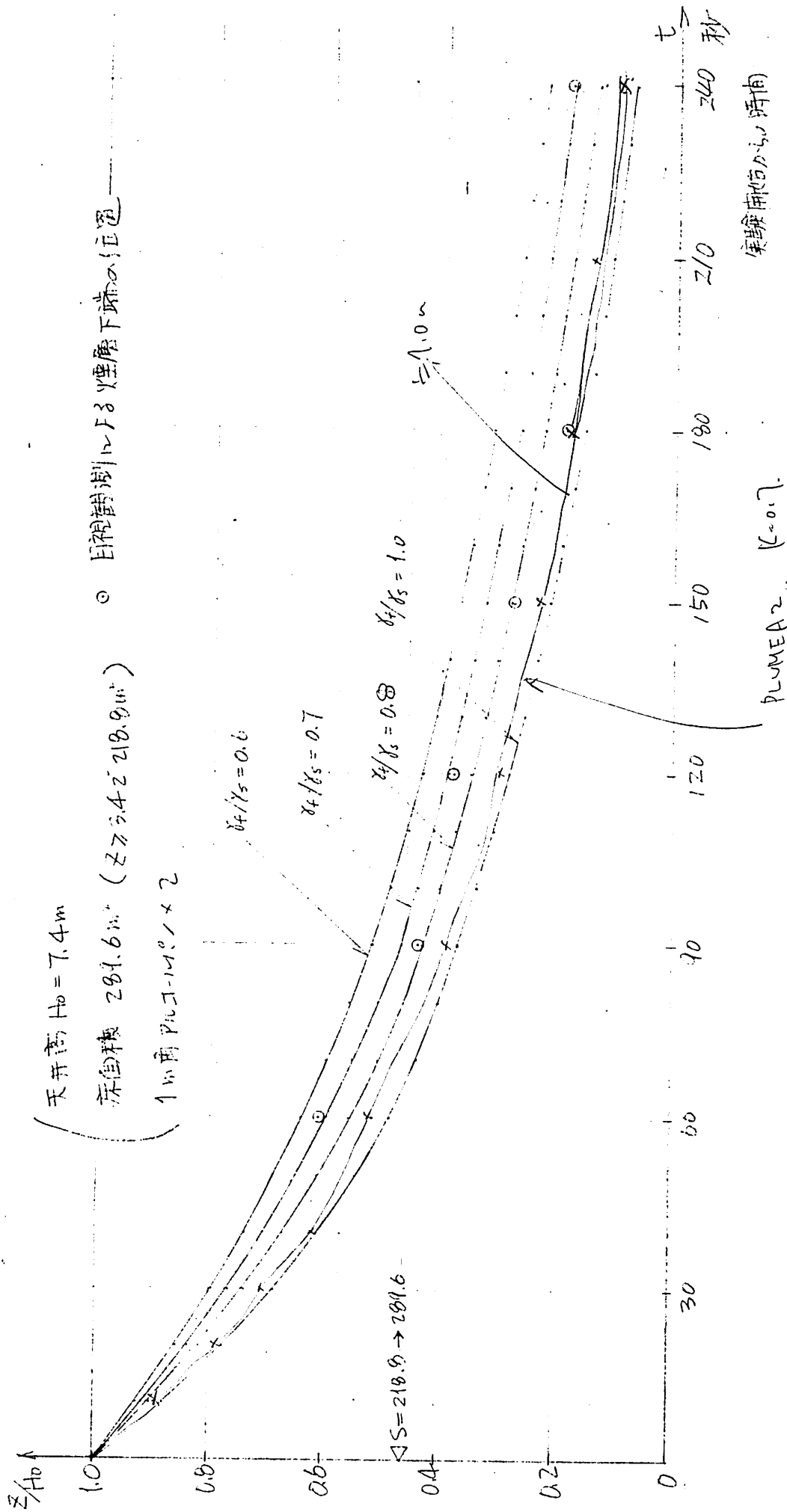
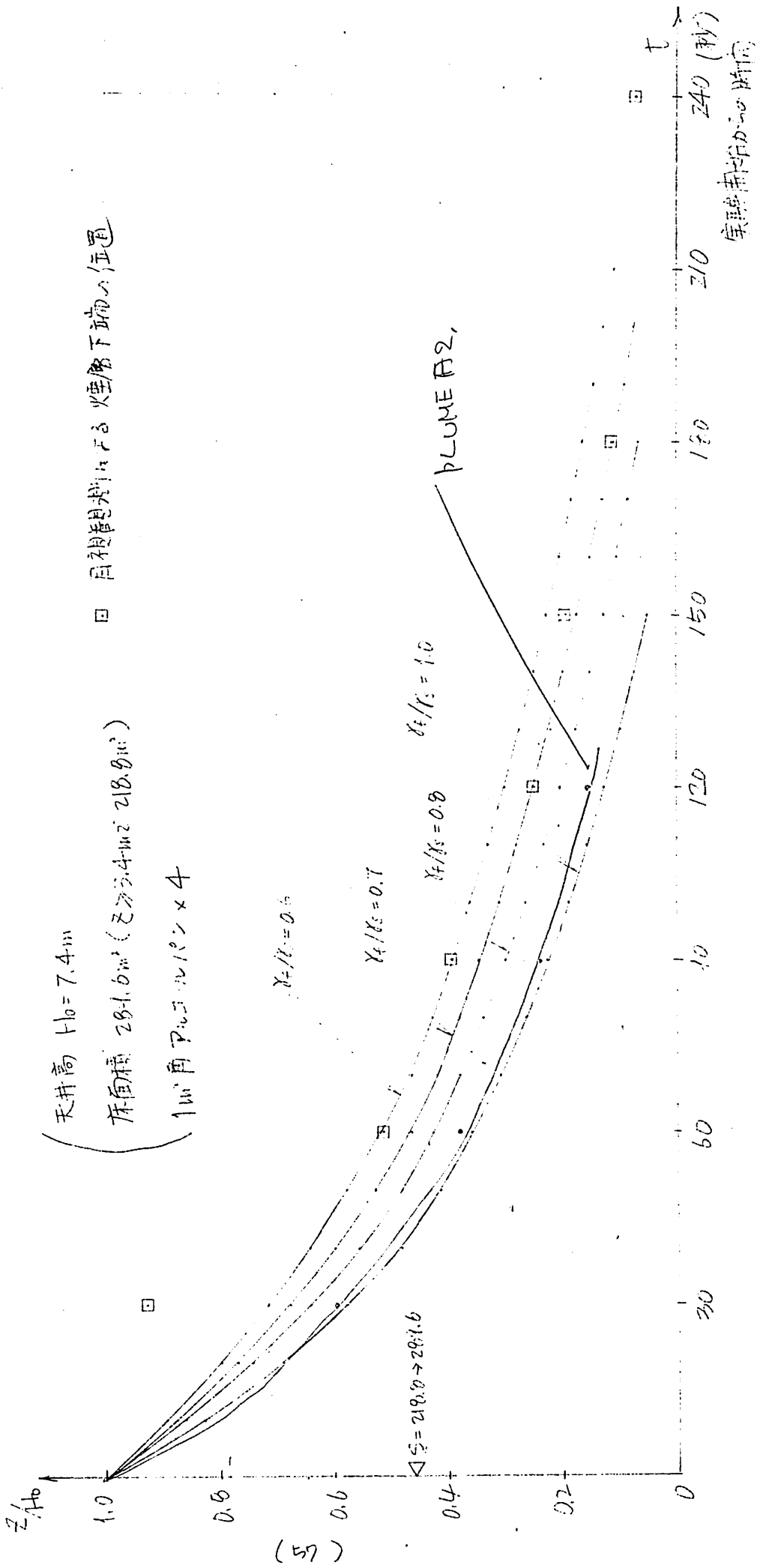


図 2.11 実験 A-2 煙塵降下

γ_t/γ_s 変化による計算結果と観測値の比較



(iii) プリューム外煙層の平均温度上昇

(ii) の $\delta_f/\delta_s = 0.7$ とした場合の計算結果から (2.14) 式を用いて $\Delta\theta$ を求めた。K (発熱量のうち煙層に与えられる割合) を 0.7 にした時、実測値とよく合致した。この結果を 図 2.12 に示す。

この図における実測値は、火災から水平距離 z だけ離れた プリューム外と考えられる 煙の垂直温度分布から、目視で観測された煙層下端より上にあつた測点の平均温度として求めたものである。

但し、一様拡散の仮定を用いてゐるものゝ、当然、煙層の平均温度は一様ではなく、火災から離れるに従つて下がる と考えられるから、 z は 火災からの距離に相当する変数と考えられる。

40 (deg C)

図 2.12

プラコーム外煙層の平均温度上昇

実験値

$K=0.7$ の計算値

(実測値から本系に5mm離すこと
垂直温度分布から求めた)

A0. 煙層の平均温度と気流の差

実験 A-1

実験 A-2

PLUME A2

500

100

50

0

100

200

300

400

t (秒)

3-4. 開口(扉)のある場合の初期火災モデル

2-3で述べた煙層降下のモデルは、室空間に開口のない場合にしか適用できない。一方、扉が開かれた状態、即ち

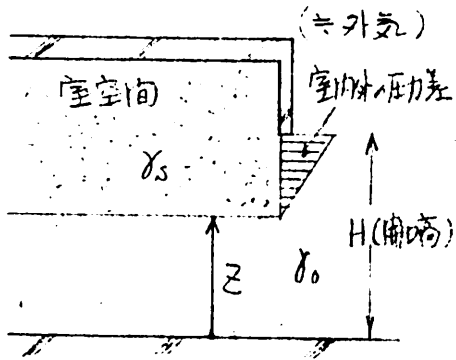


図 2.13

図 2.13 のような開口のある場合

(2.21), (2.14) 式を解いて求めら

る z と γ_s を用い、煙層下端に室

内外の圧力差が 0 になると仮定

すると、開口を通過して流出する

煙体積: W は

$$W = \frac{2}{3} \alpha B (H - z)^{\frac{3}{2}} \sqrt{2g \left(\frac{\gamma_0}{\gamma_s} - 1 \right)} \quad (2.22) \text{ となる.}$$

但し、この場合、開口外の空間は無風の外気がほぼ外気とみなせることが条件である。

(2.21) 式を数値積分で解いて求める手法をとれば、 z が H

より小さくなる時刻から (2.22) 式で求めらる W を用

いて、(2.12) 式の右辺を $V \cdot \gamma_f - W \cdot \gamma_s$ とするこゝで、 z

の時間変化を求めることができる。

同様に、煙層の温度上昇を流出する煙が煙層に与えら

れた熱量のうち、 $q = A \theta \cdot V \cdot \gamma_s \cdot C_p$ を持ち去るとして

求める事ができる。

3-5. 各実験の分析結果

3-1から3-4に基づき、6節に示すアルコールパンによる実験について、(2.21)式を用いて煙層の降下(その時間変化)を求めた。

$$x_f/x_s = 0.7$$

$$\begin{aligned} \text{単位面積当りの発熱量 } q_0 &= 71.5 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{sec} \quad (\text{1m角パンの場合}) \\ &= 1.0 \times 10^5 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{sec} \quad (\text{50cm角と30cm角}) \end{aligned}$$

$$\text{その他 } \gamma_0 = 1.20 \text{ kg/m}^3, \quad C_p = 0.24 \text{ kcal/kg} \cdot \text{deg}, \quad T_0 = 293^\circ \text{K}$$

$$g = 9.8 \text{ m/sec}^2, \quad z_v = 1.5 \sqrt{A_f} \text{ の各値を用いた。}$$

開口のある実験A-1, A-2, D-1の計算結果が 図2.14

開口のある実験B-1, B-2, C-1の計算結果が 図2.15

である。又、図2.16は 実験E-1の結果であるが、 $x_f/x_s = 0.7$ の計算結果(破線)では全く観測値に一致しない。

これは、室空間に較べて熱源が小さいため、煙温上昇がはやいからである。 $x_f/x_s = 1.0$ と仮定したと考へられる。そこで $x_f/x_s = 1.0$ を代入して計算した結果(実線)、ほぼ観測値に近い結果を得られた。

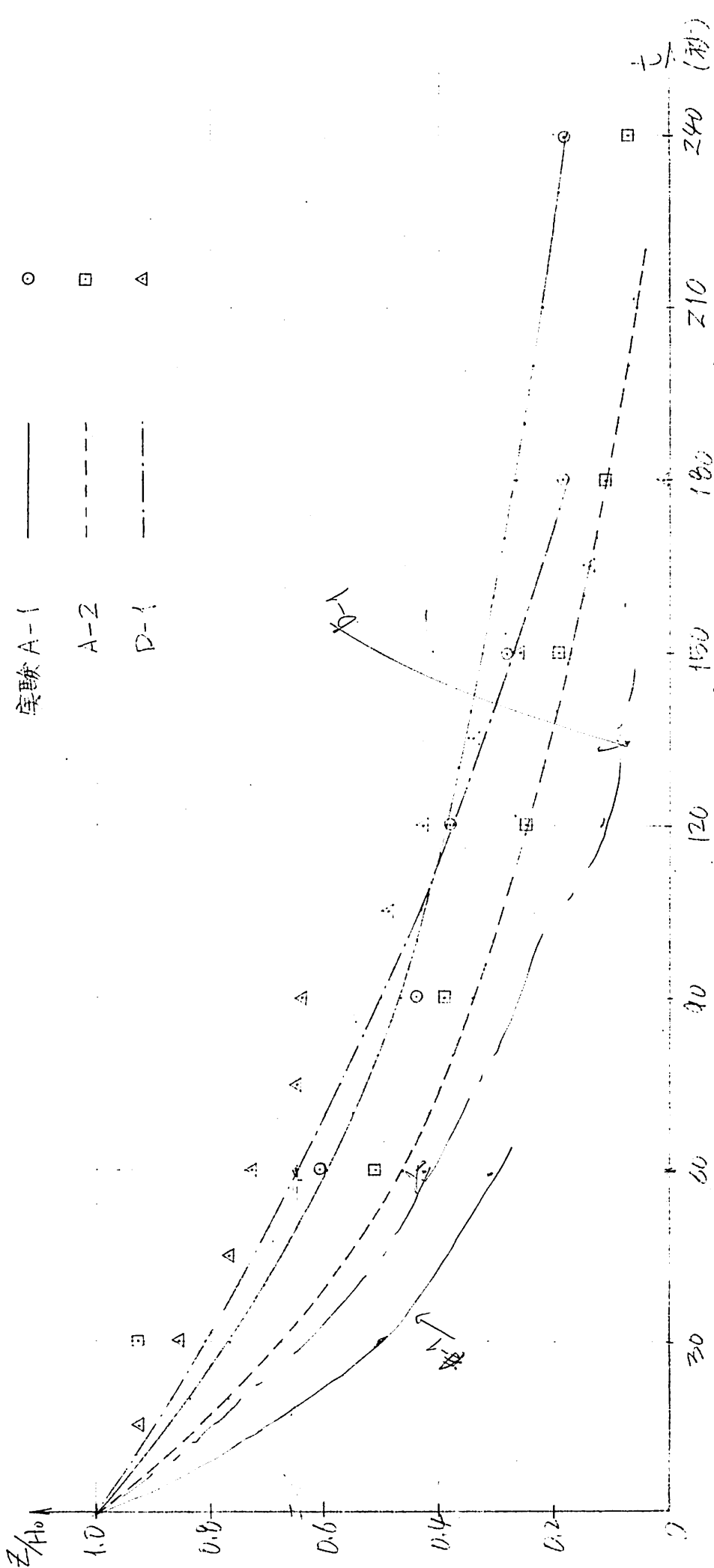
以上から、 x_f/x_s の値を熱源と空間のスケールから適当な定数($0.6 \leq x_f/x_s \leq 1.0$)とする手法が今後の課題である。

又、煙層の平均温度上昇については 実験A-1, A-2を除く実験では データに乏しく分析は行はなかった。

図 2.15 開口部の室内空間の煙層降下

計算値

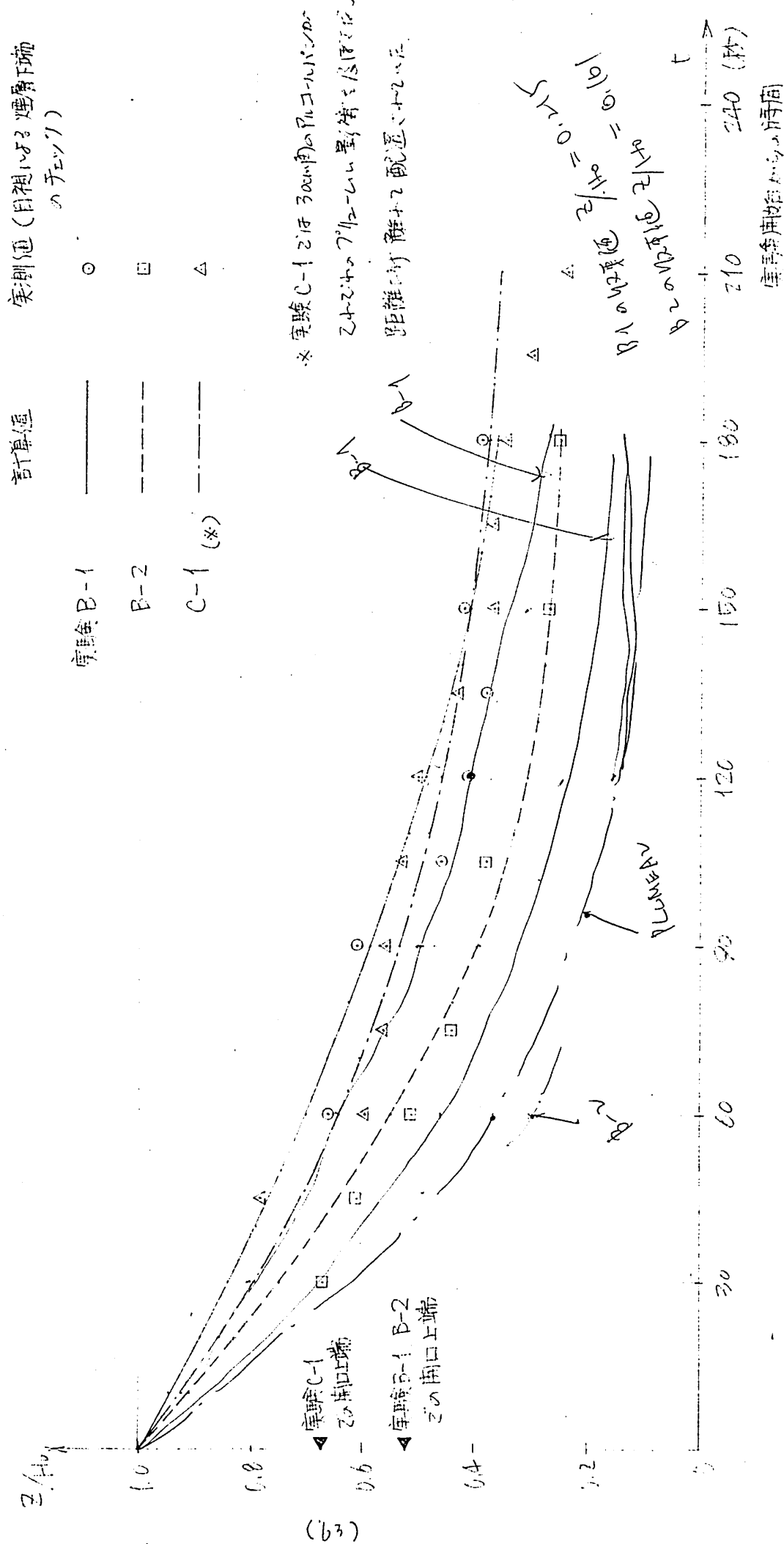
実験値



実験時間 240 秒

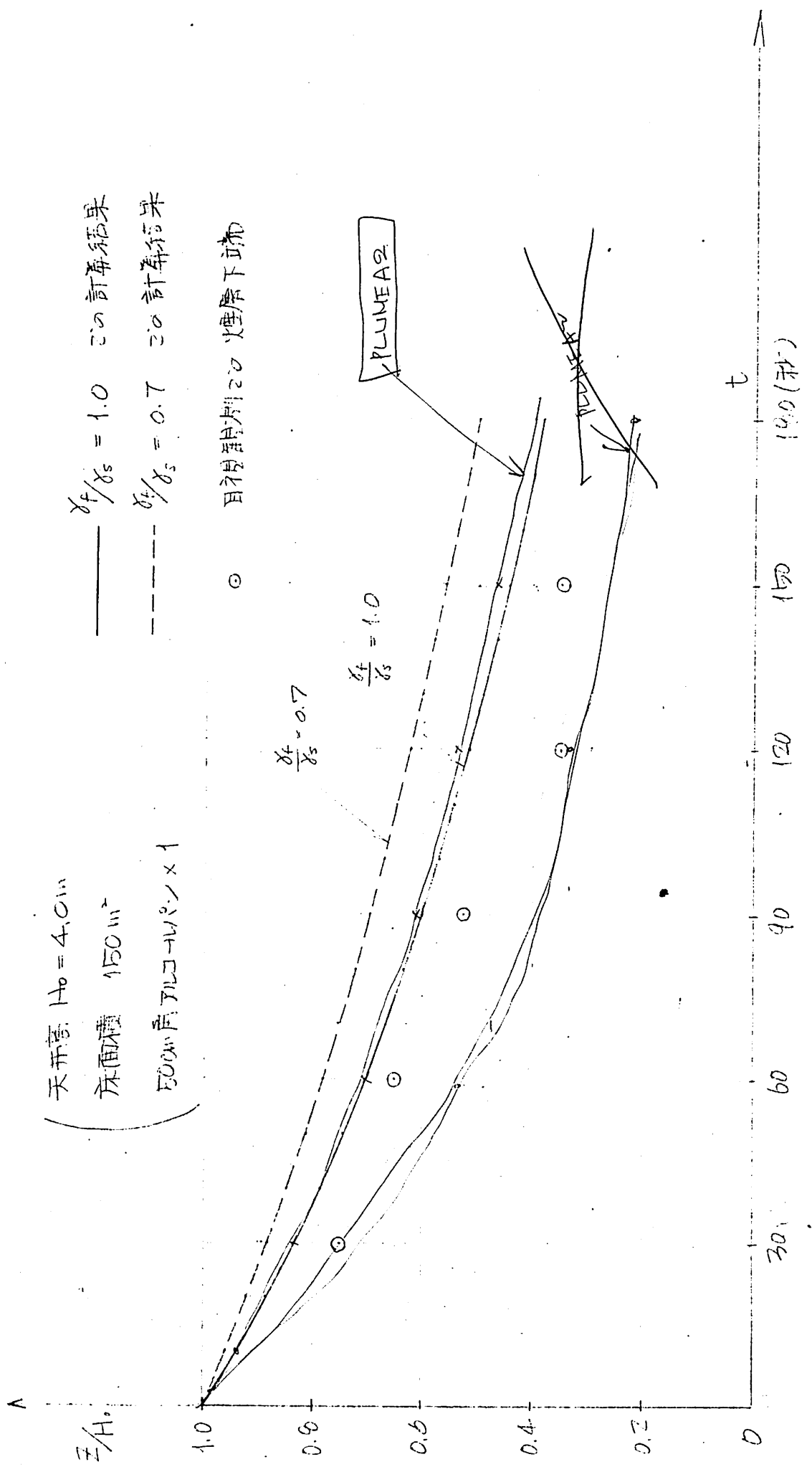
07x

図 2.16 庫口く算出線が、まぶる屋空向心の煙層降下



(63)

图 2.17 实验 E-1 烟层下降的实际值与计算值的比较



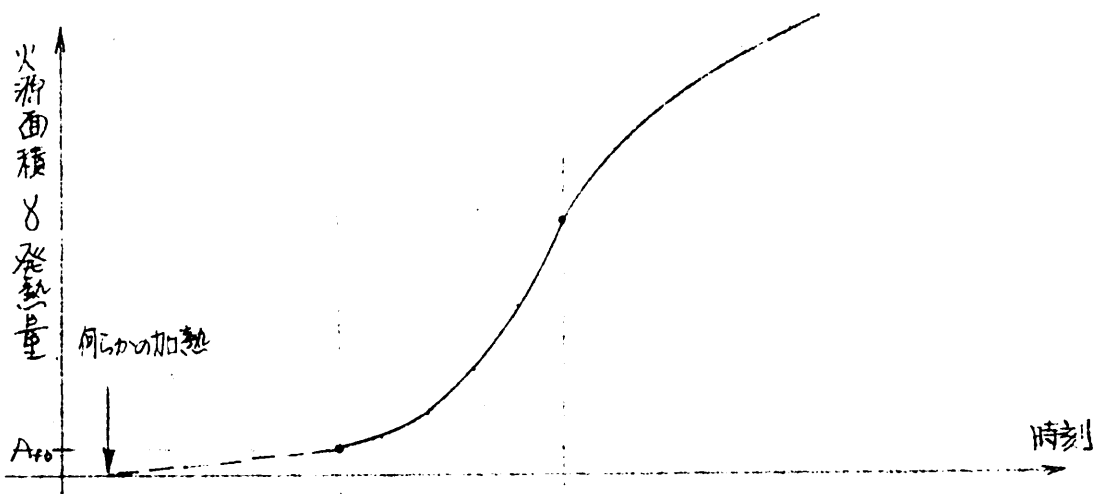
4節 実火災の分析

4-1. 火源面積の拡大

(1) 火源面積拡大に関する仮定

実火災における火源の拡大や燃焼のパターンは非常に複雑であり、モデル化が困難である事は1節に述べた通りであるが、ここでは水平に可燃物が分布された室空間における初期の火源面積の拡大について図2.17のような大胆な仮定をし、初期火災モデルは図中の期間Bと表現するものとする。

<図2.17>



A	B	C
燃焼物の何らかの加熱を受け、火源の発熱量がある値を越えるまでの期間	火源面積が時間的に急激に拡大する期間	開口条件や可燃物の量で燃焼が制御される期間

即ち、最初何らかの原因で可燃物に熱量が加えられるため、このために燃焼が始まり、次に拡大して(期間A)ある

大きさに対し、 t 時から 火源面積の拡大が時間の二乗に比例する燃焼（期間B）に達し、ある程度以上に火源が拡大すると、開口条件や可燃物の量で燃焼が制御される状態（期間C）に至ると仮定している。

可燃物に与えられる熱量の初期値によらず、期間はAがほぼくばり、期間Bから火災が始まる事をあると考へられる。この期間Bが始まる時の火源面積および発熱量については知識を持たないのて、ここでは以後の分析を容易にするため、火源が 2-2(iii)に述べた室空間での流れが乱流となり、プルームが発生する最小火源面積 A_{fd} に達した時に、期間Bが始まり、火源面積が時間の二乗に比例して拡大を始めると仮定する。

表2.2に 実験の記録写真と温度測定値から、室内にプルームが成立した時期（火源から立上るプルームが天井面に達した時刻）を推定し、示した。

表2.2. 室空間にプルームが発生したと推定される時刻（実験開始からの時間）

実験	記録写真からの推定	火災直上の温度分布からの推定
F-1	1'45" ~ 2'00"	2'00" ~ 2'30"
F-2	2'15" ~ 2'30"	2'30" ~ 3'00"
F-3	1'00" ~ 1'30"	1'00" ~ 2'00"

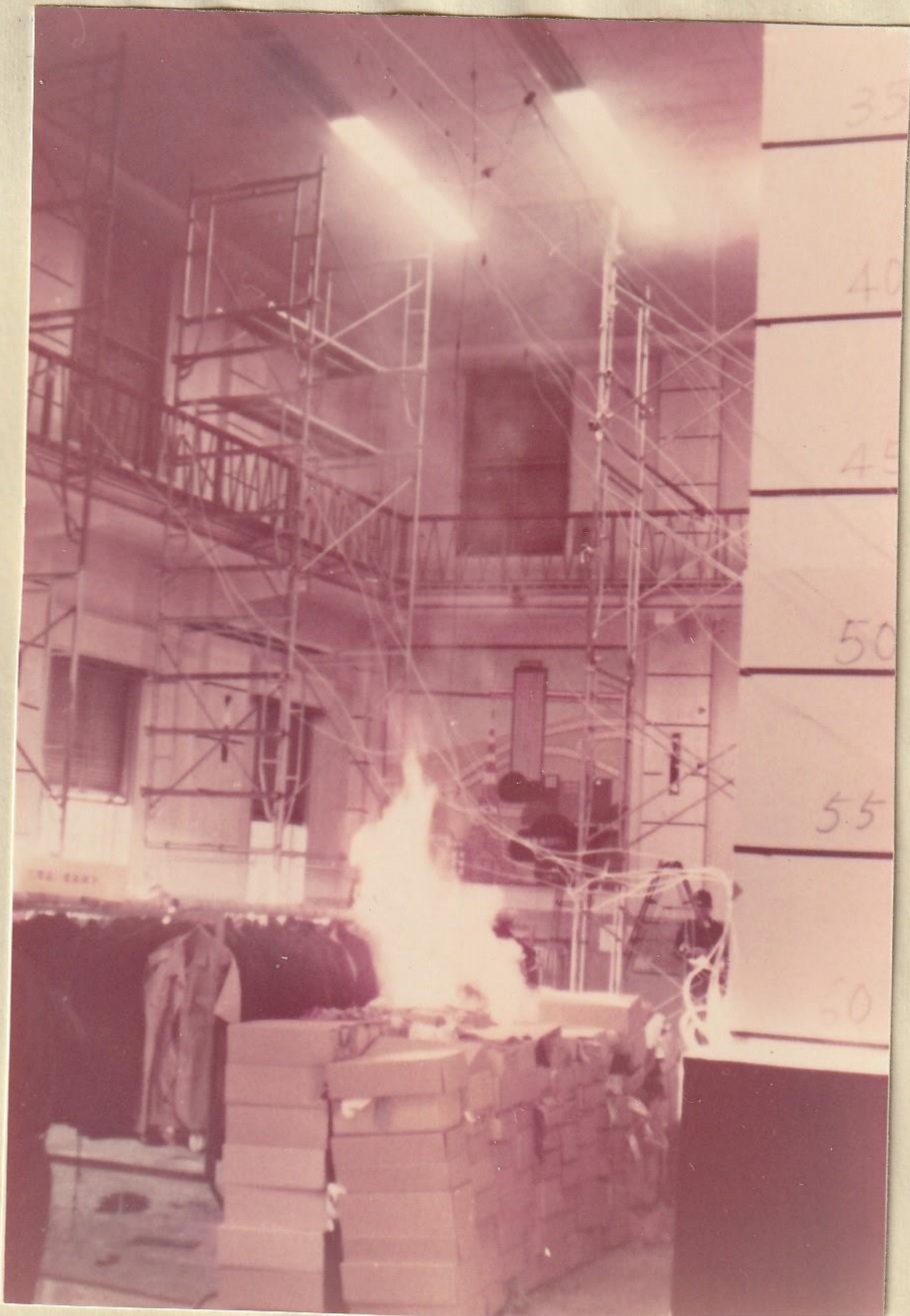
時刻推定の根拠は写真では炎が燃料層を越えては、ま
りと写る時刻、温度では煙層が形成されること
火源直上の天井面近傍での温度が、まりと上昇を始める
時刻とした。時刻に中かよりの測定間隔によるもので
ある。

表2.2に示した時刻での記録写真と図2.18、火炎の垂直
温度分布の時間変化と図2.19に示した。

図 2.18 (ア) 実験 F-1 の記録写真 (東京消防庁 提供)



△ 1. 真火後 1分45秒



△ 2. 真火後 2分



△ 3. 真火後 2分45秒

* 分析 4-3 による 真火モテル at = 0 17
 真火後 2分40秒 (160秒) に
 一致する。

図 2.18

(1) 実験 F-2 の記録写真

(東京消防庁提供)

1. 臭火後 2分15秒



2. 臭火後 2分30秒



3. 臭火後 3分

* 分析4-3による火災モデル

の $t=0$ は

臭火後 3分 (180秒) に

一致する

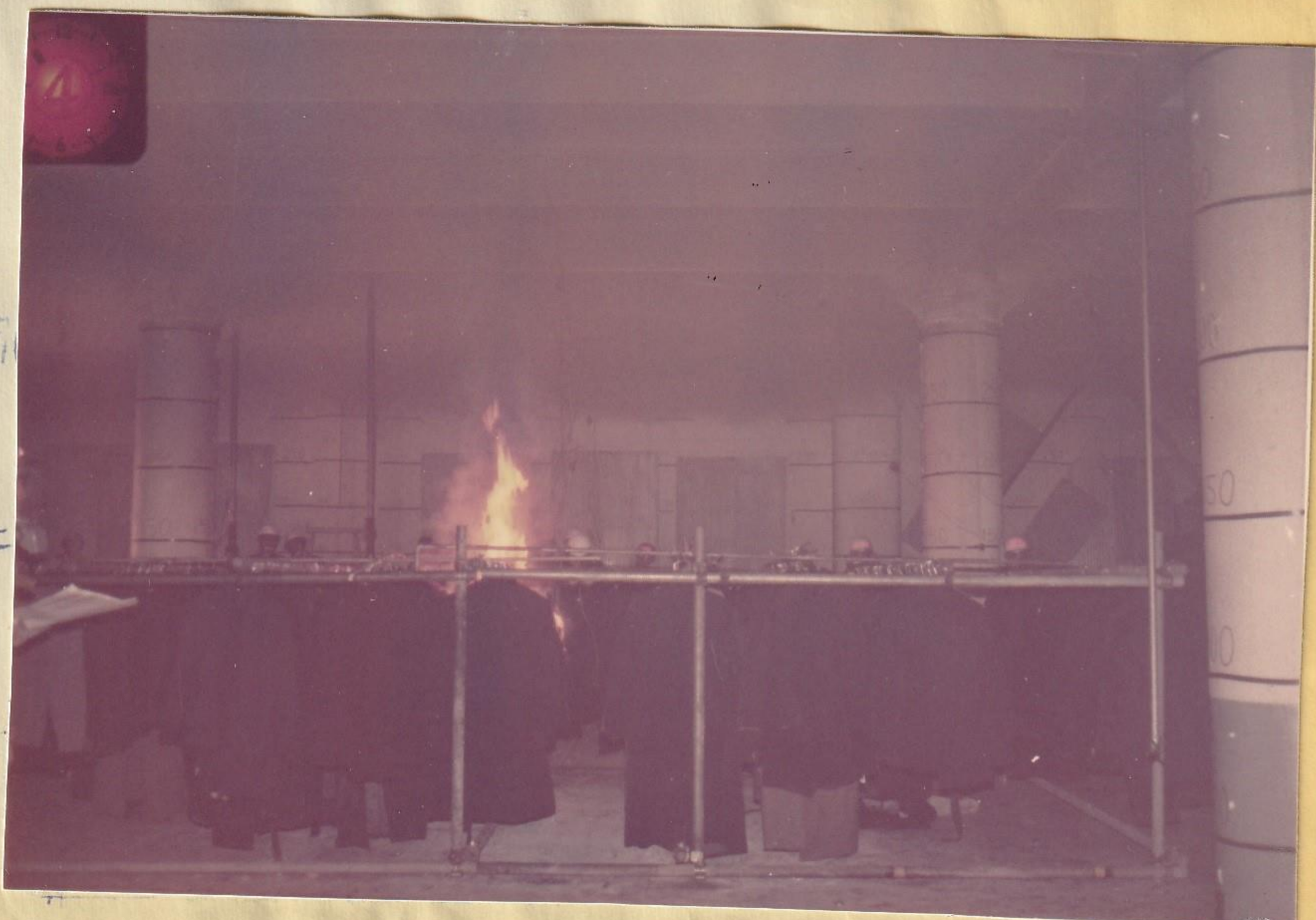


図2.18 (ウ) 実験F-3の記録写真 (建築設備安全センター提供)

1. 炎火後 1分



2. 炎火後 1分30秒

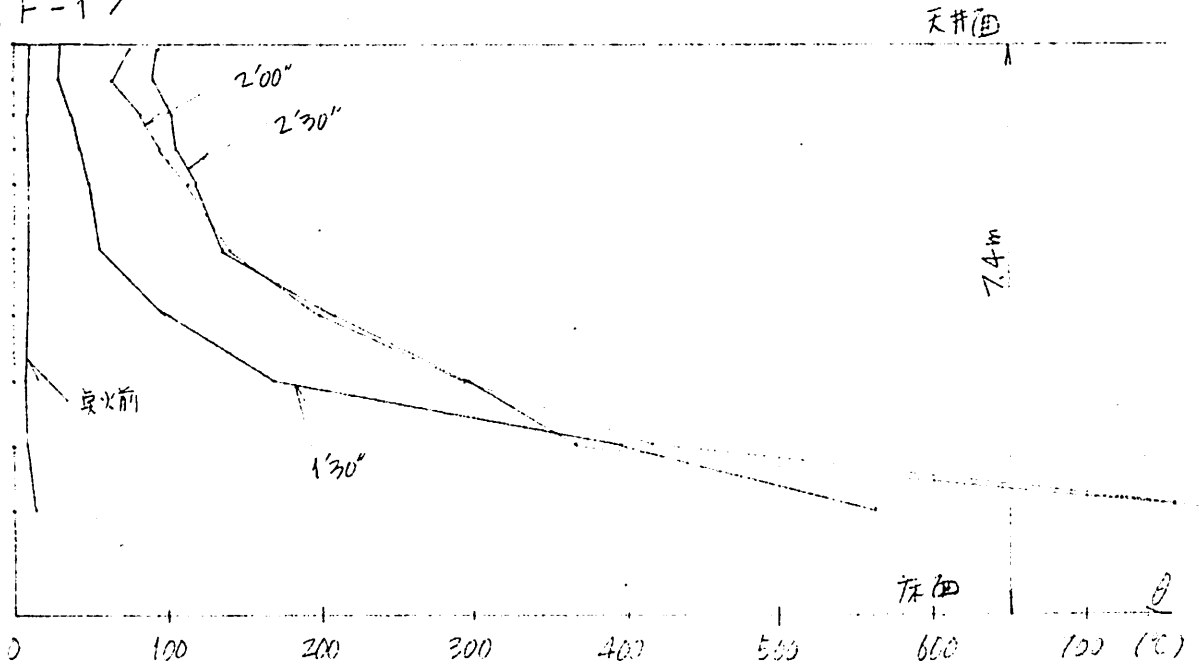
* 分析4-3による
炎火モデルの $t=0$ は
炎火後 1分10秒 (70秒)
に一致する



消火器

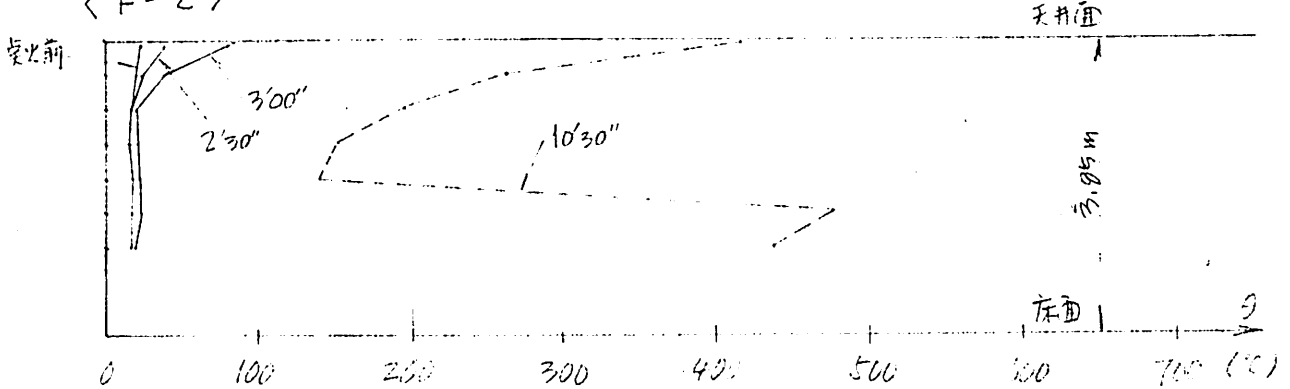
図 2.19. 火災垂直温度分布の時間変化

< F-17 >



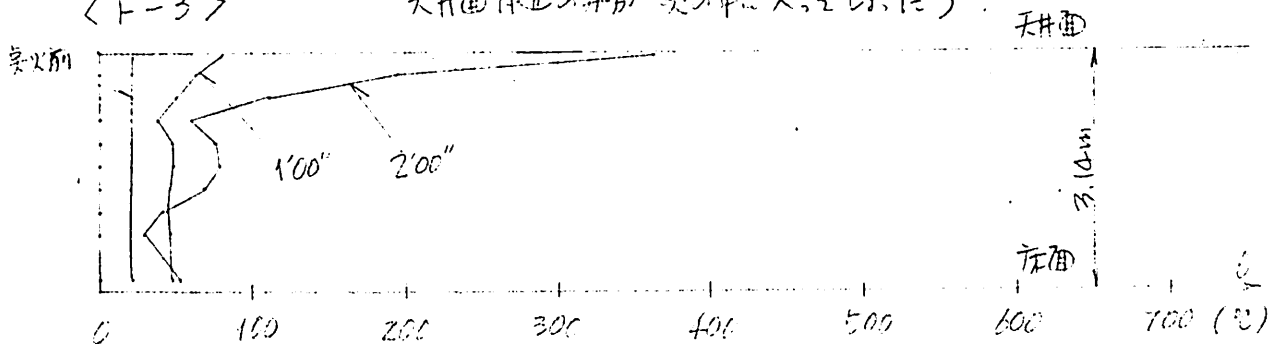
< F-27 >

(※ 火災: 温度測頭は1m程度の水平距離から、た)



< F-3 >

(※ 測定の配置が垂直でなく少し斜めのため、天井面付近の点が炎の中に入った状態)



(ii) 期間Bにおける火源面積の拡大

文献(II-¹¹14)によると“フリブのような空隙を持つ燃料層では、火炎伝播速度は、ほとんど燃料層の厚さに無関係であり、火炎伝播速度と燃料層の密度の間には、ほとんど逆比例関係がある。”

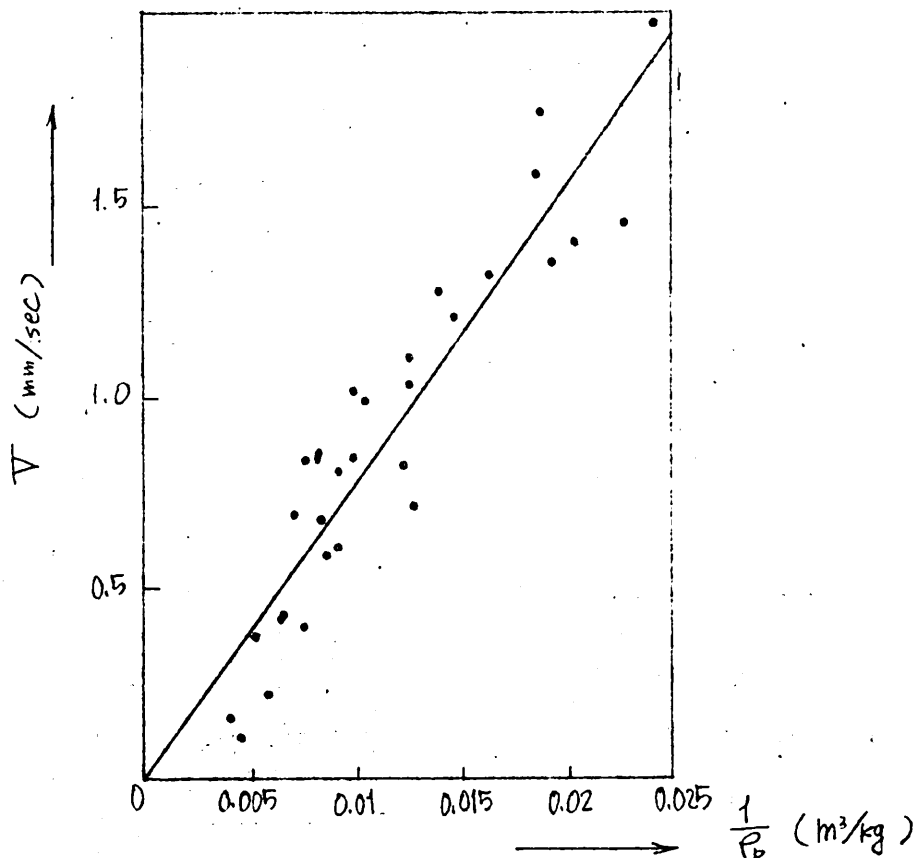
この関係は図2.20に示される。

$$V \cdot \rho_b = 0.077 \left[\frac{\text{m}}{\text{sec}} \cdot \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \right] \quad \text{----- (2.23) である。}$$

但し V : 火炎伝播速度 (m/sec)

ρ_b : 燃料層密度 (kg/m³)

図2.20. 燃料層密度と火炎伝播速度の関係 (II-¹¹14)



6節に示された実火災実験での燃料層はハンガーに吊るされた衣類(官服のため均一)であり、クリーブと同様の空隙を持つ燃料層とみることができるから6-2に示された燃焼物の図から燃料層の密度 ρ_b を求め、火炎伝播速度 V を求める。又(2.10')式から室空間の流下が乱流になる時の火源面積 A_{f0} をこれらの実験空間で求める。火源は同心円状に拡大すると考えると、その半径 R は火炎伝播速度 V を用いて

$$R = V \cdot t + C \quad (2.24)$$

で表され、図2.17の期間Bの始まる時刻を火災モデルの $t=0$ と仮定したため $A_{f0} = \pi C^2$ となり、 C が求まる。以下実火災実験について求めた ρ_b, V, A_{f0}, R を表2.3に示す

表2.3

実験	ρ_b (kg/m ³)	V (m/sec)	A_{f0} (m ²)	R (m)
F-1	20.4	3.77×10^{-3}	2.60×10^{-2}	$0.00377t + 0.091$
F-2	30.0	2.57×10^{-3}	1.35×10^{-2}	$0.00257t + 0.066$
F-3	11.5	6.70×10^{-3}	1.10×10^{-2}	$0.00670t + 0.059$

又、図2.21に 実験F-1 ~ F-3での目視による火源面積の拡大の観測結果(実線)と 表2.2のRに基づいて、4-3で行った煙層降下モデルによる分析の、煙層の実測結果と最もよく合致した火源面積拡大の時間変化(破線)を示した。破線の起矢は 火災モデルでの $t=0$ である。

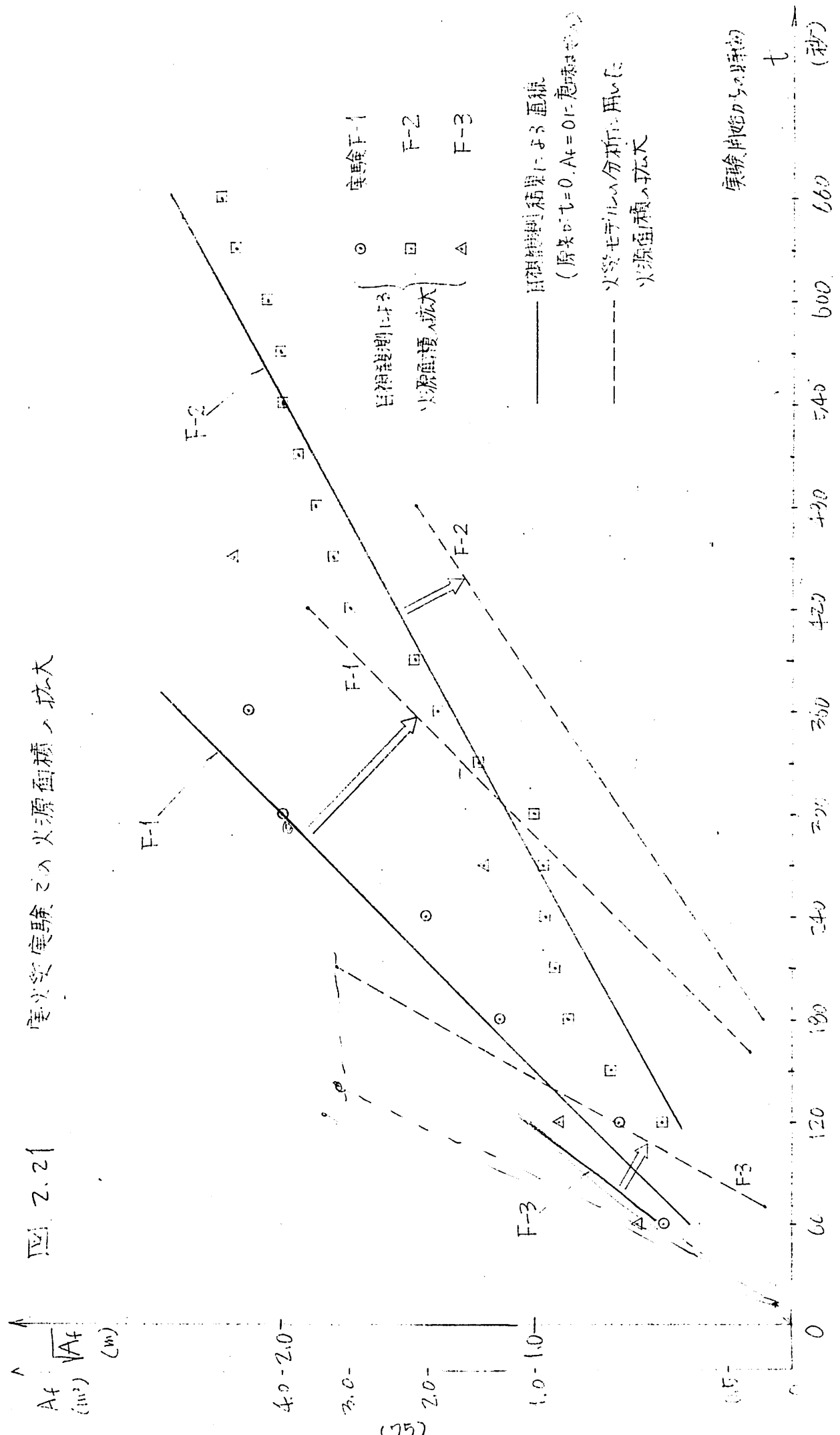
但し、図2.21では縦軸が $\sqrt{A_f}$ だが、この点に注意された。

結論を先に述べることにする。つまり、図2.21で 実線と破線と比較すると、直線の傾きは、ほぼ一致しており、F-1 ~ F-3のような燃料層の場合、(2.23)式が火源面積の拡大を決定すると考えようことが分かる。

又、実線と破線の間に \Rightarrow 示した時間のズレがあり、この点については、用いた種々の仮定が大胆なため、理由はいくつも考えられるが、現時点では、目視による観測された炎に覆われた面積(A)が、実際は一定の発熱量を発生する面積(B)よりもずっと大きく、Bの拡大とAの拡大過程は一致するが、この間に 時間差があるというふうに考えた。

図 2.21

度火災実験の火源面積の拡大



実験開始からの時間 t (秒)

4-2. 単位面積当りの発熱量

実火災について (2.21) 式を解いて、煙層降下への時間変化を求める場合、4-1の分析から A_f は t の関数として求められるため、 $z_v = 1.5\sqrt{A_f}$ は t の関数となる。そこで、もし

$$Q = q \cdot A_f \quad \text{--- (2.25)}$$
 (但し q : 単位面積当りの発熱量)

が成立し、 q の一定値が求まれば、 Q も t の関数として表わすことができ、(2.21) 式は t と z の関数となる。数値積分による2解 (z の時間変化) を求める事ができる。

単位面積当りの発熱量については文献(II-1)に

$$100 \text{ kg/m}^3 \text{ の密度の木材の } 7 \text{ 階 } \quad 300 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{sec} \quad \text{--- (2.26)}$$

山火事などの研究ではあるが文献(II-12)に

$$\text{ponderosa pine の森林 } \quad 1.47 \times 10^2 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{sec} \quad \text{--- (2.27)}$$

とある。

残念ながら、燃料層の密度と単位面積当りの発熱量に関する文献を見出す事ができず、たため、先ず、燃料層の密度: P_b と発熱量: q が比例するを考へ、(2.26)式を用いて

$$q = 3.0 \left[\frac{\text{kcal/m}^2 \cdot \text{sec}}{\text{kg/m}^3} \right] \times P_b \quad \text{--- (2.28)}$$

と仮定し、各実験の P_b (表2.2参照) から q を求めた数値積分で (2.21) 式の解を求めたが、目視による煙層降下の状況とは全く違う結果となった。そこで、この実験

(F-1~F-3) の範囲では q は P_b の変化に比例して一定であるとし、(2.26) (2.27) 式から $q = 150 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{sec}$, $300 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{sec}$ と (2.21) 式を解いて $F_1, F_2 = 3$, $q = 300 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{sec}$ の場合、各実験の目視観測値とほぼ満足する結果を得た。

よって、実火災での単位面積当りの発熱量を $300 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{sec}$ と決定した。この値は P_b の値から考へると、高い値のように思われるが、 P_b と q の関係が明確でない為、今後の検討が必要と思われる。分析結果については 4-3 に示した。

4-3 実火災の初期火災モデルと実験値の比較

4-1, 4-2の結果から、実火災実験について z_v と Q は以下の表2.4のように t の関数と表すことができる。

但し、 $t=0$ は仮定から図2.17における期間Bの始まる時刻である。

$$\sqrt{A_f} = \sqrt{\pi} (0.00377t)^2$$

$$\sqrt{\pi + 0.00377t}$$

$$\sqrt{\pi + 0.00257t}$$

表2.4

実験	$z_v = 1.5\sqrt{A_f}$	$Q = 300 \cdot A_f$
F-1	$1.5\sqrt{\pi} (0.00377t + 0.091)$	$300\pi (0.00377t + 0.091)^2$
F-2	$1.5\sqrt{\pi} (0.00257t + 0.066)$	$300\pi (0.00257t + 0.066)^2$
F-3	$1.5\sqrt{\pi} (0.00670t + 0.059)$	$300\pi (0.00670t + 0.059)^2$

この値を(2.21)式に代入して $\delta_f/\delta_s = 0.7$ と一定とし、数値積分を求めた結果を、観測結果とよく一致するように、モデルでの時間軸と実験での時間軸をずらして示したのが図2.22, 2.23, 2.24である。

尚、実験F-1について4-2で述べた単位面積当りの発熱量を変化させた場合の計算結果の違いを図2.25で示した。各実験ともにモデルの時間軸の原点は実験開始からある時間(実験F-1では2分40秒, F-2では3分, F-3では1分10秒)ずらしてあるが、この時間のズレは表2.2に示

した時刻とほぼ一致する事から、モデルの $t=0$ に至るま
での時間はいくつかの期間 A と考へる事ができる。
但し、表 2.22、写真から推定される時刻 α の前、温度上
昇から推定される時刻より早いのは、火源の発熱がアリュ
ム成立に十分な熱量に達した時刻と、天井面がアリュ
ム成立するまでの間に遅れがある為と考へられる。

図 2.22 実験下の煙層降下

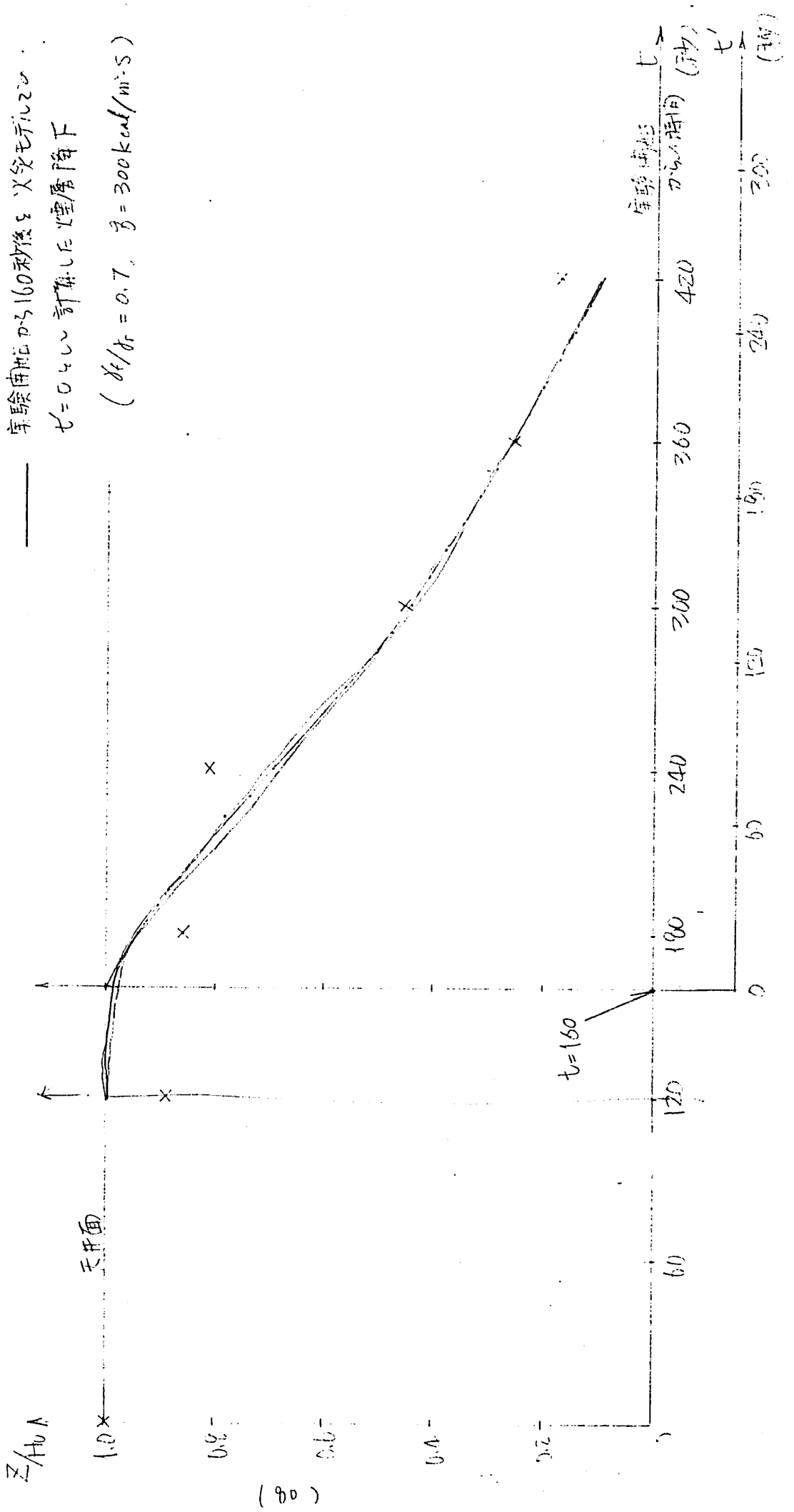


図 2.23

実験 F-2 の煙層降下

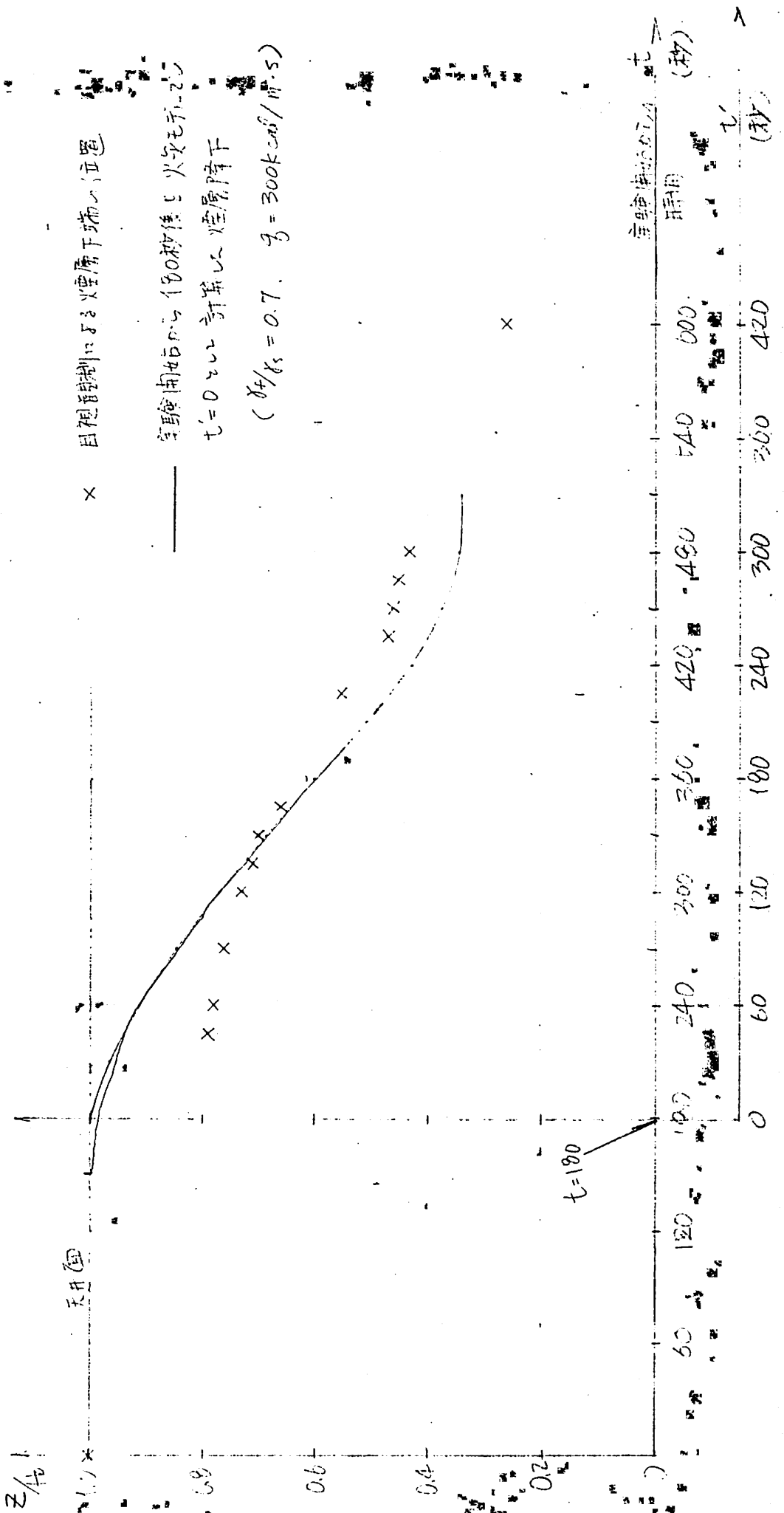
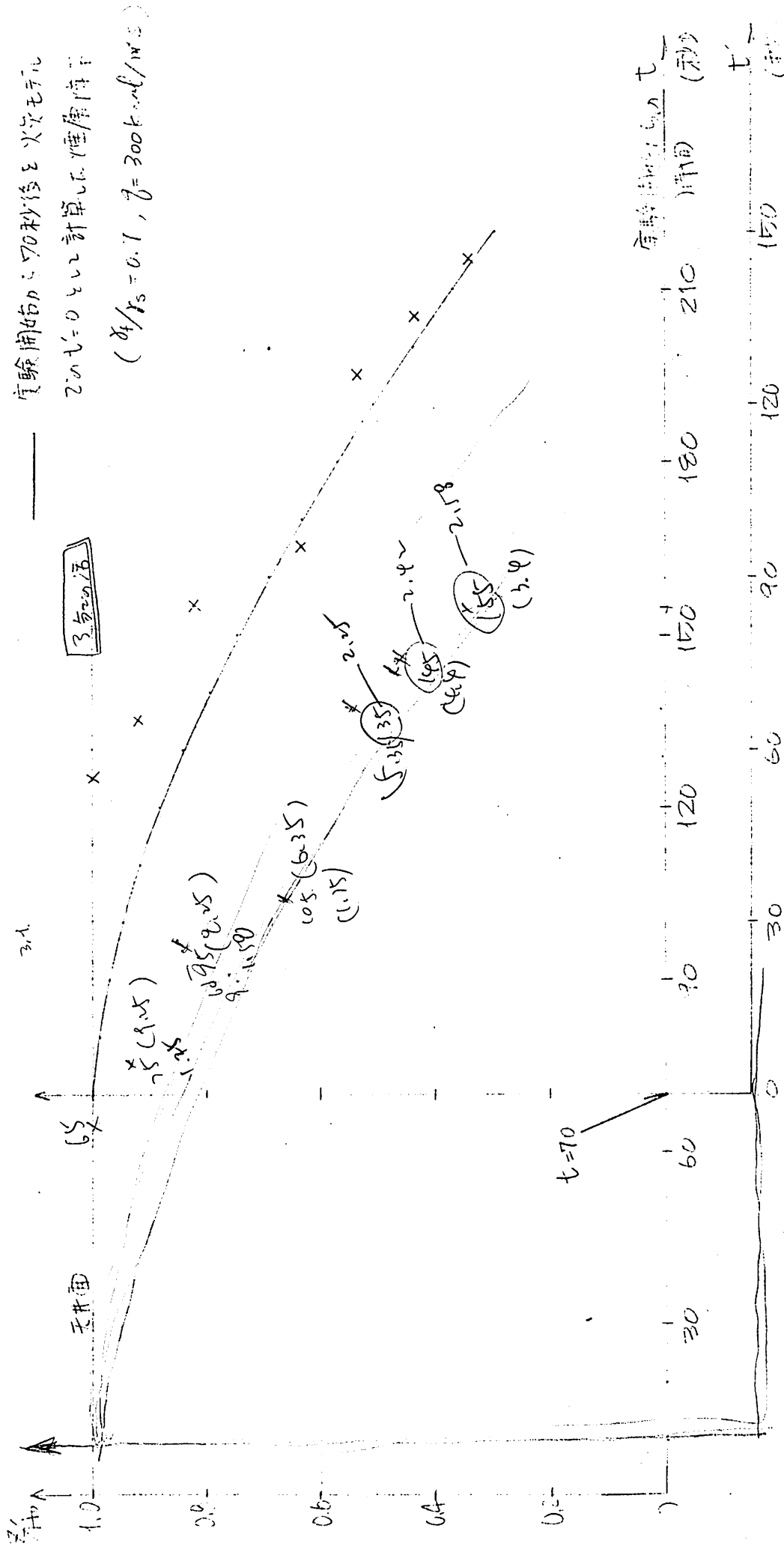


図 2.24

実験下-3 20 煙層降下

1分あたり

x 煙濃度 ($C_s \geq 0.1$) の煙層下部の位置



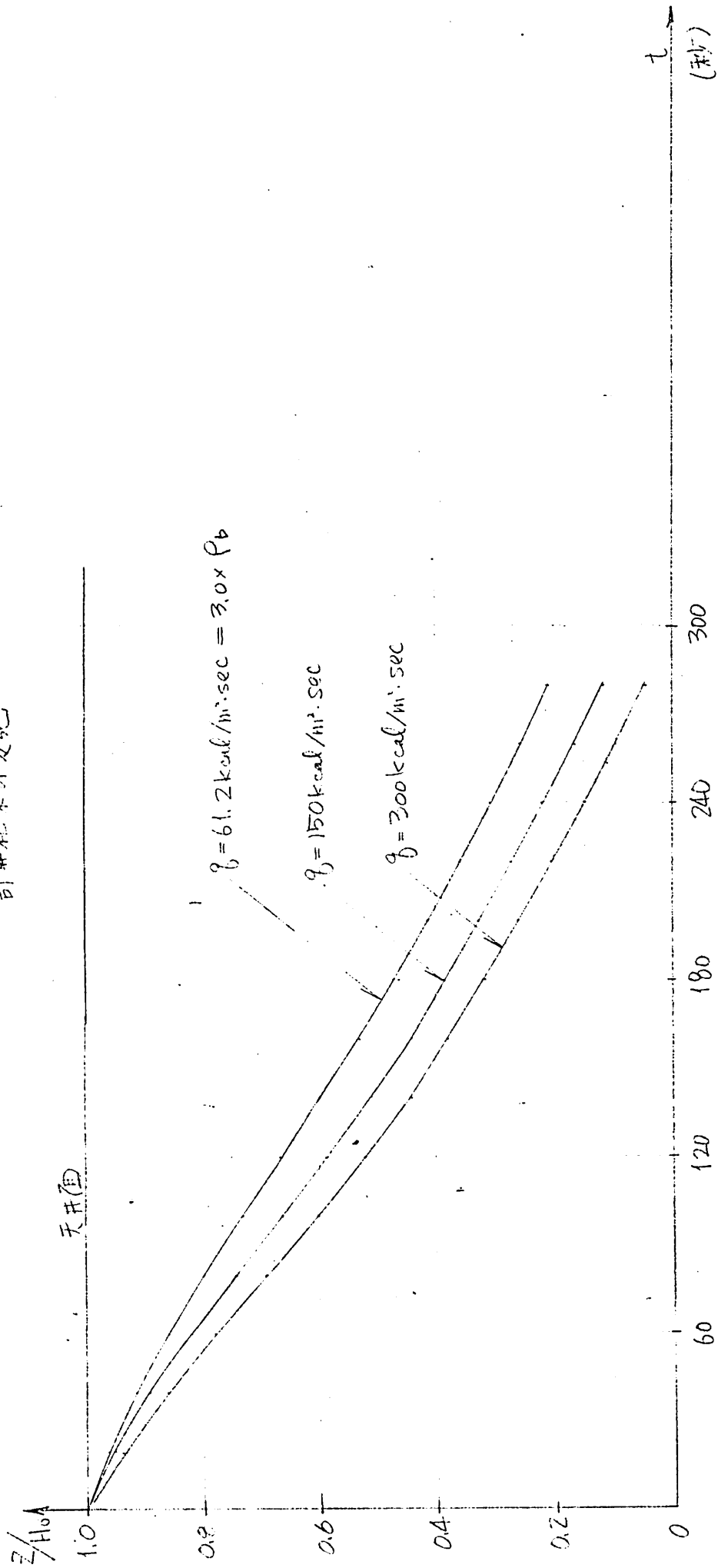
実験開始より70秒後と火災発生
 $t=0$ として計算した煙層降下

($\delta_s/\rho_s = 0.1$, $\beta = 300 \text{ kcal/m}^3$)

図 2.25

実験下-1 の煙層降下

火源面積当りの発熱量を变化させた場合の
計算結果の变化



煙温の平均温度上昇については、実験F-1と、実験A-1、A-2と 同じ位置で測定された垂直温度分布から煙層の平均温度を求め（実験A-1、A-2、F-1は6-2に示す様に、同じ室空間における実験である）、3-3 (iii)と同様に $K=0.7$ とし計算した結果を図2.26に示す。

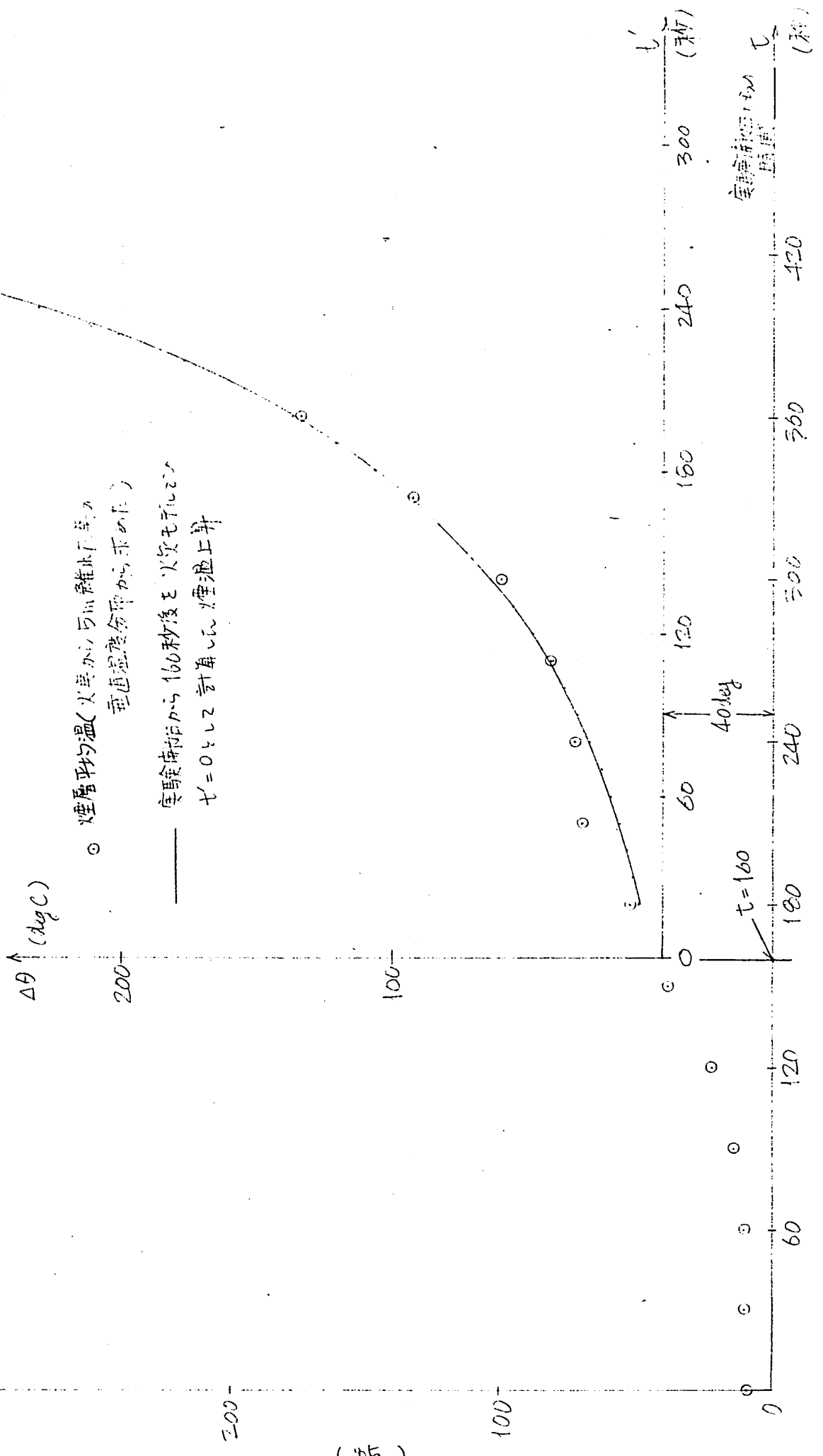
煙層降下（図2.22）の結果に従って、時間軸を160秒おろし、実験開始から160秒時での煙層平均温度（ 40°C ）をモデルにおける $t=0$ での 4θ とし計算結果を表わすと図のように、実測値によく一致した。

以上の結果から、3例の実火災実験についてではあるが、図2.17に言う期間Bで初期火災モデルと実測値がよい一致を示すことがわかった。

と節に 分析結果に基づく初期火災モデルについてまとめた。

図 2.26

実験 7-1 7°J 層の煙層の平均温度



5節 初期火災モデル

5-1. 初期火災モデル

(i) 煙層降下の式

$$\frac{dz}{dt} = - \frac{0.195}{S} \frac{\gamma_f}{\gamma_s} \left(\frac{q Q_0}{\gamma_0 c_p T_0} \right)^{\frac{1}{5}} (z + z_v)^{\frac{5}{3}} \quad (2.29)$$

$$Q_0 = 300 \cdot A_f \quad (\text{kcal/sec})$$

$$z_v = 1.5 \sqrt{A_f} \quad (\text{m})$$

$$A_f = \pi (v \cdot t + r_c)^2 \quad (\text{m}^2)$$

$$v = 0.077 / \rho_b \quad (\text{m/sec})$$

$$r_c = 3.34 \times 10^{-2} \sqrt{H_0} \quad (\text{m}) \quad (2.10) \text{ の定数部分を計算した結果}$$

初期条件, $t=0$ $z = H_0$

γ_f / γ_s は $\gamma_f / \gamma_s = 0.7$ とし定数扱い

たに、 z : 火源面から煙層下端までの距離 (m)

z_v : 仮想熱源までの距離 (m)

S : 室空間の床面積 (m²)

H_0 : 天井高 (m)

Q_0 : 火源面の発熱量 (kcal/sec)

γ_f : プリユームの平均比重量 (kg/m³)

γ_s : プリユーム外煙層の平均比重量 (kg/m³)

γ_0 : 常温空気の比重量 (kg/m³)

c_p : 空気の定圧比熱 (0.24 kcal/kg deg)

T_0 : 常温空気の絶対温度 (°K)

A_f : 火源面積 (m²)

ρ_b : 燃料層の密度 (正確には比重量) (kg/m³)

v : 火源半径の拡大速度 (m/sec)

r_c : 室空間で70%以下に発生する最小の火源半径 (m)

(ii) 煙層の平均温度上昇

(i) z を求めよとする z の値を用い

$$(H_0 - z) \cdot S \cdot \gamma_s \cdot c_p \cdot \Delta\theta_t = k \int_0^t Q(t) dt \quad (2.30)$$

$$\gamma_s = \gamma_0 \frac{T_0}{T_0 + \Delta\theta_t}$$

ただし $\Delta\theta_t$: 時間 t の煙層の平均温度上昇 (deg)

$Q(t)$: 火源の発熱量 (kcal/sec)

γ_s : 煙層の平均比重量 (kg/m³)

γ_0 : 常湿空気の平均比重量 (kg/m³)

T_0 : 常湿の絶対温度 (°K)

k : 熱源の発生する熱量のうち、煙層に与えられる割合

(2.30) + (2.29) の式を z の関数として

又は瞬時一様拡散の仮定を用いて z の $t \rightarrow 0$ での

上式を解をもたす。

5-2. 初期火災モデルの適用範囲の問題点

(1) 初期火災モデルの適用条件と適用範囲

1. 火災による燃焼が 水平方向にだけ拡大し 可燃物が水平に均一分布してゐる燃焼であること。
2. 火災の着火の原因が、比較的小さな熱源によるもので火源が次第に拡大する燃焼であること。

3. 燃料層の密度は 15 kg/m^3 以上であること。

(これは 実験 F-3 ($\rho_0 = 11.5 \text{ kg/m}^3$) の火源面積の拡大が 図 2.21 のみちのように、燃料層密度が低くて不均一になつてゐる為か、燃焼の初期以外は火源面積の拡大が七の二乗に比例しない結果による。但し この密度の限界については、燃料層の性質によつて異なるを考へらる。))

4. 適用可能な空間のスケールとしては 床面積 $200 \sim 500 \text{ m}^2$ 程度、天井高は $3 \text{ m} \sim 7 \text{ m}$ 程度とする。

(いふまでも実験を行ったスケールである。又、この範囲に限つたのはデパートなどの大空間なだけでは、瞬時一様拡散の仮定が成立し得ないと考へらる為である。)

5. 適用範囲については、酸素濃度が $18 \sim 19\%$ 以下になると燃焼性状が大きく変化するため、開口のない場合には、燃焼と空間の酸素を分割消費した時分から

火源面積の拡大は時間の二乗に比例しなくなり、モデルの適用範囲外になると考えられる。又、天井高に較べて火源面積がより大きさを越えると、プルームの式自体が成立しなくなると考えられ、現時点では、実験結果から、火源面積が 4m^2 を越しない範囲を適用範囲としたい。

例えば、実験F-1では $t=280\text{sec}$ で火源面積が 4m^2 に拡大するわけでは、図2.17における期間Bの最初の280秒間に初期火災モデルを適用する事ができる。

iii) 初期火災モデルの問題点

1. 第一の問題はモデルにおける $t=0$ が、実火災のどういう時点を表わしているかが不明確な事である。モデルでは、図2.17の期間A→Bへの遷移点を $t=0$ と考える。ところが丁度、室空間にプルームが形成される時期と一致するとして(2.21)式を解いていく。この仮定は、表2-2に示す実験の実測から求めたプルーム発生時刻と、実験開始時とモデルの $t=0$ との時間差がほぼ一致するところから、妥当であると考えるが、第一の仮定である期間A→Bの遷移も明確に起る訳で

はたか、多分期間AとBの間に火源面積が時間の二乗から二乗の間に拡大する期間が存在すると考えられる。又、第一の期間Bの始まりが、プリューム形成期（乱流の発生）と合致するという仮定も、図2.22, 2.23では火災モデルの $t=0$ で既に煙層がある厚さに観測されており、期間Aでの燃焼も煙層形成に関与する事か合かる。即ち、2-2という室空間での層流状態で蓄積される煙量も正確に言へば、分析が必要となる。少し、本論をはずれるが実験F-3（図2.24）において、モデルの $t=0$ で煙層が観測されていない理由としては、着火の方法が他の実験と異なり、実火のために与えた熱量が大きすぎた為、加熱期間を終わった後図2.17に言う期間Bに直接入った為と考えられる。（実験F-1, F-2では棒の先にアルコールを染ませた布口布を括りつけたものを着火したのに対し、F-3では床面に100gのメチルアルコールを入れた30cm角アルコールパンを置き、これに実火した）

以上、色々方向性はあるが、現時点では、モデルの $t=0$ は、実火災において火源の半径約6~7cmの円（発熱量300kcal/mi.sec）になった時点を表わしていると考えられる。

2. オニエシエは、モデルの性質上、火源が垂直に拡大する（壁を燃え上る）場合や、火源が壁面の近くで拡大する場合についても、文献（II-7, II-8）で数値計算や実験を行っているが、満足な結果は得られていない。又、壁面近傍でのブリューンの上昇気流量についても文献（II-13）に触れられてはいるが、正確なデータはない。

3. 最後の大事な事として、初期モデルからフラッシュオーバーへの移行が全く明らかにはされてない点がある。この点については、力量不足で、今のところ全く匙を投げている訳だが、2-2ごとりあげた数値解析か、高温乱流域に可能な場合は、燃焼化学の知識と組合せて解く事ができると期待している。

6節 分析に用いた実験の詳細

6-1. 実験概要

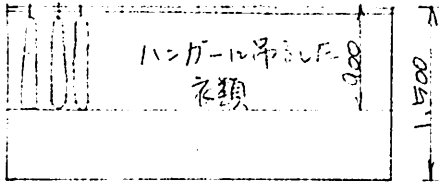
- *1. 各実験についての東京消防庁実験報告書参照
- *2. 火災実験の研究報告, 火災学会火災実験小委員会
昭和49年2月

本章で用いた 実験No.	正式の 実験名称 (実施日時)	可燃物	火災室規模	主な測定項目
A-1	三菱銀行金杉支店 火災実験 *1 実験 2-1	アルコールパン 1m ² × 2	床面積 289.6m ² (約16m × 18m) 天井高 7.4m	火災中央を合す 水平垂直温度 52点
A-2	実験 2-2	アルコールパン 1m ² × 4	但し 2F 部分が吹抜 のため床面積 3.4m ² 以上で S=218.8m ² (約12m × 18m) 開口なし	煙層降下を 目視観測
F-1	実験 3 (S.49.1.26~27)	衣類 314kg シンボル 33kg		
B-1	千代田生命本社ビル 火災実験 *1 実験 1	アルコールパン 1m ² × 2	床面積 325m ² (約20m × 16m) 天井高 3.85m	火災の中心温度 分布
B-2	実験 2	アルコールパン 1m ² × 4	南口部 (高さ 1.96m 中 3.5m)	煙層降下を 目視観測
F-2	実験 3 (S.49.11.3)	衣類 600kg		
C-1	富国生命ビル火災実験 *1 実験 4-1-1	アルコールパン 30cm ² × 6	床面積 270m ² (26.4m × 10.2m) 天井高 3.14m	垂直温度分布 2点
F-3	実験 5 (S.50.10.18~19)	衣類 150kg シンボル 56kg 木材 100kg	実験 C-1 の南口 (高さ 2.09m 中 1.74m)	煙濃度計で 煙濃度垂直分布 (30cm 間隔)
D-1	王子大畑産実験 *2 実験 3 (S.48.10.23)	アルコールパン 1m ² × 4	床面積 479m ² (36.4m × 14.5m) 天井高 3.5m, 開口あり	火災温度のみ 煙層降下を 目視観測
E-1	(斎藤研 独自)	アルコールパン 50cm ² × 11	床面積 150m ² (10m × 15m) 天井高 4m, 開口あり	垂直温度分布 2点 煙層降下を 目視 煙濃度計観測

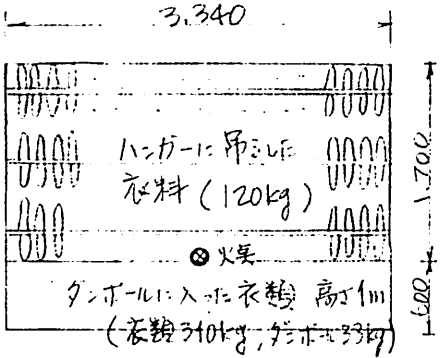
b-2.

実験F実験室の可燃物の配置、重量

<実験F-1>

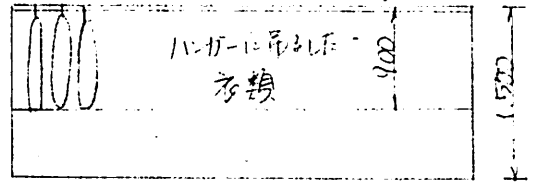


(立面)

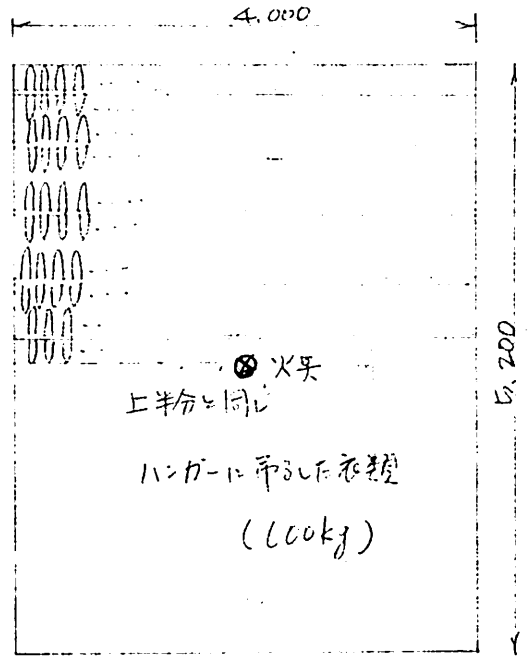


(平面)

<実験F-2>

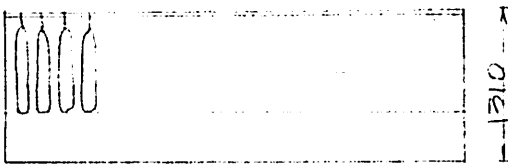


(立面)

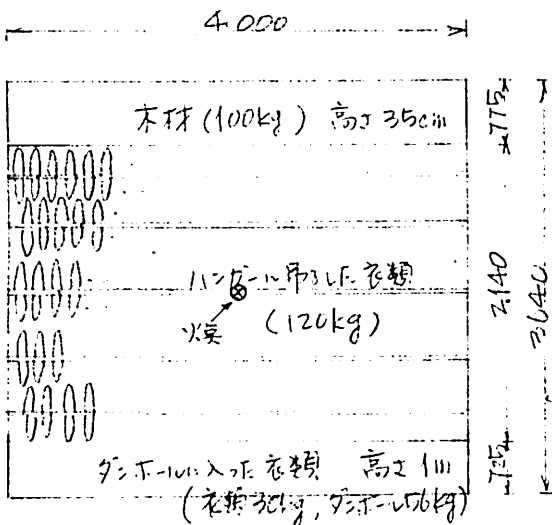


(平面)

<実験F-3>



(立面)



(平面)

(93)

$$\frac{40 \text{ kg/m}^2}{2.7} = 3.47$$

2.3
 3.34
 2.3
 1.0
 6.6802
 1.382

III章

煙流動計算を用いた模型実験の分析

1節 模型実験分析の目的と その方向

1-1. 実験概要とその目的

本章で分析の対象とした実験は 昭和49年5月～8月に、東京消防庁が 火災時における建物内煙流動の特性を知るために 実大建物(6階建、床面積220m²、階高3.5mを想定)の1/4スケールの模型で行った実験(Ⅲ-1)である。

本章では、その72例の実験結果のうち、開口条件が適当なものら例を選び、換気回路網の解法を応用した、煙流動計算とどの程度 実験と実測と似た煙流動の状況を分析できるか知ることを目的とした。

1-2. その方向性

この分析の将来の目的は 当然 煙流動計算法と実大の建物における火災時の煙流動予測に拡大することであり、そのための基礎実験と言える。但し、実大建物への拡大適用の前に、階段内での煙の挙動と決定する浮力(温度差)とスケールの相似則の問題、この実験で火災室に与えられた熱量(火災室の温度上昇)の妥当性等、今後の検討を要する。

2節 煙流動計算法について

2-1. 定常時における煙流動計算法

ここで用いる建物内の煙流動計算法は 建築研究所の若松孝旺ら(Ⅲ-2, Ⅲ-3, Ⅲ-4)らの開発した計算法のうち、の精算法であり、詳細については文献と参照されたい。

ここでは、その基本的な手法について述べる。

1) 各空間(火災室を含む)での温度は一律であり、垂直方向の温度差は殆どものとす。即ち、ある空間での静圧の垂直分布は直線と示す。

2) 開口と仮定した二空間の間に ΔP の圧力差がある場合、その開口の形状抵抗を α 、流量を G とすると

$$G = \pm \alpha A \sqrt{2g\gamma |\Delta P|} \quad \text{--- (3.1) とする。*}$$

但し、 A : 開口面積

γ : 高圧側の空気比重量

3) 各空間の温度、空間相互の開口条件(形状抵抗係)と与える。

4) 各空間の床レベルでの静圧を仮定し、これによ、形成される空気流のネットワークを仮定した静圧に逐次近似

* 二空間の開口の両側に温度差があれば、当然流量 G はある高さでの ΔG を高さ方向に積分した値となる。(Ⅲ-2参照)

で修正し、全空間での質量収支 $\sum G_n = 0$ —— (3.2) に

なるまで計算を繰り返して、各空間での静圧を求めらる。

5) 静圧の決定と同時に、各空間相互の流量を計算してやる。

以上の手法により、各空間の温度、空間相互の開口条件を
与えれば、電算機による逐次近似計算で空間相互の流出入
量を知る事ができる。

但し、この計算では

1) 空間内の温度分布を一様としてやること

2) 流れによる静圧の損失、流れの合流抵抗を無視してやる
事から、初期火災における煙流動分析における煙流動の分
析に用いるには問題があると考えられる。

特に1)の条件は、廊下等では二層流 (stratified flow) とは
なって流れる煙の性状や、階段室での温度分布、煙の流れと
全く矛盾あることにならうから、1-2を述べた様に、模型
実験でも、もう少し火災室での発熱量の小さい実験を行い
分析を続ける必要があると考えられる。

2)については、スモークタワーの設計条件などでは考慮す
る必要があると思つが、建物全体での煙の流れについては
それほど大きく影響を及ぼさないと考える。

2-2. 煙流動計算の非定常化

2-1. で求めらる各空間での空気の流出入量を用いて、 Δt 時間後の各室の温度上昇を求めらる手法を考へる。

各空間に温度上昇をもたらすのは、火災室から流出する熱量であり、火災室以外の空間の温度上昇は、火災室の温度上昇に左右される。火災室の温度上昇についてはフラッシュ・オーバー以後は開口と周壁の条件から求めらる手法(四七)があるが、フラッシュ・オーバー以前については明確な手法はないようである。これについてはII章の初期火災モデルを用いて、将来計算可能と考へてゐるが、本章では、火災室の温度は、模型実験との実測値を用い、時刻 t から $t+\Delta t$ 間の火災室平均温度と時刻 t における火災室温度として入力し、2-1の定常計算を行つて、空間相互の流出入量を求め、その流量から以下に述べる手法で、火災室以外の空間の Δt 時間後の温度を求め、その温度と火災室温を初期値として、再び2-1の定常計算をやるという繰返しで非定常化した。

即ち、火災室の時間 v.s. 温度曲線と、 $t=0$ における火災室以外の空間の温度を入力する事と、ある時間後の各空間の温度、空間相互の流出入量をシミュレートできる事となる。

(1) 室空間の熱容量だけを考えた場合の温度上昇

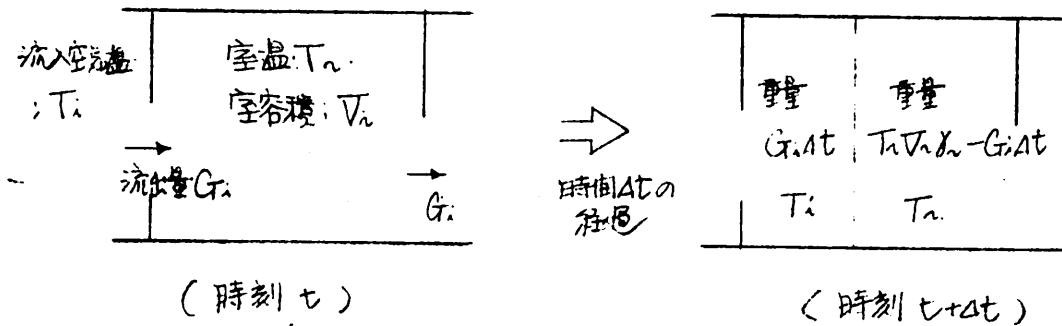


図3.1

図3.1のようにある時刻 t における空間の温度を T_n 、室容積: V_n 、比重量: ρ_n 、この空間への流入量: G_i 、その流入空気の温度を T_i とし、流入空気が瞬時に空間へ一様拡散するとすれば、 Δt 時間後の空間の温度: $T_{t+\Delta t}$ は以下の式で求められる。

$$T_{t+\Delta t} = \frac{(V_n \rho_n - \sum G_i \times \Delta t) T_n + \sum G_i T_i \times \Delta t}{V_n \rho_n} \quad \text{----- (3.3)}$$

(2) 室周壁の熱容量を考慮した場合の温度上昇

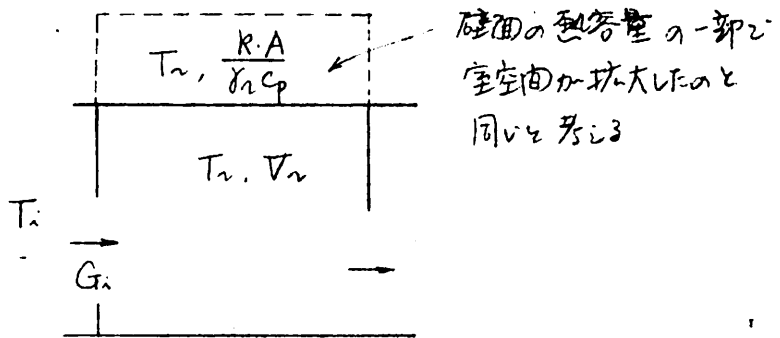
(1) の手法では、周壁に吸収される熱量や周壁を通して外気へ流出する熱量を考慮していない為、時刻 $t+\Delta t$ の温度は、実際より高い値となる。そこで対象とする空間の周壁の熱容量: A が室温の上昇に対してマイナスの働きをすると考え、以下の式を考えた。

$$\begin{aligned}
 T_{\text{erat}} &= \frac{(C_p V_r \gamma_r + k \cdot A - C_p \sum G_i \Delta t) T_n + C_p \sum G_i T_i \times \Delta t}{C_p V_r \gamma_r + k \cdot A} \\
 &= \frac{(V_r \gamma_r + \frac{k \cdot A}{C_p} - \sum G_i \Delta t) T_n + \sum G_i T_i \times \Delta t}{V_r \gamma_r + \frac{k \cdot A}{C_p}} \quad \text{--- (3.4)}
 \end{aligned}$$

但し、 C_p : 空気の定圧比熱
 A : 空間の周壁の熱容量

即ち、(3.4)式は(3.3)式の $V_r \gamma_r$ の項を $V_r \gamma_r + \frac{k \cdot A}{C_p}$ と置き換えた式に等しく、(ii)の考え方で図3.2のように $\frac{k \cdot A}{C_p}$ だけ室空間の体積が増加したと考へて、室温上昇を計算することになる。kの値については4-2で分析した。

図3.2



(iii) 非定常伝熱式を用いた計算法

ここで述べる計算法は、残念ながら時間と力量不足のため、4節で行った煙流動計算に用いることができません。実験値との比較ができないために、試論に終ってしまふ。たか (ii) に用いた方法よりも更に精度が高いと考へられる。

ここでは、建物の負荷計算や室温計算に用いられる暖房の

重み関数 $\varphi(x)$ (III-6) と仮定し、対象とする空間での発熱:

$H(t)$ は Δt 毎に計算される流入空気量とその温度から求め

$$\theta = \int_0^t H(t-x)\varphi(x)dx \quad (3.5)$$

の式を用い、時刻 t での温度上昇値: θ を求める。

(7) 暖房の重み関数 $\varphi(x)$ の仮定

実験時間が十分である事から、周壁は熱を吸収するに留

まり、周壁への熱の貫流は考えず、壁の表面層だけに

熱吸収するとすれば、対象とする空間の総括熱貫流率に

相当する値: \bar{K} は

$$\bar{K} = \sum_i \frac{S_i}{R_{oi}} \quad (3.6) \text{ とする。}$$

但し、 S_i, R_{oi} : 壁面積とこの壁の表面熱伝達抵抗

ここに、暖房の重み関数と 指数第一項と近似させる事

とすると、重み関数の性質から

$$\int_0^{\infty} \varphi(x)dx = \frac{1}{\bar{K}}, \quad \varphi(0) = \frac{1}{C_p Gr} \quad \text{但し、} Gr: \text{対象とする空間の空気重量}$$

と仮定する。

$$\varphi(x) = \frac{1}{C_p Gr} e^{-\frac{\bar{K}}{C_p Gr} x} \quad (3.7) \text{ とする。}$$

Gr は 空間の温度が変わると異なる値になるが、温度変

化が小さいと考へ、 $T=20^\circ\text{C}$ の値で代表させる $\varphi(x)$ は

それぞれ空間を求めよ。

又、実大建物（コンクリート造など）の分析では、火災現象の時間を30分程度とみれば、周壁と半無限のコンクリート体として $\varphi(x)$ を求めらねばよい事になる。

(1) 空間内の発熱: $H(t)$

対象とする空間内の発熱: $H(t)$ はある時刻 t に流入する熱量に等しいと考へ、以下の式で求まる。

$$H(t) = C_p \sum G_i (T_i - T_a) \quad \text{----- (3.8)}$$

但し G_i : 時刻 t における対象空間への流入量

T_i : 流入空気温度

T_a : 対象とする空間の温度

ここで、 $H(t)$ は (1)(ii) と同様の計算法で Δt 時間毎に階段状に変化する関数となる。

(2) 時刻 t が $n \times \Delta t$ であるとすると (3.5) 式から

$$\begin{aligned} \theta(t) &= H(\Delta t) \cdot \Delta t \times \varphi((n-1)\Delta t) \\ &+ H(2\Delta t) \Delta t \times \varphi((n-2)\Delta t) \\ &\vdots \\ &+ H((n-1)\Delta t) \Delta t \times \varphi(\Delta t) \\ &+ H(n\Delta t) \Delta t \times \varphi(0) \quad \text{と置き換へらる。} \end{aligned}$$

計算機を用い、 Δt 時間毎に θ と $H(t)$ を求めることで、時刻 t における θ を求める事ができる。

3節 模型実験について

3-1. 模型実験の内容

実験の詳細については文献(Ⅲ-1)と参照された。

実験は図3.3に示される実大建物の $1/4$ スケールの模型で、昭和49年5月21日～8月9日にわたって行われた。

本章では以下に述べる内容のうち5例の実験について分析した。

(i) 火災室および熱源

火災室は図3.3の2F Aゾーンで、中央に直径12cmの円型アルミ製容器にメタノールを入れ、燃焼させた。

尚、煙の流動を可視化するため、同時に自動車用緊急保安煙筒(JIS-D-5711 発煙時間5分)を燃焼させた。

(ii) 実験時間 実験の継続時間は3分間とした。

(iii) 温度測定

図3.4に示す位置で、アルメタル製の熱電対を用いて温度測定を行った。

(iv) 写真撮影と目視観察

臭火から30秒間隔で、模型の全面ガラスの側から写真と撮影し、同時に目視による煙の流動を観察した。

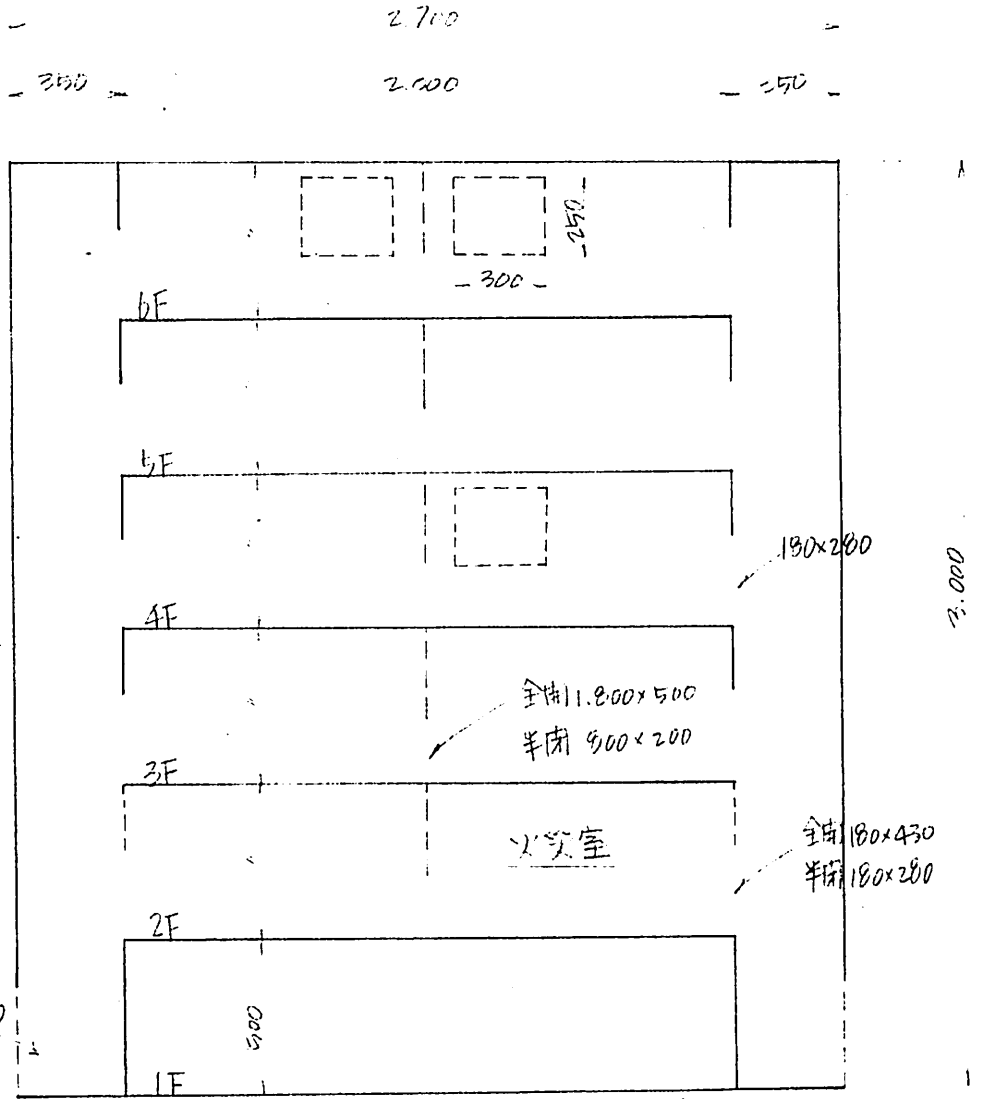
(V) 各実験での開口条件

分析した各実験での開口条件は図3.5の如くである。垂直壁等によるシャフトへの開口面積の違いや窓の寸法については図3.3の断面図による。尚、Ex. 1-7, 8-3, 12-1では各室からシャフトA-2, B-2への開口部を閉鎖し、シャフトが2本の条件で実験を行った。又、1Fでの開口はすべての実験で閉鎖されており、1F室内での空気の流動室温の変化等は全く無視してよいと考えられる。

図3.3

模型図面

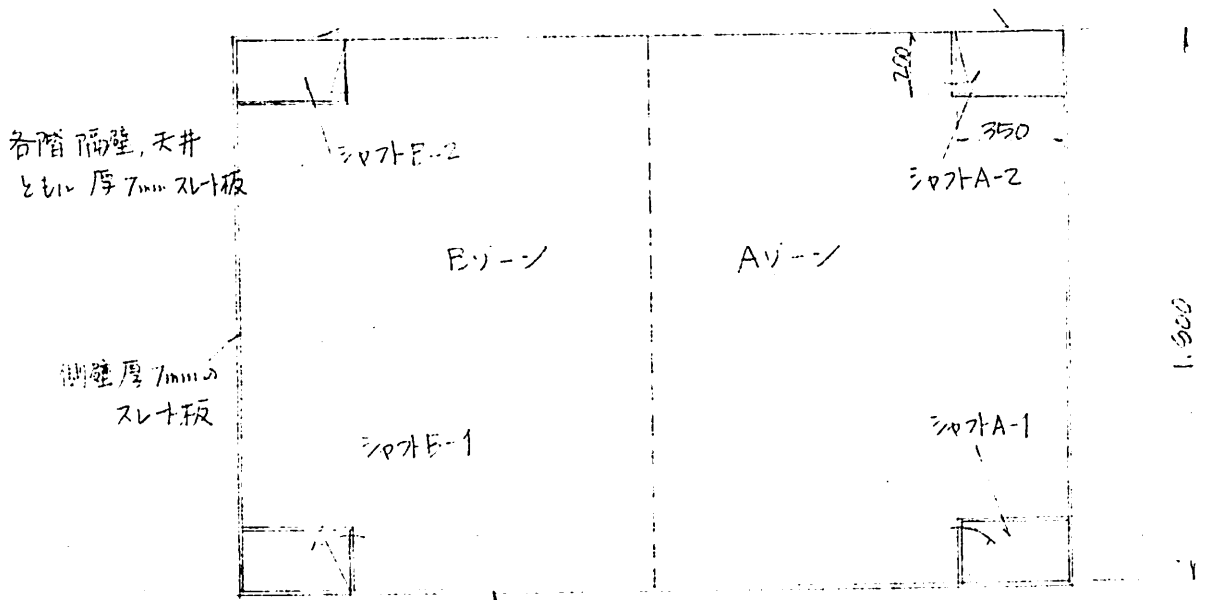
縮尺 1:25



(断面図)

Bゾーン ← Aゾーン

シャフト部分のみ厚5mmのカラス



(平面図)

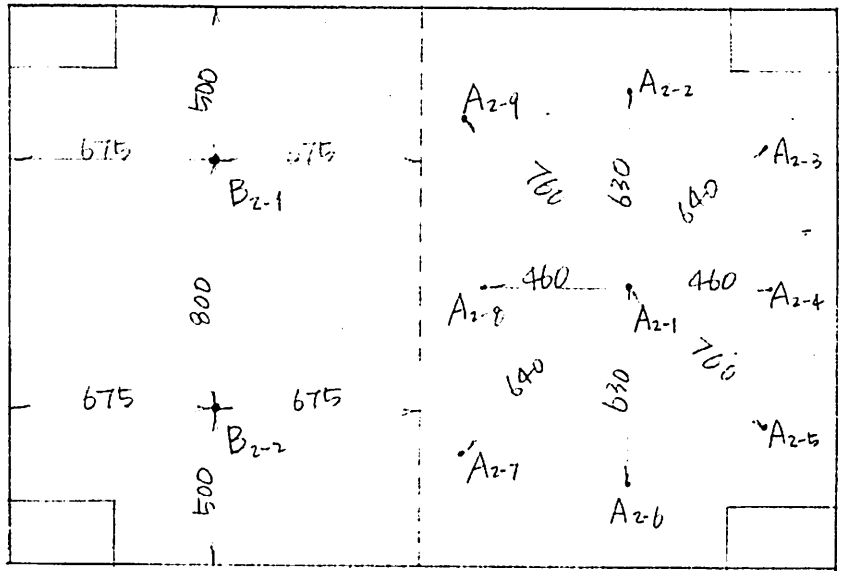
(105) ↑ 写真撮影の方向

図3.4

温度計測位置

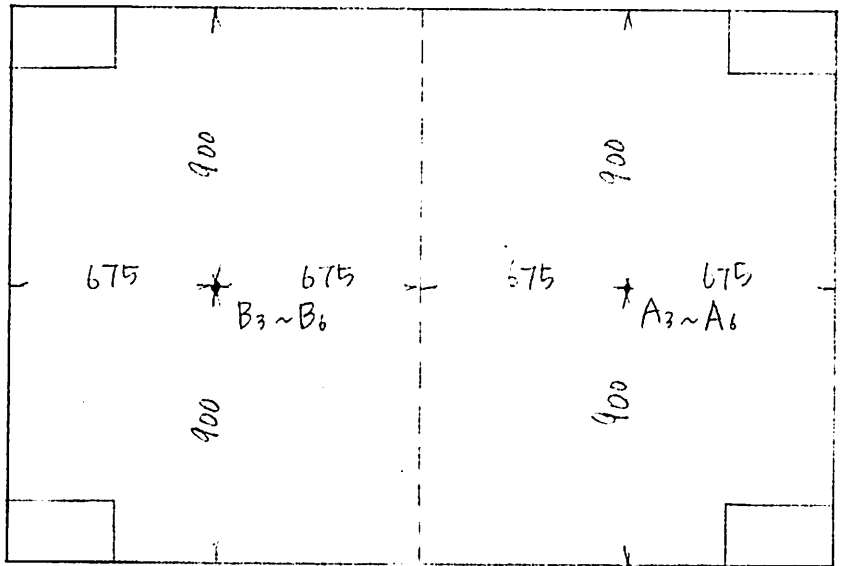
(ア) 2F

各室の垂直方向
3箇所



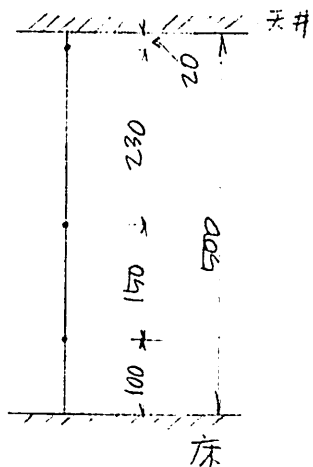
(イ) 3~6F

各室の垂直方向
3箇所



(ウ)

(ア), (イ)の各室の高別計測点



(エ) シヤットの計測点 (各シヤットの2箇所)

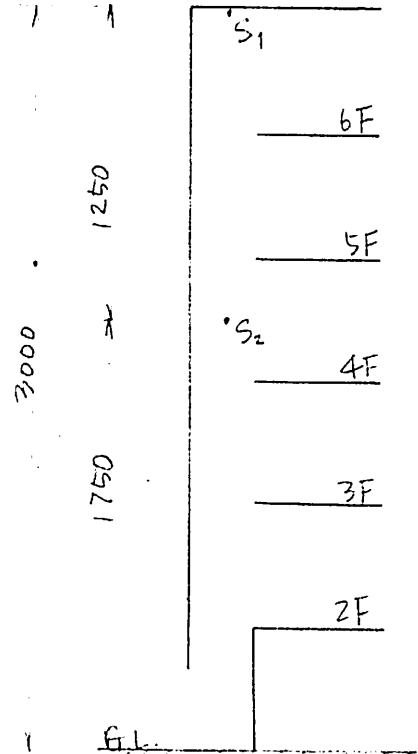
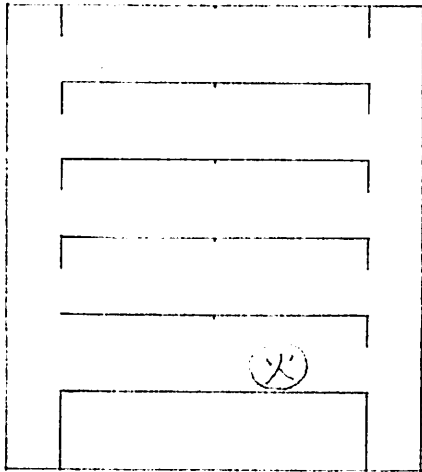


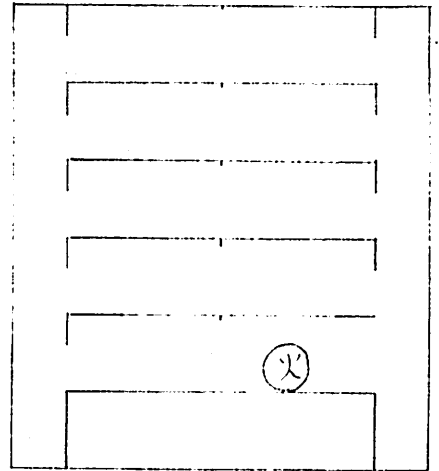
図.3.5

実験の開口条件

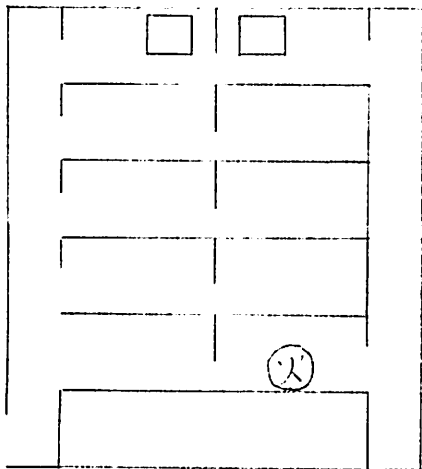
Ex. 1-2 (シロガA-1, A-2, B-1, B-2)



Ex. 1-7 (シロガA-1, B-1
A-2, B-2は閉鎖)

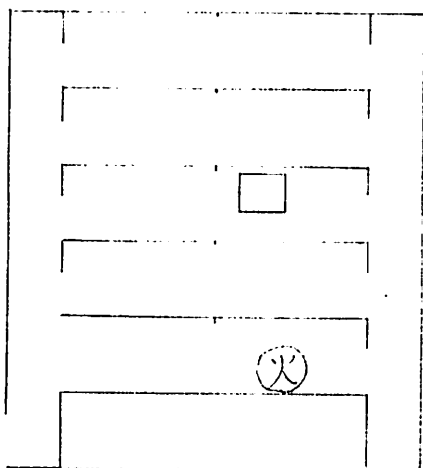


Ex. 8-3 (シロガA-1, B-1
A-2, B-2は閉鎖)

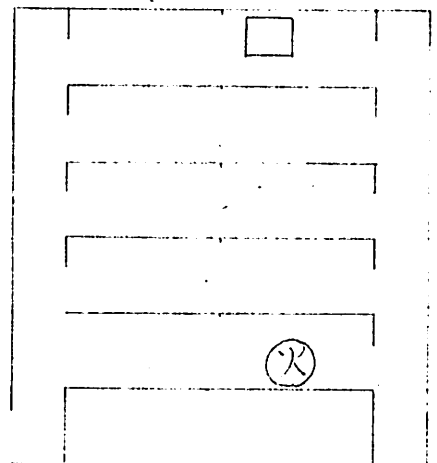


⊗: 火気室 (2FAバーン)
火源: 12cm口径円形アルコール
(メタール)

Ex. 11-1 (シロガA-1, A-2, B-1, B-2)



Ex. 12-1 (シロガA-1, B-1
A-2, B-2は閉鎖)

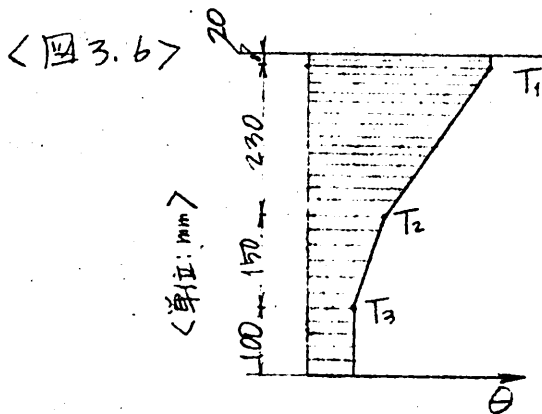


3-2. 測定値による各室平均温の算出

煙流動計算は、一空間内の温度が一定であるとして計算を行うため、入力値に必要な火災室の温度上昇を求めるためと、計算結果と実測値と比較するため、各室での平均温度が必要となる。以下はその求め方を述べた。

(i) 垂直方向の平均温度

まず、垂直方向の平均温度であるか、実測値から温度分布が図3.6のようにあると仮定し、斜線部分の面積を高さで割って、その矢の平均温度とした。よって、平均温度 \bar{T} と



求める式は以下の通りである

$$\bar{T} = 0.27T_1 + 0.38T_2 + 0.35T_3 \quad \text{--- (3.9)}$$

この方法で求めた \bar{T} と 3~6F の A, Bゾーン各室の平均温度とした。又、2F Bゾーンについては、平面上の2本の \bar{T} と算術平均して平均温度とした。

(ii) 火災室 (2FAゾーン) の平均温度

火災室の平均温度については、火災室の床面積と等面積の同心円に置き換えて、それは JIS の風量測定法と同様の手

法を適用して計算した。即ち 図3.7 のように火災室の床面積と等面積の円を4等分するような同心円を考えると、その半径は 427, 604, 739, 854mm となる。

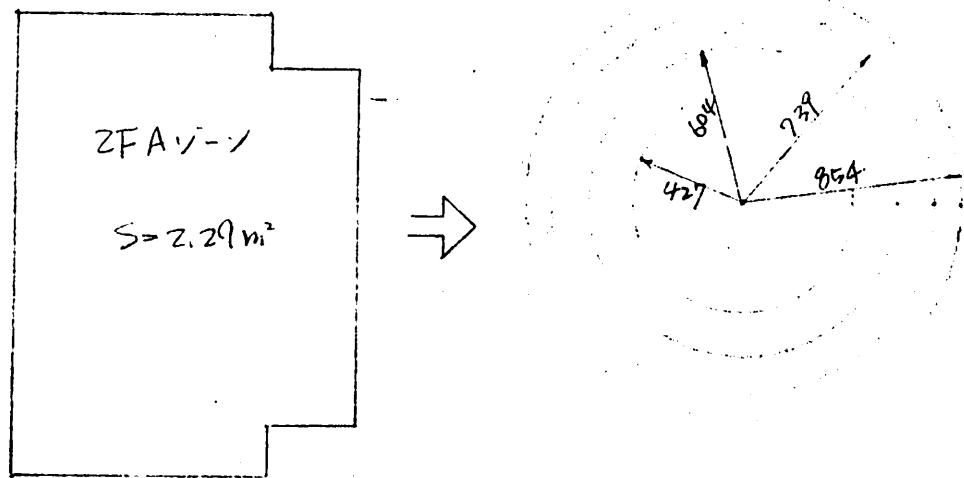


図3.7

2-2 中心からの距離: $r=0$ (A_{2-1}), 460mm (A_{2-4} , A_{2-8})
 630mm (A_{2-2} , A_{2-6}), 760mm (A_{2-5} , A_{2-9}) での測定値とそれら
 の面積での平均温度と考へ、(1)に述べた方法で \bar{T} を求め
 \bar{T}_{2-1} , $\frac{\bar{T}_{2-4} + \bar{T}_{2-8}}{2}$, $\frac{\bar{T}_{2-2} + \bar{T}_{2-6}}{2}$, $\frac{\bar{T}_{2-5} + \bar{T}_{2-9}}{2}$ を算術平均して、火
 災室温とした。各実験での火災室温度上昇は4節の図3.8
 に示されてゐる。(2-2 A_{2-3} , A_{2-7} での実測値は用ゐない)

(iii) シャフトでの温度上昇

シャフトでの温度計測矢は 図3.4 (I) に示される如く、各
 シャフトで2点とあるので、単純に算術平均して求めた。
 そのため、本当の平均値に較べて高い値を示すと考へらる
 る。

4節 煙流動計算を用いた実験の分析結果

4-1. 計算上の条件

2節に述べた煙流動計算に基づき、2-1にあるように、火災室(2FAゾーン)の温度上昇と実験開始時の火災室以外の空間の温度を用いて、非定常計算を行った。

計算は東京大学大型計算機センター-HIFAC BT00/3800に依った。以下、計算の手順のうち、特に列記しておくべき点について述べた。

(i) 形状抵抗

空間相互の流量を決定する(3.1)式で形状抵抗係数 α はすべての開口で0.8として扱った。又、Ex. B-3を除いて、A, Bゾーン間の隔壁は跳上げ式で上げられ、隔壁のない実験条件であったが(図3.5参照)、実際的には跳上げた隔壁の垂下りのために抵抗がよると考えられるため、仮空の $\alpha=0.8$ の開口(1.8m \times 0.5m^h)が存在するとして、A, Bゾーンを区画し計算した。

(ii) 質量収支

ネットワークの質量収支 $\sum_i G_i = 0$ —— (3.2) になるよう逐次近似をする際、各開口での $\sum G_i \leq 0.001$ (kg/sec) で $\sum G_i = 0$ とみなして計算した。これは $\sum G_i \leq 0.05$ (kg/sec) 以下では計算結果がほとんど変化しない事によった。

(iii) 非定常計算での Δt

この実験の経過時間が180秒であるため、 Δt は1秒ぐらいにとるのが妥当と思われるが、ネットワークの解を求めるのに計算時間がかかり、計算機JOBの能力を越えるため、ここでは $\Delta t=10$ 秒で計算を行い、2-1.で述べるような微妙な流束の変化を取り扱うためには、当然 $\Delta t=1$ 秒程度の計算が必要になると考えられ、今後の課題である。

(iv) 非定常計算

ある時刻 t における流出入量から、時刻 $t+\Delta t$ での温度を求める手法は 2-2.の(i)(ii) に示す通りであるが、この場合も Δt が大きいため、(3.3)式で $\sum G_i \times \Delta t$ が $V_n \rho_n$ よりも大きくなり、計算不可能になる場合がある。そこで、今回の計算では、時刻 t で空間にあり、 t 空気 $V_n \rho_n$ が Δt 時間内に侵入する空気 $\sum G_i \Delta t$ と混合するを考慮し、(3.3)(3.4)式で以下の様に変更して、計算に用いた。

$$T_{t+\Delta t} = \frac{V_n \rho_n T_n + \sum G_i T_i \times \Delta t}{V_n \rho_n + \sum G_i \Delta t} \quad \text{--- (3.3')} \quad \text{---}$$

$$T_{t+\Delta t} = \frac{(V_n \rho_n + \frac{k \cdot A}{c_p}) T_n + \sum G_i T_i \times \Delta t}{V_n \rho_n + \frac{k \cdot A}{c_p} + \sum G_i \Delta t} \quad \text{--- (3.4')} \quad \text{---}$$

この変更による誤差の問題も Δt を小さくする事によ、今後 解決する 必要がある。

4-2. 非定常計算における k

- ・ 上述の条件のもとで、Ex.1-7について、2-2.の(i)(ii)で説明した手法で非定常計算を行った。

計算結果のうち、実測値には、よりした変化の認められるシャフトと6F.A, Bゾーンについて実測値と計算値の比較を図3.9~3.12に示す。図中TEISUとは(3.4')における k であり、室周壁の熱容量が、室温変化に及ぼす割合と考へてよい。TEISU=0.2の計算値は、室空間の熱容量だけを考へた場合(i)に該当する。

図3.9~3.12から分かる様には、TEISU=0.2は温度上昇が大きくなり、TEISU=0.1の場合にはほぼ計算値と実測値が近い値を示す。従って、他の実験もTEISU(k)=0.1として分析を行つてみる。

図3.8 火災室（2F A）の温度上昇）

＜実測値＞

- Ex 1-2
- Ex 1-7
- Ex 8-3
- △ Ex 11-1
- x Ex 12-1

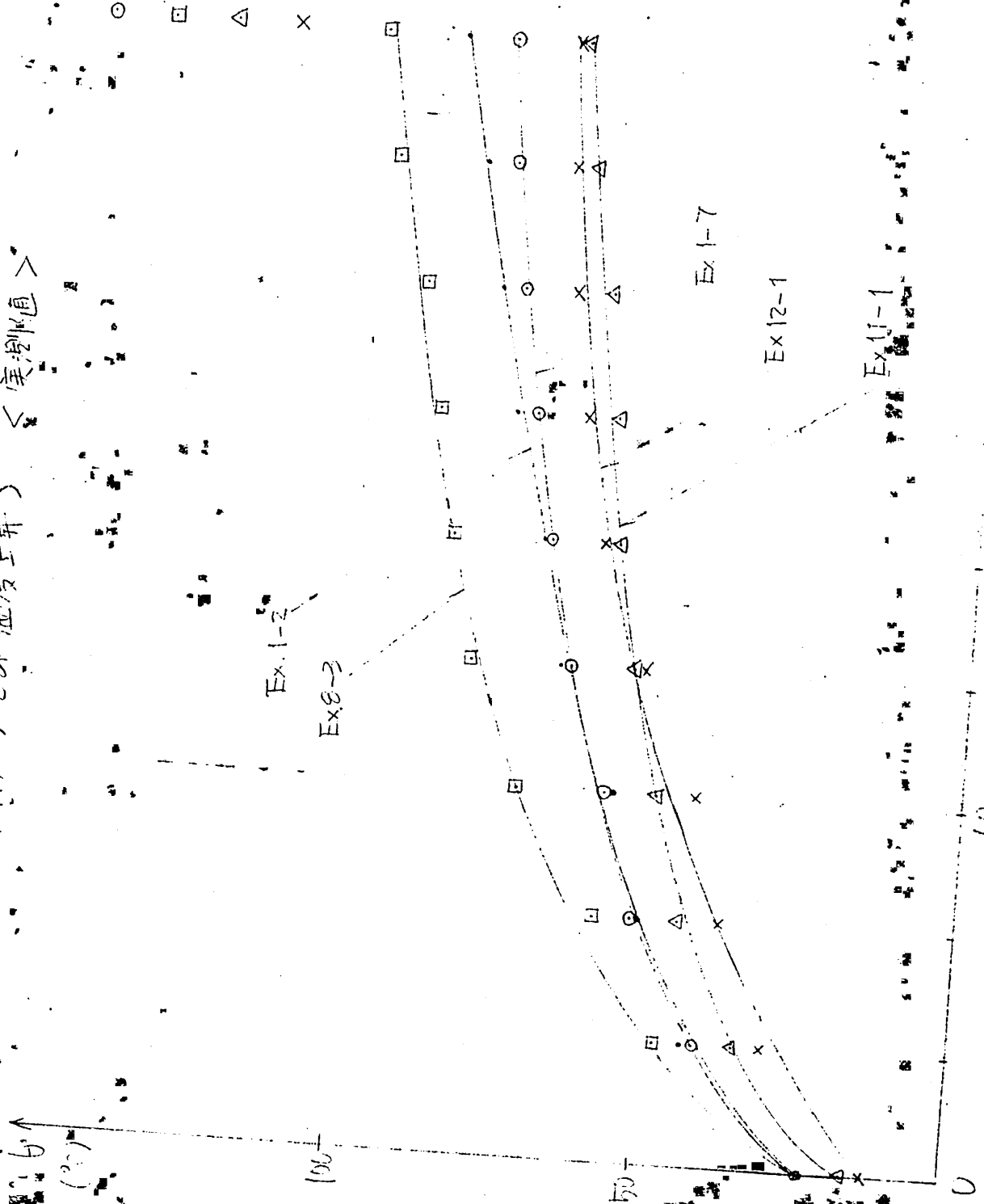


図3.9 壁面の熱容量加算による計算値の変化と実測値

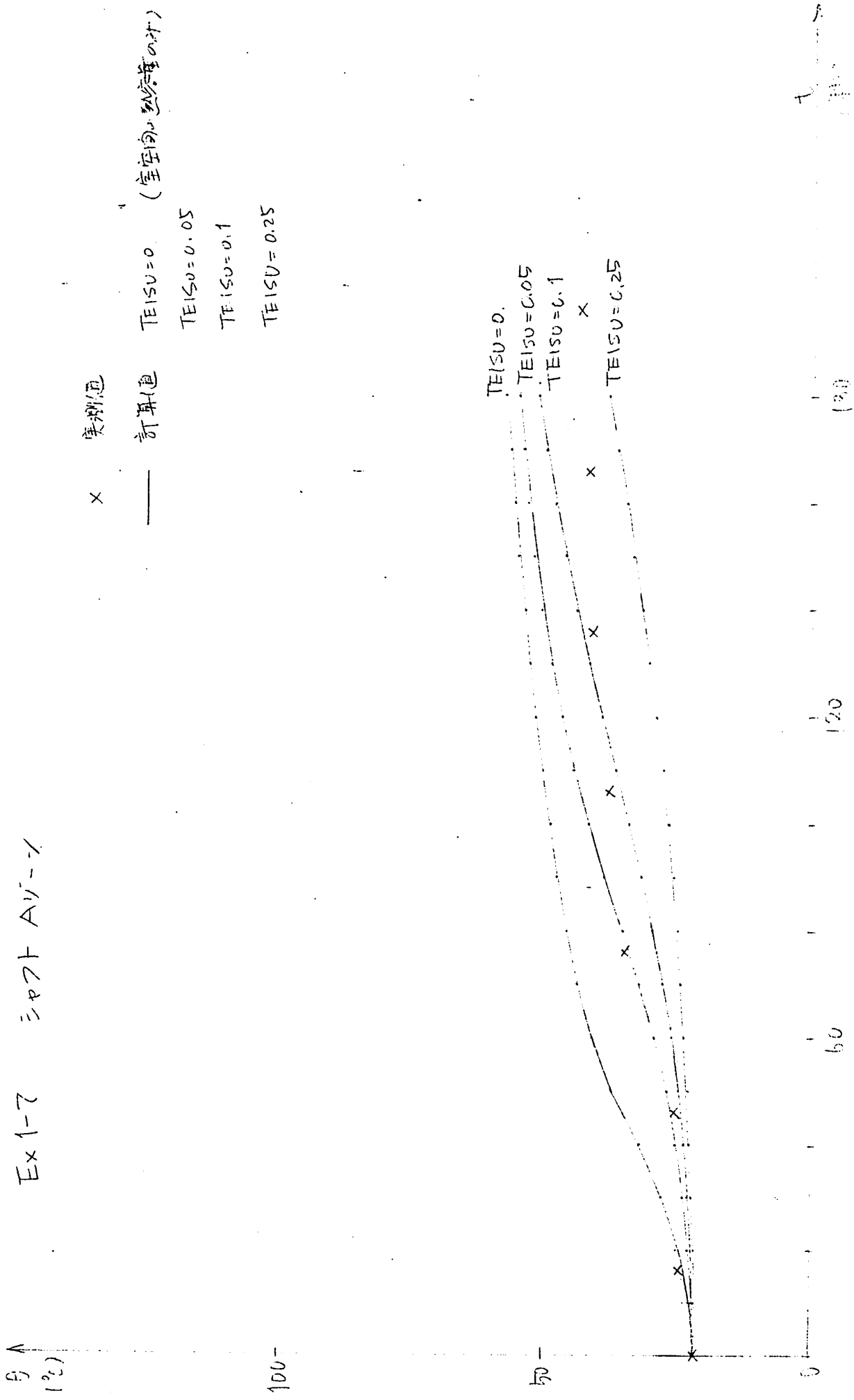


図3.10. 壁面の熱容量増加率による計算値の変化と 実験値

Ex. 1-7 シェパト・R・ゾーン

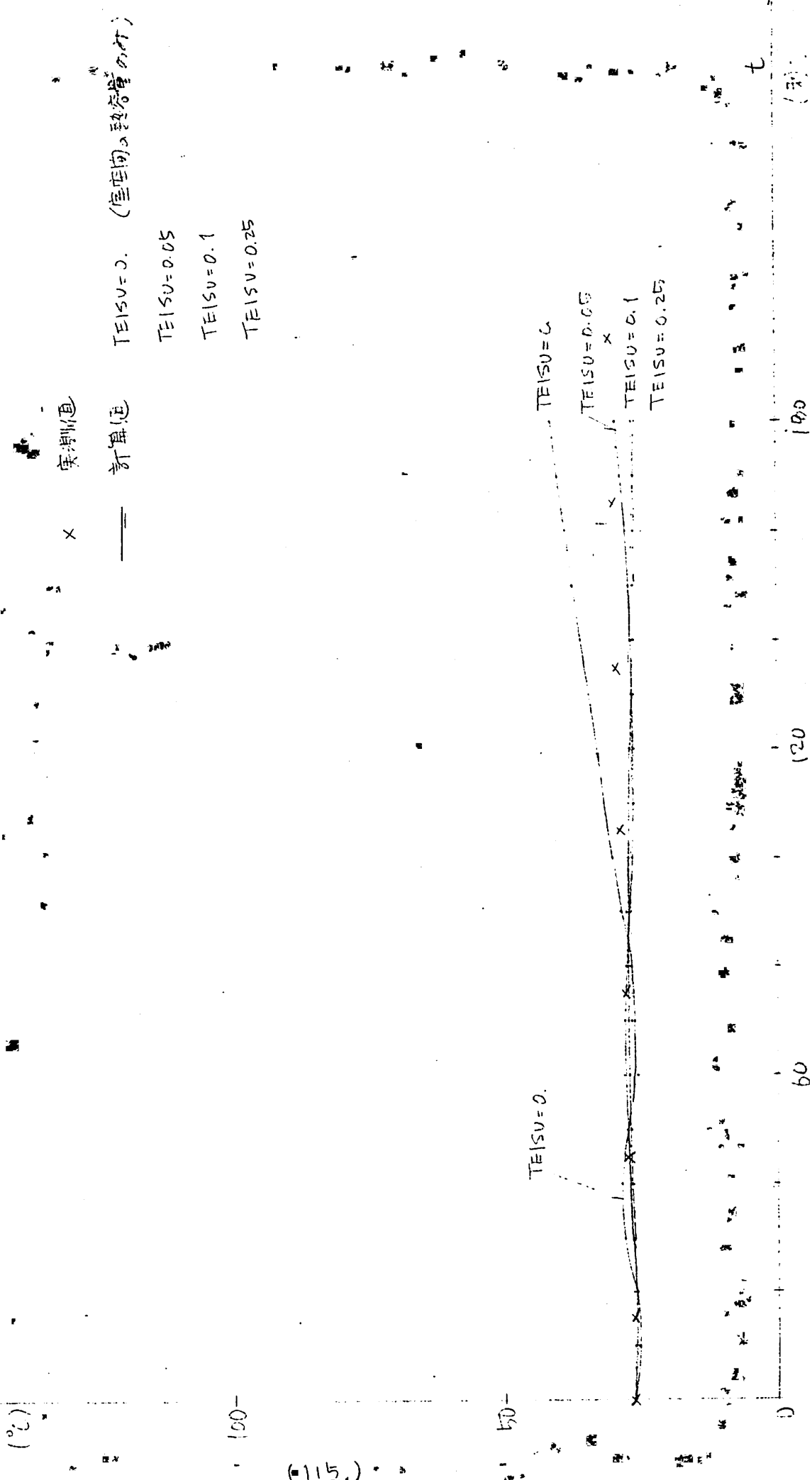


図5.11 壁型への容量加算による訂算値の変化と実測値

Ex. 1-7. GF A.V. の

x 実測値

— 訂算値 (空室内の騒音レベル)

TEISU = 0.

TEISU = 0.05

TEISU = 0.1

100

50

60

120

180

t (分)

TEISU = 0.

TEISU = 0.05

TEISU = 0.1

TEISU = 0.25

図3.12 壁面の熱容量計算に於て計算値の変化と実測値

Ex 1-7 : 6F, E.V.-7



4-3. $k=0.1$ の計算値と実測値の比較

(i) 計算値と実測値の比較

4-2. の結果から適当と思われる $k=0.1$ の場合について各実験の計算結果を 図 3.13 ~ 3.22 に示す。

各実験ごとに 模型の断面図に $t=0 \sim 10, 60 \sim 70, 120 \sim 130, 180 \sim 190$ 秒ごとの計算値に基づいた流れのパターン、各空間の温度の計算値と実測値を書き入れた図と、シャフトと bFA, Bゾーンでの温度上昇の計算値とを比較したグラフを載せた。

(ii) 目視による観測結果

各実験の $1'00'' \sim 2'00''$ に目視により観測された煙流動のパターン(Ⅲ-1)を 図 3.23 に示す。

(iii) 煙流動パターンの可視化

矢火から 30 秒間隔で撮影された写真のうち、Ex 1-2, 1-7 の写真を 図 3.24 に示す。

4-4. 分析結果.

各空内での温度上昇は、同壁の熱容量と考慮し $k=0.1$ と計算した値が、各実験ともに実測値により合致をみせる。但し、どの実験でも実測値の方が早く上昇し、それを計算値が追いつき $t=120$ 秒前後で追いつくという傾向を示す。そのため、実験が3分を終ったため、推定にすぎないが、時間がもっと長かった場合、計算値が実測値よりもかなり高くなる事が考えられ、2部2-2(III)に述べた手法による分析を早急に行う予定である。

図3.23の目視による煙流動のパターンと 図3.13, 3.15, 3.17, 3.19, 3.21の計算結果での点火後2分の図と比較すると、各実験ともに完璧としてよい一致をみせる。本章の分析にとりあげた5実験がほぼ無作為抽出による事から考えこ驚くべき一致である。

図3.24の写具による可視化は 照明が不十分のため、成功しなかったが、EX1-2と1-7と比較して わずかに全体での煙の流れが右回りか左回りかの違いを見出せる。

$\Delta t = 10 \text{ sec}$

火室温度: 実験値

Z_0 での温度: 計算値

(実験値)

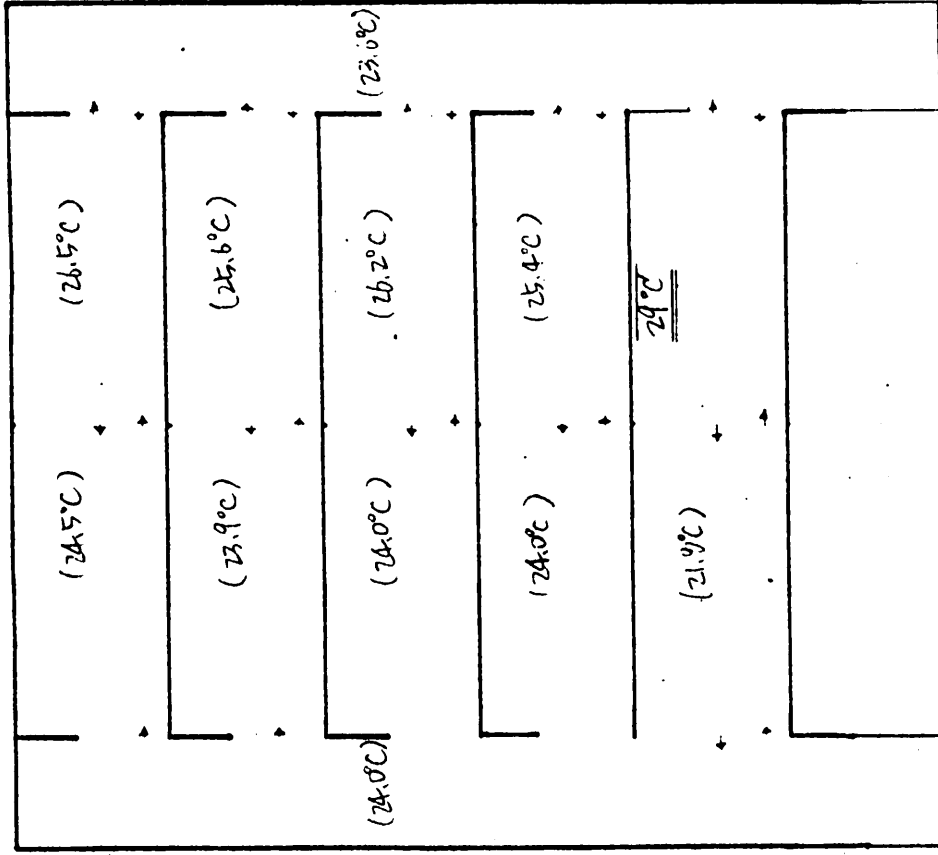
→ は 用口部への流す方向と

平均流速を示す

長さ 1 mm での 10 cm/sec

(5 cm/sec 以下 F_0 流速は

$0 \leq HTEUF$)



外気温 21.9°C

実験番号

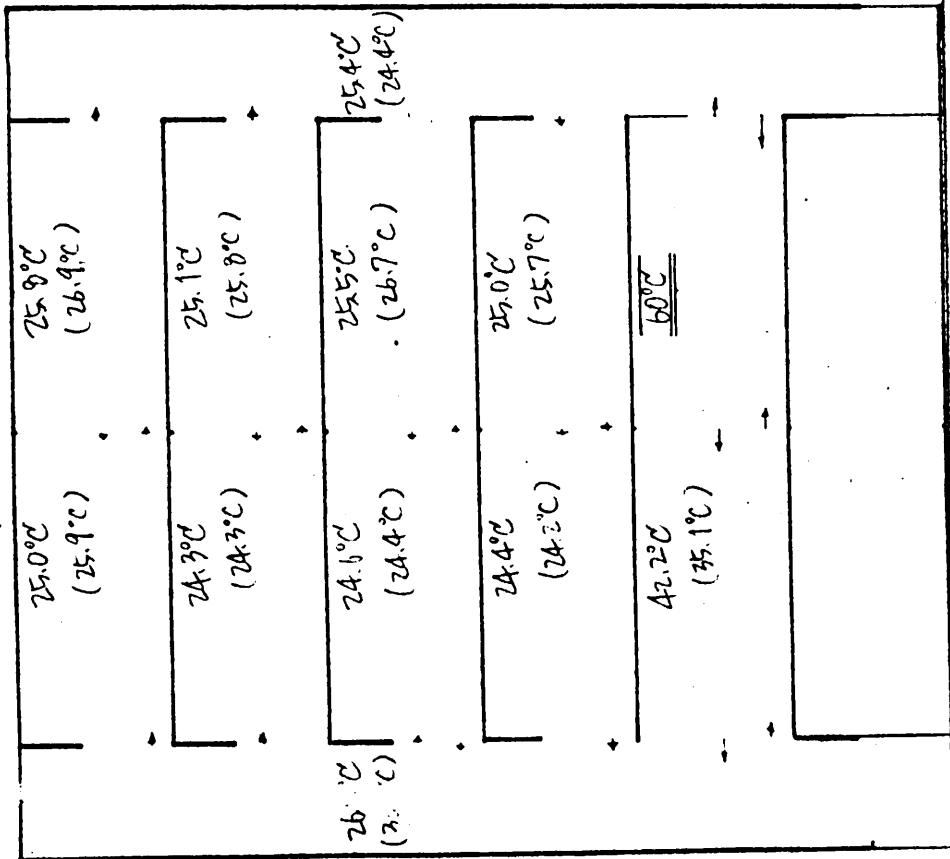
3.13 Ex1-2

点火後 1分

$\Delta t = 10 \text{ sec}$

点火室温度, 実測値

20.0°C 温度: 計算値
(実測値)



実験番号

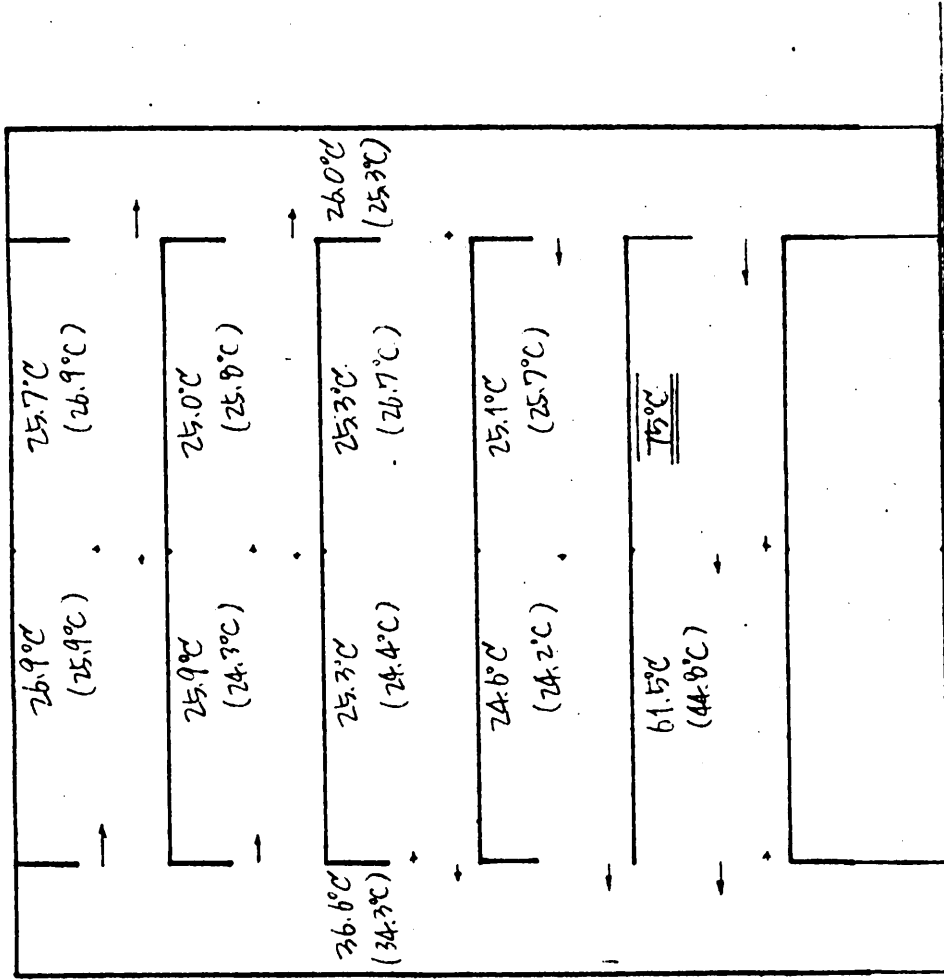
卓火後 2分

Ex1-2

$\Delta t = 10 \text{ sec}$

火災室温度: 実測値

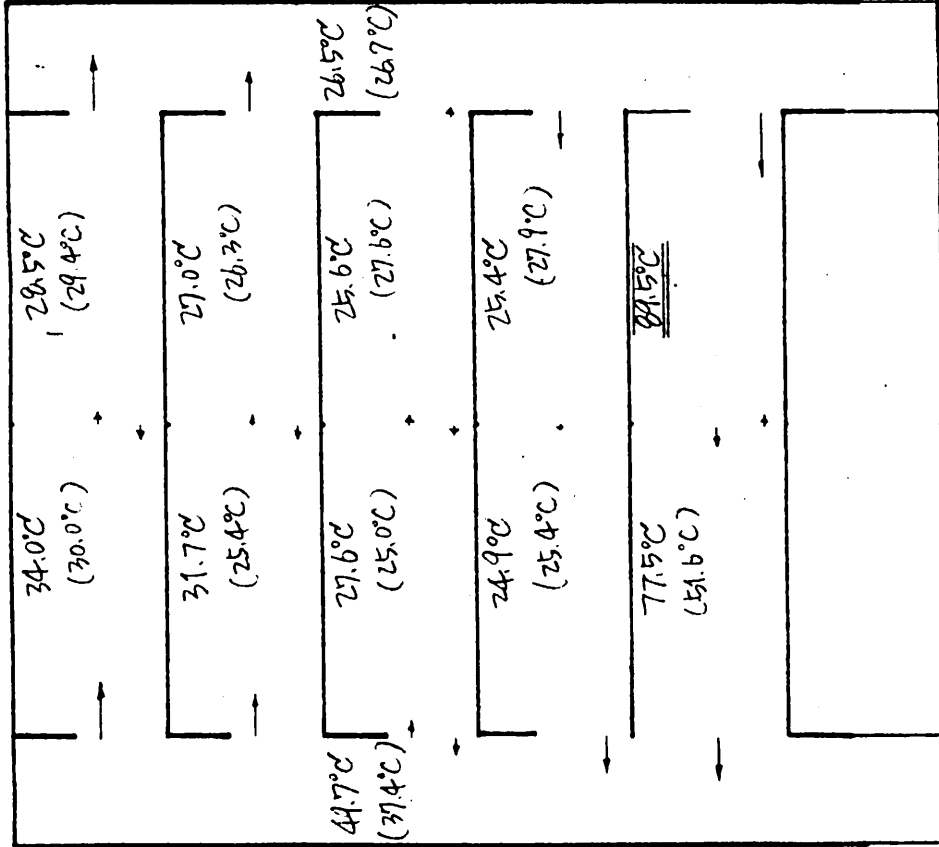
その他の温度: 計算値
(実測値)



実験番号

点火後 3分

図3.13 (iv) Ex.1-2



$\Delta t = 10 \text{ sec}$

点火室温度: 実測値

20cmの温度: 計算値
(実測値)

図 3.14 (1) Ex (1-2) システムの高度上昇

TEISO = 0

シフト A / シフト B
計算値
実測値

シフト C / シフト D
計算値
実測値

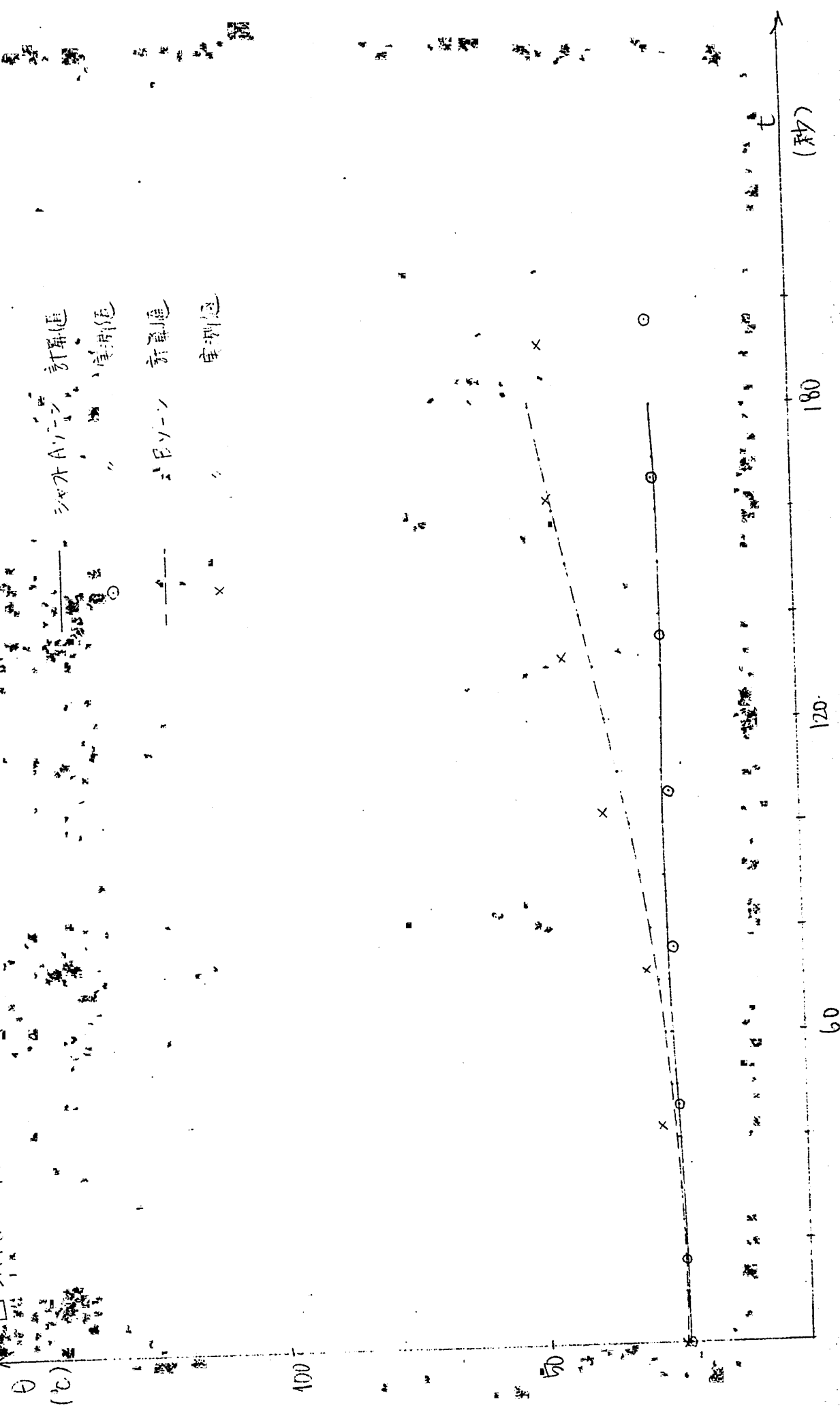


図3.14 (b) Ex 1-2

6F A, B, C, D, E, F, G, H, I, J, K, L, M, N, O, P, Q, R, S, T, U, V, W, X, Y, Z, 温度工率

$\sigma_{EISU} = 0.1$

——— 6F A, B, C, D, E, F, G, H, I, J, K, L, M, N, O, P, Q, R, S, T, U, V, W, X, Y, Z 計算値
 ○ 6F A, B, C, D, E, F, G, H, I, J, K, L, M, N, O, P, Q, R, S, T, U, V, W, X, Y, Z 実測値
 - - - - - 6F A, B, C, D, E, F, G, H, I, J, K, L, M, N, O, P, Q, R, S, T, U, V, W, X, Y, Z 計算値
 × 6F A, B, C, D, E, F, G, H, I, J, K, L, M, N, O, P, Q, R, S, T, U, V, W, X, Y, Z 実測値

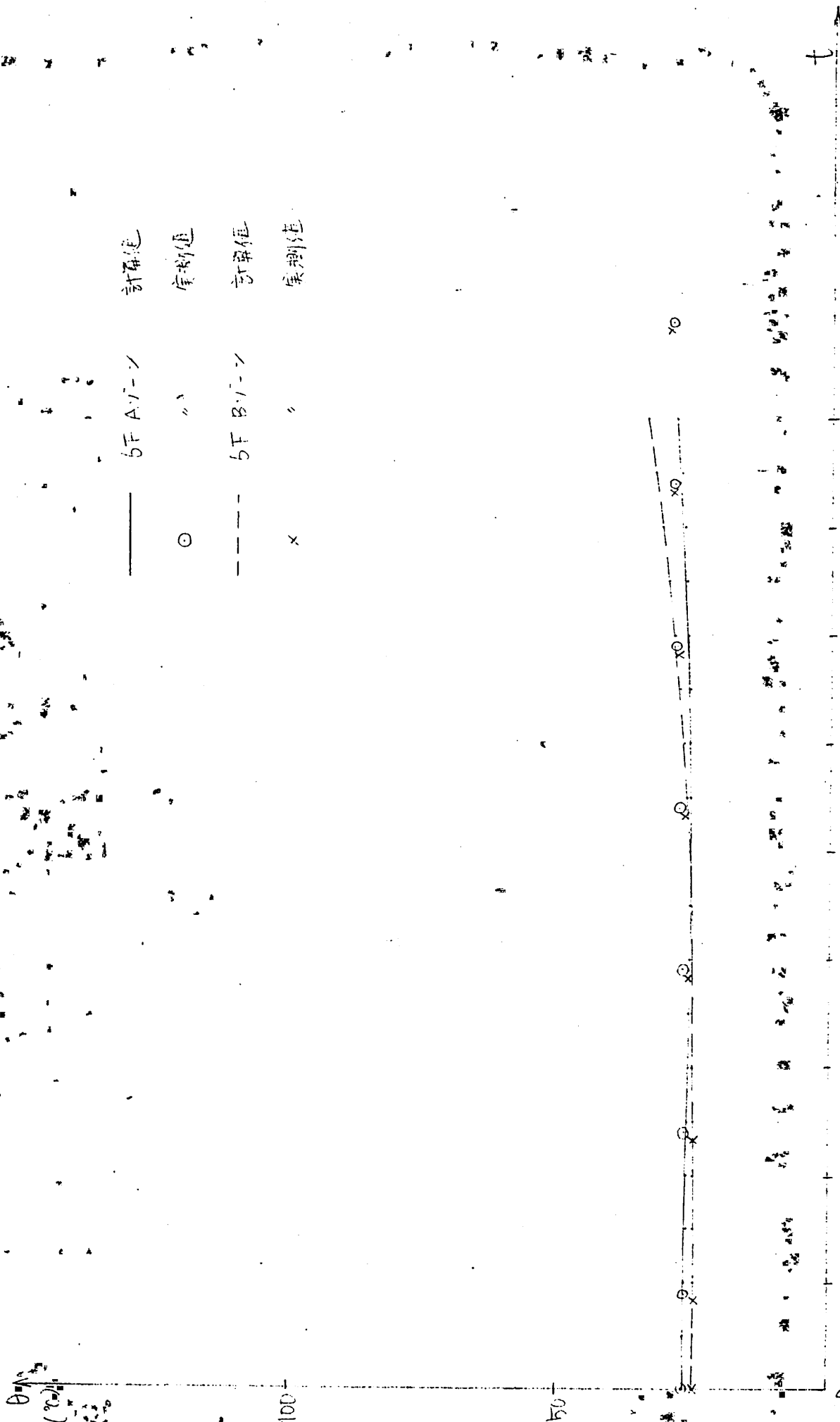
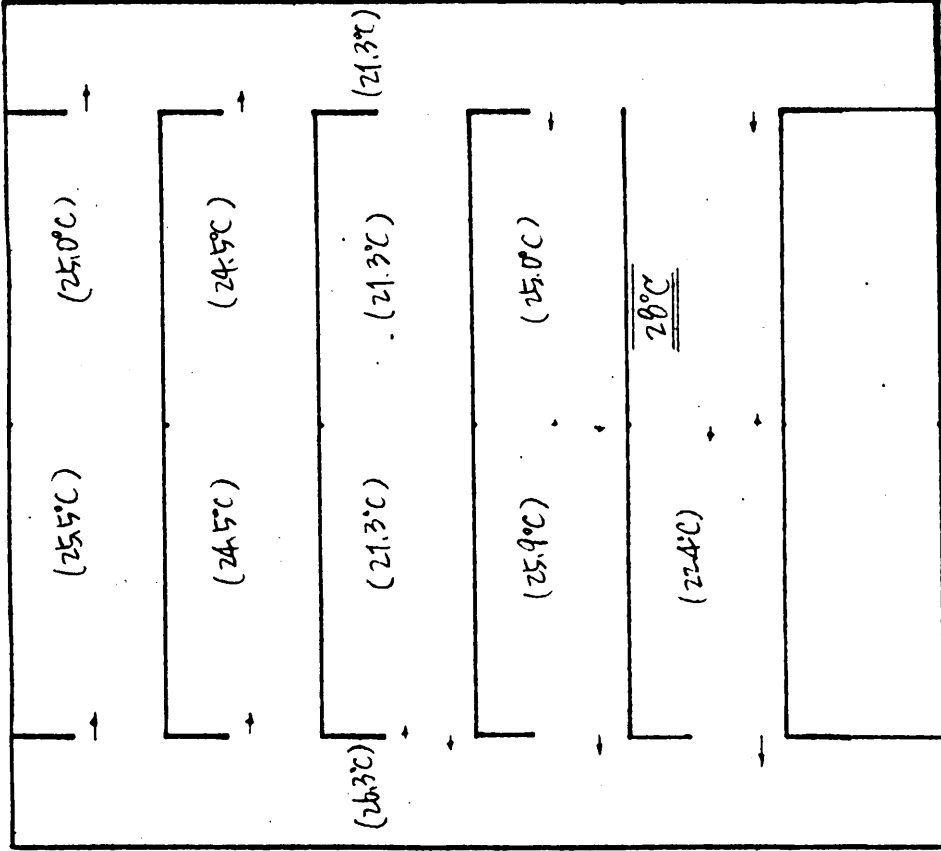


図3.15 Ex 1-7 着火後 0分

$\Delta t = 10 \text{ sec}$

火室温度: 実測値

Zn坩堝温度: 計算値
(実測値)



→ 1 用口部Zn坩堝の平均流速を示す

長 1mm 毎 10cm/sec

(5cm/sec × F₀ 風速は 0.2)

計算値

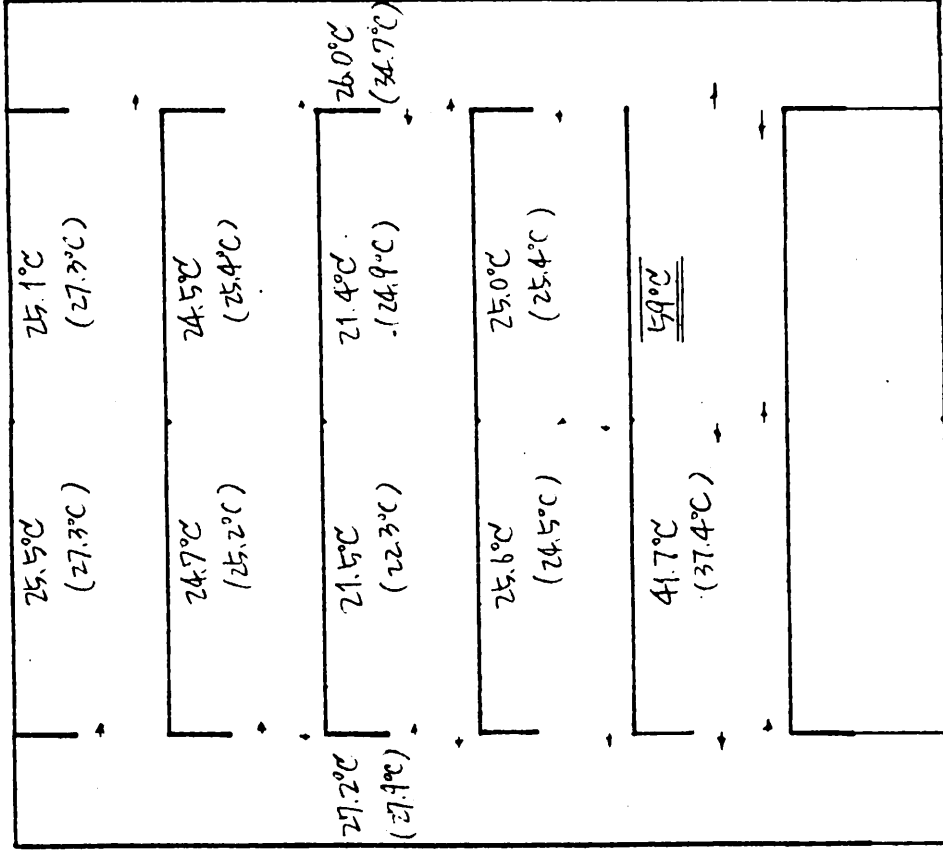
(実測値)

実験番号

図3.15 Ex. 1-7 点火後 1分

$\Delta t = 10 \text{ sec}$

火室温度: 実測値
Zの温度: 計算値
(実測値)

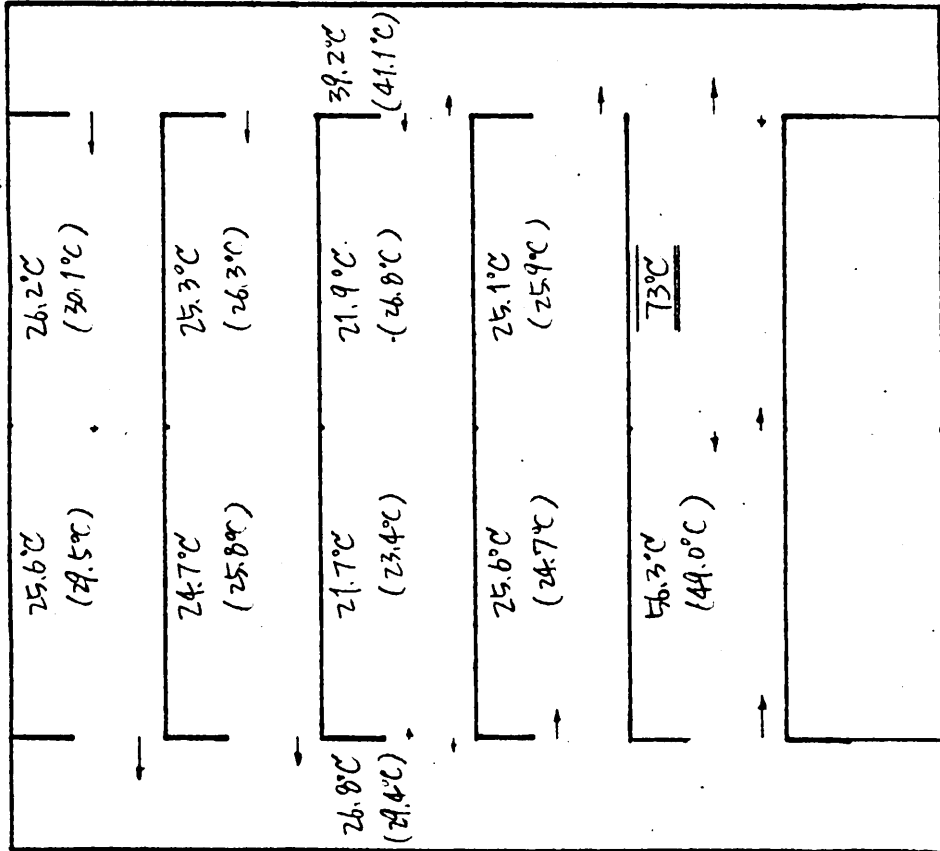


実験番号

図3.15 Ex 1-7 点火後 2分

$\Delta t = 10 \text{ sec}$

点火直後温度: 実測値
2分後の温度: 計算値
(実測値)



実験番号

図3.15

(iv) Ex. 1-7

点火後 3分

$\Delta t = 10 \text{ sec}$

火室温度: 実測値

200cc温度: 計算値

(実測値)

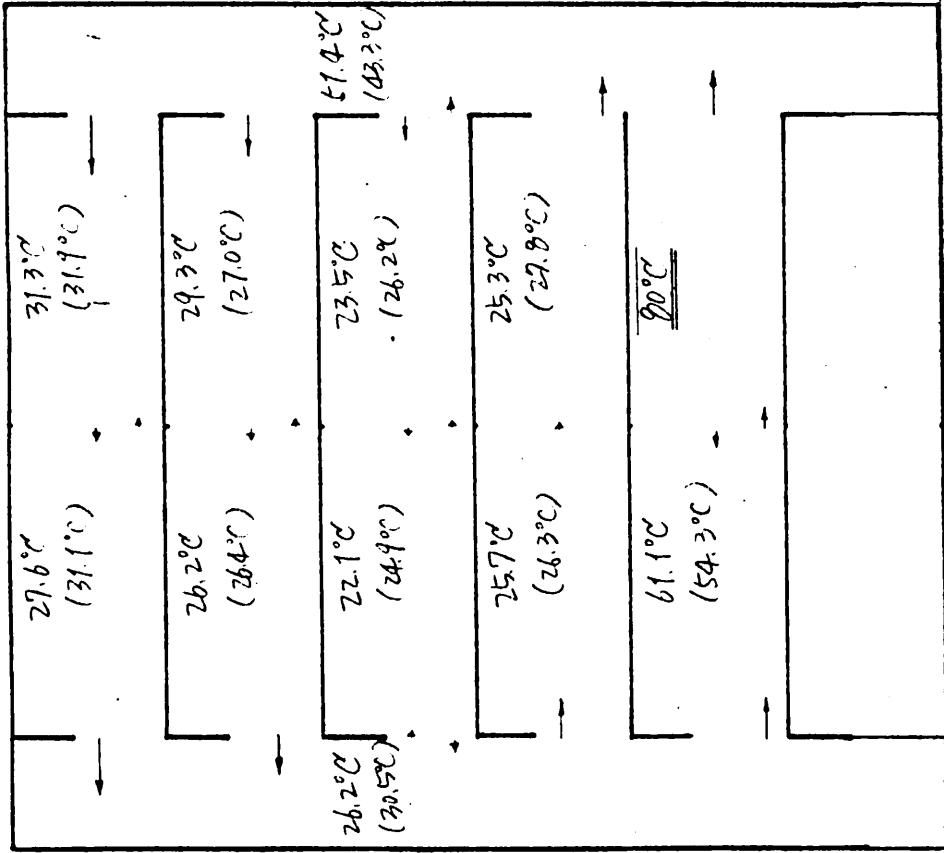
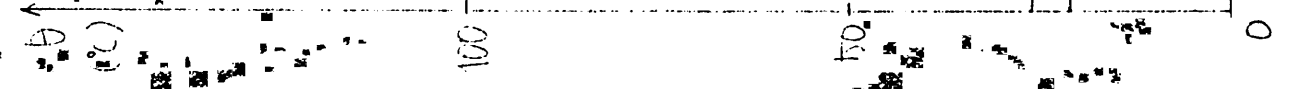
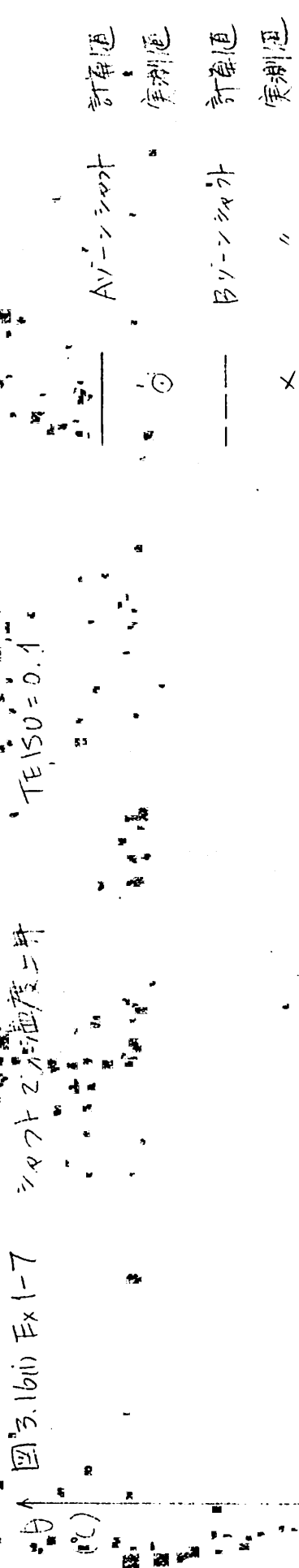


図3.16(1) Ex1-7

シャフトのねじり角

$TE/50 = 0.1$



↑

↑ 図3.16(ii) Ex1-7 6F A, Bの温度上昇

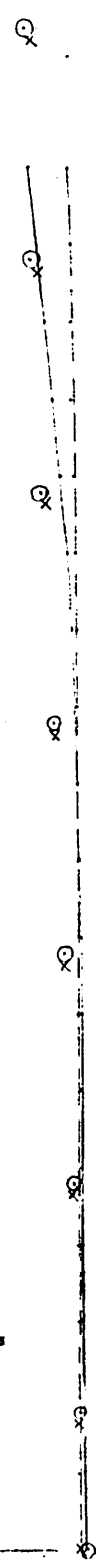
TFISU = 0.1

(95)

100

50

(151)



実験番号

図3.17

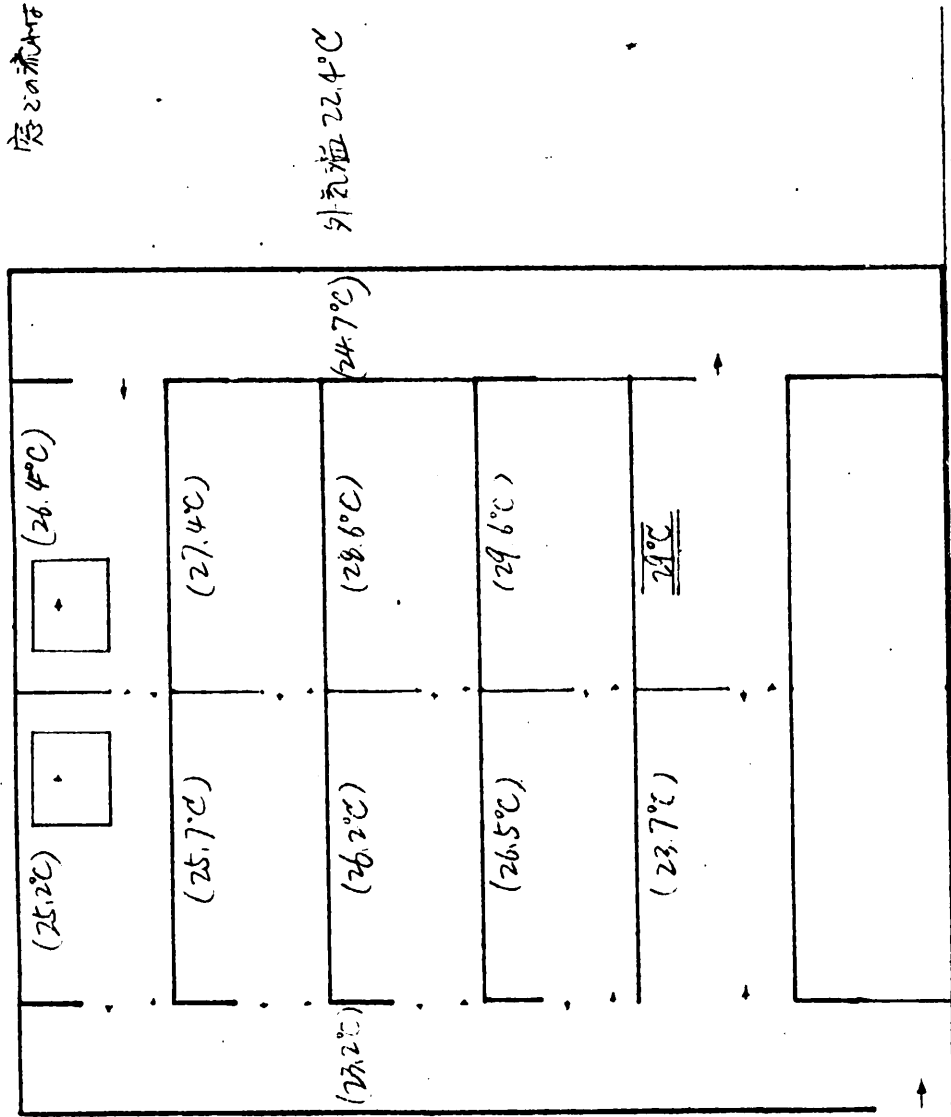
(1) Ex. 8-3

点火後 0分

$\Delta t = 10 \text{ sec}$

点火直温度: 実測値
2分後の温度: 計算値
(実測値)

→ 1分南口部を流す方向に
平均速度を示す
長さ 1mm を 10cm/sec
(10cm/sec 以下は同速度で
0 とする)



→: 室内の温度
←: 外気の温度

外気温度 22.4°C

實驗番号

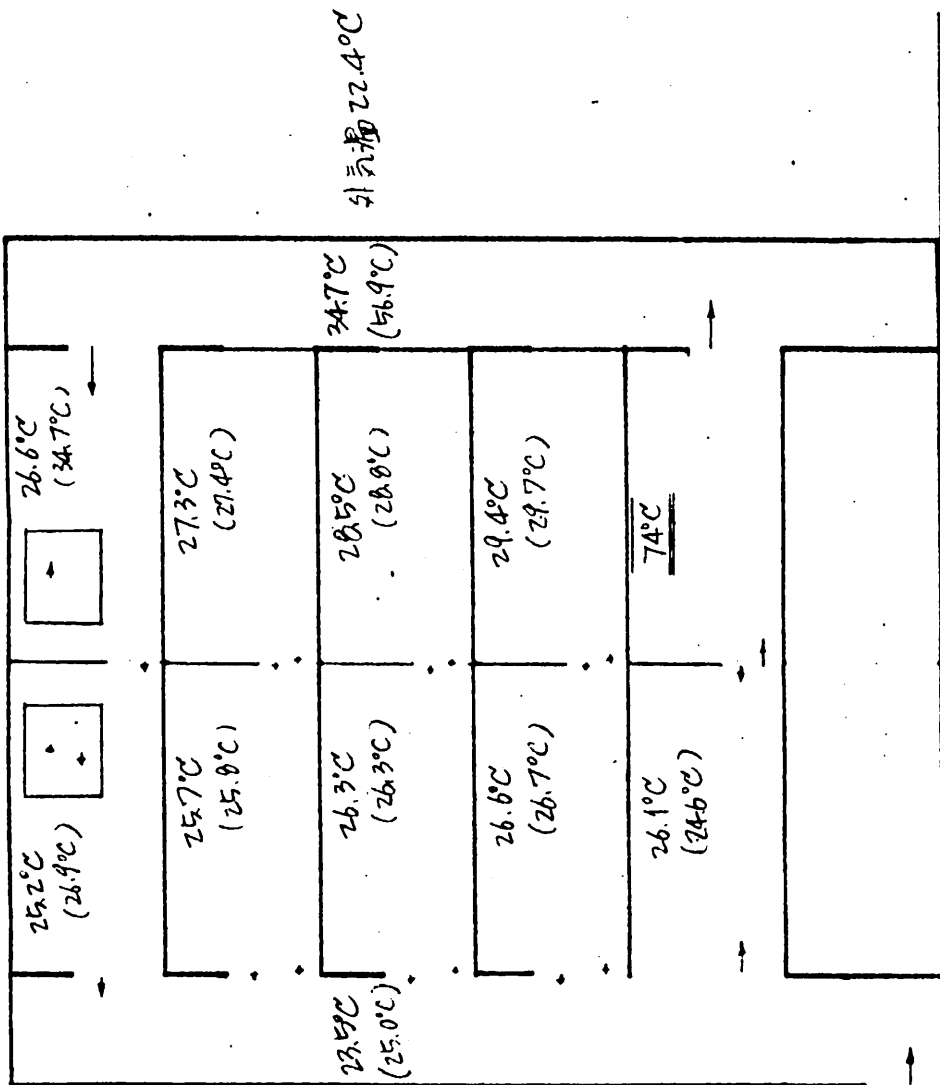
Ex. 8-3 臭火後 (分)

$\Delta t = 10 \text{ sec}$

火災室溫度: 實測值

20°C 室溫度: 計算值
(實測值)

圖 3.17
(ii)



実験番号

図3.17

(iii) Ex.8-3

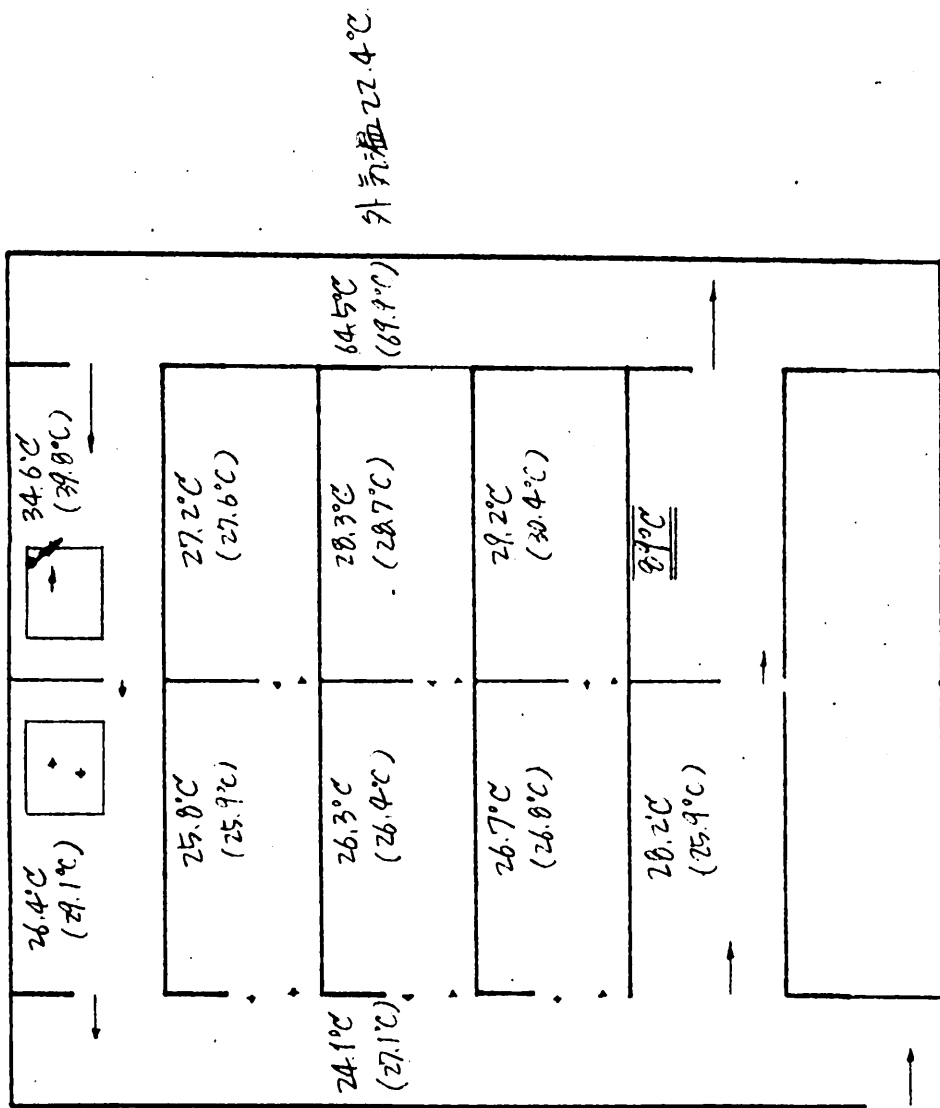
点火後 1分

$\Delta t = 10 \text{ sec}$

実室温度; 実測値

炉内温度; 計算値

(実測値)



実験番号

図3.17 Ex. 8-3
(iv)

炎火後 3分

$\Delta t = 10 \text{ sec}$

炎火室温度: 実測値

Z_{0.1}の温度: 計算値
(実測値)

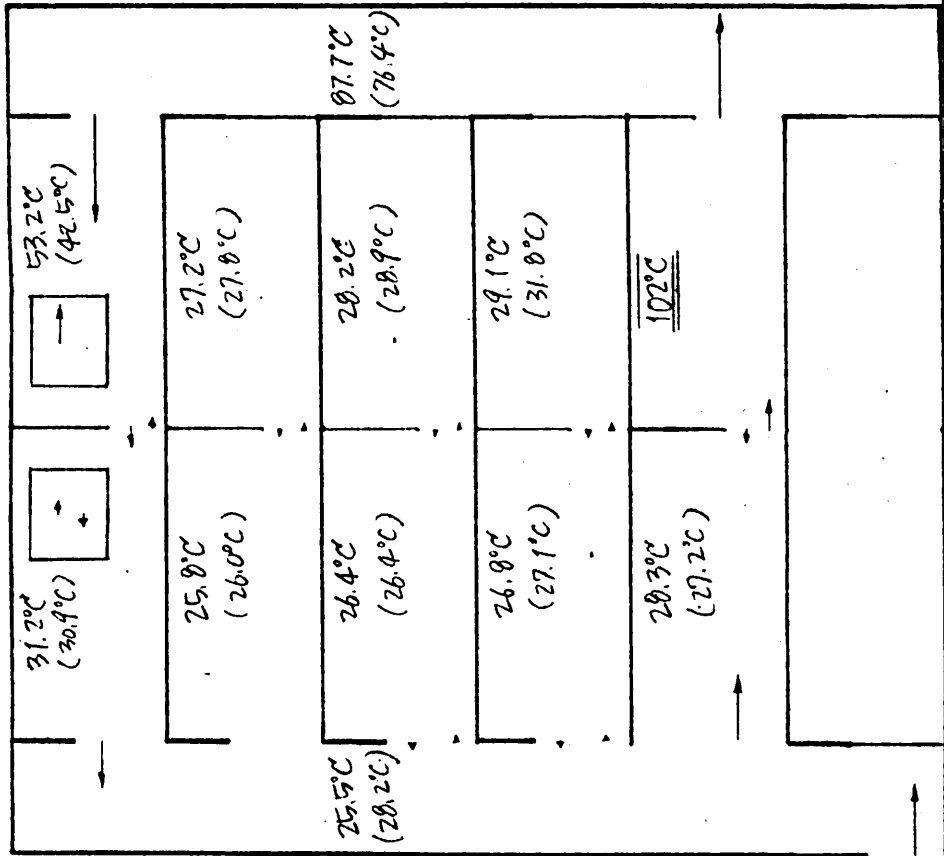


図18(1) Ex. 8-3

ヤガの温度上昇

TEISO=0.1

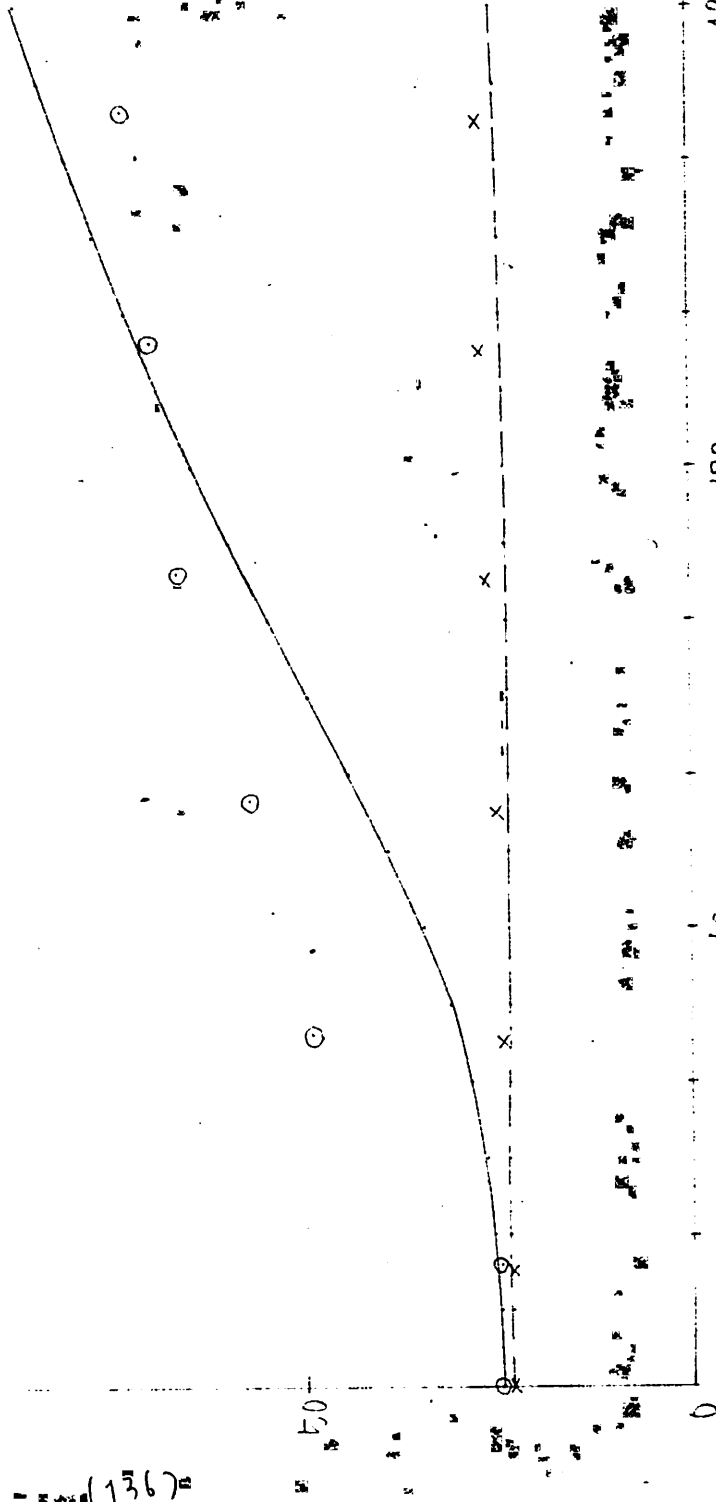
θ (°C)

100-

計算値
実測値
計算値
実測値

Aゾーンシヤト

Bゾーンシヤト



120

60

180

t (分)

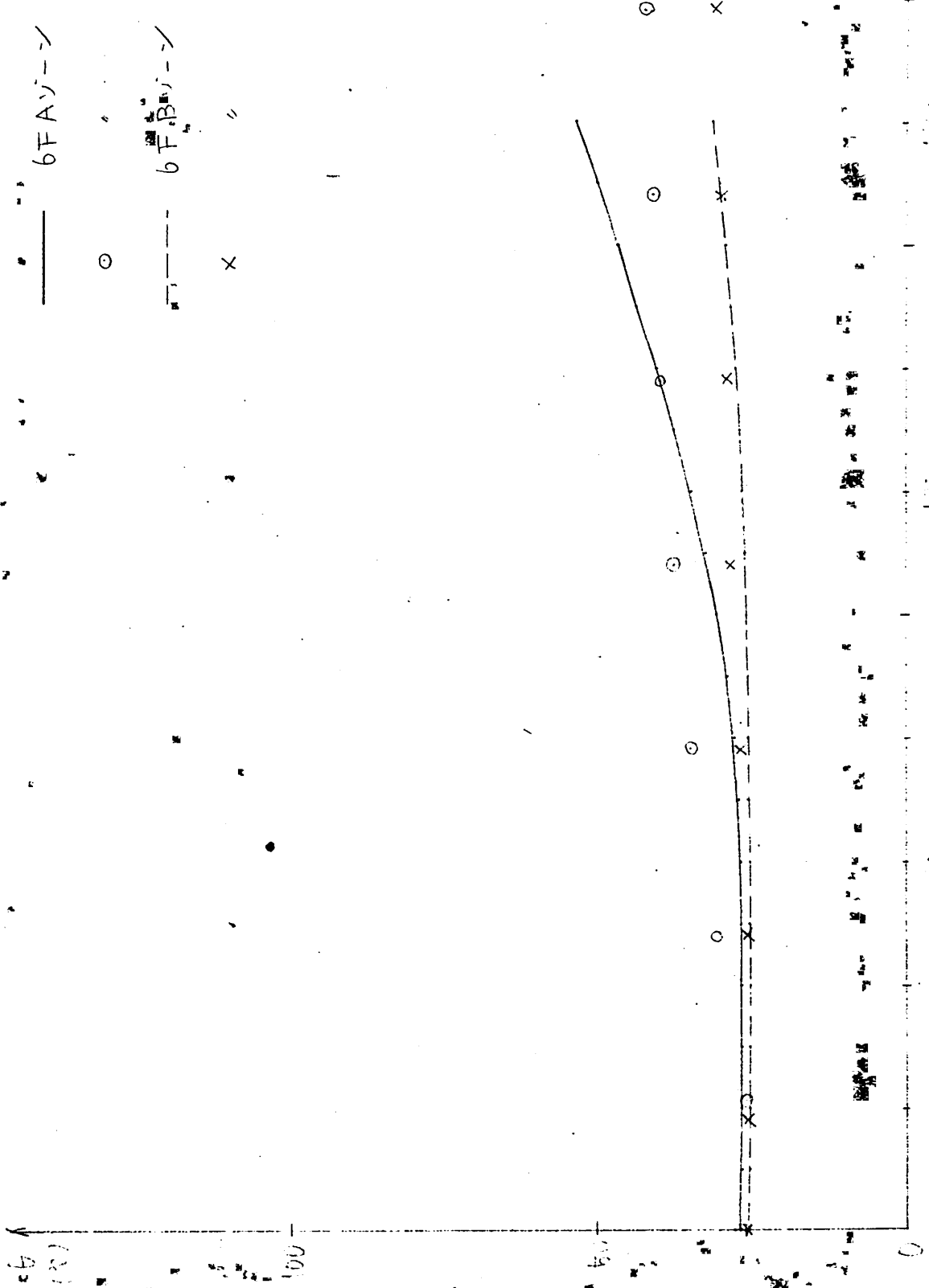
(136)

Ex 8-3

6F A.B.ゾーンの温度上昇

$$T_{EISU} = 0.1$$

——— 6F Aゾーン 計算値
 ○ 実測値
 - - - 6F Bゾーン 計算値
 × 実測値

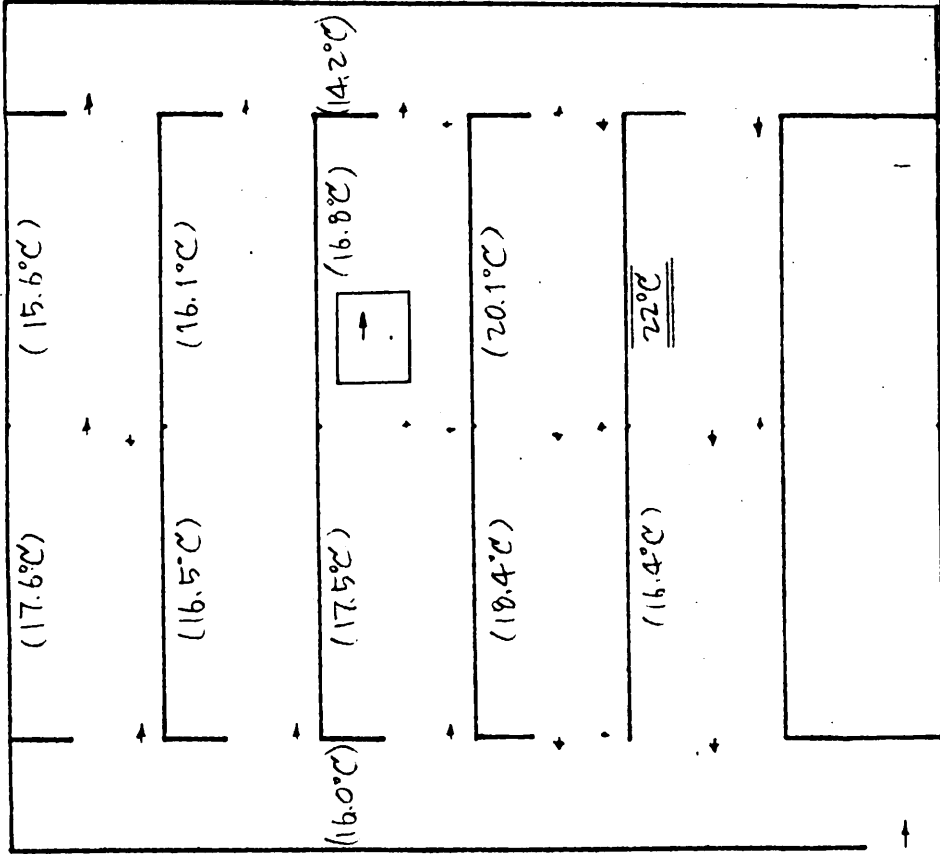


實驗番号

圖 3.19
(i) Ex. 11-1

起火後 0 分

室内温度 → 室内温度
← 室外温度



外気温 13.0°C

$\Delta t = 10 \text{ sec}$

室内温度; 実験値

室外温度; 計算値

(実験値)

→ 17 層開口部を流す方向

平均流速を示す

長さ 1mm を 10 cm/sec

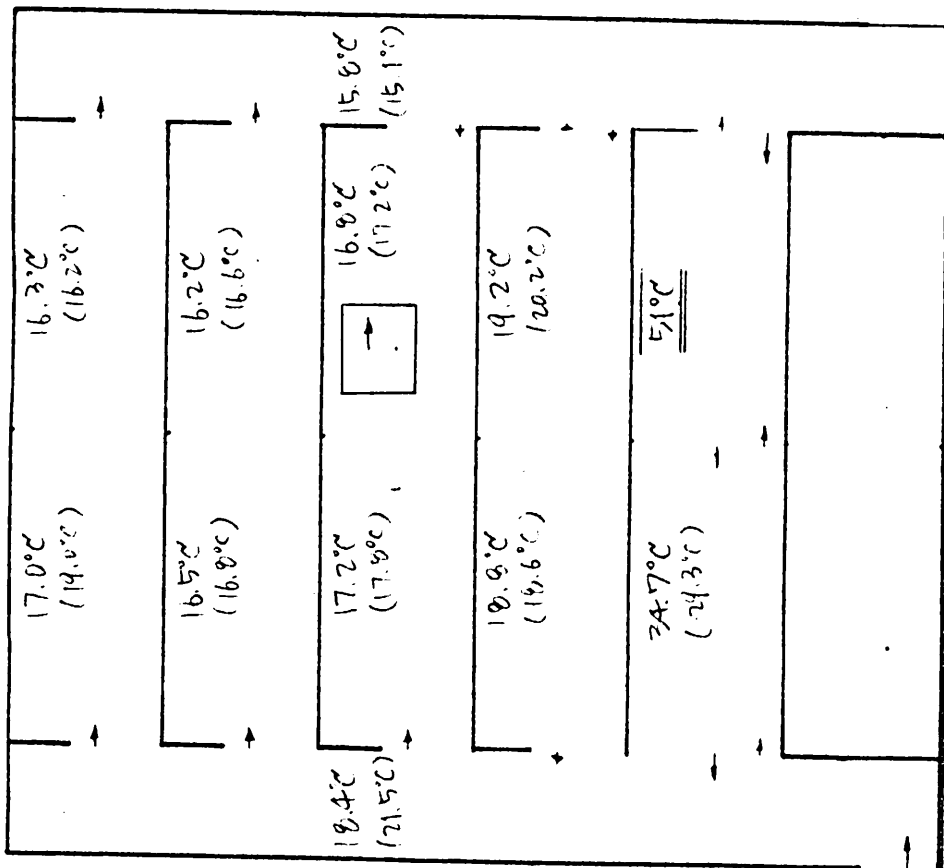
(10 cm/sec 以下は 10 cm/sec

0.4 として)

$\Delta t = 10 \text{ sec}$

炎火室温度: 実測値

2A(他)の温度: 計算値
(実測値)



外気温度 13.0°C

実験番号

図3.19 (iii) Ex 11-1

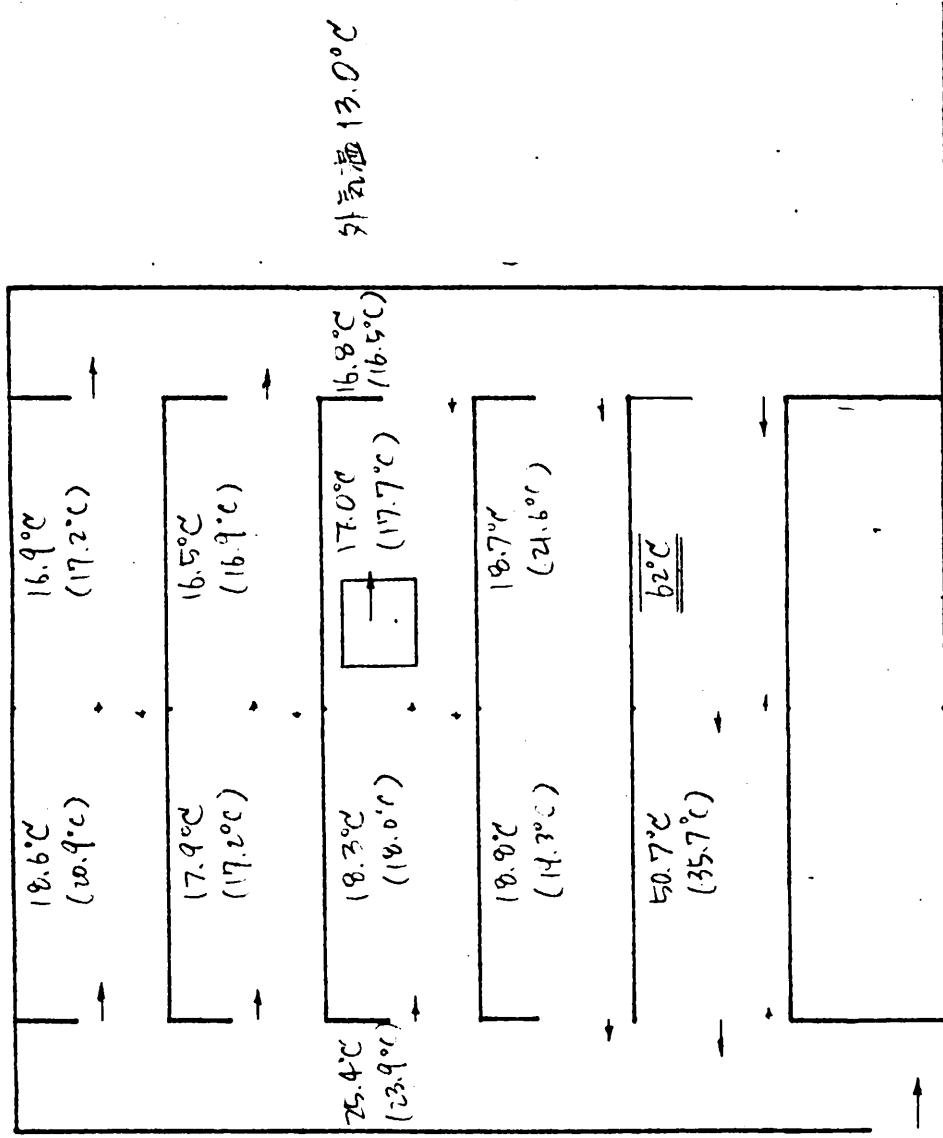
点火後 2分

$\Delta t = 10 \text{ sec}$

点火室温度: 実測値

乙の池の温度: 計算値

(実測値)



実験番号

図3.19

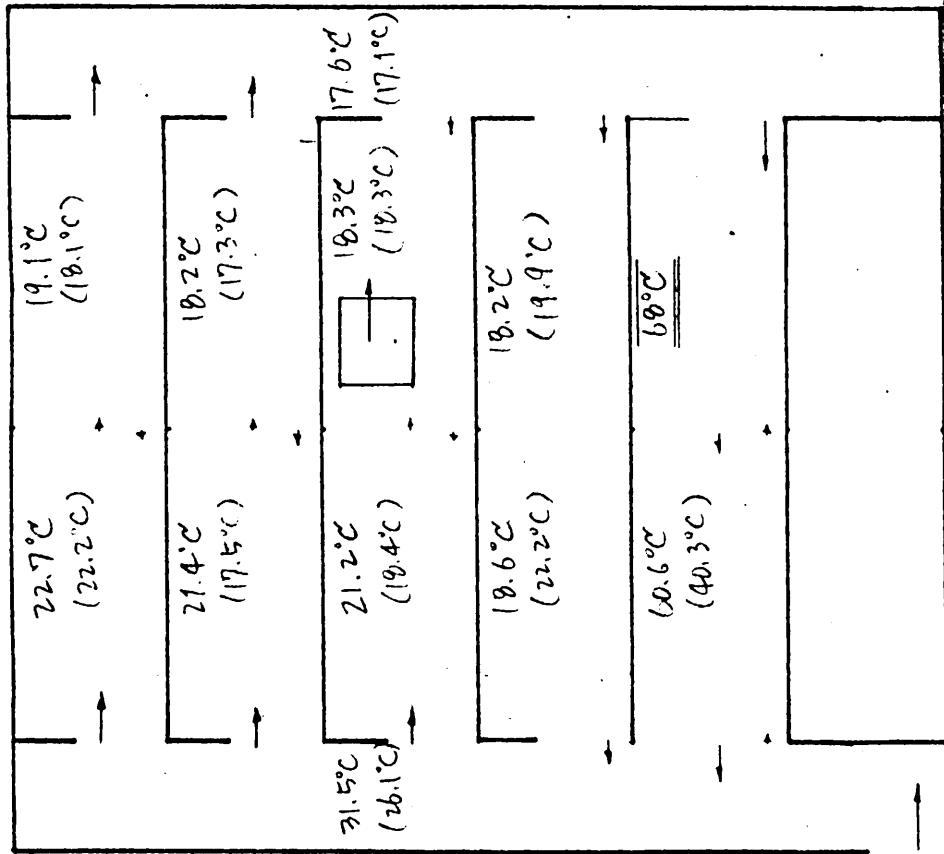
(iv) Ex.11-1 炎火後 3分

$\Delta t = 10 \text{ sec}$

炎室温度: 実測値

その他温度: 計算値

(実測値)



Ex. 11-1 シヤガ 2 の温度上昇

$TE(SU) = 0.1$

6
(°)

シヤガ A の 計測値

○

"

B の 計測値

"

×

"

100

80

0

120

180

t (秒)

t

四3.20(ii)

Ex 11-1

6F A, B 1-1 の温度上昇

TFISV=0.1

θ
($^{\circ}\text{C}$)

100

50

0

計算値
 実測値
 計算値
 実測値

6F A 1-1

"

6F B 1-1

"

x

x

x

x

x

x

x

x

o

o

o

o

o

o

o

o

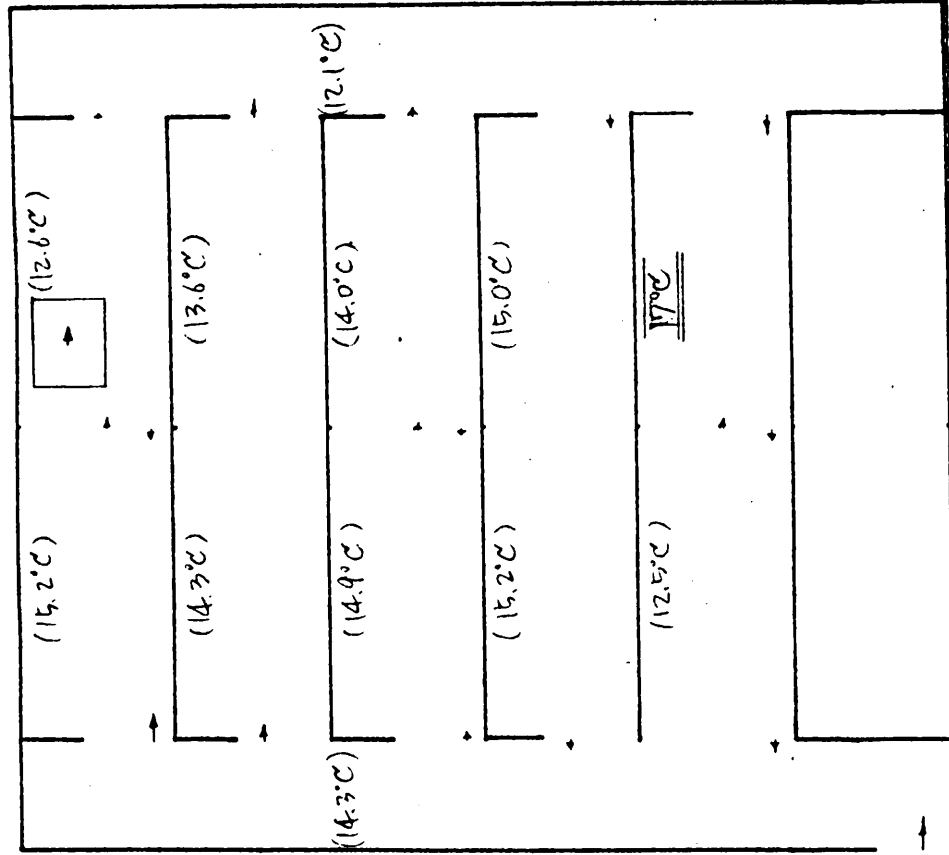
1.0

120

180

t
(秒)

窓の流出口 → 室内の温度
← 外気の温度



$\Delta t = 10 \text{ sec}$

窓室温度: 実測値

その他の温度: 計算値

(実測値)

→ は 開口部の流出口方向と

平均風速を示す

長さ 1mm 力: 10 cm/sec

(15 cm/sec 以下の風速は

0 とする)

外気温 11.6°C

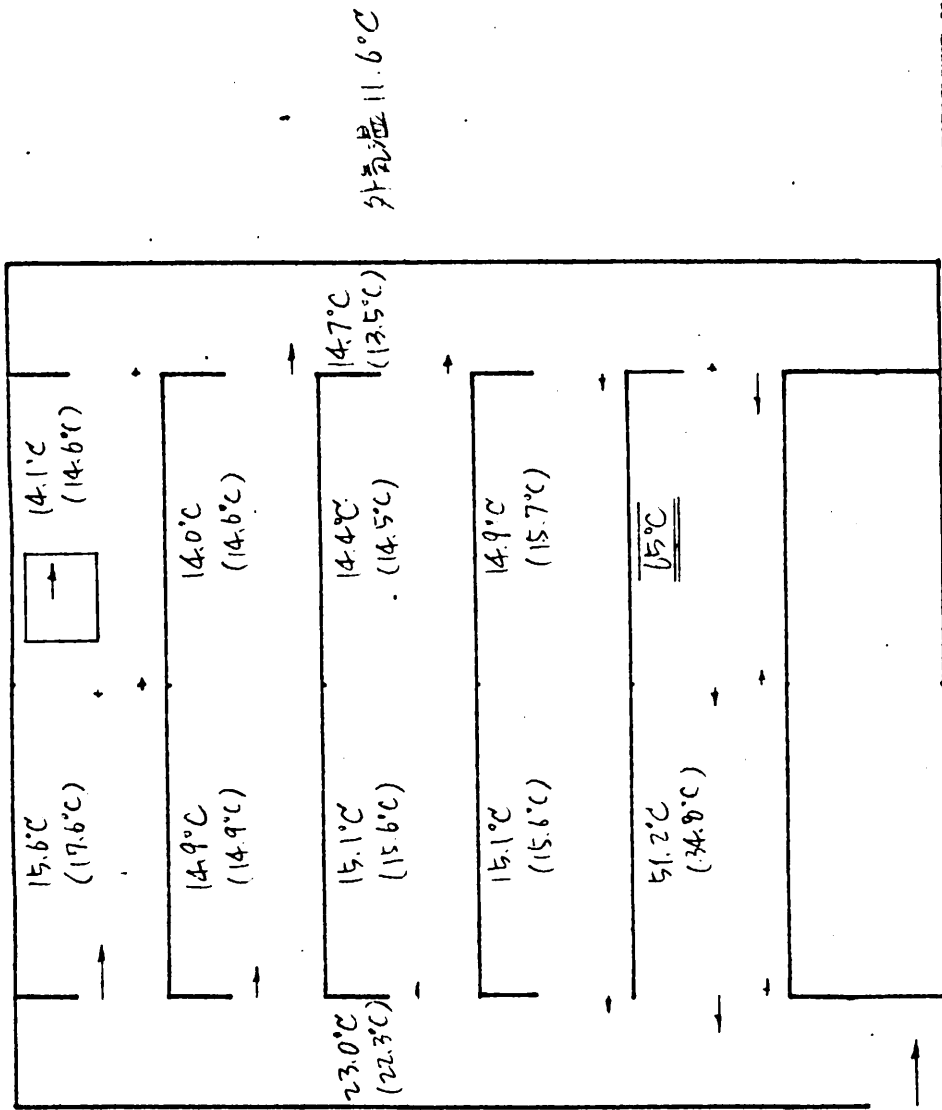
実験番号

図3.21 (iii) Ex.12-1 点火後 2分

$\Delta t = 10 \text{ sec}$

点火直後温度: 実測値

2分後の温度: 計算値
(実測値)



(iv) Ex. 12-1 点火後 3分

$\Delta t = 10 \text{ sec}$

点火室温度: 实例 1 是

其他各温度, 计算是

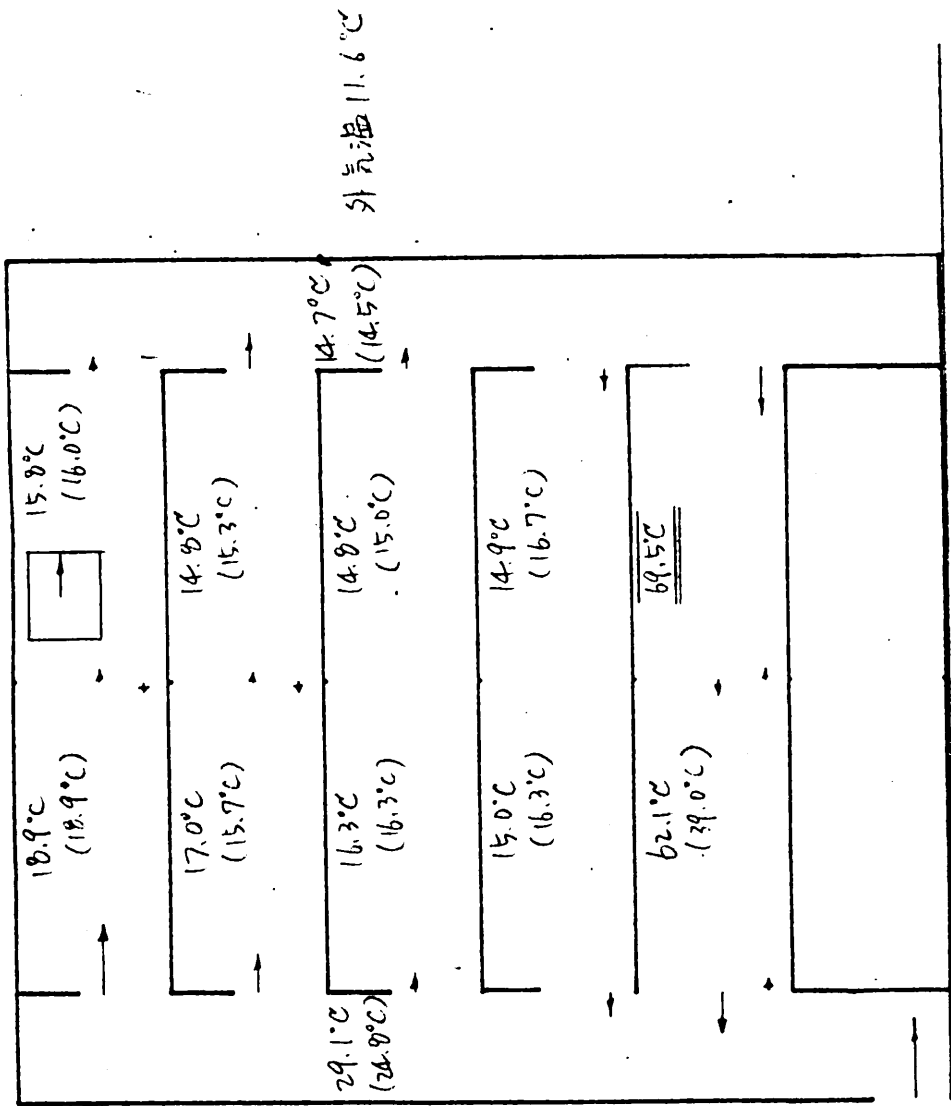
(实例 1 是)

→ 1. 可用上部之流量方向,
平均流速在示可

流量限制: 10 sec/sec

(5 cm/sec 以下之流速是

0.5 atm)



3.22(1) Ex 12-1

シヤット 2 の 温度上昇

$T-EISU=0.1$

θ (°) ——— AV-シヤット 計算値
○ 実測値
- - - B-シヤット 計算値
x 実測値

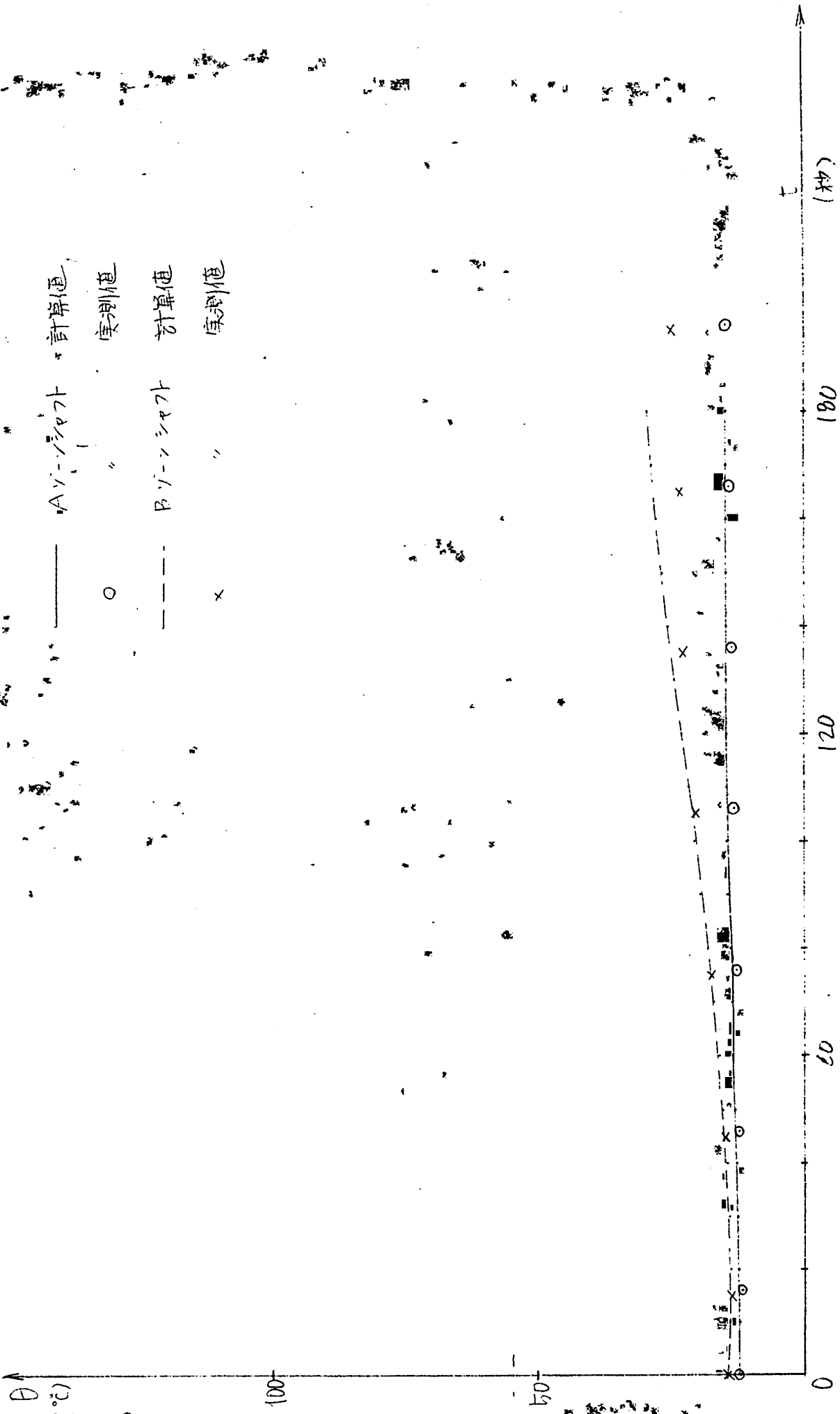


図 3.22 (10)

Ex 12-1

6FA, B \dot{V} - \dot{V} - \dot{V} の 温度上昇

TELSU=0.1

—	6FA \dot{V} - \dot{V} - \dot{V}	計算値
○	"	実測値
---	6FB \dot{V} - \dot{V} - \dot{V}	計算値
x	"	実測値

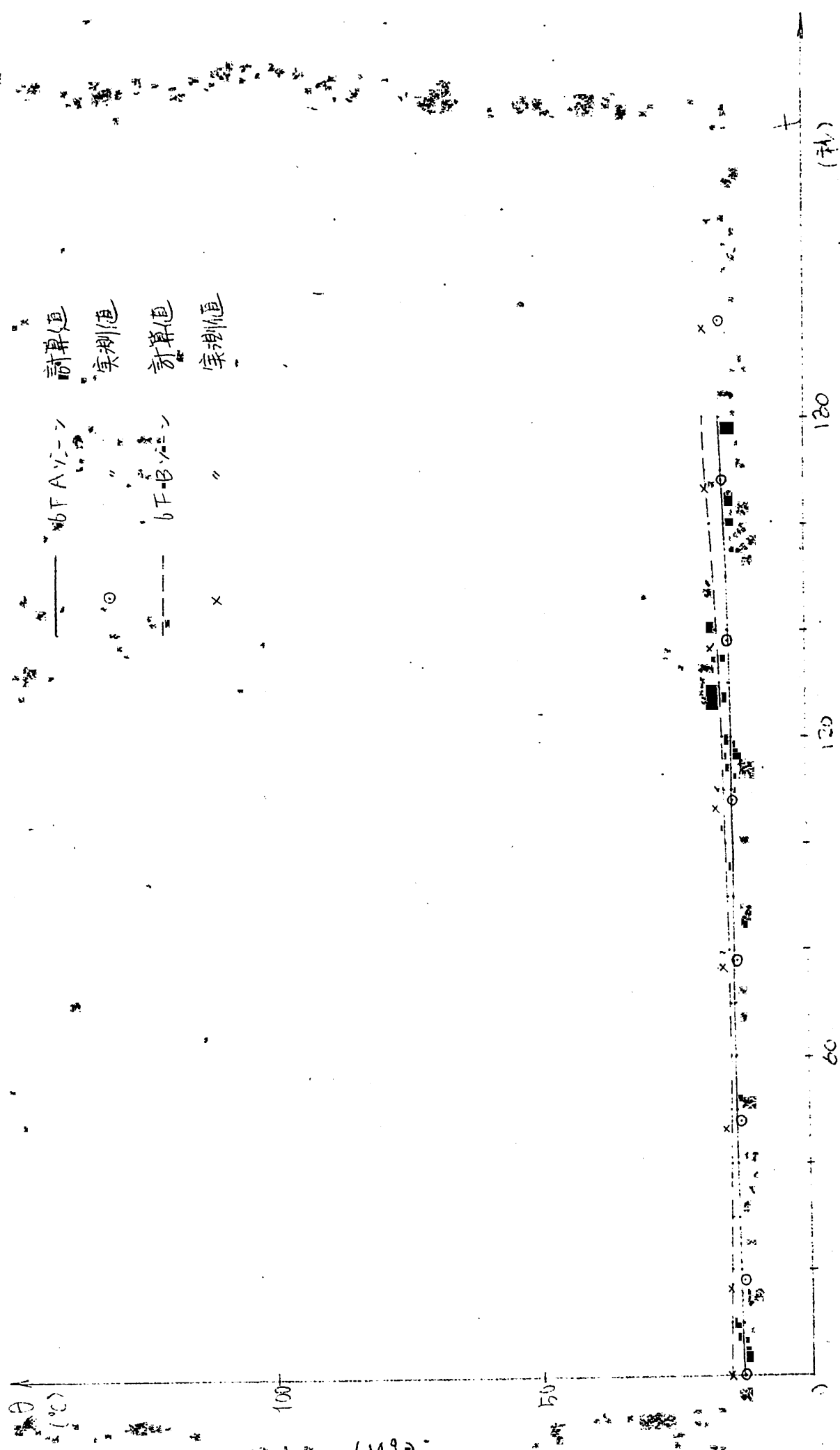


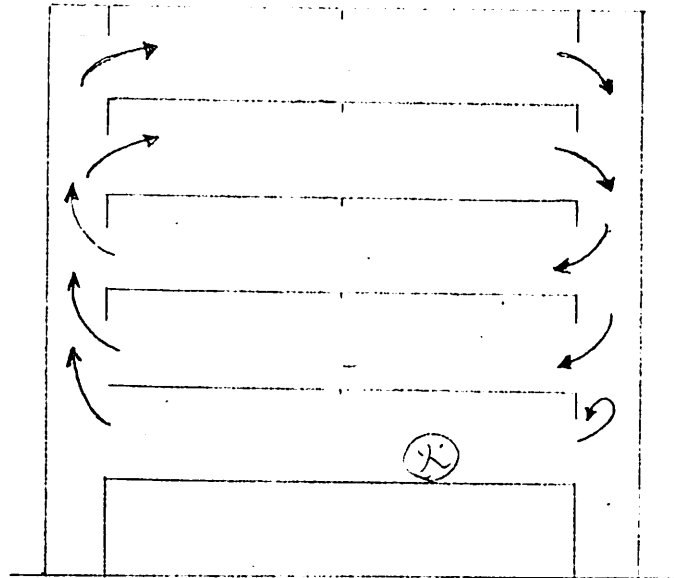
図3-23.1

計測による2階測定の煙流動のパターン 100'~2'00"

Ex 1-2

外気との開口がなく

全体の流しは右回りにある

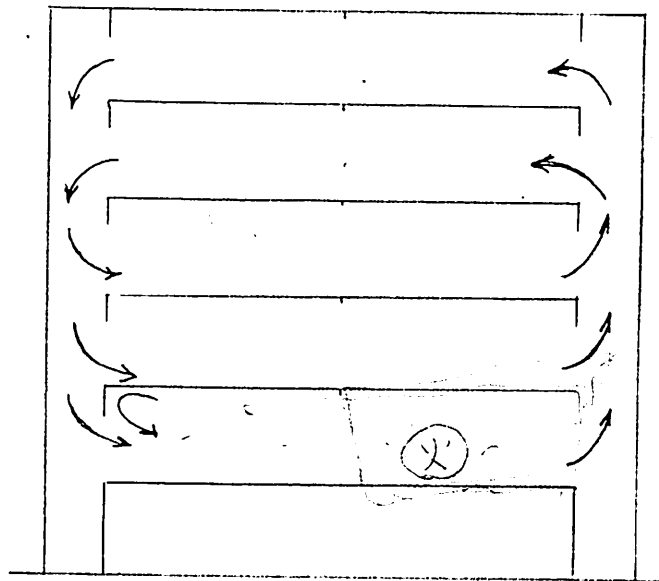


Ex. 1-7

Ex. 1-2と2F2の扉壁

位置が違いため

全体の流しは左回りである



Ex. 8-3

6F BV-ンカシ

煙の流出は少ない

全体の流しは左回り

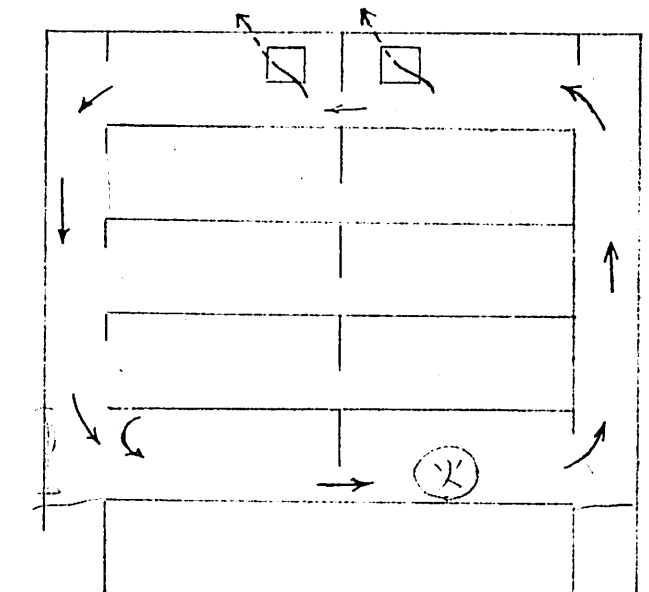


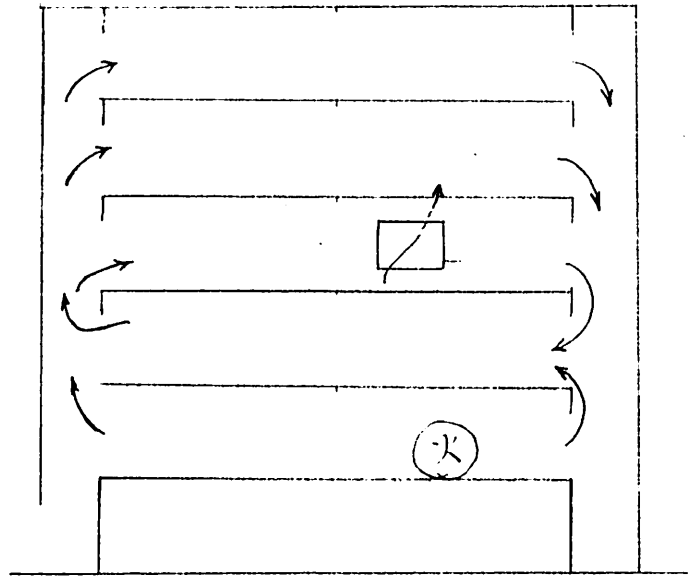
図3-23(III)

目視による観測した煙流動のパターン 1'00"~2'00"

Ex. 11-1

実験開始後 29"±

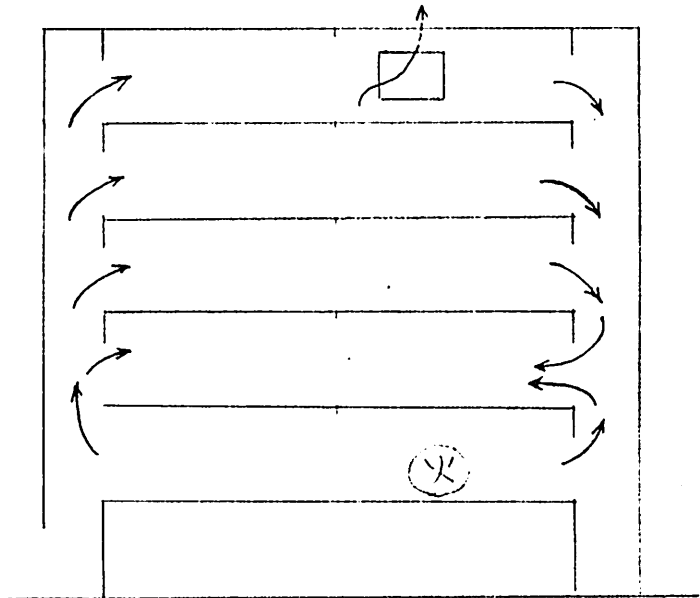
4F窓から煙流出



Ex. 12-1

実験開始後 26"±

6F窓から煙流出



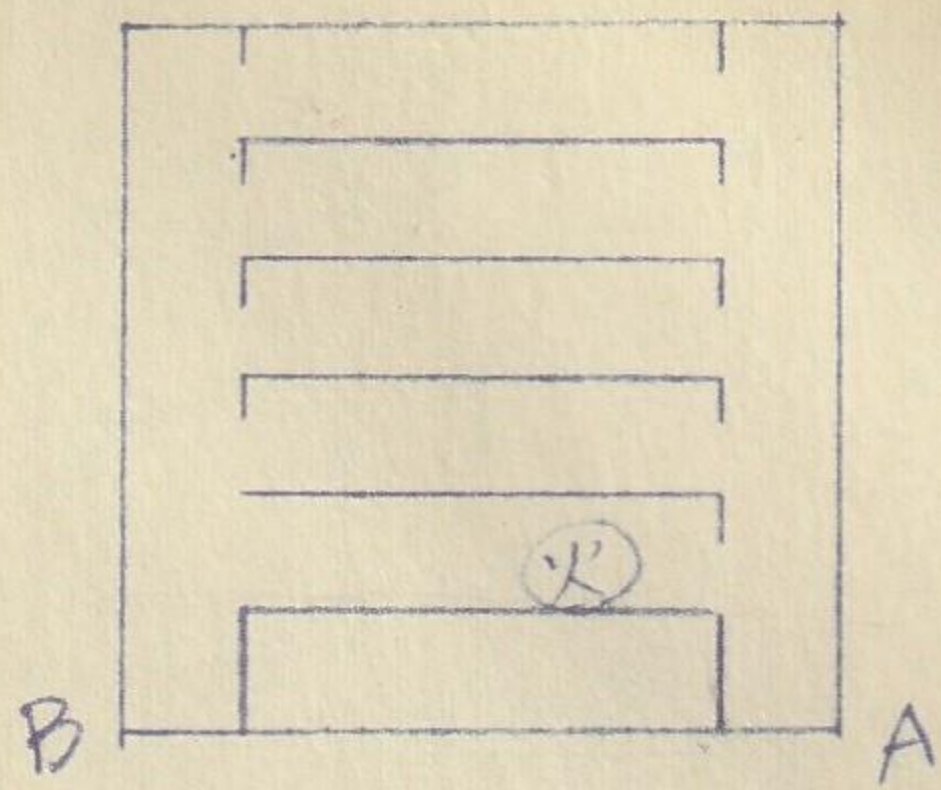
5節. その他の分析と結言

5-1. シャフト温の初期値変動によるシミュレーション結果の違いについて — cool draft 効果 —

4節での分析結果が、定性的に実測値にほぼ一致をみせた事から、初期値として入力する各空間の温度のうち、一部の温度を変動させる事、即ち 暖房時や冷房時を想定し、シャフト温か他の空間に較べて差のある場合の、煙流動を予測できると考えられる。ここでは Ex.1-2 において 図 3.13(iii) に示される初期値(実測値)のうち、Bゾーンシャフトの温度を 3°C 下げ 21°C とし入力し、他の条件(火災室温度上昇, 開口条件)を全く変えずに計算した結果を 図 3.25 に示す。

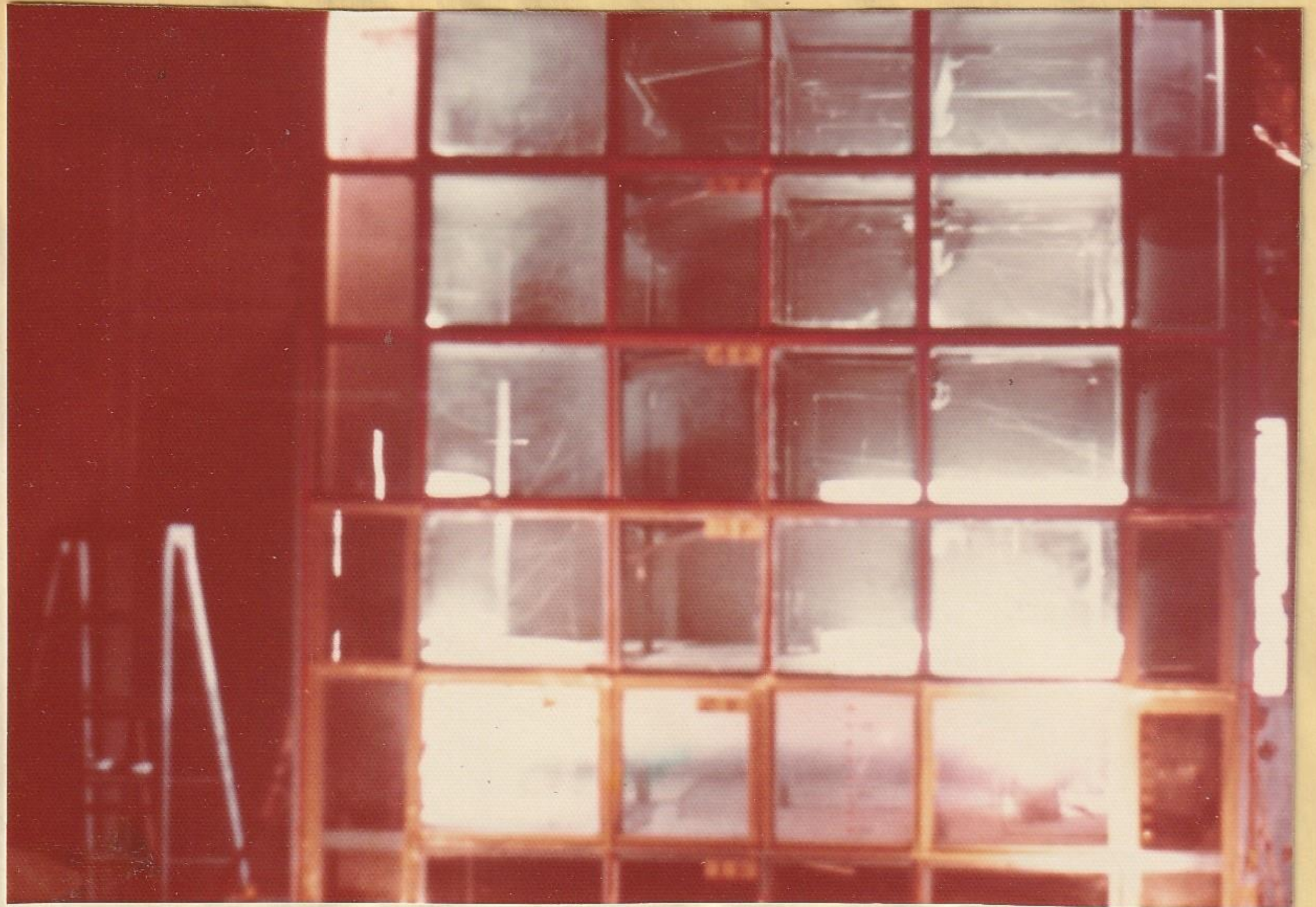
図 3.13(iv) と比較するとよく分かる様に、全体の流れの方向が全く逆転してゐる事になる。即ち、冷房等でシャフトか他の部分より低い温度にあると、cool-draft が初期の流れに大きな影響を及ぼし、煙流動の性状を全く変えてしまう可能性があると考えられる。これは、実大の建物においても、考えられることで、特に高層の建物において顕著と思われる。

Ex. 1-2

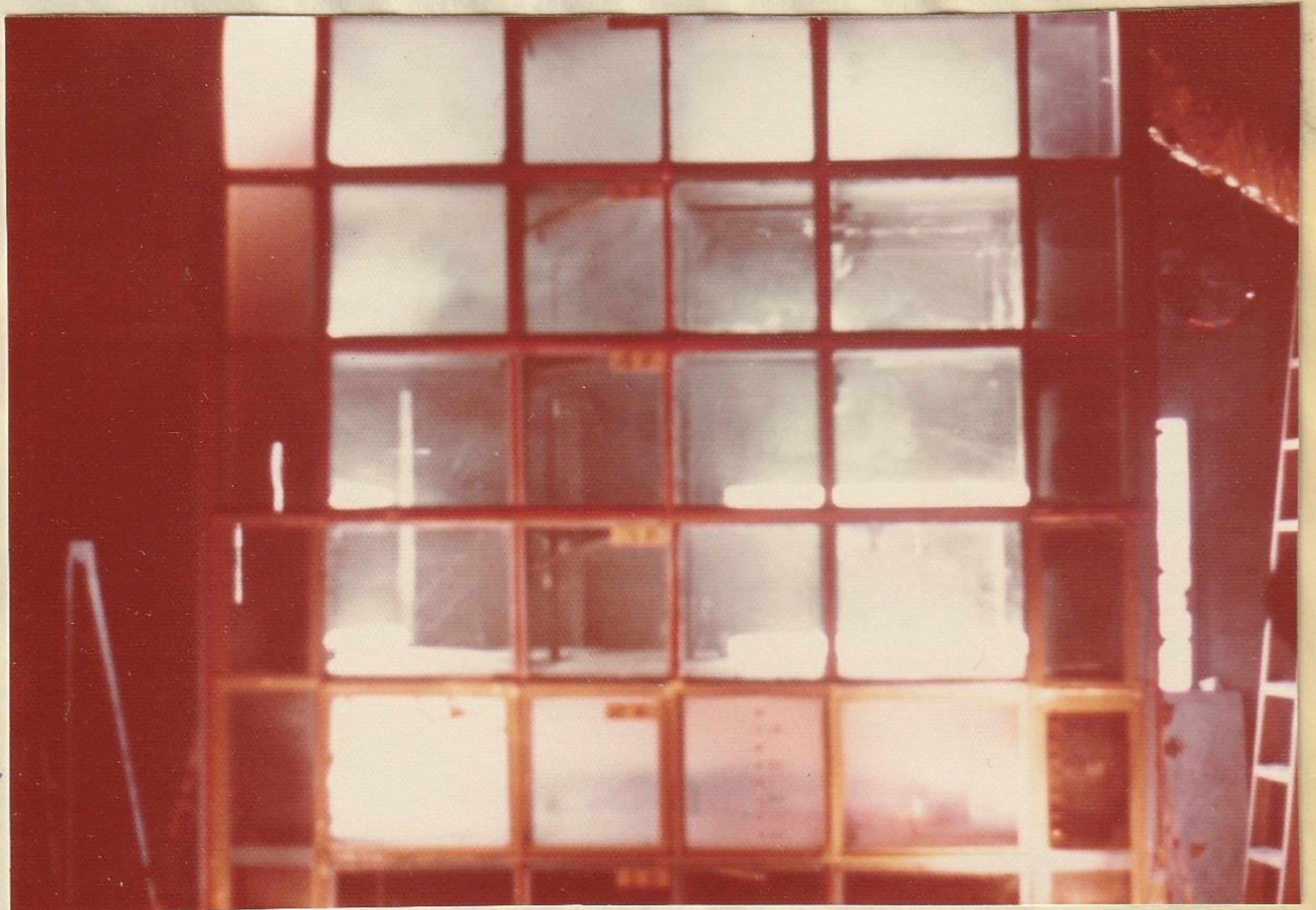


< 火災後 30秒 >

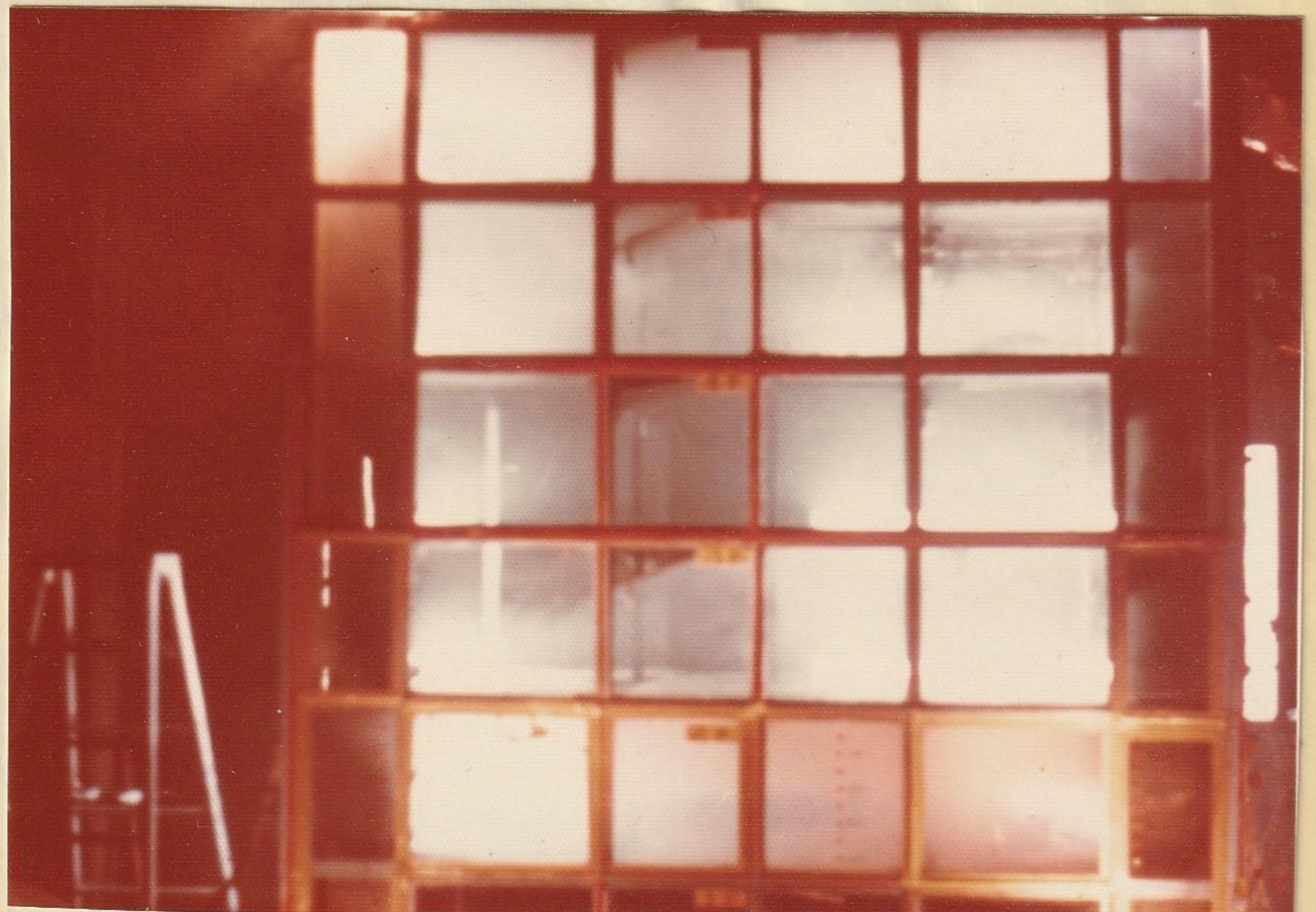
写真右下が火災室
 6Fの煙の侵入は
 Bゾーンから多量



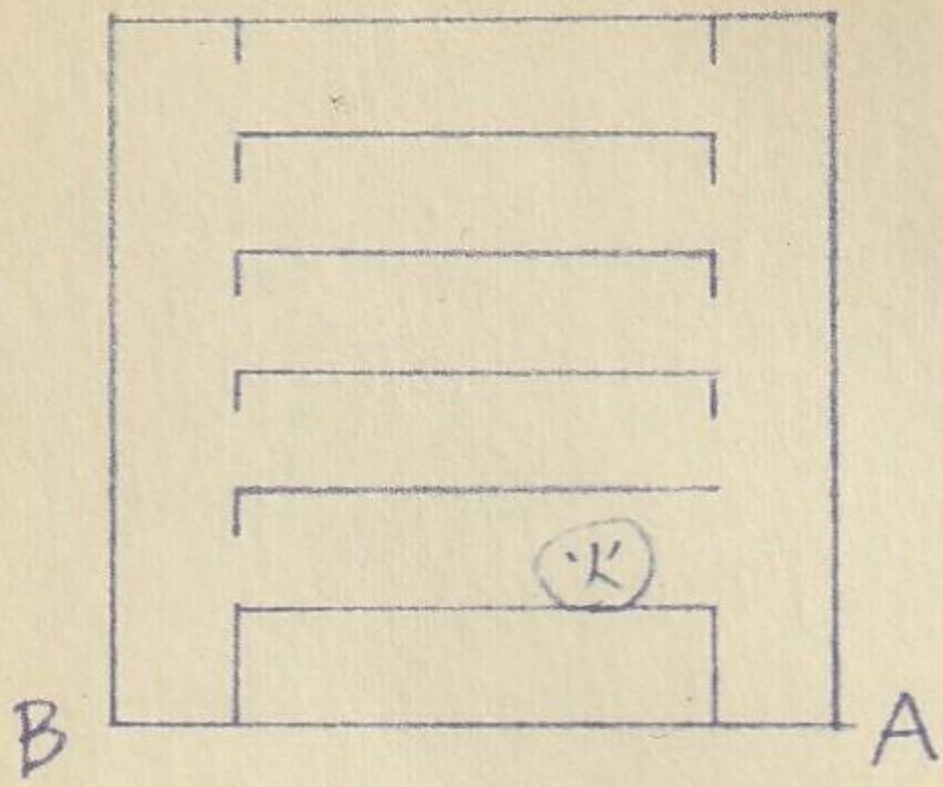
< 火災後 1分 >



< 火災後 1分30秒 >

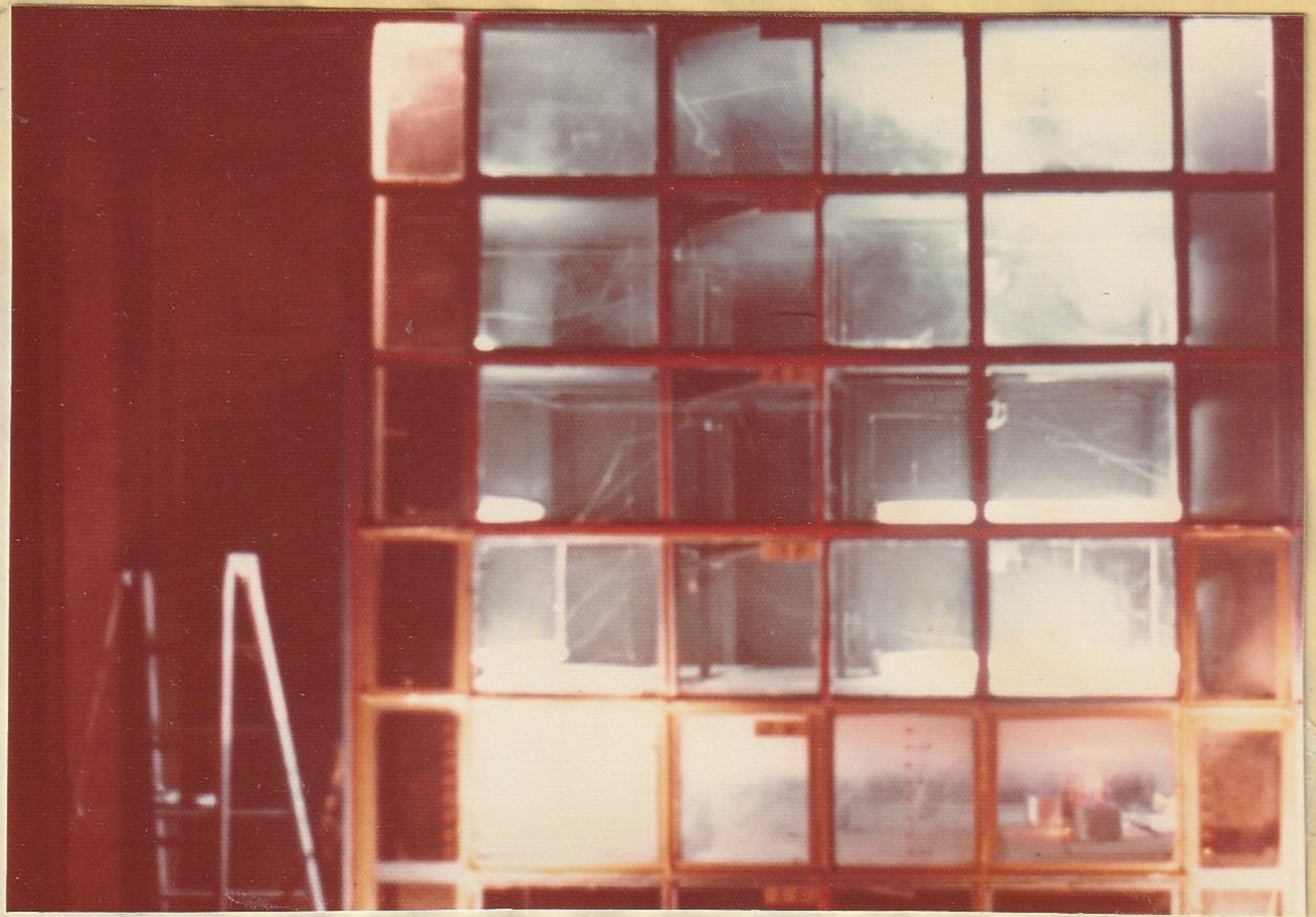


Ex. 1-7

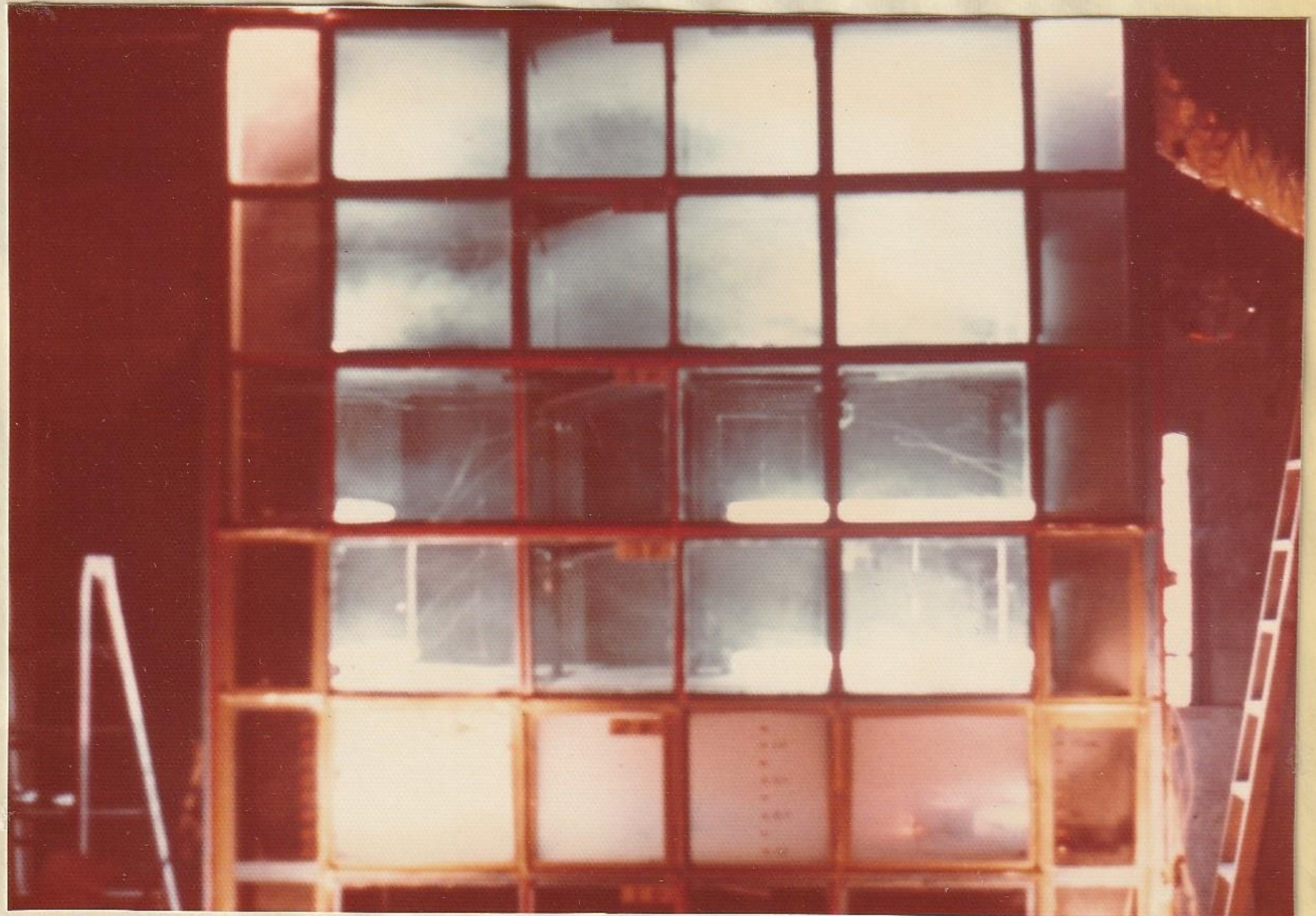


< 臭火後 30秒 >

Ex 1-2に較べ
煙はAゾーンシヤオから
上昇し6Fに侵入しつゝ

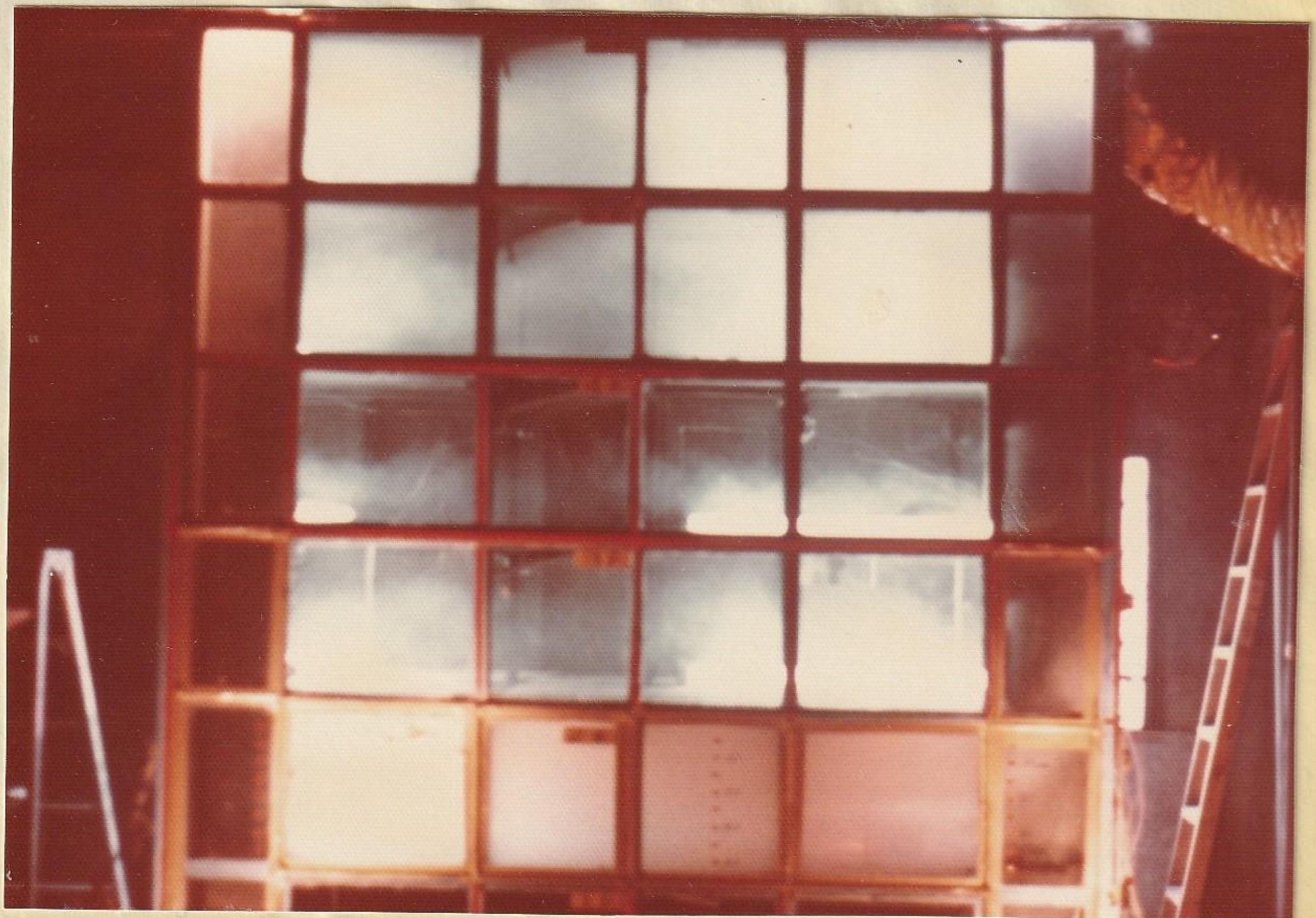


< 臭火後 1分 >



< 臭火後 1分30秒 >

シヤオのほほ中継帯に
位置する4Fには
ほよび煙の侵入
しつゝ



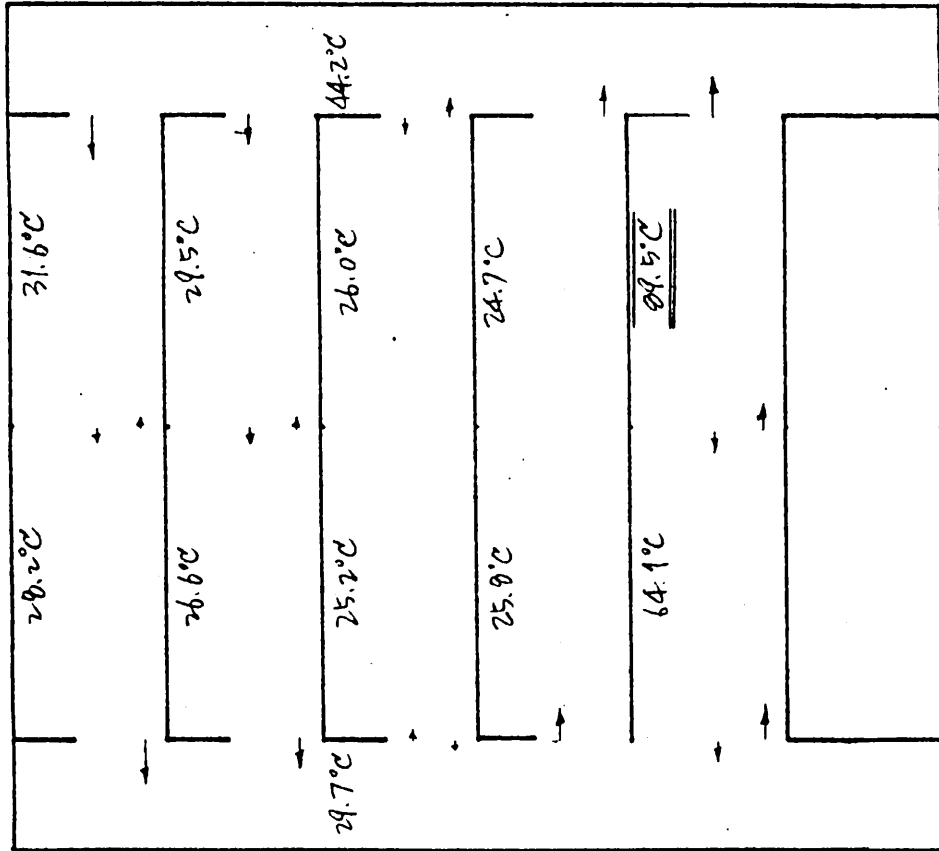
真火後

図 3.25

Ex1-2 の B ジンシャの初期値と
3C Fire 場合の計算結果

$t = 180$ 秒 (3分)

$\Delta t = 10$ sec



外気温 21.9°C

初期値として B ジンシャの温度を 21°C (Ex1-2 の初期値 24.0°C) とし

その他の温度は Ex1-2 の初期値と同じ

火災室の温度上昇カーブも Ex1-2 と同じ

5.2 結言

以上、不完全可から $1/4$ スケールの模型において、非定常の煙流動計算が、実際の実験値によく一致する事が分かった。この結果に基づいて、今後、実大の建物における非定常計算の手法を開発する。

あとがき

本論文作成にあたり、適切なる御指導を賜、た東京大学工学部建築学科の斎藤平蔵教授、野村 豪助教授、松尾陽助教授、鎌田元康助手、II章のプログラムの作成等に協力いただいた日建設計の奥村純英、清水浩明の両氏、データの提供を快諾して下さった東京消防庁、日本建築設備安全センターと、諸々の実験に惜しまぬ協力といただいた本学大学院および 東海大学理学部荒川研究室の諸兄に 深く感謝の意を表します。

参考文献

I章

(I-1) 西小卯三, 建築論, 勁草書房

(I-2) 有吉佐和子, 1975, 「複合汚染」,

(I-3) 若松孝旺ほか, 1975, 建築物の煙制御設計(1),

「火災」96, Vol.25, No.1

(I-4) 建築設計資料集成(6), 丸善

II 章

- (II-1.) Yih, C.S. (1951), Free Convection due to a Point Source of Heat, U.S. National Congress of Applied Mechanics, ~~1st Chicago~~ ↓
- (II-2.) 横井鎮男; (1958), 火災時の上昇気流, 建築学会論文報告集50号 ↓
- (II-3.) Briggs, G.A. (1969), Plume Rise, U.S. Atomic Energy Commission Division of Technical Information ↓
- (II-4.) 統量規制マニュアル, 1975, 環境庁大気保全局大気規制課編, 公害研究対策センター
- (II-5.) R.A. Wirtz & C.M. Chiu, (1974), Laminar Thermal Plume Rise in a Thermally Stratified Environment, Int. J. Heat Transfer, Vol. 17 pp323-329, ~~Great Britain~~ ↓
- (II-6.) Thomas, P.H. (1965), The Rate of Temperature Rise in a Compartment Fire, Fire Research Note No. 595, ^{FRS,} ↓
- (II-7.) K.E. Torrance & J.A. Rockett, (1969), Experiment on natural convection in enclosures with localized heating from below, J. Fluid Mech, Vol. 36 Part I pp21-31 ↓
- (II-8.) K.E. Torrance & J.A. Rockett, (1969), Numerical study of natural convection in an enclosure with localized heating from below creeping flow to the onset of laminar instability, J. Fluid Mech, Vol 36. Part I. pp33-54 ↓

(II-9.) 斎藤平蔵, 辻本誠, 1975, 初期火災モデル (301)
建築学会大会論文 4206

(II-10) 佐賀武司, 1975, 上昇気流に関する実験的研究 (301)
建築学会大会論文 4208

(II-11.) Thomas, P. H. 1975, Growth and Spread of Fire and
Its Physical Aspects, 火災97, Vol.25 No.2 日本火災学会

(II-12.) S. L. Lee & J. M. Heliman, Heat and Mass Transfer
in Fire Research, ()

(II-13.) Alpert, R. L. Calculation of Response Time of
Ceiling-Mounted Fire Detectors, Fire Technology, ()

III 章

- (III-1) 模型多層建物火災実験結果報告書, 昭和49年12月,
東京消防庁
- (III-2) 若松孝旺, 田中啓義, 昭和49年6月, 煙制御計算法,
空気調和衛生工学
- (III-3) 建築学大系. Vol. 21, 建築防火論. pp. 302~329.
- (III-4) 若松孝旺, 1968, Calculation of Smoke Movement in
Building (First Report), BRI Research Paper No.34
- (III-5) 川越邦雄, 1967, BRI Research Paper No.29
- (III-6) 斎藤平藏, 建築気候, 共立出版