



# LUND UNIVERSITY

## Rökspridning i byggnader: kunskapsöversikt och forskningsbehov.

Magnusson, Sven Erik

1983

[Link to publication](#)

*Citation for published version (APA):*

Magnusson, S. E. (1983). *Rökspridning i byggnader: kunskapsöversikt och forskningsbehov.* (LUTVDG/TVBB--3013--SE; Vol. 3013). Division of Building Fire Safety and Technology, Lund Institute of Technology.

*Total number of authors:*

1

### General rights

Unless other specific re-use rights are stated the following general rights apply:

Copyright and moral rights for the publications made accessible in the public portal are retained by the authors and/or other copyright owners and it is a condition of accessing publications that users recognise and abide by the legal requirements associated with these rights.

- Users may download and print one copy of any publication from the public portal for the purpose of private study or research.
- You may not further distribute the material or use it for any profit-making activity or commercial gain
- You may freely distribute the URL identifying the publication in the public portal

Read more about Creative commons licenses: <https://creativecommons.org/licenses/>

### Take down policy

If you believe that this document breaches copyright please contact us providing details, and we will remove access to the work immediately and investigate your claim.

LUND UNIVERSITY

PO Box 117  
221 00 Lund  
+46 46-222 00 00

LUND INSTITUTE OF TECHNOLOGY · LUND · SWEDEN  
DIVISION OF BUILDING FIRE SAFETY AND TECHNOLOGY  
REPORT LUTVDG/(TVBB - 3013)

SVEN ERIK MAGNUSSON

RÖKSPRIDNING I BYGGNADER :  
KUNSKAPSÖVERSIKT OCH FORSKNINGS-  
BEHOV

(Smoke movement in buildings:  
a state-of-art review and a program  
for future Swedish research.  
In Swedish with an English summary)

LUND 1983



## SUMMARY

### Background

In 1979 the Swedish Board for Fire Research was created in order to establish a nationally co-ordinated fire research program. The control of smoke generation and smoke movement was recognized as a central building fire safety problem. As a consequence, one of the projects given priority concerned movement of smoke and combustion gases in dwellings. The planning process of this project indicated the need for a general and systematized problem survey, which could serve as a base for future national research efforts in the area of smoke movement in buildings. This publication presents the completed review.

Some understanding of fire physics and fire fluid dynamics in particular is necessary in order to properly appraise existing mathematical models and their inherent limitations. To a certain degree, the survey therefore includes a compilation and explanation of the basic fluid dynamics involved; in other words the review may to some extent serve as introductory textbook material. In order to be available to a larger part of the national fire defense and protection community, the review was written in Swedish.

### Structure of review

Since the emergence of the concept of active smoke control some decade ago, a number of reviews have dealt with the problem of design of smoke control systems in multi-storey and multi-room buildings. The smoke flow analysis reported in these surveys was largely based on a network analogy, with each node representing a room or part of a horizontal or vertical shaft at uniform pressure and with a homogenous concentration of smoke. Often the models assumed a quasi-



steady state process. Since then and as a result of increased research activities, especially in US and Japan, a number of mathematical models have appeared which, with a far larger amount of detail, are able to describe the dynamic smoke filling and smoke spread processes for the room of fire origin and adjoining rooms. The theoretical studies of fluid dynamics of building fires now available may for convenience be grouped in one of three categories: field equation models, zone models and scale models techniques. Chapter 1 gives a condensed background of basic fire physics with an emphasis on the determination of pressure forces and pressure differentials generating smoke movement. Derivations are based on the finite volume or zone model concept.

The general layout of the remaining part of the review has been to progress from geometrically simple spread situations to increasingly more complex ones. A fundamental part of the smoke spread process is the mass flow generated by vertical convection plumes. Basic laws and results are summarized in chapter 2. It is pointed out that large uncertainties characterize computations of fire plume gas flows from real fuel packages (e.g. pieces of furniture), from wall and ceiling fires, from flames influenced by wind, etc.

Chapter 3 reviews the available theories and data regarding smoke filling of a single room. Special attention is paid to results from the smouldering bedroom fire scenario. Again, there is in general insufficient information for mass flows generated by real life fires. For the smouldering bed fire with a weakly buoyant plume, environmental factors like mechanical ventilation, draughts, etc. may play a decisive role. Additional experimental validation and sensitivity studies of the theoretical models are called for.

Smoke movement in corridors is characterized by complex flow patterns. Chapter 4 examines in the first part the initial, transient gas flow in especially longer corridors and quotes

equations describing rate of spread, rate of cooling and stability criteria. The second part deals with the steady state flow and the largely experimental and qualitative knowledge of phenomena such as recirculation (four-layer) flow and three-dimensional effects. Quantitative data may still be missing, but in view of the large experimental efforts already carried out in other countries it is doubtful that any national project would be of substantial practical use. Specific problems regarding ceiling jets and the siting of detectors and sprinklers will be investigated in the project "Fire environment of detectors".

Problems regarding smoke spread in one-family dwellings, smoke detector efficiency and available escape times are treated in chapter 5. Extensive experimental studies have been carried out mainly to study detector response time. At least for two-storey houses, apparently no effort has been made to apply recent modelling techniques to determine the time variation of the detector fire environment and detector response times.

With respect to losses of human life, smoke movement in one- or two-storey dwellings is an important scenario to study. It is suggested that a project to determine smoke spread for conditions typical of the Nordic countries is examined in a feasibility study, which should look into the questions of the life-saving potential of one station smoke detectors and the use of recent models of smoke flow dynamics as an evaluation tool.

From chapter 6 and onwards we are entering the area where building codes traditionally have explicit requirements, i.e. non-industrial buildings larger than the one- or two-family house. Chapter 6 gives an introductory description of pressure characteristics, flow patterns and control strategies typical of a multistorey building. The control strategies are normally divided into passive and active methods

(sometimes called static and dynamic methods respectively) depending on whether ventilation is natural or forced. Swedish building regulations are based on smoke control by passive methods, which are surveyed in chapter 7. Basically, the code prescribes topventing of multistorey stairwells as a means of controlling smoke spread throughout the rest of the building (in addition to smoke-stopping by compartmentation, etc). The obvious drawback with this strategy is that the stairwell will rapidly become smoke-logged and unsuited as an evacuation route. A series of full-scale tests is proposed to evaluate the effectiveness and consequences of the code requirement.

International experience of active methods, especially pressurization of stairwells, is summarized in chapter 8. One of the main tasks of future research should be to investigate the practicality of allowing smoke control by active methods in Sweden. A first step in this direction is taken by proposing a project to evaluate the method described in the UK Code of Practice.

Energy conservation considerations make it probable that enclosed or covered building complexes, such as shopping malls, will be built in increasing numbers. These present a new fire hazard, particularly with respect to the control of smoke to permit a safe evacuation of people. Chapter 9 describes the practical experiences from the extensive UK work in this area. It is suggested that the rationale behind present ventilation requirements in Sweden for these types of buildings are looked into and compared with the UK recommendations. It is also suggested that work with scale modelling (Froude modelling) is initiated in Sweden.

Chapter 10 concentrates on smoke spread and HVAC installations. These have long been considered as a main route for smoke spread and in general to be a weak point in the design of smoke containment building systems. Recommendations in the

building code are discussed with present knowledge of neutral planes, pressure differentials and upper layer gas temperatures as a background.

Chapter 11 and 12 examine the state-of-art with respect to two important research tools: mathematical modelling and physical scale modelling. In chapter 11, an attempt is made to summarize experience with computer-based models (field models, zone models, network models). It is pointed out that a very substantial amount of work has been done internationally in this area, but that validation of the models has met with widely varying degrees of success and that their use for design purposes remains unclear. For possible future Swedish efforts four models are thought to be of primary interest: a field model presently employed by FRS in UK, another field model being developed at NBS that includes smoke particle tracking and coagulation (and treats turbulence in a fundamentally different way), a zone model for multiroom and multistorey smoke spread produced in Japan and at NBS and, finally, a model describing stairwell pressurization and worked out at NBS. Of these four models, only the last one is in the stage where it can be used as a practical engineering tool for design purposes.

Chapter 13 deals with aspects of international co-operation, and chapter 14, finally, summarizes the review. Appendices A, B and C give some theoretical background, and research projects given priority are outlined in appendix D.





## TABLE OF CONTENTS

0	INTRODUCTION
0.1	Background
0.2	General structure of review
0.3	Contents of review
1	BASIC FIRE PHYSICS
1.1	Extent of chapter
1.2	Definition of smoke
1.3	Determination of pressure forces
1.3.1	Categories
1.3.2	Pressure increase due to restricted thermal expansion
1.3.3	Pressure differentials over fire compartment openings
1.3.4	Stack effect
1.3.5	Wind effects
1.4	Gas flow through openings
1.4.1	General formula
1.4.2	Small openings, cracks, etc
1.4.3	Larger openings, doors, windows, etc
1.4.3.1	Different phases of a compartment fire
1.4.3.2	Post-flashover fire
1.4.3.3	Fire growth period
1.4.3.4	Ventilation systems
2	GAS FLOW IN PLUMES
2.1	Plume regions
2.2	Flame models
2.3	Far field plume
2.4	Zukoski's model
2.5	Real life plumes
3	SMOKE FILLING OF A SINGLE ROOM
3.1	General purpose fire growth models
3.2	Smoke filling models
3.3	Smouldering bedroom fires

4	SMOKE SPREAD IN CORRIDOR
4.1	Definition of problem
4.2	Gasflow in opening fire compartment - corridor
4.3	Transient flow in the initial fire growth period
4.3.1	Froude-modelling
4.3.2	Cooling of gas layer
4.3.3	Stability of gas layer, Ri-number
4.4	Stationary flow
5	SMOKE SPREAD IN ONE-FAMILY DWELLINGS
5.1	Background
5.2	Full-scale tests
6	SMOKE SPREAD IN MULTISTOREY BUILDINGS
6.1	Pressure characteristics
6.2	Flow patterns
6.3	Control strategies
7	PASSIVE CONTROL METHODS
8	ACTIVE CONTROL SYSTEMS
8.1	Historical perspective
8.2	Types of pressurization systems
8.2.1	Complete building pressurized
8.2.2	Zone methods
8.2.3	Pressurization of stairwells
9	ENCLOSED OR COVERED BUILDING COMPLEXES
9.1	Problem definition
9.2	English design summary
9.3	Atriums
10	HVAC-INSTALLATIONS
11	COMPUTER MODELS
11.1	Model categories
11.2	Field models
11.3	Zone models

- 11.4 Network models
- 11.4.1 Limitations of various models
- 11.4.2 FRS-computer program
- 11.4.3 Pressurization of stairwells

- 12 SCALING TECHNIQUES
- 12.1 Model laws in fluid dynamics
- 12.2 Practical experience
- 12.3 Scaling of heat flux into walls

13 INTERNATIONAL ASPECTS

14 SUMMARY

APPENDICES

- A Some basic equations from fluid dynamics
- B Dimensional analysis, similarity, scaling laws
- C Plume equations
- D Outline of proposed projects
- E List of main symbols



## INNEHÅLLSFÖRTECKNING

## Sidan

0	INLEDNING	4
0.1	Bakgrund	
0.2	Utredningens allmänna struktur	
0.3	Utredningens innehåll	
1	GRUNDLÄGGANDE BRANDFYSIK	8
1.1	Omfattning	
1.2	Definition av rök	
1.3	Bestämning av tryckkrafter	
1.3.1	Allmänt	
1.3.2	Tryckökning till följd av förhindrad termisk utvidgning	
1.3.3	Tryckdifferens över en brandrumsöppning	
1.3.4	Skorstenseffekt	
1.3.5	Tryckskillnader till följd av vind	
1.4	Gasflöde genom öppningar	
1.4.1	Allmän formel	
1.4.2	Öppningar med liten area	
1.4.3	Fönster, dörrar, ventilationskanaler	
1.4.3.1	Brandens olika skeden	
1.4.3.2	Fullt utvecklad brand	
1.4.3.3	Brandens tidiga skede	
1.4.3.4	Ventilationssystem	
2	GASSTRÖM I BRANDPLYMER	33
2.1	Problemdefinition	
2.2	Flammodeller	
2.3	Plymodeller för stora avstånd från branden	
2.4	Total modell för idealiserad plym	
2.5	Reella plymer	
3	RÖKFYLLNAD AV ENSTAKA RUM	43
3.1	Modeller av rumsbrand i allmänhet	
3.2	Förenklade modeller av rökfyllnadsförloppet	
3.3	Glödbrand i nästan stängt rum	
4	RÖKSPRIDNING I KORRIDOR	55
4.1	Problemområde	
4.2	Gasflöde i öppning brandrum - korridor	



4.3	Instationär strömning i brandens initialske	
4.3.1	Strömningslagar, Froude-modellering	
4.3.2	Gaslagrets avkylning	
4.3.3	Gaslagrets stabilitet, Ri-talet	
4.4	Stationär strömning	
5	RÖKSPRIDNING OCH RÖKDETEKTORER I ENFAMILJSHUS	71
5.1	Bakgrund	
5.2	Fullskaleförsök	
6	RÖKSPRIDNING I FLERVÅNINGSBYGGNADER	79
6.1	Tryckkaraktistikor	
6.2	Strömningsbilder	
6.3	Allmänt om kontroll av rökspridning	
7	PASSIVA KONTROLLMETODER	89
8	AKTIVA KONTROLLSYSTEM	95
8.1	Historiska perspektiv, experimentell basis, UK, Australien, Kanada, Japan, USA	
8.2	Typer av övertryckssystem	
8.2.1	Övertryck i hel byggnad	
8.2.2	Zonkontroll	
8.2.3	Trapphus med övertryckssystem, engelsk "Code of Practice"	
9	RÖKSPRIDNING INOM SHOPPINGCENTRA, INOMHUSKVARTER ETC	107
9.1	Problemställning	
9.2	Engelsk dimensioneringsmodell för överbyggda kvarterskomplex	
9.3	Höghus utförda som atriumbyggnader	
10	LUFTBEHANDLINGSINSTALLATIONER	113
11	BERÄKNINGSMETODER - DATORPROGRAM	117
11.1	Fält-, zon- och knutpunktsmodeller	
11.2	Fältmodeller	
11.3	Zonmodeller	
11.4	Nätverks- eller knutpunktsmodeller	
11.4.1	Allmänna synpunkter	
11.4.2	Datorprogram från FRS	
11.4.3	Datorprogram speciellt för övertryckssystem i trapphus	

12	MODELLTEKNIK	131
12.1	Modellagar för fluidmekaniken	
12.2	Praktiska erfarenheter	
12.3	Skalning av värme flöde in i väggar	
13	INTERNATIONELLT SAMARBETE	137
14	SAMMANFATTNING OCH SLUTSATSER	139
14.1	Disposition	
14.2	Brandpolymer	
14.3	Rökfyllnad av enstaka rum	
14.4	Rökspridning i korridor	
14.5	Rökspridning i lägenheter, enfamiljshus	
14.6	Passiva kontrollmetoder, flervåningsbyggnader	
14.7	Aktiva kontrollsystem	
14.8	Överbyggda shoppingcentra, inomhusgårdar etc	
14.9	Luftbehandlingsinstallationer	
14.10	Beräkningsmetoder	
	APPENDIX	
A	ELEMÄNTÄRA FLUIDMEKANISKA SAMBAND	149
A1	Hydrostatiskt tryck, neutrallager, skorstenseffekt	
A2	Finita kontrollvolymer	
A3	Grundläggande differentialekvationer. Buossinesq-approximation	
B	DIMENSIONSANALYS, LIKFORMIGHET OCH MODELLTEKNIK	157
B1	Allmän översikt, Buckingham's $\Pi$ -teorem	
B2	Dimensionsbetraktelser av differentialekvationer, dimensionslösa tal	
B3	Strömning genom hål	
B4	Stabilitet hos skiktad strömning och $Ri$ -talet	
C	LÖSNING AV PLYMEKVATIONER	165
C1	Dimensionsbetraktelse	
C2	Morton - Taylor - Turner	
C3	Zukoski	
D	UTKAST TILL PROJEKTPLANER P1 - P10	173
E	HUVUDSAKLIGA BETECKNINGAR	179



## 0 INLEDNING

### 0.1 Bakgrund

Spridning av rök och brandgaser är ett centralt brandsäkerhetsproblem. I det nationella svenska brandforskningsprogram som initierades i och med tillkomsten av BRANDFORSK 1979 underströks detta, bl a genom finansiering av ett relativt stort projekt, B4 "Spridning av rök och brandgaser i bostadshus". För den första forskningsperioden 1979-1981 förutsattes projektet B4 omfatta tre delar: sammanställning av tillgänglig kunskap, försöksserie i fullskala, framtagning av matematiska beräkningsmodeller.

Det visade sig svårt att finna en forskningsinstitution villig att ansvara för ett samlat genomförande av detta projekt. Samtidigt stod det så småningom klart att ett betydligt mer differentierat förslag till forskningsprogram på området borde läggas fram. Detta i sin tur krävde en systematisk genomgång och programutredning. En sådan företogs också i det program som antogs av BRANDFORSKs styrelse för perioden 1982-1984. Det är denna utredningsrapport som här presenteras.

Tilläggas bör att BRANDFORSK under tiden kunnat initiera en rad insatser på området. Så har exempelvis påbörjats en serie delprojekt på FOA 283 (experimentella studier av rökspridning inom lägenhet, framtagande av datorprogram). Ett projektblock "Detektion/sprinkler/brandventilation" finansieras delvis med medel från projekt B4. Vidare har en förstudie "Detektionsmiljö" påbörjats vid LTH etc. Utredningen har skett under kontinuerlig kontakt med dessa projekt.

### 0.2 Utredningens allmänna struktur

En programutredning på området rökspridning kan givetvis utformas på principiellt olika sätt. En huvudfråga är därvid den betydelse som bör läggas vid att försöka korrekt återge

den brandfysikaliska och framförallt strömningstekniska teorin bakom beräkningsmodeller och experimentella resultat. I och för sig kan en kartläggning av forskningsbehov göras utan att den teoretiska basen återges mer än mycket översiktligt. Ett antal omständigheter har återverkat på den avvägning som i detta fall måste göras

- \* de senaste åren har inneburit att vi har tillgång till nya beräkningsmodeller; framförallt kan vi nu studera rökfyllnad av enstaka rum och kombinationer av enstaka rum med utgångspunkt från matematiska modeller som är betydligt mer detaljerade än tidigare
- \* såvitt utredaren kunnat finna saknas även internationellt en översikt som knyter samman de olika delprocesserna av rökspridningsförloppet och systematiskt söker jämföra forskningsresultat från olika länder.

En samlad och sammanhängande översikt måste bygga på de gemensamma brandfysikaliska grunderna. Ett visst utrymme har därför ägnats åt att klarlägga och summera dessa. Beskrivningen har hållits så icke-matematisk som möjligt och härledningar etc har förlagts till appendix.

En annan icke oviktig fråga gäller val av språk. För att öka tillgängligheten och ge rapporten så vida nationell spridning som möjligt är den skriven på svenska.

### 0.3 Utredningens innehåll

Utredningens allmänna disposition har varit att gå från geometriskt enkla rökspridningssituationer till alltmera sammansatta och komplicerade sådana. Kapitel 1 ger en översikt av grundläggande brandfysik, framförallt bestämning av de tryckkrafter eller tryckskillnader som genererar spridningen. Eftersom rökspridningsprocessen i stor utsträckning sker i form av vertikala konvektionsplymer krävs en kartläggning av

strömning i brandplymer; denna görs i kapitel 2. Kapitel 3 sammanfattar kunskapsläget vad gäller rökfyllnad av enstaka rum, med ett särskilt avsnitt ägnat sängbrandsscenario. Rökspridning i korridorer uppvisar komplicerade strömningsmönster. Kapitel 4 behandlar vad vi vet dels om det initiella transienta gasflödet i framförallt längre korridorer med övre gaslagrets utbredningshastighet och stabilitet som viktiga karakteristika, dels om den stationära strömning som uppkommer vid ett fortvaraktighetstillstånd. Frågan beträffande rökspridning i enfamiljshus, tillgänglig utrymningstid och rökdetektorers effektivitet behandlas i kapitel 5. I och med kapitel 6 har vi kommit till flervåningsbyggnader med ett större antal rum. Kapitlet ger en inledande beskrivning av tryckkarakteristikor, flödesmönster och kontrollstrategier. Dessa senare brukar grovt indelas i passiva och aktiva metoder. Olika passiva metoder behandlas i kapitel 7. Svenska bestämmelser är baserade på att rökspridning ska begränsas till ofarlig omfattning genom användning av främst passiva metoder. En av denna utrednings uppgifter måste vara att kartlägga erfarenheter från användning av olika aktiva system; framförallt de sk övertryckssystem som används i ett stort antal länder. Denna kartläggning sker i kapitel 8. Vad som på engelska kallas "enclosed shopping malls" och som i utredningen översatts med övertäckta butikskvarter börjar bli en i Sverige alltmer ofta förekommande typ av byggnadskomplex. Framförallt engelska erfarenheter och dimensioneringskriterier summeras i kapitel 9. Ventilationsinstallationer har länge ansetts vara en sårbar punkt vad gäller byggnaders skydd mot spridning av brandgas. Nuvarande bestämmelser i SBN 80 kommenteras i kapitel 10. Kapitlen 11 och 12 summerar kunskaperna vad gäller två viktiga hjälpmedel i forskningen: beräkningsmodeller och försök i modellskala. I det förstnämnda kapitlet ges en översikt av framtagna, datorbaserade fält-, zon- och knutpunktsmodeller och erfarenheter av deras praktiska användning. Metodiken med modellförsök belyses i kapitel 12 med hänvisning till genomförda försöksserier på ventilationsområdet. Kapitel 13 beskriver kortfattat de försök som gjorts under utredningens



gång att knyta samman det svenska forskningsarbetet med nordisk och annan internationell verksamhet. Kapitel 14, slutligen, sammanfattar utredningen och ger förslag till fortsatt verksamhet. Utkast till projektplaner lämnas i appendix D.

Till sist, detta är första versionen av en rapport som åtminstone delvis är av pionjärkaraktär. Det är därför utredarens förhoppning att läsarna tar del av innehållet med två föresatser. För det första att vaksamt granska alla ekvationer och påståenden och meddela felaktigheter och oklarheter till författaren. För det andra, att denna granskning görs med det mått av tolerans och överseende som kan vara befogat med hänsyn till utredningsuppgiftens omfattning och svårighetsgrad.

Jan Blomqvist, avdelningen för byggnadstekniskt brandskydd, LTH, tackas för genomläsning av manuskriptet och värdefulla påpekanden.

## 1. GRUNDLÄGGANDE BRANDFYSIK

### 1.1 Omfattning

Avsikten med detta första kapitel är att kort sammanfatta viktigare delar av den relevanta brandfysiken, framförallt fluid-dynamiken. Kapitlet inleds med en kort definition av begreppet rök och består därefter av två huvuddelar: karakterisering av de tryckdifferentialer inom en byggnad, som ger upphov till gasflöden samt den matematiska beskrivningen av dessa flöden genom öppningar av olika storlek och geometri (dörrar, fönster, läckageareor runt dessa, rörledningar, vertikala schakt, etc). Översikten kommer att bli av beskrivande allmän karaktär och med ett minimum av matematiska härledningar. Dessa ges i nödvändig omfattning i en serie appendix. Det förutsätts emellertid genomgående att läsaren är förtrogen med elementära termodynamiska begrepp som allmänna gaslagen, inre energi, entalpi, skillnaden mellan specifikt värme vid konstant volym ( $c_v$ ) och konstant tryck ( $c_p$ ), etc. En viss sammanställning ges i appendix A, andra delen.

### 1.2 Definition av rök

Material som ingår i det gasflöde som genereras och sätts i rörelse under en rumsbrand inkluderar två komponenter. Den första är sönderdelningsprodukterna från förbränningsreaktionerna, nämligen gaser ( $\text{CO}_2$ ,  $\text{CO}$ ,  $\text{H}_2\text{O}$ ,  $\text{CH}_4$ , ...) och partiklar i fast form eller vätskeform (kolpartiklar, tjärpartiklar, kondenserade droppar av ämnen med hög kokpunkt). Den andra komponenten, som vikt- och volymmässigt vanligen är den starkt dominerande, utgörs av det luftöverskott som fortgående sugas eller blandas in i gasströmmen och lämnas oförbrukad av kemiska reaktioner. Beteckningen "rök" används ibland enbart för att beteckna partiklar i fast form eller vätskeform. I denna rapport avses "rök" beteckna det totala flödet av uppvärmd luft, förbränningsgaser och gasburna partiklar. Detta innebär att rökproduktionen vid en rumsbrand växer med och i stort sett är identisk med mängden inblandad luft, ökar med avståndet från brandkällan och allmänt beror på utformningen

av spridningsvägarnas geometri. Det brinnande materialets benägenhet att alstra rökpartiklar blir ett begynnelse- eller randvillkor som bestämmer rökens relativa täthet när totala gasflödet väl är känt.

Koncentrationen av rökpartiklar, även för rök med mycket liten genomsiktighet, är inte tillräcklig för att ändra de fysikaliska egenskaperna hos blandningen förbränningsprodukter - luft på ett sådant sätt att strömningsförhållandena påverkas. Beräkningsmässigt behandlas därför rökströmning genom byggnader som ett ordinärt flöde av (uppvärmd) luft.

### 1.3 Bestämning av tryckkrafter

#### 1.3.1 Allmänt

Gasflödet vid en brand bestäms av existerande tryck-differentialer. En kvantifiering av dessa är alltså en fundamental uppgift. Det kan därvid vara ändamålsenligt att göra en uppdelning av de drivande krafterna i två kategorier

- (a) tryckskillnader som genereras av branden. Dessa är dels krafter till följd av förhindrad termisk expansion, dels rökens egen lyftkraft, som uppkommer genom att de heta gaserna har lägre densitet än den omgivande luften
- (b) de normala tryckskillnaderna som existerar inom en byggnad och mellan byggnaden och dess omgivning oberoende av en brand, men som vid en brand aktivt medverkar till rökens spridning. Dessa kan indelas i tryckskillnader alstrade av temperaturskillnader mellan ute- och inne-luft, av vindpåverkan och slutligen av mekaniska luft-behandlingssystem.

Den relativa storleken på dessa faktorer beror, som närmare diskuteras nedan, på de specifika omständigheterna och varierar kraftigt inom en byggnad och mellan olika byggnader. Det är emellertid naturligt att förvänta sig, att i närheten av en brand faktorerna av typ (a) kan överväga och att när av-

ståndet från branden ökar och rökgaserna blir kallare faktorerna av typ (b) blir allt mer dominerande.

Som en inledning till följande avsnitt ges i appendix A en summarisk beskrivning av vissa elementära fluid-mekaniska begrepp som hydrostatiskt tryck, neutrallager, kontinuitets-, rörelsemängds- och energiekvationer för finita kontrollvolymer, Bernoulli's ekvation, etc av betydelse för den fortsatta framställningen.

### 1.3.2 Tryckökning till följd av förhindrad termisk utvidgning

Vi ser först på tryckutvecklingen vid brand för ett helt stängt rum. Effektutvecklingen betecknas  $\dot{Q}$ . Utgångspunkten är ekvationerna A4 och A6 beskrivande mass- och inre energibalans för en finit kontrollvolym

$$\frac{d}{dt} \int_V \rho = 0 \quad (1.1)$$

$$\frac{d}{dt} \int_V (e\rho) dV + \int_S \rho (e + p/\rho) v dS = \dot{Q} \quad (1.2)$$

Den specifika energin  $e$  definieras av ekvationen A7.

Ekvation (1.1) innebär att medeldensiteten  $\rho$  är konstant och  $= \rho_a$ . I ekvation (1.2) är andra termen identiskt = 0 och ekvationen kan med  $e = c_v(T - T_a)$  skrivas

$$V \cdot \rho_a \cdot c_v (T - T_a) = \dot{Q}t \quad (1.3)$$

Med

$$\frac{p_a}{T_a} = \frac{p}{T}$$

får vi

$$\frac{p - p_a}{p_a} = \frac{\dot{Q}t}{V \rho_a c_v T_a} \quad (1.4)$$

dvs medeltrycket växer lineärt med tiden om branden är av konstant storlek. För att undersöka storleksordningen kan vi studera en brand i en papperskorg i ett normalt kontorsrum och välja  $\dot{Q}$  och  $V$  exempelvis 100 kW och 60 m<sup>3</sup> respektive. Tryckökningen blir då  $\approx 0.015$  atmosfärer ( $\approx 1500$  Pa) per sekund. Efter 10 sekunder utsätts en fönsterruta på 1 m<sup>2</sup> för en belastning av cirka 15 kN vilket under reella förhållanden förmodligen mer än väl räcker för att glasrutan ska spräckas.

Beräkningarna ovan bygger på att rummet är hermetiskt stängt. Ett mera realistiskt antagande är att förutsätta en viss läckage-area och studera hur tryckförhållandena beror av denna. Sådana studier har bl a gjorts av Zukoski /1/ och Rehm och Baum /2/. Den förre väljer ekvation (1.2) som utgångspunkt och omskriver den som

$$\frac{c_v V}{R} \frac{dp}{dt} + \int_S (c_p T) \rho v dS = \dot{Q} + \dot{Q}_C \quad (1.5)$$

eller

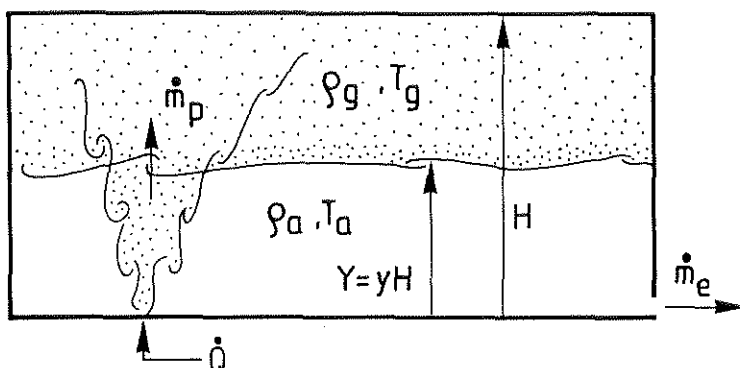
$$\frac{c_v V}{R} \frac{dp}{dt} + \dot{m}_e c_p T_e = \dot{Q} \quad (1.6)$$

där  $\dot{m}_e$  och  $T_e$  är massflöde respektive temperatur av utströmmande gas.

Fig 1.1 Här förutsätts att läckan är i golvnivå, se figur 1.1, dvs den utströmmande luften har omgivningens temperatur samt att värmeförlusterna  $\dot{Q}_C$  till väggarna försummas liksom det adiabatiska arbete som uträttas vid tryckökningen.  $\dot{Q}$  förutsätts vara konstant. Trycket i rummet kommer att stiga till ett stabilt fortvarighetstillstånd, då tryckminskning till följd av en utströmmande gas och tryckökning till följd av uppvärmning tar ut varandra och  $dp/dt = 0$ , dvs

$$\dot{m}_e c_p T_e = \dot{Q} \quad (1.7)$$

(index s anger stationära värden)



Figur 1.1 Modell av rökfyllnadsprocessen

Gashastigheten  $v_{es}$  i springan kan enligt ekvation A12 skrivas (flödeskoefficienten  $C_d$  antages här kunna sättas = 1)

$$v_{es} = \sqrt{2\Delta p_s / \rho_e} \quad (1.8)$$

eller

$$\dot{m}_{es} = A_e \rho_e v_{es} = A_e \sqrt{2\Delta p_s \rho_e} \quad (1.9)$$

Insättning av  $\dot{m}_{es}$  från ekvation (1.7) ger

$$\Delta p_s = \left( \frac{\dot{m}_{es}}{A_e} \right)^2 \frac{1}{2\rho_e} = \left( \frac{\dot{Q}}{c_p T_e A_e} \right)^2 \frac{1}{2\rho_e} \quad (1.10)$$

Antag i vårt föregående exempel att  $A_e = 200 \text{ cm}^2$  utgör ett realistiskt exempel på läckagearea eller springa. Maximal tryckökning blir då ca 100 Pa, trycket på glasrutan 100 N och gashastigheten genom springan ca 12 m/s.

Om öppningsarean sätts =  $1 \text{ m}^2$  blir övertrycket till följd av termisk utvidgning av storleksordningen  $10^{-1} \text{ Pa}$ , dvs mycket lågt. Detta innebär att vid rumsbränder med öppningar av storleken normala fönster kan tryckökningen till följd av förhindrad termisk utvidgning försummas vid beräkningar.



Beräkningar i /1/ och /2/ visar att tryckökningen även för små läckageareor går snabbt och att  $\Delta p_g$  uppnår 90% av sitt maximala värde på tidsrymder  $< 10$  s i allmänhet.

### 1.3.3 Tryckdifferens över en brandrumsöppning

Vi betraktar ett brandrum med fullt utvecklade brand, dvs hela rummet utom området kring nederdelen av fönsteröppningen har absoluta temperaturen  $T_g$ , och önskar beräkna den tryckdifferential som åstadkommer gasflödet i öppningen. Tryckbilderna ges av figur 1.2 med en neutralaxel definierad enligt appendix A. Räknad från denna blir tryckskillnaden i öppningsplan på höjden  $h$

Fig 1.2

$$\Delta p = (\rho_a - \rho_g)gh \quad (1.11)$$

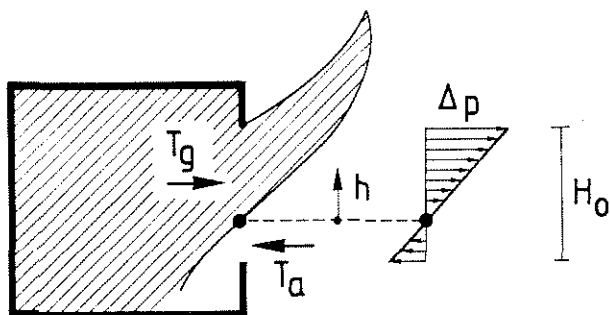


Fig 1.2 Tryckförhållande i öppning till brandrum

En mer noggrann genomgång av strömningsförhållandena inklusive en bestämning av neutralaxelns läge ges i avsnitt 1.4.3.1. Vi vill här bara ha ett överslagsvärde på  $\Delta p_{\max}$  och utgår därför från att neutralaxeln ligger på avståndet  $H_0/3$  från öppningens underkant; dvs  $\Delta p_{\max}$  ges av ekvation (1.11) med  $h = 2H_0/3$ . För att direkt i ekvation (1.11) kunna införa de experimentellt mer direkt givna värdena  $T_g$  och  $T_a$  använder vi allmänna gaslagen (se appendix A)

$$p = \rho RT \quad (1.12)$$

och erhåller

$$\Delta p = (p_a/RT_a - p_g/RT_g)gh \quad (1.13)$$

Eftersom i detta sammanhang  $p_g \approx p_a$  blir

$$\Delta p = p_a g/R \left( \frac{1}{T_a} - \frac{1}{T_g} \right) h = 3460 \left( \frac{1}{T_a} - \frac{1}{T_g} \right) h \quad (1.14)$$

För  $H_0 = 2$  m och  $T_g = 1200$  K erhålls  $\Delta p_{\max}$  i öppningens överkant  $\approx 12$  Pa.

#### 1.3.4 Skorstenseffekt

Under vinterhalvåret förekommer ofta en uppåtgående luftström inom byggnaders vertikala schakt. Dessa schakt kan vara trapphus, hiss-schakt, kabelschakt, rörschakt, ventilationsschakt etc, uppvärmda och alltså med en temperatur högre än yttertemperaturen. Härigenom skapas en hydrostatisk tryckdifferens som i sin allra enklaste form illustreras av figur A1 i appendix A, där byggnaden förutsätts bestå av ett enda rum. Vi kommer senare att för realistiska byggnadsutformningar gå igenom tryck-karakteristika under olika temperaturförhållanden och med val av olika kontrollstrategier, och nöjer oss därför här med att beräkna maximal tryckdifferens enligt formeln

$$\Delta p = 3460 \left( \frac{1}{T_a} - \frac{1}{T_g} \right) h \quad (1.14)$$

med beteckningar enligt avsnitt 1.3.3.

För en hushöjd = 30 m, med neutrallager på halva höjden, och en temperaturskillnad = 30°C blir  $\Delta p \approx 20$  Pa.

### 1.3.5 Tryckskillnader till följd av vind

Alla byggnader är mer eller mindre otäta och i många fall kan vindpåverkan ha stor effekt på röktransporten inom byggnaden. Det stationära tryck  $p_v$ , som vinden utövar på en byggnad kan uttryckas som

$$p_v = \frac{1}{2} C_v \rho_a v^2 \quad (1.15)$$

där

$C_v$  = tryckkoefficient eller formfaktor

$\rho_a$  = uteluftens densitet

$v$  = vindhastighet.

På grund av friktionskrafterna vid jordytan varierar vindhastigheten med höjden. Om en byggnad är fritt belägen på jämn terräng kan hastigheten på en viss höjd  $h$  relateras till hastigheten på standardhöjden  $h_0$  m.h.a uttrycket för hastighetsvariation över turbulenta gränsskikt

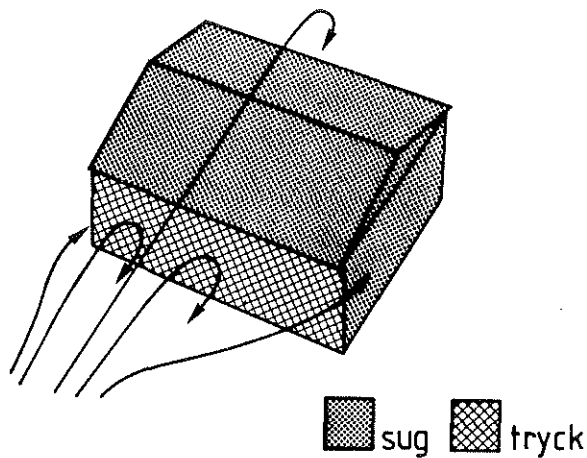
$$v = v_0 \left( \frac{h}{h_0} \right)^n \quad (1.16)$$

För flata ytor brukar  $n$  konventionellt = 0.16.

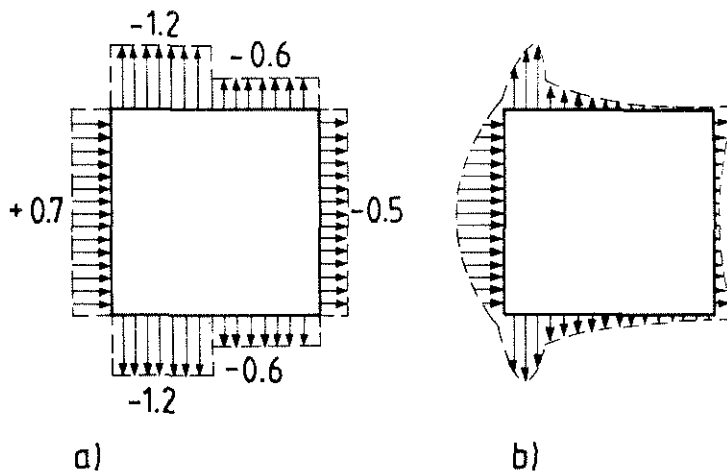
Detaljerad information om vindlaster på byggnader återfinns i ett stort antal publikationer, se t ex bibliografen i /3/. Formfaktorn  $C_v$  beror av byggnadens geometri. Typisk tryckfördelning över en byggnad ges i figur 1.3, /4/ och varierar lokalt över de enskilda ytorna. Exempel på bestämmelsemässiga värden på  $C_v$  för det stationära trycket på en friliggande, enkel byggnadskropp liksom den ungefärliga verkliga variationen ges i figur 1.4, hämtad från Nylund, fig 10 /5/. Olika svenska forskare har på senare år studerat mikroklimatets inverkan på luftväxlingen i byggnader, dvs hur vind och utetemperatur ger upphov till tryckskillnader som förorsakar luftströmning genom byggnaders otätheter, se exempelvis /4/ och /5/. Bl a behandlas tryckfördelningens beroende av byggnadens detaljutformning och inverkan av näraliggande be-

Fig 1.3

Fig 1.4



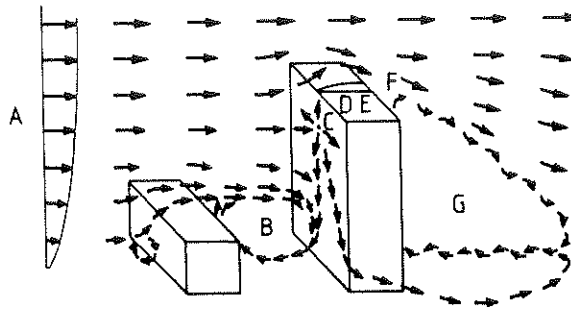
Figur 1.3 Schematisk fördelning av vindtryck över en byggnad /4/



Figur 1.4 Bestämelsevärden på formfaktor  $C_v$  (a) samt verkliga värden på  $C_v$  (b) /5/

Fig 1.5

byggelse. Det turbulenta flödet kring byggnaden visar sig ha en sådan tids- och lokalmässig variation att tryckbilder av den typ som visas i figur 1.4 får ses som grova approximationer. Som exempel kan visas figur 1.5, tagen från /6/, som illustrerar hur en låg byggnad uppströms en högre byggnad påverkar mönstret för vindflödet. Förhållanden är så komplexa att man vid en beräkning av vindtryckets inverkan på ett rökspredningsförlopp måste utgå från standardvärden på vindtrycken, med vindriktningar, medelhastigheter och vertikal



Figur 1.5 Strömningsförhållanden runt två byggnader /6/.  
Bokstäverna A - G betecknar olika typer av flödes-  
mönster

hastighetsfördelning valda så att slutresultatet för den specifika byggnad som behandlas kan förväntas ligga på säkra sidan.

#### 1.4 Flöde genom öppningar

##### 1.4.1 Allmän formel

Det gasflöde som alstras av rumsbrand sprider sig oftast snabbt till angränsande delar av byggnaden. Spridning kan ske genom öppningar eller springor i tak, golv eller väggar, längs korridorer, uppför (i vissa fall nedför) vertikala schakt som trapphus, hiss- eller ventilationsschakt, genom ventilationssystemets rörnät. Storleken på det gasflöde som sprids bestäms av öppningens storlek och flödesmotstånd samt av de tryckdifferenser som antingen initieellt råder eller som genereras av branden över dessa öppningar.

Konventionellt och idealiserat beräknas gasflödet vanligen med användning av Bernoulli's ekvation. Denna ger för gas-hastigheten  $v$  i en viss punkt  $z$  i en öppning

$$v(z) = \sqrt{\frac{2|\Delta p|}{\rho}} \quad (1.16)$$

där  $|\Delta p|$  är absolutvärdet av tryckdifferensen på nivån  $z$ .

Massflödet  $\dot{m}_e$  för en öppning som har så liten yta  $A$  att  $\Delta p$  representerar ett medelvärde av tryckdifferensen kan skrivas

$$\dot{m}_e = C_d A \sqrt{2\rho |\Delta p|} \quad (1.17)$$

För ytor med så stor vertikal utsträckning att den hydrostatiska tryckvariationen blir av betydelse, måste  $\Delta p$  beskriva även denna och uttrycket för  $\dot{m}_e$  beräknas genom integration. Koefficienten  $C_d$ , avbördnings- eller flödeskoefficienten (eng. coefficient of discharge), anger kvoten mellan verkligt och teoretiskt flöde (det senare givet av ekvation (1.16)).

$C_d$  är sammansatt av en hastighets- eller energiförlustkoefficient  $C_f$  och en kontraktionskoefficient  $C_c$ ,  $C_d = C_c C_f$ , och bestäms experimentellt i varje enskilt fall. För närmare detaljer, se en lärobok i hydraulik.

Bernoulli's ekvation gäller endast under starkt idealiserade förhållanden: flödet ska vara stationärt, inkompressibelt, isotermiskt, friktionsfritt och utan värmetransport in i omgivande konstruktioner. Praktiska avvikelser från dessa förutsättningar uttryckes genom faktorn  $C_d$ . Det är emellertid från teoretisk synpunkt mer tillfredsställande att utgå från ett mer allmängiltigt uttryck. Ur likformighetsbetraktelser (se appendix B) följer att uttrycket

$$\dot{m}_e = C A (\Delta p)^n \quad (1.18)$$

generellt beskriver flödet genom öppningar.  $C$  är en proportionalitetskonstant, beroende av öppningens  $Re$ -tal.

De följande delavsnitten används för att visa hur massflödena kan beräknas för praktiskt viktiga situationer med användning av ekvationerna (1.17) och (1.18).

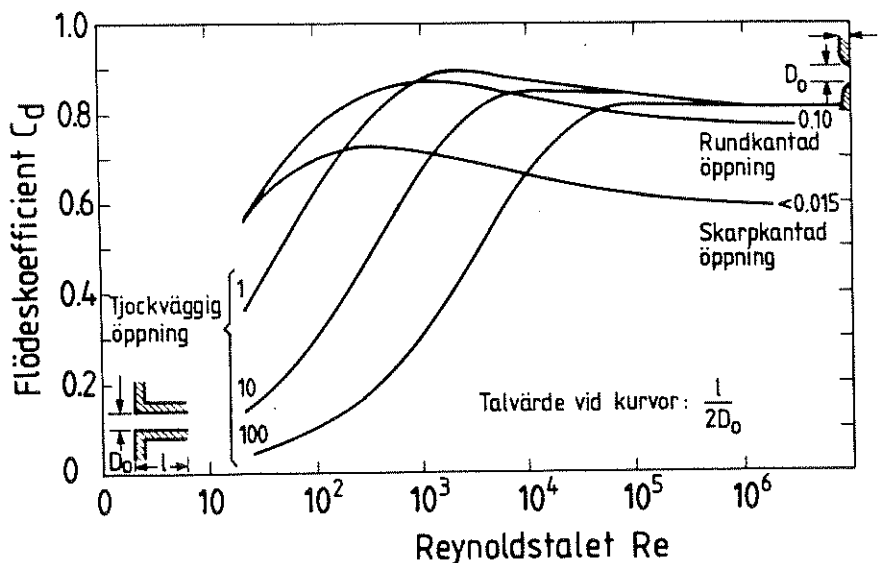
#### 1.4.2 Öppningar med liten area

För tunnväggiga, skarpkantade öppningar, där Reynolds-talet



indikerar turbulent strömning kan uttrycket (1.18) användas med  $n = 0.5$  och  $C \approx 0.5 - 0.7$ . Om kritiskt  $Re$ -tal antages  $\sim 10^3$ , hastigheten  $v \sim 1-2$  m/s, innebär detta att karakteristisk längddimension (öppningens höjd) minst bör vara av storleksordningen 1 cm. För detta fall är flödesmotståndet huvudsakligen beroende av tröghetskrafterna och  $n$  teoretiskt = 0.5. Om  $Re$ -talet ligger under det kritiska värdet är strömningen laminär eller kapillär och flödesmotståndet bestämt av viskositeten och  $n$  kan närma sig värdet 1. I praktiska fall kommer strömningen att ligga mellan dessa ytterligheter. Ett mycket stort försöksunderlag föreligger för bestämning av effektiva läckage-areor  $A$ , flödeskoefficienter  $C_d$  och exponenter  $n$  för bostadsrum och andra lokaler vid rumstemperatur, se t ex litteraturförteckning i /7/. För brandförhållanden ges en översikt i /8/. Tabell 1.1, hämtad från denna publikation ger värdet av exponenten  $n$  i ekvation (1.18) för en rad olika byggnadskomponenter. Figur 1.6, också från /8/, ger flödeskoefficienten  $C_d$  för tjockväggiga öppningar som funktion av  $Re$  och öppningens geometri. Samma referens ger också uppmätt eller beräknad luftströmning i  $m^3/h \cdot m$  för läckage genom en rad olika byggnadskomponenter.

Fig 1.6



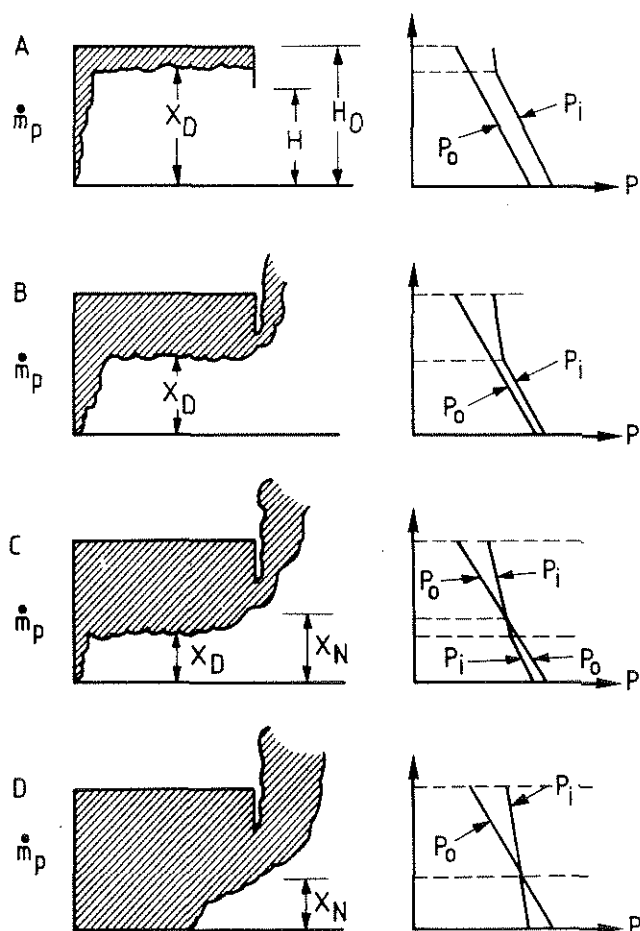
Figur 1.6 Flödeskoefficienten  $C_d$  som funktion av  $Re$ -talet;  $C_d$  definierad av ekvation (1.17)

Dörrar utgör en viktig konstruktionsdetalj för att förhindra rökspredning. Butcher-Parnell /9/ anger i sin lärobok läckage-areor av storleken  $0.01 - 0.06 \text{ m}^2$  för fyra olika dörrtyper. För fönster anger samma referens att springor runt fönster har ytor som varierar mellan  $(1.00 - 2.55) \cdot 10^{-4} \text{ m}^2/\text{m}$  omkrets.

### 1.4.3 Gasflöde genom öppningar av typen fönster eller dörrar

#### 1.4.3.1 Brandens olika skeden

Figur 1.7 är avsedd att demonstrera hur tryckdifferensen över brandrummets öppning, dörr eller fönster, utvecklas med brandförloppet, som här delas in i fyra skeden eller faser. Figuren illustrerar att en stor del av brandens tillväxtprocess schematiskt kan uppfattas som ett tvåzonsfenomen med ett övre varmt rökgaslager och ett undre lager luft av normal rumstemperatur. Lagren förutsätts stabilt skiktade och med



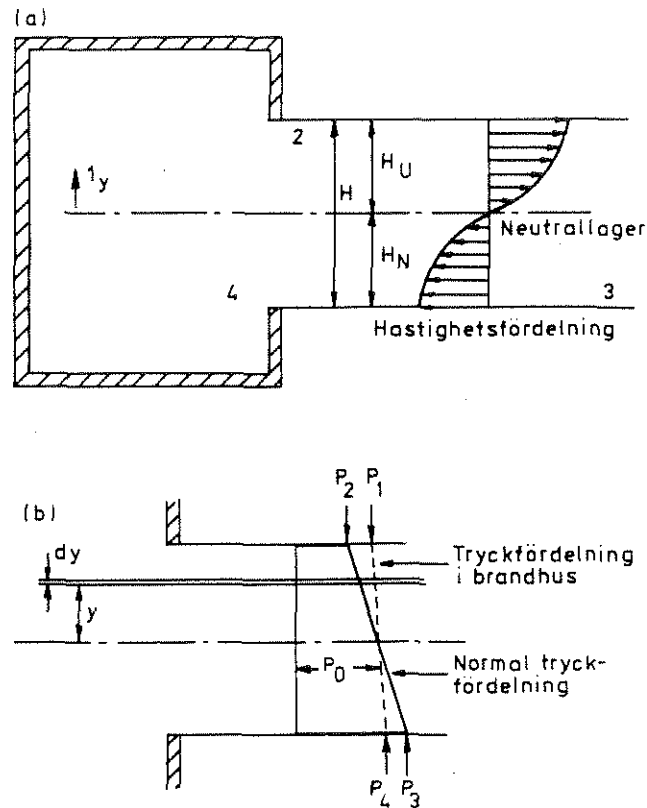
Figur 1.7 Tryckdifferens över en öppning i brandrum under brandens fyra olika skeden

ett gränsskikt, som även kallas termisk diskontinuitet, på avståndet  $X_D$  från golvet.  $X_N$  betecknar neutrallagrets nivå dvs den nivå i öppningsplanet som har yttre omgivningens tryck. I brandens tidigaste skede når gaslagret ej ned till öppningens underdel, kall luft pressas ut genom hela öppningen. I skede 2 har rökgaslagret fått ett sådant djup att de heta gaserna strömmar ut genom öppningen samtidigt med att den termiska expansionen fortsätter att pressa ut kall luft. Strömningsbilden i skede 3 ändras så att ett neutralskikt utbildas, en kall luft strömmar in i brandrummet. Under skede 4, slutligen, har det heta gaslagret nått golvet ( $X_D = 0$ ) och branden brukar betecknas som övertänd. Skede 1 och 2 är i regel av mycket kort varaktighet och kan försummas. En beräkning av gasflödet i skede 3 fordrar en analys av totalförloppet, bl a innefattande bestämning av gastemperatur samt av värdena på  $X_D$  och  $X_N$ . Denna analys har under de senaste åren utgjort ett viktigt delområde inom brandforskningen. Samtidigt är förhållandena mer komplicerade än i skede 4, varför vi börjar våra beräkningar med det sistnämnda.

#### 1.4.3.2 Fullt utvecklade brand

Vi studerar först den fullt utvecklade branden, dvs vi antar att hela brandcellen med undantag för en begränsad zon vid öppningens underkant är fylld med gas av homogen temperatur  $T_g$ . Kall luft av temperaturen  $T_a$  transporteras in och uppvärms omedelbart till temperaturen  $T_g$  genom förbränningsreaktionerna och strömmar sedan ut genom öppningens överdel. Branden verkar som en pump där drivkraften produceras av densitetsskillnaden (eng. buoyancy) mellan brandrummet och den yttre omgivningen. En allmän förutsättning är att gaslagret i övre delen av rummet kan betraktas som stillastående, dvs saknar kinetisk energi. Med dessa utgångspunkter beräknades rökgasflödet från en brandcell först av japanska forskare på 1950-talet /10/. Beräkningsgången kan numera betraktas som standardiserad och beskrivs här för fullständighetens skull.

Fig 1.8 Situationen visas i figur 1.8. I det enklaste fallet, där samma öppning används för både in- och utströmning, måste



Figur 1.8 Tryckfördelning över öppning till brandrum (b).  
Hastighetsfördelning över öppning till brandrum (a)

det finnas en speciell höjd där hastigheten är noll, neutrallagret. Vi önskar skriva Bernoulli's ekvation längs en strömlinje på höjden  $y$  ovanför neutrallagret mellan punkten 1, inne i brandcellen, och punkten 2, just utanför öppningen. Atmosfärstrycket utanför brandcellen på neutrallagrets nivå =  $p_a$ . Eftersom gasen i brandrummet har homogen temperatur gäller detsamma för densiteten  $\rho_g$ . Tryckgradienten inuti brandcellen blir alltså linjär (hydrostatisk tryckfördelning) och trycket ges i punkten 1 av

$$p_1 = p_a - \rho_g g y \quad (1.19)$$

När gasen når punkten 2 strax utanför fönstret får den omedelbart ett tryck = atmosfärstrycket,  $p_2$ , givet av

$$p_2 = p_a - \rho_a g y \quad (1.20)$$

Bernoulli's ekvation för strömlinjen mellan punkterna 1 och 2 blir

$$\frac{p_1}{\rho_1} + \frac{v_1^2}{2} = \frac{p_2}{\rho_2} + \frac{v_2^2}{2} \quad (1.21)$$

I ekvation (1.21) är  $v_1 = 0$ , samt  $\rho_1 = \rho_2 = \rho_g$ . Gashastigheten  $v_g = v_2$  blir

$$v_g = \sqrt{2gy \left( \frac{\rho_a}{\rho_g} - 1 \right)} \quad (1.22)$$

På samma sätt bestäms hastigheten  $v_a(y)$  för inflödet på avståndet  $y$  nedåt från neutrallagret

$$v_a = \sqrt{2gy \left( \frac{\rho_g}{\rho_a} - 1 \right)} \quad (1.23)$$

( $y$  är här negativ).

Experimentellt är differentialtrycken  $\rho_g gy$  och  $\rho_a gy$  av mycket liten storlek (10-20 Pa) i jämförelse med atmosfärstrycket  $p_a$  ( $\sim 100\,000$  Pa) och hastigheterna små, 5-10 m/s. Det har därför först under de senaste åren utvecklats sådan mätutrustning att tillförlitliga mätningar har kunnat göras. Dessa har bekräftat den hastighetsfördelning som ges av ekvationerna (1.22) och (1.23).

Inflödet av kall luft  $\dot{m}_a$  (kg/s) blir

$$\dot{m}_a = C_d B \rho_a \int_{-H_N}^0 v_a dy \quad (1.24)$$

$C_d$  är kontraktionskoefficienten ( $\sim 0.7$ ) och  $B$  = öppningens bredd

$$\dot{m}_a = \frac{2}{3} C_d B H_N^{3/2} \rho_a \sqrt{2g \left( 1 - \frac{\rho_g}{\rho_a} \right)} \quad (1.25)$$

På samma sätt blir utflödet av gas  $\dot{m}_g$  (kg/s)

$$\dot{m}_g = \frac{2}{3} C_d B H U^{3/2} \rho_g \sqrt{2g \left( \frac{\rho_a}{\rho_g} - 1 \right)} \quad (1.26)$$

Vidare gäller enligt allmänna gaslagen (eftersom avvikelserna från normala atmosfärstrycket  $p_a$  är så små)

$$\rho_g T_g \simeq \rho_a T_a \quad (1.27)$$

$$H_N + H_U = H \quad (1.28)$$

$$\dot{m}_a + \dot{m}_b = \dot{m}_g \quad (1.29)$$

$\dot{m}_b$  är förbränningshastigheten, uttryckt i kg/s.

Sätts dessa uttryck samman erhålls

$$\dot{m}_a = \frac{2}{3} C_d B H \sqrt{H} \rho_a \frac{\sqrt{2g(1 - T_a/T_g)}}{[1 + (T_g/T_a)^{1/3} (1 + \dot{m}_b/\dot{m}_a)^{2/3}]^{3/2}} \quad (1.30)$$

(kg/s)

För  $T_g > 500$  K är  $\dot{m}_a$  i stort oberoende av  $T_g$ . Vi kan därför anta  $T_g = 1200$  K. Antar vi vidare  $C_d = 0.7$ ,  $\rho_a = 1.3$  kg/m<sup>3</sup>,  $T_a = 300$  K,  $g = 9.8$  m/s<sup>2</sup> erhålls

$$\dot{m}_a = \frac{2.33 A \sqrt{H}}{[1 + 1.6 (1 + \dot{m}_b/\dot{m}_a)^{2/3}]^{3/2}} \quad (kg/s) \quad (1.31)$$

där  $A = BH$ .

Ekvation (1.31) ger implicit värdet på  $\dot{m}_a$  som funktion av  $\dot{m}_b$ . För bränder med träribbstaplar i modell- och fullskala visar en lång rad försök

$$\dot{m}_b \simeq 0.09 A \sqrt{H} \quad (kg/s) \quad (1.32)$$

Löses  $\dot{m}_a$  ur ekvation (1.31) med passningsräkning erhålles

$$\dot{m}_a \simeq 0.5 A \sqrt{H} \quad (kg/s) \quad (1.33)$$

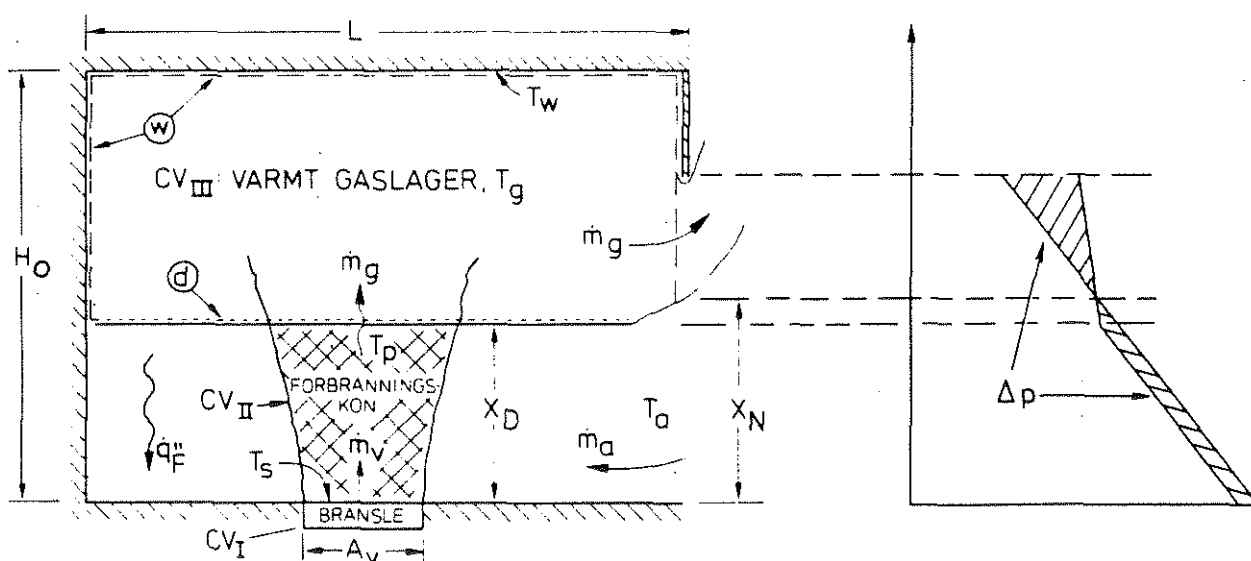
### 1.4.3.3 Brandens tidiga skede

Figur 1.9 illustrerar en modell av en rumsbrand i skedet innan övertändning. Enligt denna modell (tvåzonsmodellen) delas brandrummet in i ett antal kontrollvolymer. Mass- och energitransport mellan dessa liksom ut genom begränsningsytorna analyseras genom användning av kontinuitets-, rörelsemängds- och energiekvationerna för finita kontrollvolymer. Två av dessa utgörs av homogena gaslager, ett övre innehållande de heta brandgaserna, ett undre med kall luft av omgivningens temperatur. Vi är här intresserade av att studera tryck- och strömningsförhållanden i rummets öppning. Om vi med utgångspunkt

från tryckfördelningen i figur 1.9 genomför samma typ av massbalansstudium som i förra avsnittet erhåller vi (detaljerna ges i referens /11/)

$$\dot{m}_a = \frac{2}{3} C_d B \rho_a \sqrt{2g(1 - T_a/T_g)} (X_N - X_D)^{1/2} (X_N + \frac{X_D}{2}) \quad (1.34)$$

$$\dot{m}_g = \frac{2}{3} C_d B \rho_a \sqrt{2g \frac{T_a}{T_g} (1 - T_a/T_g)} (H - X_N)^{3/2} \quad (1.35)$$



Figur 1.9 Tvåzonmodell av brandförlopp före övertändning

Om vi antar  $\dot{m}_b$  känd gäller som förut

$$\dot{m}_a + \dot{m}_b = \dot{m}_g$$

I regel är  $\dot{m}_b/\dot{m}_a \sim 0.05 - 0.10$ .

Fig 1.10 Sättes  $N = X_N/H$  och  $D = X_D/H$  samt  $\dot{m}_b = 0$  gäller det samband mellan  $N$  och  $D$  som visas i figur 1.10.  $R = T_g/T_a$ . Observera att neutrallagret alltid ligger ovanför den termiska diskontinuiteten. Skillnaden  $X_N - X_D$  alstrar den tryckskillnad som behövs för att överkomma öppningens strypeffekt.

Observera även att vi för kända värden på  $\dot{m}_b$  och  $T_g$  ej kan lösa ut  $X_N$  och  $X_D$  utan bara ange ett samband. En bestämning av de enskilda värdena kräver ett studium av det totala förloppet, innefattande kvantifiering av gasflödet i förbränningskonen. Detta senare problem behandlas i kapitel 2.

Om  $T_a$  och  $T_g$  antages konstanta och uppmätta liksom  $X_N$ ,  $X_D$  och massflödena  $\dot{m}_a$  och  $\dot{m}_g$  kan ekvationerna (1.34) och (1.35) användas för att bestämma effektiva flödeskoefficienten  $C_d$  för in- och utflöde. Vid genomförda försök visar det sig emellertid att tvåzonsmodellen enligt figur 1.9 ur temperatursynpunkt är en idealisering och att temperaturen  $T_a$  och  $T_g$  kan variera kraftigt inom respektive zon.

Om densiteterna  $\rho_a$  och  $\rho_g$  är beroende av  $h$ ,  $\rho_a = \rho_a(h)$ ,  $\rho_y = \rho_y(h)$  ersätts ekvation 1.23 av

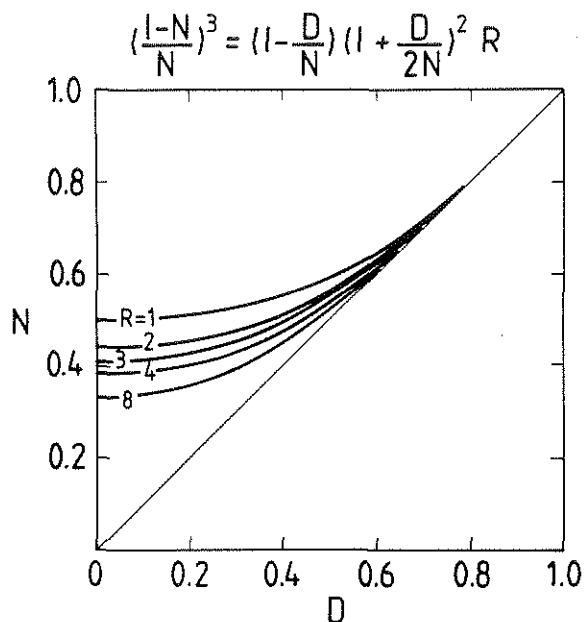
$$v_a(y) = C_d \sqrt{\frac{2g \int_0^y [\rho_a(z) - \rho_g(z)] dz}{\rho_a(y)}} \quad (1.36)$$

där  $C_d$  är en lokal flödeskoefficient, eller av

$$\rho_a T_a = \rho_g T_g \quad (1.37)$$

$$v_a(y) = C_d \sqrt{2g T_a(y) \int_0^y \left( \frac{1}{T_a(z)} - \frac{1}{T_g(z)} \right) dz} \quad (1.38)$$





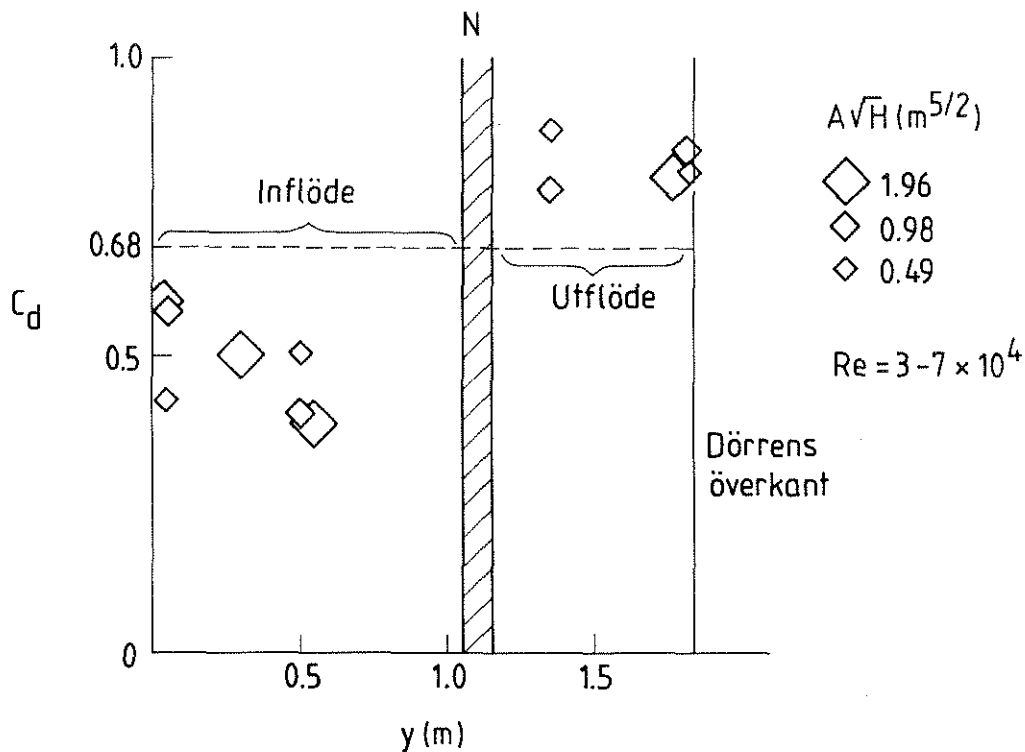
Figur 1.10 Sambandet mellan  $N = X_N/H$  och  $D = X_D/H$  i ekvation (1.34) - (1.35)  $R = T_g/T_a$

För utflödet blir motsvarande hastighet

$$v_g(y) = C_d \sqrt{2g T_g(y) \int_0^y \left( \frac{1}{T_a(z)} - \frac{1}{T_g(z)} \right) dz} \quad (1.39)$$

Fig 1.11

Stora ansträngningar har under senare år gjorts främst i USA /12, 13/ och Sverige /14/ för att bekräfta flödesmodellens riktighet, dvs att tryckfördelningen är hydrostatisk samt att hastighetsfördelningen följer uttrycken (1.38) och (1.39). Här kan bara nämnas några slutresultat. Figur 1.11, tagen från /12/, visar hur lokala flödeskoefficienter varierar över en dörryta. Som synes är  $C_d$  för utflöde nära nog konstant  $\sim 0.70 - 0.75$ , medan  $C_d$  för inflöde är väsentligt mindre och med kraftigare variation. Detta bekräftas delvis av Borås-undersökningarna, där  $C_d$  för utflöde låg i intervallet  $0.75 - 0.96$  och för inflöde i intervallet  $0.56 - 0.85$ . Det är att observera att vid USA-undersökningen  $C_d$  beräknades som kvoten mellan lokal aktuell och teoretisk hastighet (den senare beräknad ur relationen  $v = (2\Delta p/\rho)^{1/2}$ ), medan de svenska värdena bestämdes som genomsnittsvärden i relation till flödet givet av en idealiserad tvåzonsmodell, ekvationerna (1.34) och (1.35).

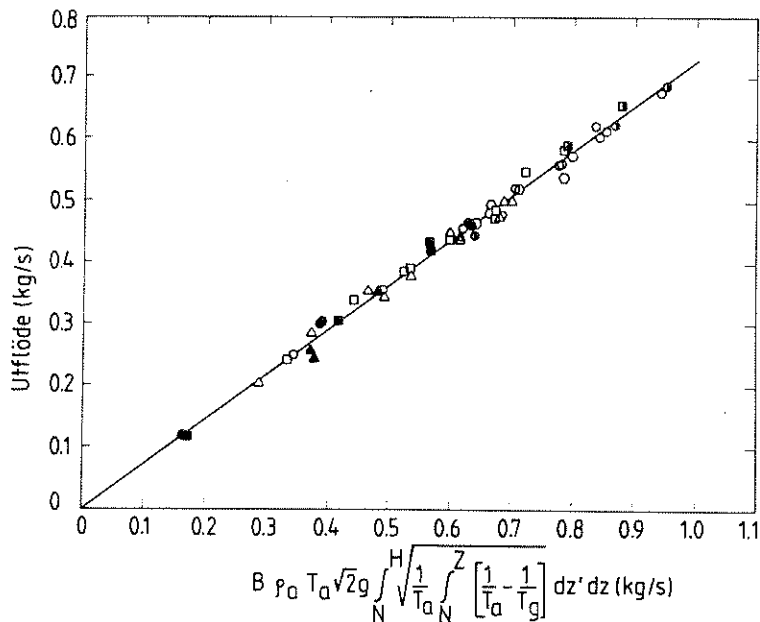


Figur 1.11 Lokala flödeskoefficientens  $C_d$  variation över en dörröppning /12/

Vid användning av reella temperaturdata erhöjls i /13/ en förbluffande överensstämmelse mellan uppmätta och beräknade gasflöden. I figur 1.12, tagen från /13/, visas resultaten från 55 försök med gasbrännare av olika effekt och placering i brandrummet. Kvoten mellan uppmätt och teoretiskt flöde är nära nog konstant = 0.73. Den slutsats som kan dragas från detta är viktig ur experimentell synpunkt. Gashastighetsmätningar är svåra och dyrbara att genomföra. Figur 1.12 indikerar att temperaturmätningar, kombinerade med en beräkning enligt ekvation (1.39) med  $C_d = 0.73$ , ger en god beskrivning av massflödet ut ur en brandcell.

#### 1.4.3.4 Gasflöde genom ventilationssystem

Tryckförlusten i ett kanalsystem utgörs dels av friktionsförluster,  $\Delta p_f$ , i raka rördelar, dels av olika engångsförluster  $\Delta p_\zeta$  i galler, spjäll, filter, till- och frånluftsdon, ljuddämpare, böjar etc.



Figur 1.12 Massflödet ut ur en brandcell, dels uppmätt (vertikal axel), dels beräknad med utgångspunkt från hydrostatisk tryckfördelning, ekvation (1.39), för 55 olika försök /13/

För friktionsförlusten  $\Delta p_f$  gäller vid likformig strömning Darcy-Weisbachs allmänna friktionsformel

$$\Delta p_f = \frac{\lambda L}{D} \frac{\rho v^2}{2} \quad (1.40)$$

där  $\lambda$  = friktionstalet

L = längden

D = hydrauliska diametern

Formeln ovan visar att  $\Delta p_f$  kan skrivas proportionellt mot medelhastigheten i kvadrat. Vid laminär strömning är  $\lambda = 64/Re$  och vid turbulent strömning beror  $\lambda$  förutom av Re även av det dimensionslösa förhållandet mellan ytråheten  $e$  och hydrauliska diametern. Vid kända värden på dessa dimensionslösa tal (Re och  $e/D$ ) erhålles  $\lambda$  ur ett sk Moody-diagram.

Punktförluster eller lokala förluster  $\Delta p_\zeta$  definieras av

$$\Delta p_\zeta = \zeta \frac{1}{2} \rho v^2 \quad (1.41)$$

där  $\zeta$  = motståndstalet.

Motståndstal vid rörkrökar, dimensionsövergångar, T-anslutningar etc kan hämtas ur handböcker, t ex VVS-handboken /15/. För ett brandrum som via ett kanalsystem av längden  $L$  och med  $n$  olika lokala tryckförluster står i förbindelse med omgivningen gäller alltså

$$(1 + \zeta_1 + \zeta_2 + \dots + \zeta_n + \frac{\lambda L}{D}) \rho \frac{v^2}{2} = gh(\rho_a - \rho) \quad (1.42)$$

där  $h$  = vertikala avståndet mellan in- och utlopp och  $(\rho_a - \rho)$  är densitetsskillnaden.

Genom passningsräkning ger uttrycket (1.42) medelhastigheten  $v$ , varefter massflödet  $\dot{m}_e$  beräknas ur

$$\dot{m}_e = \rho v A \quad (1.43)$$



## Referenser till kapitel 1

1. Zukoski, E.E., Development of a Stratified Ceiling Layer in the Early Stages of a Closed Room Fire, Fire and Materials, Vol. 2, No. 2, 1978.
2. Rehm, R.G. - Baum, H.R., The Equations of Motion for Thermally Driven, Buoyant Flows, Journal of Research of NBS, Volume 83, No. 3, 1978.
3. Wind Loading and Wind Effects, Monograph in Planning and Design of Tall Buildings, Volume CL, ASCE 1980.
4. Handa, K. et al, Mikroklimat och Luftväxling, BFR T3:1979.
5. Nylund, P.O., Tjyvdrag och Ventilation, BFR T4:1979.
6. Hanson, T. et al, Computer Simulation of Wind Flow Around Buildings, Computer Aided Design, Vol. 14, No. 1, 1982.
7. Abel, E. et al, Ofrivillig Ventilation, BFR R34:1978.
8. Gross, D., A Review of Measurements, Calculations and Specifications of Air Leakage through Interior Door Assemblies, Building Standards Vol. L, No. 2, 1981.
9. Butcher, E.G. - Parnell, A.C., Smoke Control in Fire Safety Design, E. & F.N. Spon Ltd, London, 1979.
10. Kawagoe, K., Fire Behaviour in Rooms, Report No. 27, BRE Japan, September 1958.
11. Rockett, J.A., Fire Induced Flow in an Enclosure, Combustion Science and Technology, Vol. 12, 1976.
12. Quintiere, J.Q. - McCaffrey, B.J., The Burning of Wood and Plastic Cribs in an Enclosure, NBSIR 80-2054, November 1980.
13. Steckler, K.D. et al, Flow Induced by Fire in a Compartment, NBSIR 82-2520, September 1982.
14. Sundström, B. - Wickström, U., Fire: Full Scale Tests. Calibration of a Test Room, Technical Report SP-Rapp 1981-48, Borås, Sweden 1981.
15. VVS-handboken, Tabeller och Diagram, Förlags AB VVS, Stockholm 1974.

Tabell 1.1

Byggnadskomponent	Exponent n
Tegelvägg	0.87, 1.0
Läckageöppning	0.77
Yttre vägg	0.67
Springor runt fönster	0.62
Springor runt dörrar	0.5
Ventilationsdon	0.5
Schaktväggar, bjälklag	0.5

Värdet av exponenten i ekvation (1.18) /8/

## 2. GASSTRÖM I BRANDPLYMER

### 2.1 Problemdefinition

Utgångspunkten för den relativt utförliga beskrivningen av brandplymers egenskaper är det faktum, att flödet i en brandplym bestämmer den mängd "rök" som produceras och sätts i rörelse vid brand. Vill vi försöka kvantifiera mängden alstrad rök måste vi därför utgå från strömningsprocesserna i de vertikala brandplymerna, främst inblandningen av luft. Som nämnts i inledningen till kapitlet kan man i stort sätta likhetstecken mellan mängden inblandad luft och producerad mängd rök. För horisontella flöden, exempelvis i korridorer, är inblandning av kall luft av mycket mindre omfattning. Här är den avgörande egenskapen ofta i stället den termiska skiktningens stabilitet.

Figur 1.9 visade en schematisk bild av en brand i ett rum av små dimensioner, sett relativt brandens storlek. Rummet antages försett med en öppning genom vilken röken så småningom kommer att strömma. Problemet är här att beräkna detta flöde.

Figur 1.1 illustrerade en annan typ av förlopp, brand i en lokal av relativt sett stora geometriska dimensioner och utan större öppningar. Här är det rökfyllnadsproblemet, dvs problemet att beräkna gaslagrets sänkningshastighet, som är av intresse.

Detta antyder att skilda situationer kan kräva olika typer av plymmodeller. (Med brandplym menas i fortsättningen den turbulenta gaspelare eller gaskon, inklusive flammor, som alstras vid en förbränning.) Det kan därvid vara ändamålsenligt att indela brandplymen i tre olika regioner.

- (1) den första regionen, som innehåller turbulenta diffusionsflammor där temperaturen är hög eller densitetsunderskottet stort, där strålningen spelar en väsentlig roll och en flammodell behövs för att beskriva förbränningen



- (2) en mellanregion, där temperaturen fortfarande är hög även om större delen av de kemiska reaktionerna upphört, där strålningen ej kan försummas och där temperaturen eller gasernas densitet uppvisar stora variationer med höjden
- (3) en övre region, där temperaturen minskat till sådana nivåer att lokala variationer i gastätheten kan försummas i jämförelse med en referenstäthet.

Vad gäller basmekanism för luftinblandningen inses intuitivt att densitetsunderskottet och tillförseln av förbränningsenergi ger gasen i brandplymen en vertikal hastighet, som skapar ett tryckunderskott i förhållande till omgivningen. Denna tryckskillnad medför att omgivande luft sugas eller blandas in (eng. entrainment) och att massflödet kontinuerligt växer. Huvudproblemet i vårt fall är att bestämma massflödet som funktion av vertikala höjder. För samtliga regioner gäller att gasflödet är turbulent och att diffusion av massa, rörelsemängd och värme sker genom turbulenta processer och kontrolleras av turbulensens struktur, vilken alltså måste korrekt beskrivas. En behandling av regionerna (1) och (2) kräver dessutom en teori, som korrekt förutsäger flamhöjd, flamgeometri och volymmässig fördelning av förbränningsintensitet inom flammen. Helst bör resultatet också kunna beskrivas i analytisk form.

## 2.2 Flammodeller, dvs regionerna 1 och 2

Det första reella steget mot en sådan modell togs av Steward /1/. I modellen, som är av integraltyp och använder begreppet effektiv inblandningskoefficient (dessa termer förklaras närmare nedan) för att beskriva mängden inblandad luft, antages fyrkantsprofiler över flammen för hastighet, temperatur- och masskoncentrationer. Förbränning antages ske genom att inblandad luft omedelbart förbränns vid kontakt med bränslet. Modellen tar ingen hänsyn till oförbränd luft inom flammen eller den luft som utanför flamytan dras med av den stigande gas-

strömmen. Steward kunde emellertid med sin modell analytiskt beräkna såväl flamhöjd som karakteristika för gasplymen ovanför flammen. Vid en jämförelse med experiment fann han att uppmätta flamhöjder väsentligt översteg de beräknade; i själva verket nådde de experimentella flammorna en höjd för vilken modellen visade att luftöverskottet i plymen var 400%. Användningen av denna flammodell i datorprogram för beräkning av rumsbrandsförloppet har dessutom visat på dess bristfällighet som praktiskt beräkningshjälpmedel /2/. Wilcox /3/ använder en konceptuellt likartad modell med två förbättringar

- a) syre och bränsle tillåts existera samtidigt på samma höjd (men inte på samma punkt) inne i plymen genom att dessa ämnen antages ha en lineär fördelning
- b) inblandningskoefficienten modifieras så det blir möjligt att i modellen ta hänsyn till den stora inblandning, som sker vid flammans bas där den initiella rörelsemängden är mycket låg och ett antagande om konstant proportionalitet mellan inblandning och axiell hastighet ger felaktiga resultat.

Ingen brandforskare tycks ha använt Wilcox's modell för att modellera rumsbrandens tillväxt, så den praktiska konsekvensen av dessa ändringar är okänd. Det är emellertid uppenbart att mer komplexa modeller av de turbulenta transportprocesserna behövs för realistiska flamgeometrier samt koncentrations- och temperaturgradienter. De senaste tio årens framsteg i den matematiska beskrivningen av turbulens gör det möjligt att utveckla prediktiva modeller för brandplymer med explicit hänsynstagande till turbulensens struktur. Speciellt de numeriska modeller som arbetats fram vid Imperial College /4/ har visat sig användbara i brandsammanhang. Det kanske mest kända arbetet har gjorts av Tamanini vid Factory Mutual /5/ som applicerade den sk  $k-\epsilon-g$ -modellen av turbulens på en storskalig diffusionsflamma. Beräkning av karakteristika för en enkel propanflamma krävde 6 minuter av CPU-tid på en IBM 360/145. Metoden är därför knappast ett ingenjörsmässigt hjälpmedel.

De försök som gjorts för att mera approximativt beräkna massflödet för plymer i de fall där regionerna 1 och 2 är de viktigaste, har inriktat sig på att studera inblandningsmekanismen. Som omnämns i avsnitt 2.3 och appendix C kan för plymer av svag källstyrka eller för stora avstånd från källan uppställas modeller för inblandningen, innebärande att den horisontella inträngningshastigheten  $u$  är proportionell mot gas-hastigheten  $v$  längs vertikala centrumaxeln

$$u = \alpha_0 v \quad (2.1)$$

För plymer eller förbränningskoner med stora densitetsvariationer visar dimensionsbetraktelsen /6/ att

$$\alpha \sim (\rho/\rho_a)^{\frac{1}{2}} \alpha_0 = \left(\frac{T_a}{T}\right)^{\frac{1}{2}} \alpha_0 \quad (2.2)$$

där  $\rho$  är ett representativt värde på den lokala densiteten för en viss höjd  $y$ . Flamstudier bl a i /7/ indikerar att hastigheten  $v$  på höjden  $y$  är proportionell mot  $(gy)^{\frac{1}{2}}$ , dvs inblandad mängd luft på höjden  $h$  erhålles genom integration och kan skrivas  $\dot{m}_p \sim h^{3/2}$  (se ekvation (A13) i appendix A). Om vi utgår från en brandkälla med omkretsen  $P$  visades i /8/ att  $\dot{m}_p$  med experimentellt bestämt värde på  $\alpha_0$  kan skrivas

$$\dot{m}_p = 0.096 P \rho_a h^{3/2} \left(g \frac{T_a}{T}\right)^{\frac{1}{2}} \quad (2.3)$$

Ekvation (2.3), som togs fram 1963, utgör fortfarande den mest använda beskrivningen av gasflödet från större bränder.

### 2.3 Plymmodeller för stora avstånd för branden

Beräkningen av plymstrukturer är av stort praktiskt intresse i flera sammanhang, främst kanske i recipienthydrauliken eller -aerodynamiken, dvs vid utsläpp av avfallsprodukter i vatten eller atmosfär. De flesta arbetena på området ligger därför ursprungligen utanför brandforskningsfältet. För dessa tillämpningar gäller i regel förutsättningarna för region 3 av brandplymen, dvs temperaturskillnaden mellan plym och omgivning har minskat till sådana nivåer att en förenklad lösning av de uppställda ekvationerna blir möjlig.

Litteraturen ger i stort sett två olika metoder för att analytiskt behandla problemet

- (1) Integralmetoder, där radiella fördelningen av hastigheten och temperaturen antages känd så att genomsnittsvärden för plymen (för en viss höjd) kan integreras fram; härav namnet. Härigenom kan systemet av partiella differentialekvationer reduceras till ett system ordinära sådana med plymhöjden som oberoende variabel. Med denna metod behövs en beskrivning av den turbulenta transporten, dvs hur turbulenta virvlar blandar luft och heta gaser, enbart vid plymens gräns. Detta sker genom att ett ad-hoc-antagande görs för att beskriva mängden inblandad luft som funktion av vertikala gashastigheten i plymens centrum. Se vidare appendix C.
  
- (2) Den första som studerade konvektionsströmmar från uppvärmda kroppar var Schmidt 1941 /9/. Han och, längre fram, en rad andra forskare beräknade den turbulenta transporten av värme och rörelsemängd med hjälp av Prandtl's klassiska blandningslängdshypotes. Genom att sätta blandningslängden proportionell till plymbredden erhålls ett samband mellan den horisontella turbulenta transporten och plymens medelflöde. En lösning av jämviktsekvationerna för massa, rörelsemängd och energi ger därefter den vertikala och radiella fördelningen av hastighet och temperatur. Effektiva blandningslängden väljs så att överensstämmelse mellan teori och experiment erhålls. Det klassiska arbetet på brandområdet är Yokoi's /10/ från 1960.

Appendix C beskriver hur lösningar till plymströmningen med punktformig källa kan erhållas dels genom enkel dimensionsanalys, dels genom att använda en integralmetod. För plymradien  $b$ , vertikal hastighet  $v$ , temperaturhöjning  $\Delta T$  och massflöde  $\dot{m}_{pt}$  erhålls, med  $\dot{Q}$  som utvecklad brandeffekt och  $x$  som vertikal koordinat,

$$b \sim x \quad (2.4)$$

$$v \sim \dot{Q}^{1/3} x^{-1/3} \quad (2.5)$$

$$\frac{\Delta T}{T_a} \sim \dot{Q}^{2/3} x^{-5/3} \quad (2.6)$$

$$\dot{m}_{pt} \sim \rho \left( \frac{\dot{Q} g}{\rho c_p T_a} \right)^{1/3} x^{5/3} \quad (2.7)$$

Det bör observeras att ekvation (2.7) ofta anges som  $\dot{m}_{pt} \sim x^{5/2}$ .  
Genom att konstatera att

$$\dot{Q} = \dot{m}_{pt} c_p \Delta T \quad (2.8)$$

där  $\Delta T$  är temperaturhöjningen över  $T_a$ , och eliminera  $\dot{Q}$  mellan (2.7) och (2.8) erhålls nämligen

$$\dot{m}_{pt} \sim \rho \left( g \frac{T}{T_a} \right)^{1/2} x^{5/2} \quad (2.9)$$

Slutsatsen av ekvationen (2.7) eller (2.9) blir att  $\dot{m}_{pt}$  är svagt beroende av brandens effekt men dramatiskt växer med brandplymens fria höjd.

#### 2.4 Total modell för idealiserad plym

Systematiska studier av brandplymer har under senare år bl a redovisats i /7/ och /11/. Utgångspunkten har därvid varit att reella brandplymer i regel inte uppfyller de krav, som uppställdes i avsnitt 2.3 (ingen förbränning i plymen, punktformig källa, små temperaturskillnader). Vi ska här framförallt referera de undersökningar som gjorts av Zukoski /11/ med medarbetare. Genom användning av en noggrann experimentell metodik (rök samlas upp i en huv och nedre ytan av rökgaslagret hålls på konstant nivå genom att rökgasen kontinuerligt suges ut och flödet mäts) kunde massflödet bestämmas som en funktion av brandkällans yta och effekt och av höjden längs vertikala symmetriaxeln. Teoretiskt kunde visas att för större avstånd ges massflödet av uttrycket (2.7) trots att temperaturvariationerna är stora, att effektiva inblandningskoefficienten ej

är konstant utan beror på densitetskvoten samt att temperatur- och hastighetsfördelningarna över plymen bör beskrivas mera realistiskt än i appendix C. Zukoski et al beskriver massflödet  $\dot{m}_{pt}$  genom sambandet (jfr ekvation (2.7))

$$\dot{m}_{pt} = 0.210 \left( \frac{\rho_a^2 g}{c_p T_a} \right)^{1/3} \dot{Q}^{1/3} x^{5/3} \quad (2.10)$$

eller

$$\dot{m}_{pt} = 0.210 \rho_a \sqrt{g x} x^2 \dot{Q}^{*1/3} \quad (2.11)$$

där  $\dot{Q}^*$  är dimensionslös parameter

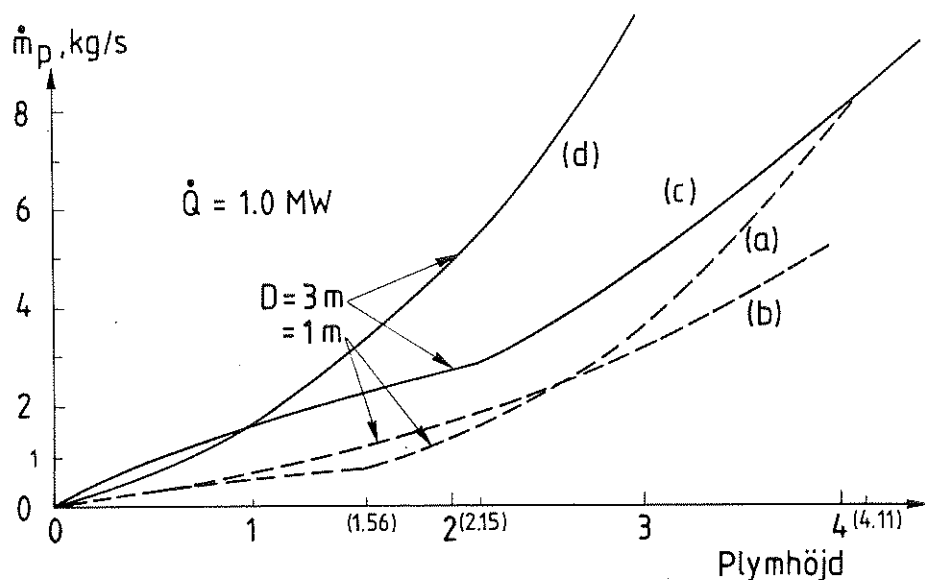
$$\dot{Q}^* = \dot{Q} / (\rho_a c_p T_a x^{5/2} g^{1/2}) \quad (2.13)$$

Genom en stor serie systematiska försök kunde massflödet även i brandplymens nedre delar beskrivas genom analytiska uttryck. Beräkning av omslagpunkter och resulterande massflöden ges i appendix C. Här redovisas enbart i illustrationssyfte några resultat, som visar hur massflödet  $\dot{m}_p$  varierar med höjden för 1 MW-brand med en diameter av 1 och 3 m respektive. Se figur 2.1. Som jämförelse och för att visa spridningen i forskningsresultat visas också det uttryck som ges av ekvation (2.3). I de sistnämnda fallen har gastemperaturen  $T_g$  satts = 1100 K oberoende av höjden.

Fig 2.1

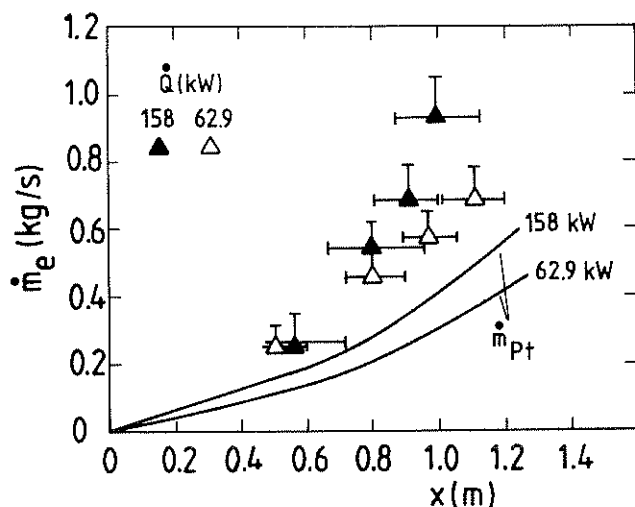
## 2.5 Reella plymer

De ovan givna resultaten gäller under idealiserade förutsättningar: brand i ett enstaka föremål placerat i luftstilla rum och på ett sådant sätt att rummets väggar inte inverkar på inblandningsprocessen. Den sistnämnda effekten återkommer vi till i kapitel 3. Den förstnämnda har helt nyligen undersökts vid NBS /12/. Det visade sig att brandplymer nära en rumsöppning påverkas av flödet genom öppningen och uppträder som en konvektionsplym påverkad av horisontell vind. Studien visade att dessa vindeffekter kan öka mängden inblandad luft med en faktor två till tre jämfört med den fria, av horisontell vind



Figur 2.1 Beräknat massflöde i en brandplym enligt /11/, kurvorna (a) och (c). Brandens effekt = 1 MW och diametern 1 respektive 3 m. Kurvorna (b) och (d) ger massflödet enligt ekvation (2.3)

Fig 2.2 opåverkade brandplymer, se närmare figur 2.2. De heldragna linjerna betecknar massflödet  $\dot{m}_{pt}$  för fria plymer enligt ekvation 2.11. Massflödet i plymen på höjden  $x$  gick att korrelera med storheten  $x/\sin\theta$  där  $\theta$  var flammans lutningsvinkel. Bestämningen av  $\theta$  i praktiska fall bjuder emellertid på mycket stora osäkerheter.



Figur 2.2 Massflöde i brandplym påverkad av inåtgående kall luftström, dels uppmätt, dels beräknad enligt ekvation (2.11) /12/

Hittills har vi diskuterat massflöde i brandplymer från en fristående brandkälla; t ex möbel eller oljespill. Ser vi till brännbara ytmaterial och de gasflöden som induceras t ex vid en väggbrand, tycks teoretiska, icke-numeriska beräkningsmodeller saknas. Datorbaserade modeller, liknande den i referens /5/, har emellertid också applicerats på väggbränder, se exempelvis /13/, men är ännu av alltför komplicerad natur för att kunna praktiskt användas.

Det förefaller inte osannolikt att uttryck av typen ekvation (2.3) kan ha en användning i detta sammanhang.

#### Referenser till kapitel 2

1. Steward, F.R., Predictions of the Height of Turbulent Diffusion Buoyant Flames, Combustion Science and Technology, Vol. 2, 1970.
2. McCaffrey, B.J. - Rockett, J.A., Static Pressure Measurements of Enclosure Fires, Journal of Research, NBS, Vol. 82, No. 2, 1977.
3. Wilcox, D.C., Models for Fires with Low Initial Momentum and Nongrey Thermal Radiation, AIAA Journal, Vol. 13, No. 3, March 1975.
4. Launder, B.E. - Spalding, D.B., Mathematical Models of Turbulence, Academic Press, 1972.
5. Tamanini, F., Reaction Rates, Air Entrainment and Radiation in Turbulent Fire Plumes, Combustion and Flame, Vol. 30, 1977.
6. Morton, B.R., Modelling Fire Plume, 10th Symposium (International) on Combustion, pp 973-982, The Combustion Institute, 1965.
7. McCaffrey, B.J., Purely Buoyant Diffusion Flames, Some Experimental Results, NBSIR 79-1910, 1979.
8. Thomas, P.H. et al, Investigations into the Flow of Hot Gases in Roof Venting, Fire Research Technical Paper No. 7, HMSO, 1963.
9. Schmidt, W., Turbulent Propagation of a Stream of Heated Air, 2. Angew. Math. Mech., Vol. 21, 1941.
10. Yokoi, S., Study on the Prevention of Fire Spread Caused by Hot Upward Current, Report No. 34 of the Building Research Institute, Japan, 1960.



11. Cetegen, B.M. - Zukoski, E.E. - Kubota, T., Entrainment and Flame Geometry of Fire Plumes, NBS-GCR-824-402, Augusti 1982.
12. Quintière, J.G. et al, The Effect of Room Openings on Fire Plume Entrainment, Combustion Science and Technology, Vol. 26, 1981.
13. Tamanini, F., A Numerical Model for the Prediction of Radiation-Controlled Turbulent Wall Fires, 17 Symposium (International) on Combustion, 1979.

### 3. RÖKFYLLNAD AV ENSTAKA RUM

#### 3.1 Modeller av rumsbrand i allmänhet

Teoretiska modeller av den övertända rumsbranden utvecklades under 1960-talet, /1, 2, 3, 4/, främst med avsikt att ge underlag för beräkning av brandutsatta konstruktionselements bärförmåga. Under senare delen av 1970-talet kom de första matematiska analyserna av brandförloppet före övertändning; de sk tvåzonsmodellerna, se figur 1.9. Analysen bygger på ett studium av interaktionen mellan en rad olika processer, bl a

- pyrolys- eller förbränningshastighet
- flamgeometri och flamstrålning
- luftinblandning i brandplym
- strålning från det övre, heta gaslagret
- strömning genom öppningar
- värmeledning in i väggar.

Beräkningsresultaten blir utslagsgivande parametrar som strålningsnivåer, temperatur och djup hos rökgaslager. De första synteserna genomfördes i USA vid NBS /5/ och Harvard /6/. Som exempel på fortsatta arbeten ska här speciellt nämnas det projekt som sedan en rad år pågår vid FOA /7/. Ett gemensamt drag för dessa modeller är att beräkningarna kräver datorprogram av varierande storlek; speciellt Harvard-modellen är så komplex att en överblick kräver en betydande arbetsinsats. För det ändamål vi är intresserade av här, dvs en översiktlig beskrivning av rökfyllnad i enstaka rum, är därför dessa beräkningsprogram onödigt generella och komplicerade. Parallellt har forskare framtagit förneklade modeller med tyngdpunkten lagd på beräkning av rökfyllnadshastigheten. Vi ska närmare studera resultaten från några sådana beräkningsprocedurer nedan. Kapitlet avslutas med en redogörelse för hur dessa modeller kan användas för att analysera det ur allmän personrisk-synpunkt överlägset farligaste brandförloppsmönstret; glödbränder i stoppmöbler och sängar.

Frågeställningar beträffande rökegenskaper (partikelantal, storleksfördelning, åldringsegenskaper) och aktivering av rökdetektorer behandlas ej i utredningen, se vidare avsnitt 5.1.

### 3.2 Förenklade modeller av rökfyllnadsförloppet

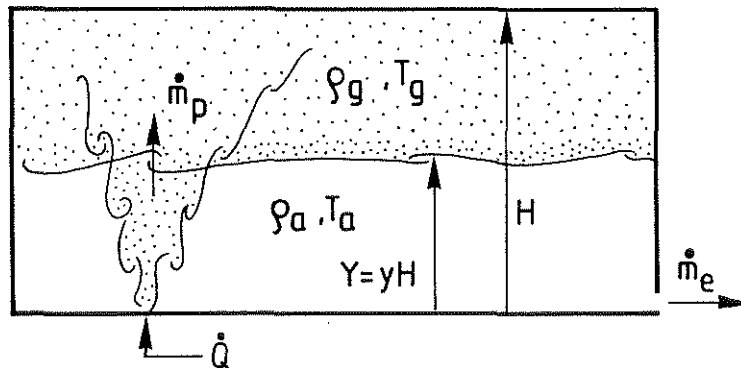
Den utveckling av specialmodeller för rökfyllnad som nämndes ovan måste bygga på vissa förenklade förutsättningar. Dessa gäller framförallt tre områden: gasutbyte med omgivningen, val av plymekvation, värmetransport in i omgivande konstruktioner. Zukoski visade 1978 i ett arbete /8/ hur man med utgångspunkt från dessa förenklingar och från termodynamikens elementärlagar kan härleda relativt okomplicerade uttryck för att beskriva rökfyllnadsprocessen. Han utgick från ekvation (1.5)

$$\frac{c_v V}{R} \frac{dp}{dt} + \int_A (c_p T) \rho v dA = \dot{Q} + \dot{Q}_c \quad (3.1)$$

Som visades i avsnitt 1.3.2 kan  $dp/dt$  med god approximation sättas = 0. Två förenklingar görs nu

- $\dot{Q}_c$  sätts = 0, dvs ingen värmeledning genom omslutande konstruktioner
- rummet har en (enda) läckage-area där massflödet =  $\dot{m}_e$  och med så liten yta att lokala storheter som temperatur etc är konstanta över öppningen, se figur 3.1.

Fig 3.1



Figur 3.1 Modell av rökfyllnadsprocessen

Det sista antagandet innebär att ytintegralen i ekvation (3.1) kan skrivas

$$\int_A (c_p T) \rho v dA = \dot{m}_e c_p T_e \quad (3.2)$$

$$\text{och } \dot{m}_e = \frac{\dot{Q}}{c_p T_e} \quad (3.3)$$

En massbalans för det nedre, kalla luftlagret ger nu (S = golvets yta)

$$\frac{d}{dt} (\rho_a y S) + \dot{m}_e + \dot{m}_p = 0 \quad (3.4)$$

för fallet i figur 3.1, dvs läckage vid golvet. För läckage i taknivå är, om massbalansen toges för nedre zonen,  $\dot{m}_e = 0$ . Genom insättning av  $\dot{m}_p = \dot{m}_{pt}$  enligt ekvation (2.11) och genom att definiera de dimensionslösa storheterna

$$\dot{Q}^* = \dot{Q} / (\rho_a c_p T_a \sqrt{gH} H^2) \quad (3.5)$$

$$\tau = t(\sqrt{g/H})(H^2/S) \quad (3.6)$$

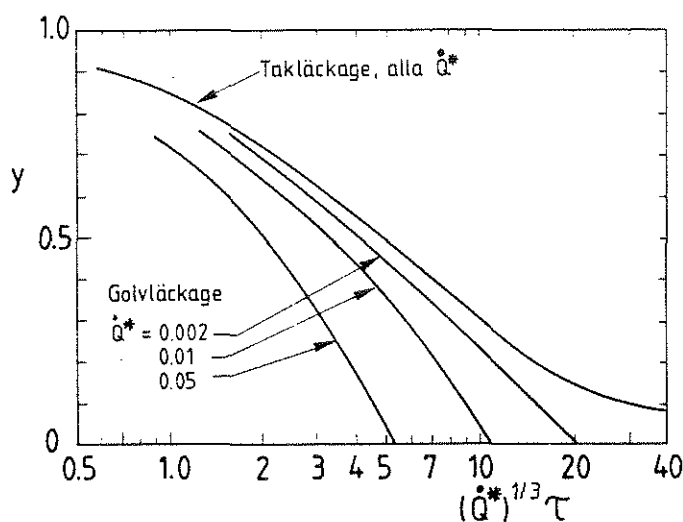
kan nu ekvation (3.4) skrivas som

$$\frac{dy}{d\tau} + \dot{Q}^* + \alpha (\dot{Q}^*)^{1/3} y^{5/3} = 0 \quad (3.7)$$

För det fall rummets öppning ligger i den heta gaszonen är den mellersta termen = 0.

Fig 3.2 Lösningar till ekvationerna ges i figur 3.2. Tabell 3.1 visar  
 Tab 3.1 för några konfigurationer tiden för att rummet skall rökfyllas till halva höjden.

I samma referens undersöks inverkan av att den punktformiga branden ändras till en linjebrand, att brandkällan placeras på ett avstånd från golvet, att den konstanta brandeffekten  $\dot{Q}$  ändras till en tidsmässigt variabel sådan. Vidare studeras



Figur 3.2 Rökfylldshastigheten av rum, uttryckt som lösning till ekvation (3.7)

effekten av att försumma värmeinflöde in i väggarna, dvs sätta  $\dot{Q}_c = 0$ . Antar vi  $\dot{Q}_c = \lambda \dot{Q}$ , där  $\lambda$  är konstant ändras ekvation (3.7) till

$$\frac{dy}{d\tau} + (1 - \lambda)\dot{Q}^* + \alpha(\dot{Q}^*)^{1/3} y^{5/3} = 0 \quad (3.8)$$

För  $\lambda = 1$  kommer alltså fallet med öppning i golvnivå att närma sig fallet med takläckage, och influensen av att försumma  $\dot{Q}_c$  framgår alltså grovt av figuren. Skillnaden växer som synes med brandens effekt  $\dot{Q}$ .

Experimentell verifikation av rökfylldstiden etc gavs inte i /8/. En rad undersökningar har emellertid gjorts på senare år i USA och Japan. En av dessa redovisas i /9/. I ett 3.7 x 3.7 x 2.4 m stort rum placerades en brännare med ett effektområde 11-32 kW. Ventilation till rummet utgjordes av en 0.4 x 0.5 m stor öppning i golvnivå. De teoretiska beräkningarna konstaterades stämma med godtagbar precision när brännaren placerades mitt på golvet. Flyttades brännaren halvvägs till väggen approximativt halverades fyllnadstiden, en effekt som ej är inkluderad i den redovisade teorin och som ej heller närmare kan förklaras på annat sätt.

Ytterligare experimentella data redovisas i /10/ och /11/. Avsikten med dessa NBS-undersökningar var främst två: att verifiera att tvåzonsmodellen ger en godtagbar fenomenologisk beskrivning av brandförloppet samt att jämföra resultat från olika beräkningsmodeller. Försöken genomfördes i en korridor, sammankopplad med en hall och ett antal mindre rum, av vilka ett variabelt antal användes vid de olika experimenten. Golvytan varierade mellan 40-90 m<sup>2</sup> och brandkällans effekt låg i området 25-300 kW. Öppningen utåt låg i golvnivå och hade dimensionerna 15 x 94 cm. Noggranna mätningar gjordes av temperatur, tryck och övre gaslagers position. I allt gjordes 19 försök, som kontrollberäknades med olika rökfyllnadsmodeller. Följande sammanfattning av resultaten kan göras

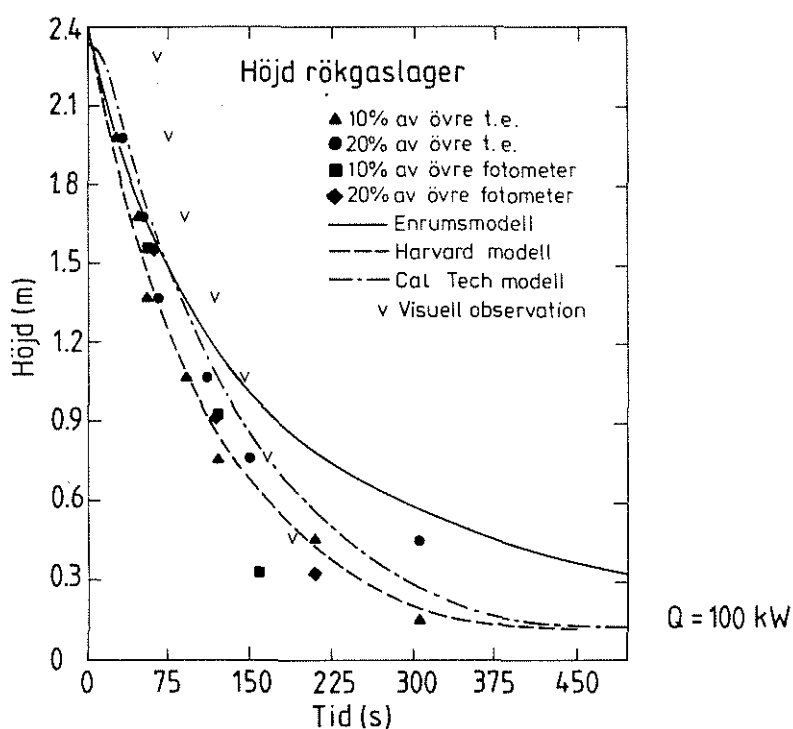
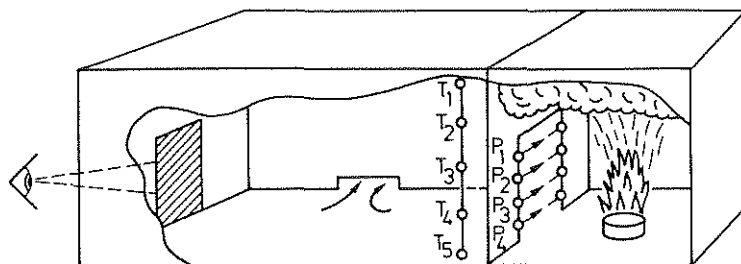
- \* tvåzonsmodellen utgör en realistisk approximation av verkliga förhållanden, åtminstone fram till dess 1/2 - 2/3 av rummen rökfyllets. Därefter kan en successiv nedbrytning av den stabila skiktningen iakttagas
- \* faktorn  $\lambda$  i uttrycket (3.8) som beskriver hur stor del av den vid branden frigjorda effekten som transporteras in i väggar och tak, ligger i intervallet 0.5-0.95
- \* beräkningen med både en- och flerrumsmodeller gav tillfredsställande överensstämmelse. En illustration ges i figur 3.3.

Fig 3.3

### 3.3 Glödbrand i nästan stängda rum

Denna, den ur personrisksynpunkt allvarligaste, typ av brandförlopp skildrades i brandriskutredningens rapport /12/ på detta sätt

"En person befinner sig i en fåtölj eller säng med en tänkbar antändningskälla (cigarett, värmeelement) i närheten. Av någon orsak (sömn, berusning) reagerar personen i fråga inte för en uppkommen glödbrand, utan dukar så småningom under för rök eller toxiska gaser. Eventuellt kan glödbranden dessförinnan övergå i brand med öppen låga och den utvecklade värmen alarmera den hotade personen, som dock ofta inte hinner förflytta sig mer än ett par steg från brandplatsen innan in-



Figur 3.3 Experimentellt uppmätt höjd på rökgaslager samt resultat enligt tre olika teoretiska modeller /11/

andad dos brandgaser har hunnit bli dödlig. Avgörande för personrisken är alltså hur koncentrationen av rök och toxiska gaser ökar på olika platser i brandrum och i utrymningsväg, ställd i relation till den tidpunkt då en person kan tänkas bli medveten om sin farliga situation. Det är dock svårt att systematisera experimentella data från fullskaleförsök vad gäller den lokala uppbyggnaden av förbränningsprodukters koncentrationsnivåer. Detta är bl a en naturlig följd av att variationer i rummets luftrörelser och ventilationsförhållanden, faktorer av i stort sett slumpmässig karaktär, har avgörande

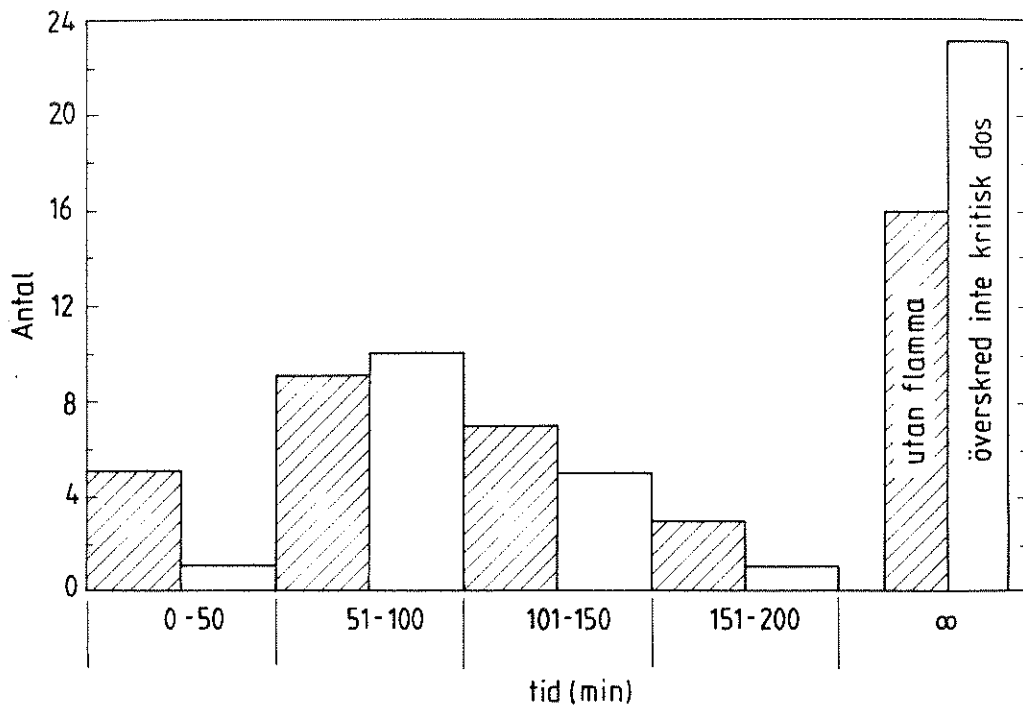
inflytande. Teoretiska analyser som för närvarande kan göras inskränker sig till enkla medelvärdesberäkningar av följande typ: Om en viss mängd bomullsvadd per minut förbränns genom glödning i ett tillslutet rum eller i ett rum med en viss luftomsättning per minut och om förbränningen antas uteslutande resultera i omvandling till CO (kolmonoxid), hur snabbt ökar då brandrummets genomsnittliga CO-koncentration? Det visar sig för övrigt att redan en glödbrand av mycket ringa utbredning - 100 g förbränt material - kan ge dödliga koncentrationer av CO i sovrum av normal storlek."

Detta skrevs alltså för ca fem år sedan. Helt nyligen har det första försöket till en teoretisk analys presenterats /13/. Målsättningen var tvåfaldig: att göra en genomgång och sammanställning av data från utförda fullskaleförsök samt att utveckla en modell för att beräkna CO-koncentrationen från glödbränder i nästan stängda rum.

För att kunna översätta CO-koncentrationer i inandningsluften till en förgiftningsrisk visades att en dos på 4.5% CO·min, approximativt motsvarande en COHb-halt i blodet på 20%, utgör ett meningsfullt mått på den kritiska exponeringen. Tillgängliga data från fullskaleförsök listades med avseende på maximal CO- och CO<sub>2</sub>-koncentration, minimal O<sub>2</sub>-koncentration, maximal temperaturhöjning samt tidpunkten för övergång från glödbrand till öppen flamförbränning. Det konstaterades att av "hotvariablerna" ovan den enda livshotande var CO-koncentrationen. Figur 3.4 visar dels den tidsmässiga fördelningen av experimenten med hänsyn till dels övergång till flamförbränning, dels överskridande av kritisk CO-dos. Staplarna längst till höger anger det antal experiment där ingen av dessa händelser inträffade. Av 40 experiment resulterade 24 i övergång till öppen flamförbränning (vilket snabbt leder till en livshotande situation) och 17 nådde en kritisk CO-dos under glödbrandsstadiet. Av dessa 17 utvecklades 10 aldrig till flamförbränning medan detta hände för de återstående 7.

Fig 3.4





Figur 3.4 Stapeldiagram som för 40 fullskaleexperiment visar övergång till flamförbränning (streckade rutor) samt överskridande av kritisk CO-dos under glödbrand (blanka rutor) /13/

Utgångspunkten för den teoretiska analysen var ekvation (3.7)

$$\frac{dy}{d\tau} + \dot{Q}^* + \alpha (\dot{Q}^*)^{1/3} y^{5/3} = 0 \quad (3.7)$$

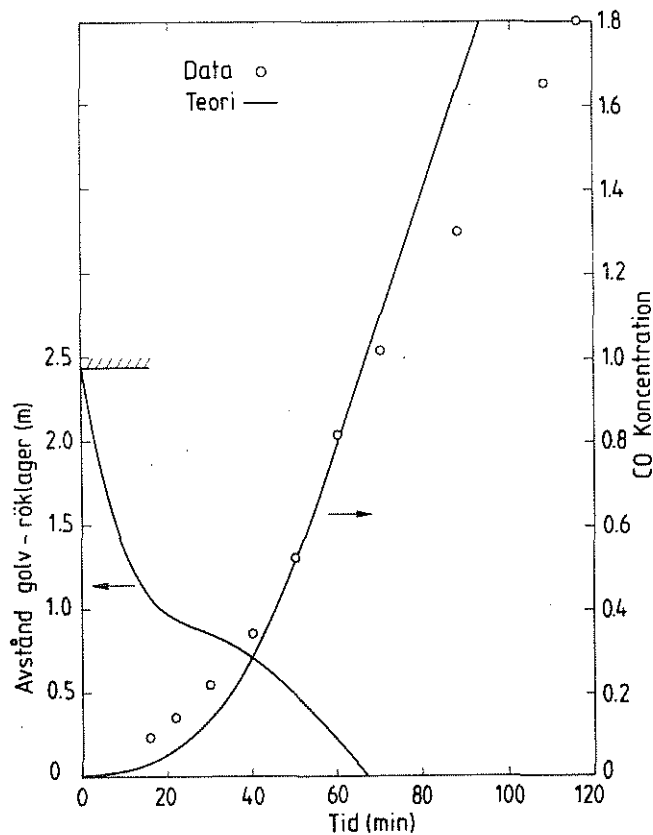
med  $y$ ,  $\tau$ ,  $\dot{Q}^*$  och  $\alpha$  definierade som förut.

En massbalans med avseende på mängden alstrad CO ger följande samband

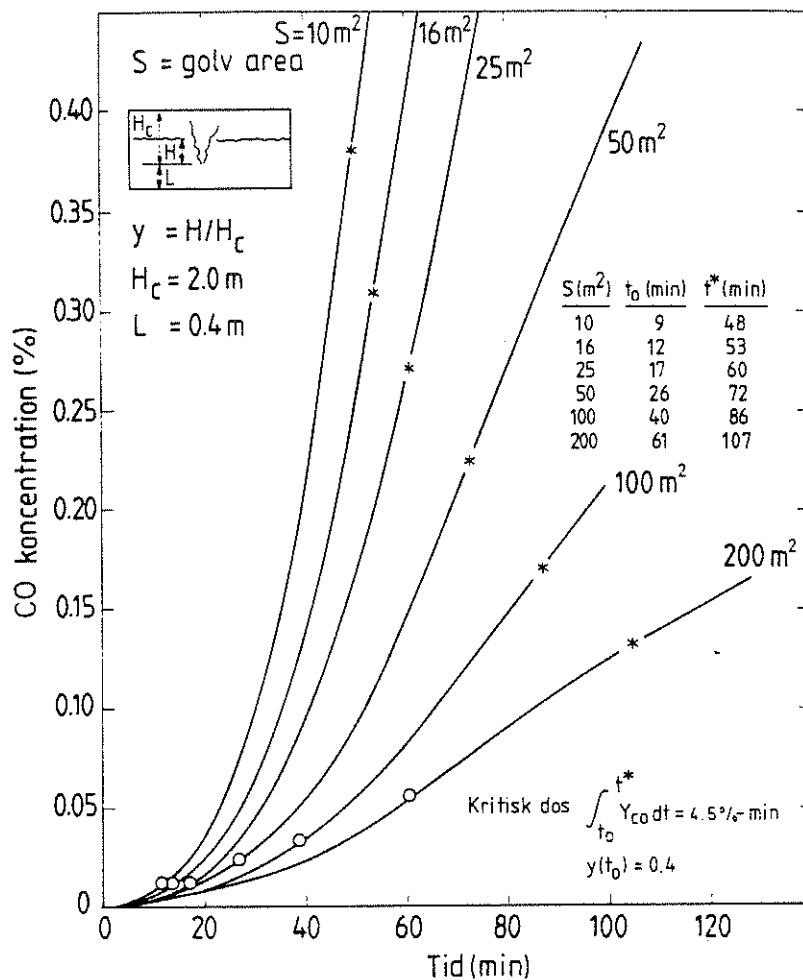
$$\frac{dY}{d\tau} = \frac{\gamma c_p T_a}{\Delta H} \frac{\dot{Q}^*}{(1-y)} - \alpha (\dot{Q}^*)^{1/3} y^{5/3} Y / (1-y) \quad (3.9)$$

där  $Y$  är masskoncentration CO i övre gaslager och  $\gamma$  är kvoten (gram producerad CO/gram förbränt material) samt  $\Delta H$  är effektiva förbränningsvärmets (J/g) vid en glödbrand.  $\gamma$  och  $\Delta H$  är väsentliga indata, som vanligen saknas, vilket är ett avgörande hinder för en beräkning i det allmänna fallet. I /13/ kunde  $\gamma$  och  $\Delta H$  uppskattas från laboratorieförsök i småskala.

Det var ur försöksdata svårt att verifiera beräkningsresultaten vad gällde rökgaslagrets djup. Generellt indikerades emellertid en överensstämmelse. För CO-koncentration i övre gaslager var mätningarna mer precisa, och exempel på jämförelse mellan teori och experiment ges i figur 3.5. Görs vissa antaganden beträffande glödblandshastighet  $\dot{m}_b$  och CO-produktion  $\gamma$  kan naturligtvis kritiska tidpunkter räknas fram. Detta är gjort i figur 3.6. Resultaten gäller för en stol med bestämda data för  $\dot{m}_b$  och  $\gamma$ , placerad i ett rum med höjden 2.4 m och med en varierande golvyta S. CO-koncentrationen hänför sig till en punkt på halva rumshöjden.  $t_0$  anger tiden för rökgaslagret att nå denna punkt, och  $t^*$  tid för överskridande av kritisk dos. Exponeringstiden  $t^* - t_0$  ligger i intervallet 39-46 minuter och är alltså i stort oberoende av golvytan S.



Figur 3.5 Beräknad höjd av rökgaslager samt beräknad och uppmätt CO-koncentration under fullskaleförsök /13/



Figur 3.6 Beräknad tidpunkt för överskridande av kritisk CO-dos i rum av olika storlek S

### Referenser till kapitel 3

1. Kawagoe, K., Fire Behaviour in Rooms, Report No. 27, Building Research Institute, Japan 1958.
2. Ödeen, K., Theoretical Study of Fire Characteristics in Enclosed Spaces, Bulletin No. 10, Division of Building Construction, Royal Institute of Technology, Stockholm 1963.
3. Thomas, P.H. et al, Fully Developed Compartment Fires - Two Kinds of Behaviour, F.R. Technical Paper No. 18, Fire Research Station, UK 1967.
4. Magnusson, S.E. - Thelandersson, S., Temperature-Time Curves of Complete Process of Fire Development, Acta Polytechn. Scand., No. 65, 1970.

5. Quintière, J., Growth of Fire in Building Compartments, ASTM 614, 1977.
6. Emmons, H.W. et al, Computer Fire Code III, Home Fire Project Report No. 25, Harvard 1978.
7. Hägglund, B., A Room Fire Simulation Model, FOA, Stockholm 1983.
8. Zukoski, E.E., Development of a Stratified Ceiling Layer in the Early Stages of a Closed-Room Fire, Fire and Materials, Vol. 2, No. 2, 1978.
9. Mulholland, G. et al, Smoke Filling in an Enclosure, Fire Science and Technology, Vol. 1, No. 1, 1981.
10. Cooper, L.Y. et al, An Experimental Study of Upper Hot Layer Stratification in Full-Scale Multi-Room Scenarios, ASME 81-HT-9, Augusti 1981.
11. Jones, W.W., Application of Fire Growth Model to Corridor, Smoke Filling Experiment, NBS, 1981.
12. Brand Inomhus, SOU 1978:30, Liber Förlag, Stockholm 1978.
13. Quintière, J. et al, An Analysis of Smoldering Fires in Closed Compartments and Their Hazard Due to Carbon Monoxide, NBSIR 82-2556, NBS, July 1982.

Tabell 3.1

S	$\dot{Q}$	$\dot{Q}^*$	golvläckage	takläckage
			$t(y = 1/2)$	$t(y = 1/2)$
$m^2$	kW	-	sek	sek
8.9	100	0.010	11	16
36	100	0.010	45	66
143	100	0.010	178	264
36	20	0.002	97	117
36	100	0.01	45	66
36	500	0.05	16	40

Tid i sekunder för att rökfylla övre hälften av ett rum för olika golvareor S och brandstorlekar  $\dot{Q}$ . Hela rumshöjden = 2.44 m /8/.

#### 4. RÖKSPRIDNING I KORRIDORER

##### 4.1 Problemområden

Ur utrymningssynpunkt är rökspridning i korridorer en avgörande process. Detta återspeglas dels i att olika länders byggnadsbestämmelser detaljreglerar korridorernas utformning (ofta med vitt divergerande slutresultat), dels i det antal forskningsprojekt som genomförts för att skaffa en erfarenhetsbas vid bestämmelsernas utformning. De största ansträngningarna har gjorts i Japan, Storbritannien och USA. För att belysa omfattningen kan nämnas att den översikt som gjordes i /1/ upptar 33 publikationer som redovisar japanska insatser på området rökspridning i korridorer under tioårsperioden 1966 - 76. Tyvärr är enbart tre av dessa tillgängliga på engelska.

Beträffande den fortsatta översikten ska två anmärkningar göras: Strömningsbilden i t ex tunnlar och passager i överäckta shoppingcentra kan ofta betraktas som horisontell och tvådimensionell och därmed uppvisa karakteristika liknande den i korridorer. Av denna orsak kan ofta resultat från den ena typen av utrymmen översättas till den andra, och ordet "korridor" är i fortsättningen en sammanfattande beteckning. Anmärkning nr två gäller de talrika korridor försök som gjorts för att undersöka flamspridning och val av ytmaterial. Dessa, exemplifierade av de danska försöken på 1960-talet /16/, kommer ej vidare att beröras.

Figurerna 4.1 a-c, hämtade från /2/, ger en skiss av rökspridningsprocessen vid brand i ett rum som ansluter till en korridor. De heta förbränningsgaserna som strömmar ut genom brandrummets öppning, stiger under luftinblandning upp mot korridorrens tak och bildar ett lager, som med en viss hastighet utbreder sig längs korridoren. Genom värmeledning in i tak och väggar avkyls kontinuerligt gasflödet. Energiförlusten medför en minskning av den kinetiska energin och därmed gashastigheten. Genom att gasens massa är konstant får detta som konsek-

vens att gaslagrets djup ökar. Avsvälningen av gasen kan vidare medföra att stabiliteten i gasskiktningen kan försvinna och korridoren i sin helhet fyllas av en blandning av rök och kall luft. Om stabiliteten bibehålls sker alltså i stort ingen inblandning av kall luft i den heta gasströmmen. Detta i motsats till förhållandena vid vertikala gasströmmar, som ju till övervägande del utgörs av inblandad luft. De olika inblandningsegenskaperna medför naturligtvis att strömnings- och temperaturförhållandena vid horisontellt och vertikalt gasflöde följer helt skilda samband.

Om röken med bibehållen stabilitet når en bortre vägg, som är utan öppning, kommer den att vändas nedåt och i golvnivå strömma tillbaka mot brandrummet. Om det finns öppningar i bortre kortväggarna kan även låga längsgående lokala luftrörelser orsaka häftig lokal tubulens och återigen föra röken ner till golvnivå för återcirkulation mot branden.

I det följande ges först en översikt av kunskapsläget vad gäller gasströmning från ett brandrum ut till angränsande rum, exempelvis korridor. Därefter behandlas den initiella, instationära strömningen i brandens begynnelsekedje. Intressant egenskap är här rökfrontens utbredningshastighet i främst långa korridorer. Merparten av de undersökningar som gjorts behandlar stationär strömning i en rum-korridor-konfiguration. Dessa undersökningar sammanfattas i kapitlets avslutande avsnitt.

#### 4.2 Gasflöde i öppning brandrum - korridor

Fig 4.1 Vi har i avsnitt 1.4.3 diskuterat beräkningsprinciper vad gäller strömning från brandrum genom öppning ut i det fria och konstaterat att en strömningsmodell byggd på stillastående gaslager med hydrostatisk tryckfördelning och med en empiriskt vald flödeskoefficient ger för praktiska förhållanden godtagbara resultat. Om gasflödet i stället för det fria strömmar ut i angränsande rum blir förhållandena mer komplicerade. Försök att ställa upp en matematisk modell har kunnat

## ÖVERTÄCKTA BUTIKSKVARTER

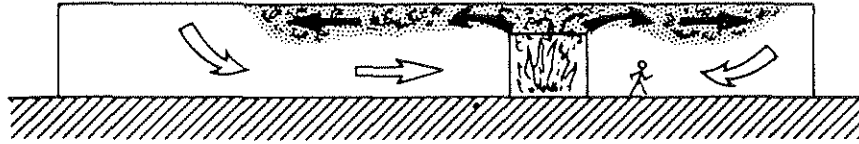


Figure 1(a) Creation of a moving smoke layer beneath the ceiling of an unventilated mall, showing movement of the displaced air

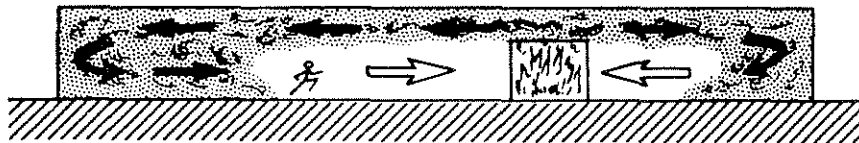


Figure 1(b) Recirculation of smoke in an unventilated and closed mall

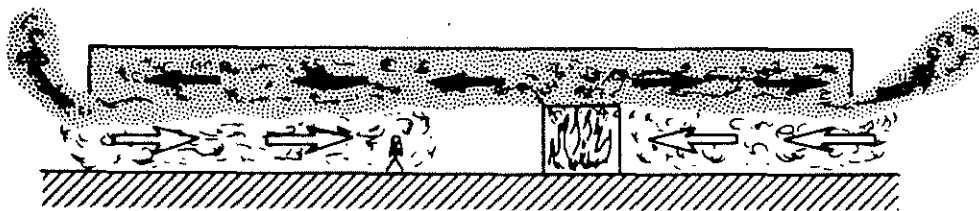
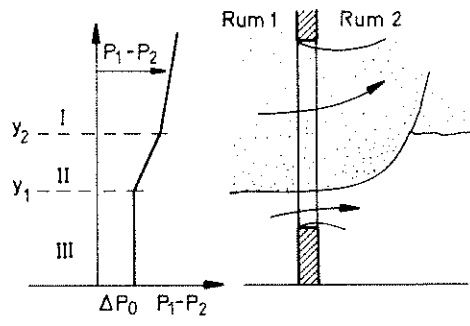
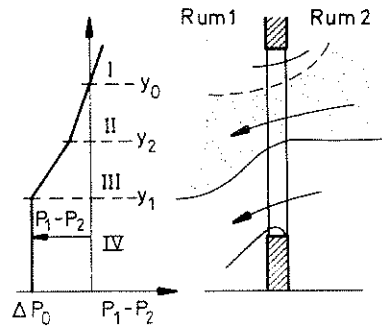
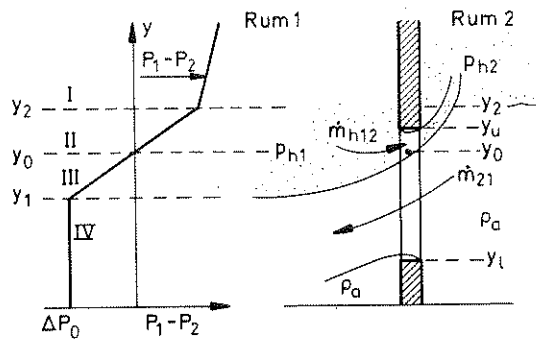


Figure 1(c) Mixing of smoke into the air being drawn into an open-ended mall, caused by wind

Figur 4.1 Rökspridningsprocessen i en korridor eller gata i inomhuskvarter /2/

göras först på senare år, bl a har arbeten påbörjats i USA /3, 4/, Japan /5/ och Sverige /6/. Det komplicerade i situationen exemplifieras av figur 4.2, tagen från /4/. Figuren visar tre olika flödesmönster och tryckfördelningar för det fall att gasdensiteten för det varma lagret är lägre i rum 1

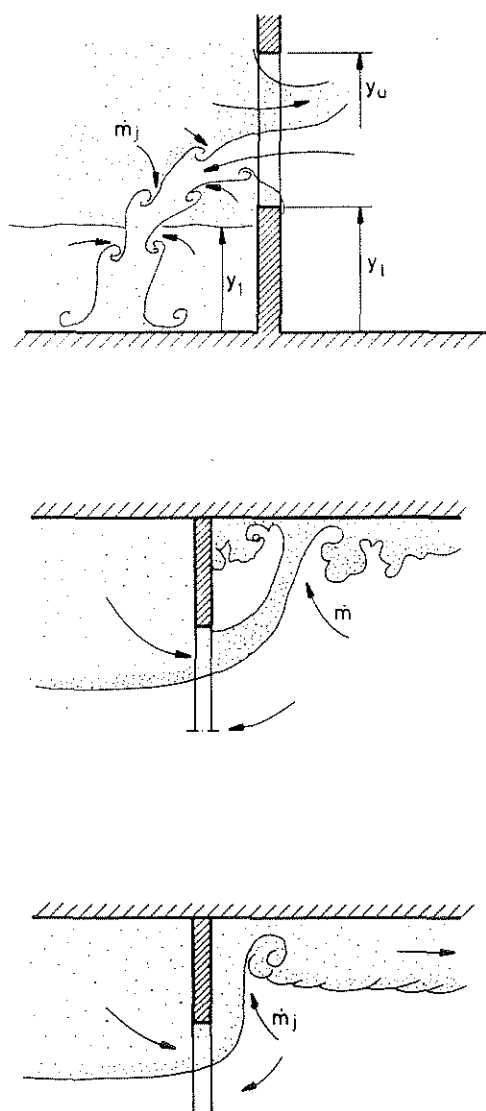




Figur 4.2 Tre olika tryck- och flödesmönster för strömning av brandgas från ett rum till ett annat /4/

än i rum 2. Generellt kommer tryckbilden att bestämmas av relationen mellan rökgasdensiteterna, den relativa tryckskillnaden  $\Delta p$  i statiskt tryck mellan rummen samt den inbördes placeringen av eller ordningen mellan öppningens underkant, termiska diskontinuitet, neutrallager, öppningens överkant. Emmons /3/ redovisar i sin översikt 70 olika möjliga flödeskonfigurationer, Zukoski /4/ 64. Skillnaden tycks bero på att den senare antar att öppningen alltid är en dörr med nederkant i golvnivå. I princip är emellertid beräkningsgången klar och har programmerats in i ett antal datorprogram.

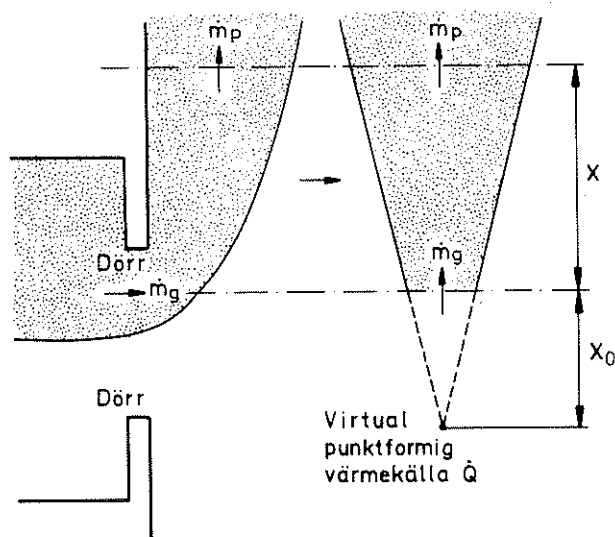
Strömningsmönstret i gasplymen från rummet till korridoren är komplicerat och till större delen outrett. Dels kan det ske en kraftig inblandning av varmare gas in i en kallare luftström när de två flödena möts i öppningen, se figur 4.3 a, dels kan plymen strömma ut ur rummet som en jetstråle (figur 4.3 b) eller ansluta till väggen ovanför dörren, figur 4.3 c. Om vertikala avståndet neutrallager - termisk diskontinuitet i rum 2 är stort sker en luftinblandning i gasflödet från öppningen, som kan öka detsamma (och sänka temperaturen) väsentligt. De beräkningsmodeller som uppställts har oftast



Figur 4.3 Olika möjliga strömningstyper för gasflöde från brandcell till angränsande rum /4/

antagit att luftinblandningen i den vertikala gasströmmen kan beskrivas som i en vanlig brandplym med en punktformig brandkälla  $\dot{Q}$  beräknad som det konvektiva värmeinnehållet i plymen, se figur 4.4 /5/. Den plymmodell som föreslagits i /4/ skiljer sig från den i /5/ genom att avståndet neutrallager - termisk diskontinuitet i rum 2 valts som karakteristisk höjd. Experimentella data, som kan belysa approximationen i olika antaganden, tycks ännu så länge saknas.

I /10/ diskuteras de ytterligare komplikationer som uppkommer genom att den kalla luften, som strömmar från rum 2 till rum 1 blandar in varm gas från det övre lagret och på detta sätt ökar temperaturen i nedre lagret i rum 1.



Figur 4.4 Beräkning av gasflödet i en vertikal väggplym ovanför en öppning

### 4.3 Instationär strömning i brandens initialskede

#### 4.3.1 Strömningslagar, Froude-modellering

Den spridningssituation vi studerar illustreras av figur 4.1 a i föregående avsnitt. Hastigheten i det övre gaslagret bestäms av de krafter som verkar på det; termisk stigningskraft, tröghetskraft, friktionskraft vid omslutande ytor samt de viskösa krafter som behövs för att vid eventuell mixing mellan gaslagren åstadkomma den nödvändiga rörelsemängdsändringen. Om de viskösa krafterna kan försummas är det rimligt att antaga att strömningsbilden bestäms av tröghetskraften och den termiska stigningskraften eller den dimensionslösa kvoten mellan dessa, dvs det densimetriska Froude-talet  $F_d$  definierat ur

$$F_d^2 = \frac{\rho v^2}{g \Delta \rho d} \quad (4.1)$$

där

$\rho$  = gaslagrets densitet

$v$  = gaslagrets hastighet

$d$  = gaslagrets tjocklek

$\Delta \rho$  = densitetsskillnaden mellan gaslagren.

Om  $\dot{V}$  är volymflödet rökgaser och korridorens bredd =  $W$  gäller

$$d = \dot{V} / W \bar{v} \quad (4.2)$$

där  $\bar{v}$  är en effektiv medelhastighet.

Om densiteterna är  $\rho_a$  och  $\rho$  och temperaturerna  $T_a$  och  $T$  respektive gäller

$$\frac{\Delta \rho}{\rho} = \frac{\rho_a - \rho}{\rho} = \frac{\rho_a}{\rho} - 1 \cong \frac{T}{T_a} - 1 = \frac{\Delta T}{T_a} \quad (4.3)$$

Nu görs approximationen  $\Delta T / T_a \cong \Delta T / T$  (ekvivalent med att  $\rho$  sätts =  $\rho_a$  i tröghetstermen). Dessutom gäller

$$\dot{V} \cdot \Delta T = \dot{Q} / T_a \rho_a c_p \quad (4.4)$$

där  $\dot{Q}$  är gasens värmeinhåll.

Insättning ger

$$F_d = (\bar{v}/U)^{3/2} \quad (4.5)$$

där  $U = (g \dot{Q} / \rho_a c_p T_a W)^{1/3}$  är en karakteristisk hastighet. Om gasen är så het att approximationen ovan blir för grov modifieras  $U$  till

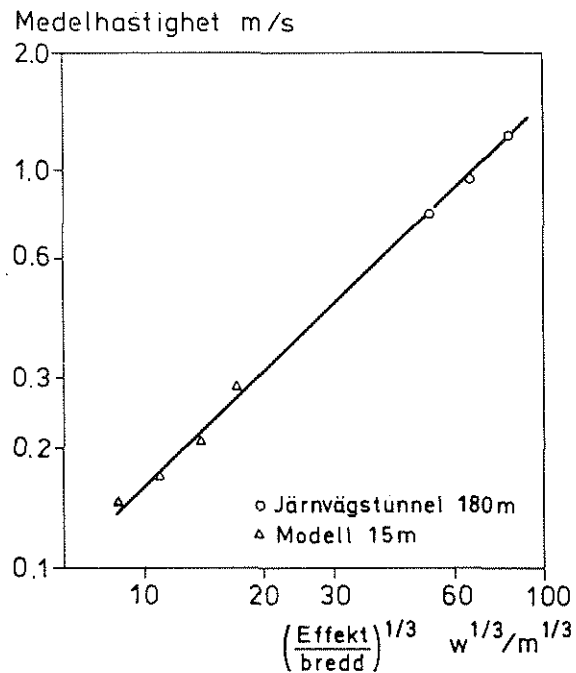
$$U' = (g \dot{Q} T / c_p \rho_a T_a^2 W)^{1/3} \quad (4.6)$$

$U$  eller varianter av  $U$  har använts för att studera olika typer av konvektiva flöden vid branden; exempelvis brandventilation, plymer under tak, plymer utanför fasader. Vad gäller flöden i korridorer har betydelsen av denna karakteristiska hastighet studerats av bl a Thomas /7/ och Hinkley /8/, främst vad gäller flödet i tunnlar och arkader. Betydelsen av  $U$  ligger i att om gasflödet domineras av tröghetskrafter och termiska stigningskrafter så bör Froude-talet enligt appendix B vara konstant och medelhastigheten  $\bar{v}$  därmed proportionell mot  $U$ , som kan beräknas om brandkällans effekt  $\dot{Q}$  är känd. Kännedom om  $\bar{v}$  medger i sin tur en uppskattning av gaslagrets tjocklek  $d$  via ekvation (4.2). Studier vid Fire Research Station har bekräftat metodikens giltighet. Figur 4.5, hämtad från /9/ ger medelhastigheten som en funktion av brandeffekt/m bredd av tunnel eller korridor dels för storskaliga tunnelförsök, dels för modellförsök. Det bör betonas att figuren inte är generell utan gäller för ett visst geometriskt förhållande längd/bredd av tunnel.

Fig 4.5

Hinkley /8/ föreslår, på basis av olika försöksresultat, att den enligt ekvation (4.5) konstanta kvoten  $v/U'$  skrivs

$$v/U' \approx 0.8 \quad (4.7)$$



Figur 4.5 Froude-modellering av gashastigheten i tunnlar; fullskala och modellskala

#### 4.3.2 Avkylning av gaslagret /8/

Proportionaliteten mellan  $v$  och  $U$  kan användas för att approximativt beskriva hur gaslagrets temperatur och hastighet ändras med avståndet från brandrummet. Betrakta en kontrollvolym med bredden  $dx$  nära gaslagrets front på avståndet  $x$  från brandrummet. Värmebalansekvationen kan skrivas

$$\frac{d\dot{Q}}{dx} = -H \cdot \Delta T \cdot W \quad (4.8)$$

där

$H$  = värmeövergångstal

$W$  betecknar korridorens gränsyta mot gasskiktet mätt per längdmeter

$\dot{Q}$  = konvektivt värmeflöde.

$$\text{Men } \dot{m} c_p \Delta T = \dot{Q} \quad (4.9)$$

dvs

$$\frac{d\dot{Q}}{dx} = -\frac{H\dot{Q}W}{c_p \dot{m}} \quad (4.10)$$

eller, efter integrering,

$$\ln(\dot{Q}/\dot{Q}_0) = -(HW/c_p \cdot \dot{m})(x - x_0) \quad (4.11)$$

Men

$$(\dot{Q}/\dot{Q}_0)^{1/3} = U/U_0 = v/v_0 \quad (4.12)$$

Begynnelsehastigheten  $v_0$  förutsätts bestämd av förhållanden i en punkt  $x_0$  strax utanför öppningen; med känt konvektivt värme flöde  $\dot{Q}$  och känd rökgastemperatur  $T$  erhålls  $v_0$  ur ekvationerna (4.6) - (4.7). Kombinerar (4.11) och (4.12) erhålls

$$\frac{v}{v_0} = \exp(-HW(x - x_0)/(3 \cdot c_p \cdot \dot{m})) \quad (4.13)$$

Men  $v = \frac{dx}{dt}$

Integrering ger

$$t = \frac{3 \cdot c_p \cdot \dot{m}}{HW v_0} [\exp(HW/(3 \cdot c_p \cdot \dot{m} \cdot (x - x_0))) - 1] \quad (4.14)$$

Med ledning av ekvation (4.14) kan teoretiskt beräknas den utrymningstid som är tillgänglig innan  $t$  ex en korridor har ett röklager längs hela sin längd.

#### 4.3.3 Stabilitet, Ri-talet

Utgångspunkten hittills har varit att det varma gaslagret flyter ovanpå det kalla lagret utan inblandning via turbulens (molekylär diffusion mellan lagren har försumbar inverkan på masstransporten mellan lagren). Den turbulenta blandningen motverkas av densitetsskillnaden mellan skikten och bestäms av kvoten mellan potentiell energi till följd av densitetsskillnad och turbulent kinetisk energi, dvs Richardson-talet

$$Ri = \frac{g \cdot \Delta T \cdot d}{T \cdot (\Delta v)^2} \quad (4.15)$$

där  $\Delta v$  står för hastighetsskillnaden mellan lagren. I appen-

dix B redovisas härledningen av Ri. Om Ri är approximativt > 0.8 undertrycks den turbulenta blandningen mellan gaslagren /8/.

I vårt fall kan Ri omformuleras som

$$Ri = U^3 / (\bar{v}(\Delta v)^2) \quad (4.16)$$

eller, om det kalla nedre lagrets hastighet sätt = 0,

$$Ri = (U/\bar{v})^3 \quad (4.17)$$

För att stabiliteten hos det övre lagret ska bibehållas fordras enligt ekvation (4.16) att temperaturdifferensen mellan rök och underliggande kall luft bibehålls samtidigt som hastighetsskillnaden inte får vara för stor. Det första villkoret kräver att värmeförlusterna till väggar och tak begränsas.

Japanska forskare /11/ använder en gradientform av Ri-talet

$$Ri = \frac{g \frac{\partial T}{\partial x}}{\bar{T} g \left(\frac{\partial v}{\partial x}\right)^2} \quad (4.18)$$

där x är höjdkoordinat och derivatorna utvärderas för området kring gränsskiktet. Deras resultat antyder att när Re-talet växer måste Ri-talet vid gränsskiktet också öka för att stabiliteten ska bibehållas. Re-talet beräknas här med utgångspunkt från en genomsnittlig hastighetsskillnad mellan rök och luft och med korridorens hydrauliska diameter som karakteristisk längddimension.

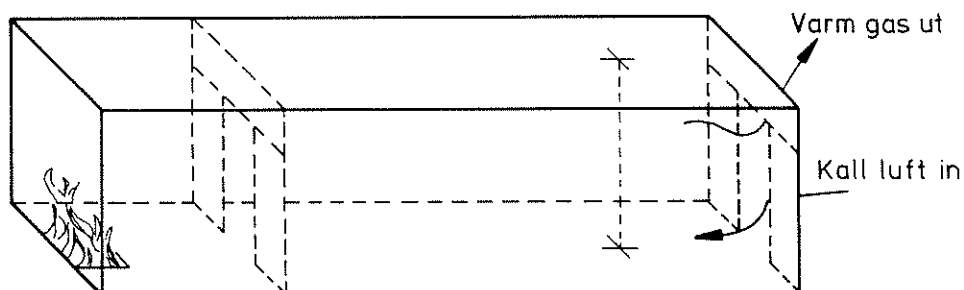
I /12/ definieras ett kritiskt Ri-tal, på grundval av de japanska experimenten, från

$$Ri = 0.05 \exp(Re/4200) \quad (4.19)$$



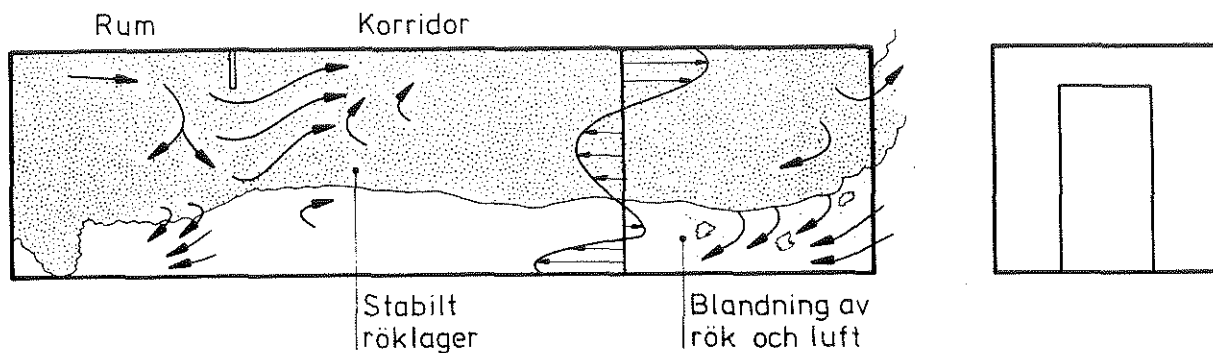
#### 4.4 Stationär strömning

Utgångspunkten är stationär strömning i en rum-korridor-konfiguration med öppna dörrar enligt figur 4.6. Genomförda undersökningar har som främsta mål haft att förutsäga djup, temperatur och stabilitet hos rökgaslagret som funktion av storlek på brand och öppningar. De senare benämns i fortsättningen rumsdörr respektive korridorörr. De mest detaljerade och bäst dokumenterade undersökningarna är de som i mitten på 1970-talet genomfördes vid NBS /12, 13, 14, 15/. Av denna orsak kommer den följande redogörelsen att koncentreras på dessa arbeten och kompletteras med resultaten från andra försöks-serier endast i begränsad omfattning.



Figur 4.6 Geometrisk konfiguration för korridorörrörelse i full- och modellskala

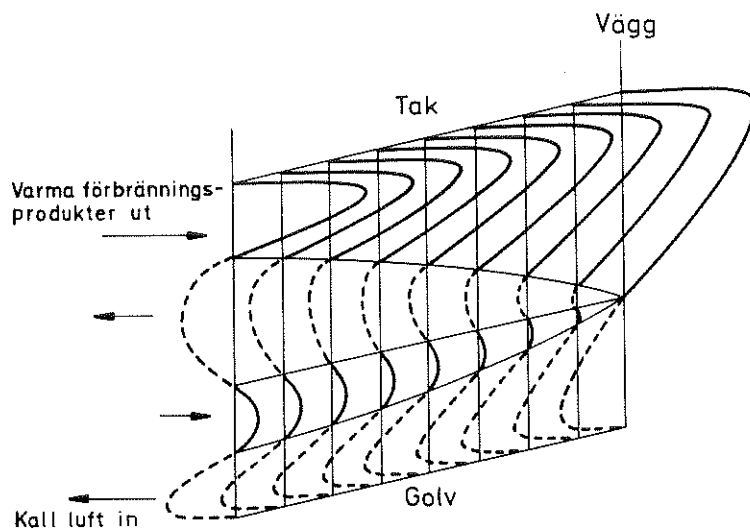
I de tidigaste arbetena /13/ studerades rökgasflödet med hjälp av en nedskalad modell. Flödet gjordes synligt med hjälp av speciell spårgas. Dessutom mättes bl a vertikala hastighetsprofiler. De senare visade att massbalansen ej var uppfylld för mätningar gjorda utefter längdaxeln i korridorens mittsnitt, indikerande tredimensionella effekter. Visuellt kunde iakttas, se figur 4.7, ett komplicerat strömningsmönster med återcirkulation och fyra horisontella gaslager för det fall korridorörrörelsen öppning var försedd med en överdel. De mellersta två föreföll att primärt vara återcirkulationsflöden, stabilt skiktade. Det översta respektive lägsta skiktet kunde



Figur 4.7. Strömningsmönster i rum - korridorkonfiguration /12/

karaktiseras som turbulenta tak- och golvstråflöden. Detta generella flödesmönster föreföll vara oberoende av brandstorlek och brandrummets placering under förutsättning att ett hinder, dvs överdel till dörren, inplacerades i flödets väg. Saknades denna, strömmade rökgaser och luft genom korridoren enligt den enkla tvåzonsmodellen. Om korridordörren var försedd med överdel ökade gaslagrets djup i korridoren när dörrbredden minskades. För små värden på korridoröppningen var rökgaslagret i korridoren lägre än i brandrummet, vilket indikerade en återcirkulation av förbränningsprodukter. Undersökningens fortsättning, som beskrivs i /12/, omfattade bl a konfirmerande fullskaleförsök. Uppmätta temperaturer och strömningshastigheter för olika utformningar på korridordörren visar stor inverkan av denna dörrs bredd. Mätningar visade också att ändringar i brandrumsdörrens utformning har en avsevärt mindre inverkan på strömningsbilden.

Än mer komplicerad blir bilden om den tredimensionella strömningsbilden undersöks. Figur 4.8 /12/ ger en skiss av hastighetsfördelningen över ett vertikalt plan vinkelrätt mot korridorrens längdaxel. I centrum uppvisas en fyrlagerströmning, som närmare väggen övergår i ett tvålagarsflöde. Totalflödet kan givetvis bara erhållas genom en integration över tvärsnittets area, inte genom att mäta gashastighetens variation över mittlinjen.



Figur 4.8 Den tredimensionella hastighetsfördelningen i ett snitt vinkelrätt mot korridorens längdaxel /12/

Den komplexa flödesbilden inne i korridoren kan förmodas vara en funktion av två interaktioner. En är den blandningsprocess som sker inne i korridoren och som på något sätt bör vara associerad med Richardson-talet  $Ri$  och den kombinerade effekten av turbulens och densitetsunderskott, se appendix B. Den andra är inverkan av flödena genom dörrarna i korridorens båda ändar.

Som framhölls i avsnitt 4.2 kan teoretiska tryckvariationer och därmed massflöden härledas för de fall som kan bli aktuella i praktiken. Antalet möjliga flödeskonfigurationer är emellertid stort och beräkningarna förmodligen behäftade med stora osäkerheter.

#### Referenser till kapitel 4

1. Wakamatsu, T. - Terai, T., A General View of Japanese Studies on Smoke Movement and Its Control, Proceeding of 2nd Joint Meeting of the UJNR Panel on Fire Research and Safety, 19-22 Oct 1976, Tokyo.
2. Morgan, H.P., Smoke Control Methods in Enclosed Shopping Complexes of One or More Storeys: A Design Summary, Building Research Establishment Report, UK, 1979.

3. Emmons, H., The Computer Fire Code III, The 4th Joint Panel Meeting of the UJNR on Fire Research and Safety, 5-9 Febr 1979. Published by BRI, Japan.
4. Zukoski, E.E. - Kubota, T., Two-Layer Modelling of Smoke Movement in Building Fires, Fire and Materials, Vol. 4, No. 1, 1980.
5. Tanaka, T., A Model on Fire Spread in Small Scale Buildings, 2nd Report, BRI Japan, 1980.
6. Hägglund, B., Utkast till datorprogram DSLAYN, FOA 283, Febr 1982 (personlig kommunikation).
7. Thomas, P.H., The Movement of Smoke in Horizontal Passages Against an Air Flow, JFRO Note No. 723, 1968.
8. Hinkley, P.L., The Flow of Hot Gases Along an Enclosed Shopping Hall, A Tentative Theory, JFRO Note No. 807, 1970.
9. Heselden, A.J.M., Studies of Smoke Movement and Control at Fire Research Station, CIB Symposium on the Control of Smoke Movement in Building Fires, Watford, UK, 4-5 Nov 1975.
10. Quintière, J.G. - McCaffrey, B.J., The Burning of Wood and Plastic Cribs in an Enclosure, NBSIR-80, s 98, Center for Fire Research, Washington, Nov 1980.
11. Maeda, T. et al, Mixing of Smoke and Air at Interface of of Two Layer Flow, Main Report on Production, Movement and Control of Smoke in Buildings, Occasional Report of Japanese Association of Fire Science and Engineering, No. 1, 1974.
12. McCaffrey, B.J. - Quintière, J.G., Buoyancy Driven Counter-current Flows Generated by a Fire Source, Heat Transfer and Turbulent Buoyant Convection, Hemisphere Publishing Corp., 1977. Editors: D.B. Spalding and N. Afgan.
13. McCaffrey, B.J. - Quintière, J.G., Fire Induced Corridor Flow in a Scale Model, CIB Symposium on the Control of Smoke Movement in Building Fires, Vol. 1, Borehamwood, UK, 1975.
14. Quintière, J.G. - McCaffrey, B.J., Visualization of Room Fire Induced Smoke Movement and Flow in a Corridor, Fire and Materials, Vol. 2, 1978.
15. Quintière, J.G. - Den Braven, K., Some Theoretical Aspects of Fire Induced Flows Through Doorways in a Room-Corridor Scale Model, NBSIR 78-1512, Center for Fire Research, NBS, 1978.
16. Christensen, G. et al, Full Scale Fire Tests. The Spread of Fire from a Chamber to a Corridor. Teknisk Forlag, København, 1967.



## 5. RÖKSPRIDNING OCH RÖKDETEKTORER I ENFAMILJSHUS

### 5.1 Bakgrund

Allt mer statistiskt material blir tillgängligt som pekar på de gynnsamma konsekvenserna vad gäller person- och egendomsskador av att rökdetektorer blivit vanliga i hemmen. En amerikansk undersökning /1/ visade att installerade detektorer minskade risken för personskador med 27%. Siffran ökade till 90% i de fall samtliga personer i hushållet sov när branden inträffade.

Resultat som dessa har fått som konsekvens att myndigheter och rådgivande organisationer allt oftare utfärdar rekommendationer om installation av detektorer /2/. Eftersom variationsmöjligheterna vad gäller detektorernas typ, antal, placering och känslighet är stora finns det emellertid anledning för utredningen att sammanfatta erfarenhetsunderlaget.

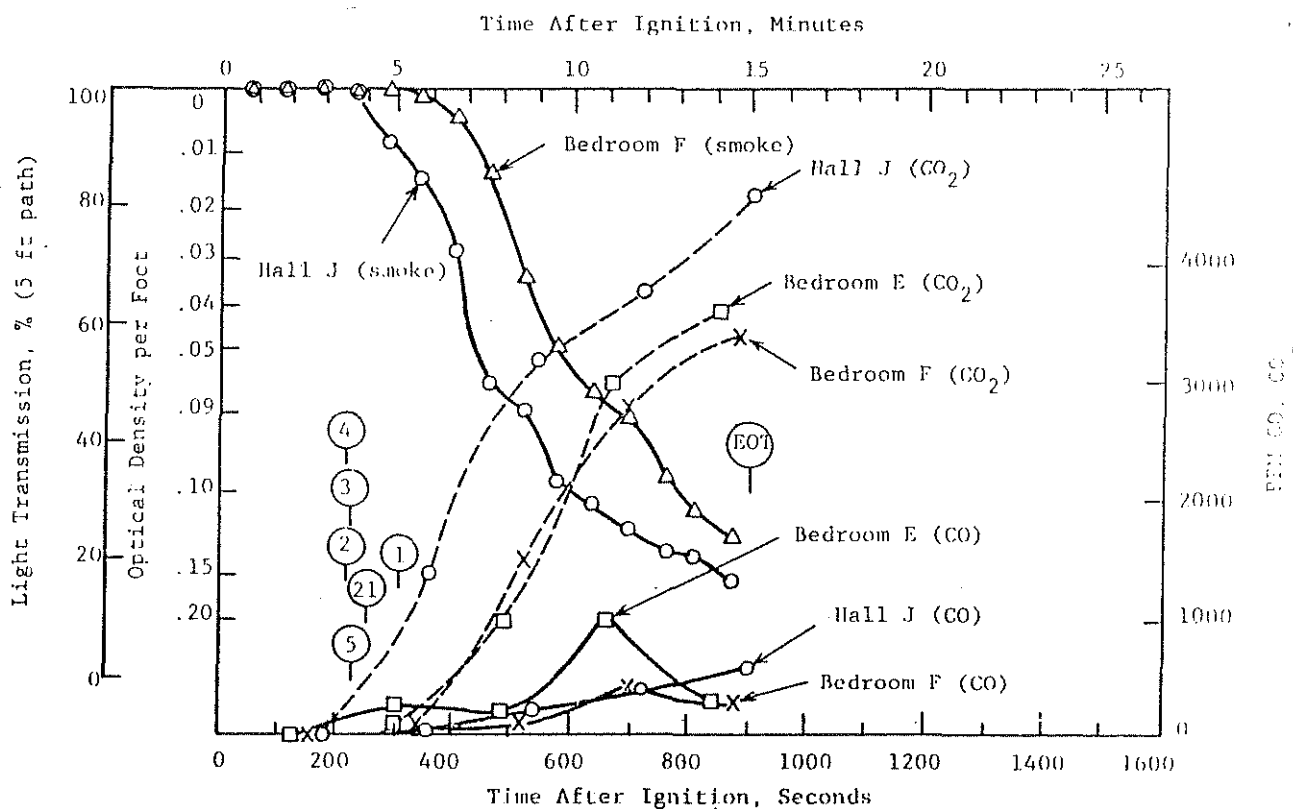
En utmärkt översikt vad gäller detektorers verknings sätt, känslighet och kalibrering ges i /3/. Samma publikation beskriver också vad som är känt om rökkaraktäristika som partikeltäthet, partikelfördelning och åldrings- eller koaguleringssegenskaper för glöd- och flambränder.

### 5.2 Fullskaleförsök

Den hittills förmodligen mest omfattande undersökningen på området är de sk Indiana Dunes Tests i USA. I två testserier /4,5/ evaluerades inverkan på tillgänglig evakuerings- tid av detektorernas placering (val av rum, val av tak eller vägg), typ (joniserande, optiska eller dubbelverkande, dvs värme- och joniserande detektor kombinerad) och känslighet. De experimentella bränderna skedde i typiska flervånings enfamiljshus och omfattade glödbränder och bränder med öppen flamma i de proportioner som statistiken indikerar händer i verkligheten. För att bedöma hur länge de normala utrymningsvägarna var öppna mättes temperaturer, röktäthet och CO-kon-

centrationen i ett stort antal punkter och jämfördes med fastställda kritiska eller dimensionerande värden. Sammanlagt genomfördes ett knappt åttiotal försök med ca tjugo detektorer i varje.

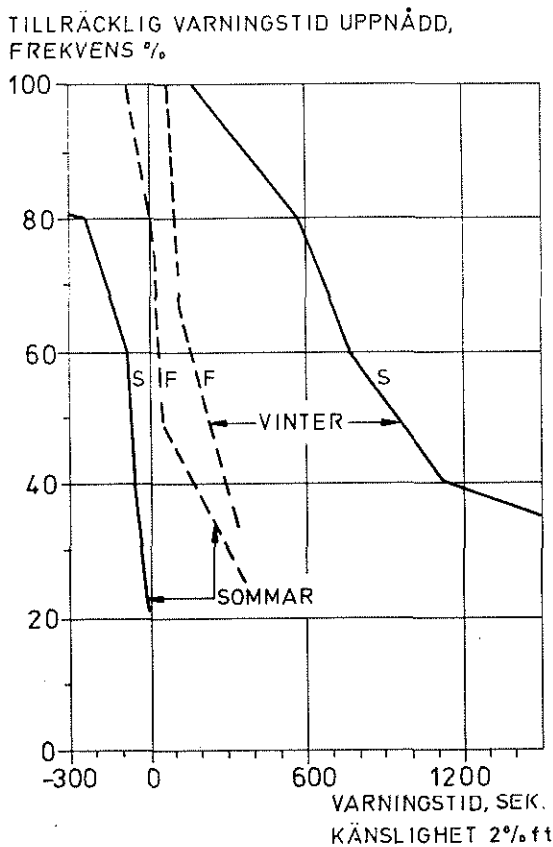
Fig 5.1 Exempel på rådata från försöken ges i figur 5.1 som för ett av försöken visar miljön på andra våningens hall och sovrum som funktion av tiden samt tidpunkten för alarm från detektorerna. För varje detektor mättes tidsperioden från aktivering till dess utrymning ej längre var möjlig. När försöksserien var genomförd kunde för varje enskild detektor



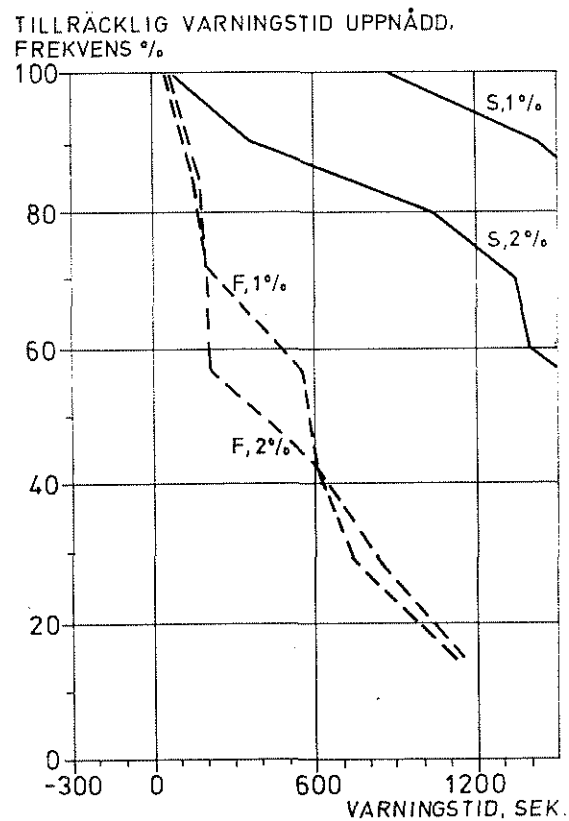
Figur 5.1 Miljöfaktorer i hall och sovrum på andra våningen samt tidpunkter för alarm (nummer i runda ringar identifierar olika detektorer) /4/

den kumulativa verkningsgraden eller skydds-nivån beskrivas som i figur 5.2. I den vänstra delen visas tillgänglig varningstid med detektorer enbart på andra våningen, i den högra med detektorer också på första våningen (där bränderna inträffade). G innebär glödbrand, F flamförbränning och siffrorna 1 och 2% betecknar den känslighet detektorerna är inställda att aktiveras på, mätt i % absorption/fot ljustråle. Huvudkonklusionerna är bl a

- \* installation av även enstaka detektorer ökar drastiskt möjligheterna till överlevnad
- \* minst en detektor på varje våningsplan innebär en definitiv förbättring vad gäller utrymningstid sett i relation till en-detektorinstallationen.



a)



b)

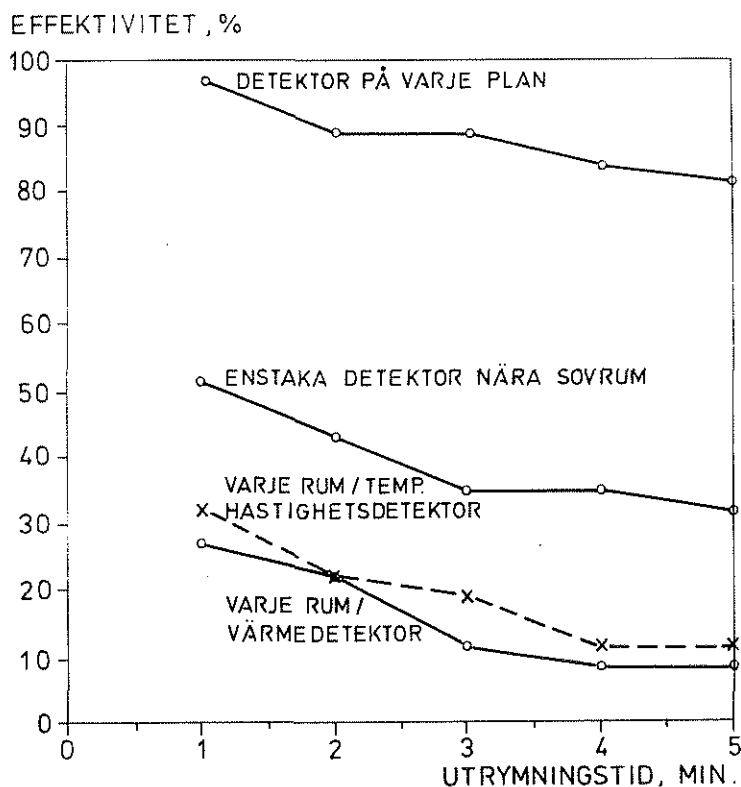
Figur 5.2 Hur chansen att detektorer ger tillräcklig varningstid varierar med erforderlig varningstid och val av detektorer  
a) anger förhållandena med detektor enbart på andra våningen  
b) anger förhållandena med detektor också på första våningen



Resultatet från denna mycket omfattande försöksserie sammanfattas av figur 5.3 /6/, som beskriver detektorernas förmåga (i procent av antal fall) att ge erforderlig evakuerings-  
 Fig 5.3

tid. Vad gäller frågan om effektiviteten hos jondetektorer relativt fotoelektriska detektorer skrivs i /7/:

"In general, all smoke detectors responded well to all fires. The photoelectric type detectors seem to respond better to the smolderings type fires and the ionization detectors seem to respond better to the flaming fires. Both types, however, provided adequate escape time for all fires.



Figur 5.3 Sammanfattande beskrivning av försöksserierna /4, 5/ och detektorernas förmåga att ge erforderlig evakuerings-  
 ringstid

There appeared to be no significant difference observed in the response of detectors mounted on the ceiling or on the wall. Response time and escape time potential was somewhat better for the higher sensitivity units as would be expected."

Det bör betonas att ett stort antal undersökningar gjorts i olika länder om detektorers effektivitet, ofta beträffande rökdetektorer i vårdanläggningar, och att inte alla har kommit till samma resultat. En av dessa undersökte tillgänglig utrymningstid för en enplans rumskonfiguration bestående av vådrum och korridor /8/ och kom till bl a följande slutsatser, vilken citeras in extenso:

"Ionisation chamber type detectors exhibited an apparent serious lack of sensitivity to smoke from smouldering bedding. Whether this defect is to be considered important or not depends upon factors outside the scope of this work.

These factors may include: the range of materials that undergo stable bulk smouldering to produce a similar smoke to that observed during these tests; the relative probability that such fires may occur in practice; the degree of danger that these fires are deemed to represent to property and life; the existence of hazards peculiar to this type of smoke; the degree of flexibility in the design of detection systems to cover this effect.

Ionisation chamber type detectors, in the room of origin and the corridor, did not, in the smouldering fire tests, provide adequate warning that the escape route was impassable or that conditions in the room were potentially hazardous to life.

Optical detectors gave much earlier warning in the smouldering fire tests but those in the corridor did not guarantee sufficient warning of conditions in the room when the door was closed, but did warn of potential smoke-logging of the corridor.

Both ionisation chamber and optical type detectors in the room and in the corridor, when the door was open, responded rapidly to flaming fires in these tests, but would not have necessarily ensured the safety of occupants of any of the other rooms off the corridor.

From observations of the general movement of low temperature smoke in these tests, indications are apparent that there are dominant environmental factors involved, other than those caused by the 'fire'. These factors may include, adverse air currents in a building caused by external weather conditions, other dominant internal convection currents and the degree of leakage in the building structure. All are critically dependent on the particular building in question and may induce a drift of smoke away from detectors, but are outside the scope of this work."

#### Referenser till kapitel 5

1. Gratz, D.B. - Hawkins, R.E., Evaluation of Smoke Detectors in Homes, Interim Report FA-26, US Fire Administration, May 1980.
2. Brandvarnare i bostäder, SBF Råd och anvisningar 7:1, 1975.
3. Bukowski, R.W. - Mulholland, G.W., Smoke Detector Design and Smoke Properties, NBS Technical Note 973, Center for Fire Research, National Bureau of Standards, Nov. 1978.
4. Bukowski, R.W. et al, Detector Sensitivity and Siting Requirements for Dwellings, NFPA SPP-43, Aug. 1975.
5. Harpe, S.W. et al, Detector Sensitivity and Siting Requirements for Dwellings, Phase II, NFPA SPP-43A, July 1976.
6. Waterman, T.E., Fire Detector Response Versus Available Escape Time in Residences, Presentation at Workshop on Engineering Applications of Fire Technology, April 16-18 1980 at Center for Fire Research, NBS.
7. Bukowski, R.W., Field Investigation of Residential Smoke Detectors, NBSIR 76-1126, Center of Fire Research, NBS, Nov. 1976.

8. Kennedy, R.H. et al, A Study on the Operation and Effectiveness of Fire Detectors Installed in the Bedrooms and Corridors of Residential Institutions, Building Research Establishment Current Paper 26/78, Fire Research Station, Borehamwood, 1978.



## 6. FLERVÅNINGSBYGGNADER

Som inledning till kapitlen 7 och 8 som beskriver olika kontrollmetoder för flervåningsbyggnader ges i detta kapitel en allmän beskrivning av tryckkaraktistika, flödesbilder och kontrollstrategier.

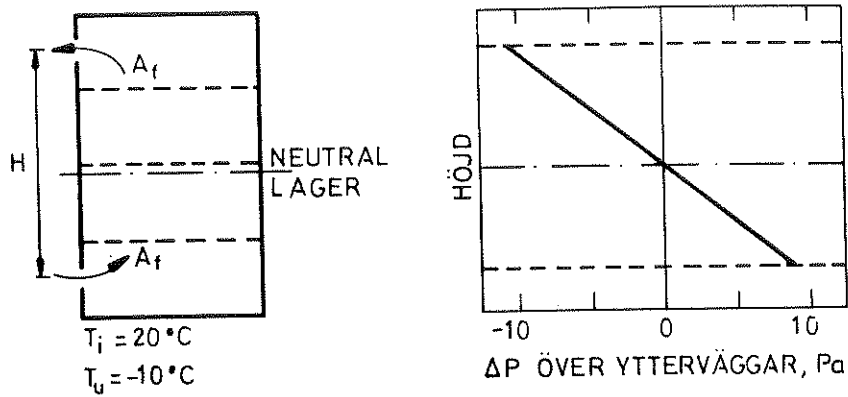
### 6.1 Tryckkaraktistika

För att förstå och beskriva tryckbilden inom en byggnad - vilket ju är en förutsättning för att kunna modifiera den - är det bekvämt att för flervåningsbyggnader använda tryckkaraktistika, dvs kurvor som för en och samma höjdnivå i en byggnad beskriver den relativa tryckdifferensen mellan olika punkter. Utgångspunkten är därvid en kartläggning av absoluttrycken. Appendix A ger en grundläggande beskrivning av skorstenseffekten och visar tryckskillnaden över en yttervägg för en byggnad utan inre flödesmotstånd. Med känd storlek på öppningarna är läget av neutrallagret och tryckskillnadsfördelningen enkel att förutsäga, se fi-

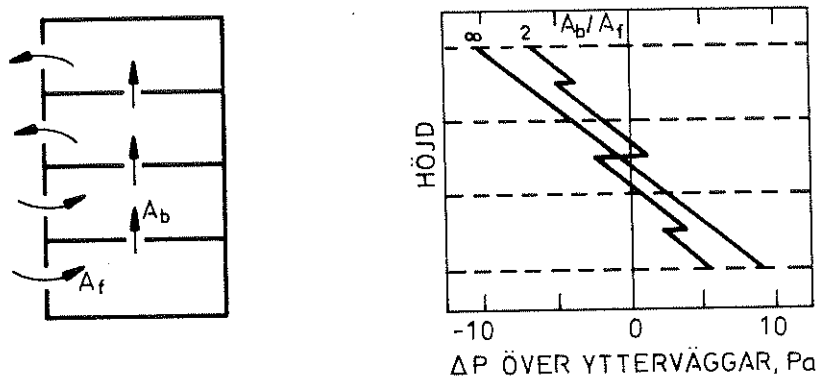
Fig 6.1 a gur 6.1 a. En beräkning blir svårare i en reell byggnad där avskiljande konstruktioner innebär ett flödesmotstånd mot luftrörelser. Ätminstone under vintertid är flödet till följd av den termiska stigkraften riktad uppåt, och luft måste passera antingen genom bjälklagen eller genom eventuella vertikala schakt. De tryckdifferenser över ytterväggar som alstras när inre flödet går genom öppningar i bjälk-

Fig 6.1 b lagen illustreras i figur 6.1 b. Beräkningarna gäller för  $A_b/A_f = 2$ , med  $A_b$  och  $A_f$  = öppningsarea i bjälklag och fönster respektive. Tryckdifferensen är mindre än för det (teoretiska) fall den inre resistansen saknas, med skillnaden mellan de båda fallen lika med summan av tryckfallen över bjälklagen. En minskning i kvoten  $A_b/A_f$  medför en minskning i kvoten aktuell tryckdifferens/teoretisk tryckdifferens.

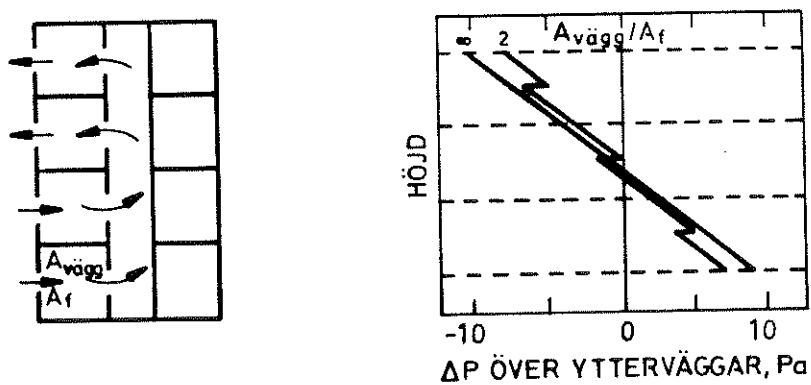
Tryckdifferenser över ytterväggar som genereras när inre flödet går genom väggar och ett vertikalt inre schakt illu-



a) Utan inre strömningsmotstånd



b) Flöde enbart genom bjälklag



c) Flöde enbart genom vertikala schakt

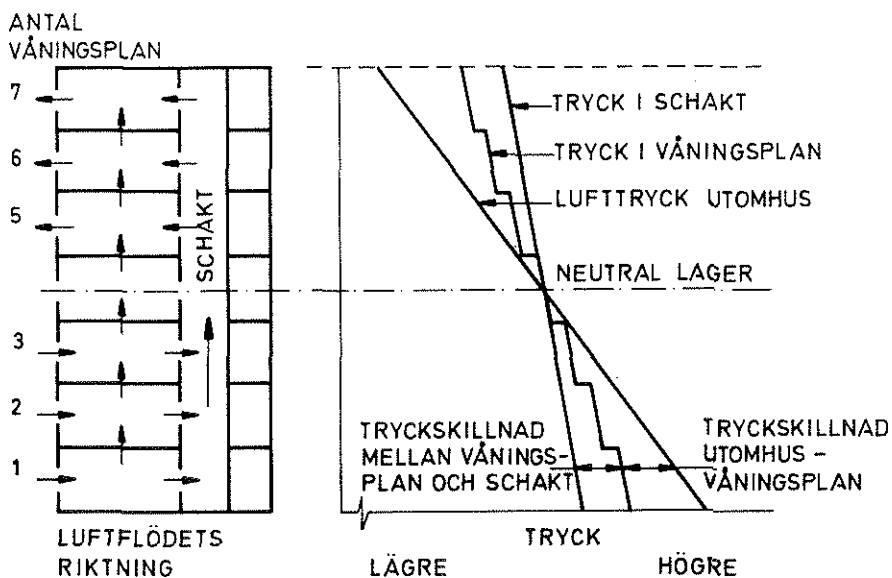
Figur 6.1 Tryckdifferenser över ytterväggar för tre olika byggnader.  $A_b$ ,  $A_f$  och  $A_{v\ddot{a}gg}$  är öppningsareor i bjälklag, fönster respektive vägg

Fig 6.1 c streras av figur 6.1 c. Även kvoten  $A_{\text{vägg}}/A_f$  har satts = 2. Tryckdifferenserna följer ett mönster liknande det i figur b. Tryckfallet över varje våningsplan är emellertid mindre, eftersom strömningsmotståndet i schaktet är satt = 0, medan luftflödet i figur 6.1 b måste övervinna ett antal seriekopplade flödesresistanser.

Tryckdifferenserna över byggnadsdelar i figur 6.1 kan ritas om med hjälp av de i inledningen nämnda tryckkaraktistikorna som i princip inte är annat än en förenklad uppritning av tryckets variation med höjden i olika utrymmen. Typiska tryckkaraktistikor ges i figur 6.2 /1/, som åskådliggör

Fig 6.2

- \* tryckvariation utomhus
- \* tryckvariation i vertikalt schakt
- \* tryckskillnad innerutrymmen - vertikala schakt
- \* tryckskillnader över ytterväggar
- \* tryckskillnad över bjälklag.



Figur 6.2 Tryckkaraktistikor för ett sjuvåningshus försett med vertikalt schakt



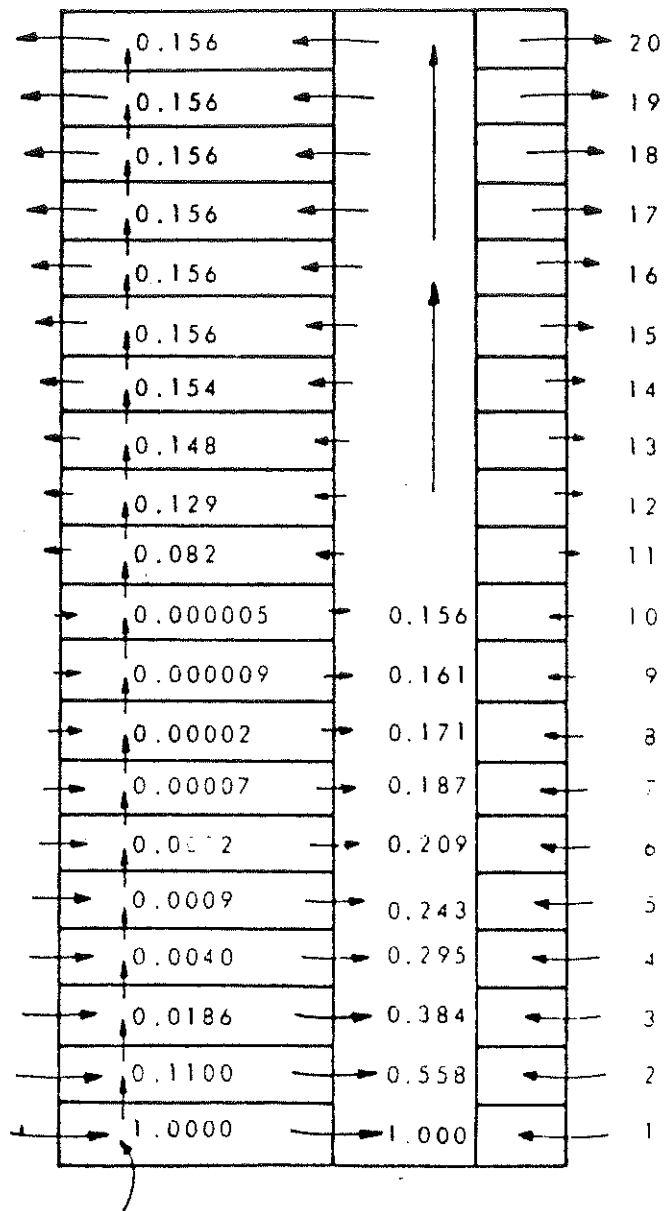
## 6.2 Strömningsbilder

Fig 6.3 Som poängterats förut är tryckskillnader och volymflöden genom en enskild öppning beroende på byggnadens totala luftflödesresistans. För större byggnader kräver beräkningen av luftflöden datorprogram. Figur 6.3 /2/ visar beräkningsresultaten från en 20-våningsbyggnad med brand i nedersta våningen. Öppningsarea var i ytterväggar  $0.23 \text{ m}^2$  per våning, i schaktväggar  $0.47 \text{ m}^2$  per våning och genom golvbjälklag  $0.35 \text{ m}^2$ . Pilarna i figuren indikerar flödets riktning i varje öppning. Siffrorna i de enskilda utrymmena anger relativa rökkoncentrationer när branden pågått så länge att ett stationärt tillstånd uppnåtts, dvs efter ca tre timmar. Vid denna tidpunkt är luftflödet in i nedersta våningen  $101 \text{ kg/min}$ , in i sjunde våningen  $59 \text{ kg/min}$  och in i tionde  $17 \text{ kg/min}$ , och rökkoncentrationen har nått sådana nivåer att större delen av byggnaden är omöjlig att vistas i. (Ett ofta använt mått på tolerabel rökkoncentration är 1%.) Ser vi på brandens tidsmässiga utveckling gäller att redan efter fem minuter har det vertikala schaktet och våningen ovanför brandrummet blivit omöjliga att vistas i, efter femton minuter har samtliga de översta åtta våningarna rökkoncentrationer som överstiger det förut nämnda kritiska värdet.

Ett faktum som inte framgår av figur 6.3 är att 96% av gasflödet transporteras genom det vertikala schaktet. Detta indikerar att för högre byggnader, där skorstenseffekten kan bli den dominerande rökspridningsorsaken kan spridningen begränsas enbart genom eliminering av flödet i schaktet.

Det ska betonas att figur 6.3 bara återger ett hypotetiskt fall och är ett beräkningsexempel, som bygger på bl a följande förenklade förutsättningar

- \* inga mellanväggar i våningsplan
- \* inga öppningar, t ex spruckna glasrutor, utom de ovan givna
- \* ingen hänsyn tagen till brandens egen termiska kraft
- \* ingen yttre vindpåverkan
- \* vinterförhållanden.



Brandrum

Strömningsvägar i 20-vånings byggnad

Utomhus - 18 °C

Inomhus 24 °C

Ca 95% går genom vertikala schaktet

Figur 6.3 Flödesmönster och relativa rökkoncentrationer i ett höghus vid stationära förhållanden

Inte minst den sistnämnda faktorn är viktig. Den flödessituation som beskrivs i figur 6.3 alstrades av vad som vanligen kallas normal skorstenseffekt och som hänför sig till vinterförhållanden när yttertemperaturen är lägre än byggnadens drifttemperatur. Med minskad temperaturskillnad reduceras tryckdifferensen utomhus - schakt och det uppåtströmmande volymflödet för att så småningom bli noll och under varma sommar dagar eventuellt också byta riktning. Denna, den omkastade skorstenseffekten, blir under nordiska förhållanden liten. Rökspridningen kommer under dessa omständigheter att domineras av de andra tryckkrafter som diskuteras i avsnitt 1.3, t ex mekanisk ventilation eller vindkrafter.

### 6.3 Allmänt om kontroll av rökgasspridning

Ett antal generella kontrollstrategier kan definieras för rökkontroll i flervåningsbyggnader

- \* begränsa rökproduktionen, dvs mängden brännbart material
- \* installera sprinkler
- \* späda ut rök och toxiska gaser till tolerabla nivåer
- \* kontroll av byggnadens luftflöden.

Även vid en mycket ytlig analys kan snabbt konstateras att det första alternativet är opraktiskt. Om vi återgår till det hypotetiska fallet i figur 6.3, visar en överslagsberäkning att en förbränning av 1 kg/min räcker för att vid stationära förhållande kontinuerligt bibehålla den angivna rök-koncentrationen i schakt och övre våningar.

Installation av sprinkler är förmodligen den säkraste metoden att begränsa rökproduktionen och även på andra sätt minimera rökspridningen. Detta är därför den metod som föredrages av myndigheter. Nackdelarna är givetvis de ekonomiska aspekterna av att förse all utrymmen i ett höghus med sprinklers.

Alternativ 3, utspädning, ger praktiska problem vid ett genomförande. I vårt exempel med 20-våningsbyggnaden strömmar ca  $1.3 \text{ m}^3$  rökgas per sekund in i det vertikala schaktet. En utspädning till ofarliga koncentrationsnivåer (1%) kräver alltså ett luftflöde av  $130 \text{ m}^3/\text{s}$ .

Styrning eller kontroll av rökgasströmmen, slutligen, kan delas in i två systemtyper: passiv eller aktiv kontroll (andra benämningar är statisk respektive dynamisk kontroll). De grundläggande principerna för statisk kontroll kan vara av olika karaktär; exempelvis

- \* olika typer av naturlig ventilation
- \* användning av brandavskiljande byggnadsdelar, främst branddörrar
- \* utformning av utrymmen som leder till trapphus, vilket innebär att dessa utrymmen är öppna mot det fria (brand- och röksäkert trapphus).

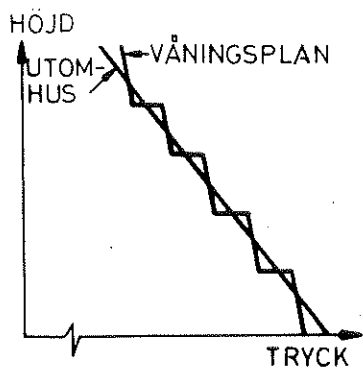
Dynamisk kontroll, slutligen, kan utgå från två skilda strategier

- \* luftflöden eller luftbarriärer kan i sig själva motverka eller förhindra rökspridning i korridorer etc
- \* tryckdifferentialer över avskiljande konstruktioner kan kontrollera spridning genom eventuella öppningar i dessa.

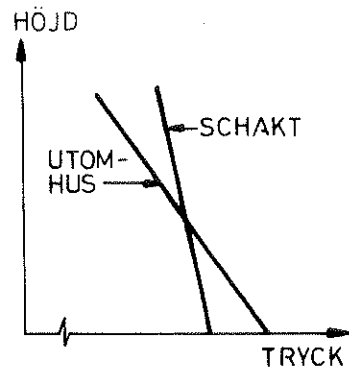
Utformning av passiva metoder kommer att diskuteras i kapitel 7, som också något berör nuvarande bestämmelser. Aktiva metoder behandlas relativt utförligt i kapitel 8.

Vare sig metoden betecknas aktiv eller passiv innebär användningen av luftströmmar eller tryckdifferentialer en justering av trycknivåerna i byggnadens skilda delar. Förhållandena blir snabbt komplexa och överskådliga och det är av stort värde att enkelt kunna demonstrera effekten av skilda kontrollstrategier. Detta kan ske genom användandet av de förut nämnda tryckkaraktäristikerna. Figur 6.4 visar för fyra olika byggander principiella tryckkaraktäristikor. Byggnaderna

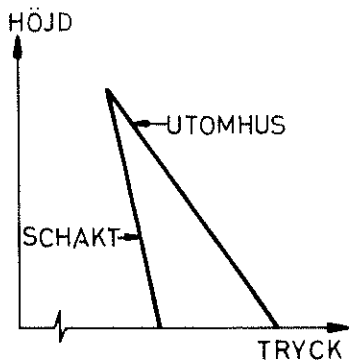
Fig 6.4



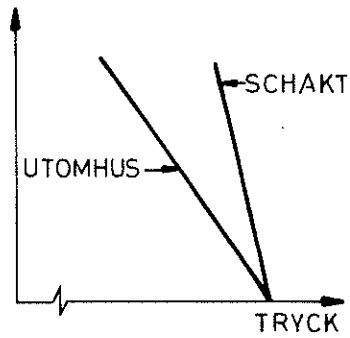
a) Utan schakt



b) Utan ventilation



c) Toppventilation



d) Bottenventilation  
eller övertryck

**Figur 6.4** Schematiska tryckkaraktistikor för fyra olika utformningar av en byggnad i (a) utan schakt, i (b) - (d) med vertikalt schakt

förutsätts innehålla ett antal våningsplan och ett vertikalt schakt. Karakteristikorna ger tryckvariation med byggnadens höjd, dels utomhus, dels i det vertikala schaktet. Diagrammen gäller för vinterförhållanden. Figur (a) illustrerar det fall när det vertikala schaktet är effektivt skilt från resten av byggnaden; t ex genom att kommunikation med resten av byggnaden bara kan ske genom utrymmen öppna mot det fria.

Tryckskillnaden mellan de olika våningsplanen och därmed rök-spridningsrisken kommer att bli relativt stor.

Figur (b) är väsentligen en schematisering av figur 6.2, dvs ett normalfall med neutrallager ungefär i byggnadens halva höjd och med inflöde i schaktet på nivåer under neutrallager och utflöde ovanför. Karakteristikorna i figurerna (c) och (d) illustrerar två olika tryckändringsprinciper. I (c) har schaktkarakteristikorna genom toppventilation flyttats åt vänster till dess ytter- och innertryck, dvs position för neutrallager, sammanfaller vid byggnadens högsta punkt. Därigenom kommer allt flöde genom öppningar i schaktet att vara riktat mot detta. I delfigur (d) har schaktkarakteristika flyttats åt höger så att tryck utomhus och i schaktet överensstämmer vid byggnadens marknivå; där alltså neutrallagret är beläget. Denna förflyttning kan åstadkommas genom antingen ventilation i bottenplanet eller på mekanisk väg alstrat övertryck. Den i (d) visade tryckbilden får som konsekvens att luftflödet genom öppningar i schaktets väggar alltid kommer att vara riktat utåt från schaktet, som alltså på detta sätt hålls rökfri.

#### Referenser till kapitel 6

1. Explanatory Paper on Control of Smoke in High Buildings, National Research Council of Canada, NRC No. 11413, Ottawa, June 1970.
2. Tamura, G.T., Computer Analysis of Smoke Movement in Tall Buildings, ASHRAE Transactions, Vol. 75, Part II, 1969.



## 7. PASSIVA KONTROLLMETODER

I avsnitt 6.3 nämndes bland passiva metoder för rökkontroll

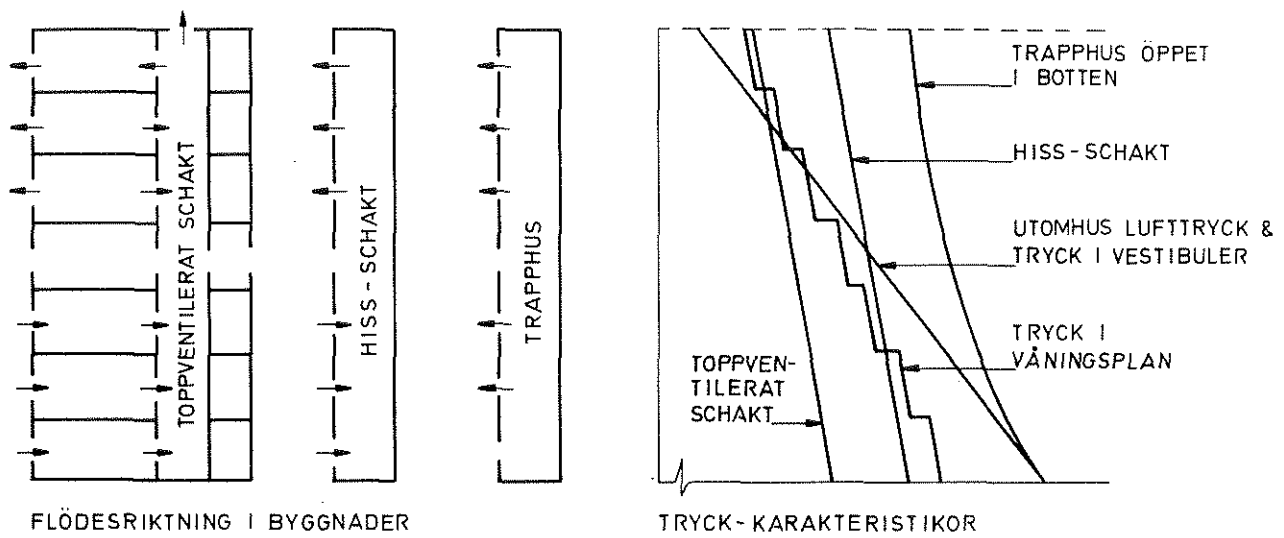
- \* att utforma trapphus som röksäkra
- \* att ventilerade trapphus

Dessa metoder bildar i svenska bestämmelser grundvalen för kontroll av rökspridning i flervåningshus. Det kan därför vara av intresse att studera hur motsvarande principer använts i andra länder och se om vunna erfarenheter kan tillämpas även här.

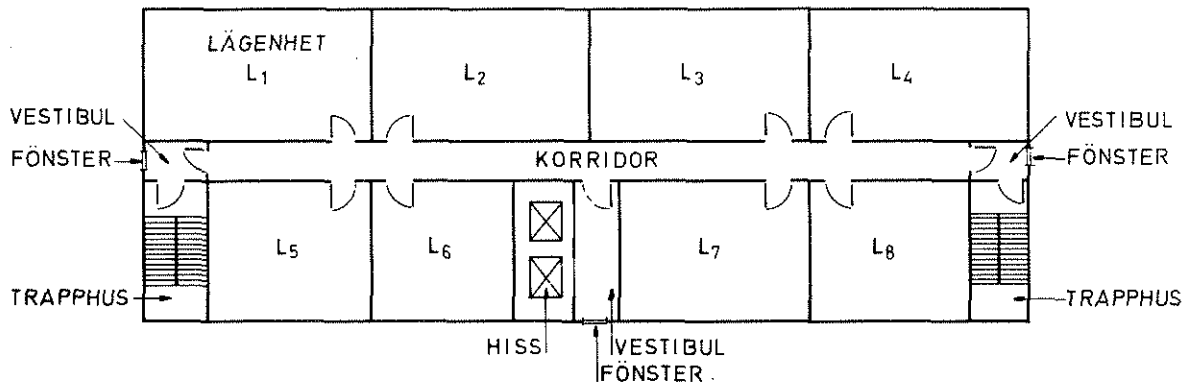
Att ett trapphus betecknas som röksäkert innebär att det kan nås enbart via vestibuler, balkonger eller broar som har förbindelse med det fria. Föreskrifter om användning av brand- och röksäkra trapphus i SBN 80 belyser den svenska tillämpningen av denna princip. Figur 7.1 /1/ visar tryckkaraktistikor för en byggnad dimensionerad enligt kanadensiska principer, som förutsätter att byggnaden är utformad både med röksäkra trapphus och ventilerade vertikala schakt. Byggnaden förutsätts ha trapphus, hiss och eventuellt någon form av serviceschakt. Trapphuset nås via en vestibul, som är öppen mot det fria. När en brand utbryter, öppnas varje schakt i bottenplanet ut mot ytterluften. Öppningarna är relativt stora. Hiss och dessutom en mindre öppning längst upp. Genom den stora öppningen i bottenplanet och den mindre öppningen i toppen blir trycket längst ner lika med atmosfärtryck, samtidigt som schaktet genom ventilationen rensas från den rök som eventuellt strömmat in; schaktet är m a o fortfarande användbart (enligt kanadensiska erfarenheter begagnar allmänheten, trots alla föreskrifter, ofta hissen som utrymningsväg när brand inträffar). Eftersom vestibulen har förbindelser med det fria, eventuellt genom öppningsbara fönster, kommer trycket att bli lika med motsvarande atmosfärtryck. Genom att trapphuset är ventilerat i bottenplanet samt är uppvärmt kommer det att ha övertryck i förhållande till vestibulen. På de översta våningsplanen kommer rök att

Fig 7.1  
Fig 7.2





Figur 7.1 Tryckkaraktistikor för byggnad ventilerad enligt kanadensiska principer /1/ (metod II)

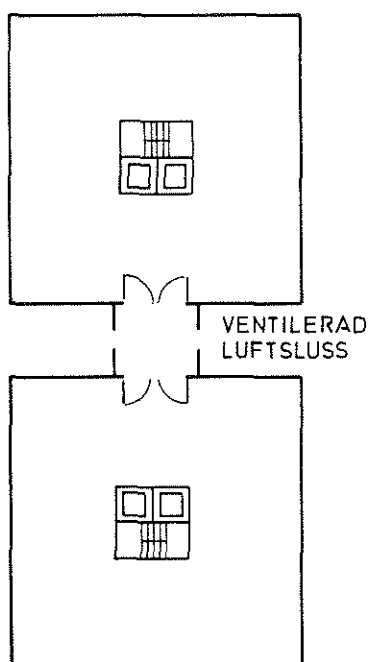


Figur 7.2 Plan över typisk byggnad dimensionerad för rökkontroll enligt principen i figur 7.1

strömma mot vestibulen (tryckkaraktistikan ligger till vänster). Samtidigt strömmar dock luft också från trapphus till vestibul så risken för rökfyllnad av trapphuset bör vara liten (en typisk plan över en byggnad dimensionerad enligt denna princip visas i figur 7.2).

Ett annat exempel på samma princip att tillflyktsort nås över en vestibul som står i förbindelse med det fria ges i figur 7.3, som visar metoden med "vertikalt delad byggnad". Vid brand i ena delen av byggnaden, kan den andra nås bara via en ventilerad luftsluss, som förhindrar vidare spridning.

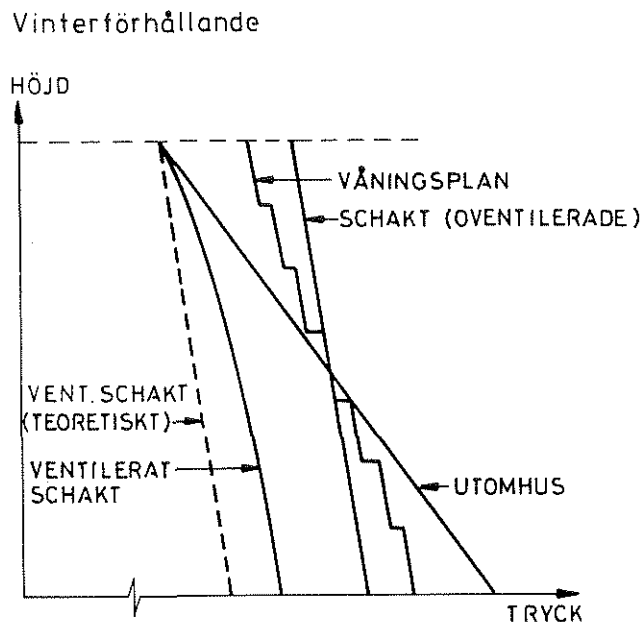
Fig 7.3



Figur 7.3 Principen "vertikalt delad byggnad"

Fig 7.4

Ytterligare en metod att förhindra rökspridning är att toppventilera trapphus. Tryckbilderna (under vinterförhållanden) kommer att bli den i figur 7.4. Åtgärden medför väsentligen två konsekvenser i det fall trapphuset inte är röksäkert, dvs bara kan nås via utrymmen som är i förbindelse med det fria



Figur 7.4 Tryckkaraktistikor för byggnad med toppventilerat trapphus (vinterförhållanden)

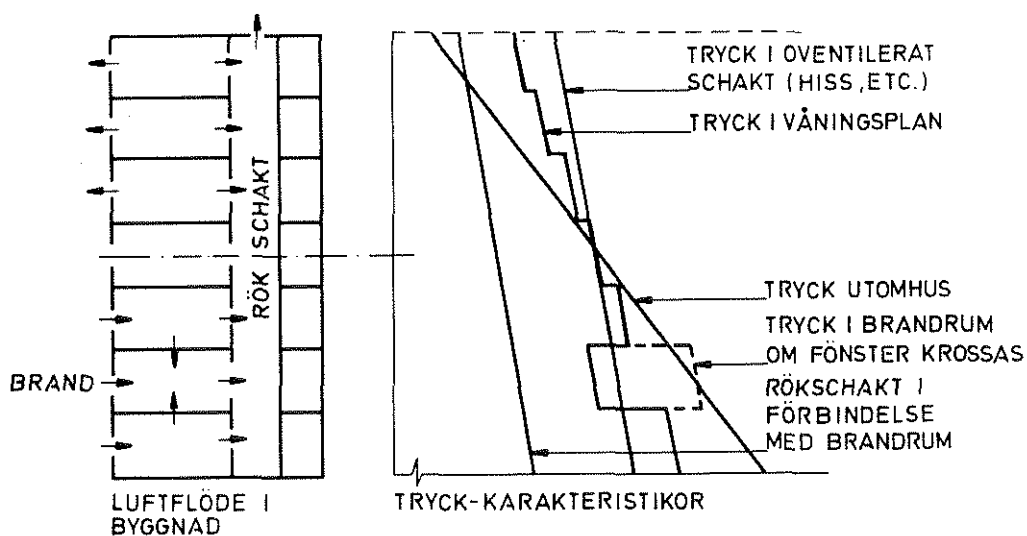
- \* tryckkaraktistikan för trapphus kommer att ligga till vänster om karaktistikan för våningsplanen, vilket indikerar att rök i verkligheten sugas in i trapphuset. Detta bör rimligen försvåra trapphusets användning som utrymmesväg. Metoden rekommenderas i olika länder därför främst som ett sätt för brandkåren att få bort röken ur byggnaden efter det att byggnaden har blivit utrymd. Det är i regel inte trapphuset som ventileras utan service- eller hiss-schakt, som förutsätts att inte bli använda som utrymningsväg
- \* rökflödet in i våningsplanen runt branden kommer att minska, dvs om trapphuset inte behöver hållas rökfritt kan åtgärden bidra till att begränsa rökspridning in i andra delar av byggnaden.

SBN 80 nämnder användningen av speciella rökschakt; främst för att ersätta annan typ av trapphusventilation. I andra länders (USA, Japan, Kanada) bestämmelser används rökschakt främst i kombination med andra åtgärder som olika typer av övertryckssystem. Med rökschakt avses ett vertikalt schakt av obrännbart material som sträcker sig längs en byggnads

höjd och är ventilerat i toppen. Schaktet är för varje våning en spjällförsedd öppning till den övriga delen av byggnaden. Vid brand på ett visst våningsplan öppnas motsvarande spjäll.

Fig 7.5

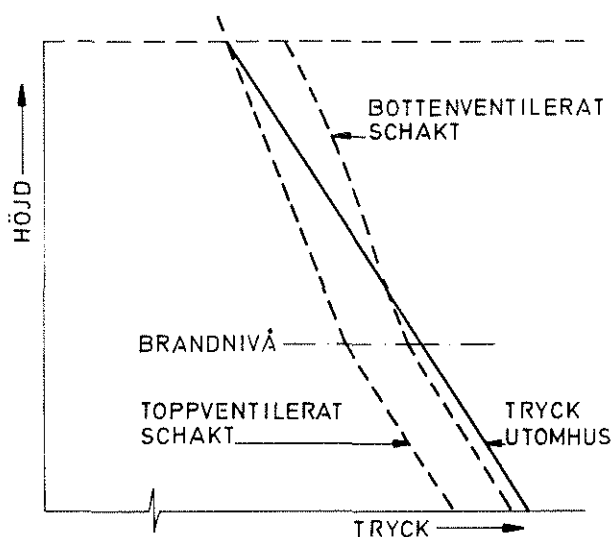
Under gynnsamma omständigheter kan ett rökschakt ensamt uppnå den önskade kontrollen av rökspridningen. Omständigheterna framgår av figur 7.5. Det våningsplan där det brinner står i förbindelse med rökschaktet och får därigenom ett undertryck gentemot kringliggande våningar. Gasströmmen kommer därför att vara från dessa våningar till brandcellen och därifrån till rökschaktet. Detta sker även sommartid genom att schaktväggarna kontinuerligt värms upp. Den omständighet som gör metoden otillförlitlig, utom för fönsterlösa byggnader och våningsplan ovanför byggnadens neutralaxel, är naturligtvis sannolikheten att fönster krossas på våningsplanet där det brinner. Om dessa fönsterareor väsentligt överstiger ytan av öppningen till rökschaktet kommer gasstrycket i brandrummet att närma sig atmosfärstrycket, dvs för våningar under neutralaxeln överstiga trycket i närliggande våningsplan. Se den streckade tryckfördelningen i figur 7.5. Resultatet blir rökspridning inom byggnaden.



Figur 7.5 Tryckkaraktistikor i byggnad med rökschakt

Fig 7.6

För att med ännu ett exempel belysa problemen med naturlig ventilation, låt oss betrakta en byggnad under sommarförhållanden med samma temperatur ute och inne. Den heldragna räta linjen i figur 7.6 representerar tryckvariationen över byggnadens samtliga utrymmen. Denna ändras inte för att vertikala schakt förses med topp- eller bottenventilation eftersom den normala skorstenseffekten saknas. Om en brand inträffar på den indikerade nivån, kan brandens expansionskraft driva ut förbränningsprodukterna i de vertikala schakten som därvid värms upp. Ett toppventilerat schakt skulle då bidra till en evakuering av brandgaserna. Ett bottenventilerat



Figur 7.6 Tryckkaraktärstikor, sommarförhållanden

schakt däremot skulle i sin övre del stå under ett svagt övertryck i förhållande till omgivningen och därigenom bidra till rökspridningen. Vidare skulle spridningsbilden vara känslig för faktorer som vindförhållanden. Figur 7.6 illustrerar förmodligen väl den rökspridning som äger rum i ett typiskt svenskt flervåningshus när trapphusventilationen fungerar, respektive inte fungerar och dörrarna i trapphusets bottenplan är öppna.

#### Referenser till kapitel 7

1. Explanatory Paper on Control of Smoke in High Buildings, National Research Council of Canada, NCR No. 11413, Ottawa, June 1970.

## 8. AKTIVA KONTROLLSYSTEM

### 8.1 Historiska perspektiv, experimentell basis

Idén att utnyttja ett övertryckssystem i en byggnad för att generera ett kontrollerat luft- eller gasflödesmönster är inte speciellt ny. Sådana system användes under andra världskriget i Storbritannien för att förhindra att vissa viktiga byggnader som krigsledningscentraler infiltrerades av bakteriologiska eller kemiska luftburna stridsmedel. Metoden har sedan använts för att förhindra smitto- eller gasspridning inom t ex sjukhus (operationsrum) eller kärnkraftverk. Nedan görs för några olika länder en summarisk sammanfattning av främst den experimentella verksamhet som bildat grundvalen för acceptans av aktiva kontrollsystem vad gäller rökspridning. Den beräkningsmässiga delen av forskningsverksamheten kommer att beröras i avsnittet om datorprogram.

#### UK

Tanken att använda samma metodik för att kontrollera rökgas-spridning i byggnader, främst då i utrymningsvägar, uppkom i England i början på 1960-talet. Ett experimentellt program genomfördes /1/, där man i en fyravåningsbyggnad studerade avgörande faktorer i de tryck som genereras av en brand, de tryckdifferentialer som åstadkommes av yttre vind, vilka luftmängder som erfordras för att skapa övertryck av samma storleksordning som de ovan nämnda, funktionen under reell brand (bl a vad som händer när dörrar i utrymningsvägar öppnas). Försöksserien tydde på att metoden med övertryck var användbar i praktiken. I en avslutande studie /2/ undersöktes de problem som kunde tänkas uppstå om systemet allmänt implementerades. Man studerade bl a ingående effektiva läckageareor runt dörrar och fönster och kunde därefter ange dimensionerande värden. Vidare diskuterades den praktiska utformningen av fläktsystem. Den i /2/ gjorda undersökningen bildar i stort underlag till den 1978 framlagda Code of Practice /3/ som i UK reglerar användningen av övertryckssystem.

### Australien

Det tidigaste omnämmandet i bestämmelser av övertryckssystem som skydd mot rökspridning tycks emellertid vara i en Code of Practice för delstaten New South Wales, Australien, år 1957. Ingen experimentell verksamhet synes ha föregått införandet av bestämmelserna. Dessa innebär i huvuddrag att vid brandlarm trapphus och utrymmesvägar sätts under ett övertryck = 50 Pa mätt över stängda dörrar. Fläktarna ska också kunna åstadkomma en lufthastighet av minst 1 m/s genom öppnade dörrar, när dessa uppgår till 10% av totala antalet dörrar i schaktet. I den sektion av byggnader där branden detekterats, stoppas till- och frånluftsfläktarna. De senare startas därefter på nytt och används som utsugningsfläktar för att transportera rök till det fria. Ett antal försök genomfördes /4/ i en 15-våningsbyggnad för att studera inverkan av ändringar i luftbehandlingssystemets arbetssätt. Olika inställningar korrelerades med observerad rökspridning. Denna spårades genom användning av artificiell, varm rök. Tryckmätningar visade behovet av tidig rökdetektion i returluften för att snabbt initiera rökutsugningsprocessen och förhindra återcirkulation av rökbemängd luft. Allmänna slutsatsen blev att den i föreskrifterna givna kontrollproceduren i stort sett gav acceptabla resultat.

### Kanada

I Kanada har sedan mitten av 1960-talet ett långsiktigt forskningsprogram genomförts vid National Research Council i Ottawa. Undersökningarna /5-12/ koncentrerades på att studera luftströmmar, effektiva läckageareor och tryckdifferenser i höghus under olika yttre vindförhållanden och vid användning av naturlig ventilation och mekaniska övertryckssystem. Det slutliga resultatet av dessa arbeten var "ett förklarande dokument" /12/ som redovisade principerna för rökkontroll och sju alternativa metoder för att i praktiken åstadkomma denna rökkontroll. Metoderna sträcker sig från naturlig ventilation till hela byggnaden satt under övertryck, men någon form av mekanisk luftinblåsning ingår i fem av dem.

Dokumentet rekommenderar att åtgärder för rökkontroll är nödvändiga för alla byggnader med mer än sex våningar. Installation av sprinkler ses inte som ett ensamt, heltäckande alternativ.

### Japan

Det såväl kvantitativt som kvalitativt främsta utvecklingsprogrammet har förmodligen genomförts i Japan. Omfattningen framgår av referens /13/, som listar sju olika experimentserier i fullskala. Endast en mindre del finns avrapporterad på engelska. Som framgår av översikten /13/ har målen bl a omfattat

- \* korrelation datorprogram - reell brand
- \* studium av effektiviteten hos olika kontrollmetoder
- \* studium av reellt brandförlopp.

De generella slutsatserna blir framförallt två: resultat från beräkningsmodellerna (se avsnitt 11.4.2) och experiment överensstämmer väl samt att metoden med övertryck i trapphus ger tillfredsställande resultat i stort samtliga fall. Undantaget är en försöksserie /14/ i Tokyos brandkårs träningsbyggnad, 11 våningar hög. Brandrummet låg på fjärde våningen och försök genomfördes med inblåsning av luft i trapphus och med fönster och dörrar på första, fjärde, sjunde och elfte våningen öppna eller stängda i olika kombinationer. Resultatet var att rökspridning inte kunde förhindras när brandrummets fönster var stängt.

### USA

I USA genomfördes i olika delar av landet under 1970-talet ett stort antal försök, vilket dels är en orsak till, dels en följd av att bestämmelserna på området uppvisar stora lokala variationer. Generellt kan försöken uppdelas i två kategorier: försök med reella bränder och försök med kall gas och SF<sub>6</sub> (svavelhexafluorid) som spårgas. För en allmän översikt av läget fram till 1976 hänvisas till översikten av Benjamin et al /17/. I den förstnämnda kategorin är de mest



omskrivna de försöksbränder som utfördes av Brooklyn Polytechnic Institute i New York i en 22-våningsbyggnad /15/ och försöken av Georgia Institute of Technology i det fjorton våningar höga Henry Grady Hotel, Atlanta /16/. Dessa försöks-serier, som omfattade även simulerade bränder med kall rök, genomfördes i rivningsfärdiga byggnader utrustade med fläkt-utrustning speciellt för brandförsöken, alltså inte i byggnader som från början utformats med system för aktiv rök-kontroll. Trots detta ansågs att försöken gav värdefull information av generell natur, bl a

- (a) trapphus kunde effektivt hållas fria från rök genom övertryckssystem
- (b) om övertrycket skapas genom att luft blåses in genom en enstaka öppning, kan det bli mycket svårt att öppna dörrar in i trapphuset på denna nivå
- (c) om inblåsningsöppningen ligger nära marknivå kommer en stor del av övertrycket att försvinna när dörren ut i det fria öppnas
- (d) om inblåsning sker genom ett antal strategiskt placerade öppningar fungerar systemet även om två-tre dörrar öppnas
- (e) utblåsning genom en fläkt i toppen på trapphuset försämrar systemets verkan.

National Bureau of Standards, vars Center for Fire Research är den federala brandforskningsmyndigheten, har genomfört ett stort antal försök i olika typer av byggnader, federala kontorsbyggnader, flerfamiljshus, lasarett /17/. Samtliga tycks vara genomförda med kall rök och SF<sub>6</sub> som spårgas. Den mest allmänna sammanfattningen kan formuleras som så, att punkterna (a) - (e) ovan verifieras. Dessutom kan allmängiltigt sägas att försöken visar att system som fungerar bra på pappret, oftast mer komplicerade sådana, kan uppvisa grava defekter vid den praktiska funktionstesten.

## 8.2 Typer av övertryckssystem

De fysikaliska principer som presenterats förut har använts för att på olika sätt försäkra byggnader med dynamisk röckontroll. För översiktens skull kan man dela in dessa metoder i tre typer, beroende på hur stor del av byggnaden som vid en brandsätts under övertryck: hela byggnaden, vertikala eller horisontella zoner av densamma samt slutligen enbart utrymmesvägar (korridorer, trapphallar, trapphus). Exempel på de olika metoderna ges nedan. Avsnittet avslutas med en kort sammanfattning av dimensioneringsgången vid användning av de engelska föreskrifterna.

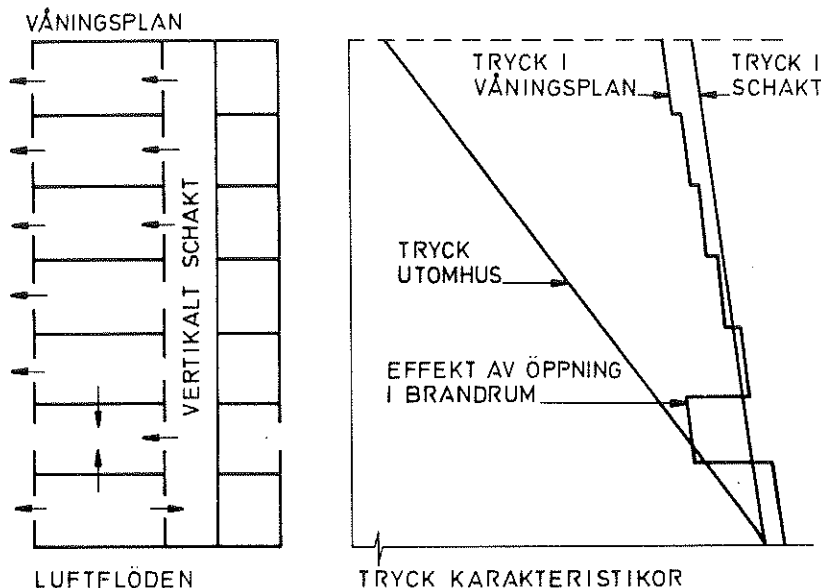
### 8.2.1 Övertryck i hel byggnad

Exemplet är hämtat från de kanadensiska föreskrifterna /12/. Metoden är mest lämpad för byggnader med en central kärna och med fönster, som normalt inte är öppna. Hela byggnaden sätts under övertryck m.h.a. det ordinära luftbehandlingsystemet, t ex genom att returluften stängs av. Detta är i sig inte tillräckligt för att ge önskat resultat, utan bör kombineras med att i det våningsplan där branden finns trycket reduceras antingen genom att fönster eller luckor till rökschakt öppnas. Tryckkaraktistikor för olika utrymmen ges i figur 8.1. Föreskrifterna ställer inga specifika krav på tryckdifferentialer utan anger dimensionerande luftflöden. Beräkningarna för 20-våningsbyggnaden i figur 6.3 visade att nödvändig lufttillförsel var  $90 \text{ m}^3/\text{minut}$  plus  $9 \text{ m}^3/\text{minut}$  för varje dörr som leder till trapphus. Dessa siffror, som gäller per våning, har förts in i de kanadensiska bestämmelserna.

Fig 8.1

### 8.2.2 Zonkontroll

Röckontroll m.h.a. zonsystem använder vanligen byggnadens ordinära luftbehandlingssystem för att kontrollera rökspridningen, men även speciellt avsedda röckontrollfläktar kan användas. Vid praktisk tillämpning av detta system delas byggnaden in i ett antal rökzoner. När en brand inträffar, sugs luft ut från den rökzon där branden är lokaliserad och



Figur 8.1 Tryckkaraktistikor för byggnad under övertryck /12/

övriga zoner sätts under inblåsning och därmed övertryck. Händelsekedjan bör vara den följande när systemet aktiveras

1. Tilluften till brandzonen stängs av
2. Frånluften i brandzonen sätts på 100% utblåsning till det fria
3. Tilluften till övriga zoner sätts på 100% friskluft
4. Frånluften i dessa övriga zoner stängs av fullständigt.

Ett antal system har byggts och testats /18/. Vanligen aktiveras systemen automatiskt (med möjlighet till manuell justering), varför stora krav måste ställas på detektionssystemets förmåga och tillförlitlighet vad gäller lokalisering av brandzon.

### 8.2.3 Trapphus med övertryckssystem

Den mest spridda metoden för aktiv kontroll av rökspridning är förmodligen att sätta trapphus under övertryck. Tabell

Tab 8.1 8.1, hämtad från /19/ och som beskriver läget år 1975, ger en jämförelse mellan de krav som ställs i olika länder. Som synes, är inte bara kravnivåerna numeriskt olika och uttryck-

ta i olika dimensioneringsvariabler; själva metoderna växlar från bestämmelse till bestämmelse. Amerikanska lokala föreskrifter kräver ofta (av skäl som kommer att framgå nedan) att det vertikala schakt, som är utrymmesväg och sätts under övertryck, samtidigt till viss grad toppventileras. Kanadensiska bestämmelser förutsätter att kringliggande vertikala (hiss)schakt har ventilationsöppning i toppen. Franska bestämmelser bygger på att en balans mellan från- och tilluft upprätthålles med fläktar; de engelska på att byggnadens ytterväggar har sådana läckageareor att önskvärda tryckdifferentialer uppnås etc. Klote /20/ skiljer i sin beskrivning av olika amerikanska system mellan enkla och multipla injektionssystem. Som namnet antyder använder den förstnämnda typen enbart en fläkt, godtycklig position längs schaktets höjd, för att uppnå önskat övertryck. En rad problem uppkommer med denna typ av system. Generellt gäller att de lokala variationerna i övertryck blir stora; detta kan till en viss grad avhjälpas genom att schaktet toppventileras. Vid botteninjektion kommer en stor del av lufttillförseln att försvinna genom utrymningsdörren. Ventileras samtidigt schaktet, kan rökgaser från de höst belägna våningarna dras in i schaktet. Om fläkten placeras längst upp, kan tryckdifferentialen över dörren till trapphuset bli så stor att den blir svår att öppna.

Ovan nämnda faktorer har lett till att system med jämnt fördelade inblåsningsöppningar nu allmänt förordas. En princip ges i figur 8.2. Övertrycksluften fördelas genom ett separat kanalschakt. Eventuellt kan kostnader sparas genom att förlägga detta till insidan av trapphuset. Systemet har visat sig fungera väl i praktiken. Ett annat sätt som undviker det extra kanalschaktet alltigenom är att montera in separata, väggmonterade fläktar av propellertyp. Dessa är relativt sett mindre dyra i inköp och kan producera stora luftflöden vid låga tryck. Denna typ av fläktar karakteriseras av att luftflödet minskar vid höga tryck och risken att producera för höga övertryck minskar därför /20/.

Tabell 8.1 /19/

Country and Code	Mechanical Ventilation Requirements
AUSTRALIA N.S.W. Code	Pressurize Stairways, Ramp, or Passageway to 50 Pascals (0.2 inch Water Gage); Air Velocity of 1 m/s (200 ft/min) through open door, design for 10% open.
CANADA National Building Code of Canada	Pressurize whole building or Stairways and Elevator shafts. No figures for excess pressure levels given but air supplies needed defined in detail.
USA San Diego and Los Angeles	Stair shaft pressurized to 12.5 Pa (0.05 in. W.G.) with 1.2 m <sup>3</sup> /s (2500 cfm) extraction at top of stair shaft. Lobbies at a reduced pressure of 25 Pa (0.10 in. W.G.) below minimum stair pressure with an exhaust of 2500 cfm from each lobby. Air supply to lobbies not specified.
New York City Building Code	Stair shaft pressurized to 12.5 Pa (0.05 in. W.G.) at the fire floor with a minimum of 5 Pa (0.02 in. W.G.) at all other floors. (Max. door opening force 11.4 kg (25 lbs) at door knob.
Uniform Building Code of USA	Stair shaft pressurized to 12.5 Pa (0.05 in. W.G.) with a 1.2 m <sup>3</sup> /s (2500 cfm) extraction at top of stair shaft. Lobbies have extraction and air supply to give 1 air change per minute with extract at least 150% of air supply. Lobbies shall be at least 25 Pa (0.10 in. W.G.) pressure below stair shaft.
BELGIUM N.B.N. 713.011	Stair shaft pressurized to 50 Pa (0.20 in. W.G.); other conditions not specified yet, although an unspecified minimum air velocity through an open door is mentioned.
FRANCE Directive of 1967	Stairwell brought up to a positive pressure, large extraction from lobbies, and pressure in lobbies is lower than in the stairwell but higher than in the neighboring corridor or accommodation spaces.
UNITED KINGDOM Code now in draft	Stairwell and lobbies pressurized to value of up to 50 Pa (0.20 in. W.G.) depending on building height. Pressure in lobby equal to or slightly less than that in stairwell. No extraction from either stair or lobby. Positive measures to ensure adequate air leakage from accommodation spaces at building perimeter.

där

$F_T$  = totala kraften

$F_D$  = den kraft som behövs för att klara dörrens självstängningsmekanism

B = dörrbredd

A = dörrens area

$\Delta P$  = tryckdifferentialen

b = avstånd handtag - dörrkarm

För en dörr 800 mm bred och 2 m hög och med ett övertryck = 50 Pa i trapphuset blir tilläggskraften 40 N (b antas = 0) vilket anses acceptabelt i de flesta länder. Här kan noteras att NFPA Life Safety Code accepterar öppningskrafter = 50 lb (222 N). Detta anses dock av många vara ett för högt värde.

#### Engelsk Code of Practice

Den engelska metoden har som allmänt mål att i en brandutsatt byggnad skapa ett tryckmönster där trycket gradvis ökar från rum och lägenheter, mot korridorer och vestibuler för att nå maximivärde i trapphus. Den fullständiga dimensioneringsgången omfattar följande delmoment

- (a) bestämma vilka utrymmen som ska sättas under övertryck
- (b) avgöra typen av fläktsystem
- (c) beräkna dimensionerande luftflöde
- (d) kontrollera dörröppningskraften
- (e) undersöka om speciella arrangemang behöver vidtagas för att tillräckligt med luft ska flöda ut ur byggnaden och generera önskat övertrycksmönster.

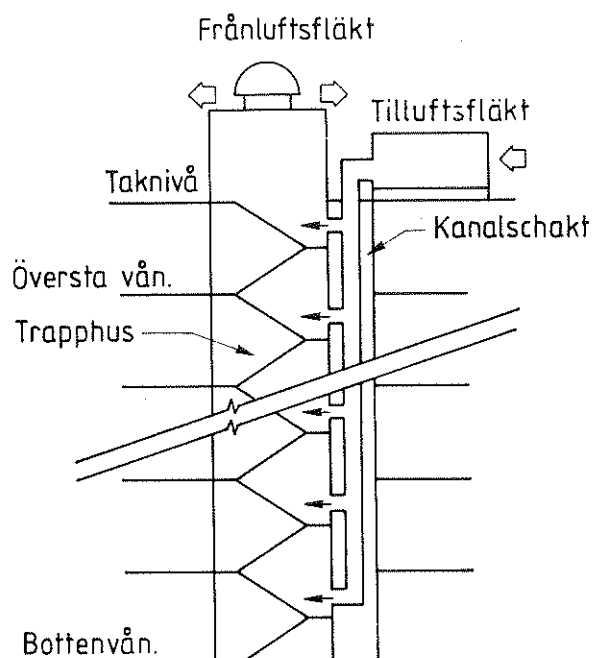
En genomgång av beräkningsmetodiken, inklusive bestämning av representativa läckageareor samt beräkning av flödesresistansen i serie- och parallellkopplade system ges i kapitel 5 av /21/.

## Referenser till kapitel 8

1. Butcher, E.G. et al, Pressurization As a Means of Controlling the Movement of Smoke and Toxic Gases in Escape Routes, Fire Research Symposium No. 4, Movement of Smoke in Escape Routes in Buildings, Watford, 1969.
2. Hobson, P.J. - Stewart, L.J., Pressurization of Escape Routes in Buildings, Fire Research Note No. 958, 1972.
3. British Standard B.S. 5588, Code of Practice for Fire Precautions in the Design of Buildings, Part 4, Smoke Control in Protected Escape Routes Using Pressurization, BSI London, 1978.
4. Moulen, A., Fire Precautions in Building with Air Handling Systems, Paper 18 in the CIB Symposium on the Control of Smoke Movement in Building Fires, Garston, Watford, UK, Nov 1975.
5. Galbreath, M., Time for Evacuation by Stairs in High Buildings, Fire Fighting in Canada, 13, No. 1, 1969.
6. Tamura, G.T. - Wilson, A.G., Pressure Differences Caused by Wind on Two Tall Buildings, American Society of Heating, Refrigeration and Air-Conditioning Engineers Trans., 74, Part II, 170, 1968.
7. Tamura, G.T. - Wilson, A.G., Pressure Differences for a 9-Storey Building as a Result of Chimney Effect and Ventilation System in Operation, American Society of Heating, Refrigeration and Air-Conditioning Engineers Trans., 72, Part I, 180, 1966.
8. Tamura, G.T. - Wilson, A.G., Building Pressures Caused by Chimney Action and Mechanical Ventilation, American Society of Heating, Refrigeration and Air-Conditioning Engineers Trans., 73, Part II, 2.1-2.9, 1967.
9. Tamura, G.T., Computer Analysis of Smoke Movement in Tall Buildings, American Society of Heating, Refrigeration and Air-Conditioning Engineers Trans., 75, Part II, 81, 1969.
10. Tamura, G.T., Analysis of Smoke Shafts for Control of Smoke Movement in Buildings, American Society of Heating, Refrigeration and Air-Conditioning Engineers Trans., 76, Part II, 290, 1970.
11. Tamura, G.T. - Wilson, A.G., Natural Venting to Control Smoke Movement in Buildings, Via Vertical Shafts, American Society of Heating, Refrigeration and Air-Conditioning Engineers Trans., 76, Part II, 279, 1970.
12. National Research Council of Canada, Explanatory Paper on Control of Smoke Movement in High Buildings, NRC Report No. 11413, Ottawa, Kanada, 1970.

13. Wakamatsu, T. - Terai, T., A General View of Japanese Studies on Smoke Movement and Its Control, Proceeding of 2nd Joint Meeting of the UJNR Panel on Fire Research and Safety, 19-22 Oct 1976, Tokyo.
14. Imazu, H., Smoke Evacuation Effect by Forced Air into High Rise Buildings from Main Reports on Production, Movement, and Control of Smoke in Buildings, Occasional Report of Japanese Association of Fire Science and Engineering.
15. DeCicco, P. - Cresci, R. - Correale, W., Fire Tests, Analysis, and Evaluation of Stair Pressurization and Exhaust in High Rise Office Buildings, Polytechnic Institute of Brooklyn Center for Urban Environmental Studies, Baywood Publishing Company, New York, 1973.
16. Zinn, R. - Bankston, C. - Cassanova, R. - Powell, E. - Koplun, N., Fire Spread and Smoke Control in High Rise Fires, Fire Technology, Vol. 10, No. 1, Feb 1974.
17. Benjamin, I.A. - Fung, F. - Roth, L., Control of Smoke Movement in Buildings: A Review, Nat. Bur. Stand. US, NBSIR 77-1209, July 1977.
18. Klote, J.H. - Zile, R.H., Smoke Movement and Smoke Control in Merchant Ships, NBSIR 81-2433, National Bureau of Standards, Washington, Dec 1981.
19. Butcher, E., The Design of Pressurization Systems - A Survey of Current Codes and Discussions of Difficulties, CIB Symposium on the Control of Smoke Movement in Building Fires, Vol. 1, held by the Fire Research Station, Building Research Establishment at Garston, Watford, England, Nov 4-5, 1975.
20. Klote, J.H., Smoke Control by Stairwell Pressurization, presentation at Workshop "Engineering Application of Fire Technology", NBS, Gaithersburg, April 16-18, 1980.
21. Butcher, E.G. - Parnell, A.C., Smoke Control in Fire Safety Design, E & F.N. Spon Ltd, London, 1979.





Figur 8.2 Inblåsningssystem med multipla öppningar och separat kanalschakt /20/

Det stora problemet vid utformningen av övertryckssystemet är som antytts att flätkapaciteten skall räcka till för att skapa tillräckligt övertryck även när dimensionerande antal dörrar är öppnade utan att för den skull orsaka otillåtna dörröppningskrafter när endast någon enstaka dörr är öppen. Två lösningar har presenterats: automatisk styrning av fläkterna genom mätning av övertrycket samt utventilering av överskottsluft genom spjällförsedda ventilationskanaler. Den senare typen av lösning tycks vara mindre komplicerad och mindre dyrbar än den förra.

Den kraft som erfordras för att öppna en dörr till trapphuset kan skrivas

$$F_T = F_D + \frac{B A \Delta P}{2(B - b)} \quad (8.1)$$

## 9. RÖKSPRIDNING INOM ÖVERBYGGDA SHOPPINGCENTRA, INOMHUS- KVARTER ETC

---

### 9.1 Problemställning

Traditionellt har planeringen för det byggnadstekniska brandskyddet följt ett standardiserat mönster

- \* brandceller ska vara sektionerade eller ha så liten yta som möjligt och branden begränsas genom att byggnadsdelar under brand uppfyller sin föreskrivna bärande och avskiljande funktion
- \* gångavståndet till en säker eller skyddad punkt, vanligen en branddörr som leder till utrymningsväg, måste ligga inom given gräns
- \* när utrymningsvägen väl är nådd ska denna genom sin utformning skydda den som evakuerar mot vidare risker genom att miljöfaktorer som temperatur och röktäthet hålls på säker nivå. Detta innebär bl a att utrymningsvägen utformas som egen brandcell.

Under de senaste årtiondena har det skett en drastisk ökning i typ och antal av byggnader som kräver ett omtänkande vad gäller de traditionella skyddskraven för en byggnad. Ett typiskt exempel är de butiks- eller bostadskvarter som i sin helhet förses med ett tak eller på annat sätt byggs in. Härigenom skapas mycket stora öppna, osektionerade byggnadsvolymer, utan hinder mot rökspridning. Normala krav vad gäller utformning av utrymmesvägar kan ej heller uppfyllas. Erfarenheter från inträffade bränder, bl a i England, visade att problemet var allvarligt och krävde en utveckling av nya bestämmelser. Det engelska brandforskningsinstitutet genomförde därför under 1970-talet ett forskningsprojekt, där rökspridning i denna typ av byggnader, framförallt övertäckta butiks- eller bostadskvarter ("enclosed shopping malls"), studerades via teoretiska modeller och försök i modell- och fullskala. De slutliga rekommendationerna publicerades i en dimensionerings-sammanfattning, som kortfattat refereras i avsnitt 9.2.

De överbyggda byggnadskomplex vi hittills har berört har förutsatts vara i högst två våningar. Ytterligare en typ av byggnader som kräver ett nytänkande är de sk atriumbyggnaderna, ofta med stort antal våningar, som uppförts under senare år. Byggnader av denna typ som uppförts i Sverige har haft ett mindre antal våningar. Följs utvecklingen i USA ökas antalet våningar och problemen accentueras. En kort summering av amerikanska bestämmelser görs därför i avsnitt 9.3.

## 9.2 Engelsk dimensioneringsmodell för inomhusgårdar, inomhuskvarter /1/

---

De engelska rekommendationerna gäller närmast för butikskomplex men borde kunna appliceras på bostadsområden av liknande utformning. Huvudförutsättningen är att rökutvecklingen och rökspridningen i reella fall inte kan begränsas till de enskilda butikerna. Det måste accepteras att rök tränger ut i gatunätet. Problemet blir att säkerställa att spridningen sker på ett sådant sätt att utrymning fortfarande är möjlig. Enkla beräkningar visar problemets natur. Låt oss anta att en butik med en öppningsarea  $3 \times 2 \text{ m}^2$  har övertänts och levererar rökgaser med temperaturen  $900^\circ\text{C}$ . Ventilationsfaktorn  $A\sqrt{H}$  blir då  $6\sqrt{2} \text{ m}^{5/2}$ , massflödet  $\dot{m}_a$  enligt ekvation (1.33)  $\approx 3\sqrt{2} \text{ kg/s}$  ( $\dot{m}_b$  sätts  $\approx 0$ ) och brandens konvektiva effekt  $\dot{Q} \approx 3.8 \text{ MW}$ . Låt oss vidare antaga att innertaket över gatan, som är fem meter bred, ligger på en sådan nivå att rökgaserna i det varma lagret (genom luftinblandning i den vertikala, uppåtgående brandplymen) får en temperatur av  $300^\circ\text{C}$ . Ekvationerna (4.6) och (4.7) ger då att röklagrets genomsnittliga utbredningshastighet  $v \approx 2.8 \text{ m/s}$ .

Upp i det varma gaslagret pumpas vidare  $12 \text{ kg/s}$  eller ca  $20 \text{ m}^3$  rökgas/s. Dessa siffror bekräftas av praktisk erfarenhet, som visar att en shoppingarkad på  $100 \text{ m}$  rökfylts på mindre än en minut efter det att branden blivit fullt utvecklad. Det står alltså klart att evakuering ej kan förutsättas ske innan ett röklager hunnit utbildas. Det blir allt-

så nödvändigt att installera ett ventilationssystem som hindrar detta lager att sänka sig över de evakuerande. De engelska rekommendationerna föreskriver en minsta gaslagerhöjd av 2.5 - 3 m. Med hjälp av flamskärmar delas takytorna in i ett antal rökreservoarer. Flamskärmar kan vara stationära eller aktiveras av detektorer. Maximal reservoarlängd, som är lika med utrymningsväg under rökgaslager, har satts = 60 m. Rökgasen avkyls genom strålning mot golvet och ledning in i takmateriet. För att begränsa avkylningen och risken att rökgaslagret förlorar sin stabilitet, är takytan för varje reservoar maximerad till 1000 m<sup>2</sup>. Varje reservoar har ett antal ventilationsutsläpp, dimensionerade enligt de klassiska arbetena på 1960-talet /2/ rörande industrilokalens brandventilation, vilken som bekant bildar basen för nuvarande svenska anvisningar. Dimensionerande brandeffekt har satts = 5 MW. Detta förutsätter att sprinkler installeras i butiksutrymmena. Sprinkler rekommenderas inte för själva utrymningsvägarna. För butiker med golvsarea > 1000 m<sup>2</sup> föreskrivs att även själva butiken förses med ett ventilationssystem.

Sammanfattningsvis beskriver de engelska rekommendationerna ett system i tre delar

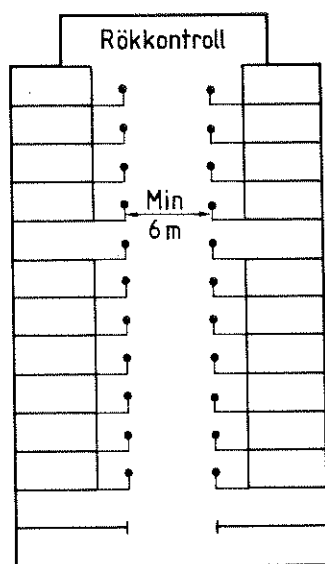
- \* rök innesluts i reservoar
- \* genom naturliga eller mekaniska system ventileras röken ut
- \* tillflöde av frisk luft säkras så byggnaden inte pga ventilationen sätts under undertryck.

Avslutningsvis kan konstateras att energibesparings- och klimatteffekter kan förväntas bidra till att allt fler byggnadskomplex även i de nordiska länderna får den här beskrivna utformningen.

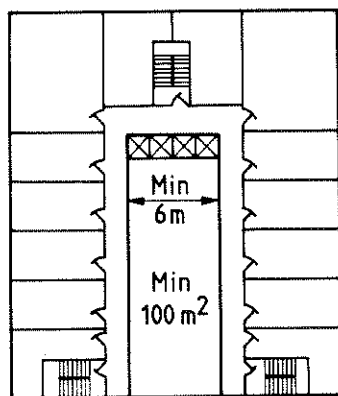
### 9.3 Atriumbyggnader som höghus

På kontinenten, i England och framförallt i USA har på senare år en ny typ av byggnader blivit alltmer vanliga, höghus utformat som atrium. Runt en stor central överbyggd ljusgård

grupperar sig resten av byggnaden, tiotals våningar hög, se figur 9.1. Med utrymningsvägar enligt figur 9.1 är det givetvis nödvändigt att säkerställa, att rök från ett våningsplan inte sprider sig in i ovanliggande plan och blockerar utrymningsvägarna. Helst borde därför ljusgården inneslutas av avskiljande väggar med viss brandmotståndstid. Eftersom detta effektivt förstör den arkitektoniska idé som ligger bakom



a)



b)

Figur 9.1 Höghus utformat som atrium  
a) Elevation  
b) Tvärsnitt

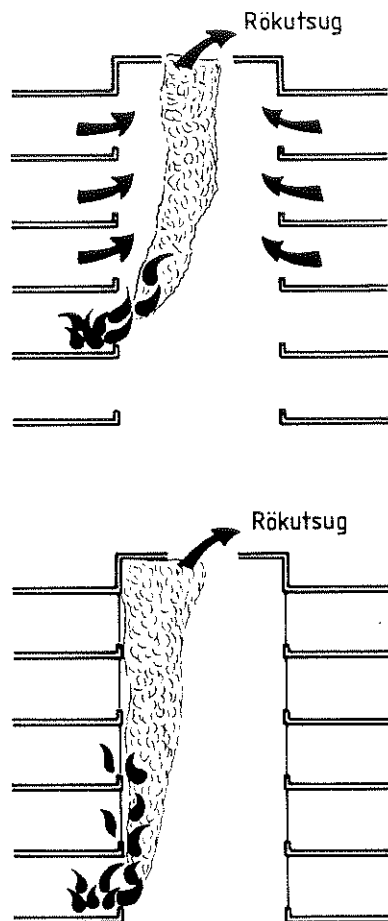
denna typ av byggnad söks andra lösningar. 1981 års upplaga av NFPA Life Safe Code - sektion 6.2.2.3.1 undantag No. 2 - uppställer en rad grundläggande kriterier:

- a) sprinklers måste installeras i alla utrymmen. Ett undantag är själva atriet om dess höjd överstiger 17 m (55 feet)
- b) ljusgården måste ha en minsta horisontell yta av ca 100 m<sup>2</sup>
- c) rökspridning måste kontrolleras med ett aktivt system, antingen utformat som ventilering av ljusgården eller som kombinerat övertryck- och ventilationssystem
- d) tre olika våningsplan får utformas utan avskiljande konstruktioner mot ljusgården. För övriga våningar krävs i princip en timmes brandmotståndstid. En glasvägg tillåts om den kontinuerligt kan översköljas av ett sprinklersystem när brand inträffar
- e) anvisningarna medger, som en konsekvens av sprinklingen, att hälften av utrymmesvägarna får mynna i bottennivån på ljusgården. Följande kommentar görs: "25 m (75 feet) kan tillryggaläggas på ca 10-15 sekunder ... under vilken tidsperiod det kan förmodas vara möjligt för en frisk människa att hålla andan".

I en nyligen publicerad artikel /3/ diskuteras två aspekter av problemet. Den första hänför sig till användningen av naturlig ventilation något som inte tillåts enligt Life Safety Code men som i Storbritannien har accepterats som ett alternativ. Det påpekas att för högre byggnader så stora volymer luft blandas in i brandplymen att den termiska stigkraften i stort sett försvinner (enligt ekvation (2.6) är temperaturen proportionell mot  $x^{-5/3}$ , där  $x$  = plymhöjden). Mekanisk ventilation är därför nödvändig, dimensionerad för de mycket stora rökvolymerna som kan bli aktuella och kompletterad med ett tillräckligt friskluftintag.

Punkt nr två hänför sig till föreskriften beträffande vattenbegjutna glasväggar. Det pekas ut, helt korrekt, att glasväggarna inte i tillräcklig utsträckning stoppar strålningsflödet från flammor; branden kan alltså sprida sig från en våning till en annan genom strålningsinitierad spontan antändning, se figur 9.2. Närvaron av väggar medför dessutom

Fig 9.2



Figur 9.2 Brandplymens geometri för det fall väggar mot ljusbrunnen kan vara öppna respektive försedda med glasning

att flammorna sugas in mot de vertikala ytorna (mekanismen förklaras i referens 2.10) varigenom strålningspåverkan mot inredningsdetaljer ökar. Tas de glasade partierna bort rör sig brandplymen under fläktarnas påverkan bort från väggen i riktning snett uppåt ljusbrunnens öppning och flamstrålningen och därmed spridningsrisken minskar.

#### Referenser till kapitel 9

1. Morgan, H.P., Smoke Control Methods in Enclosed Shopping Complexes of One or More Storeys: A Design Summary, BRE Report, Fire Research Station, HMSO, London, 1979.
2. Thomas, P.H., Investigation into the Flow of Hot Gases in Roof Venting, Fire Research Technical Paper No. 7, HMSO, London, 1963.
3. Butcher, E.G. - Parnell, A.C., Atrium Buildings. A Discussion Using Overseas Information, Fire Surveyor, No. 5, Vol. 11, Oct. 1982.

## 10. LUFTBEHANDLINGSINSTALLATIONER

Ventilationsinstallationer genombryter brandcells begränsande byggnadsdelar och sammanbinder skilda brandceller och måste därför ägnas särskild uppmärksamhet vid utformningen av det byggnadstekniska brandskyddet. Relevanta bestämmelser är avsnitt 52:3 i SBN 80, som omfattar allmänna krav (52:31) samt anvisningar hur dessa ska uppfyllas med avseende på

- \* skydd mot uppkomst av brand (52:32)
- \* skydd mot genombränning (52:33)
- \* skydd mot spridning av brandgas (52:34).

Kommentarer /1/ och redovisningsexempel till den praktiska tillämpningen står att finna i /2/.

Det är en allmän känsla att ventilationssystem utgör en svag punkt i brandskyddet av byggnad. Detta återspeglas i den noggrannhet och detaljeringsgrad varmed bestämmelserna i SBN utformats. Vi ska här främst diskutera anvisningarna i avsnitt 52:34, skydd mot spridning av brandgas mellan brandceller.

Vid utarbetandet av dessa anvisningar har förutsatts att fläktarna är ur funktion, dvs att ventilationen fungerar enligt självdragssystemet. Två principiella vägar anvisas för skydd mot brandspridning

- \* till- och frånluftsdon placeras högst 1 m ovan golv. Man utnyttjar alltså att branden åtminstone i begynnelseskedet kan antas stabilt skiktad enligt tvåzonsmodellen
- \* röken tillåts komma in i systemet men förhindras att från samlingskanalen sprida sig till angränsande brandceller genom att strömningsmotståndet ut i det fria görs mycket mindre än motståndet i anslutande kanaldelar.

Detta är enbart huvudprinciperna. Detaljerade regler ges beträffande placeringen av förbigångskanaler och spjäll (och



aktiverande detektorer), kvoten mellan strömningsresistanser, dimensioner på röklås, särskilda åtgärder för skydd mot spridning mellan från- och tilluftsinstallationer etc.

Om vi, bl a med ledning av den kunskapsbas beträffande tryckdifferenser, rökgastemperaturer, rökfyllnadshastigheter etc, som vi hittills gått igenom i denna utredning, granskar dessa regler, framträder en rad tveksamma punkter, exempelvis

- \* värmedetektorer med smältlås förutsätts ofta ha en utlösningstemperatur =  $70^{\circ}\text{C}$ . Utspädningshalten över detektorn ska vara maximalt 8 ggr. Detta förutsätter brandrumstemperaturer i storleksordningen minst  $600^{\circ}\text{C}$ . Detta i sin tur implicerar en övertänd (post-flashover) brand. Reella bränder når ofta aldrig detta stadium. Villkoren för att flashover ska inträffa är relativt väl kända
- \* de angivna värdena på tillåten teoretisk utspädning baseras på att värmedetektorn ska utlösa ca 10 minuter efter brands uppkomst (i realiteten 10 minuter efter det att flashover inträffat) /2/. Efter så lång tid torde ventilationssystemet har spridit rök till ansevärliga delar av även större byggnader
- \* rökdetektorernas effektivitet är ett gammalt tvisteämne. Förutom de aspekter som vanligen brukar framföras kan här nämnas ännu en. En väsentlig egenskap hos rök är dess instabilitet. Rök som strömmar in i ventilationskanaler kyls ned kraftigt. Rökpartiklar kolliderar med varandra och bildar nya partiklar med allt större diameter, se referens 5.3. Denna process fortsätter kontinuerligt och kan väsentligt ändra partikelkoncentration samt fördelning av partikelstorlek. I synnerhet jonkammadetektorer har en känslighet som starkt varierar med dessa karakteristika
- \* ett självdragssystem är vanligen känsligt för störningar som yttre vind etc. Detta kan få åtminstone två konsekvenser. För det första kan vindpåverkan ändra trycksituation i ventilationssystemet. Det är åtminstone teoretiskt möj-

ligt att så stora under- eller övertryck skapas att den eftersträvade gasströmningen ut i det fria uteblir trots att strömningsmotståndet beräknats enligt föreskrifterna. En närmare beskrivning av sambandet mellan vindhastigheter och inre tryck ges i /3/, där det konstateras att inre tryck kan vara positiva eller negativa beroende på öppningarnas storlek och position. Den andra konsekvensen gäller detektorers placering. Denna sker efter funktionsprovning så att man ska vara säker på att röken strömmar förbi detektorn även när fläkten står stilla. Vindpåverkan kan ändra strömbilden så att resultaten från strömningsprovet blir opålitliga

- \* enligt figur 3.2 rökfylls ett rum med en golvarea = 40 m<sup>2</sup> och med en höjd = 2.4 ned till en-metersnivån på ca 40 sekunder om brandeffekten är 300 kW (motsvarande att brandkällan utgörs av en mindre fåtölj). Efter denna tidpunkt kan röken i princip fritt strömma ut i ventilationssystemet.

#### Referenser till kapitel 10

1. Ventilation och Brand, Kommentarer till Svensk Byggnorm 1978:1, Statens Planverk, Liber Förlag, Stockholm, 1978.
2. Nordenadler, I. - Åström, P.A., Skydd mot Spridning av Brand och Brandgas (SBN 75 Kap 52), Kommentarer och Redovisningsexempel, R79:1978, Statens Råd för Byggnadsforskning, Stockholm, 1978.
3. Handa, K., Wind Induced Natural Ventilation, Swedish Council for Building Research, Doc D10:1979.



## 11. BERÄKNINGSMETODER - DATORPROGRAM

### 11.1 Fält-, zon- och knutpunktmodeller

För att erhålla en översikt av området "rökspridning och matematiska modeller" är en systematisering nödvändig. Det har befunnits lämpligt att gruppera de olika modellerna enligt rubriken ovan. I ett inledande avsnitt görs först en kort karakterisering av de olika modelltyperna, varpå i de följande delkapitlen ges exempel på utfört utvecklingsarbete.

#### Fältmodeller

Detta är det mest ambitiösa angreppssättet och innebär att lösningar framtages till de tredimensionella fältekvationer som beskriver fluid-dynamiken och värme/masstransporten i ett rum med en brandkälla och av godtycklig geometri. Branden beskrivs oftast med en källstyrka, dvs med produkten av massflöde och densitetsunderskott; en beskrivning av flamstruktur och förbränningshastighet ingår inte i beräkningarna. Källstyrkan och flödets turbulens kommer att bestämma spridningshastigheten för massa, rörelsemängd och temperatur (eller rökkoncentration). Avgörande för modellens tillförlitlighet blir därför beskrivningen av turbulensen. Det system av partiella differentialekvationer, som den sk  $k-\epsilon$ -modellen för turbulens kräver, består sålunda av

- kontinuitets-, rörelsemängds- och energiekvationerna för tredimensionellt flöde
- två ekvationer som beskriver kinetiska energin  $k$  och dess dissipationshastighet  $\epsilon$
- två ekvationer, som sluter systemet, för att karakterisera den turbulenta viskositeten och värmediffusiviteten.

Sammanlagt blir detta ett system av sju partiella differentialekvationer. Turbulensmodellen kräver dessutom som indata ett antal empiriska konstanter. Systemet av ekvationer och randvillkor löses med hjälp av finita element- eller finita differensmetoder.

Som beräkningsresultat erhålles den tidsmässiga och rumsliga variationen av de tre hastighetskomponenterna, trycket, temperaturen (eller rökkoncentrationen) samt turbulensparametrarna  $k$  och  $\epsilon$ . En ytterligare, helt annorlunda lösningsmetodik diskuteras närmare i avsnitt 11.2.

### Zonmodeller

Användningen av zonmodeller har förut berörts (se avsnitt 3.1 och figur 1.9) och innebär att varje termodynamikzon i en brandpåverkad byggnad behandlas som en finit kontrollvolym med genomsnittliga värden på temperatur, röktäthet etc. Massa- och energitransporter mellan kontrollvolymerna beskrivs via ett set av submodeller. Systemet av kontrollvolym och flöden analyseras sedan med hjälp av jämviktslagarna i appendix A2. Utdata blir genomsnittliga zonkaraktäristika och totalflöden; metoden kan naturligtvis ej beskriva egenskapsvariationen inom enstaka kontrollvolym.

### Knutpunkt- eller nätverksmodeller

Vi har i avsnitt 4.2 redovisat de komplikationer som inträder när man enligt tvåzonsmodellen vill beskriva flödet från ett rum till ett annat. För en byggnad med ett större antal rum bryter zonmodellerna samman; situationen blir för komplex, i synnerhet om man i modellen vill taga hänsyn till samtliga de interaktioner som nämndes i avsnitt 3.1. Förenklningar blir därför nödvändiga. Av denna orsak överges uppdelningen av byggnadens enskilda rum i två zoner, varje rum betraktas som en nod eller knutpunkt i ett nätverk. (Ett undantag är Tanakas arbete, se avsnitt 10.3.) Mellan noderna strömmar ett flöde, bestämt av tryckskillnaden  $\Delta p$  mellan noderna och flödesresistansen enligt den generella ekvationen 1.18 (vanligen används Bernoulli's ekvation). Kopplat med samband som uttrycker massbalansen i varje nod erhålles ett system av icke-lineära algebraiska ekvationer, som vid lösning ger tryckskillnader och massflöden. Spridning av rök och värme beskrivs vanligen som en enkel utspridningsprocess; se vidare avsnitt 11.4, där olika varianter av knutpunktmodeller kommer att diskuteras.

## 11.2 Fältmodeller

En översikt av fältmodeller ges i /1/. Under 1970-talets senare del bedrevs utvecklingsarbete på en rad platser, bl a i Japan /2/ och vid University of Notre Dame, USA /3/. Svårigheter av olika slag, främst dåtida brist på datorkraft samt problemet att finna fullskaleförsök instrumenterade så att beräkningarna kunde verifieras, medförde att projekten lades ned utan att de ursprungligen angivna slutmålen uppnåts. Arbetet fortsattes och fortsattes emellertid av Fire Research Station i samarbete med turbulensforskarna vid Imperial College, London. I den senaste publikationen /4/ presenterades en tredimensionell modell för bestämning av strömningsförhållandena i ett övertäckt affärskvarter. Modellen gav realistiska strömningsbilder. Dock behövs fortsatt utvecklingsarbete, speciellt parameterstudier, diskretiseringsstudier samt jämförelser med fullskaleförsök. Datortiden angavs "not prohibitively great".

Matematiskt innebär  $k$ - $\epsilon$ -metoden ovan att variabler i differentialekvationerna representeras av statistiskt framräknade medelvärden och att transporten av massa, rörelsemängd och värme till följd av de turbulenta fluktuationerna beskrivs av en speciell empirisk modell. Ett helt annat angreppssätt redovisas i /13/, se också referens /2.1/. Rörelse- och jämviktsekvationer transformeras så att högfrekventa, småskaliga vågor av typen akustiska oscillationer "filtreras" bort. Kvar blir den storskaliga, lågfrekventa turbulens eller virvelrörelse som alstras av den termiska stigkraften och som kan observeras bl a vid studier av brandplymer. Här är frekvensen av storleksordningen 2 - 5 Hz och virvelstorleken  $\approx$  plymbredden, se exempelvis referens /11.2/.

De omformulerade differentialekvationerna löses sedan direkt med hjälp av finita differenser. Den storskaliga virvelbildningen framräknas sålunda direkt ur ursprungsekvationerna utan användning av en specifik turbulensmodell.

Metoden i /13/ består av tre olika delar

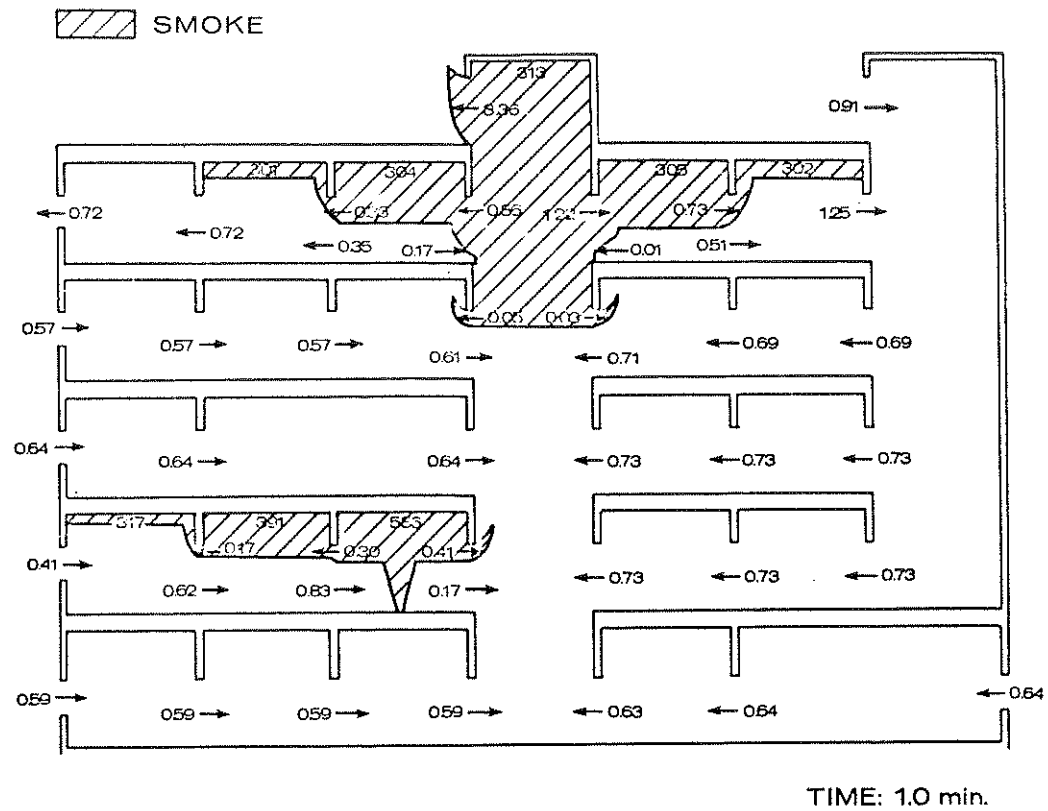
- \* hydrodynamisk modell enligt ovan
- \* modell för beskrivning av rökaerosolers koaguleringsprocess
- \* partikelspårningsmodell.

Den mellersta modellen beskriver, med initiell partikelfördelning som indata, hur koncentration och storleksfördelning ändras med tiden. Lösning av den hydrodynamiska modellen ger hastigheten i varje punkt som en funktion av tiden. Det är alltså möjligt att numeriskt simulera, "spåra", en enskild partikels vandring under ett tidsintervall. Slutresultatet blir en komplett bild av rökspridningsprocessen: hur rökpartiklarnas koncentration, storlek och hastighet varierar tids- och rymdmässigt.

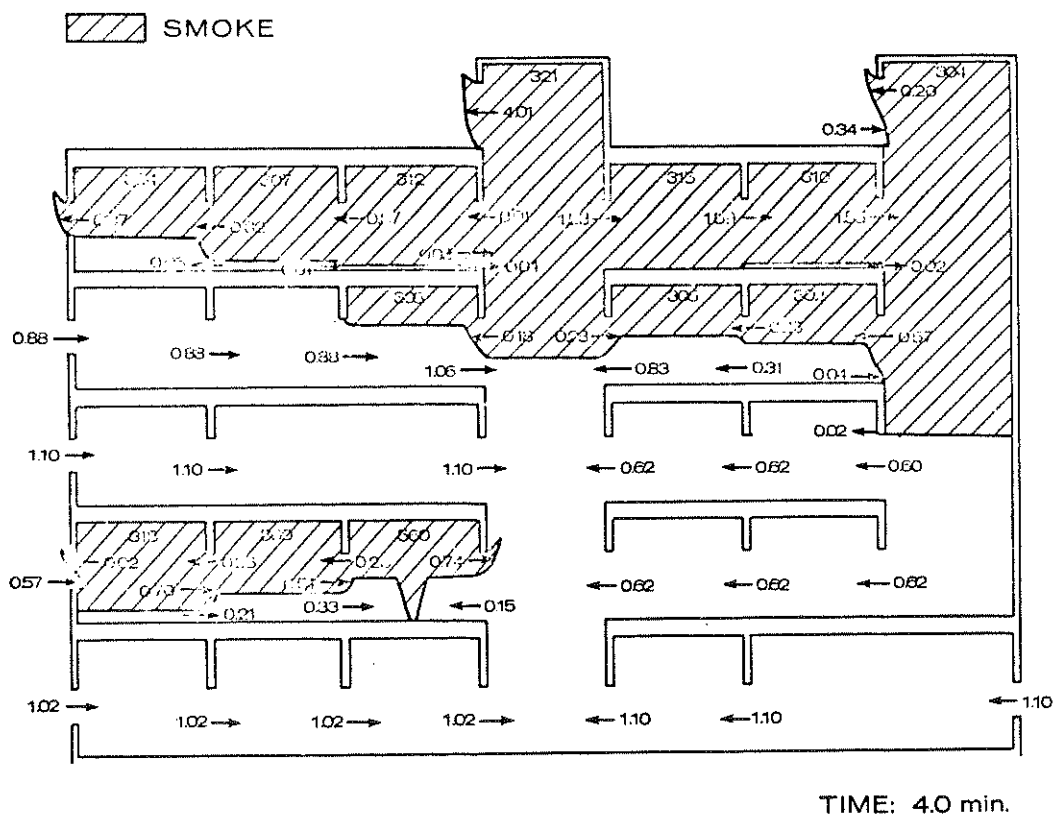
### 11.3 Zonmodeller

De zonmodeller som beskrevs i kapitel 3 användes huvudsakligen på enstaka rum. Utvidgningen till en flervåningsbyggnad kräver inga nya principiella begrepp men är ändå svår att genomföra, bl a på grund av den komplicerade flödesbilden i öppningarna (se figur 4.2) och svårigheten att beräkna luftinträngningen i gasplymen från en våning till en annan. Tanaka vid Building Research Institute i Japan har trots detta lyckats producera ett fungerande datorprogram /5/, som enligt muntlig uppgift fungerar för byggnader upp till över 10 våningars höjd. Ett exempel på beräkningsresultat ges i figur 11.1, som för ett femvåningshus visar rökspridningen efter 1 och 4 minuter för en brand på 1 MW.

Fig 11.1



a)



b)

Figur 11.1 Rökspridning för en 1 MW-brand efter 1 (a) respektive 4 (b) minuter beräknad med Tanakas modell /5/



## 11.4 Beräkningar med nätverksmodeller

### 11.4.1 Allmänna synpunkter

För byggnader med större antal rum har utvecklats ett flertal datorprogram, som alla använder varianter av punkt- eller nätverksmodeller för spridningsförloppet. Variationsrikedomen beror på att skilda praktiska situationer ställer olika krav på realism och beräkningsnoggrannhet. Några exempel: För att dimensionera ett rökkontrollsystem är det tillräckligt med kännedom om de maximala tryckdifferenser, som måste bekämpas av kontrollsystemet. Beroende på relationen mellan kontrollsystemets effekt och brandens effekt kan i många praktiska fall den senare försummas och byggnaden tryckfallsberäknas utan att branden i sig inkluderas i beräkningarna. Om detta ändå sker, kan för överslagsberäkningar gälla att analysen behöver omfatta bara de maximala tryckdifferenserna i de huvudsakliga flödesvägarna som vertikala schakt och rum i brandvåningen.

För att få systematik över floran av datormodeller görs följande indelning

- I Fullt instationära beräkningar, vilket innebär att såväl tryck som temperaturer och rökkoncentration är tidsberoende
  - a) modeller som baseras på genomgående användning av tvåzonsmodeller, se avsnitt 11.3
  - b) modeller som baseras på homogen koncentration av rök och värme i alla rum utom brandrum och eventuellt angränsande korridorer.
  
- II Kvasistationära beräkningar med brand, vilket innebär att den transienta effekten av brandens tillväxt på tryckdifferentialerna försummas. Tidsberoendet av temperatur och rökkoncentration beräknas med utgångspunkt från ett stabilt jämviktsläge vad gäller tryckfördelningen i byggnaden
  - a) modeller som inkluderar samtliga flödesvägar. Även här kan modeller differentieras med hänsyn till detaljbehandling av flöde i vertikala schakt och närliggande

korridorer

b) förenklade modeller, omfattande de huvudsakliga flödesvägarna.

III Modeller för beräkning av dimensionering av övertryckssystem, dvs luftflöde utan inverkan av brand. Beräkningarna är givetvis tidsberoende.

Vi ska i denna översikt mera noggrant behandla enbart ett av dessa datorprogram, det som framtagits vid Fire Research Station i London. Skälet till att välja detta program är flera. Ett är att BFR för några år sedan övervägde ett fortsatt utredningsarbete i Sverige på beräkningsprogrammet. Ett annat är att programmet kan ses som representativt för en rad andra program framtagna i olika länder, ett tredje att uppbyggnaden och den praktiska användningen är dokumenterad på ett relativt omfattande sätt.

Det engelska programmet kan närmast anses tillhöra kategori II a ovan.

Avsnittet avslutas med en summarisk beskrivning av ett program ur gruppen III.

#### 11.4.2 Datorprogram från FRS

Programmet /6, 7/ är avsett för byggnader indelade i rum av relativt liten storlek samt korridorer och vertikala schakt. Typiska exempel på tillämpliga byggnader är kontor, flerfamiljshus, lasarett. Byggnaden delas in i ett antal noder, ett rum, en korridor, en del av ett vertikalt schakt. För varje nod  $j$  gäller massbalansen

$$\sum_{i=1}^k \dot{m}_{ij} = 0 \quad (11.1)$$

där  $k$  är antalet angränsande noder och massflödet  $\dot{m}_{ij}$  beskrivs av uttrycket 1.17

$$\dot{m}_{ij} = C_d A \sqrt{2\rho |\Delta p|} \quad (11.2)$$

med beteckningar enligt avsnitt 1.4.

Öppningarna kan bestå av dörrar, fönster, springor, ventilationskanaler etc. Yttre vindtryck kan t ex beskrivas med uttrycket 1.15. Tryckändring till följd av fläkt beskrivs genom ett specificerat volymflöde. En samtidig lösning av det icke-lineära ekvationssystemet ovan ger de 2 n obekanta storheterna för massflöde och tryckändring i varje nod. Så långt är beräkningen tidsberoende. Med utgångspunkt från de framtagna jämviktsvärdena på massflöde beräknas därefter hur rökkoncentrationen ökar med tiden under given tidsperiod, jämför punkt 5 nedan. Programmet bygger bl a på följande antaganden /7, 8/.

1. Luftflödet förutsätts konstant genom brandförloppet som nämnts ovan. Detta innebär bl a att brandgasernas termiska expansion försummas och att alla andra drivande krafter förutsätts tidsberoende.
2. Alla utrymmen, med undantag för brandrummet och korridoren utanför, förutsätts ha homogena tryck- och temperaturtillstånd.
3. Alla temperaturer förutsätts givna. I korridorer följer temperaturen ett uttryck av formen

$$\Delta T_x = k_1 \cdot T_g \exp(-k_2 x) \quad (11.3)$$

jfr ekvation 4.8, med givna värden på  $k_1$  och  $k_2$ . Även rökgaslagrets djup i korridoren är fixerat.

4. Gasflödet i vertikala schakt beskrivs utan hänsyn till gasens termiska stignkraft.
5. Rökkoncentrationen i en nod beskrivs som en fraktion av rökkoncentrationen i brandrummet genom att programmet beräknar den utspädning som successivt sker av rökflödet. Vid kända massflöden  $\dot{m}_{ij}$  gäller för utrymmet j med volymen

$V_j$  och rökkoncentrationen  $C_j$

$$\rho_j V_j \frac{dC_j}{dt} = \sum_{i=1}^k \dot{m}_{ij} C_i \quad (11.4)$$

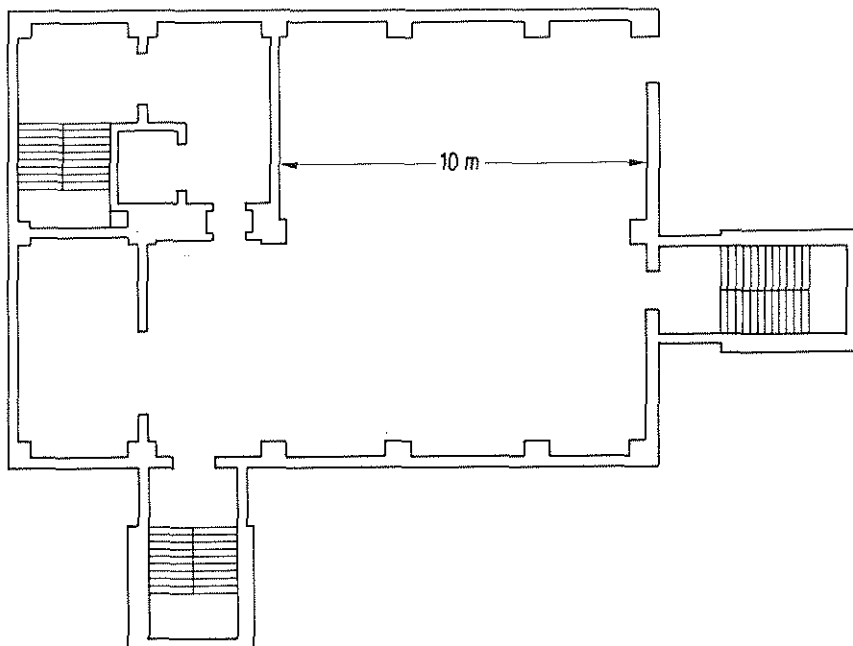
vars lösning ger  $C_j$  under tidsintervallet.

Detta är de huvudsakliga karakteristika för programmet. För detaljförutsättningar hänvisas till de givna referenserna. En ytterligare viktig egenskap är att programmet från början är byggt för att som alternativ användas stokastiskt. Detta innebär att programmet med utgångspunkt från givna fördelningar för en rad parametrar (vindhastighet och -riktning, öppna eller stängda dörrar, brandens belägenhet och temperatur, ursprunglig rökkoncentration etc) beräknar en fördelningskurva för slutresultaten.

Programmet testades på hypotetiska bränder i två olika byggnader och visade sig konvergera mot rimliga värden på luftflöden och tryckdifferenser relativt snabbt. I avsikt att mera grundligt kalibrera programmet genomfördes en testserie på åtta försök /18/ i träningsbyggnaden på Fire Services Technical College, Moreton in Marsh, Gloucestershire. Byggnaden var i fem våningar med en typisk planlösning enligt figur 11.2. Som synes domineras golvytan i varje plan av ett stort centralt rum. Korridorer saknas, ett mindre rum står i direkt kontakt med det större. Planlösningen har därför stora avvikelser från den som förutsågs när programmet skrevs, dvs en byggnad med varje våningsplan bestående av ett antal mindre rum via en korridor förbundet med ett vertikalt schakt. Det bedömdes dock att byggnaden "inte var olämplig som testobjekt". Instrumenteringen vid försöken omfattade givare för tryck, temperatur, gashastighet, rök- och CO-koncentration. Följande delmål definierades för kalibreringen

Fig 11.2

- \* att bekräfta programmets generella förmåga att fenomenologiskt och kvalitativt beskriva rökspridningsprocessen
- \* att bekräfta den prediktiva förmågan



Figur 11.2 Utvärdering av brittiskt datorprogram. Planlösning för försöksbyggnad

- \* att undersöka giltigheten i de antaganden som i programmet gjorts beträffande olika fysikaliska delprocesser.

För att sammanfatta utvärderingen av den stora datorvolymen mycket kort så konstaterades beträffande

- \* den kvalitativa beskrivningen att speciellt behandlingen av gasströmmen i vertikala schakt var felaktig (programmet indikerade gasflöden nedåt när det verkliga gasflödet strömmade uppåt)
- \* de kvantitativa resultaten att "datorundersökningarna måste anses otillförlitliga och användbarheten av datorprogrammet som beräkningsinstrument mycket begränsad".

Slutsatsen blev att även om den huvudsakliga strukturen på programmet var acceptabel ur fysikalisk synpunkt, så återstod ett utvecklingsarbete innan programmet var tillförlitligt som allmänt prognos- och dimensioneringshjälpmedel.

Jämförbara program, dvs tillhörande typ II a och med i huvudsak samma fysikaliska beskrivning av spridningsförloppet, har tagits fram bl a i USA, Japan och Frankrike, som redovisar avsevärt mer positiva erfarenheter. NBS-programmet, som refereras i /9/, har sålunda använts för att simulera rökspridning i ett flertal byggnader och det kunde konstateras att "i de flesta fall överensstämde datorresultat med experimentella data". Här genomfördes emellertid försöken med kall rök med SF<sub>6</sub> som spärgas. Det är okänt hur avsaknaden av termisk stigkraft hos röken ändrade försöksförloppen.

Som antytts, har Japan genomfört den förmodligen största arbetsinsatsen på området, vilken bl a innebär framtagning och experimentell verifiering av ett flertal datormodeller, inklusive en modell i stort sett identisk med den från FRS. Denna stationära modell har främst använts för att dimensionera kontrollsystem /10/. Jämförelser mellan experiment med reella bränder å ena sidan och en instationär modell (typ I) /11/ å den andra visar emellertid generellt på en förbluffande god tillförlitlighet hos japanska modeller av typ II a vad gäller förmåga att simulera spridningsprocessen.

#### 11.4.3 Datorprogram speciellt för övertryckssystem i trapphus

Det enklaste och mest använda aktiva systemet för kontroll av rökspridning är att skapa övertryck i vertikala utrymmesvägar, främst trapphus. Som dimensioneringshjälpmedel har Klote vid NBS tagit fram ett datorprogram speciellt anpassat för denna kontrollmetod /12/. Beräkningsprogrammet är att hänföra till typ III, se avsnitt 11.4.1.

Trapphus och andra schakt beskrivs som en serie vertikala utrymmen eller knutpunkter; i regel en för varje våningsplan. Enskilda rum betraktas också som knutpunkter, till vilka anslutes ett antal flödesvägar, t ex kanaler utrustade med inblåsningsfläktar (vars prestanda förutsätts oberoende av tryckvariationen inom byggnaden).

Eventuell termisk stigningskraft orsakad av brandprocessen försummas. Detta innebär att drivande krafter utgörs av vind, övertryck (luftflöde) alstrat av fläktarna samt hydrostatisk tryckskillnad åstadkommen genom temperaturskillnaden ute - inne. Indata utgör utomhustemperatur, temperaturer i byggnadens olika utrymmen, lufttrycket utomhus och dess variation med höjden (kan givetvis också räknas fram) samt en beskrivning av flödesystemet, dvs knutpunkter och anslutande flödesvägar. Output är massflöden och storlek på tryck. Ur de senare erhålles exempelvis tryckdifferentialer över schaktväggar, dvs kontroll av att dörröppningskrafter hålls på acceptabel nivå.

Programmet är provat för en rad praktikfall, är klart dokumenterat och uppfyller även andra krav på ett ingenjörsmässigt beräkningsinstrument.

#### Referenser till kapitel 11

1. Lloyd, J.R., Review of Field Models, Subprograms: A State of Art Review Prepared for the Mathematical Fire Modelling Committee Third Joint Panel Meeting of the UJNR Panel on Fire Research and Safety NBS Special Publication 540, Nov 1979.
2. Hasemi, Y., Numerical Solution of the Natural Convection in Fire Compartment, 2nd Joint Meeting of the UJNR Panel on Fire Research and Safety, 19-22 Oct 1976, Tokyo. Produced by Building Research Institute, Japan.
3. Ku, A.C. et al, Numerical Modelling of Unsteady Buoyant Flows Generated by Fire in a Corridor, 16th Symposium (International) on Combustion, the Combustion Institute, August 1976.
4. Markatos, N.C. - Cox, G., Turbulent Buoyant Heat Transfer in Enclosures Containing a Fire Source, 7th International Heat Transfer Conference, Munich, Sept 1982.
5. Tanaka, T., A Model on Fire Spread in Small Scale Buildings, 2nd Report, Building Research Institute, Japan, March 1980.
6. Appleton, I.C., A Model of Smoke Movement in Buildings, CIB Symposium on the Control of Smoke in Building Fires, BRE Garston, 1976.
7. Evers, E. - Waterhouse, A., A Computer Model for Analysing Smoke Movement in Buildings, BRE Current Paper CP69/78, Borehamwood, 1978.

8. Shipp, M.P., Smoke Movement in Multi-Compartment Building, Initial Experiments to Test a Computer Program Using a Full-Scale Building, BRE Note 37/80, Borehamwood, 1980.
9. Benjamin, I.A. et al, Control of Smoke Movement in Buildings: A Review, NBSIR 77-1209, National Bureau of Standards (US), July 1977.
10. Wakamatsu, T., Calculation Methods for Predicting Smoke Movement in Building Fires and Designing Smoke Control Systems, ASTM-NBS Symposium, Washington DC, March 1976.
11. Wakamatsu, T., Unsteady Calculation of Smoke Movement in an Actually Fired Building, CIB Symposium on the Control of Smoke Movement in Building Fires, Vol. 1, held by the Fire Research Station, Building Research Establishment at Garston, Watford, England, Nov 4-5, 1975.
12. Klote, J.H., A Computer Program for Analysis of Pressurized Elevator Shafts, Nat. Bur. Stand. (US), NBSIR 80-2157, January 1981.
13. Baum, H.R., Direct Computation of Fire Induced Flow and Smoke Coagulation, Center for Fire Research, NBS, Washington, 1982.





## 12. MODELLTEKNIK

### 12.1 Modellagar

Modellförsök har ofta använts inom brandforskningen för att studera brandtillväxt, brandspridning och brandpåverkan på byggnadsdelar; ibland med bristfällig hänsyn tagen till modellagar. En rigorös användning av modelltekniken kräver bl a

- \* att förloppet kan beskrivas matematiskt med jämviktsekvationer, konstitutiva ekvationer och randvillkor
- \* att styrande dimensionslösa grupper härleds från dessa ekvationer
- \* att de dimensionslösa talen kan reproduceras fysikaliskt i olika skalmodeller.

De ovan givna kraven innebär att modellstudier, i betydelsen dimensionsanalys eller likformighetsstudier, på brandområdet vanligen stöter på formidabla problem. För en problemöversikt hänvisas till /1/ och /2/.

Fluidodynamiken utgör en del av brandförloppet som förmodligen är lättast att studera i modellskala och samtidigt iakttaga grundläggande krav på bibehållande av styrande dimensionslösa tal. Som exempel på genomförda modellstudier med brandinducerade gasflöden kan nämnas referenserna /3 - 7/.

I appendix B2 visas att för fysikaliska förlopp som antas följa Navier-Stoke's ekvationer är dynamisk likformighet uppfylld om E-, F- och Re-talen ( $\Pi_1$ ,  $\Pi_2$ ,  $\Pi_3$ ) bevaras från fullskala till modellskala. För inkompressibla medier är Euler-talen, dvs flödeskoefficienter, automatiskt lika om F och Re bevaras konstanta. Så länge luft användes i båda systemen är detta senare praktiskt ogenomförbart. Om modellen är i skala 1:5 skulle ett samtidigt bevarande av F och Re kräva att temperaturdifferensen i modellen är 125 ggr den i fullskala, vilket givetvis är en omöjlighet. Möjligheten att använda andra

fluider föreligger naturligtvis. Eftersom kinematiska viskositeten för vatten är ca 15 ggr mindre än den för luft vid 20°C är modellförsök med vatten en möjlighet. Sätts

$$F_m = F_p; \text{Re}_m = \text{Re}_p \quad (12.1)$$

erhålles nämligen, vid konstanta temperaturskillnader och tryck från skala till skala

$$\left(\frac{v_p}{v_m}\right)^{2/3} = L_p/L_m = M_L \quad (12.2)$$

där index m står för modell, p för prototyp och  $M_L$  är den geometriska skalfaktorn. Denna senare är med andra ord fastlåst, och försök i annan skala kräver fluid med annan viskositet. I praktiken kan bortses från kravet att Re-talet skall vara konstant, vilket är liktydigt med att försumma viskositetens inverkan på flödesprocessen. Enda kravet är att Re-talet är så högt (större än 6000 - 8000) att fullt turbulenta förhållanden råder även i modellen. Eftersom den fysikaliska modellen styrs av naturlig konvektion, kan fullt turbulenta förhållanden också mätas genom Grashof-talet Gr

$$\text{Gr} = \frac{\beta g \rho^2 L^3 \Delta T}{\mu} \quad (12.3)$$

Ett vanligt använt kritiskt värde är  $\text{Gr} > 10^9$  /5/.

## 12.2 Praktiska erfarenheter

Vi ska här i korthet nämna främst två experimentserier, inte minst för att de belyser hur väsentligen samma problem kan angripas med olika experimentell teknik. Båda behandlar ventilationsproblem och bygger på tekniken med Froude-modellering. Ett ytterligare exempel gavs i kapitel 4.

Den första avser de modellstudier som gjorts vid Fire Research Station; dels i början på 1960-talet för att undersöka brand-

ventilation av enplans industribyggnader /4/, dels senare för de problem, som berördes i kapitel 10 /5/. I båda fallen användes luft som fluid vid modellförsöken.

Froude-modellering nämns aldrig vid namn och modellagarna härleds med ett ad-hoc resonemang på följande sätt:

Relationen mellan gashastighet och termisk stigkraft kan skrivas

$$\Delta p \sim \Delta \rho g h \sim \rho v^2 \quad (12.4)$$

$$v \sim \left( \frac{\Delta \rho}{\rho} g h \right)^{1/2} \quad (12.5)$$

eller enligt ekvation (4.3)

$$v \sim \left( \frac{\Delta T}{T_a} g h \right)^{1/2} \sim (\Delta T)^{1/2} L^{1/2} \quad (12.6)$$

$T_a$  och  $g$  förutsätts konstanta och  $L$  betecknar storleken på karakteristisk längd, exempelvis byggnaders höjd.

Ur ekvation (12.6) följer för volymflödet  $\dot{V}$ , massflödet  $\dot{m}$  och konvektivt värmefflöde  $\dot{Q}$

$$\dot{V} \sim v L^2 \sim L^{5/2} (\Delta T)^{1/2} \quad (12.7)$$

$$\begin{aligned} \dot{Q} &\sim c_p \dot{m} \Delta T = c_p \rho \dot{V} \Delta T = c_p \rho L^{5/2} \Delta T^{3/2} = \\ &= c_p \rho_a T_a \frac{L^{5/2} \Delta T^{3/2}}{T} \end{aligned} \quad (12.8)$$

Om nu samma försök görs i olika geometriska skalor är det bekvämt att hålla temperaturhöjningen  $\Delta T$  konstant. Skallagarna blir då helt enkelt

$$v \sim L^{1/2} \quad (12.9 a)$$

$$\dot{V} \sim L^{5/2} \quad (12.9 b)$$

$$\dot{Q} \sim L^{5/2} \quad (12.9 c)$$

samt för tidsskalan  $\tau = L/v$

$$\tau \sim L^{1/2} \quad (12.9 d)$$

Ekvation (12.9 c) visar att om  $\Delta T$  skall vara lika i olika skalor, måste effekttillförseln variera som  $L^{5/2}$ . Av ekvation (12.9 d) följer att tidsskalan är kortare i modellskala än i fullskala; efter en ändring återgår gasflödet till en ny jämviktssituation snabbare i modellskala.

Försök i olika modellskalor bekräftade dessa modellagars giltighet.

De norska försöken gällde industrihallar med stora ugnar /7/ och avsåg en kartläggning av ventilationen under normala driftsförhållanden i avsikt att förbättra arbetsmiljön. Som strömningsmedium användes vatten. Om  $\beta$  betecknar termiska värmeutvidgningskoefficienten, kan densimetriska Froude-talet skrivas, se appendix B2

$$F_d = \frac{\rho v^2}{g \Delta \rho d} = \frac{v^2}{g \beta \Delta T d} \quad (12.10)$$

Om skal faktorn betecknas  $M$  kan skal lagarna mera formellt skrivas

$$M_{\Delta T} = M_V^2 M_\beta^{-1} M_L^{-1} = M_L M_\tau^{-2} M_\beta^{-1} \quad (12.11)$$

$$M_Q = M_{c_p} M_\rho M_\beta^{-1} M_L^4 M_\tau^{-3} \quad (12.12)$$

För en av de undersökta industribyggnaderna blev relationen mellan storheter i modellskala och fullskala följande

Symbol	$M_L$	$M_Q$	$M_V$	$M_T$	$M_{\Delta T}$	$M_{\dot{V}}$	$M_{\Delta p}$	$M_{Re}$
Skalfaktor för	Längd	Effekt	Hastighet	Tid	Temp. diff.	Volymström	Tryckdiff.	Re
Formel	Vald	Vald	$\left(\frac{M_Q}{M_L} \cdot \frac{M_\beta}{M_C M_p}\right)^{1/3}$	$\frac{M_L}{M_V}$	$\frac{M_V^2}{M_\beta M_L}$	$M_V M_L^2$	$M_p M_V^2$	$\frac{M_V M_L}{M_V}$
Värde	1:22	1:200	1:91	4.2:1	1:16	1:42000	1:10	1:150

Huvudavsikten med undersökningen var att studera under vilka förhållanden man erhåller en stabil skiktning i lokalen och undviker att förorenad luft från konvektionsplymerna ovanför ugnarna återcirkulerar ner till arbetszonen. Främsta styrvariabel var mängden tillförd ventilationsluft. Via försöken var det möjligt beskriva i vilka mängder och på vilket sätt friskluft skulle tillföras så att en stabil skiktning erhöles.

### 12.3 Skalning av värmefflöde in i väggar

Slutligen bör något sägas om skalning av värmefflödet in i väggar och tak. Detta värmefflöde är generellt  $\sim L^2$ , medan den tillförda effekten som vi sett  $\sim L^{5/2}$ ; dvs ju större modell ju mindre den del av den tillförda effekten, som går bort i värmeförluster.

Ser vi på värmefflöde per ytenhet får relevanta dimensionslösa grupper erhållas ur ekvationen för instationär en-dimensionell värmeledning och hithörande randvillkor. I /6/ härleds de dimensionslösa samband  $\Pi$  mellan vägg tjocklek  $\delta$ , värmediffusivitet  $\kappa_s$ , värmeledningstal  $k_s$  och ytans emissionstal  $\epsilon$  som, relaterat till en referensbrandvaraktighet  $t_r$ , bör vara uppfyllda

$$\Pi_4 = \frac{\delta^2}{\kappa_s t_r} \sim \frac{\text{genomträngningstid för värmevåg}}{\text{brandvaraktighet}} \quad (12.13)$$

$$\Pi_5 = \frac{C_2 L^{0.2} \delta}{k_s} \sim \frac{\text{konvektiv värmeövergång}}{\text{värmeflöde i väggen}} \quad (12.14)$$

$$\Pi_6 = \frac{\epsilon_s \sigma T_a^3 \delta}{k_s} \sim \frac{\text{värmeövergång genom strålning}}{\text{värmeflöde i väggen}} \quad (12.14)$$

Det bör observeras att  $\Pi_5$  och  $\Pi_6$  inte kan bevaras samtidigt om inte ytemissiviteten  $\epsilon$  justeras. Valet mellan att hålla  $\Pi_5$  eller  $\Pi_6$  konstant får ske med hänsyn till den praktiska situationen, dvs om värmeövergången domineras av konvektion eller strålning.

$\Pi_4$  och  $\Pi_5$  är de sedvanliga Fourier- och Biot-talen ( $Fo$  och  $Bi$ ). Det förtjänar påpekas att Biot-talet enligt ekvation (12.14) blir dimensionslöst genom en konstant  $C_2$ , som är viskositetsberoende. För närmare detaljer, se /6/.

#### Referenser till kapitel 12

1. Heskestad, G., Physical Modelling of Fire, J. Fire and Flammability, Vol. 6, July 1975.
2. Emmons, H.W., Heat Transfer in Fire, Journal of Heat Transfer, ASME, May 1973.
3. Yokoi, S., Study on the Prevention of Fire Spread Caused by Hot Upward Current, Report No. 34 of the Building Research Institute, Japan, 1960.
4. Thomas, P.H. et al, Investigations into the Flow of Hot Gases in Roof Venting, Fire Research Technical Paper No. 7, HMSO, 1963.
5. Morgan, H.P. et al, Smoke Hazards in Covered Multi-Levered Shopping Malls: Some Studies Using a Model 2-Storey Mall, Building Research Establishment Current Paper 45/76, Borehamwood, 1976.
6. Quintière, J. et al, A Scaling Study of a Corridor Subject to a Room Fire, Comb. Sc. and Techn., Vol. 18, 1978.
7. Kalleberg, K., Ventilasjon av Ovnhus for Silisiumkarbidproduksjon, Vassdrags- och Havnelaboratoriet, NTH, Trondheim, 1977.

Under utredningens gång har alltmer stått klart att kontroll av rökspridning i byggnader är ett forskningsområde där internationellt samarbete skulle ha stora positiva följdverkningar. Två olika försök att åstadkomma en sådan samverkan kan noteras.

CIB/W14 är det främsta internationella forskningsorganet på brandområdet. Denna grupp träffas vartannat år och brukar samla representanter från ett femtontal länder. CIB/W14 har bl a organiserat ett effektivt litteraturutbyte mellan sina medlemmar och gör via sin koordination ansträngningar i övrigt att etablera forskningssamverkan. Utredaren ansåg att användningen av aktiva metoder för kontroll av rökspridning vore ett utmärkt samverkansprojekt på det internationella planet. Inte minst kalibrering av de många olika datorprogram som framtagits kunde med fördel ske genom internationellt samarbete. Ett frågeformulär sändes därför ut till gruppens medlemmar med en förfrågan om bl a

- \* redan utförda arbeten på området kontroll av rökspridning
- \* existerande datorprogram
- \* erfarenheter från deras praktiska användning
- \* planerade nya experimentella och teoretiska arbeten
- \* villighet att delta i en internationell jämförelse eller kalibrering av datorprogram.

Svar erhöles från England, Japan, Kanada och Sydafrika. En genomgång av svaren gjordes vid CIB-mötet maj 1982 i Haag. Det konstaterades att tillräckligt intresse inte förelåg att gå vidare med en internationell samverkan på området.

#### Norsk-svensk grupp

På initiativ från främst Det Norske Veritas och Statens Provninganstalt, Borås, sammanträdde hösten 1982 representanter



för de organisationer som i Norge och Sverige är aktiva inom området rökalsstring och rökspridning. De olika deltagarna orienterade varandra om genomförda eller pågående projekt och beslöt mötas igen när denna utredning föreligger.

## 14 SAMMANFATTNING OCH SLUTSATSER

### 14.1 Disposition av kapitlet

Som läsaren märkt har de olika kapitlen i utredningen avslutats utan försök till sammanfattning och slutsatser. Dessa har i stället förts samman till detta slutkapitel. Förfarandet motiveras av att en översikt blir lättare att göra när allt material är behandlat och de olika problemen kan sättas i relation till varandra.

För de flesta kapitel följer en resumé och rekommendationer till fortsatt forskning. Båda har hållits mycket kortfattade liksom utkasten till projektplaner. De senare återfinns i appendix D.

### 14.2 Brandpolymer

Från beskrivningen i kapitel 2 följer några huvudsynpunkter. Den första är att kännedom om gasflöde i polymer utgör en förutsättning för kvantitativ bestämning av genererad mängd brandgas. En annan är att forskningen först helt nyligen visat på metoder att experimentellt mäta gasflöde i brandpolymer. Som en konsekvens härav har emellertid uppställda beräkningsformler kunnat kalibreras och ett "recept" lämnas för beräkning av massflöden i brandpolymer, se appendix C. En tredje synpunkt är att beräkningsmodellerna verifierats enbart för en idealiserad brandpolymer från gasbrännare. Stora osäkerheter föreligger beträffande gasflöden

- \* från mer realistiska brandkällor
- \* från bränder i tak- och väggmaterial
- \* från flammor som påverkas av den kalla luftströmmen in i brandrummet eller från bränder i närheten av rummets omslutningsytor.

Osäkerheterna här ligger i samma storleksordning som det no-

minella flödet. Vad som behövs är tillförlitliga värden på gasflöde från reella bränder med inredningsdetaljer som soffor, sängar, övriga möbler, textilier etc. Dessa värden behövs främst för att beräkna rökfyllnadstiden för olika typer av lokaler. Beträffande gasflöden ut ur brandrum ges ett maximivärde av ekvation (1.33). Något projekt för att specifikt och renodlat beräkna gasflöden i brandplymen föreslås inte. De projekt som föreslås under avsnitt 14.3 har dock som viktig deluppgift att kvantitativt verifiera olika plymekvationer. Dessutom bör nämnas att de fullskaleförsök som gjorts inom projektet "Det tidiga brandförloppet" bör kunna leverera data för gasflöden i verkliga brandplymer.

#### 14.3 Rökfyllnad av enstaka rum

I kapitel 3 diskuterades två olika brandförlopp: rökfyllnad av större rum typ offentlig lokal samt rökfyllnad av sovrum vid glödbrand i stoppmöbel eller säng. Det demonstrerades att relativt enkla differentialekvationer bestämde rökfyllnadsförloppen och att rökgaslagrets höjd över golvnivå lätt kunde beräknas. Stora osäkerheter vidlåter emellertid en sådan beräkning. För den förstnämnda typen av brand beror detta främst på otillräcklig kännedom om massflöde i brandplymer samt om värmetransport in i omslutande konstruktioner. För den andra typen av rökfyllnad är brandkällan av så liten effekt och area att även en idealiserad plymekvation bör kunna användas. Här är emellertid densitetsunderskottet av så lågt värde att känsligheten i förloppet för andra luftrörelser, exempelvis alstrade av mekanisk ventilation eller drag, blir stor. Som en konsekvens uppträder strömningsfenomen, t ex nedåtgående väggplymer, som inte kan beskrivas av enkla zonmodeller. Ett framtida modellbyggande bör här förmodligen baseras på en kombination av fält- och zonmodeller. En bestämning av detektionsmiljö måste bygga på studier av koaguleringsförloppet i rökaerosoler. Ett speciellt projekt inom BRANDFORSK "Detektionsmiljö" sysslar med denna typ av problem.

Som fortsatta forskningsuppgifter föreslår utredaren projekt-  
en P1 och P2, se appendix D.

#### 14.4 Rökspridning i korridorer

Kapitel 4 diskuterade en rad olika delprocesser

- \* strömning från brandrum ut i korridor
- \* hur snabbt ett rökgaslager sprider sig utefter en korridor
- \* stabiliteten hos det övre rökgaslagret
- \* de komplicerade strömningsmönster (4-skiktat flöde) som upp-  
kommer vid stationär strömning.

Det visade sig att flera fenomen går att beskriva i termer av en karakteristisk hastighet  $U$ , bestämd av brandkällans effekt och korridorens bredd. Ett bevarande av  $U$  från en skala till en annan är en form av Froude-modellering. Problemet lämpar sig alltså väl för undersökning i modellskala.

Från utrymningssynpunkt är ett bibehållande av övre gaslagrets stabilitet viktig. Denna kan beskrivas med hjälp av det sk Richardsontalet  $Ri$ , som kan beräknas för en given experimentell situation med utgångspunkt från gastemperaturer, gas-hastigheter och höjd på gaslager.

För korta korridorer sker rökfyllnad av brandrum och korridor ungefär som om de båda bildade ett sammanhängande rum, se figur 3.3. För längre korridorer blir rökgaslagrets initiella utbredningshastighet, temperatur och djup av betydelse och kan beräknas enligt sambanden i avsnitt 4.3.

Om konfigurationen brandrum - korridor - annan lokal betraktas vid stationära förhållanden, visar amerikanska undersökningar i modell- och fullskala på komplicerade strömningsmönster med tredimensionella effekter, fyrskiktad strömning och blandningsfenomen mellan de olika lagren. Detta är återigen ett fall där förenklade zonmodeller således ej kan beskriva de reella förhållandena.

Stora oklarheter kvarstår alltså beträffande detaljer i korridorers rökgasflöde. På samma gång måste emellertid konstateras att betydande experimentella insatser gjorts i Japan och USA på 60- och 70-talen och att en experimentell satsning från BRANDFORSKS sida av olika orsaker ej kan anses motiverad. För det första är det ej klarlagt i vilken utsträckning rådande osäkerheter återverkar på rökspridningen i en hel byggnad. För det andra kan en utvärdering och generalisering av försöksresultat bara ske om användningen av fältmodeller vidareutvecklas. Något specifikt nytt projekt föreslås därför inte.

#### 14.5 Rökspridning i lägenheter, enfamiljshus (ett eller två plan)

Spridningsgeometrin i en lägenhet eller ett enfamiljshus är så komplicerad och beroende av så många yttre variabler, vind, ventilation etc att zonmodeller i sin nuvarande utformning är av tveksamt värde som beräkningsinstrument. Några försök att matematiskt analysera genomförda försöksserier tycks ej heller ha gjorts. De experimentella insatserna har i stället inriktats på att undersöka effektiviteten hos detektorer och i detta avseende föreligger en stor databas. Undersökningarna bekräftar generellt att rökdetektorer kraftigt ökar chansen till en säker utrymning. Vissa frågetecken kvarstår beträffande tillförlitligheten av jonkammadetektorer i samband med glödbränder. Det förväntas att projektet "Detektionsmiljö" kommer att ingående behandla sambandet mellan

- \* detektorers verkningssätt och känslighet
- \* utformning av testmiljö vid godkännandeprovning
- \* koncentration, storleksfördelning och hastighet för rökpartiklar vid reella bränder.

Dessa frågor kommer därför inte närmare att diskuteras här.

Även med den speciella frågeställningen om detektorers effektivitet bortkopplad, är en studie av rökspridningen i lägenhet

eller enfamiljshus av stor betydelse. Studien bör lämpligen uppdelas i två etapper: försök i en enplanskonfiguration samt försök av rökspridning från bottenplan via trappa till (sov)rum på ovanvåning. Syfte och omfattning framgår av projektutkast P3 och P4 i appendix D.

#### 14.6 Passiva kontrollmetoder, flervåningsbyggnader

Kapitel 6 gav en allmän beskrivning av rökgasflödet i flervåningsbyggnader och konstaterade att i byggnader med genomgående vertikala schakt en stor del av flödet på grund av skorstenseffekten kommer att passera genom schakten, som alltså utgör de principiella spridningsvägarna. Kapitlet visade även hur sk tryckkaraktärstikor kan uttrycka hur tryckbilderna ändras om det vertikala schaktet topp- respektive bottenventileras. I kapitel 7 diskuterades kortfattat användningen av dessa åtgärder och andra passiva metoder (rökschakt) för att begränsa rökspridning genom byggnader. Det betonades att toppventilation av trapphus bara bör ske om schaktet inte är avsett för utrymning.

Som alla metoder som bygger på naturlig konvektion har dessa passiva metoder betydande nackdelar. Gasflödet kan inte regleras och är känsligt för brandens storlek och yttre vindtryck. En svag brand kombinerad med nedkylda trapphusväggar kan ge brandgaser av så låg temperatur och termisk stigkraft att ventilationseffekten uteblir. Det bedöms därför önskvärt att en serie fullskaleexperiment genomförs för att studera trapphusventilationens effektivitet. Se projektutkast P5.

#### 14.7 Aktiva kontrollsystem

I kapitel 8 gavs en översikt av historik och experimentell basis för de olika typer av aktiva skyddssystem som används i industriländer världen över, dock inte i Sverige. Det framhölls att systemet kan avse hel byggnad, en del (zon) av den samma, eller enbart trapphus, det senare eventuellt i kombination med vestibul. Orsakerna till att de nordiska länderna

inte följt utvecklingen annorstädes kan vara flera. Främsta motivet till användningen av aktiva system är förmodligen ekonomiska, även om detta bara indirekt framgår av litteraturen. Genom att förse byggnader med aktiva system kan utrymmesvägar (trapphus) byggas samman med övriga vertikalschakt (hisschakt, serviceschakt etc) i stället för att placeras separat längs ytterväggar (jfr definition av brand- och röksäkra trapphus i kapitel 7). Genom denna åtgärd ges större frihet vad gäller planlösningen och sparas ett antal m<sup>2</sup> golvyta. Däremot kräver åtminstone engelska bestämmelser fortfarande två av varandra oberoende utrymmesvägar, åtgärden är således inte avsedd "spara in" ett trapphus. Aktiva system förblir förmodligen mer lönsamma ju högre husen byggs och andelen höghus i Sverige ligger på en låg nivå internationellt sett. Till detta kommer att användningen av övertryckssystem etc är av sent datum (i stort sett det senaste decenniet) och har, som vi sett, lett till att den praktiska tillämpningen eller utformningen varierar från land till land. Utredaren har, trots ansträngningar, ej lyckats finna mer än någon enskilda redogörelse för hur olika system fungerat under reella brandförhållanden och det är svårt att ur dessa rapporter dra slutsatser om metodernas tillförlitlighet. Klart är emellertid att en rad missgrepp begicks i början på 1970-talet när systemen allmänt började introduceras. Framförallt samverkan mellan de olika komponenterna i kontrollsystemet samt mellan detta och de normala luftbehandlingsinstallationerna vållade stora problem. Samtidigt som förståelsen för sådana begrepp som neutrallager, termisk stigning, tryckdifferentialer etc har ökat i takt med de praktiska erfarenheterna av systemens arbetssätt, har myndigheter fortgående kunnat revidera och förbättra sina rekommendationer. Aktiva kontrollsystem har implementerats i tusentals byggnader och metodiken nått en sådan utvecklingsnivå att en introduktion i svenska byggbestämmelser bör undersökas, se vidare projektutkastet P6.

Särskild betydelse kan denna metodik få för byggnader med specifika utrymningsproblem, t ex sjukhus eller handikappinstitutioner. För denna typ av byggnader skulle en utrymning

kunna underlättas betydligt om hisschakt med hjälp av övertryckssystem garanterat kunde hållas rökfria.

#### 14.8 Överbyggda shoppingcentra, inomhusgårdar etc

Ökade komfortkrav såväl som energibesparingsskäl ger anledning förmoda att produktionen av den typ av inomhusgårdar eller inomhuskvarter som diskuterades i kapitel 9 kommer att öka. Det är av vikt att centrala rekommendationer utfärdas av Statens Brandnämnd eller annan myndighet så snart som möjligt. Det bedöms som orealistiskt att egna forskningsresultat ska bilda underlag till dessa rekommendationer, vilka således får formuleras med utgångspunkt från erfarenheter utomlands. Se vidare projektutkast P7 i appendix D.

#### 14.9 Luftbehandlingsinstallationer

Genom ventilationssystem eller andra typer av luftbehandlingsinstallationer kan brandgaser snabbt spridas till olika delar av en hel byggnad om speciella åtgärder inte vidtages vid brand. De detaljerade bestämmelser som finns i SBN 80 bygger på en rad förutsättningar beträffande bland annat

- \* termisk stigkraft
- \* kritisk tid för rökfyllnad
- \* frånvaro av ogynnsamma trycksituationer (undertryck av relativt stor storlek kan exempelvis uppkomma på läsidan av byggnader).

Dessa förutsättningar behöver närmare utredas. Se vidare projektutkast P8.

Ett annat problem borde vara rökdetektorers känslighet och effektivitet som larmdon. När rök från ett brandrum kommer fram till en aktiverande detektor kan den dels vara kraftigt utspädd, dels starkt nedkyld. Den koaguleringsprocess som ägt rum under vägen kan ha ändrat rökens storleksfördelning och



partikelantal på ett sådant sätt att detektorns känslighet är nedsatt jämfört med ordinära brandförhållanden. Frågan förutsättes bli belyst inom projektet "Detektionsmiljö".

#### 14.10 Beräkningsmetoder

I kapitel 11 gjordes ett försök att klassificera och systematisera den rikhaltiga floran av matematiska modeller som tagits fram för beskrivning av rökspridningsförloppet. En indelning i fält-, zon- och knutpunkts- eller nätverksmodeller skisserades och några karakteristika för de olika modelltyperna nämndes. Generellt kan sägas att fältmodeller används för enstaka rum eller delar av rum, zonmodeller i regel för ett eller ett fåtal rum och knutpunktsmodeller för hela byggnader bestående av ett större antal rum.

Störst arbete har lagts ner på den sistnämnda huvudtypen av modeller, ibland i samband med utarbetande av rekommendationer för dimensionering av aktiva kontrollsystem. Som framgick av avsnitt 11.4.2 är erfarenheterna av tillförlitligheten skiftande. En angelägen uppgift för den internationella brandforskningen vore att låta ett antal av dessa datorprogram simulera en och samma experimentella brand och på detta sätt avslöja de skilda modellernas svagheter och fördelar. Ur detta kalibreringsförfarande skulle så småningom ett internationellt standardiserat beräkningsprogram kunna produceras. Utredaren försökte initiera ett sådant projekt inom CIB/W14, men intresset var svagt (se kapitel 13).

Av de olika datormodeller som nämndes i kapitel 11 bör Tanakas modell, referens /11.5/, studeras i anknytning till projekt P4 och Klotes datorprogram i anknytning till projekt P6. Som speciella projekt på området beräkningsmodeller föreslås här två studier. Det första, P9, "Utvecklingsarbete med fältmodeller" bör bestå av pilotundersökningar av två fältmodeller, en brittisk, referens /11.4/, och en amerikansk, referens /11.13/. Rökfylldnad av enstaka rum, korridorströmning, karakte-

risering av detektionsmiljö är forskningsproblem som beräkningsmässigt måste tacklas via lösning av Navier-Stokes ekvationer (eventuellt i kombination med lösningen till den ekvation som beskriver rökaerosolens koaguleringsprocess).

Projekt nr 2 på beräkningsområdet, P10, "Handbok för beräkning av rökproduktion och rökspridning" avser som namnet antyder framtagandet av en handbok eller lärobok där rökspridningens fysikaliska principer beskrivs och illustreras med ett antal praktiska beräkningsexempel. Det är utredarens uppfattning att det redan nu föreligger en etablerad kunskapsbas, som systematiserad och förenklad kunde vara till stor nytta för alla som yrkesmässigt sysslar med byggnaders brandtekniska skydd.



APPENDIX A

Elementära fluidmekaniska samband

A1 Hydrostatiska tryck, neutrallager, skorstenseffekt

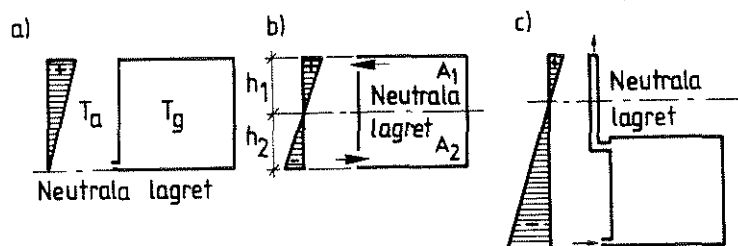
Det atmosfäriska trycket i en gaspelare minskar med höjden  $h$ , mätt från en viss noll-linje, enligt uttrycket

$$\Delta p = h g \rho \quad (A1)$$

där  $\rho$  = gasens täthet. Vi studerar nu en byggnad (med ett enda rum) som är uppvärmd och som i bottenplanet har en öppning mot den fria luften. I denna öppning är trycket gemensamt och lika. Mäts nu de statiska trycken inom- och utomhus på en höjd  $h$  och jämförs kommer ett övertryck  $\Delta p$  inomhus att uppmätas, bestämt av viktskillnaden mellan gaspelarna

$$\Delta p = h g (\rho_a - \rho_g) \quad (A2)$$

Fig A1 Tryckdifferensen är uppritad i figur A1 a. Om byggnaden förses med öppningar i både golv- och taknivå kommer luft att strömma in i byggnaden vid bottenplanet och strömma ut i taknivå och tryckbilderna ha det utseende som framgår av figur A1 b med undertryck där nere och övertryck vid övre öppningen. Andra benämningar på denna termiska stigkraft är "drag" eller "skorstenseffekt". Eftersom inga diskontinuiteter i gstrycken är möjliga, följer att på en viss nivå, nivån för neutrallagret eller -skiktet, de båda trycken är lika. Denna nivå kan



Figur A1 Tryckskillnadsvariation över ytterväggar för tre olika byggnader

ligga var som helst och bestäms av de båda strömningsmotstånden. Är exempelvis öppningen vid golvet stor, dvs flödesmotståndet litet, kommer det neutrala lagret att ligga nära denna öppning. Neutrallagrets läge bestäms av sambandet

$$\frac{h_2}{h_1} = \left(\frac{A_1}{A_2}\right)^2 \frac{T_g}{T_a} \quad (A3)$$

$A_1$  och  $A_2$  är öppningsareorna,  $T_g$  lufttemperaturen inomhus,  $T_a$  utomhus.

Om å andra sidan den övre öppningen i förbindelse med luften via en evakueringskanal, som mynnar på en nivå högre än byggnaden, förflyttas neutrallagret uppåt. Eventuellt kan hela byggnaden komma under undertryck.

A2 Balans- och jämviktsekvationer för finita kontrollvolymer. Definitioner på några allmänna gasdynamiska begrepp

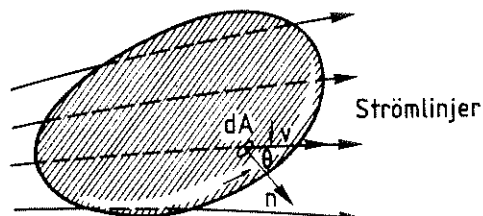
Lagar, fundamentala för rökgasspridning såväl som för all annan fluidmekanik, är

- \* lagen om massbalans
- \* Newton's andra rörelselag
- \* termodynamikens första lag.

Motsvarande ekvationer brukar kallas kontinuitets-, rörelsemängds- och energiekvationerna. Dessa kan formuleras dels för infinitesimala, dels för finita kontrollvolymer. Den förstnämnda metoden, som leder till de differentialekvationer som redovisas i avsnitt 3 av detta appendix, är en partikelmetod och tillämpas i regel då man analyserar hastighetsfördelningar, diffusionsförlopp etc; dvs hur tillståndet ändras från en punkt till en annan. Den senare metoden används vid strömingsproblem där kännedom om flödets inre struktur normalt ej erfordras, exempelvis rörsystem, kanalsystem och flera olika praktiska fall av rökgasspridning. Härledning av ekvationerna för finita kontrollvolymer finns i de flesta elementära läroböcker i fluidmekanik och återges inte. Här görs enbart en listning av ekvationerna, använda beteckningar överensstämmer med dem som ges i /1/.

Fig A2 Betrakta den finita kontrollvolymen V med omslutningsyta A i figur A2. Kontinuitetsekvationen skrivs med konventionella vektorbeteckningar

$$\int_A \rho (\vec{v} \cdot \vec{n}) dA + \frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho dV = 0 \quad (\text{A4})$$



Figur A2 Finit kontrollvolym

Rörelsemängdslagen skrivs

$$\Sigma \bar{F} = \int_A \bar{v} \rho (\vec{v} \cdot \vec{n}) dA + \frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho dV \quad (\text{A5})$$

I                      II                      III

där

- I = på kontrollvolymen verkande krafter
- II = förändring av den rörelsemängd som representeras av in- och utflöde av massa
- III = tidsmässig ackumulering av rörelsemängd inom volymen.

Energiekvationen kan formuleras

$$\frac{\partial Q}{\partial t} - \frac{\partial W_s}{\partial t} - \frac{\partial W_\mu}{\partial t} = \int_A (e + \frac{p}{\rho}) \rho \vec{v} \cdot \vec{n} dA + \frac{\partial}{\partial t} \int_V e \rho dV \quad (\text{A6})$$

I    II    III                      IV                      V

Här är

- I = tillförsel av värmemängd
- II = det mekaniska arbete som tas ut från kontrollvolymen i form av axeleffekt, t ex turbinarbete

- III = tangentialspänningsarbete i begränsningsytorna
- IV = arbete av normalkrafter (P-termen) plus förändring av specifik energi  $e$  till följd av ut- och inflöde
- V = ackumulering av specifik energi  $e$  inom kontrollvolymen.

Den specifika energin  $e$  definieras som energi per massenhet och omfattar tre komponenter: potentiell energi, kinetisk energi samt inre energi  $u$  till följd av temperaturtillstånd; allt mätt i förhållande till ett definierat grundtillstånd

$$e = g(y - y_0) + (v^2 - v_0^2)/2 + c_v(T - T_0) \quad (A7)$$

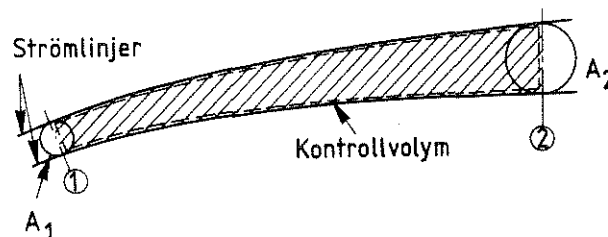
där index 0 indikerar referenstillståndet. Produkten  $c_v(T - T_0)$  kallas inre energin  $u$  och  $c_v$  betecknar specifikt värme vid konstant volym.

Fig A3 Om ekvation (A6) appliceras på kontrollvolymen i figur A3 blir termerna I, II, III och V = 0 under följande förutsättningar

- \* flödet är stationärt
- \* flödet betraktas som inkompressibelt (gäller för alla hastigheter relevanta i rökspridningssammanhang)
- \* friktionsarbete och uttagen axeleffekt = 0
- \* strömning sker utan värmeutbyte med omgivningen.

Termen IV kan då skrivas

$$0 = \int_{A_1} \rho(e + p/\rho) \bar{v} \cdot \bar{n} dA + \int_{A_2} \rho(e + p/\rho) \bar{v} \cdot \bar{n} dA \quad (A8)$$



Figur A3 Kontrollvolym

Om inre energin  $u$  antages konstant, dvs om flödet är isoter-  
miskt gäller

$$0 = (g y_1 + v_1^2/2 + p_1/\rho_1) (-\rho_1 v_1 A_1) + \\ + (g y_2 + v_2^2/2 + p_2/\rho_2) (\rho_2 v_2 A_2) \quad (\text{A9})$$

Men ekvation (A4) ger

$$\rho_1 v_1 A_1 = \rho_2 v_2 A_2 \quad (\text{A10})$$

$$\rho_1 = \rho_2 = \rho \quad (\text{A11})$$

dvs

$$g y_1 + v_1^2/2 + p_1/\rho = g y_2 + v_2^2/2 + p_2/\rho \quad (\text{A12})$$

Uttrycket (A12) ovan kallas vanligen Bernoulli's ekvation.

I rökspridningssammanhang används Bernoulli's ekvation bl a  
för att beräkna gashastigheter vid strömning genom öppningar.  
En annan likartad användning är följande:

En gaspelare, t ex en brandplym, med temperaturen  $T$  och den-  
siteten  $\rho$ , omgiven av luft med temperaturen  $T_a$  och densiteten  
 $\rho_a$ , alstrar på höjden  $h$  enligt ekvation (A2) tryckdifferensen  
 $\Delta p$  gentemot omgivningen

$$\Delta p = g h (\rho_a - \rho) = g h \Delta \rho \quad (\text{A2})$$

Den av densitetsunderskott alstrade gashastigheten  $v_d$  blir  
enligt ekvation (A12)

$$v_d = (2g h \frac{\Delta \rho}{\rho})^{\frac{1}{2}} = (2g h (\frac{\rho_a}{\rho} - 1))^{\frac{1}{2}} = (2g h (\frac{T}{T_a} - 1))^{\frac{1}{2}} = \\ = (2g h \frac{\Delta T}{T_a})^{\frac{1}{2}} \quad (\text{A13})$$

$v_d$  är en ofta använd referenshastighet.



Till sist några termodynamiska definitioner. Summan av inre energi  $u = c_v(T - T_0)$  och flödesenergi  $p/\rho$  betecknas entalpi  $h$

$$h = u + p/\rho \quad (\text{A14})$$

Densiteten hos en gas varierar med absoluta trycket  $p$  och absoluta temperaturen  $T$  enligt allmänna gaslagen

$$p = \rho RT \quad (\text{A15})$$

där  $R$  är gaskonstanten för gasen ifråga. För luft är  $R \approx 287$  J/kg·K, för väte 4110 J/kg·K. Densiteten  $\rho$  är proportionell mot molekylvikten  $M$  enligt Avogadros hypotes. Storheten  $M \cdot R$  blir därför en konstant = universella gaskonstanten  $R_0$

$$R_0 = MR = 8310 \text{ J/kmol} \cdot \text{K} \quad (\text{A16})$$

Specifika värmets  $c_v$  vid konstant volym är definierat enligt

$$c_v = \frac{du}{dT} \quad (\text{A17})$$

Specifika värmets  $c_p$  vid konstant tryck definieras

$$c_p = \frac{dh}{dT} \quad (\text{A18})$$

Räknat per kmol blir alltså

$$c_p - c_v = \frac{d}{dT}(h - U) = R_0 \quad (\text{A19})$$

Den termiska utvidgningskoefficienten  $\beta$  definieras genom att densiteten  $\rho$  efter en temperaturhöjning  $\Delta T$  skrivs

$$\rho_0 = \rho(1 + \beta \Delta T) \quad (\text{A20})$$

Termisk stigningskraft  $F$  blir då

$$F = (\rho_0 - \rho)g = g\rho\beta\Delta T \quad (\text{A21})$$

A3 Grundläggande differentialekvationer. Boussinesq-approximationen -----

För infinitesimal kontrollvolym kan kontinuitetsekvation (A4) skrivas

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + v_x \frac{\partial \rho}{\partial x} + v_y \frac{\partial \rho}{\partial y} + v_z \frac{\partial \rho}{\partial z} + \rho \left( \frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} + \frac{\partial v_z}{\partial z} \right) = 0 \quad (\text{A22})$$

För inkompressibla flöden gäller att Newton's andra lag för hastigheten  $v_x$  kan skrivas

$$\begin{aligned} \rho \left( \frac{\partial v_x}{\partial t} + v_x \frac{\partial v_x}{\partial x} + v_y \frac{\partial v_x}{\partial y} + v_z \frac{\partial v_x}{\partial z} \right) &= \rho g_x - \frac{\partial p}{\partial x} + \\ + \mu \left( \frac{\partial^2 v_x}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v_x}{\partial z^2} \right) & \end{aligned} \quad (\text{A23})$$

där  $\mu$  är den kinematiska viskositeten. För  $v_y$  och  $v_z$  gäller motsvarande uttryck.

I ekvation (A23) är  $\rho$  (och  $\mu$ ) i allmänhet en funktion av temperaturen  $T$ . Enligt den sk Boussinesq-approximationen försummas denna variation av  $\rho$  i alla termer utom den termiska stigkraftstermen  $\rho g$ . Oftast uttrycks denna med användning av sambanden (A20) och (A21).

Referenser till appendix A

1. Welty, J.R. - Wilson, R.E. - Wicks, C.E., Fundamentals of Momentum, Heat and Mass Transfer, John Wiley, 1976.



## APPENDIX B

### Dimensionsanalys, likformighet och modellteknik

#### B1 Allmänt

För att fastställa de reproduktionsvillkor som skall gälla vid modellförsök används dimensionslösa tal. Dessa uppkommer genom krav på att olika former av likformighet skall vara uppfyllda mellan fullskala och modell. Man talar sålunda exempelvis om geometrisk, kinematisk och dynamisk likformighet.

Geometrisk likformighet innebär likformighet i form, dvs förhållandet mellan en längd i det ena systemet och motsvarande längd i det andra systemet är detsamma för alla längder.

Kinematisk likformighet innebär likformighet i rörelse, dvs hastigheterna hos korresponderande delar av fluiderna står i ett fast förhållande till varandra vid varje tidpunkt. Dessutom är accelerationen för korresponderande fluiddelar likformig.

Dynamisk likformighet innebär likformighet mellan krafter, dvs krafterna i en punkt i det ena systemet står i ett fast förhållande till krafterna i motsvarande punkt i det andra systemet. Rent praktiskt innebär detta att differentialekvationer och randvillkor måste ha identiskt utseende. För fullständig dynamisk likformighet ska många krav uppfyllas, och det är oftast omöjligt att uppfylla dem alla samtidigt. Emellertid förekommer sällan alla krafter samtidigt, och dessutom har en del försumbar effekt. Detta gör det möjligt att koncentrera sig på de mest väsentliga storheterna.

Dynamisk likformighet medför kinematisk likformighet och kan uppnås endast om det råder geometrisk överensstämmelse mellan modell och prototyp.

Konventionellt härleds relevanta dimensionslösa tal genom studium antingen direkt av dimensionshomogeniteten eller genom dimensionsbetraktelser av problemets differentialekvationer. Den förra metodiken används ofta i en generaliserad form, beskriven av det sk Buckingham's  $\Pi$ -teorem. Båda metoderna beskrivs i de flesta läroböcker i fluidmekanik, se t ex referens A1. Här görs bara en sammanfattning av slutresultatet.

### Buckingham's $\Pi$ -teorem

Om en beroende variabel  $q_1$  är en funktion av  $m-1$  oberoende variabler och om de  $m$  variablerna är baserade på  $n$  fundamentala dimensioner (massa, längd, tid), så gäller att den ekvation som uttrycker dessa variablers  $q_1 \dots q_m$  inbördes beroende

$$f(q_1, q_2, \dots, q_m) = 0 \quad (B1)$$

kan ersättas med

$$\varphi(\Pi_1, \Pi_2, \dots, \Pi_{m-n}) = 0 \quad (B2)$$

där varje  $\Pi$ -term är en oberoende, dimensionslös funktion av de olika variablerna och där var och en av dessa  $\Pi$ -termer ej behöver bero av fler än  $n+1$  av de givna variablerna.

Förfarandet vid en dimensionsanalys är då följande:

- a) Ange de relevanta variabler  $q_i$  (och deras dimension) som beskriver förloppet. Inkludera inte mer än en beroende variabel.
- b) Bilda  $m-n$  dimensionslösa  $\Pi$ -termer. Härvid skall alla variabler användas och de olika  $\Pi$ -termerna skall vara algebraiskt oberoende av varandra (t ex  $\Pi_1$  skall ej kunna bildas genom att kombinera två eller flera andra  $\Pi$ -termer).

## B2 Dimensionsbetraktelse av differentialekvationer

Om vi har ett förlopp som styrs av Navier-Stoke's ekvation (A23) visas genom direkt insättning av dimensionslösa eller normaliserade variabler att dynamisk likformighet kräver att följande dimensionslösa tal är konstanta från modell till prototyp

$$\Pi_1 = \frac{P}{\rho v^2} = E = \frac{\text{tryckkraft}}{\text{tröghetskraft}}; E = \text{Eulers tal} \quad (\text{B3})$$

$$\Pi_2 = \frac{v^2}{gd \frac{\Delta\rho}{\rho}} = F = \frac{\text{tröghetskraft}}{\text{termisk stigkraft}}; F_d = \text{Froudes tal} \quad (\text{B4 a})$$

$$\Pi_3 = \frac{vd}{v} = Re = \frac{\text{tröghetskraft}}{\text{viskös friktionskraft}}; Re = \text{Reynolds tal} \quad (\text{B5})$$

Tilläggas bör att definition och beteckning på  $\Pi$ -talen varierar från en lärobok till en annan.  $F_d$ -talet ovan, som med användning av definitionen på  $\beta$ , se ekvation (A20), kan skrivas

$$F_d = \frac{v^2}{g d \beta \Delta T} \quad (\text{B4 b})$$

betecknas ofta i den här använda formen som det modifierade eller densimetriska Froude-talet. Läroböcker i hydraulik definierar oftast Froude-talet som

$$F^2 = \frac{v^2}{gd} \quad (\text{B4 c})$$

för det isotermiska fallet. Det bör vidare observeras att Euler-talet är en annan benämning på flödeskoefficienten  $C_d$ .

## B3 Strömning genom hål //

Användning av  $\Pi$ -teoremet på gasströmning genom hål i exempelvis en vägg ger

$$\varphi(E, Re) = 0 \quad (\text{B6})$$

eller

$$E = C_d = f(\text{Re}) \quad (\text{B7})$$

För små variationer hos  $\Delta p$  och  $v$

$$\frac{\Delta p}{\rho v^2} = k_1 \left(\frac{vd}{v}\right)^m = k_1 \left(\frac{vd\rho}{\mu}\right)^m \quad (\text{B8})$$

$$v = k' \Delta p^{\frac{1}{2+m}} \mu^{\frac{m}{2+m}} \rho^{-\frac{1+m}{2+m}} \quad (\text{B9})$$

$$\text{Massflöde } \dot{m} = A v \rho = k' A \rho^{\frac{1}{2+m}} \Delta p^{\frac{1}{2+m}} \mu^{\frac{m}{2+m}} \quad (\text{B10})$$

$$\text{Låt } n = \frac{1}{2+m} \quad (\text{B11})$$

$$\dot{m} = k' A \rho^n \Delta p^n \mu^{1-2n} \quad (\text{B12})$$

$$\text{Låt } C = k' \mu^{1-2n} \quad (\text{B13})$$

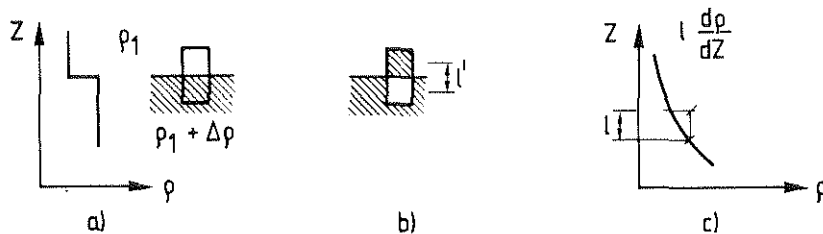
$$\text{Alltså } \dot{m} = C A \rho^n \Delta p^n \quad (\text{B14})$$

#### B4 Stabilitet hos skiktad strömning och Ri-talet

Nedanstående härledning av Ri-talet är tagen från /2/. Rökflödet i en korridor är exempel på sk skiktad strömning. För en sådan gäller att friktionen i gränsskiktet mellan gaserna inte enkelt kan uttryckas eller finnas ut ex Moody's diagram. Strömning i naturen är i regel turbulent och om gränsskiktet inte är mycket stabilt, dvs stor densitetsskillnad mellan skikten, sker ett turbulent utbyte av gas mellan skikten. Dessa kommer således att blandas i en övergångszon där spänningar uppstår pga rörelsemängdsutbyte. Blandningen är oftast inte symmetrisk utan innebär en nettotransport i ena riktningen tvärs på skiktet.

Ett gränsskikts stabilitet brukar karakteriseras med en parameter, som kallas Richardsons tal, Ri.

Betrakta en liten vätskevolym vid gränsskiktet, där densiteten är  $\rho_1$  i övre skiktet och  $\rho_1 + \Delta\rho$  i det undre, se figur B1.



Figur B1

Antag som det enklaste fallet att vätskepaketet vänds upp och ner. Härigenom ökar den potentiella energin

$$E_p = (\rho + \Delta\rho)g l' - \rho g l' = \Delta\rho g l' \quad (\text{B15})$$

där

$l'$  = avståndet mellan tyngdpunkterna för den övre och undre delvolymen och vätskevolymen antas ha tvärsnittet  $l$ .

Om densiteten varierar i övergångszonen, mellan de båda skikten enligt figur B1 erhålles

$$E_p = -g l^2 \frac{d\rho}{dz} \quad (\text{B16})$$

Ändringen i potentiell energi kan jämföras med den kinetiska energin pga de turbulenta hastighetsfluktuationerna. För en plan, tvådimensionell strömning kan den kinetiska energin för en enhetsvolym skrivas

$$E_k = \frac{1}{2} \bar{\rho} (\overline{|u'|^2} + \overline{|w'|^2}) \quad (\text{B17})$$

där

$E_k$  = tidsmedelvärdet av den kinetiska energin

$\bar{\rho}$  = tidsmedelvärdet av densiteten

$u'$  och  $w'$  = momentana hastighetsfluktuationer i  $x$ - och  $z$ -riktningarna.

Om Prandtl's blandningslängdshypotes antas gälla är  $|u'|$  och  $|w'|$  av samma storleksordning och korrelerade.  $|u'|$  kan uttryckas



$$|\overline{u'}| = l \left| \frac{d\overline{u}}{dz} \right| \quad (\text{B18})$$

Den kinetiska energin kan sålunda skrivas

$$E_k \sim \bar{\rho} l^2 \left( \frac{d\overline{u}}{dz} \right)^2 \quad (\text{B19})$$

där  $l$  = blandningslängden.

Om nu den potentiella energin jämförs med den kinetiska energin fås

$$\frac{E_p}{E_k} \sim - \frac{g}{\rho} \frac{\frac{d\bar{\rho}}{dz}}{\left( \frac{d\overline{u}}{dz} \right)^2} = \text{Ri} \quad (\text{B20})$$

Detta är Richardsons tal som brukar användas för karakterisering av ett språngskikts stabilitet.

Enligt Boussinesq's approximation kan medelvärdet  $\bar{\rho}$  i första faktorn ersättas av  $\rho$  svarande mot endera skiktet. Däremot är det av betydelse att tidsmedelvärdet används i densitetsgradienten. Vid mätningar brukar båda gradienterna hänföras till sina maximalvärden inom språngskiktet.

Det är emellertid förknippat med stora svårigheter att i praktiken utnyttja Richardsons tal i den angivna formen. Ett förenklat Ri har definierats genom att relatera hastighetsgradienten till hastighetsdifferensen mellan skikten och det totala skiktdjupet. Densitetsgradienten uttrycks på analogt sätt. Härvid fås

$$\text{Ri} = - \frac{g}{\rho} \frac{\frac{d\bar{\rho}}{dz}}{\left( \frac{d\overline{u}}{dz} \right)^2} = \frac{g}{\rho} \frac{\Delta \rho h^2}{h v^2} = \frac{g \frac{\Delta \rho}{\rho} h}{v^2} = \frac{1}{F_d^2} \quad (\text{B21})$$

som visar att Ri får formen av Froudes densimetriska tal. Inträngningshastigheten kan också beskrivas som funktion av Ri.

Referenser till appendix B

1. Tamura, G.T. - Wilson, A.G., Building Pressures Caused by Chimney Action and Mechanical Ventilation, ASHRAE Transactions, Vol. 73, Part II, 1967.
2. Cederwall, K. - Larsen, P., Hydraulik för Väg- och Vattenbyggare, Liber Läromedel, Lund 1967.



## APPENDIX C

### Plymekvationer

Studier av utsläppsförlopp och blandningsmekanismer sker sedan gammalt exempelvis inom recipienthydrauliken. Källparametern, dvs utsläppets storlek, kan definieras med utgångspunkt från två olika typer av utsläpp: strålfloden och polymer. För den första styrs förloppet av utflödet av rörelsemängd per tidsenhet, för den andra av utflödet av densitetsunderskott. För en brandgaskon gäller att blandningsförhållandena, åtminstone på större avstånd från branden, kan studeras med utgångspunkt från att initiella rörelsemängden är försumbar och att plymekvationerna gäller.

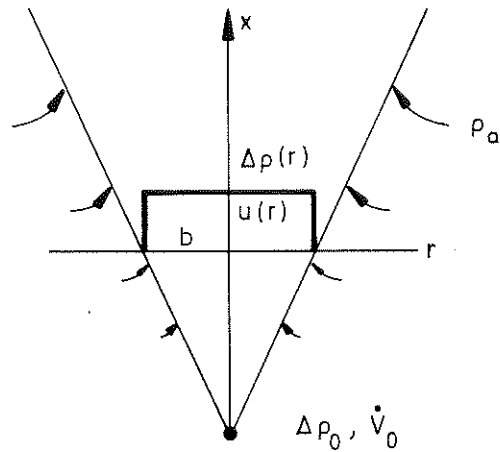
Avsnitten 1 och 2 nedan ger en kortfattad beskrivning av hur strukturen av plymekvationerna i avsnitt 2.3 kan bestämmas genom renodlade dimensionsbetraktelser eller genom lösning av problemets jämviktsekvationer. Delavsnitt 3 ger, i direktkopierad form, en dimensioneringsmodell för massflödet i reella polymer, inklusive flödet i flamregionen. Modellen är helt nyligen framtagen av Zukoski men byggd på ett sådant experimentellt underlag att den får ses som tämligen slutgiltig.

#### C1 Dimensionsbetraktelser

Fig C1 Betrakta polymeren i figur C1. Massflödet antas genereras av en punktkälla som producerar ett utflöde av densitetsunderskottet

$$B_0 = \dot{V}_0 \Delta \rho_0 g \quad (C1)$$

per tidsenhet. Här är  $\dot{V}_0$  = volymflöde,  $\Delta \rho_0$  är det initiella densitetsunderskottet i flödet  $\dot{V}_0$  och  $g$  = jordacceleration. Om referensdensiteten  $\rho_a$  är konstant (gäller för brandförhållanden, däremot inte exempelvis vid studier av atmosfäriska polymer) är storheten  $B_0$  konstant längs polymerens höjddkoordinat  $x$ ;



Figur C1 Idealiserad plym

$$B = \int_0^{\infty} u \Delta \rho 2\bar{u} r dr = \text{konstant} = B_0 \quad (\text{C2})$$

Följande variabler bestämmer förloppet (som förutsättes turbulent)

- källstyrkan  $\dot{V}_0 \Delta \rho_0$
- jordaccelerationen  $g$
- referensdensiteten  $\rho_a$ .

En användning av  $\Pi$ -teoremet ger då  $m = 3$ . Eftersom antalet fundamentala dimensioner  $n = 3$ , blir  $m - n = 0$  och en styrande dimensionslös parameter saknas.

Beroende variabel är, förutom flödet av densitetsunderskott  $B$  ovan, volymflödet  $\dot{V}(x)$ . Eftersom  $B$  har det konstanta värdet  $B_0$  kan volymflödet skrivas

$$\dot{V} = f(B_0, \rho_a, x) \quad (\text{C3})$$

$\dot{V}$  har dimensionen  $m^3 s^{-1}$ ,  $B_0$   $ms^{-3} kg$ ,  $\rho_a$   $m^{-3} kg$  samt  $x$   $m$ .

Ansättes nu

$$\dot{V} = B^a \cdot \rho_a^b \cdot x^c \quad (C4)$$

erhålles

$$a = -b = 1/3 \text{ samt } c = 5/3$$

dvs

$$\dot{V} \sim \left(\frac{B_0}{\rho_a}\right)^{1/3} x^{5/3} \quad (C5)$$

eller

$$\dot{V} \sim \left(\dot{V}_0 \frac{\Delta p}{\rho_a} g\right)^{1/3} s^{5/3} \quad (C6)$$

Från experiment, se referensen /C1/, kan proportionalitetskonstanten härledas och ekvation C6 skrivas

$$\dot{V} = 0.153 \left(\frac{B_0}{\rho_a}\right)^{1/3} x^{5/3} \quad (C7)$$

## C2 Beräkning av massflöden ur differentialekvationer

Följande härledning bygger på uppsatsen /C2/ av Morton et al, ett i sammanhanget klassiskt arbete.

Antag att plymen i figur C1 har sk höghattsprofil (eng "top hat profile"), dvs att hastighet och temperatur är konstanta tvärs över plymens radie b samt lika med noll utanför plymradien. En annan förutsättning är bl a att proportionalitet råder mellan den horisontella hastighet varmed luft sugas in i plymen och den vertikala hastigheten u; proportionalitetskonstanten kallas  $\alpha$ . Kontinuitetsekvationerna för volym, rörelsemängd och värmeinhåll ger då

$$\frac{d}{dx} (\pi b^2 u) = 2\pi b \alpha u \quad (C8)$$

$$\frac{d}{dx}(\pi b^2 u^2 \rho) = \pi b^2 g (\rho_a - \rho) \quad (C9)$$

$$\frac{d}{dx}[\pi b^2 u \rho c_p (T - T_a)] = 0 \quad (C10)$$

Vidare görs antagandet att alla densitetsvariationer är så små med avseende på  $\rho_a$  att hänsyn till dem bara behöver tas när differensen  $(\rho_a - \rho)$  uppträder explicit, den sk Boussinesq-approximationen. Ekvation (C10) kan omedelbart integreras till

$$\pi b^2 u \rho c_p (T - T_a) = \text{konstant} = \dot{Q} \quad (C11)$$

Nu är

$$\rho (T - T_a) = \rho T_a \left(\frac{\Delta T}{T_a}\right) = \rho T_a \left(\frac{\rho_a}{\rho} - 1\right) = T_a (\rho_a - \rho) \quad (C12)$$

Insättning av  $(\rho_a - \rho)$  i högra ledet av ekvation (C9) samtidigt som  $\rho$  i vänstra ledet sätts  $= \rho_a$  enligt approximationen ovan

$$\frac{d}{dx}(b^2 u^2) = \frac{\dot{Q} \cdot g}{u \cdot \pi c_p T_a \rho_a} = \frac{\dot{Q}'}{u} \quad (C9')$$

Som förut gäller

$$\frac{d}{dx}(b^2 u) = 2b\alpha u \quad (C8')$$

Ansättes nu

$$b = c_1 x^m \quad (C13a)$$

$$u = c_2 x^n \quad (C13b)$$

blir efter mellanräkningar (som utelämnas här) och identifiering

$$m = 1 \quad (C14a)$$

$$n = -1/3 \quad (C14b)$$

$$c_1 = 6\alpha/5 \quad (C14c)$$

$$c_2 = \frac{5}{6\alpha} \left( \frac{9}{10} \alpha \dot{Q}' \right)^{1/3} \quad (C14d)$$

Volymflödet  $\dot{V} \sim b^2 u \sim x^{5/3}$ , jfr ekvationerna (C5-C7).

### C3 Recept för beräkning av plymflöden

Följande är en direktkopia av appendix B i referens /C3/.

( $Q_D^*$ , dimensionslös effektparameter =

$$= \frac{\dot{Q}}{\rho_u c_p T_a \sqrt{gD} \cdot D^2} )$$

### ENTRAINMENT RECIPE

The following recipe is recommended for mass flux computations. Given the heat release rate,  $\dot{Q}_f$  in kW, burner diameter  $D$ , in meters and height above the burner where plume mass flux is desired, the following quantities are calculated.

$$Q_X^* = 8.993 \times 10^{-4} \frac{\dot{Q}_f}{X^{3/2}} \quad (B1)$$

where  $X$  is any length scale in meters.

First step is to determine the average flame height from the formulae,

$$\left. \begin{aligned} \frac{Z_{fl}}{D} &= 3.3 Q_D^{*2/3} & Q_D^* &\leq 1 \\ \frac{Z_{fl}}{D} &= 3.3 Q_D^{*2/3} & Q_D^* &> 1 \end{aligned} \right\} (B2)$$



The maximum flame height is obtained from,

$$\left. \begin{aligned} \frac{Z_{flm}}{D} &= 1.4 \frac{Z_{fl}}{D} & Q_D^* &\leq 1 \\ \frac{Z_{flm}}{D} &= \frac{Z_{fl}}{D} + \frac{1}{2} \left[ 1.44 \frac{Z_{fl}}{D} - 0.13 \right]^{\frac{1}{2}} & Q_D^* &> 1 \end{aligned} \right\} \quad (B3)$$

The next step is to determine the virtual plume origin for the burner-floor or burner-no floor configurations as desired,

$$\left. \begin{aligned} \text{Burner with floor} \quad \frac{Z_0}{D} &= 0.50 - 0.33 \frac{Z_{fl}}{D} \\ \text{Burner without floor} \quad \frac{Z_0}{D} &= 0.80 - 0.33 \frac{Z_{fl}}{D} \end{aligned} \right\} \quad (B4)$$

Having calculated all these quantities, the formulae for entrainment rates are,

$$\left. \begin{aligned} \text{Initial Region:} \quad \dot{m}_1 &= 0.447 \rho_\infty D Z^{3/4} \text{ in kg/s.} \\ \text{Turbulent Flame:} \quad \dot{m}_2 &= 0.21 \rho_\infty \sqrt{g Z_v} Z_v^2 Q_{Z_{vf}}^{*1/3} \\ \text{Far Field:} \quad \dot{m}_3 &= 0.21 \rho_\infty \sqrt{g Z_v} Z_v^2 Q_{Z_v}^{*1/3} \end{aligned} \right\} \quad (B5)$$

where  $Z_v = Z + Z_0$  and  $Z_{vf} = Z_{flm} + Z_0$ .

Given these formulae, the two transition points are obtained from,

$$\left. \begin{aligned} \dot{m}_1 [Z_{t1}] &= \dot{m}_2 [Z_{t1}] \\ \dot{m}_1 [Z_{t2}] &= \dot{m}_3 [Z_{t2}] \end{aligned} \right\} \quad (B6)$$

After all these calculations, the following procedure is used to compute the plume mass flow rates,

If  $Z_{t1} < Z_{flm}$  then,

$$\left. \begin{aligned} Z < Z_{t1} \quad \dot{m}_p &= \dot{m}_1 [Z] \\ Z_{t1} \leq Z \leq Z_{flm} \quad \dot{m}_p &= \dot{m}_2 [Z] \\ Z > Z_{flm} \quad \dot{m}_p &= \dot{m}_3 [Z] \end{aligned} \right\} \quad (B7)$$

If  $Z_{t1} \geq Z_{flm}$  then,

$$\left. \begin{aligned} Z \leq Z_{t2} \quad \dot{m}_p &= \dot{m}_1 [Z] \\ Z > Z_{t2} \quad \dot{m}_p &= \dot{m}_3 [Z] \end{aligned} \right\} \quad (B8)$$

Referenser till appendix C

- C1 Rouse, H. - Yih, C.J. - Humphreys, H.W., Gravitational Convection From a Boundary Source, Tellus, Vol. 4, s. 201, 1952.
- C2 Morton, B.R. - Taylor, G. - Turner, J.S., Turbulent Gravitational Convection From Maintained and Instantaneous Sources, Proc. Royal Society, Vol. 234, Jan 1956.
- C3 Cetegen, B.M. - Zukoski, E.E. - Kubota, T., Entrainment and Flame Geometry of Fire Plumes, NBS-GCR-82-402, Washington, Aug 1982.



## APPENDIX D

Med referens /M.N/ avses referens M i kapitel N

### Utkast till forskningsprojekt

Nedan beskrivs i mycket kortfattad form de forskningsprojekt, P1 - P10, som bedöms som mest angelägna.

En generell anmärkning: Det förutsätts genomgående att projekten omfattar en studie i vilken omfattning modellskaleförsök kan komplettera fullskaleförsöken. Speciellt gäller detta projekten P1, P3, P4 och P5.

#### P1 Rökfyllnad av större lokaler

Syfte: Bestämma tillgänglig utrymmestid för brand i rum av typen offentliga lokaler.

Genomförande: Experimentellt studera rökfyllnadsprocessen för nämnda typ av rum vid brand i inredningsdetaljer. Som brandkälla bör väljas den typ av möbler som studerats i projektet "Det tidiga brandförloppet" och för vilka föreligger data som beskriver effektutveckling, rökalstring etc. I uppgiften ingår också beräkningar via datormodell samt, implicit, en jämförelse av tillförlitligheten hos olika plymekvationer.

Ekonomisk ram: 400 - 500 kkr.

#### P2 Glödbrandsförloppet

Syfte: Studera förloppet för glödbrand i stoppmöbel eller säng och undersöka effektiviteten hos olika typer av rökdetektorer.

Genomförande: I ett antal (~ 3 - 5) fullskaleförsök kartlägga miljön under en glödbrand i ett mindre rum samt studera inverkan av detektorval (typ, känslighet och placering) på tillgänglig utrymningstid.

Ekonomisk ram: 200 kkr.

### P3 Rökspridning i lägenhet eller enplans enfamiljshus

Syfte: Kartlägga rökspridning för en flerrumskonfiguration i ett plan.

Genomförande: Utföra en serie fullskaleexperiment i en lämplig byggnad och studera rökfyllnads- och rökspridningsprocessen. Viktiga mätdata, förutom temperatur och djup hos övre gaslager, är även detta lagars stabilitet. Minimiantalet rum är 3 - 4. I uppgiften ingår också att kontrollera tillförlitligheten hos existerande datorprogram (zonmodeller) och genomföra ett utvecklingsarbete om så behövs.

Strömning genom ventilationskanaler etc förutsättes studeras i annat projekt.

Ekonomisk ram: 500 kkr.

### P4 Rökspridning i tvåplans bostadshus

Syfte: Att för en planlösning typisk för tvåplans enfamiljshus kartlägga brandgasspridning.

Genomförande: Noggrant utvärdera redan gjorda försöksserier, se t ex referenserna /4.5/ och /5.5/. Undersöka om Tanakas zonmodell, referens /5.11/, och senare gjorda arbeten kan användas som evalueringsinstrument. Om så bedöms nödvändigt, planera en serie fullskaleförsök.

Ekonomisk ram: 100 kkr.

### P5 Spridning i flervånings bostadshus. Effekt av trapphusventilation

Syfte: Att för planlösningar representativa för flervånings bostadshus undersöka rökgasspridning och effekten av trapphusventilation.

Genomförande: För olika representativa klimatförhållanden (vindriktning och -hastighet, vinter- och sommartemperaturer) i fullskaleexperiment undersöka spridning från trapphus in i

bostadslägenheter samt effektiviteten av trapphusventilation. Utarbeta en datormodell som ger möjlighet till parameterstudier, med vindhastigheter, läckageareor, ventilationsareor, brandeffekt som viktigaste parametrar. Eventuellt fordras en kompletterande vindtunnelundersökning för att erhålla tryckkoefficienten  $C_v$  som funktion av vindriktning och närvaro av omgivande byggnader.\*

Ekonomisk ram: 400 kkr.

#### P6 Aktiva kontrollsysteem

Syfte: Inledande studera främst inverkan på bygg- och underhållskostnader av att ersätta eller komplettera nuvarande åtgärder för kontroll av rökspridning med aktiva system.

Genomförande: Den variant av aktiva system som föreslås utvärderad är metoden med övertryck i trapphus, utformad efter den brittiska Code of Practice. Utvärderingen bör ske för en specificerad byggnad av höghustyp under projektering och göras i samarbete mellan projekterande arkitektkontor och en brandfysiker. I uppgiften bör ingå en utvärdering av Klotes datorprogram, se referens /12.11/.

Ekonomisk ram: 150 kkr.

Anmärkning: En ändring av byggnormen i riktning mot att tillåta övertryckssystem generellt är en relativt genomgripande åtgärd, som bör genomföras på samnordisk basis och efter gemensam utvärdering, helst i form av fullskaleexperiment. Detta förutsätter uppförande av ett provningshus (höghus) av den typ som finns i Japan, Frankrike, Kanada och andra länder. Finansieringen av en sådan försöksbyggnad kräver förmodligen ett samarbete mellan de nordiska länderna. Den norsk-svenska grupp som bildats på området rökspridning kan vara ett lämpligt organ att starta en diskussion på detta område.

---

\*Se avsnitt 1.3.5 samt Morgan, J. och Marchant, E.W., Some Effects of Natural Wind on Vent Operation in Shopping Malls, CIB Symposium, Garston, UK, 4-5 Nov, 1975.

## P7 Rökfyllnad av inomhusgårdar, inomhuskvarter etc

Syfte: 1. Granska och översätta engelska rekommendationer  
2. Utveckla en försöksuppställning för experiment i modellskala.

Genomförande: 1. De engelska rekommendationer, referens /1.9/, som utarbetats jämförs med annan tillgänglig litteratur på området, granskas med hänsyn tagen till svenska förhållanden och översätts.

2. Erfarenheterna från England och andra länder pekar på att studier i modeller är en utmärkt metod att evaluera olika lösningar på ventilationsproblemet. En byggnadsteknisk institution föreslås därför få i uppdrag att studera problemet, producera en lämplig försöksuppställning och därefter vara beredd att genomföra försök i modellskala när nya byggnadsprojekt så kräver.

Ekonomisk ram: 1. 100 kkr  
2. 150 kkr.

## P8 Rökspridning via luftbehandlingsinstallationer

Syfte: Belysa konsekvenserna och effektiviteten av bestämmelserna i SBN 80 kapitel 52:34.

Genomförande: I uppgiften ingår att för några yttre vindförhållanden och yttertemperaturer beräkna tryckmönstret i en byggnad med ventilationskanaler när fläktarna är avstängda. Förmodligen bör detta kunna ske med de datorprogram som finns tillgängliga på högskolornas institutioner för värme- och installationsteknik; i annat fall kan datorprogrammet i referens /12.11/ användas. Vald byggnad bör bestå av ca 6-8 våningar så att inverkan av skorstenseffekten kan studeras. Med tryckmönstret utan brand klarlagt bör tryck- och strömningsförhållandena vid en brand närmare utredas.

Ekonomisk ram: 100 kkr.

Anmärkning: Projekt M11 "Brandskydds krav på luftbehandlingsinstallationer" i nuvarande projektkatalog modifieras så att tryckfalls- och strömningsberäkningar överförs till projekt P8.

## P9 Utvecklingsarbete med fältmodeller

Syfte: Bedöma den praktiska användbarheten och utvecklingspotentialen av existerande fältmodeller.

Genomförande: Som betonas flera gånger under utredningen kan zonmodeller bara ge en översiktlig medelvärdesbild av temperatur- och strömningsfält. Åtskilliga fenomen, t ex fyrskiktsströmningen i korridorer, kan matematiskt studeras enbart genom en lösning av fältekvationerna. Uppgiften består i att detaljstudera några existerande fältmodeller, exempelvis de som beskrivs i referenserna /4.11/ och /13.11/ och bedöma den praktiska användbarheten. Lämplig person torde vara numerisk strömningstekniker och hämtas exempelvis från FFA, Stockholm, eller NTH, Trondheim.\* Eventuellt bör också en brandfysiker kopplas till projektet.

Ekonomisk ram: 150 kkr.

## P10 Handbok för beräkning av rökproduktion och rökspridning

Syfte: I lättillgänglig handboksform sammanställa existerande kunskap beträffande rökalsstring och rökspridning.

Genomförande: Den kunskapsbas som redovisats i denna utredning skulle vara av stort värde för alla som yrkesmässigt sysslar med byggnadstekniskt brandskydd. Som demonstrerats finns redan i nuläget stora möjligheter att kvantifiera viktiga delar av brandspridningsprocessen (tryckdifferentialer, massflöden, rökfyllnadshastigheter etc). Informationen är emellertid inte lättillgänglig utan behöver systematiseras i handboksform och kompletteras med ett antal praktiska beräkningsexempel. Eventuellt bör handboken skrivas på engelska.

Ekonomisk ram: 100 kkr.

---

\*Som exempel på redan gjorda arbeten på NTH kan nämnas Hjertager, B.H. och Magnussen, B.F., Numerical Prediction of Three-Dimensional Turbulent Buoyant Flow in a Ventilated Room, Heat Transfer and Turbulent Buoyant Convection, Ed. Spalding, D.B. och Afgan, N., Hemisphere Publishing Corp., Washington, 1977.





## APPENDIX E

### Huvudsakliga beteckningar

A	öppningsyta (=B·H)
A <sub>e</sub>	yta av springa eller annan mindre öppning
B	öppningens bredd
c <sub>v</sub>	värme kapacitet vid konstant volym
c <sub>p</sub>	värme kapacitet vid konstant tryck
C <sub>d</sub>	avbördnings- eller flödeskoefficient
C <sub>v</sub>	formfaktor för vindtryck
D	hydraulisk diameter
D	dimensionslöst avstånd golv - övre rökgaslager
d	gaslagrets tjocklek
e	specifik energi, definierad av ekvation (A7)
F	Froude-talet ( $v^2/gd$ )
F <sub>d</sub>	densimetriska Froude-talet ( $\rho v^2/g \cdot d \cdot \Delta\rho$ )
H	öppnings höjd
H <sub>N</sub>	avstånd neutrallager - öppnings nedre kant
H <sub>U</sub>	avstånd neutrallager - öppnings övre kant
$\dot{m}_a$	massflöde kall luft
$\dot{m}_g$	massflöde het rök
$\dot{m}_e$	massflöde genom springa
$\dot{m}_p$	massflöde i brandplym
$\dot{m}_{pt}$	massflöde i brandplym med punktformig källa
N	dimensionslöst avstånd golv - neutrallager
P	tryck
P <sub>a</sub>	normalt lufttryck
P <sub>g</sub>	tryck i brandgas

$\dot{Q}$	värmeutveckling eller -effekt
$\dot{Q}_C$	värmeflöde till tak och väggar
R	gaskonstant för specifik gas
$R_O$	universell gaskonstant
t	tid
S	golvyta
$T, T_e, T_g$	gastemperatur
$T_a$	normal lufttemperatur
U	karaktäristisk hastighet = $(g \dot{Q} / \rho_a T_a c_p W)^{1/3}$
v	hastighet
V	volym
W	bredd av korridor
$X_D$	avstånd golv - övre gaslager
$X_N$	avstånd golv - neutrallager
Y	definieras av figur 3.1 = $Y/H$
Y	vertikal koordinat för övre rökgaslager <u>eller</u> masskoncentration av CO (ekvation (3.9))
$\alpha, \alpha_o$	proportionalitetskonstant för inträngningshastighet i plymer
$\beta$	volymutvidningskoefficient
$\gamma$	gram producerad CO/gram förbränt material
$\Delta$	differential
$\xi$	motståndstal vid strömningsberäkning
$\lambda$	friktionstal <u>eller</u> $\dot{Q}_C / \dot{Q}$
$\Pi$	dimensionslösa tal
$\rho$	densitet
$\tau$	dimensionslös tid, ekvation (3.6)