



# LUND UNIVERSITY

## **Brandrisker - fönsterprofiler av plast, aluminium och trä. En jämförande studie genom experiment i fullskala. Fire hazards of window-frames of plastics, aluminium and wood. Full scale experiments - a comparison**

Ondrus, Julia; Pettersson, Ove

1987

[Link to publication](#)

*Citation for published version (APA):*

Ondrus, J., & Pettersson, O. (1987). *Brandrisker - fönsterprofiler av plast, aluminium och trä. En jämförande studie genom experiment i fullskala. Fire hazards of window-frames of plastics, aluminium and wood. Full scale experiments - a comparison*. (LUTVDG/TVBB--3037--SE; Vol. 3037). Department of Fire Safety Engineering and Systems Safety, Lund University.

*Total number of authors:*

2

### **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/>

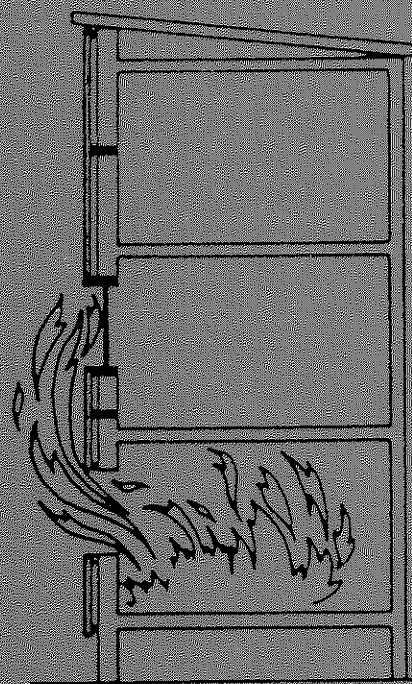
### **Take down policy**

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 UNIVERSITY · SWEDEN  
INSTITUTE OF SCIENCE AND TECHNOLOGY  
DEPARTMENT OF FIRE SAFETY ENGINEERING  
REPORT LUTVDG/ (TVBB - 3037)  
ISSN 0282 - 3756



JULIA ONDRUS & OVE PETTERSSON

BRANDRISKER - FÖNSTERPROFILER AV  
PLAST, ALUMINIUM OCH TRÄ

En jämförande studie genom experiment  
i fullskala

FIRE HAZARDS OF WINDOW-FRAMES OF  
PLASTICS, ALUMINIUM AND WOOD  
Full Scale Experiments - a Comparison

LUND 1987



Tekniska och naturvetenskapliga högskolan  
Lunds universitet  
Institutionen för brandteknik  
Box 118  
221 00 LUND  
Tel.: 046/10 73 60

Institute of Science and Technology  
Lund University  
Fire Safety Engineering  
Box 118  
S-221 00 LUND, Sweden  
Telephone +46-46-10 73 60

Rapport LUTVDG/(TVBB-3037) (1987)  
ISSN 0282-3756

Julia Ondrus & Ove Pettersson

BRANDRISKER - FÖNSTERPROFILER AV PLAST, ALUMINIUM OCH TRÄ  
En jämförande studie genom experiment i fullskala

FIRE HAZARDS OF WINDOW-FRAMES OF PLASTICS, ALUMINIUM AND  
WOOD  
Full Scale Experiments - a Comparison

Forskningsprojekt, finansierat genom medel från Statens  
råd för byggnadsforskning BFR och plastindustrin genom  
Sveriges plastförbund SPF.



## INNEHÅLLSFÖRTECKNING

### FÖRORD

SUMMARY sid 1

TABLE OF CONTENTS sid 7

1 SAMMANFATTNING sid 9

2 INLEDNING sid 15

2.1 Undersökningens bakgrund sid 15

2.2 Syfte sid 17

3 PROJEKTETS MÅL OCH UPPLÄGGNING I STORT sid 19

4 TIDIGARE UNDERSÖKNINGAR sid 23

5 PROJEKTETS DETALJERADE UPPLÄGGNING.  
FÖRSÖKSHUS OCH INSTRUMENTERING sid 29

5.1 Brandprovningshus sid 31

5.2 Fönster sid 34

5.2.1 Fönsteröppningar sid 34

5.2.2 Testfönster sid 35

5.3 Brandbelastning sid 42

5.4 Instrumentering sid 45

5.4.1 Temperatur sid 48

5.4.2 Strålning och totalt värmeflöde sid 48

5.4.3 Rökgashastighet sid 50

5.4.4 Koncentration av väteklorid HCl i utgående  
brandgaser sid 51

6	BRANDFÖRLOPP OCH TERMISK FASADPÅVERKAN	sid 53
6.1	Klimatförhållanden	sid 54
6.2	Brandbelastningens förbränningsgrad	sid 55
6.2.1	Översiktlig problembeskrivning	sid 55
6.2.2	Uppskattning av bränsleöverskotts-faktorn	sid 60
6.3	Brandcellens gastemperatur	sid 64
6.3.1	Allmänt	sid 64
6.3.2	Experimentella resultat	sid 67
6.3.3	Teoretisk analys	sid 73
6.4	Rökgastemperatur och rökgashastighet i brandcellens fönsteröppningar	sid 78
6.4.1	Rökgastemperatur	sid 78
6.4.2	Rökgashastighet	sid 81
6.5	Karakteristika för utvändiga flammor och heta gaser framför fasaden	sid 82
6.6	Termisk påverkan mot fasaden	sid 91
7	FÖNSTERKONSTRUKTIONERNAS BRANDBETEENDE	sid 99
7.1	Observationer	sid 100
7.1.1	Testfönster av polyvinylklorid PVC - brandbelastning typ A	sid 100
7.1.2	Testfönster av polyvinylklorid PVC - brandbelastning typ B	sid 104
7.1.3	Testfönster av polyuretan PUR - brandbelastning typ B	sid 107
7.1.4	Testfönster av aluminiumlegering Al - brandbelastning typ B	sid 110
7.1.5	Risk för korrosionsskador inuti en fasadvägg	sid 113
7.2	Sammanfattande bedömning	sid 116
	REFERENSER	sid 119
	APPENDIX A Provningsmetod SP A4 105	sid 123

## FÖRORD

En stor andel av de träfönster som installerades under 1960- och 1970-talen håller nu på att utbytas dels på grund av skador och konstruktionsfel, dels för att tillgodose dagens krav på värmeisolering och täthet. Produkter med längre livslängd och bättre underhållsegenskaper än standardträfönster har börjat efterfrågas av marknaden. Därmed har fönster med karm och båge av plast introducerats som alternativ. Före en lansering i stor skala har det bedömts angeläget att undersöka bl a plastfönstrens brandbeteende vid användning i flervåningshus.

I en studie, omfattande experiment i fullskala, har brandrisker och brandbeteende för fönsterprofiler av plast och aluminium jämförts med fönsterprofiler av trä. Undersökningen genomfördes under perioden 1979-82. Resultat och slutsatser har redovisats kortfattat i olika sammanhang i omedelbar anslutning till de utförda fullskaleförsöken. I föreliggande rapport presenteras undersökningen i sin helhet.

Undersökningen har finansierats med ekonomiskt stöd från Statens råd för byggnadsforskning och plastindustrin genom Sveriges plastförbund.

Vi vill här framföra ett varmt tack till alla som - med ekonomiskt bidrag eller genom sin arbetsinsats - gjort undersökningen möjlig att genomföra.

Lund, maj 1987

Julia Ondrus

Ove Pettersson





## SUMMARY

The main purpose of the project was to examine the fire behaviour and the fire hazard of windows with window-frames of plastic materials - polyvinyl chloride PVC, and polyurethane PUR - or aluminium alloy, when placed in a multi-storey building and exposed to flames and hot gases emerging from a window opening at a real fire in a single compartment. The investigation was carried out as a comparative study in the form of full-scale experiments, at which the windows tested and standard windows with frames of wood were exposed simultaneously to the same heating conditions.

The tests showed that the windows with frames of PVC or PUR - in tested design with windows inwardbound and hinged to strengthenings of aluminium and steel profiles respectively - do not give rise to any larger fire hazard than the standard windows with frames of wood.

A study of the external thermal exposure on the facade, received in a multistorey-building at a fire in a single compartment was included in the project as a separate investigation. The purpose then was to illustrate the increased thermal exposure on the facade - and the related consequences - when the fire load was composed of combustible linings and/or components of furniture of synthetic materials (fire load of type B in the test series). This thermal exposure was compared with the corresponding exposure from a compartment fire with a fire load of wooden cribs and without any combustible linings (fire load of type A in the test series).

A critical analysis and assessment of the laboratory test method of that time [1], on the basis of the results rendered, led to a development of a new test method. Partly, this development was done within a later research project, at the National Testing Institute in Borås. The new method includes testing of windows as well as facades. For the description of the test method, see Appendix A.

In total, the study of the fire behaviour and fire hazard of windows with frames of PVC, PUR and aluminium alloy, included four full-scale experiments. All types of windows were tested at the strong thermal exposure (type B), i.e. an exposure obtained from a fire load of furniture of synthetic materials in a compartment with a combustible lining of wood on the walls and ceiling. The PVC-windows were tested also for the less severe thermal exposure from a fire of type A. The results of measurements and the observed damages of the windows enabled a comparison of the intensity and effects of the fires of the types A and B.

The test building, the structural detailing of the windows, the fire load characteristics, and the system and equipment of measurements in the different tests, are described in chapter 5. Chapter 6 gives an analysis of the fire development and the thermal exposure on the facade from the two types of fire loads. The results of the experiments are compared with some of the results, theoretically determined. A large number of temperature-time curves, heat flux and irradiance curves from the experiments are shown in the same chapter. The height and shape of the external flame, and the related temperature distribution and thermal exposure on the facade are discussed. Figure 1.1 compares the shape of the external flame for the fire load of type A and type B and the corresponding thermal exposure on the facade.

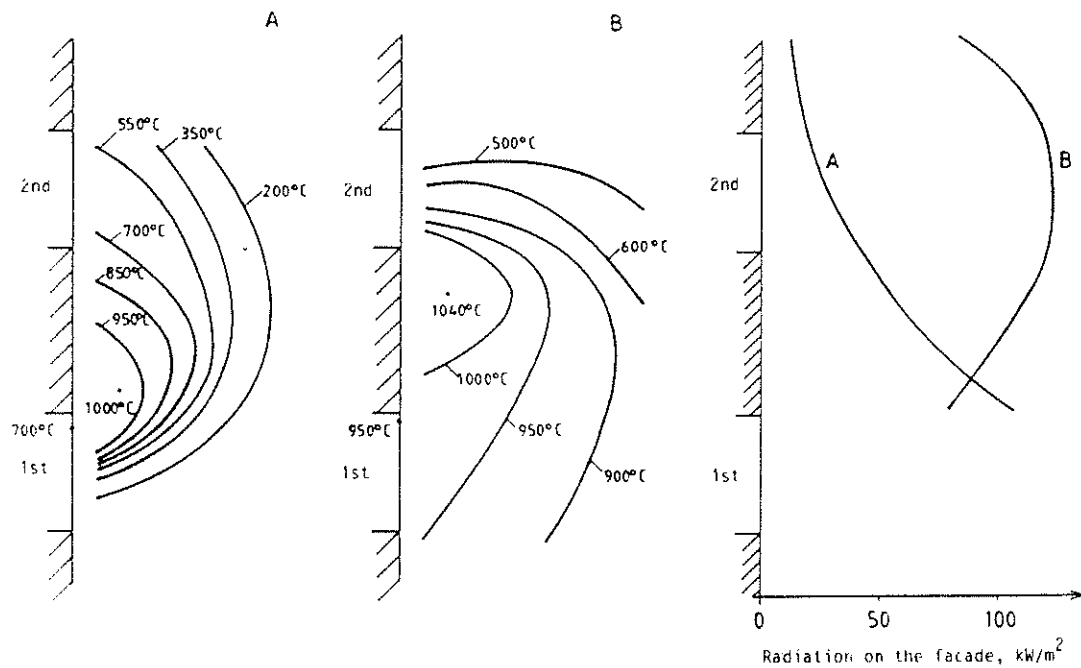


Figure 1.1 The height and the shape of the external flame and the corresponding thermal exposure on the facade, characterized by isotherms and distribution of radiation towards the facade at the time of maximum temperature close to the facade

A high rate of pyrolysis during a ventilation controlled fire causes a part of the pyrolysed gases to leave the fire compartment in an unburnt condition. At certain conditions, these gases can ignite outside the fire compartment and give rise to an increased thermal exposure on the facade. The ratio between the unburnt gases, leaving the fire compartment, and the total heat release at the pyrolysis defines the excess fuel factor. The excess fuel factor of fire load type A was roughly estimated to 0.25. That means that 25% of the fuel pyrolysed was burning outside the fire compartment. The estimated

excess fuel factor of fire load typ B was 0.65. Accordingly, 65% of the fuel burnt outside the fire compartment.

The excess fuel factor and the total rate of heat release influence decisively the heat flow and the radiation towards the facade. The total heat flow towards the facade decides, in its turn, the risk of fire spread from one storey to another.

In chapter 7 a description is given of visual observations together with a corresponding estimation for all fullscale tests. The damages of the test windows and their opening functions after the fire are commented on.

The measurements of the hydrochloric acid gas HCl, and the risk of corrosion within an external wall are discussed in section 7.1.5. Section 7.2 gives a summary estimation of the fire behaviour and hazard of the windows.

The following conclusions could be drawn:

- The greatest hazard to people is that cracked window panes fall down. There was, however, not found any difference in this respect between the windows tested and the reference windows with frames of wood,
- none of the uncracked window-panes get loose and fell down. This applies to all types of the windows tested as well as the reference windows. The larger thermal deformation of the windows with frames of aluminium caused the panes in these windows to be damaged at an earlier time of the fire exposure than for the other types of windows,
- the windows tested did not give rise to any increased hazard to fire spread along the facade, as compared to the reference windows,

- the risk of fire spread within an external wall due to the use of plastic materials in window frames is negligible.
  
- a fire load, including furniture of synthetic materials, can produce a much greater quantity of hydrochloric acid gas than windows with frames of PVC do.
  
- the test with polyurethane windows did not demonstrate any early ignition of the polyurethane frames and, consequently, did not lead to any increased risk of an early blocking of an escape.

Summarized, the investigation performed shows, that the windows with window-frames of PVC, PUR or aluminium alloy tested do not behave more hazardous, when fire exposed, than standard windows with window-frames of wood.

This conclusion is verified for inward-bound or standing windows, made of plastic materials with fire retardants and having strengthenings of metal profiles, in which hinges and fastening details are anchored.

Other details, as size, thickness of the panes, fillisters and their fittings, draught preventers or draught-excluding braids, are not decisive for the fire behaviour and fire hazard of the windows.



## TABLE OF CONTENTS IN SWEDISH

## PREFACE

	ENGLISH SUMMARY	p 1
	TABLE OF CONTENTS IN ENGLISH	p 7
1	SWEDISH SUMMARY	p 9
2	INTRODUCTION	p 15
2.1	Background of research project	p 15
2.2	Purpose	p 17
3	AIM AND OUTLINE OF THE RESEARCH PROJECT	p 19
4	EARLIER INVESTIGATIONS	p 23
5	OUTLINE OF THE RESEARCH PROJECT IN DETAIL. TEST BUILDING AND MEASUREMENTS	p 29
5.1	Building for fire tests	p 31
5.2	Windows	p 34
5.2.1	Window openings	p 34
5.2.2	Test windows	p 35
5.3	Fire load	p 42
5.4	Measurements	p 45
5.4.1	Temperature	p 48
5.4.2	Radiation and total heat flux	p 48
5.4.3	Fire gas velocity	p 50
5.4.4	Concentration of hydrochloric acid gas HCl	p 51



6	FIRE DEVELOPMENT AND THERMAL EXPOSURE ON THE FACADE	p 53
6.1	Climate conditions	p 54
6.2	Degree of combustion of fire load	p 55
6.2.1	Summary description of problem	p 55
6.2.2	Estimation of excess fuel factor	p 60
6.3	Gastemperature in fire compartment	p 64
6.3.1	Generally	p 64
6.3.2	Experimental results	p 67
6.3.3	Theoretical analysis	p 73
6.4	Fire gas temperature in and fire gas velocity through window openings of the fire compartment	p 78
6.4.1	Fire gas temperature	p 78
6.4.2	Fire gas velocity	p 81
6.5	Characteristics of external flames	p 82
6.6	Thermal exposure on the facade	p 91
7	FIRE BEHAVIOUR OF WINDOW-FRAMES	p 99
7.1	Visual observations	p 100
7.1.1	Test windows of PVC - fire load of type A	p 100
7.1.2	Test windows of PVC - fire load of type B	p 104
7.1.3	Test windows of PUR - fire load of type B	p 107
7.1.4	Test windows of aluminium - fire load of type B	p 110
7.1.5	Corrosion risk within an external wall	p 113
7.2	Summary approval	p 116
	REFERENCES	p 119
	APPENDIX A Swedish test method SP A4 105	p 123

## 1 SAMMANFATTNING

Projektets huvudsyfte var att klarlägga brandbeteende och brandrisker för fönster med karm och båge av plastmaterial - polyvinylklorid PVC och polyuretan PUR - eller aluminiumlegering under verkliga brandförhållanden, då fönstren är placerade i flervåningshus. Utvärderingen genomfördes som en jämförande studie genom experiment i fullskala där testfönstren utsattes för brandpåverkan parallellt med standardfönster med karm och båge av trä.

Undersökningen visade, att fönster med fönsterprofiler av PVC eller PUR - i testat utförande, dvs inåtgående och med förstärkning av aluminium respektive stålprofiler, i vilka gångjärnen är förankrade - inte innebär större brandrisk än standardfönster med profiler av trä.

Ett studium av den utvändiga termiska fasadpåverkan, som erhålls för ett flervåningshus vid brand i en enstaka brandcell eller våning har ingått i projektet som en delundersökning. Avsikten var därvid att belysa den ökning av den termiska fasadpåverkan, som uppstår - och orsakerna härtill - då brännbara innerytor och/eller komponenter av modern inredning av syntetiska material ingår i brandbelastningen (brandbelastning av typ B i försöksserien). Denna fasadpåverkan har jämförts med motsvarande påverkan vid brand i en brandcell med obrännbara innerytor och med en brandbelastning av enbart trä (brandbelastning av typ A i försöksserien).

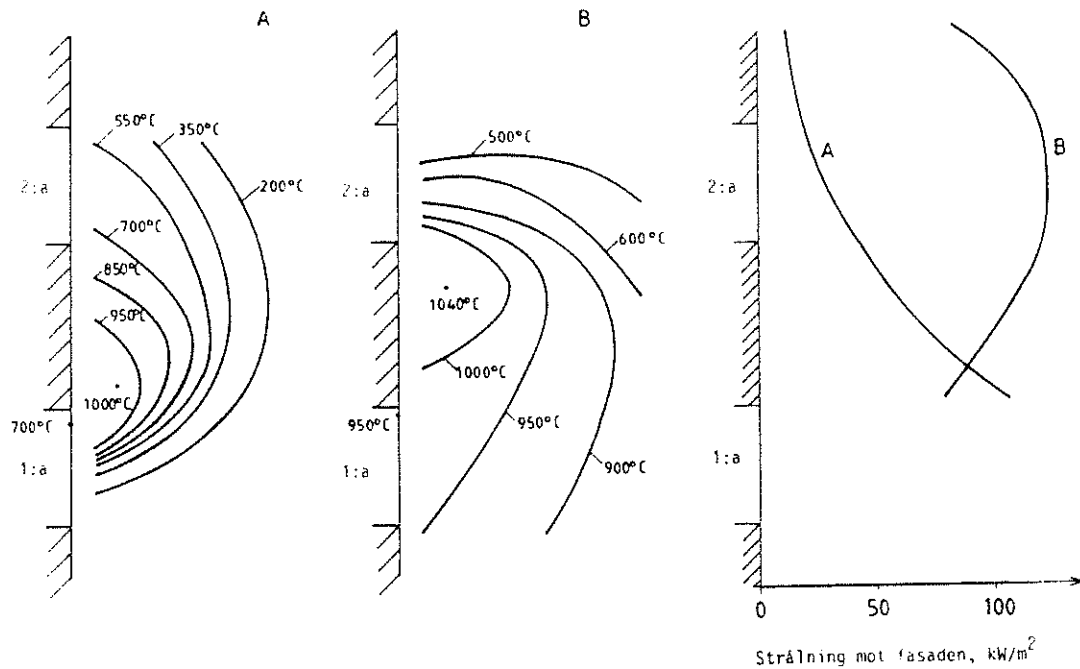
En kritisk analys och värdering av dåvarande provningsmetod, [1] med utgångspunkt från resultaten av här redovisad undersökning, ledde till en modifiering av denna metod. Provningsmetoden vidareutvecklades - inom ramen för ett

senare projekt - vid Statens provningsanstalt i Borås - och omfattar idag såväl fasadprovning som fönsterprovning. Provningsmetoden redovisas i Appendix A.

Totalt omfattade undersökningen fyra fullskaleförsök för studium av brandbeteende och brandrisker av fönster med karm och båge av PVC, PUR och aluminium. Samtliga fönster studerades vid den kraftigare termiska fasadpåverkan (typ B), från en brand med brandbelastning av trä och syntetiska material placerade i en brandcell med träpanel på vägg- och takytor. I jämförande syfte utsattes PVC-fönstren även för den mildare termiska fasadpåverkan (typ A). Erhållna mätresultat och observerade skador på fönstren gav möjlighet att jämföra intensitet och effekt av brand av typ A med brand av typ B.

I kapitel 5 beskrivs försökshus och fönsterkonstruktioner i detalj samt brandbelastning och instrumentering vid de olika försöken. Kapitel 6 ger en analys av brandförlopp och termisk fasadpåverkan vid de olika brandbelastningarna.

Experimentella resultat jämförs med vissa teoretiskt beräknade. Ett stort antal experimentellt bestämda tidskurvor för temperatur, värmefflöde och strålning redovisas. Den externa flammans längd och form, dess temperatur och den tillhörande termiska påverkan mot fasaden diskuteras. Skillnaden i flammans utseende och termisk påverkan mot fasaden mellan brandbelastning av typ A och brandbelastning av typ B belyses i figur 1.1.



Figur 1.1 Den externa flammans längd och form och tillhörande termisk fasadpåverkan, karakteriserad av isotermerna och fördelningen av strålning mot fasaden vid tiden för maximal temperatur närmast fasaden

Vid en hastig pyrolys och ventilationskontrollerat brandförlopp kommer en del av de vid pyrolysen bildade gaserna att lämna brandcellen i oförbränt tillstånd. Under vissa förhållanden kan de antända utanför brandcellen och därigenom förstärka den termiska påverkan mot fasaden. Den del av den vid pyrolysen totalt frigivna värmeenergin, som lämnar brandcellen och förbränns utanför denna, bestämmer den s k bränsleöverskottsfaktorn. Vid brandbelastning av typ A var bränsleöverskottsfaktorn cirka 0,25, dvs 25% av bränslet förbrändes utanför brandrummet. Vid brandbelastning av typ B var bränsleöverskottsfaktorn cirka 0,65. Vid denna brandbelastningstyp förbrändes alltså 65% av bränslet utanför brandrummet.

Förbränningen av bränslet utanför brandrummet och den totalt frigivna värmeenergin avgör storleken på värmeflödet och strålningen mot fasaden. Storleken härav avgör i sin tur om det vid en brand föreligger någon risk för brandspridning till ovanliggande våningsplan.

I kapitel 7 redovisas observationer och en utvärdering av dessa för vart och ett av fullskaleförsöken. Skador på testfönster och deras öppningsfunktion efter brand kommenteras. I avsnitt 7.1.5 redovisas mätresultat för vätekloridhalten HCl i utgående brandgaser och risken för korrosionsskador inuti en fasadvägg bedöms. I avsnitt 7.2 görs en sammanfattande riskbedömning. Denna kan sammanfattas så, att:

- nedfall av spruckna glasrutor utgör den största personrisken, men att någon avgörande skillnad i detta avseende inte föreligger mellan testfönster och referensfönster av trä,
- inga hela fönsterrutor lossnade och föll ner från vare sig PVC-, PUR- eller aluminiumfönstren. Dock orsakade de termiska deformationerna hos aluminiumfönstren, att glasrutorna i dessa skadades i något tidigare skede av branden än i övriga fönster,
- risken för brandspridning inuti fasadväggar som följd av användning av plastmaterial i karm och båge är försumbar,
- modern inredning av syntetiska material ensam kan ge upphov till väsentligt större vätekloridmängder i brandgaserna än vad PVC-fönstren kan ge, samt att
- försöken med polyuretanfönstren PUR, inte visar någon snabb antändning av polyuretanet och därmed inte någon

risk för en härigenom snabbt avspärrad utrymningsväg, eller förstärkt risk för brandspridning till ovanliggande våningsplan.

Sammanfattningsvis visar den genomförda undersökningen, att fönster med karm och båge av PVC, PUR eller provad aluminiumlegering inte har sämre brandbeteende och inte medför större brandrisk än standardfönster med karm och båge av trä. Slutsatsen är verifierad för fönster, som är inåtgående eller fasta, som är utförda av plastmaterial med brandhämmande tillsatser och som har plastprofiler förstärkta med metallprofil, i vilken gångjärn och infästningsdetaljer är förankrade.

Andra utformningsdetaljer, som storlek, glasrutornas tjocklek, inglasningslister och deras montering, tätning-lister och tätningmaterial i drevning är inte avgörande för fönstrens brandbeteende och brandrisk.



## 2 INLEDNING

### 2.1 Undersökningens bakgrund

Utveckling av fönster med karm och båge av plast ingår som en betydelsefull komponent i en allmän utveckling av nya material och produkter med längre livslängd, lägre underhållskostnader och förbättrade bruksegenskaper. Många av de träfönster, som installerades under 1960- och 1970-talen uppvisar idag omfattande rötskador. Skadorna kan i Sverige uppskattas motsvara en reparations- och utbyteskostnad av 500 Mkr (beräknad hösten 1978). En stor andel av tidigare installerade fönster måste därutöver förnyas för att tillgodose dagens krav på värmeisolering och täthet. Rötskador, stora underhållskostnader och nya krav på värmeisolering har medverkat till att bereda marknaden för plastfönster i hela Europa. I Västtyskland finns ca 240 miljoner fönster, varav 40% är äldre än 40 år. Vid renovering utbyts de ofta mot plastfönster. En fördelning av nyproduktionen på trä-, plast- och metallfönster i Västtyskland ger en bild av utvecklingen.

	1966	1970	1975	1980
Träfönster	75%	65%	50%	40%
Plastfönster	0%	5-10%	25%	40%
Aluminium- fönster och övriga	25%	25-30%	25%	20%

År 1980 gjordes alltså i Västtyskland 40% av samtliga nyproducerade fönster i plast. I Norden är andelen plastfönster ca 5% och tendensen är stigande. Plastfönstrens framgång beror dels på plastproducenternas omfattande provnings- och utvecklingsarbete, dels på plastfönstrens



förväntade lägre underhållskostnader och dels på att prisskillnaden mellan plast- och träfönster har minskat till 3-10%. Plastfönstren har blivit ekonomiskt konkurrenskraftiga.

Före en lansering i stor skala på den svenska marknaden har det bedömts angeläget att undersöka hur plastfönster klarar påfrestningar av det hårda nordiska klimatet samt att studera produkternas brandbeteende under verkliga brandförhållanden och att därvid parallellt försöka formulera funktionsbaserade krav och kriterier för typgodkännande.

Genom Sveriges plastförbund, Byggplastavdelning, Projektgrupp för plastfönster fick nuvarande Institutionen för brandteknik vid Lunds tekniska och naturvetenskapliga högskola i uppgift att kartlägga brandbeteendet hos fönster med karm och båge av polyvinylklorid PVC och polyuretan PUR i jämförelse med traditionella träfönster. För att göra bilden marknadsmässigt mer fullständig valdes att också medtaga aluminiumfönster i undersökningen.

Svensk Byggnorm begränsar starkt användningen av brännbart material i brandsäkra byggnaders fasader. Fönsterkarmar och fönsterbågar godkänns, om materialet är av massivt trä eller ur brandsynpunkt likvärdigt. Likvärdighet kunde, då projektet startades, påvisas enligt PM 1977-01-11 från Statens planverk genom att fönstret provades enligt en fastställd halvskalemetod. Metoden beskrivs i meddelande 124 från Statens provningsanstalt [1]. Dessutom gäller ett generellt krav på att materialet vid ringa brandpåverkan inte får ge upphov till mycket snabb brandspridning eller snabbt utveckla stor mängd rök. Kravet har för dessa typer av produkter föreslagits kopplat till kriterier för yt-skikt av klass III vid provning enligt SIS 02 48 23 (lådmetoden). För termoplastiska material som t ex PVC ger en provning enligt SIS 02 48 23 svårtolkade resultat. I

sådana tillämpningssammanhang hänvisar Statens planverk till relevanta provningar i hel- eller halvskala.

## 2.2 Syfte

I aktuellt fall bedömdes, att en undersökning av fönsterkonstruktionernas beteende vid en praktiskt representativ brandpåverkan borde ske i fullskala med fönstren applicerade i en flervåningsbyggnad.

Tillgänglig kunskap om termisk påverkan mot fasaden i en sådan byggnad vid brand i en enstaka brandcell eller våning bygger så gott som helt på resultat från rumsbränder med brandbelastning av trä, vanligen träribbstaplar. En sådan typ av brandbelastning är också representativ för sk traditionell inredning i t ex bostads- och kontorslägenheter. Utvecklingen går emellertid mot en ökad användning av syntetiska material i modern lägenhetsinredning och det kan förutses, att detta kommer att medföra förändrade karakteristika för den termiska påverkan vid brand mot en flervåningsbyggnads fasad.

Den effekt, som erhålls på en rumsbrands och utvändiga flammors egenskaper vid en förbränning av syntetiska inredningsmaterial, kan approximativt simuleras genom brännbart material, t ex trä, placerat på brandcellens invändiga vägg- och takytor. Simuleringen gäller därvid primärt maximivärdet av den termiska påverkansnivån. För påverkansnivåns tidsvariation ger en sådan simulering en längre brandvaraktighet än en motsvarande förbränning av syntetiska inredningsmaterial, vilket värderats som en försöksteknisk fördel vid den akutella fullskaleundersökningen.

För moderna flervåningsbyggnader kan förekomsten av brännbart material på innerytor ha aktualitet för exempelvis kök. En framtida montering av fönster med karm och båge av plast kommer sannolikt att få en alltmer betydande omfattning vid renovering och ombyggnad av äldre hus och i sådana tillämpningssammanhang kan förekomsten av brännbart material på lägenheters innerytor bedömas ha en icke försumbar frekvens, också för andra lägenhetsutrymmen.

Det har därför varit naturligt att kombinera huvudundersökningen av de olika fönsterkonstruktionernas brandbeteende med en delundersökning av den termiska fasadpåverkan vid lägenhetsbränder, i vilken brännbara innerytor och/eller komponenter av modern inredning av syntetiska material ingår, och att låta resultaten härav vara avgörande vid val av dimensionerande termisk påverkan för fönsterstudien.

Den ovan nämnda halvskalemetoden enligt Statens provningsanstalts meddelande 124 [1] simulerar en termisk påverkan från rumsbränder med träbränsle. En kritisk analys och värdering av denna metod hör naturligt samman med den beskrivna fullskaleundersökningen. En modifiering av metoden kan därvid bli en angelägen konsekvens.

### 3            PROJEKTETS MÅL OCH UPPLÄGGNING I STORT

Till sin uppläggning består projektet av tre delar, nämligen

(1) en *delundersökning* av den termiska fasadpåverkan, som erhålls för ett flervåningshus vid brand i en enstaka brandcell eller våning, då brännbara innerytor och/eller komponenter av modern inredning av syntetiska material ingår. Någon systematisk undersökning härav ryms naturligen inte inom ett projekt av här aktuellt slag. I stället har det varit nödvändigt att begränsat inrikta delstudien mot en punktmässig belysning av ökningen i en sådan termisk fasadpåverkan, jämförd med motsvarande påverkan vid brand i en brandcell med obrännbara innerytor och med en brandbelastning av enbart trä, dvs ett brandförlopp med förhållandevis väl kartlagd termisk påverkan,

(2) en produktionsinriktad del - *huvudundersökningen* - avsedd att klarlägga brandbeteende och brandrisker för fönster med karm och båge av plastmaterial (polyvinylklorid PVC, och polyuretan PUR) eller aluminiumlegering under verkliga brandförhållanden, då fönstren är placerade i flervåningshus. Utvärderingen av fönstrens brandbeteende och brandrisker har genomförts därvid dels med koppling till några funktionellt formulerade krav, dels genom en jämförelse med det brandtekniska beteendet för fönster med karm och båge av trä, testade parallellt med plast- och aluminiumfönstren,

(3) en kritisk analys och värdering av tidigare tillämpad, av Statens planverk fastställd provningsmetod i halvskala enligt Statens provningsantalts meddelande 124 [1].

primärt med avseende på termisk fasadpåverkan. Resultaten från delundersökningen (1) och huvudundersökningen (2) bildar bakgrunden för en sådan analys och värdering.

Projektet utfördes under perioden 1979-82 vid nuvarande Institutionen för brandteknik, LNTH. En del av föreliggande rapport skrevs i omedelbar anslutning till undersökningen. Vi har inte bedömt det som nödvändigt, att de förutsättningar, som förelåg vid tidpunkten för fullskaleförsökens start, nu blivit uppdaterade.

Föreliggande rapport behandlar delundersökningen (1) och huvudundersökningen (2). Delen (3) som en etapp i detta projekt hade fortsättning i nästa projekt och ledde till utveckling av en provningsmetod omfattande även fönsterprovning. Provningsmetoden utvecklades i samarbete mellan nuvarande Institutionen för brandteknik i Lund och Laboratoriet för brandteknik vid Statens provningsanstalt i Borås. Metoden beskrivs i Appendix A.

Med hänsyn till de olika fönsterkonstruktionernas brandbe- teende och brandrisker måste primärt följande aspekter beaktas:

- 1) Fönsterkonstruktionernas medverkan till en ökad risk för brandspridning från en brandcell till en annan,
- 2) fönsterkonstruktionernas medverkan till att - för vissa fasadutförningar - en svårkontrollerad eller svårsläckt brand uppkommer inuti fasadväggen och att därigenom risken ökar för en brandspridning utanför primärbrandcellen,
- 3) risken för att fönsterrutor under ett tidigt skede av en brand lossnar och faller ned och därigenom initierar ett faromoment för t ex brandbekämpnings- och räddningspersonal. För polyuretanfönster kan därvid materialets

relativa lättantändlighet vara en tänkbar riskfaktor, för PVC- och aluminiumfönstren materialens mjukning och smältning vid högre temperaturer.

4) tilläggsrisken för att fönsterkonstruktionen ger upphov till korrosiva brandgaser, som sprids inuti en fasadvägg, t ex av typen sandwichkonstruktion, och därigenom efter någon tid reducerar fasadväggens bärförmåga. Risken skall därvid bedömas mot bakgrunden av de korrosiva brandgaser, som härrör från den totala brandbelastningen.

De olika riskfaktorerna är inte oberoende av varandra. Således accentuerar ett fönsternedfall, riskfaktorn 3), risken för brandspridning från en brandcell till en annan, riskfaktorn 1). Riskfaktorerna 1) och 3) - och i vissa fall också riskfaktorn 2) - kan samtliga leda till att t ex en utrymningsväg blockeras snabbare.

De brandtekniska krav, som nu anges i gällande bestämmelser, är genomgående relaterade till personsäkerheten i samband med en byggnads utrymning, en förflyttning av människor inom en byggnad till säkra flyktzoner samt med brandkårspersonalens räddnings- och brandbekämpningsaktiviteter. Därutöver kan i aktuellt fall krav med hänsyn till egendomsskyddet vara relevanta för vissa tillämpningar.

De förtecknade riskaspekterna bedöms i projektet för de provade fönsterkonstruktionerna i första hand vid en termisk påverkan, som är representativ för en verklig brand i en brandcell med modern inredning, karakteriserad av betydande inslag av syntetiska inredningsmaterial, eventuellt i kombination med brännbart material på någon eller några av brandcellens invändiga vägg- och takytor. I jämförelse med en renodlad träbränslebrand - t ex vid en brandbelastning i form av träribbstaplar - ger en brand av den tidigare beskrivna arten en betydande ökning av den

termiska fasadpåverkan. Detta beror dels på en ökad massfrigöringshastighet för syntetiska polymerer, dels ett krav på större mängd tillgängligt syre för en fullständig förbränning av sådana material. Förhållandet leder till att betydande mängder av energirika, oförbrända brandgaser lämnar brandcellen och antänds och förbränns framför byggnadens fasad. Samma typ av effekt uppkommer för brandbelastningskomponenter med stor exponerad yta, t ex brännbara beklädnader på invändiga vägg- och takytor. Försökstekniskt kan därför - som anmärkts i inledningskapitlet - den fenomenologiska effekten av brandbelastningskomponenter av syntetiska inredningsmaterial simuleras genom brännbart material på brandcellens vägg- och takytor, och vice versa.

Det redovisade förhållandet ger projektets del (3) hög angelägenhet. Laborariemetoden i halvskala enligt Statens provningsanstalts meddelande 124 [1] för en bestämning av bl a fönsters brandbeteende har nämligen experimentellt korrelerats till fullskalebränder, vid vilka brandbelastningen utgjordes av träribbstaplar och bokhyllor av trä fyllda med böcker. Brandrummets vägg- och takytor bestod av obrännbart material.

För en av de provade fönsterkonstruktionerna - fönster med karm och båge av PVC - och för det parallellt provade jämförelsefönstret med karm och båge av trä studeras i huvudundersökningen (2) fönstrens brandbeteende för en termisk fasadpåverkan från dels en modern inredningsbrand, dels en renodlad träbränslebrand vid obrännbara, invändiga brandcellsytor. Ett sådant jämförande studium ingår som en naturlig komponent i delundersökningen (1). Därutöver ger delstudien en vidgad analysbakgrund för projektets del (3).

#### 4 TIDIGARE UNDERSÖKNINGAR

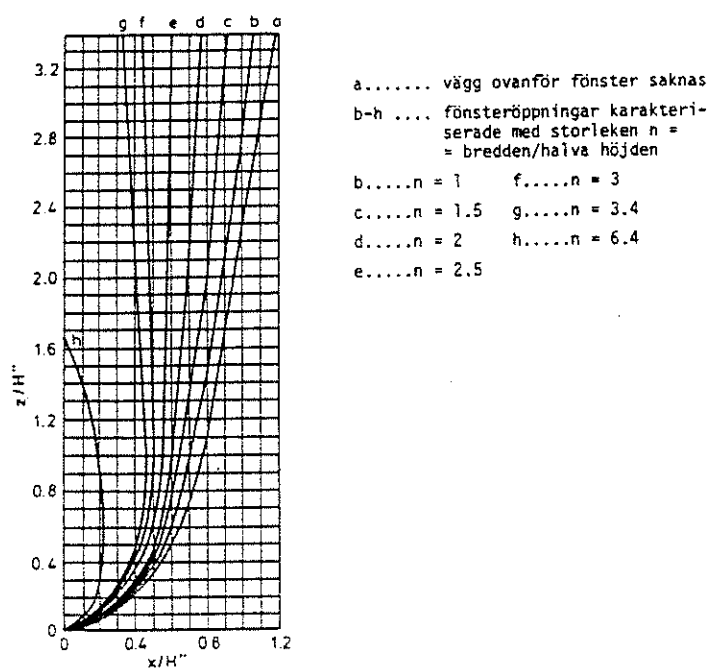
Av föregående kapitel framgår, att projektet till sin uppläggning kan spaltas i tre delar, som kompletterar varandra och delvis också överlappar varandra.

Projektets första del behandlar därvid den termiska påverkan, som en fasad i en flervåningsbyggnad får vid brand i en enstaka brandcell eller våning. Tillgänglig kunskap härom bygger i helt dominerande omfattning på resultat från rumsbränder med brandbelastning av trä, vanligen i form av träribbstaplar.

Grundläggande är arbeten av Yokoi [2], av vilka bl a framgår, att kvoten bredd/höjd för en fönsteröppning är avgörande för den utvändiga flammans utseende. Yokoi karakteriserar därvid fönsteröppningen genom storheten  $n =$  bredden/halva höjden. Figur 4.1 visar flamtrajektorierna för brandgaser från en fönsteröppning för  $n$ -värden mellan 1 och 6,4. Därvid är  $z$  vertikalkoordinaten längs fasaden,  $x$  horisontalkoordinaten vinkelrät mot fasaden och  $H''$  avståndet mellan fönsteröppningens överkant och neutral-lagret mellan ingående och utgående gaser i öppningen - i regel är  $H''$  ca  $2/3$  av öppningens höjd. För en hög och smal fönsteröppning - ett lågt  $n$ -värde - blir flamman längre och avlägsnar sig mer från fasaden. Värmetransporten till fasaden sker därvid så gott som enbart genom strålning. För en låg och bred fönsteröppning - ett högt  $n$ -värde - blir flamman kortare och går närmare fasaden. Värmetransporten till fasaden sker därvid kombinerat genom strålning och konvektion. Förändringen i flamtrajektorier beror på att för en bred och låg fönsteröppning är lufttillförseln till flamman från fasadsidan begränsad, medan för en smal flamfront luft lättare kan sugas in mellan flamma och fasad.



Yokois resultat gäller egentligen ej för synliga flammor utan för en het gasström och all förbränning antas ske inne i brandcellen. Thomas [3] och Thomas-Law [4] har emellertid visat, att Yokois data också kan användas för att beskriva flamlängder, om flammans spets definieras genom en temperatur av  $540^{\circ}\text{C}$ . I [4] påvisas dessutom att Yokois data kan korreleras med resultat från fullskaleförsök, genomförda på olika håll. En sentida, mycket omfattande fullskaleundersökning av den termiska fasadpåverkan redovisas av Bechtold-Ehlert-Wesche [5]. I [6] slutligen ger Law en för praktiska beräkningar avpassad sammanställning i diagram- och tabellform av tillgängliga data för utvändiga flammors dimension, temperatur längs flamaxeln samt värmetransport från flammen i form av strålning och konvektion.



Figur 4.1 Flamtrajektorier för brandgaser från en fönsteröppning med varierande bredd/höjdförhållande [2]

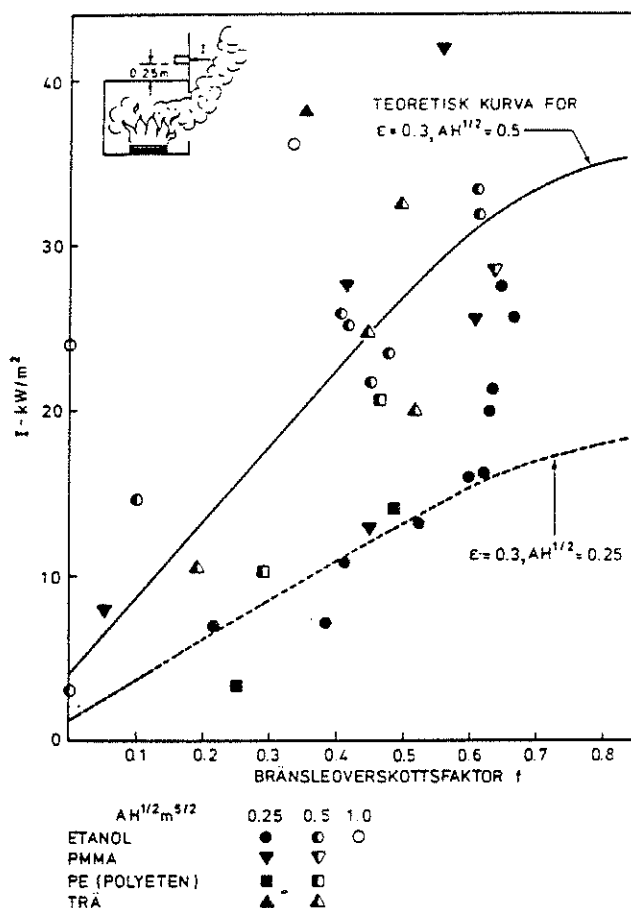
Det dataunderlag, som presenterats av Law, Thomas m fl för termisk fasadpåverkan vid brand i en enstaka brandcell, bygger på försök i modell- eller fullskala, varvid brandbelastningen genomgående utgjorts av trä. Vid underlagets presentation diskuteras inte närmare inverkan av den s k bränsleöverskottsfaktorn, dvs den faktor, som anger hur stor del av det totalt pyrolyserade bränslet, som förbränns utanför brandcellen. För träbränslen av den typ, som använts vid de för resultatsammanställningen utnyttjade försöken - som regel träribbstaplar - är också bränsleöverskottsfaktorn normalt en underordnad influens.

För brandbelastningar, som innehåller syntetiska polymerer och/eller brännbara komponenter med stor exponerad yta, t ex vägg- och takbeklädnader, kan bränsleöverskottsfaktorn däremot bli betydande, jfr t ex [7], [8]. Praktiskt innebär detta större flammor utanför fasaden och därigenom en kraftigare termisk påverkan på denna.

I figur 4.2, baserad på resultat från en försöksserie med rumsbränder i modellskala [8], visar figurens horisontalaxel hur bränsleöverskottsfaktorn  $f$  varierar med typ av bränsle - etanol, polymetylmetaakrylat PMMA, polyeten PE, trä - och luftflödesfaktorn  $AH^{1/2}$ , varvid  $A$  är öppningens yta och  $H$  dess höjd.

Olika värden på  $f$  för en och samma parameterkombination av bränsletyp och brandrummets luftflödesfaktor  $AH^{1/2}$  svarar mot olika värden på ursprunglig bränsleyta. På vertikalaxeln redovisas den tillhörande infallande strålningen  $I$  mot en punkt på fasaden, belägen 0,25 m ovanför brandrummets takbjälklag. De i figuren inlagda kurvorna har bestämts ur en analytisk modell med flammornas emissionstal  $e$  genomgående valt till 0,3. Figuren visar, att bränsle-

överskottsfaktorn och den tillhörande termiska fasadpåverkan starkt beror av parameterkombinationen: bränsletyp - ursprunglig exponerad bränsleyta - brandrummets luftflödesfaktor. Relationen mellan  $f$  och  $I$  är emellertid ej entydig, vilket indikerar ytterligare influenser.



Figur 4.2 Strålningsintensiteten  $I$  mot angiven fasadpunkt som funktion av bränsleöverskottsfaktorn  $f$  för olika kombinationer av bränsletyp och brandrummets luftflödesfaktor  $AH^{1/2}$  [8]

Sammanfattningsvis framgår av en litteraturgenomgång, att tillgänglig kunskap ger en ofullständig vägledning för hur parameterkombinationer bör väljas för bränsle och brandcell för att garantera en termisk fasadpåverkan på säkra

sidan och som samtidigt är representativ för verkliga lägenhetsbränder, i vilka brännbara innerytor och/eller komponenter av modern inredning av syntetiska material ingår. Detta framhålls också i [9], i vilken redovisas ett försöksprogram för provning i fullskala för ett studium av brandrisker i anslutning till utvändigt tilläggsisolerade fasader, dvs en undersökning, som har samma behov av att specificera en dimensionerande termisk fasadpåverkan som den här aktuella.

Vad gäller projektets huvuddel - undersökningen av brandbeteende och brandrisker för fönster med karm och båge av plastmaterial eller aluminiumlegering vid placering i flervåningshus - har ansträngningar gjorts att via litteraturstudier, litteratursökning och utnyttjande av institutionens utlandskontakter finna relevanta uppgifter från fullskaleprov. Den enda större undersökning, som därvid framkom, har utförts i Zürich 1973 på uppdrag av Dynamit Nobel AG och omfattar en fullskaleprovning i ett 1 1/2 plans rivningshus av fem olika fönsterkonstruktioner [10].

För projektets tredje del - en analys och värdering av den tidigare tillämpade provningsmetoden i halvskala enligt Statens provningsanstalts meddelande 124 [1] - hänvisas i detta sammanhang till vad som nämnts i kapitel 3 beträffande metodens korrelation till träbränslebrand.



## 5 PROJEKTETS DETALJERADE UPPLÄGGNING. FÖRSÖKSHUS OCH INSTRUMENTERING

Projektets uppläggning i stort beskrivs i kapitel 3. Härav framgår, att projektet kan spaltas i tre delar, nämligen

(1) en *delundersökning* av den termiska fasadpåverkan, som uppkommer i ett flervåningshus vid brand i en enstaka brandcell eller våning, då brännbara innerytor och/eller komponenter av modern inredning av syntetiska material ingår.

(2) *huvudundersökningen*, avsedd att klarlägga brandbeteende och brandrisker för fönster med karm och båge av plastmaterial eller aluminiumlegering under verkliga brandförhållanden, då fönstren är placerade i flervåningshus.

(3) en analys och värdering av vid projektets start tillämpad provningsmetod i halvskala enligt Statens provningsanstalts meddelande 124 [1], primärt med avseende på termisk fasadpåverkan.

Projektets tre delar har därvid en direkt - och delvis också överlappande - koppling till varandra.

I den föreliggande rapporten redovisas projektdelarna (1) och (2). I kapitel 3 redovisas summariskt också aspekter och kriterier för en bedömning av fönsterkonstruktioners brandbeteende och brandrisker vid placering i flervåningshus.

I det följande beskrivs först - avsnitt 5.1 - den försöksbyggnad i tre våningar, i vilken delundersökningen (1) och huvudundersökningen (2) genomfördes. Totalt omfattade

projektet fyra fullskaleförsök för ett studium av brandbe-  
teende och brandrisker för fönster med karm och båge av  
polyvinylklorid PVC, polyuretan PUR och aluminiumlegering.  
Två nivåer av termisk fasadpåverkan applicerades, svarande  
mot två olika typer av brandbelastning, nämligen

typ A - brandbelastning av trä i form av ribbstaplar i  
brandcell med golv-, vägg- och takytor av obrännbart  
material,

typ B - brandbelastning av trä och syntetiska material i  
brandcell med träpanel på vägg- och takytor.

I varje försök parallellstuderades de nämnda fönstertyper-  
na och fönster med karm och båge av trä.

Schemat för de fyra fullskaleförsöken framgår av följande  
uppställning, i vilken referensfönster R avser fönster med  
karm och båge av trä och testfönster T provade fönster med  
karm och båge av PVC, PUR respektive aluminiumlegering.

Försök nr	Fönstertyp		Typ av brandbe- lastning
	referens- fönster R	test- fönster T	
1	trä	PVC	A
2	trä	PVC	B
3	trä	PUR	B
4	trä	Al-legering	B

Data för de olika fönstertyperna redovisas i avsnitt 5.2  
och brandbelastningens detaljkaraktistika i avsnitt 5.3.

Vid fullskaleförsöken registrerades genom mätinstrument  
och datalogg tidsvariationen av

- temperaturfält i brandrummet
- temperaturfält framför fasaden
- strålning och totalt värmeflöde mot fasaden
- temperaturer i fönsterprofilerna
- gashastighet och gastemperatur i fönsteröppningen
- klorvätekoncentrationen i rökgaserna.

Därutöver observerades fotografiskt och visuellt

- fönsterrutornas och fönsterprofilernas brandbeteende
- brandskadornas omfattning
- flamlängder
- karakteristika för rökutveckling (omfattning och genom-siktlighet).

Använd instrumentering beskrivs i avsnitt 5.4.

## 5.1 Brandprovningshus

I anslutning till detta projekt har vid nuvarande Institutionen för brandteknik, LNTH, uppförts en omfattande försöksutrustning i form av ett välinstrumenterat brandprovningshus. Byggnaden är i tre våningar, utförd i lättbetong med densiteten:

väggar  $500 \text{ kg/m}^3$

innertak i brandrummet  $600 \text{ kg/m}^3$

bjälklag  $700 \text{ kg/m}^3$

fasadelement  $600 \text{ kg/m}^3$

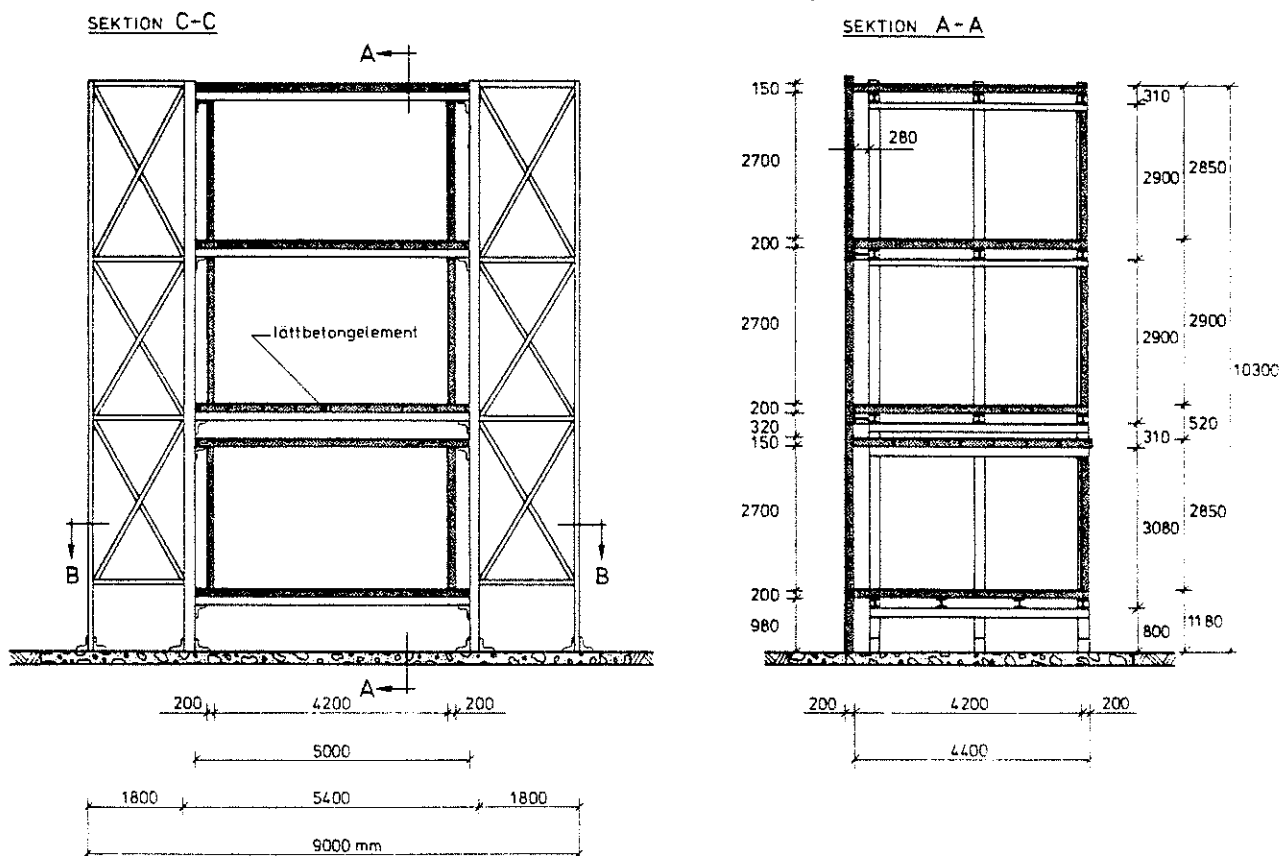
på en bärande stomme av stål. Byggnaden har utformats så att den kan användas som en framtida basresurs för olika typer av brandforskningsprojekt. Det finns t ex möjlighet att variera fönsteröppningarnas storlek och geometri, sätta en ny fasad på den ursprungliga eller byta fasaden helt.



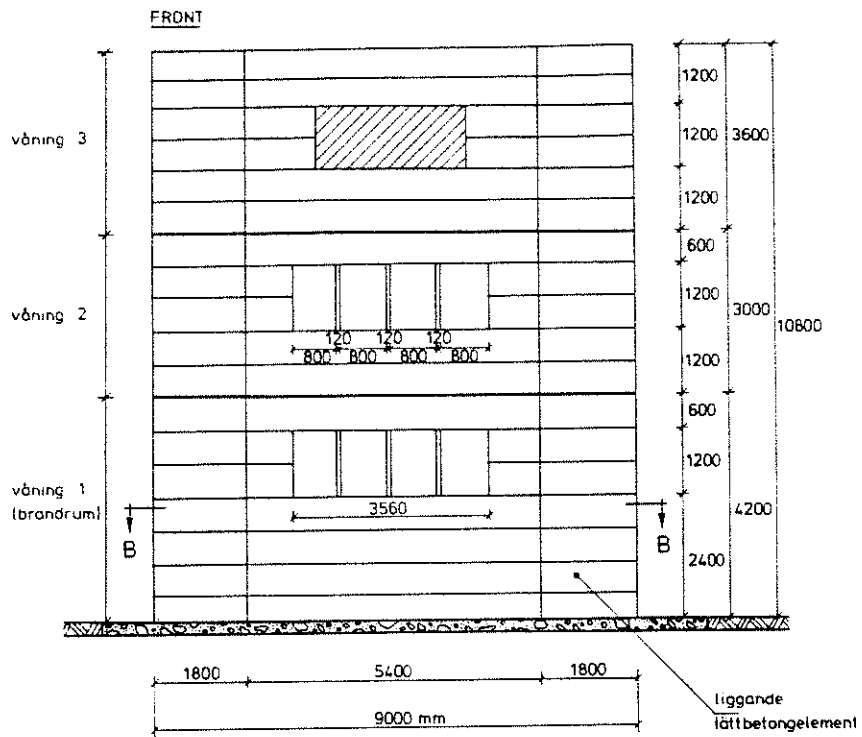
I den nedersta våningen kan en lägenhetsbrand simuleras. Brandens utveckling i brandrummet, dess spridning via fönsteröppningar, den termiska påverkan på fönster i ovanförliggande våningar samt på fasaden i övrigt kan studeras.

Fig 5.1.1 och 5.1.2 visar detaljutformningen av försöks-  
huset och dess dimensioner. Det dubbla taket mellan brand-  
rummet och andra våningen skyddar utrymmet i andra  
våningen, där en del av mätinstrumenten är placerade, mot  
värme och rök från brandrummet under ett pågående försök.  
Taket i brandrummet kan lätt bytas ut, om det förstörs  
efter ett antal försöksbränder.

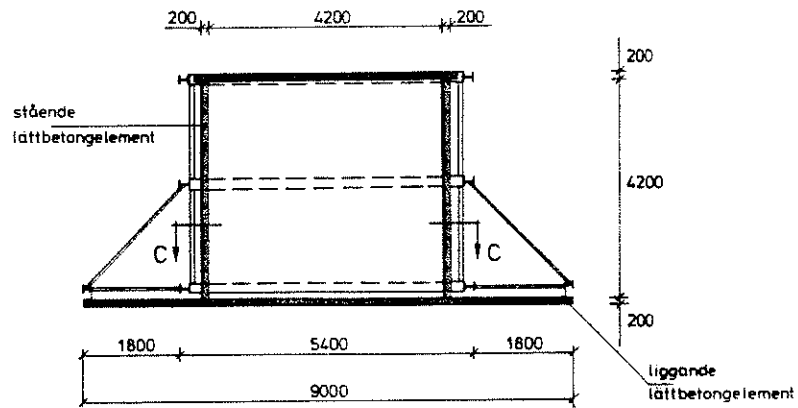
Till trevåningsbyggnaden hör ett mäthus med insamlingsen-  
heter för mätdata.



Figur 5.1.1 Försökshus för brandprovning i fullskala vid LNTN. Vertikalsektioner



## SEKTION B-B



Figur 5.1.2 Försökshus för brandprovning i fullskala vid LNTH. Bärande stomme av stål, väggar och tak av lättbetong. Fasadutformning och horison-talsektion

## 5.2 Fönster

### 5.2.1 Fönsteröppningar

Den termiska påverkan, som uppkommer mot en fasad i en flervåningsbyggnad vid brand i en enstaka brandcell eller våning, bestäms av ett antal karakteristika för den utvändiga flammen: flammans orientering eller lutning, längd, tjocklek, temperatur och emissivitet. Dessa karakteristika bestäms i sin tur av framför allt fönsteröppningens storlek och geometri, brandcellens storlek och termiska egenskaper samt brandbelastningens egenskaper (mängd, porositet, typ av brännbart material).

Vid givna termiska egenskaper för brandcellen - omslutande vägg-, golv- och takkonstruktioner av gasbetong med densiteten mellan 500 och 700 kg/m<sup>3</sup> - kan tidkurvan för strålning och totalt värmeflöde mot en definierad punkt på fasaden styras genom variationer i parametrarna

- faktorn  $n = 2b/H$ , där  $b$  = fönsteröppningens bredd och  $H$  = fönsteröppningens höjd - jfr figur 4.1,
- luftflödesfaktorn  $AH^{1/2}$  eller öppningsfaktorn  $AH^{1/2}/A_{tot}$ , där  $A$  = fönsteröppningens yta,  $A_{tot}$  = brandcellens totala inre omslutningsyta, inkl öppningsyta  $A$  - jfr figur 4.2,
- brandbelastningens storlek  $q$ ,
- bränsleöverskottsfaktorn  $f$  - jfr figur 4.2.

Vid givet värde på luftflödesfaktorn  $AH^{1/2}$  eller öppningsfaktorn  $AH^{1/2}/A_{tot}$  varierar därvid bränsleöverskottsfaktorn  $f$  med bl a bränsletyp och ursprunglig, exponerad bränsleyta.

En representativ öppningsfaktor för bostads- och kontorslägenheter i flervåningshus är  $AH^{1/2}/A_{tot} = 0,05 \text{ m}^{1/2}$

[11]. Värdet förutsätter, att vid en fullt utvecklad brand

i brandcellen har samtliga fönster förstörts, inklusive karm och båge. Med fyra, bredvid varandra placerade fönster med standardmått  $H \times b = 1,2 \text{ m} \times 0,8 \text{ m}$  blir öppningsfaktorn för brandprovningshusets brandcell, beräknad under samma förutsättningar,

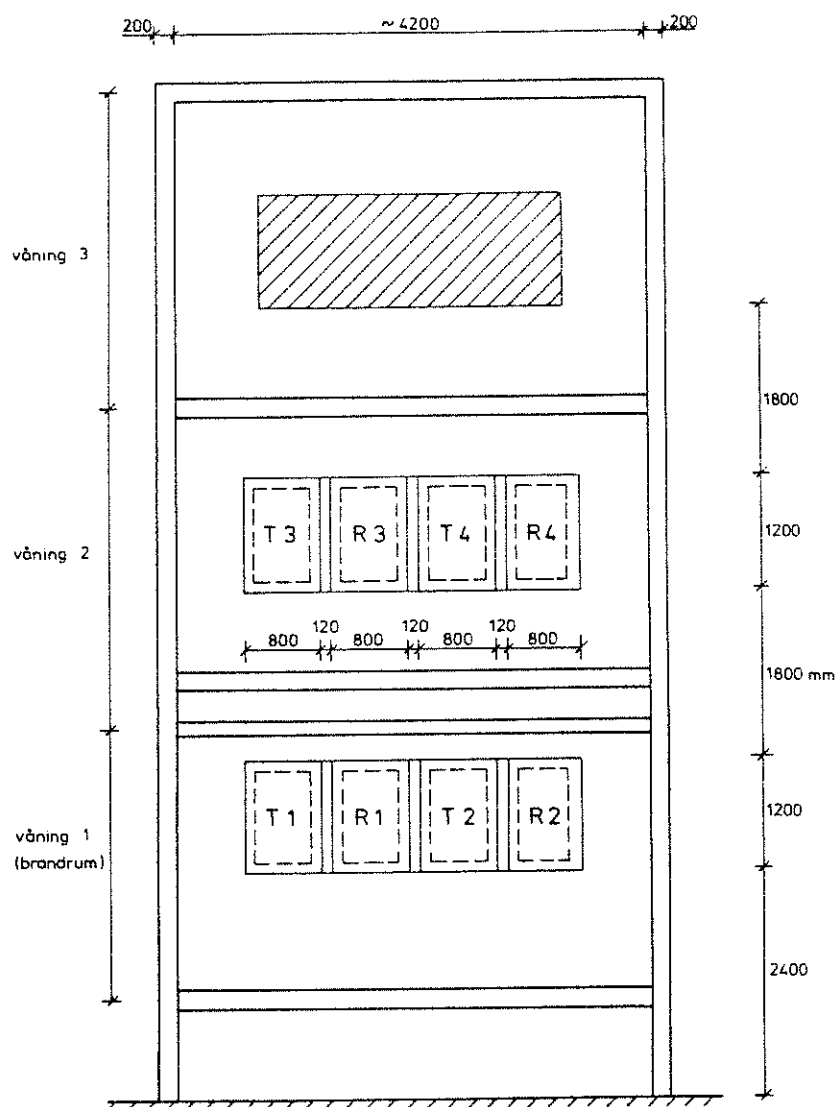
$$\frac{AH^{1/2}}{A_{\text{tot}}} = \frac{4 \times 1,2 \times 0,8 (1,2)^{1/2}}{79,0} = 0,053 \text{ m}^{1/2}$$

### 5.2.2 Testfönster

Den för fullskaleförsöken valda fönsterplaceringen framgår av figur 5.2.1. I vardera våningen 1 (brandcellen) och våningen 2 av brandprovningshuset placerades två testfönster - med karm och båge av PVC vid försöken nr 1 och 2, av PUR vid försök nr 3 och av Al-legering vid försök nr 4 - och två referensfönster med karm och båge av trä. Varje fönster hade yttermåtten  $H \times b = 1200 \text{ mm} \times 800 \text{ mm}$ . Fönstren monterades i rektangulära öppningar, symmetriskt placerade i fasaden, med mellanliggande 120 mm breda stolpar av eldfast tegel. Testfönster och referensfönster varvades i vardera våningen.

I brandcellen lämnades fönstren oglasade. I våning 2 hade samtliga fönster treglas isolerrutor.

Det ovan angivna värdet för brandcellens öppningsfaktor  $AH^{1/2}/A_{\text{tot}} = 0,053 \text{ m}^{1/2}$  har praktisk giltighet först då referens- och testfönstrens karmar och bågar smält eller förbränts. I det övertända brandförloppets startskede är dessa karmar och bågar approximativt intakta. Öppningsfaktorn beräknas då i medeltal till värdet  $AH^{1/2}/A_{\text{tot}} = 0,026 \text{ m}^{1/2}$ . I ett mellanstadium bedöms testfönstrens karmar och bågar kunna vara i huvudsak smälta eller förbrända, medan



Figur 5.2.1 Fönstrens placering i brandprovningshusets fasad. R1, R2, R3 och R4 är referensfönster med karm och båge av trä. T1, T2, T3 och T4 är testfönster med karm och båge av PVC (i försök nr 1 och 2), PUR (i försök nr 3) och Al-legering (i försök nr 4)

träffönstrens karmar och bågar i stort har kvar sina ursprungsdimensioner. I ett sådant stadium beräknas öppningsfaktorn till värdet  $AH^{1/2}/A_{tot} = 0,040 \text{ m}^{1/2}$ . Under den fullt utvecklade brandens förlopp förändras alltså brandcellens öppningsfaktor successivt från  $0,026 \text{ m}^{1/2}$  till  $0,053 \text{ m}^{1/2}$ .

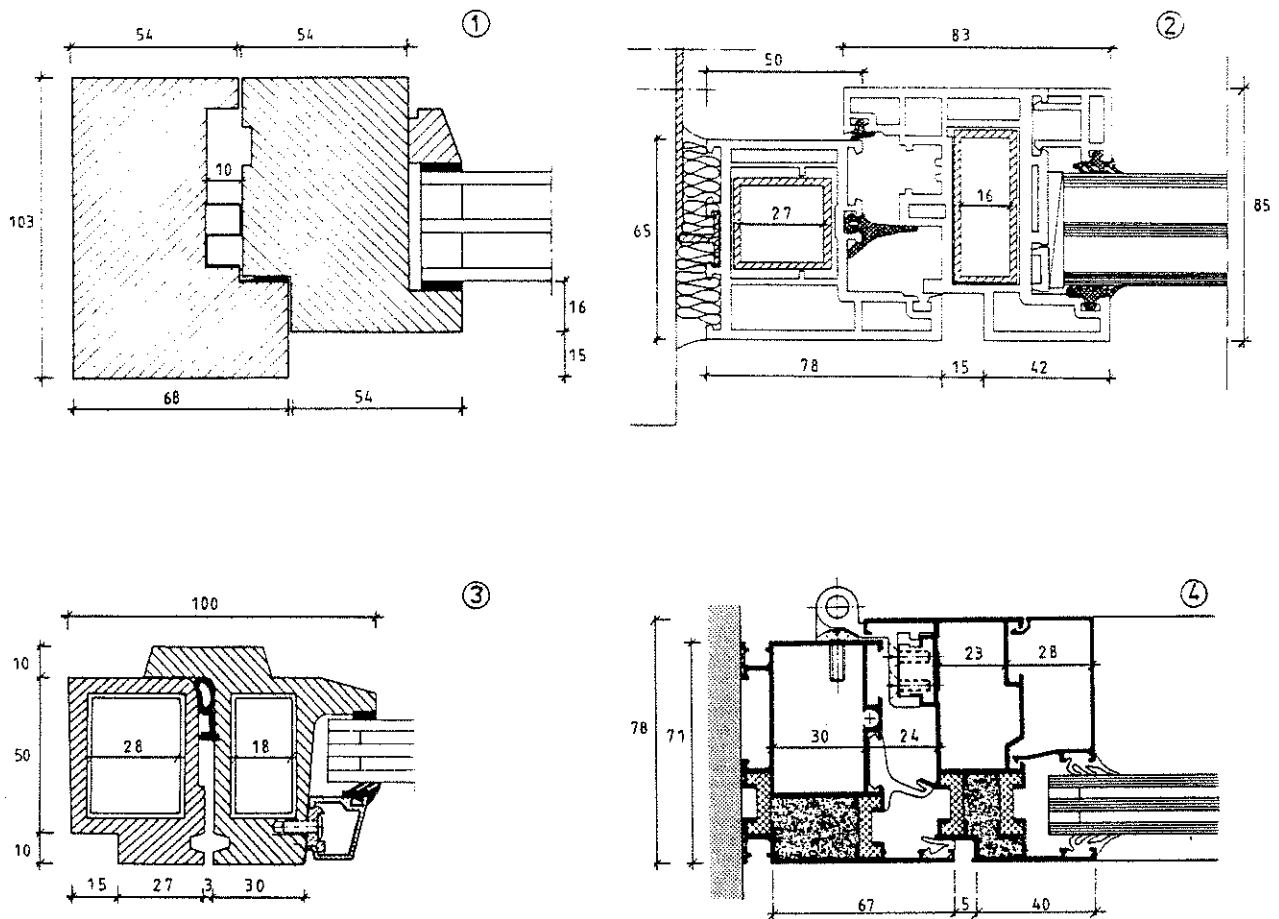
Samtidigt förändras brandcellsöppningens n-faktor från värdet 4,6 i brandförloppets startskede till värdet 5,3 i det brandförloppsskede, då såväl referens- som testfönstrens karmar och bågar smält eller förbränts. n-faktorvärdena innebär flamtrajektorier, som ligger mellan kurvorna g och h enligt fig 4.1, med en tillhörande värmetransport till fasaden genom kombinerad strålning och konvektion. Det skall dock observeras, att de i fig 4.1 återgivna flamtrajektorierna förutsätter en obruten öppningsbredd. I de här rapporterade fullskaleförsöken ger de mellan fönstren placerade tegelstolparna en störning av utträngande flammor och brandgaser.

De i fullskaleundersökningen ingående fönstertyperna karakteriseras genom följande data.

Fönster	PVC	PUR	AL	TRÄ
Mått i mm (bxH)	800x1200	800x1200	800x1200	800x1200
Profilför- stärkning	aluminium	stål	-	-
Upphäng- ning/be- slag	Dreh-kipp fönster med kombi- nationsbe- slag för sido/under- hängd båge	Dreh-kipp fönster med kombi- nationsbe- slag för sido/under- hängd båge	slagfön- ster med sidohängd båge	glidhäng- slat fön- ster
Öppnings- bara	inåt	inåt	inåt	inåt
Glasning med tre- glas iso- lerrutor i paket *)	T3-9	T3-10	T3-10	T4-12
Tätning och drev- ning	tätning- massa och glasull	tätning- massa och glasull	tätning- massa och glasull	trälistor och glas- ull
Glasnings- lister	inifrån	utifrån	utifrån	glasrutor insatta inifrån
Anmärkning	-	-	profilerna isolerade med poly- uretanskum	-

\*) Första siffran anger glasrutans tjocklek i mm, andra siffran avståndet mellan glasrutorna i mm

För detaljutformning och dimensioner för de olika fönstertypernas karmar och bågar hänvisas till fig 5.2.2.



Figur 5.2.2 Detaljutformning och dimensioner av karmar och bågar för de i försöksserien ingående fönstertyperna 1 - referensfönster, karm och båge av trä; 2 - testfönster, karm och båge av PVC (polyvinylklorid) förstärkta med aluminiumprofiler ; 3 - testfönster, karm och båge av PUR (polyuretan), förstärkta med stålkärna; 4 - testfönster, karm och båge av aluminiumlegering



För materialen i testfönstrens karmar och bågar gäller följande data.

#### PVC-fönster

- Karm och båge av flerkammartyp, förstärkta med aluminiumprofiler, sammanfogade i hörnen genom svetsning
- Material - termoplast, slagseg EVA-modifierad polyvinylklorid PVC
- Färg - vit
- Densitet - vid 20<sup>0</sup>C 1,4 g/cm<sup>3</sup>
- Antändningstemperatur vid närvaro av flamma - 390<sup>0</sup>C
- Temperatur för spontan antändning - 455<sup>0</sup>C
- Smältpunktstemperatur - amorf
- Syreindex LOI - 41,5 %

#### PUR-fönster

- Karm och båge, helgjutna och förstärkta med stålkärna
  - Material - hårdplast, polyuretan integralskum HD
  - Färg - brun
  - Densitet - vid 20<sup>0</sup>C 0,7 g/cm<sup>3</sup>
  - Antändningstemperatur vid närvaro av flamma - 290-350<sup>0</sup>C
  - Temperatur för spontan antändning - 300-500<sup>0</sup>C
  - Syreindex LOI - 21% \*)
  - Syreindex som referens: för styv PUR utan tillsats - 22% \*), för trä - 20% \*)
- \*) egen mätning

### Al-fönster

- Karm och båge av strängpressade aluminiumprofiler, isolerade med polyuretanskum
- Material - aluminiumlegering SIS 4104-6 (SM 6063-T6)
- Ytbehandling - anodiserad yta
- Färg - natur
- Densitet - vid 20°C 2,7 g/cm<sup>3</sup>
- Smältintervall - 615-650°C

Fönstrens infästning i fasaden utfördes av fönstertillverkaren, vad gäller PVC-fönstren för försök nr 1. PVC-fönstren för försök nr 2, PUR-fönstren för försök nr 3, Al-fönstren för försök nr 4 och träfönstren för samtliga försök monterades av institutionens personal enligt anvisningar för byggplatsen. Fönstrens infästning utfördes med vardera två fästpunkter upptill och nertill. Mellan karm och vägg respektive tegelpelare fogtätades plast- och Al-fönstren med drevningsremsa av glasull, neopolenskumslang typ uretan samt vit silikonfogmassa för PVC- och Al-fönstren och brun Casco-tätmassa för PUR-fönstren. Träfönstren fogtätades med drevningsremsa av glasull och trälistor.

### 5.3 Brandbelastning

Som närmare utvecklats i kapitlen 3 och 4 kan en brand i en brandcell med modern inredning, karakteriserad av betydande inslag av syntetiska material, medföra en väsentligt ökad, utvändig, termisk fasadpåverkan i förhållande till en renodlad träbränslebrand med brandbelastning i form av t ex träribbstaplar. En likartad effekt ger brandbelastningskomponenter med stor exponerad yta, t ex brännbara beklädnader på vägg- och takytor. Försökstekniskt kan därför effekten av brandbelastningskomponenter av syntetiska inredningsmaterial simuleras genom brännbart material på brandcellens vägg- och takytor, och vice versa.

Detta utgör en bakgrund för val av fullskaleundersökningens brandbelastning. Bakgrunden skall kombineras med kravet, att de olika fönsterkonstruktionernas brandbe- teende och brandrisker skulle studeras för en termisk fasadpåverkan på säkra sidan och som samtidigt är repre- sentativ för verkliga lägenhetsbränder, i vilka brännbara innerytor och/eller komponenter av modern inredning av syntetiska material ingår. Parallellt med huvudundersök- ningen skulle vidare belysas skillnader i termisk fasadpå- verkan vid ett sådant för verkliga lägenhetsbränder repre- sentativt brandförlopp och vid en renodlad träbränslebrand med brandbelastning av träribbstaplar.

Enligt Svensk Byggnorm definieras dimensionerande brandbe- lastning i normalfallet som det värde på brandbelast- ningen, som innehålls i 80% av observerade fallen i repre- sentativt statistiskt material. Med utgångspunkt härifrån och från i [11] redovisat statistiskt underlag för bostadslägenheter valdes för fullskaleundersökningen en

brandbelastning i nivån 90 MJ/m<sup>2</sup> omslutningsyta. Valet inkluderar en rimlig bedömning av verklig förbränningsgrad för kompakta inredningsenheter.

Som inledningsvis antytts, applicerades vid fullskaleförsöken två nivåer av termisk fasadpåverkan, svarande mot två olika typer av brandbelastning - typ A och typ B. För dessa gäller följande karakteristika.

Brandbelastning typ A ca 90 MJ/m<sup>2</sup> omslutningsyta:

- 3 st symmetriskt placerade träribbstaplar av gran, total vikt 400 kg, densitet 445 kg/m<sup>3</sup>, initiiellt exponerad yta  $A_s = 150 \text{ m}^2$ , porositetfaktor  $h_c A_v / A_s = 0,0092 \text{ m}$ , varvid  $h_c$  = stapelns höjd och  $A_v$  = skorstensarean för vertikalt gasflöde genom ribbstaplarna [12],
- golv-, vägg- och takytor av obrännbart material,
- antändningskälla av 1,5 l 95% finsprit, jämnt fördelad på de tre ribbstaplarna.

Brandbelastning typ B ca 90 MJ/m<sup>2</sup> omslutningsyta:

- 10 mm träpanel av gran på vägg- och takytor, total vikt 270 kg, densitet 470 kg/m<sup>3</sup>, initiiellt exponerad yta  $A_s = 57 \text{ m}^2$ ,
- 1,5 mm hård PVC-matta över hela golvytan, total vikt 37 kg, densitet 1460 kg/m<sup>3</sup>, initiiellt exponerad yta 17 m<sup>2</sup>,

- 2 st förenklade soffor med trästomme av gran och oklädda kuddar av flexibelt polyuretan; trästommens totala vikt 18 kg, densitet  $470 \text{ kg/m}^3$  och initiiellt exponerad yta  $A_s = 3 \text{ m}^2$ ; PUR-kuddarnas totala vikt 40 kg, densitet  $20 \text{ kg/m}^3$  och initiiellt exponerad yta  $A_s = 15 \text{ m}^2$ ,
- 2 st mindre träribbstaplar av gran, total vikt 17 kg, densitet  $445 \text{ kg/m}^3$ , initiiellt exponerad yta  $A_s = 2,5 \text{ m}^2$ , porositetsfaktor  $h_c A_v / A_s = 0,01 \text{ m}$ ,
- antändningskälla av 20 kg träribbstapel av gran + 1,5 l 95% finsprit.

Bränsleöverskottsfaktorn  $f$ , som anger hur stor del av det totalt pyrolyserade bränslet, som förbränns utanför brandcellen, är svår att förutberäkna. Faktorn och den tillhörande termiska fasadpåverkan är starkt avhängig av parameterkombinationen: bränsletyp - initiiellt exponerad bränsleyta - brandcellens luftflödesfaktor, men även andra influenser avgör - fig 4.2.

Tillgängliga experimentella resultat indikerar, att för aktuellt variationsområde för luftflödesfaktorn  $AH^{1/2}$  eller öppningsfaktorn  $AH^{1/2}/A_{\text{tot}}$  kan  $f$  förväntas ha ett lågt värde för brandbelastning typ A och ett förhållandevis högt värde - större än 0,5 - för brandbelastning typ B. En i avsnitt 6.2.2 redovisad utvärdering av fullskaleförsöken verifierar detta. Denna ger för brandbelastning typ A  $f \approx 0,25$ , dvs ca 75% av det totalt pyrolyserade bränslet förbränns inom brandcellen och ca 25% utanför. För brandbelastning typ B ger utvärderingen  $f \approx 0,65$ , dvs av det totalt pyrolyserade bränslet förbränns ca 65% utanför brandcellen.

#### 5.4 Instrumentering

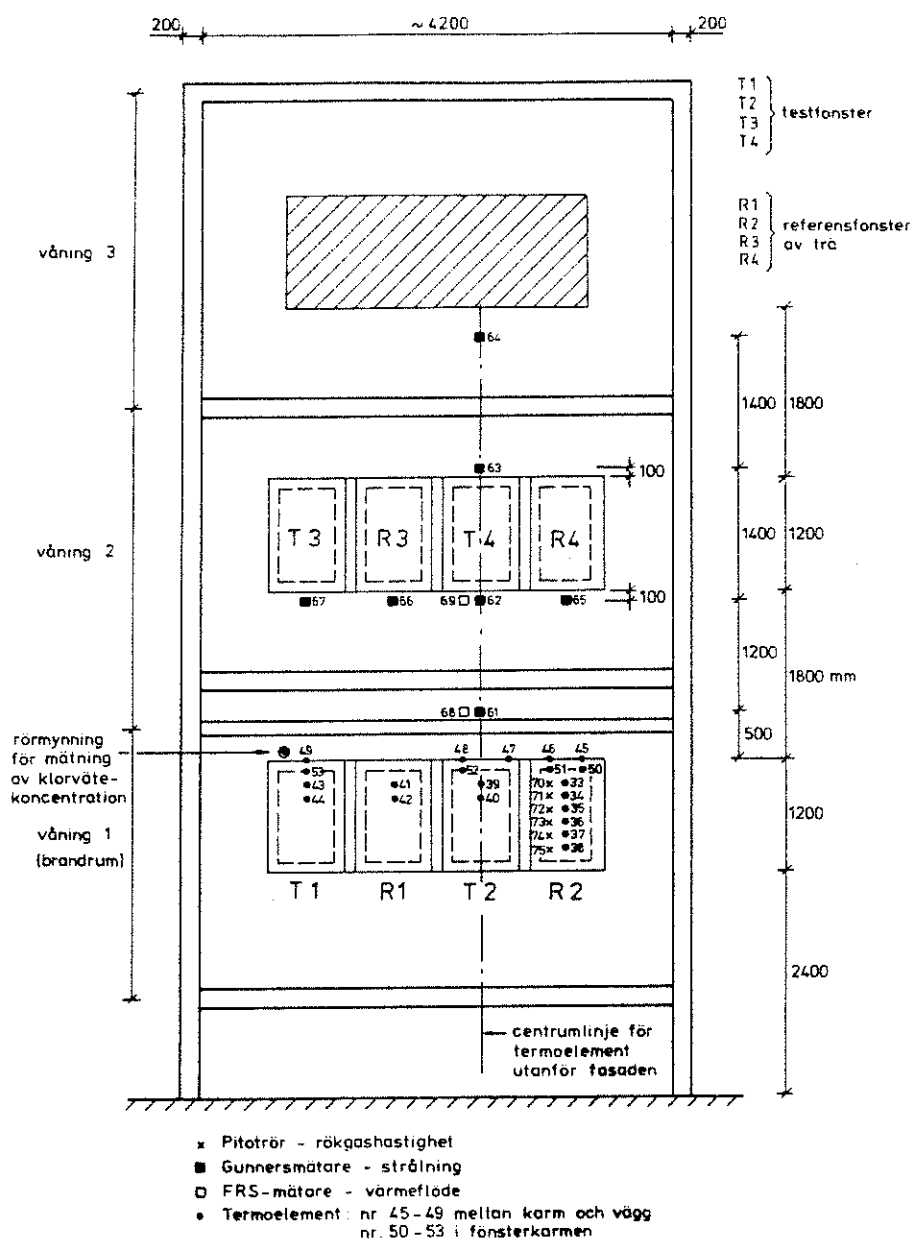
Brandprovningshuset instrumenterades för att ge de mät- och observationsdata, som krävs för dels en analys och beskrivning av den termiska fasadpåverkan - projektdelen (1) - dels en kartläggning av brandbeteende och brandrisker för fönstren med karm och båge av plastmaterial eller aluminiumlegering vid placering i ett flervåningshus - projektdelen (2).

Instrumenteringen omfattade:

- Termoelement för bestämning av temperaturfält i brandrum och framför husets fasad samt av temperaturer i test- och referensfönstrens karmar,
- strålnings- och värmeflödesmätare för bestämning av strålning respektive totalt värmeflöde (strålning och konvektion) mot fasaden från flammor och heta brandgaser framför denna,
- pitotrör för bestämning av gashastigheten i brandrummets fönsteröppning,
- utrustning för bestämning av vätekloridkoncentrationen i de från brandrummet utgående rökgaserna.

Instrumenteringens detaljerade placering framgår av fig 5.4.1 och 5.4.2.

Utsignalerna från termoelement, strålningsmätare, värmeflödesmätare och pitotrör registrerades genom ett mätdatainsamlingssystem, Solartron A 200, med en mätthastighet av max 10 mätningar/s. Pitotrörens tryckskillnader uppmättes med en mikromanometer, Furness MDC FC 001, med upplösningen 0,01 Pa. Via en scanner, som anslöt ett pitotrör i

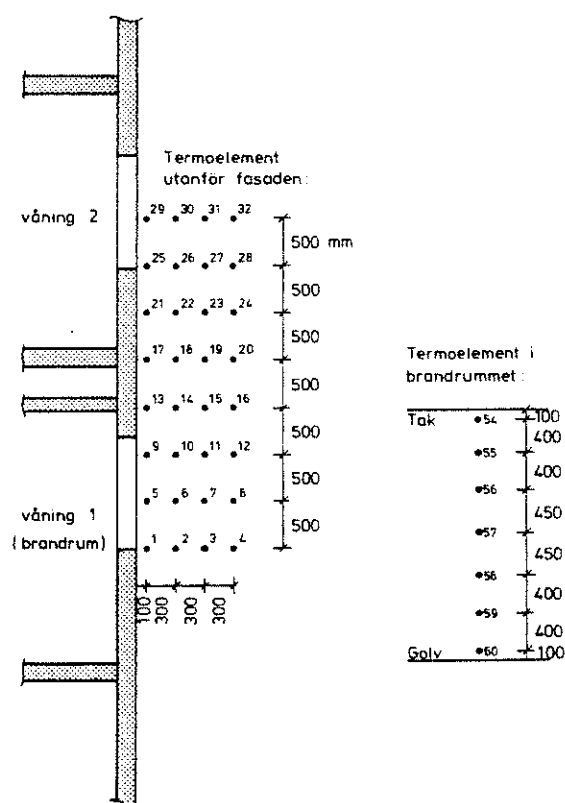


Figur 5.4.1 Instrumentering av försökshus för bestämning av rökgashastighet i fönsteröppning, temperatur i fönsteröppning och i fönsterkarm, strålning och totalt värmeflöde mot fasad samt klorvätekoncentration i utgående rökgaser

taget till manometern, möjliggjordes en registrering av tryckskillnaderna via mätdatainsamlingsystemet.

Det totala mätsystemet genomlöptes med ca 50 s tidsintervall, omfattande avläsning av mätdata, bearbetning och stansning.

Utöver registrering av mätdata gjordes också visuella och fotografiska observationer av flamlängder, omfattning och genomsiktighet för utvecklad rök, fönsterrutornas och fönsterprofilernas brandbeteende samt omfattning av brandskador.



Figur 5.4.2 Instrumentering av försökshus för bestämning av temperaturfält i brandrum och framför fasad



#### 5.4.1 Temperatur

De för temperaturmätningar använda termoelementen var samtliga av fabrikat Termo Electric, typ Chromel-Alumel (ChAl). För temperaturmätning i brandrummet användes termoelement G/G 24 K med trådtjocklek motsvarande en diameter 0,5 mm, i övrigt G/G 30 K, med diametern 0,25 mm. Termoelementens responstid (tidskonstant) uppgick vid temperaturnivån 500<sup>o</sup>C till 8 s respektive 4 s, vid temperaturnivån 1000<sup>o</sup>C till 3 s respektive 1,5 s. För val av termoelementtyp med trådtjockleken motsvarande en diameter 0,25 mm uppställdes kravet, att temperaturkorrektionen för strålning skulle vara mindre än 100<sup>o</sup>C.

Termoelementens placering framgår av fig 5.4.1 och 5.4.2. Termoelementen nr 1-32 bestämmer därvid temperaturfältet framför fasaden i ett vertikalt plan vinkelrät mot denna och gående genom centrumlinjen för testfönstren T2 och T4. Termoelementen nr 33-44 mäter temperaturfördelningen i brandrummets fönsteröppningar, termoelementen nr 45-49 temperaturen mellan karm och vägg och termoelementen nr 50-53 i karm (20 mm från exponerad yta) för test- och referensfönster i våning 1. Termoelementen nr 54-60 ger temperaturfördelningen längs en vertikal genom brandrummets centrum.

#### 5.4.2 Strålning och totalt värmefflöde

Strålning in mot fasaden från flammor och brandgaser framför denna bestämdes genom Gunnersmätare, placerade i mätpunkterna nr 61-67 enligt fig 5.4.1. Mätaren integrerar den mot en yta infallande, totala värmefflödet [13].

Mätcellen är en termostapel med extremt liten värmekapacitet. Mätcellen är kombinerad med en förgylld reflektor, uppbyggd av en stympad ellipsoid och två stympade koner, som utformats så att den mot ljusöppningen i instrumentets främre del infallande värmestrålningen reflekteras mot termostapeln. Mät delen omges av en cylindrisk yttermantel, som är vattenkyld för att avleda utifrån tillfört värme flöde och för att hålla termostapelns kalla lödställe vid lämplig och någorlunda konstant temperatur. Instrumentets kalibreringskurva har normala felgränser om ca  $\pm 1\%$  av utslaget. Vid tillräckligt högt kylvattenflöde har en variation av kylvattentemperaturen om  $10-15^{\circ}\text{C}$  ej någon märkbar inverkan på kalibreringskurvan. Responstiden för mätinstrumentet är maximalt ca 1 s.

Genom värmeflödesmätare, betecknade nr 68 och 69 i fig 5.4.1, bestämdes det totala värmeflödet mot två punkter av fasaden, i vilka parallellt också totalstrålningen mättes - Gunners-mätarna nr 61 respektive 62. Härigenom möjliggörs en uppdelning av det totala värmeflödet mot fasaden i en strålnings- och en konvektionsandel. För värmeflödesmätningen användes ett vid Fire Research Station (FRS) i England utvecklat instrument, som har en mätkropp i form av en tunn folie, centriskt placerad i fronten av en vattenkyld cylindrisk mantel [14], [15]. Responstiden för mätinstrumentet överensstämmer ungefär med responstiden för Gunners-mätarna.

Termoelementen nr 1-32, strålningsmätarna nr 61-64 och värmeflödesmätarna nr 68 och 69 samverkar inom ett totalt mätsystem för en bestämning och analys av termiska karakteristika för flammor och brandgaser framför fasaden och tillhörande värmeflöde - spaltat på konvektion och strålning - till fasaden. Bestämningen refereras därvid till ett vertikallplan, vinkelrätt mot fasaden och gående genom

centrumlinjen för testfönstren T2 och T4. De i brandrummets fönsteröppningar placerade termoelementen nr 33-44 och de i en horisontallinje under fönstren i våning 2 placerade strålningsmätarna nr 65-67 belyser variationen i flam- och brandgaskarakteristika horisontellt längs fasaden.

#### 5.4.3 Rökgashastighet

För att underlätta en energi- och massbalansanalys av brandrummets brandförlopp och utvändiga flammor mättes gashastighetsfördelningens tidsvariation i en av brandrummets öppningar, R2. Mätpunkternas placering, nr 70-75, framgår av fig 5.4.1.

För mätningarna användes pitotrör av typen "Bidirectional probes" [16]. Dessa har en utformning, som ger liten känslighet för variationer i vinkeln mellan gasflödets riktning och instrumentets givaraxel inom området  $\pm 50^\circ$ . Inom detta variationsområde ger instrumentet en noggrannhet i gashastighetsbestämningen av  $\pm 10\%$ .

Gashastighetsmätningarna begränsades till försöken 1 och 2. Som inledningsvis nämnts, uppmättes därvid pitotrörens tryckskillnader med en mikromanometer - typ Furness MDC FC 001, upplösning 0,01 Pa - till vilken ett pitotrör i taget anslöts via en scanner. Tyvärr uppvisade mätsystemet en så stor känslighet för störning från primärt yttre vind, att erhållna mätdata - trots att vindhastigheten vid de båda försöken endast uppgick till ca 1 m/s - ej var möjliga att utvärdera på ett meningsfullt sätt. Erfarenheten indikerar en väsentligt förbättrad samtidighet i pitotrörens avläsning som nödvändig, vilket i sin tur kräver ett ökat antal manometrar.

#### 5.4.4 Koncentration av väteklorid HCl, i utgående brandgaser

Vid bedömningen av de olika fönsterkonstruktionernas brandbeteende och brandrisker ingår som en komponent risken för att fönsterkonstruktionen ger upphov till korrosiva brandgaser, som sprids inuti en fasadvägg, t ex av typen sandwichkonstruktion, och därigenom efter någon tid reducerar fasadväggens bärförmåga. Som framhållits i kapitel 3, skall därvid denna risk bedömas mot bakgrunden av de korrosiva gaser, som härrör från den totala brandbelastningen.

För bestämning av koncentrationen av väteklorid HCl, i de från brandrummet utgående brandgaserna uttogs gasprover med hjälp av en handpump. Denna var ansluten till ett rör med sin mynning placerad strax ovanför fönstret T1 - fig 5.4.1. Därigenom inkluderades i mätningen också bidraget av brandgaser från fönstren T1:s karm. Gasproverna analyserades sedan med avseende på väteklorid via ett dräger-rör.

Ett dräger-rör är en glasampull, som innehåller en kemisk förening, som reagerar selektivt med den gas, som skall analyseras. Då gasprovet sugts genom ampullen, ändrar den kemiska föreningen färg och graden av färgförändring bestämmer koncentrationen av analyserad gas.



## 6 BRANDFÖRLOPP OCH TERMISK FASADPÅVERKAN

I det följande redovisas och diskuteras resultaten från projektets delundersökning av den termiska fasadpåverkan, som erhålls för ett flervåningshus vid brand i en enstaka brandcell eller våning, då brännbara innerytor och/eller komponenter av modern inredning av syntetiska material ingår i brandbelastningen. Som tidigare framhållits, ryms ej något systematiskt studium härav inom projektet utan i stället har delundersökningen fått begränsas till en punktmässig belysning av ökningen i en sådan termisk fasadpåverkan, jämförd med motsvarande påverkan vid brand i en brandcell med obrännbara innerytor och med en brandbelastning av enbart trä, dvs ett brandförlopp med förhållandevis väl kartlagd termisk påverkan.

En summarisk bakgrundsbeskrivning av problemet ges i kapitel 4. Data för använd försöksbyggnad redovisas i avsnitt 5.1. Vid försöksserien applicerades två nivåer av termisk fasadpåverkan, svarande mot två typer av brandbelastning - typ A vid försök nr 1, typ B vid försöken nr 2, 3 och 4. De båda typerna av brandbelastning specificeras i avsnitt 5.3. Övriga styrfaktorer för brandförloppet och tillhörande termisk fasadpåverkan - fönsteröppningens bredd-höjd-förhållande  $n = 2b/H$  och luftflödesfaktorn  $AH^{1/2}$  eller öppningsfaktorn  $AH^{1/2}/A_{tot}$  för brandcellen - redovisas i avsnitt 5.2. Försökens instrumentering beskrivs i avsnitt 5.4.

Resultatpresentationen inleds med en redovisning av klimatförhållanden vid de fyra fullskaleförsöken (avsnitt 6.1). Därefter exemplifieras och analyseras erhållna resultat i brandprocessen med avseende på  
- brandbelastningens förbränningsgrad (avsnitt 6.2),

- brandcellens gastemperatur (avsnitt 6.3),
- gastemperaturen i brandcellens fönsteröppningar (avsnitt 6.4),
- karakteristika för utvändiga flammor (avsnitt 6.5),
- termisk påverkan mot fasaden (avsnitt 6.6).

I redovisningen av brandbelastningens förbränningsgrad ingår en grov beräkning av förbränningshastighet, massflöde, frigiven värmeenergi och bränsleöverskottsfaktorn för fullskaleförsökens båda typer av brandförlopp, typ A och B (avsnitt 6.2).

## 6.1 Klimatförhållanden

Brandförsök, som utförs utomhus, är känsliga för yttre vind och fordrar normalt för en distinkt tolkning och utvärdering av resultaten vindförhållanden, som är nära vindstilla. Under en fullt utvecklad rumsbrands intensiva skede är den maximala gashastigheten i brandcellens öppningar av storleksordningen 8-10 m/s. Mot bakgrund härav valdes en vindhastighet av 1 m/s framför försökshusets fasad som acceptabel för försöken. För det sista fullskaleförsöket fick dock godtas en högre vindhastighet som en följd av en lång period av blåst under den aktuella försökstiden.

Datum, lufttemperatur, relativ luftfuktighet, vindhastighet och vindriktning vid fullskaleförsöken, framgår av tabell 6.1.1.

Tabell 6.1.1 Klimatförhållanden

Försök nr	Datum, tid för försöksstart	Luft-temp. °C	Relativ luftfukt. %	Vindhast. m/s	Vindrikt.
1	1979-10-23 10.50	6	70	1	0
2	1979-10-08 11.30	11	69	1	SO
3	1980-04-29 15.50	11	72	0,5	SV
4	1980-07-03 10.20	19	53	3	NO

Försökshusets fönsterplan vetter mot norr.

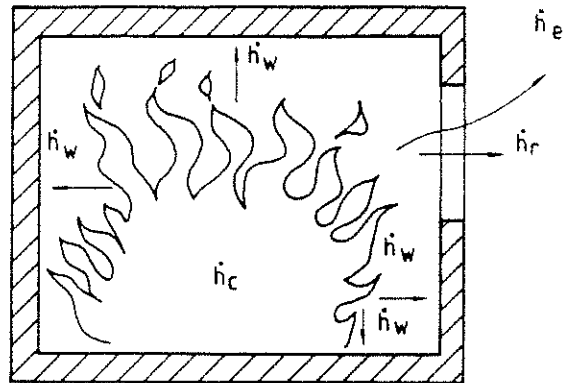
Brandcellens innetemperatur hölls vid ca 25°C under minimum 1/2 vecka fram till försöksstart. Brandbelastningens träpanel och virke för träribbstaplar förkonditionerades till en fuktkvot av ca 10 viktsprocent.

## 6.2 Brandbelastningens förbränningsgrad

### 6.2.1 Översiktlig problembeskrivning

Grundläggande för en beskrivning av den fullt utvecklade rumsbranden är dess energi- och massbalansekvationer. För brandceller med en storlek, som är representativ för t ex bostäder, ordinära kontor, skolor, sjukhus och hotell, kan dessa ekvationer tecknas med godtagbar noggrannhet med den förenklade förutsättningen, att temperaturen är jämnt fördelad inom brandcellen. För en sådan en-zonsmodell har energibalansekvationen formen enligt (6.2.1), se även figur 6.2.1





Figur 6.2.1 Den fullt utvecklade rumsbrandens energibalans

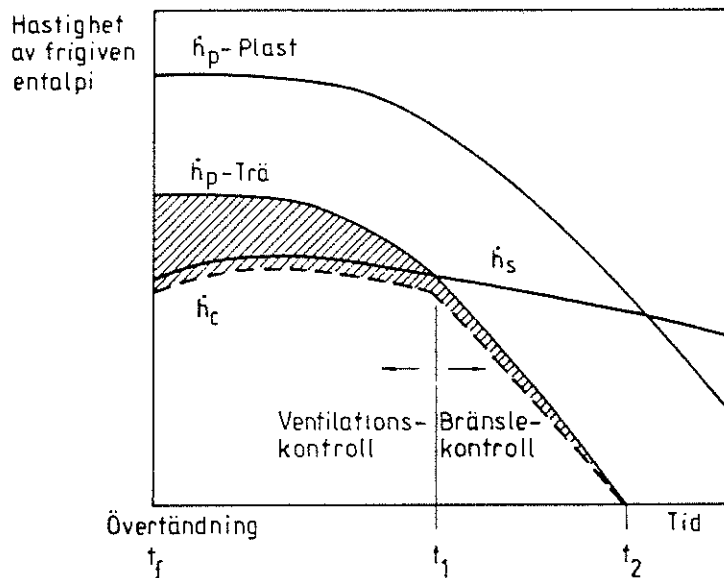
$$\dot{h}_c = \dot{h}_e + \dot{h}_r + \dot{h}_w + \dot{h}_g \quad (6.2.1)$$

varvid  $\dot{h}_c$  = frigiven värmeeffekt vid brandbelastningens förbränning,  $\dot{h}_e$  = effekt, som lämnar brandcellen genom utbyte av varma förbränningsgaser mot ingående förbränningsluft,  $\dot{h}_r$  = effekt, som lämnar brandcellen genom dess öppningar i form av strålning,  $\dot{h}_w$  = effekt, som går in i brandcellens omslutande konstruktioner och  $\dot{h}_g$  = inom brandcellen lagrad effekt - normalt försumbar. Den tillhörande massbalansekvationen lyder

$$\dot{m}_f = \dot{m}_l + \dot{m}_p \quad (6.2.2)$$

varvid  $\dot{m}_f$  = utflöde av varma gaser,  $\dot{m}_l$  = ingående luftflöde och  $\dot{m}_p$  = brandbelastningens pyrolyshastighet.

Som kommer att utvecklas vidare i avsnitt 6.3.1, kan en fullt utvecklad rumsbrand översiktligt karakteriseras som antingen ventilationskontrollerad eller brandbelastningskontrollerad [17]. För den förstnämnda typen kontrolleras brandbelastningens förbränning av brandcellens ventilation. Förbränningshastigheten är därvid proportionell mot ingående luftflöde genom brandcellens öppningar och approximativt oberoende av brandbelastningens egenskaper. För den senare typen av brandförlopp kontrolleras förbränningen av brandbelastningen i huvudsak av bränslets egenskaper och är försumbart beroende av ingående luftflöde.



Figur 6.2.2 Möjliga tidkurvor för hastigheten av frigiven entalpi vid en fullt utvecklad rumsbrand med två olika bränsletyper - trä och plastmaterial [18]

De båda typerna av brandförlopp illustreras närmare i figur 6.2.2 [18], som visar hastigheten av frigiven entalpi som funktion av tiden för en fullt utvecklad rumsbrand vid två olika typer av bränslen - trä respektive plastma-

terial. I figuren anger  $\dot{h}_p$  den potentiella förändringen av entalpin för de gaser, som bildas vid bränslets pyrolys, dvs den maximala värmeeffekten under ideala förbränningsförhållanden.  $\dot{h}_p$  ges av sambandet

$$\dot{h}_p = \dot{m}_p H_c \text{ (Js}^{-1}\text{)} \quad (6.2.3)$$

varvid  $\dot{m}_p$  = bränslets pyrolyshastighet ( $\text{kg s}^{-1}$ ) och  $H_c$  = bränslets effektiva värmevärde ( $\text{Jkg}^{-1}$ ). Termen  $\dot{h}_s$  anger frigiven värmeeffekt för stökiometrisk förbränning av ingående luftflöde och bestäms av formeln

$$\dot{h}_s = \dot{m}_l H_c / r \text{ (Js}^{-1}\text{)} \quad (6.2.4)$$

varvid  $r$  = massförhållandet luft/bränsle, dvs massan av den mängd luft, som fordras för en fullständig förbränning av en massenhet av bränslet.

För en given brandcell är  $\dot{m}_l$  primärt en funktion av brandcellens luftflödesfaktor  $AH^{1/2}$  och gastemperaturen.  $A$  är ytan och  $H$  höjden för brandcellens öppningar.  $H_c/r$ , dvs utvecklad förbränningsentalpi per massenhet luft, är approximativt oberoende av bränsletyp. Den frigivna värmeeffekten  $\dot{h}_s$  varierar därför ej märkbart för olika bränslen, om de brinner i en och samma brandcell.

Den värmeeffekt  $\dot{h}_c$ , som frigörs vid brandbelastningens förbränning inne i brandcellen i det aktuella fallet och som ingår som en term i brandcellens energibalans - ekvation (6.2.1) - är vid varje tidpunkt av brandförloppet

lika med den minsta av termerna  $\dot{h}_p$  och  $\dot{h}_s$ , reducerad med en faktor  $b_p$ , som korrigerar för ofullständig blandning av luft och pyrolysgaser, dvs

$$\dot{h}_c = \text{den minsta av} \begin{cases} \dot{h}_p b_p \\ \dot{h}_s b_p \end{cases} \quad (6.2.5)$$

Figur 6.2.2 belyser två rumsbränder med  $\dot{h}_p > \dot{h}_s$  vid över-tändning, vilket betyder att bränderna startar som venti-lationskontrollerade. Under brandförloppet avtar pyrolyshastigheten  $\dot{h}_p$ , vilket kan leda till att kurvan för  $\dot{h}_p$  efter någon tid skär kurvan för  $\dot{h}_s$ . Från och med denna tidpunkt övergår brandförloppet till att vara brandbelastningskontrollerat. Under den period, då  $\dot{h}_p > \dot{h}_s$ , pyrolyse-ras mer bränsle än som kan förbrännas inuti brandcellen. Skillnaden  $\dot{h}_p - \dot{h}_s b_p$ , streckmarkerad i figuren för brandbe-lastningen av trä, representerar därvid den mängd pyroly-serat bränsle, som lämnar brandcellen oförbränt.

Kvoten  $(\dot{h}_p - \dot{h}_s b_p) / \dot{h}_p$  definierar tidsvärdet av den s k bränsleöverskottsfaktorn  $f$  under brandförloppets ventila-tionskontrollerade skede - jfr avsnitt 4. Under det bräns-lekontrollerade skedet gäller analogt kvoten  $\dot{h}_p(1-b_p) / \dot{h}_p$ .

För medelvärdet av bränsleöverskottsfaktorn  $f_m$  erhålls uttrycket

$$f_m = \frac{\int_{t_f}^{t_2} \dot{h}_p dt - \int_{t_f}^{t_1} \dot{h}_s b_p dt - \int_{t_1}^{t_2} \dot{h}_p b_p dt}{\int_{t_f}^{t_2} \dot{h}_p dt} \quad (6.2.6)$$

varvid  $t_f$  = tidpunkten för övertändning,  $t_1$  = tidpunkten, då brandförloppet övergår från att vara ventilationskontrollerat till bränslekontrollerat och  $t_2$  = tidpunkten, då förbränningen upphör i brandcellen.

För brandbelastning med hög pyrolyshastighet under en fullt utvecklad rumsbrand - t ex flytande bränslen, plastmaterial och brännbara brandbelastningskomponenter med stora exponerade ytor - kan de oförbrända pyrolysexprodukter, som i stor mängd lämnar brandcellen, förorsaka betydande brandrisker utanför denna, t ex i korridorer eller framför en fasad.

### 6.2.2 Uppskattning av bränsleöverskottsfaktorn

I det följande görs en uppskattning av bränsleöverskottsfaktorns medelvärde  $f_m$  för de båda typerna av brandbelastning A och B. Först bestäms medelvärdena  $\dot{h}_{sm}$  och  $\dot{h}_{pm}$  av de båda entalpitermerna  $\dot{h}_s$  och  $\dot{h}_p$  enligt ekvation (6.2.4) och (6.2.3) för brandförloppets intensiva skede, varpå  $f_m$  beräknas ur sambandet

$$f_m = \frac{\dot{h}_{pm} - \dot{h}_{sm}}{\dot{h}_{pm}} \quad (6.2.7)$$

Försöksbetingelserna medgav ej någon kontinuerlig vägning av brandbelastningen under försöken. Ett medelvärde  $\dot{m}_{pm}$  av

pyrolyshastigheten  $\dot{m}_p$  får därför uppskattas ur föreliggande information om total bränslemängd och brandförloppets varaktighet.

Detta ger

$$\dot{m}_{pm} \approx 0,4 \text{ kg s}^{-1} \quad \text{för brandbelastning, typ A}$$

$$\dot{m}_{pm} \approx 0,8 \text{ kg s}^{-1} \quad \text{för brandbelastning, typ B}$$

Det effektiva värmevärdet för trä varierar enligt litteraturuppgifter mellan 17 och 20 MJ kg<sup>-1</sup> för torrt material. Det vid försöken använda träbränslet var förkonditionerat till fuktjämvikt svarande mot en fuktkvot av cirka 10 viktsprocent. Detta reducerar de angivna effektiva värmevärdena till 15 respektive 17,8 MJ kg<sup>-1</sup>. För den fortsatta beräkningen väljs medelvärdet

$$H_c = 16,4 \text{ MJ kg}^{-1}$$

Medelvärdet av den potentiella förändringen av entalpi  $\dot{h}_{pm}$  för de gaser, som bildas vid bränslets pyrolys, ges därpå av ekvationen (6.2.3) till

$$\dot{h}_{pm} = \dot{m}_{pm} H_c = 0,4 \times 16,4 = 6,6 \text{ MW} \quad \text{för brandbelastning, typ A}$$

$$\dot{h}_{pm} = 0,8 \times 16,4 = 13,1 \text{ MW} \quad \text{för brandbelastning, typ B}$$

Medelvärdet av frigiven värmeeffekt  $\dot{h}_{sm}$  för stökiometrisk förbränning av ingående luftflöde bestäms av ekvation

(6.2.4). Denna innehåller dels ingående luftflöde  $\dot{m}_l$ , dels utvecklade förbränningsentalpi per massenhet luft  $H_c/r$ . För den senare storheten anges för trä i [18] värdet

$$H_c/r = 3,4 \text{ MJ kg}^{-1} \text{ luft}$$

Mellan pyrolyshastighet  $\dot{m}_p$ , ingående luftflöde  $\dot{m}_l$  och brandrummets luftflödesfaktor  $AH^{1/2}$ , där A är öppningsytan och H öppningarnas höjd, gäller enligt [17] sambandet

$$\dot{m}_l = \frac{2.33 AH^{1/2}}{[1+1,6 (1+\dot{m}_p/\dot{m}_l)^{2/3}]^{3/2}} \quad (6.2.8)$$

Med aktuella värden för A, H och  $\dot{m}_p$  beräknas härur

$$\dot{m}_l = 1,5 \text{ kg s}^{-1} \quad \text{för brandbelastning typ A}$$

$$\dot{m}_l = 1,3 \text{ kg s}^{-1} \quad \text{för brandbelastning typ B}$$

varpå ekvation (6.2.4) ger följande värden för  $\dot{h}_{sm}$

$$\dot{h}_{sm} = \dot{m}_l H_c/r = 1,5 \times 3,4 = 5,1 \text{ MW} \quad \text{för brandbelastning typ A}$$

$$\dot{h}_{sm} = 1,3 \times 3,4 = 4,4 \text{ MW} \quad \text{för brandbelastning typ B}$$

De ovan gjorda uppskattningarna och beräkningarna ger slutligen för medelvärdet av bränsleöverskottsfaktorn  $f_m$  under brandförloppets intensiva skede enligt ekvation (6.2.7)

$$f_m = \frac{6,6 - 5,1}{6,6} = 0,23 \quad \text{för brandbelastning typ A}$$

och

$$f_m = \frac{13,1 - 4,4}{13,1} = 0,66 \quad \text{för brandbelastning typ B}$$

Av de gaser, som bildas vid brandbelastningens pyrolys, lämnar alltså cirka 25% brandrummet i oförbränt tillstånd vid brandbelastningen av typ A, medan cirka 75% förbränns inuti brandrummet. För brandbelastningen av typ B är motsvarande värden cirka 65% respektive 35%.

Av den potentiella förändringen av entalpin  $\dot{h}_p$  för de vid bränslets pyrolys bildade gaserna ger alltså i det första fallet 75% och i det senare fallet endast 35% bidrag till rumsbrandens energibalans - termen  $\dot{h}_c$  i ekvationen (6.2.1).

De icke förbrända pyrolysprodukter, som lämnar brandrummet och som kan antändas utanför försöksbyggnadens fasad och därigenom förstärka den termiska påverkan mot denna, uppgår alltså sammanfattningsvis till cirka 25% vid brandbelastning av typ A och till cirka 65% vid brandbelastning av typ B av de vid rumsbranden totalt bildade pyrolysgaserna.



### 6.3 Brandcellens gastemperatur

#### 6.3.1 Allmänt

Experimentellt framtagen kunskap om den fullt utvecklade rumsbranden bygger i starkt dominerande omfattning på resultat från försök, vid vilka brandbelastningen har utgjorts av väldefinierade träribbstaplar enligt brandbelastning av typ A. Ur sammanställningar av olika resultat framgår - som närmare belysts i avsnitt 6.2.1 - att en fullt utvecklad rumsbrand förenklat kan beskrivas som antingen ventilationskontrollerad eller brandbelastningskontrollerad [17], [20]. För övergången mellan de båda typerna ger i [21] härledda samband det starkt ungefärliga värdet

$$\frac{AH^{1/2}}{A_s} \approx 0,065 \text{ m}^{1/2} \quad (6.3.1)$$

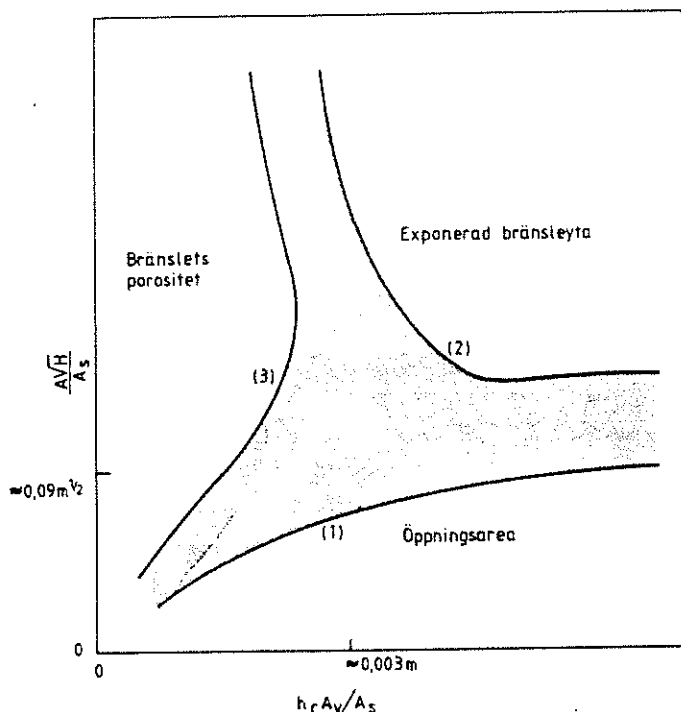
varvid A är öppningens yta, H öppningens höjd och  $A_s$  brandbelastningens initiiellt exponerade yta. För lägre värden av  $AH^{1/2}/A_s$  än  $0,065 \text{ m}^{1/2}$  är brandförloppet ventilationskontrollerat, för högre värden av  $AH^{1/2}/A_s$  brandbelastningskontrollerat.

En med hänsyn till brandförloppstyp mer nyanserad karakterisering ges i [12] med uppdelningen, se även figur 6.3.1

- (1) öppningskontrollerat förlopp,
- (2) förlopp, kontrollerat av initiiellt exponerad bränsleyta och
- (3) förlopp, kontrollerat av brandbelastningens porositet.

Avgörande variabler är därvid  $AH^{1/2}/A_s$  och  $h_c A_v/A_s$  med  $h_c$  = träribbstapelns höjd och  $A_v$  = skorstensarean för

vertikalt gasflöde genom stapeln. Mellan de tre brandförloppstyperna ligger en förhållandevis vid övergångszon - skuggad i figuren.



Figur 6.3.1 Karakterisering av den fullt utvecklade rumsbranden vid brandbelastning av träribbstapeltyp. Axlarnas skalvärden gäller för ribbtjockleken  $d = 0,025$  m [12]

I figur 6.3.1 redovisade begränsningskurvor och övergångszoner har beräknats för en ribbtjocklek  $d = 0,025$  m, vilken överensstämmer med den för fullskaleförsöken aktuella. För denna ribbtjocklek ger den i [12] presenterade teorin ett högre värde  $AH^{1/2}/A_s$  för övergången mellan ventilationskontrollerat brandförlopp och av brandbelastningens exponerade yta kontrollerat brandförlopp än ekvation (6.3.1). Det i [12] härledda övergångsvärdet beror av ribbtjockleken  $d$  enligt närmeformeln

$$\frac{AH^{1/2}}{A_s} \approx \frac{0,09}{(40d)^{0,6}} \text{ (m}^{1/2}\text{)} \quad (6.3.2)$$

med  $d$  i m. Formeln ger med ekvation (6.3.1) överensstämmande värde för ribbtjockleken  $d \approx 0,04$  m. Jämförelsen skall dock värderas mot bakgrunden av att båda övergångssambanden bygger på försöksresultat med en stor spridning. För fullskaleförsöket med brandbelastning typ A gäller, att  $h_c A_v / A_s = 0,0092$  m och att  $AH^{1/2} / A_s$  under brandförloppet ökar från  $0,014 \text{ m}^{1/2}$  i förloppets startskede till  $0,028 \text{ m}^{1/2}$ , då test- och referensfönstrens karmar och bågar i brandrummet smält eller förbränts. I ett mellanstadium, då testfönstrens bågar och karmar smält eller förbränts, medan referensfönstrens bågar och karmar är approximativt intakta, är  $AH^{1/2} / A_s = 0,021 \text{ m}^{1/2}$ . Insatta i fig 6.3.1 visar dessa värden, att brandförloppet vid brandbelastning typ A genomgående varit ventilationskontrollerat.

För de tre fullskaleförsöken med brandbelastning typ B är fig 6.3.1 ej direkt tillämpbar. Utslagsgivande influenser för en sådan brandbelastning är dels brandcellens luftflödesfaktor  $AH^{1/2}$ , dels bränslets exponerade yta  $A_s$ . Vid en given gastemperatur inuti brandcellen blir därvid den exponerade ytan för en brandbelastning typ B i medeltal per ytenhet utsatt för en kraftigare strålning än den exponerade ytan i en träribbstapel, dvs för en brandbelastning typ A. Den per yt- och tidsenhet producerade mängden pyrolysgaser blir som följd härav större för brandbelastning typ B än för brandbelastning typ A, i aktuellt fall ungefär dubbelt så stor; jfr avsnitt 6.2.2. En övergång från en brandbelastning i form av träribbstaplar typ A, till en brandbelastning med stora exponerade ytor, typ B, medför därför en höjning av det värde för  $AH^{1/2} / A_s$ , som markerar övergången från en ventilationskontrollerad rumsbrand till en rumsbrand, som kontrolleras av bränslets exponerade yta.

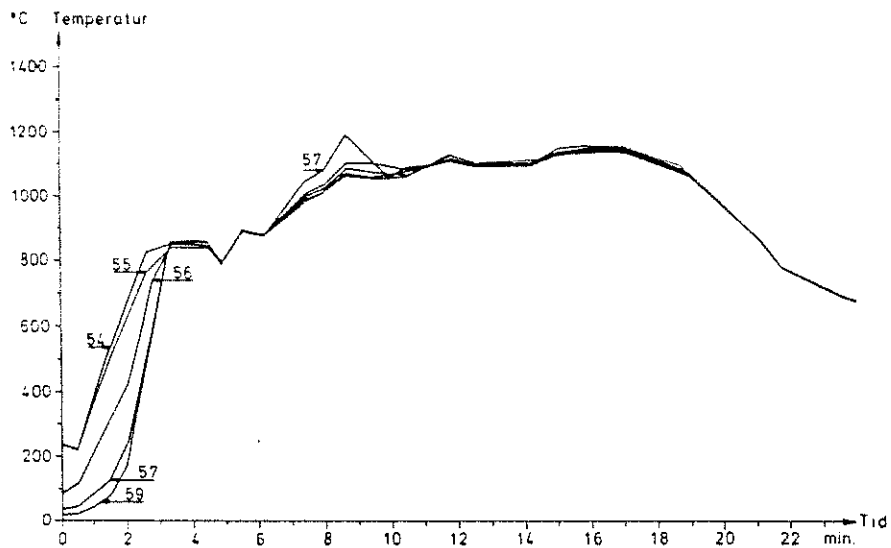
För brandbelastningen typ B uppgår den totala exponerade bränsleytan till ca  $95 \text{ m}^2$ . Under brandförloppet ökar luftflödesfaktorn  $AH^{1/2}$  från  $2,0 \text{ m}^{5/2}$  till  $4,2 \text{ m}^{5/2}$ , vilket för  $AH^{1/2}/A_s$  ger ett initieellt värde av  $0,021 \text{ m}^{1/2}$  och ett slutvärde av  $0,044 \text{ m}^{1/2}$ , då test- och referensfönstrens karmar och bågar i brandcellen har smält eller förbränts. I kombination med vad som har anförts ovan verifierar värdena ett utpräglat ventilationskontrollerat brandförlopp också för brandbelastningen typ B.

Skillnaden i pyrolyshastighet för de båda brandbelastningstyperna ger - som framgår av avsnitt 6.2 - en väsentligt högre bränsleöverskotts faktor  $f$  för brandbelastningen typ B än för brandbelastningen typ A. Den i avsnitt 6.2 presenterade överslagsberäkningen visar därvid ett  $f$ -värde av cirka 0,25 för brandbelastningen typ A, vilket innebär, att ca 75% av det pyrolyserade bränslet förbränns inom brandcellen och ca 25% utanför. För brandbelastningen typ B ger beräkningen  $f \approx 0,65$ , dvs av det totalt pyrolyserade bränslet förbränns ca 35% inuti brandcellen och ca 65% utanför.

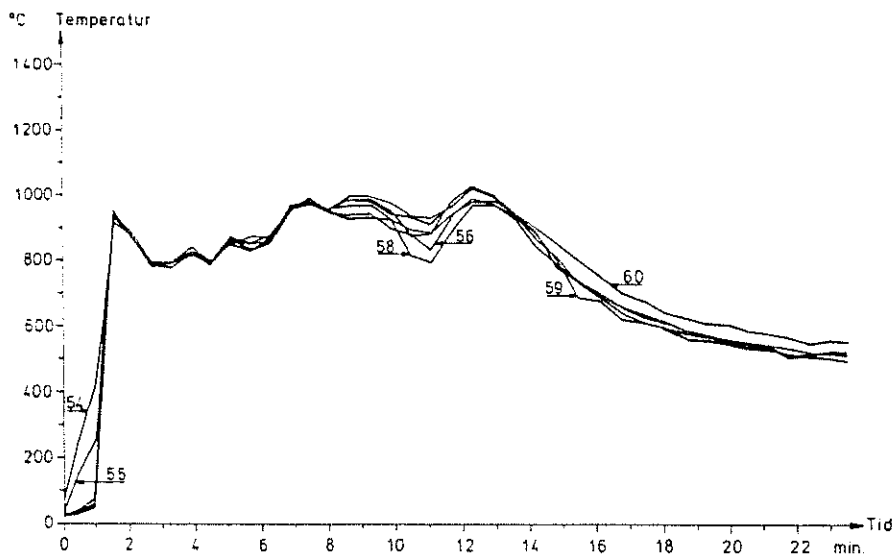
### 6.3.2 Experimentella resultat

Vid samtliga försök mättes temperaturfördelningen längs en vertikal genom brandcellens centrum - termoelementen nr 54-60, fig 5.4.2. Tidsvariationen av denna temperaturfördelning återges i fig 6.3.2 för försök 1 - utfört med brandbelastning typ A, dvs brandbelastning av trä i form av ribbstaplar i brandcell med golv-, vägg- och takytor av obrännbart material - och i fig 6.3.3-5 för försöken 2-4 utförda med brandbelastning typ B, dvs brandbelastning av trä och syntetiska material i brandcell med träpanel på vägg- och takytor. I fig 6.3.6 redovisas den uppmätta tidsvariationen av brandcellens temperatur i termoelement-

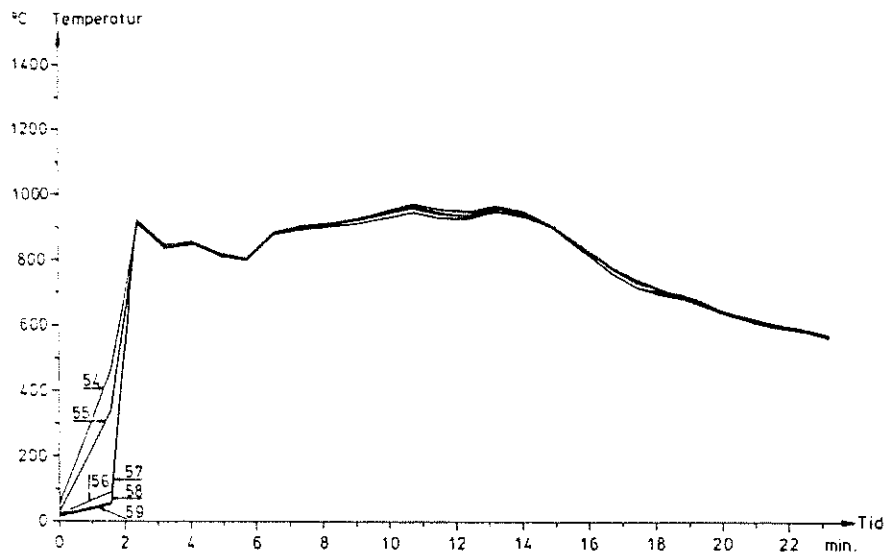
punkten nr 54, belägen 100 mm under taket på vertikalen genom brandcellens centrum, för försöken 1-4.



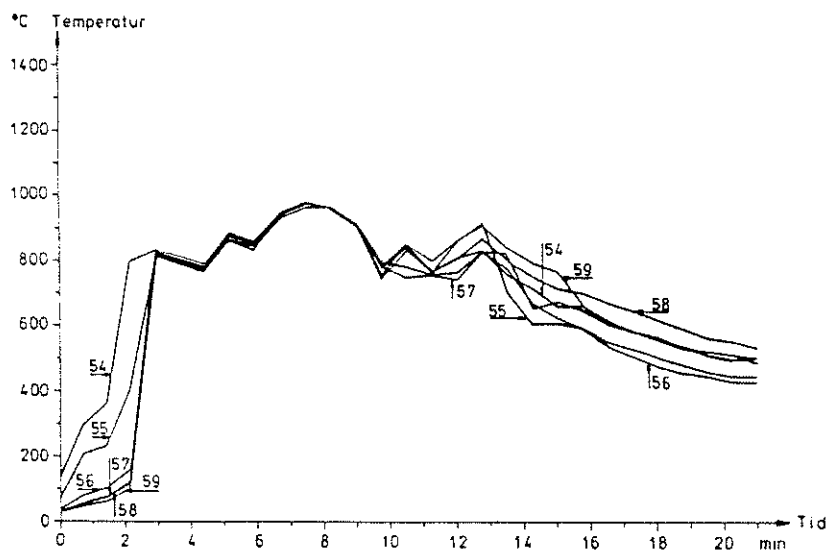
Figur 6.3.2 Tidsvariationen av temperaturfördelningen längs en vertikal genom brandcellens centrum vid försök 1. Brandbelastning typ A. Testfönster med karm och båge av PVC. Termoelementens placering framgår av fig 5.4.2



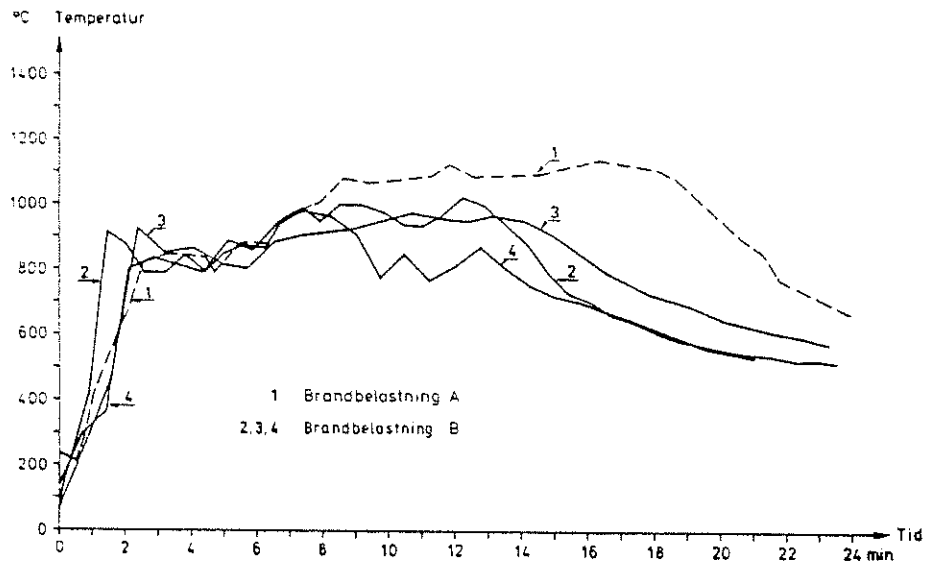
Figur 6.3.3 Tidsvariationen av temperaturfördelningen längs en vertikal genom brandcellens centrum vid försök 2. Brandbelastning typ B. Testfönster med karm och båge av PVC. Termoelementens placering framgår av fig 5.4.2



Figur 6.3.4 Tidsvariationen av temperaturfördelningen längs en vertikal genom brandcellens centrum vid försök 3. Brandbelastning typ B. Testfönster med karm och båge av PUR. Termoelementens placering framgår av fig 5.4.2



Figur 6.3.5 Tidsvariationen av temperaturfördelningen längs en vertikal genom brandcellens centrum vid försök 4. Brandbelastning typ B. Testfönster med karm och båge av Al-legering. Termoelementens placering framgår av fig 5.4.2



Figur 6.3.6 Tidsvariationen av brandcellstemperaturen i termoelementpunkt nr 54, belägen 100 mm under taket på en vertikal genom brandcellens centrum, vid försöken 1-4. Försök 1: brandbelastning typ A, försök 2-4: brandbelastning typ B

För en bedömning av de redovisade temperaturtillstånden är de i tabell 6.3.1 sammanställda tidsuppgifterna vägledande.

Tabell 6.3.1 Tidsuppgifter för viktiga händelser i brandförloppet

Händelse	Tid i min.s vid försök nr			
	1	2	3	4
Flammor når brandcellens tak	01.00	00.30	00.40	00.50
Brandcellens tak antänds	-	01.15	01.00	01.30
Brandcellen övertänds	03.20	01.30	02.20	02.50
Externa flammor upphör	17.30	10.00	11.00	09.45

Under brandförloppets tidiga skede, dvs tiden från antändning till brandcellens övertändning - *preflashover* - byggs ett varmt gaslager upp under brandcellens tak. Under vissa betingelser kan strålningen från detta gaslager leda till en snabb utveckling av branden - *övertändning* eller *flashover* inträffar. Vid övertändning blir hela rummet involverat i branden och flammor kommer ut genom fönsteröppningen. Nästa fas av brandförloppet fram till dess att externa flammor upphör kallas för *postflashover*. För en bestämning av tidpunkten för övertändning eller flashover tillämpas olika kriterier, relaterade till t ex temperaturen i det heta gaslagret under taknivån eller strålningen mot golvnivån. I tabell 6.3.1 angiven tid för brandcellens övertändning har bestämts ur temperaturkurvorna i figur 6.3.2 - 6.3.5. Övertändningen karakteriseras därvid av en snabb temperaturstegring i brandcellens nedre del (termoelement nr 59) med en tillhörande övergång till en approximativt jämnt fördelad temperatur i hela brandrummet. Av figur 6.3.2 - 5 framgår, att temperaturen är mycket nära jämnt fördelad inom brandcellen under brandförloppets intensiva skede, dvs från övertändning till den tidpunkt, då brandens intensitet börjar minska och flammor upphör att tränga ut genom brandcellens öppningar. Som redovisats i avsnitt 6.2.2 är pyrolyshastigheten  $m_p$  under brandförloppets intensiva skede ungefär dubbelt så stor vid brandbelastning av typ B som vid brandbelastning av typ A. Då de båda typerna av brandbelastning är approximativt lika stora - ca  $90 \text{ MJ m}^2$  omslutningsyta - medför detta en varaktighet för brandens intensiva skede, som är ungefär hälften så lång för brandbelastning av typ B som för brandbelastning av typ A. Tidsuppgifterna i tabell 6.3.1 och temperaturtidkurvorna i fig 6.3.6 bekräftar i stort detta förhållande.



Den vid bränslets förbränning reellt frigivna värmeeffekten inuti brandcellen  $h_s$  har beräknats överslagsmässigt i avsnitt 6.2.2, vad avser värmeeffektens medelvärde  $h_{sm}$  under brandförloppets intensiva del. Beräknade värden uppgår därvid till cirka 5,1 MW för brandbelastning av typ A och 4,4 MW för brandbelastning av typ B. Skillnaden förklarar den lägre gastemperatur, som enligt fig 6.3.6 uppmätts under det intensiva brandskedets senare del för försöken med brandbelastning av typ B jämfört med för försöket med brandbelastning av typ A.

### 6.3.3 Teoretisk analys

Som nämnts i avsnitt 6.2.1 kan den fullt utvecklade rumsbrandens temperatur-tid-förhållanden beräknas ur dess energi- och massbalansekvationer - ekvationerna (6.2.1) och (6.2.2) - med godtagbar noggrannhet under den förenklande förutsättningen, att temperaturen är jämnt fördelad inom rummet vid varje tidpunkt av brandförloppet. Förutsättningens giltighet verifieras av de experimentellt bestämda temperatur-tid-kurvorna enligt figurerna 6.3.2-5.

Vid givna förbränningskaraktistika för brandbelastningen ger energi- och massbalansekvationerna rumsbrandens gastemperatur-tid-kurvor som funktion av brandrummets öppningsfaktor  $AH^{1/2}/A_{tot}$  och de termiska egenskaperna för brandrummets omslutande konstruktioner.

Den praktiska tillämpningen av energi- och massbalansekvationerna underlättas av att väldokumenterade datorprogram är tillgängliga härför. För relevanta litteraturreferenser hänvisas till sammanställningar i [22] och [23]. I [24] redovisas en förenklad metod, som medger en beräkning av brandförloppets gastemperatur-tid- samband utan användning av datorer. Metoden är tillämpbar för brandbelastning av t ex träribbstapeltyp och av smält termoplastiskt material. Såväl ventilationskontrollerat som brandbelastningskontrollerat brandförlopp kan behandlas. Beräknade resultat ligger inom en felmarginal av maximalt cirka 3% i förhållande till motsvarande datorbaserade metodens.

I det följande redovisas en jämförelse mellan experimentellt bestämt gastemperatur-tid-samband och motsvarande enligt [24] beräknat samband för försöksbranden med brandbelastning av typ A, dvs en renodlad träribbstapelbrand i ett brandrum med omgivande ytor av obrännbart material.

Beräkningsproceduren är uppbyggd i steg, som successivt beaktar inverkan av faktorer enligt följande samband

$$T = T_0 + (T^* - T_0) \theta_1 \cdot \theta_2 \cdot \theta_3 \cdot \theta_4 \cdot \theta_5 \quad (6.3.3)$$

$T^*$  är därvid en representativ bastemperatur, som motsvarar den adiabatiska flamtemperaturen, dvs den temperatur, som uppnås, då bränslet blandas med den exakta stökiometriska mängden syre och fullständigt förbränns utan några värmeförluster. I [24] rekommenderas  $T^* = 1725^\circ\text{C}$  för praktiska beräkningar.  $T_0$  är rumstemperaturen före branden.  $\theta_1$ ,  $\theta_2$ ,

$\theta_3$ ,  $\theta_4$  och  $\theta_5$  är multiplikatorer, som korrigerar för

$\theta_1$  - avvikelse från stökiometrisk förbränning,

$\theta_2$  - effektförluster genom brandrummets omslutande konstruktioner vid stationära förhållanden,

$\theta_3$  - tillkommande, tidsberoende effektförluster genom brandrummets omslutande konstruktioner vid transienta förhållanden,

$\theta_4$  - inverkan av fönsteröppningens form (höjd), och

$\theta_5$  - ofullständig blandning av förbränningsluft och pyrolysgaser; motsvarar inverkan av faktorn  $b_p$  i ekvation (6.2.5) och figur 6.2.2.

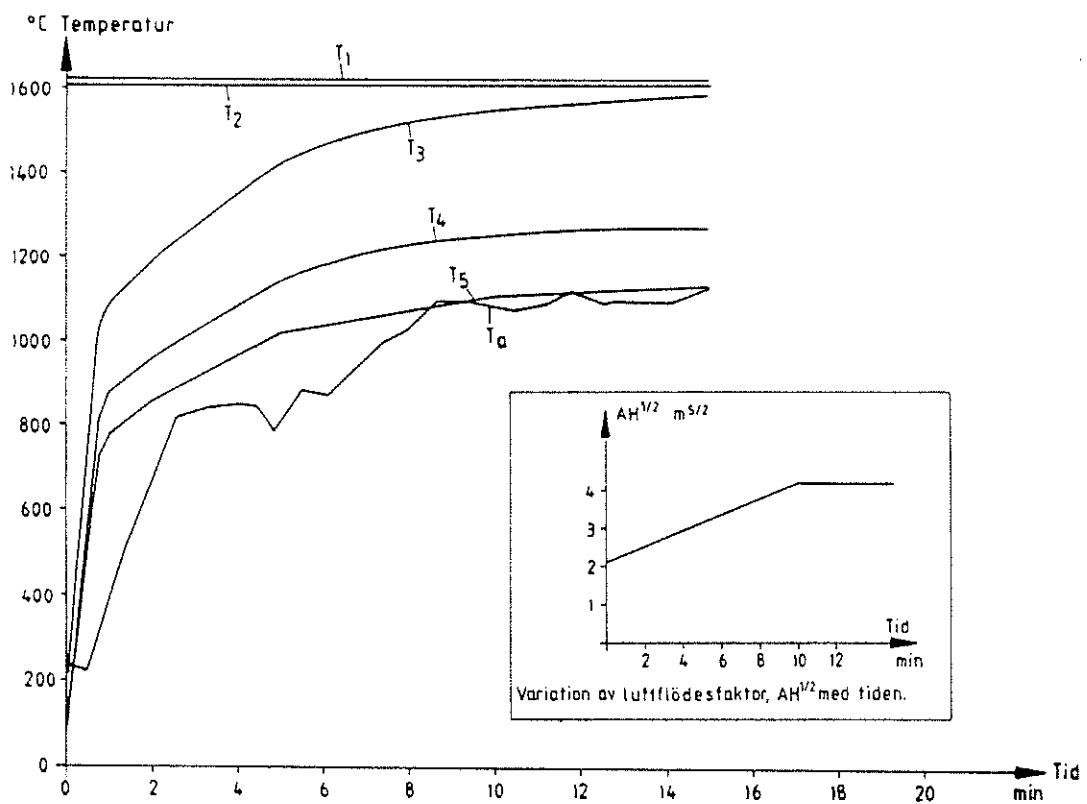
Den för försöksbranden med brandbelastning av typ A genomförda beräkningen redovisas i tabell 6.3.2. Bastemperaturen  $T^* = 1725^\circ\text{C}$ .  $T_0 = 23^\circ\text{C}$ . En korrektion med hänsyn till avvikelse från stökiometrisk förbränning ger  $T = 1623^\circ\text{C}$ ,  $T_1$  i figur 6.3.7. Stationära effektförluster genom brandrummets omslutande konstruktioner - inklusive effektförluster genom fönsteröppningen - reducerar gastemperaturen till  $T = 1607^\circ\text{C}$ ,  $T_2$  i figur 6.3.7. Motsvarande, tidsberoende effektförluster, refererade till transienta förhållanden, förändrar brandrummets gastemperatur-tid-samband till kurvan  $T_3$  i figuren. Vid beräkningen härav har hänsyn

Tabell 6.3.2 Teoretisk beräkning av gastemperatur i brandrummet vid brandbelastning av typ A

reduktion p g a	tid [s]	$AH^{1/2}/A_{tot}$ [m <sup>1/2</sup> ]	k [W/mK]	$\theta_n$	temperatur $T_n$ [°C]
avvikelse från stökiometrisk förbränning	obero- ende	oberoende	obero- ende	0,942 ( $\theta_1$ )	1623
stationära förluster gen- om brandrum- mets omslutande konstruktioner	obero- ende	0,040	0,15	0,999 ( $\theta_2$ )	1607
icke stationära förluster genom brandrummets omslutande konstruk- tioner	0 40 60 120 300 600 900	0,027 0,029 0,030 0,032 0,041 0,053 0,053	0,12 0,15 0,17 0,23 0,24 0,25 0,25	0,080 ( $\theta_3$ )	151 1013 1083 1189 1425 1546 1583
fönsteröpp- ningens form (höjd)	0 40 60 120 300 600 900		h=1.125 m obero- ende	0,800 ( $\theta_4$ )	125 815 873 956 1145 1241 1271
ofullständig blandning av förbrännings- luft och pyro- lysgaser, $b_p$	0 40 60 120 300 600 900	$b_p=0,8$	obero- ende	0,888 ( $\theta_5$ )	114 728 780 853 1022 1107 1134

Teckenförklaring se nästa sida.

- $T_n$  - reducerad brandgastemperatur, °C  
 $\theta_n$  - reduktionskoefficienter  
 $A$  - fönsteröppningens area, m<sup>2</sup>  
 $H$  - fönsteröppningens höjd, m  
 $A_{tot}$  - brandrummets totala omslutningsyta, m<sup>2</sup>.  
 $k$  - värmeledningsförmåga för omslutande konstruktion, W/mK



Figur 6.3.7 Beräknad temperatur i brandrummet, ( $T_{1-5}$ ), enligt av Babrauskas presenterad närmemetod [24] för renodlad träribbstapelbrand - brandbelastning av typ A - jämförd med den i försöket uppmätta brandrumstemperaturen  $T_a$

tagits till att såväl brandrummets öppningsfaktor  $AH^{1/2}/A_{tot}$  som de omslutande konstruktionernas termiska egenskaper förändrats under brandförloppet. Kurvan  $T_4$  visar den beräknade gastemperaturens ytterligare modifiering från inverkan av fönsteröppningens form. Korrektion med hänsyn till inverkan av ofullständig blandning av förbränningsluft och pyrolysgaser ger slutligen det resulterande gastemperatur-tid-förloppet enligt kurvan  $T_5$ .

En jämförelse mellan vid försöket uppmätt gastemperatur  $T_a$  och beräknad  $T_5$  verifierar en god överensstämmelse för den fullt utvecklade rumsbrandens intensiva skede.

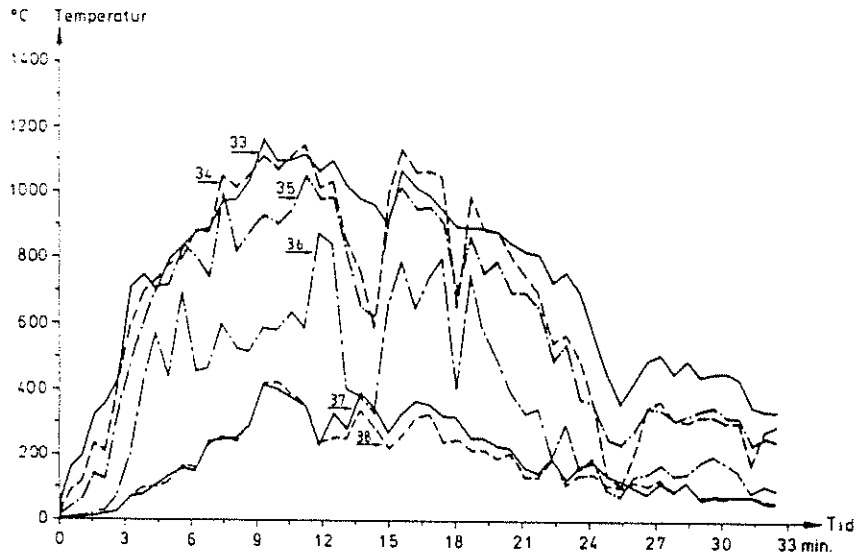
En motsvarande, jämförande beräkning för försöksbranden med brandbelastning av typ B har bedömts mindre meningsfull till följd av svårigheten att på ett underbyggt sätt beskriva den aktuella tidkurvan för frigiven värmeeffekt under brandförloppet.

## 6.4 Rökgas temperatur och rökgashastighet i brandcellens fönsteröppningar

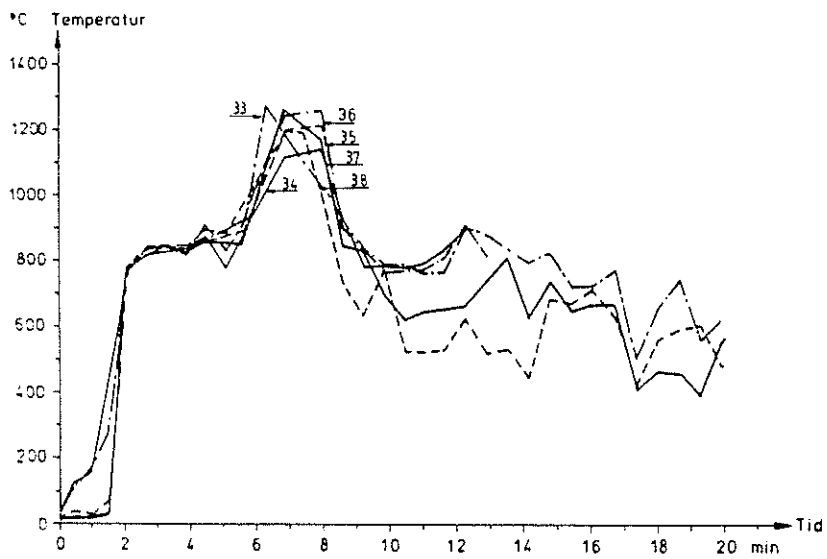
### 6.4.1 Rökgas temperatur

Temperaturfördelningen i brandrummets fönsteröppningar bestämdes med termoelement i mätpunkterna 33-38, placerade enligt figur 5.4.1.

Temperaturfördelningen vid försök 1, brandbelastning av typ A, visas i figur 6.4.1. Av denna framgår, att varma gaser strömmar ut genom den övre delen av öppningen och kall luft in genom den nedre. Under brandförloppets intensiva skede ligger neutralaxeln mellan utträngande flammor och inkommande förbränningsluft mellan mätpunkterna 36 och 37, dvs något under halva fönsterhöjden. Figur 6.4.2 ger motsvarande temperaturfördelning vid brandförlopp med brandbelastning av typ B, försök 2. För denna brandbelastningstyp kännetecknas den övertända rumsbranden av en mycket hög pyrolyshastighet - ungefär dubbelt så hög för brandbelastning typ B som för brandbelastning typ A - vilket medför, att utträngande flammor och heta gaser fyller större delen av fönsteröppningen. Som följd härav är temperaturen nära jämnt fördelad över hela fönsterhöjden under det övertända brandförloppet fram till den tidpunkt vid cirka 10 min, då flammorna upphör att tränga ut genom öppningen. Kombinationen av hög pyrolyshastighet och den kraftiga blockeringen av fönsteröppningen för ingående förbränningsluft korresponderar väl med att endast cirka 35% av pyrolysgaserna förbränns inne i brandrummet vid brandbelastning typ B. För brandbelastning typ A är motsvarande värde cirka 75%.



Figur 6.4.1 Temperaturfördelning som funktion av tiden i fönsteröppningen vid brandbelastning av typ A, försök 1. Numrering över fönsterhöjden uppifrån och ner

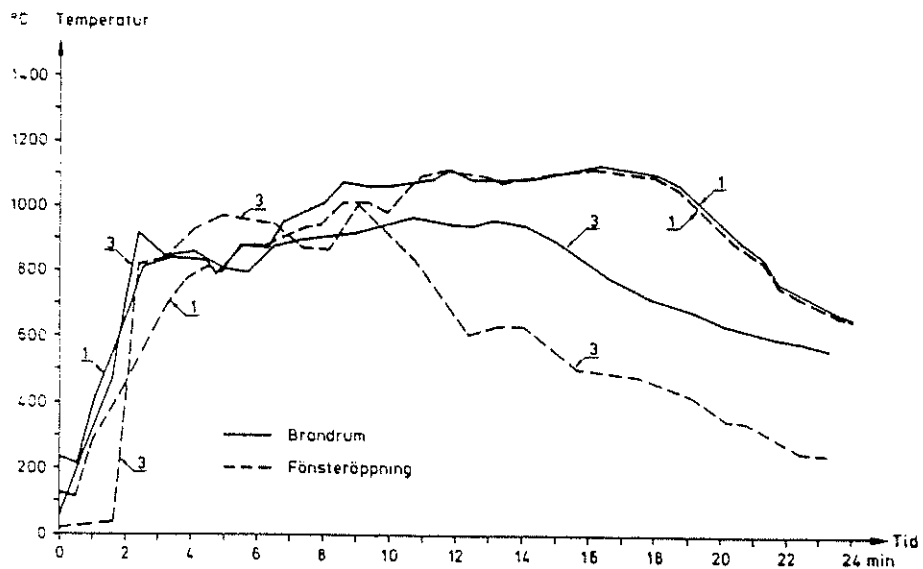


Figur 6.4.2 Temperaturfördelning som funktion av tiden i fönsteröppningen vid brandbelastning av typ B, försök 2. Numrering över fönsterhöjden uppifrån och ner



För att kunna kartlägga symmetrin hos utträngande heta gaser och flamma, kompletterades den noggranna bestämningen av temperaturprofilen för öppningen R2 med temperaturmätningar i två punkter i övre delen av övriga fönsteröppningar från brandrummet, termoelement 39-44 i figur 5.4.1. Symmetrin verifierades i samtliga försök som tillfredsställande.

I figur 6.4.3 jämförs temperaturen i brandrummet, ca 10 cm under taket, och i övre delen av fönsteröppningen T1, från försök med brandbelastning av typ A (försök 1) med motsvarande temperaturer från försök med brandbelastning av typ B (försök 3).



Figur 6.4.3 Temperaturutveckling för brandgaserna inuti brandrummet och på vägen ut ur brandrummet - i fönsteröppningarnas övre del - i försök 1, brandbelastning av typ A och försök 3, brandbelastning av typ B

Efter övertändning i brandrummet överensstämmer de heta gasernas temperatur, när de lämnar fönsteröppningen, med brandrummets temperatur i försök 1. Förbränning av pyrolysgaserna sker huvudsakligen inne i brandrummet.

I försök 3 är de heta gasernas temperatur strax efter övertändning, cirka 3 min efter start, högre i fönsteröppningen än inne i brandrummet. Förbränning av pyrolysgaserna sker vid denna brandbelastningstyp endast till en mindre del inne i brandrummet. Stora mängder pyrolyserade gaser lämnar brandrummet oförbrända och antänds och förbränns utanför brandrummet. Då flammor upphör att tränga ut genom öppningen vid tiden 11 minuter, sjunker temperaturen i fönsteröppningen snabbt.

Den stora skillnaden i bränsleöverskottsfaktor (se avsnitt 6.2.2) mellan brandbelastning av typ A och brandbelastning av typ B återspeglas sammanfattningsvis väl i temperaturutvecklingen.

#### 6.4.2 Rökgashastighet

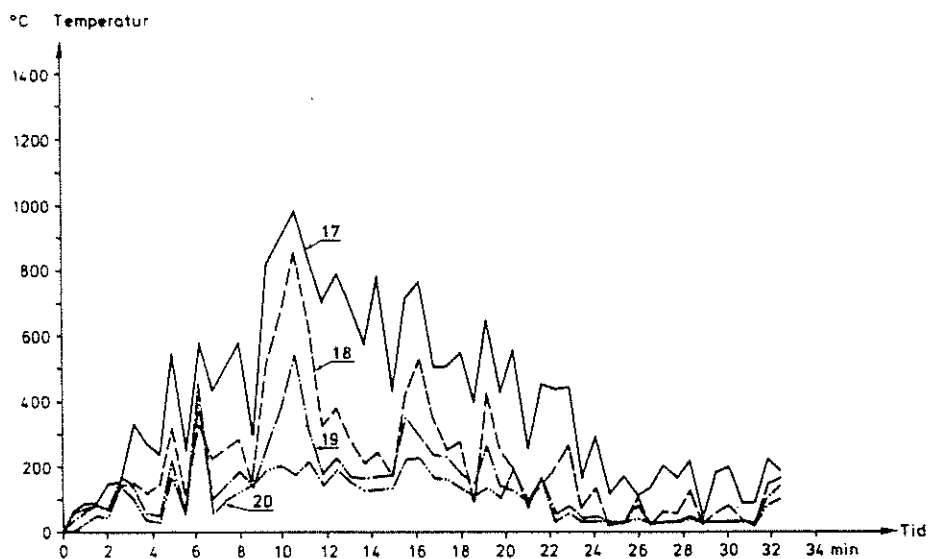
I en av brandrummets öppningar, R2, (mätpunkterna 70-75 enligt figur 5.4.1) utfördes mätningar av rökgashastigheten. Avsikten härmed var att få kompletterande information för en energi- och massbalansanalys av temperatur- och strömningsförhållanden inuti brandrummet och framför fasaden. Som nämnts i avsnitt 5.4.3, uppvisade mätsystemet en så stor känslighet för störning från yttre vind, att erhållna mätdata inte kunde utvärderas på ett meningsfullt sätt.

### 6.5 Karakteristika för utvändiga flammor och heta gaser framför fasaden

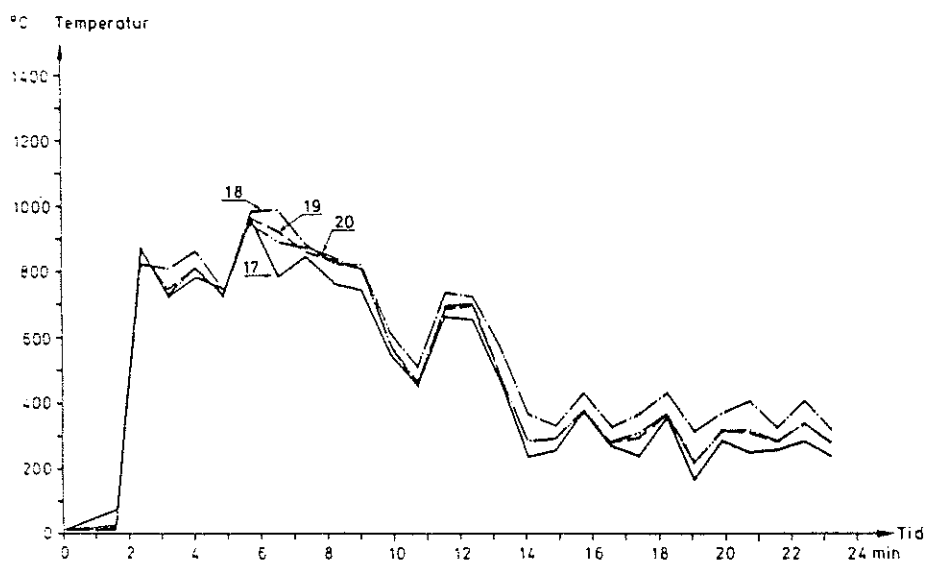
För en bestämning av transienta temperaturfält för flammor och heta gaser framför fasaden monterades 32 termoelement, numrerade 1-32, i ett vertikalt plan vinkelrät mot fasaden och gående genom centrumlinjen för testfönstren T2 och T4 enligt figurerna 5.4.1 och 5.4.2.

Erhållna resultat exemplifieras i det följande genom dels temperaturens tidsvariation i några karakteristiska mätpunkter, dels temperaturgradienter och isotermer för definierade tidpunkter under brandens intensiva skede. De redovisade temperaturförhållandena kompletteras med visuellt observerade och genom foto dokumenterade, maximala flamhöjder, utvärderade mot i andra sammanhang publicerade resultat. Tillhörande termisk påverkan i form av dels totalt värmefflöde, dels strålning redovisas i avsnitt 6.6. Vid exemplifieringen av termiska karakteristika jämförs genomgående resultaten från försök med brandbelastning av typ A (försök 1) med resultaten från försök med brandbelastning typ B, representerade genom försök 3.

Figurerna 6.5.1 och 6.5.2 visar för försöken 1 respektive 3 uppmätt tidsvariation av temperaturen i mätpunkterna 17-20, belägna enligt figur 5.4.2 längs en normal mot fasaden på nivån 80 cm ovanför överkanten av fönsteröppningen i brandrummet. Maximal flam- och gastemperatur utanför fasaden inträffar på denna nivå efter 10,5 min för brandbelastning av typ A (försök 1) och efter 6,5 min för brandbelastning av typ B (försök 3). Tidsskillnaden förklaras av den högre pyrolyshastigheten och tillhörande kortare brandvaraktighet för försöksbranden vid brandbelastning av typ B - jfr avsnitt 6.2.2, av vilket framgår, att uppskattat medelvärde av pyrolyshastigheten  $\dot{m}_p$  är ungefär dubbelt så högt för brandbelastning av typ B som för brandbelastning av typ A.



Figur 6.5.1 Temperaturvariation med tiden i flamma och heta gaser utanför fasaden i försök med brandbelastning av typ A, försök 1, längs en normal mot fasaden på nivån 80 cm ovanför fönsteröppningens överkant (mätpunkterna 17-20)

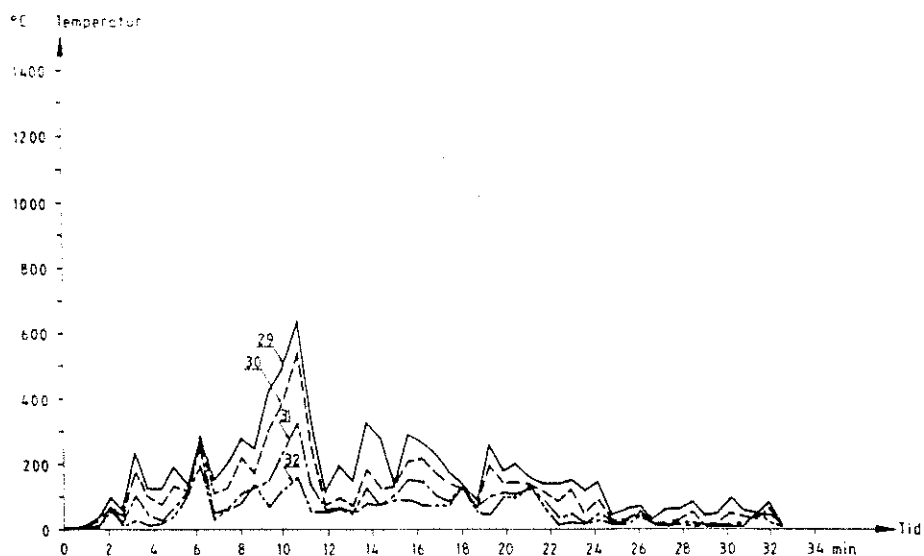


Figur 6.5.2 Temperaturvariation med tiden i flamma och heta gaser utanför fasaden i försök med brandbelastning av typ B, försök 3, längs en normal mot fasaden på nivån 80 cm ovanför fönsteröppningens överkant (mätpunkterna 17-20)

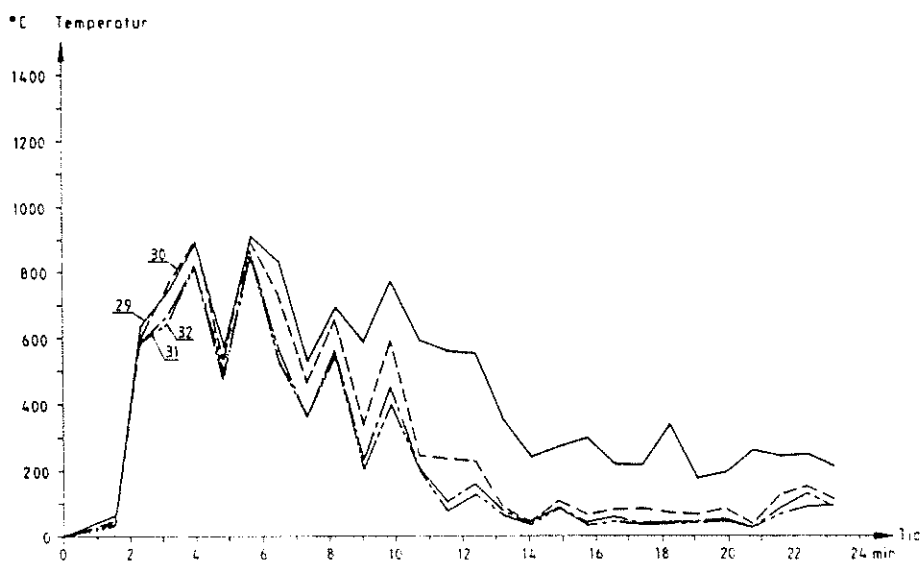
Som diskuterats mer ingående i avsnitt 6.2.2, åtföljs skillnaden i pyrolyshastighet av en motsvarande kraftig skillnad i bränsleöverskottsfaktorn  $f$ . Som konsekvens härav uppgår de icke förbrända pyrolyspanprodukter, som lämnar brandrummet och som kan antändas utanför fasaden och därigenom förstärka den termiska påverkan mot denna, till hela 65% vid brandbelastning av typ B mot 25% vid brandbelastning av typ A av de vid den övertända rumsbranden totalt bildade pyrolysgaserna.

Olikheterna i pyrolyshastighet och mängden pyrolysgaser, som antänds och förbränns framför fasaden, återspeglas markant i temperatur-tid-kurvorna i figurerna 6.5.1 och 6.5.2. Inom det område på 100 cm framför fasaden, som mätvärdena omfattar, är temperaturen nära jämnt fördelad för försöket med brandbelastning av typ B, medan försöket med brandbelastning av typ A uppvisar en kraftig temperaturminskning med avståndet från fasaden. Vid tidpunkten för maximal temperatur är denna - inom det aktuella området - nära konstant på nivån  $900-1000^{\circ}\text{C}$  vid brandbelastning av typ B, vilket verifierar visuella observationer av en tjock flamma framför fasaden. Vid brandbelastning av typ A minskar motsvarande temperatur från cirka  $975^{\circ}\text{C}$  i mätpunkten 10 cm utanför fasaden till cirka  $175^{\circ}\text{C}$  i mätpunkten 100 cm utanför fasaden. Karakteristiskt för denna brandbelastningstyp är därför en relativt tunn flamma framför fasaden - av storleksordningen 0,5 - 0,7 m tjock under brandförloppets mest intensiva skede.

I figurerna 6.5.3 och 6.5.4 redovisas motsvarande temperatur-tid-kurvor för flamma och heta gaser framför fasaden längs en normal mot denna på nivån 230 cm ovanför överkanten av fönsteröppningen i brandrummet - mätpunkterna 29-32. I stort bekräftar en jämförelse mellan temperaturvärdena för de båda försöken samma skillnader i termiska förhållanden vid brandbelastning av typ A och brandbelast-



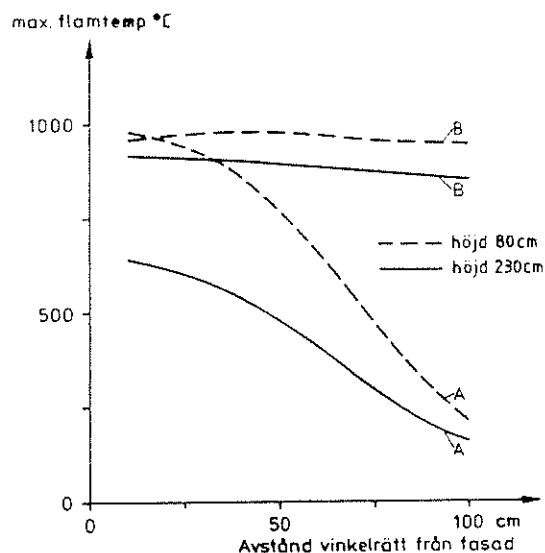
Figur 6.5.3 Temperaturvariation med tiden i flamma och heta gaser utanför fasaden i försök med brandbelastning av typ A, försök 1, längs en normal mot fasaden på nivån 230 cm ovanför fönsteröppningens överkant (mätpunkterna 29-32)



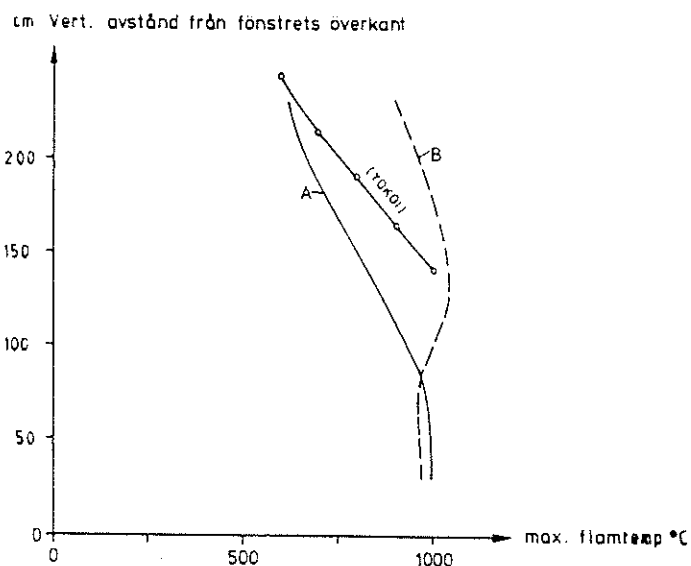
Figur 6.5.4 Temperaturvariation med tiden i flamma och heta gaser utanför fasaden i försök med brandbelastning av typ B, försök 3, längs en normal mot fasaden på nivån 230 cm ovanför fönsteröppningens överkant (mätpunkterna 29-32)

ning av typ B, som kommenterats ovan för nivån 80 cm ovanför fönsteröppningens överkant - figurerna 6.5.1 och 6.5.2. En jämförelse för vardera brandbelastningstypen av de båda mätnivåernas temperaturvärden dokumenterar en liten minskning i temperatur i höjddled för försöket med brandbelastning av typ B (figurerna 6.5.2 och 6.5.4) - längs en vertikal 10 cm framför fasaden sjunker den maximala temperaturen därvid från cirka  $950^{\circ}\text{C}$  på nivån 80 cm till cirka  $900^{\circ}\text{C}$  på nivån 230 cm ovan fönsteröppningens överkant. För försöket med brandbelastning av typ A uppgår motsvarande temperaturreduktion till  $350^{\circ}\text{C}$  - från cirka  $975^{\circ}\text{C}$  till cirka  $625^{\circ}\text{C}$ . Av figurerna 6.5.1 - 6.5.4 framgår vidare, att strukturen för flamma och gasströmning framför fasaden generellt är mer homogen och mindre orolig för försök med brandbelastning av typ B än för försök med brandbelastning av typ A. Även detta är en följd av den högre pyrolyshastigheten och den större mängden pyrolysgaser, som förbränns framför fasaden, för brandbelastningen av typ B.

Som komplement till temperatur-tid-kurvorna i figurerna 6.5.1 - 6.5.4 visas i figur 6.5.5 temperaturgradienterna vinkelrät mot fasaden på nivåerna 80 respektive 230 cm ovanför överkanten av fönsteröppningen i brandrummet. Gradienterna gäller för tidpunkten för maximal flam- och gastemperatur på den lägre höjdnivån - dvs vid 10,5 min för försöket med brandbelastning av typ A och vid 6,5 min för försöket med brandbelastning av typ B. I figur 6.5.6 redovisas motsvarande temperaturgradient längs en vertikal på avståndet 10 cm framför fasaden. För försöket med brandbelastning av typ A jämförs i figuren uppmätta temperaturvärden med motsvarande värden, som beräknats enligt en av Yokoi framlagd teori [2].



Figur 6.5.5 Temperaturgradienter vinkelrät mot fasaden på nivåerna 80 respektive 230 cm ovanför överkanten av fönsteröppningen i brandrummet vid försök med brandbelastning av typ A (försök 1) och typ B (försök 3). Gradienterna gäller för tidpunkten för maximal flamtemperatur på den undre höjdnivån

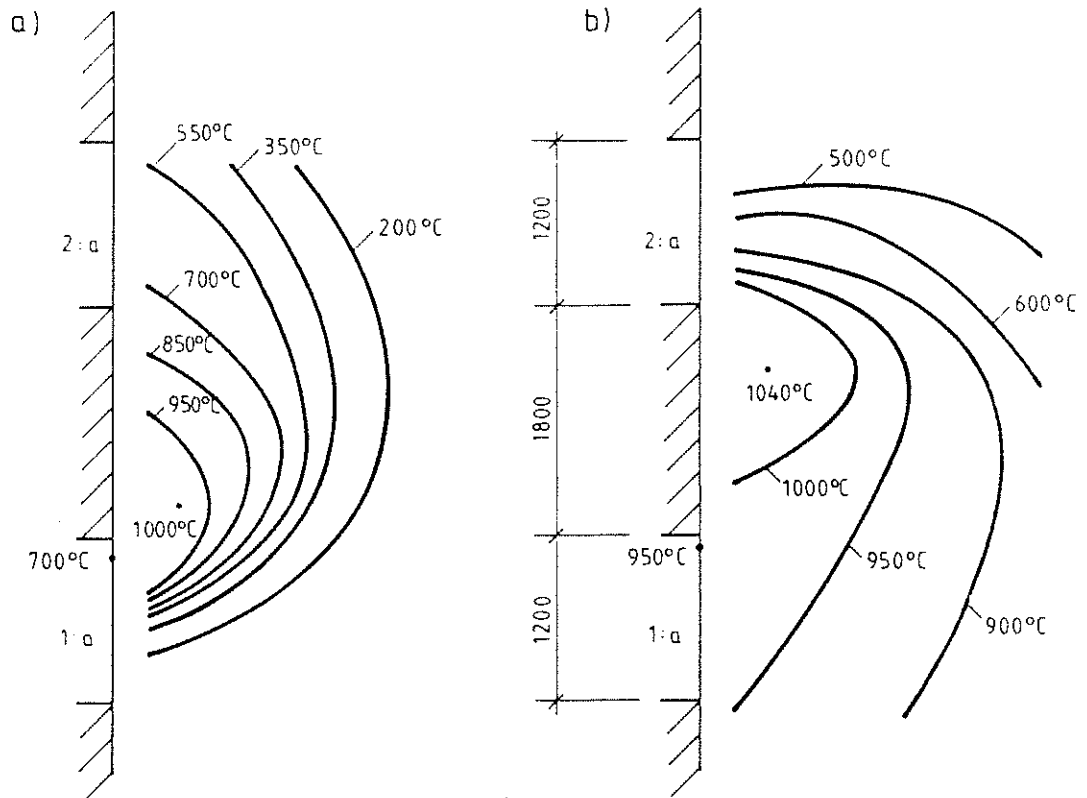


Figur 6.5.6 Temperaturgradienten längs en vertikal på avståndet 10 cm framför fasaden vid försök med brandbelastning av typ A (försök 1) och typ B (försök 3). För brandbelastning av typ A jämförs uppmätta temperaturer med enligt Yokoi [2] beräknade



Temperaturgradienterna i figurerna 6.5.5 och 6.5.6 bestyrker de slutsatser, som tidigare dragits från diskussionen kring temperatur-tid-kurvorna i figurerna 6.5.1 - 6.5.4. Sammanfattat framgår av de redovisade temperaturförhållandena, att en övertänd rumsbrand med brandbelastning av typ B leder till en högre och väsentligt tjockare flamma framför fasaden än en motsvarande brand med brandbelastning av typ A. Skillnaden belyses ytterligare av figur 6.5.7, som för de båda brandbelastningstyperna visar från uppmätta temperaturvärden konstruerade isotermer för flamma och heta gaser framför fasaden. Isotermerna gäller för samma tidpunkter som temperaturgradienterna i figurerna 6.5.5 och 6.5.6. Som konsekvens av den förhållandevis oroliga gasströmningsstrukturen - särskilt vid brandbelastning av typ A - är isotermerna grovt approximativa.

Storleken av vid försöksbränderna uppkommen flamma utanför fasaden bestämdes genom visuella observationer och genom studium av foton. Härigenom erhållna värden för maximal flamhöjd  $L_f$  - räknad från överkanten av brandrummets fönsteröppning - redovisas i tabell 6.5.1. Den större flamhöjden för försöken med brandbelastning av typ B -  $L_f = 3,6 - 4,2$  m mot  $L_f = 2,4$  m för försöket med brandbelastning av typ A - stöder de slutsatser som tidigare dragits för de termiska förhållandena framför fasaden som konsekvens av skiljaktigheterna för de båda brandbelastningstyperna med avseende på pyrolyshastighet och mängden pyrolysgaser, som antänds och förbränns efter det att de lämnat brandrummet. Spridningen i  $L_f$ -värden för de tre försöken med brandbelastning av typ B illustrerar försöksbrandens reproducerbarhet.



Figur 6.5.7 Isothermer för flamma och heta gaser framför fasaden vid försök med brandbelastning av typ A, försök 1 - figur a) och brandbelastning av typ B, försök 3 - figur b).

Tabell 6.5.1 Maximal flamhöjd  $L_f$ 

Försök nr	Brandbelastnings- typ	Max flamhöjd $L_f$ (m)
1	A	2,4
2	B	4,0
3	B	3,6
4	B	4,2

På grundval av experimentella data, framtagna av Jansson-Onnermark och Ondrus, har Thomas i en nyligen publicerad rapport [25] studerat korrelationen mellan flamhöjd  $L_f$  (m) och parametern  $(\dot{m}_{pm} - 4AH^{1/2})/B$ , där

$\dot{m}_{pm}$  = brandbelastningens pyrolyshastighet ( $\text{kg} \cdot \text{min}^{-1}$ ),

A = fönsteröppningens yta ( $\text{m}^2$ ),

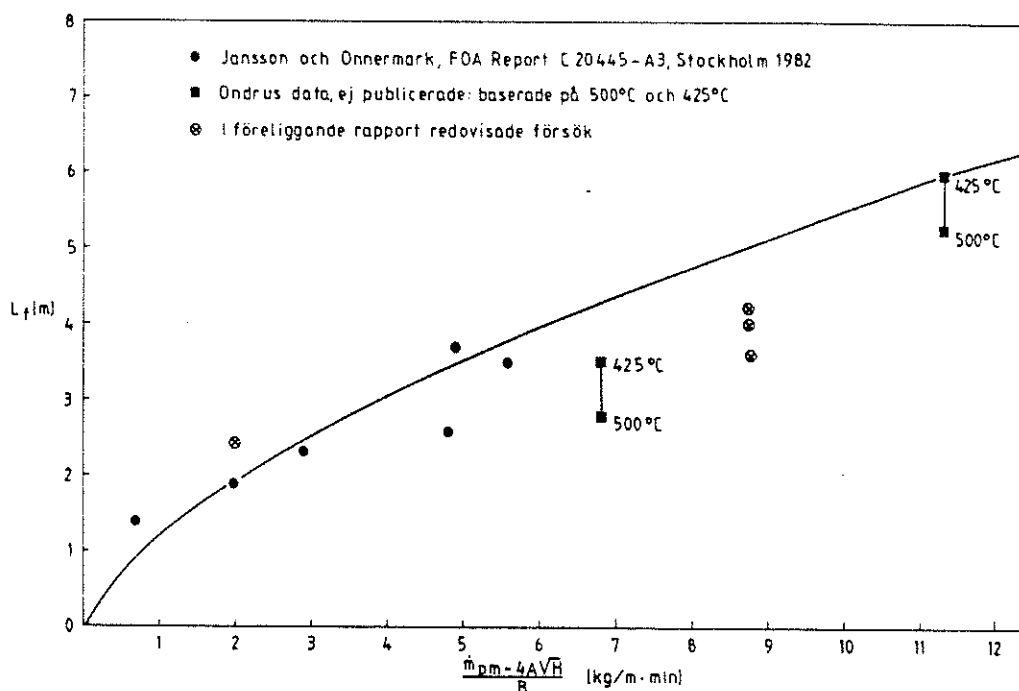
H = fönsteröppningens höjd (m) och

B = fönsteröppningens bredd (m) i brandrummet.

Den funna korrelationen återges i figur 6.5.8. Utnyttjade data från de av Ondrus genomförda försöken innehåller ej uppgifter om flamhöjden. Denna har därför bestämts ur upptagna temperaturprofiler med flammans begränsning definierad genom isotermer för  $425^\circ\text{C}$  alternativt  $500^\circ\text{C}$ . I figuren inlagd kurva följer sambandet

$$L_f = 1,2 \left[ \frac{\dot{m}_{pm} - 4AH^{1/2}}{B} \right]^{2/3} \quad (6.5.1)$$

De i tabell 6.5.1 redovisade maximala flamhöjderna finns inlagda i figur 6.5.8. I stort motsäger inte värdena den från tidigare försök funna korrelationen.



Figur 6.5.8 Experimentellt bestämd korrelation mellan maximal flamhöjd  $L_f$  för utvändig flamma och parametern  $(\dot{m}_{pm} - 4AVH)/B$

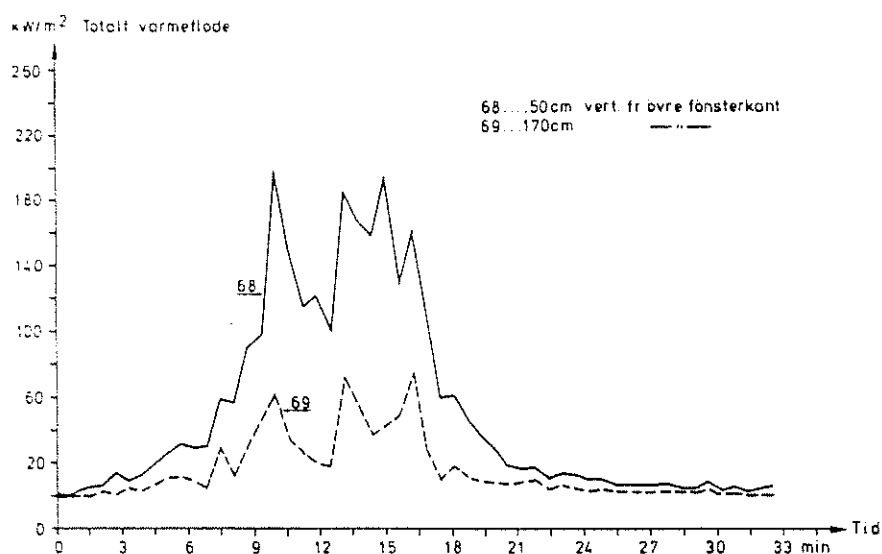
## 6.6 Termisk påverkan mot fasaden

Mot de i föregående avsnitt redovisade och analyserade, termiska förhållandena svarar en termisk påverkan mot fasaden, som kan beskrivas genom totalt värme flöde och dess komponenter i form av strålning och konvektion.

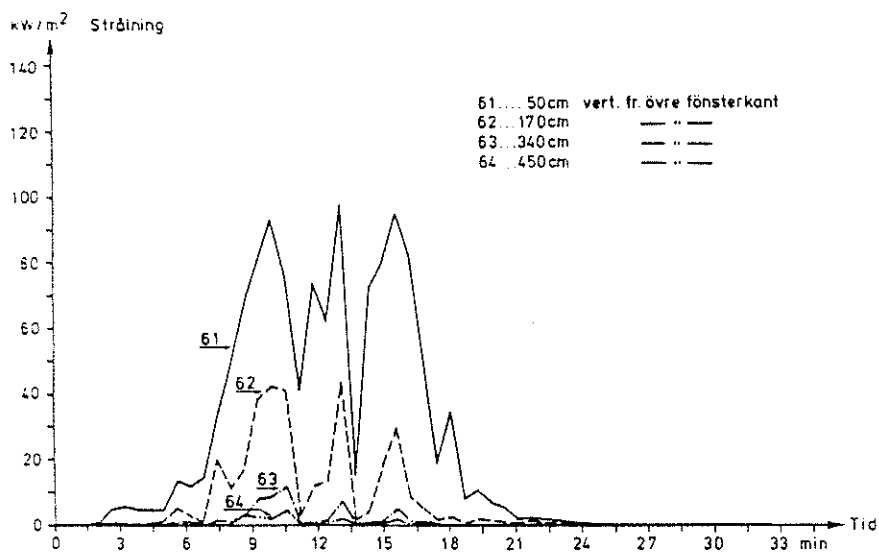
För bestämning härav monterades sju strålningsmätare (nr 61-67) och två värmeflödesmätare (nr 68 och 69) i försöksbyggnadens fasad med placering enligt figur 5.4.1. Mätarna registrerade total strålning respektive totalt värmeflöde mot fasaden från flammor och heta gaser framför denna. I två punkter av fasaden, belägna på symmetrilinjen genom testfönstren T2 och T4, bestämdes strålning och värmeflöde parallellt - mätarna nr 61 och 68 respektive 62 och 69. Härigenom erhöles en kontinuerlig information om värmeflödets strålnings- och konvektionsandelar i dessa båda mätpunkter.

I det följande exemplifieras erhållna resultat genom dels tidsvariationen av totalt värmeflöde och strålning i några olika mätpunkter, dels fördelningen i vertikalled av maximalt värmeflöde och dess strålningsandel. Resultat från försöket med brandbelastning av typ A (försök 1) jämförs med motsvarande resultat från försöken med brandbelastning av typ B, representerade genom försöken 3 och 4.

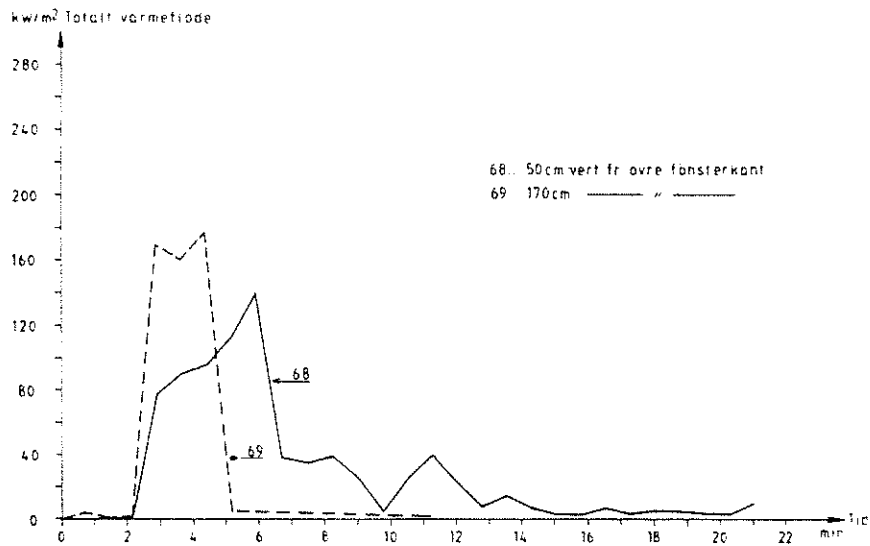
I figurerna 6.6.1 och 6.6.3 jämförs det totala värmeflödets tidsvariation för brandbelastning av typ A och brandbelastning av typ B på höjdnivåerna 50 cm och 170 cm ovanför överkanten av brandrummets fönsteröppning. Motsvarande tidsvariation av värmeflödets strålningsandel visas i figurerna 6.6.2 och 6.6.4. Strålningen mot fasaden på nivåerna 50 cm och 170 cm kompletteras därvid med tillhörande värden för nivåerna 340 cm och 450 cm över fönsteröppningens överkant.



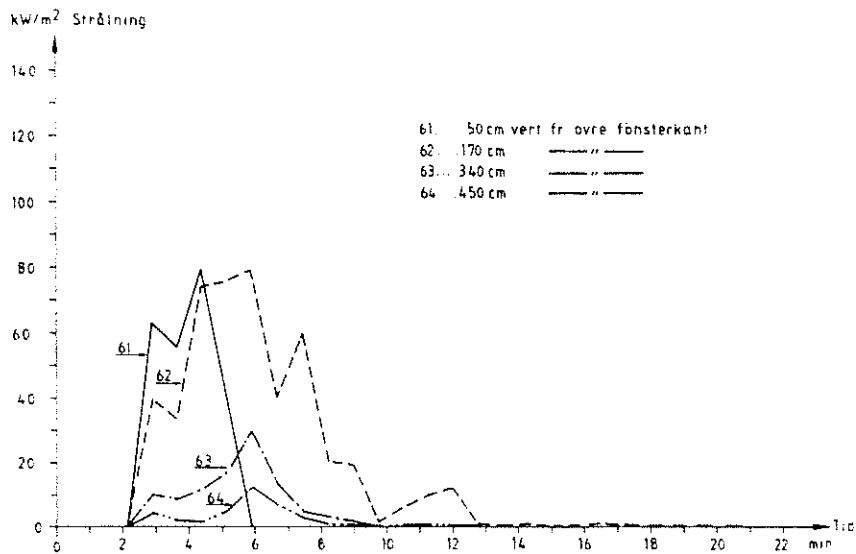
Figur 6.6.1 Tidsvariationen av totalt varmeflöde mot fasaden på höjdnivåerna 50 cm och 170 cm ovanför överkanten av brandrummets fönsteröppning. Brandbelastning av typ A, försök 1



Figur 6.6.2 Tidsvariationen av strålning mot fasaden på höjdnivåerna 50 cm, 170 cm, 340 cm och 450 cm ovanför överkanten av brandrummets fönsteröppning. Brandbelastning av typ A, försök 1



Figur 6.6.3 Tidsvariationen av totalt värmefflöde mot fasaden på höjdnivåerna 50 cm och 170 cm ovanför överkanten av brandrummets fönsteröppning. Brandbelastning av typ B, försök 4



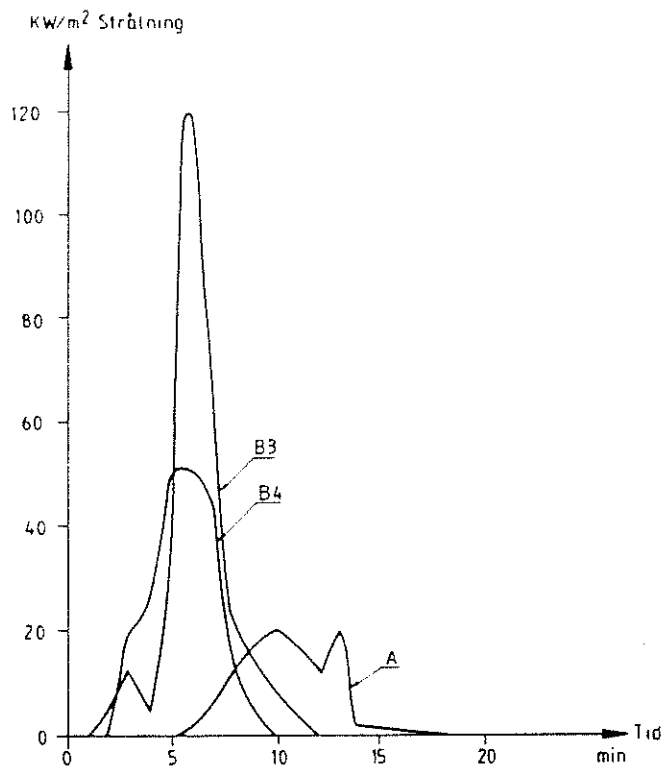
Figur 6.6.4 Tidsvariationen av strålning mot fasaden på höjdnivåerna 50 cm, 170 cm, 340 cm och 450 cm ovanför överkanten av brandrummets fönsteröppning. Brandbelastning av typ B, försök 4

Av i avsnitt 6.5 redovisade gradienter och isotermer för temperaturfältet framför fasaden - figurerna 6.5.5 - 6.5.7 - framgår, att en övertänd rumsbrand med brandbelastning av typ B ger upphov till en högre och väsentligt tjockare flamma än en motsvarande rumsbrand med brandbelastning av typ A. Orsaken härtill är den högre pyrolyshastigheten och den större mängden pyrolysgaser, som antänds och förbränns framför fasaden, vid brandbelastning av typ B. De beskrivna termiska förhållandena reflekteras väl i karakteristika för totalt värmeflöde och strålning enligt figurerna 6.6.1 - 6.6.4.

För brandbelastning av typ A minskar totalt värmeflöde och strålning kontinuerligt med ökad höjd över fönsteröppningens överkant. För brandbelastning av typ B är värme-  
flödet och strålningen under brandens mest intensiva skede högre på nivån 170 cm än på nivån 50 cm över fönsteröppningen. På höjdnivåerna 340 cm och 450 cm uppgår maximal strålning mot fasaden till  $29 \text{ kW/m}^2$  respektive  $12 \text{ kW/m}^2$  för brandbelastning av typ B. För brandbelastning av typ A är motsvarande värden endast  $12 \text{ kW/m}^2$  respektive  $4 \text{ kW/m}^2$ , vilket ytterligare verifierar den snabbare minskningen i höjddled av den termiska påverkan mot fasaden för denna brandbelastningstyp.

I figur 6.6.5 jämförs strålningspåverkan mot centrum av testfönstret T4 i våning 2 av försöksbyggnaden - se figur 5.4.1 - för de båda brandbelastningstyperna. Strålningskurvorna har för varje tid bestämts ur vertikala strålningsgradienter, baserade på mätvärden i punkterna 61-64.

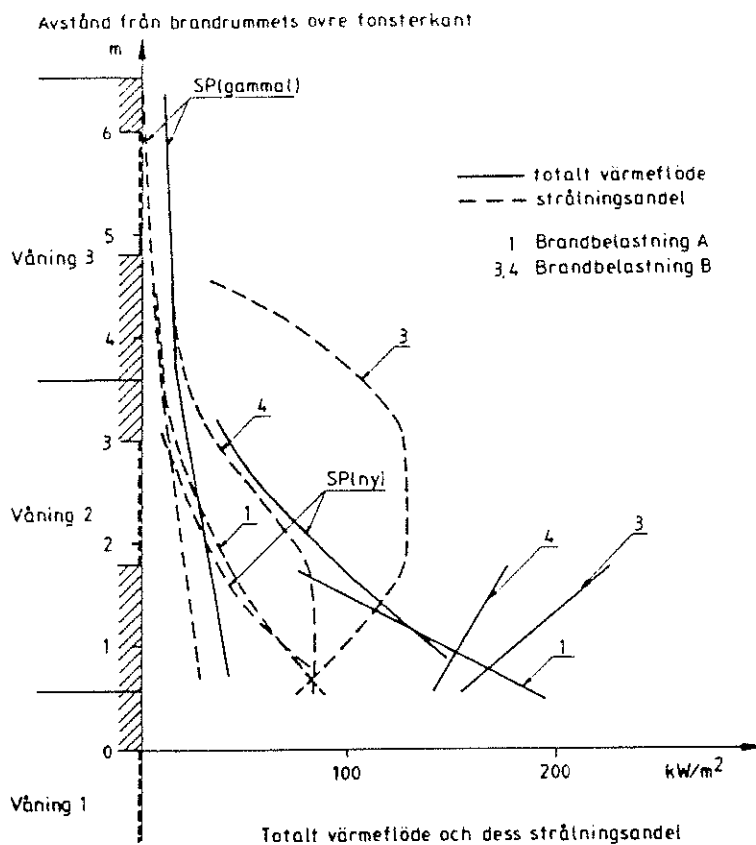




Figur 6.6.5 Tidsvariationen av strålningspåverkan mot centrum av fönstret T4 i försöksbyggnadens våning 2 för brandbelastning av typ A (försök 1) och brandbelastning av typ B (försök 3 och 4)

För brandbelastning av typ A uppgår maximivärdet av den på detta sätt bestämda strålningen till cirka  $20 \text{ kW/m}^2$ , medan motsvarande maximivärde vid brandbelastning av typ B är cirka  $120 \text{ kW/m}^2$  för försök 3 och cirka  $50 \text{ kW/m}^2$  för försök 4. Den stora skillnaden i maximal strålning mellan försöken 3 och 4 beror sannolikt på inverkan av vind vid försöket 4 - se tabell 6.1.1 - vilken kan ha medfört en osymmetrisk flamma och en lokalt väsentligt reducerad strålning i det aktuella mätsnittet. Den högre pyrolyshastigheten för rumsbranden vid brandbelastning av typ B återspeglas i figur 6.6.5 genom en kortare varaktighet för strålningspåverkan.

Maximal termisk påverkan mot fasaden sammanfattas i figur 6.6.6 genom vertikala gradienter för totalt värmefflöde och strålning. Sammanställningen visar överskådligt den mycket kraftigare termiska påverkan för rumsbranden med brandbelastning av typ B (försök 3 och 4), vad gäller såväl maximivärde som utbredning i höjddled.



Figur 6.6.6 Vertikala gradienter för maximalt värmefflöde och dess strålningsandel för brandbelastning av typ A (försök 1) och brandbelastning av typ B (försök 3 och 4). För jämförelse visas också motsvarande termisk påverkan för tidigare använd [1] och nyutvecklade (Appendix A) laboriemetoder för brandprovning av fasader, inkl fönster - SP (gammal) respektive SP (ny)

I projektet ingick en kritisk analys och värdering av tidigare tillämpad, av Statens planverk fastställd laboratoriemetod i halvskala enligt Statens provningsanstalts meddelande 124 [1] för brandprovning av fasader. För denna metod gällande termisk påverkan har lagts in i figur 6.6.6 - SP (gammal). Det framgår att påverkan väsentligt understiger den termiska påverkan, som är praktiskt representativ för lägenhetsbränder med brandbelastning, som innehåller brännbara innerytor och/eller komponenter av modern inredning av syntetiska material.

Resultaten av här presenterade fullskaleförsök och av en senare genomförd fullskaleundersökning av utvändigt tilläggsisolerade fasaders brandrisker [9], [26] ledde till utveckling av en ny laboratoriemetod för brandprovning av fasader, inkl fönster. Metoden beskrivs i Appendix A. För metoden gällande maximivärden av pålagd termisk påverkan - totalt värmefflöde och strålning - redovisas i figur 6.6.6 under beteckningen SP (ny). Metoden simulerar en fasadpåverkan, som ligger mellan de för brandbelastningstyperna A och B aktuella.

## 7 FÖNSTERKONSTRUKTIONERNAS BRANDBETEENDE

Projektets huvudsyfte har varit att kartlägga brandbeteende och brandrisker för fönster med karm och båge av plastmaterial - polyvinylklorid PVC och polyuretan PUR - och aluminiumlegering, då fönstren är placerade i en flervåningsbyggnad och utsätts för en utvändig termisk påverkan från en övertänd brand i en brandcell.

För en bedömning av fönstrens beteende och brandriskprofil har fyra funktionsbaserade riskfaktorer formulerats enligt kapitel 3. Vidare har det brandtekniska beteendet för testfönstren jämförts med motsvarande beteende för standardfönster med karm och båge av trä, provade parallellt med plast- och aluminiumfönstren.

Data för de olika fönstertyperna redovisas i avsnitt 5.2.

Undersökningen har omfattat fyra fullskaleförsök. Vid försök nr 1 exponerades test- och referensfönster för en utvändig termisk påverkan från en övertänd rumsbrand med brandbelastning av typ A, dvs en brandbelastning av trä i form av ribbstaplar i en brandcell med golv-, vägg- och takytor av obrännbart material.

Vid försöken 2-4 orsakades den termiska påverkan av en övertänd rumsbrand med brandbelastning av typ B, dvs en brandbelastning av trä och syntetiska material i en brandcell med träpanel på vägg- och takytor.

Detaljkaraktäristika för de båda typerna av brandbelastning ges i avsnitt 5.3 och en noggrann analys av brandförlopp och termisk fasadpåverkan i kapitel 6.

Samtliga testfönsterkonstruktioner, jämte referensfönster med karm och båge av trä, studerades experimentellt för den kraftigare termiska påverkan, svarande mot brandbelastning av typ B. För jämförelse provades PVC-fönstren också för den mildare termiska fasadpåverkan, svarande mot brandbelastning av typ A.

Test- och referensfönstrens placering vid de fyra fullskaleförsöken framgår av figur 5.4.1.

I det följande redovisas i avsnitt 7.1 observationer under själva provningen och vid besiktning efter avslutat försök för test- och referensfönstren. I ett särskilt delavsnitt, 7.1.5, rapporteras mätresultat för vätekloridhalten i utgående brandgaser och en bedömning görs av härigenom orsakad risk för korrosionsskador inuti en fasadvägg. Kapitel 7 avslutas med en sammanfattande riskbedömning för de olika testfönsterkonstruktionerna.

## 7.1 Observationer

### 7.1.1 Testfönster av polyvinylklorid PVC - brandbelastning typ A

Fullskaleförsöket utfördes den 23 oktober 1979 med start kl 10.50. Vind- och temperaturförhållanden, se tabell 6.1.1.

Test- och referensfönstrens placering i försöksbyggnaden framgår av figur 5.2.1 och 5.4.1 med följande fönsterbe-teckningar:

T1-4 testfönster av polyvinylklorid PVC

R1-4 referensfönster av trä

våning 2            T3, R3, T4, R4  
våning 1            T1, R1, T2, R2 (utan glas)

## Händelser under försöket:

min.s  
00.00            Träribbstaplarna antänds.  
01.00            Flammor når taket i brandrummet.  
03.00            Flammor når fönsteröppningarna (begynnande  
                  övertändning).  
03.10            Fönstren i våning 1 antänds.  
03.25            Fönstren i våning 1 brinner, mycket rök  
                  från brandrummet.  
04.30            Fogmassan och drevning brinner i alla  
                  fönster i våning 1.  
05.00            T1 och T2 sväller i övre kanten, brinner i  
                  den nedre.  
05.50            Kraftig brand i brandrummet; alla fönster  
                  brinner i våning 1.  
07.20            Mycket grå rök från brandrummet. I högre  
                  delen av brandrummet intensivare brand.  
08.30            Bågen i fönster T2 deformeras, men hänger  
                  kvar. Övriga fönster i våning 1 brinner  
                  med full intensitet.  
09.00            T1 och T2 är till hälften uppbrända.  
10.00            Flammor når fönstren i våning 2 till deras  
                  halva höjd.  
10.30            Bågen i fönstret T1 deformeras, hänger ut  
                  och brinner.  
11.10            R4 antänds; bitar från yttersta glasrutan  
                  ur T4 faller ner.  
12.10            R4 slocknar; tjock rök täcker fasaden.  
12.30            Delar från glasrutor ur T3 och T4 faller  
                  ner.  
13.20            Fönsteröppningarna i 1:a våningen är helt  
                  fyllda med flammor.

- 13.50 R3, T4 och T2 brinner; flera bitar av glasrutan från fönstret T4 faller ner.
- 14.30 Små flammor från karmar och bågar i T4 och R4.
- 15.25 T4 glöder i bågen; flammor slår fortfarande ut genom fönsteröppningarna i våning 1; tjock rök täcker fasaden.
- 16.20 T1 och T2 helt uppbrända; små lågor i T4.
- 17.30 Branden avtar; i fönster T4 spricker rutan nr 2.
- 18.30 Yttersta rutan ur fönstret T3 faller ner; glöd i T4.
- 19.00 Branden avtar ytterligare, ingen rök; inget kvar av T1 och T2; R1 och R2 fortsätter att brinna.
- 21.00 Glasrutan i R4 spricker; T4 brinner i karmen; bitar av glasrutan ur T3 faller ner.
- 24.00 Det ryker mellan karmen och bågen i fönstren T4 och R4; det brinner också i tätningslister mellan glas och båge.
- 33.00 T4 slocknar; R4 fortsätter att brinna.
- 35.00 R4 släcks med en mindre mängd vatten.

Fönstren i våning 2 besiktigades efter försöket både utifrån och inifrån. Resultatet redovisas i tabell 7.1.1.

Tabell 7.1.1 Besiktning efter försöket. Testfönster av polyvinylklorid PVC - brandbelastning typ A

Fönster	T3	R3	T4	R4
Material	PVC	trä	PVC	trä
Förstörda glasrutor	2	2	1 +1 sprucken	1 +1 sprucken
Förkolning	lätt till 2/3 av höjden	--	lätt runt-om	i nedre halvan
Påverkan på ytan	uppsvälld ca 3 cm	nersotad	uppsvälld ca 4 cm	någon mm
Glasnings- lister	kvar	opåverkade	kvar	opåverkade
Genombränning	ingen	ingen	ingen	5 cm i bågen nertill
Skador på beslag	inga	inga	inga	inga
Öppnings- funktion	bra	dålig	bra	dålig

Kommentarer:

Den enda väsentliga skillnaden mellan testfönster av PVC och referensfönster av trä vid denna påverkan (brandbelastning av typ A) bestod i, att öppningsfunktionen hos referensfönstren var sämre än hos testfönstren.



### 7.1.2 Testfönster av polyvinylklorid PVC - brand- belastning typ B

Fullskaleförsöket utfördes den 8 oktober 1979 med start kl 11.30. Vind- och temperaturförhållanden, se tabell 6.1.1.

Test- och referensfönstrens placering i försöksbyggnaden framgår av figur 5.2.1 och 5.4.1 med följande fönsterbe-  
teckningar

T1-4 testfönster av polyvinylklorid PVC

R1-4 referensfönster av trä

våning 2            T3, R3, T4, R4

våning 1            T1, R1, T2, R2 (utan glas)

#### Händelser under försöket:

min.s

00.00	Spriten i träribbstapeln antänds.
00.30	Flamman når taket i brandrummet.
01.15	Branden sprids i taket.
01.35	En av sofforna antänds.
01.55	Flammor längs taket når fönster- öppningarna.
02.05	Flammor och rök når ut genom fönster- öppningarna.
02.30	R3 antänds; yttersta glasrutan från T3 faller ner.
03.00	Alla fönster i våning 1 brinner med full intensitet.
03.50	T3 brinner i nedre delen.
04.15	R3 brinner med kraftig flamma.
04.35	T4 och R4 antänds.
04.55	Glasrutan i R4 spricker.
05.00	T4 brinner med kraftig flamma.

05.30	T4 och R4 brinner, både karm och båge; delar av glasrutorna faller ner.
05.45	Branden i R4 tilltar.
06.45	Glas ur T4 faller ner.
07.00	I T3 spricker den sista glasrutan och bitar faller ner. Stora bitar av glasrutorna från T4 och R4 rasar ner.
08.00	Kraftig rökutveckling; glasrutor fortsätter att rasa.
08.30	I T3 är ingen glasruta hel längre; alla fönster i våning 2 brinner.
09.00	T1 och R1 är helt uppbrända.
10.00	Branden avtar.
10.30	T3 och T4 slocknar; glasrutor från våning 2 fortsätter att falla ner.
12.00	R1 och R2 fortsätter att brinna, likaså R3 och R4.
14.00	Endast i R3 finns nu en sprucken glasruta kvar.
16.00	Branden avtar. Fönstren R1, R2, R3 och R4 brinner fortfarande.
18.00	R3 och R4 fortsätter att brinna. T3 och T4 har slocknat.
25.00	Karmen från R1 faller ut.
30.00	R3 och R4 släcks inifrån med vatten.

Händelseförloppet illustreras i figur 7.1.1.

Fönstren i våning 2 besiktigades efter försöket både utifrån och inifrån. Resultatet redovisas i tabell 7.1.2.

Tabell 7.1.2 Besiktning efter försöket. Testfönster av polyvinylklorid PVC - brandbelastning typ B

Fönster	T3	R3	T4	R4
Material	PVC	trä	PVC	trä
Förstörda glasrutor	samtliga	2	samtliga	samtliga
Förkolning	kraftig runt om	kraftig till 1/3 av höjden	kraftig runt om	kraftig runt om
Påverkan på ytan	uppsvälld ca 3 cm	förbränd 2-3 cm	uppsvälld 2-3 cm	nedre hälft helt förstörd
Glasningslister	kvar	Al-lister mellan glasrutorna smälta	kvar	opåverkade
Genombränning	ingen	nertill; bågdelen borta	ingen; ett hål i karmen	nertill; delvis saknas bågen helt
Skador på beslag	inga	på insidan smält	inga	vänster sida helt förstörd, smält
Öppningsfunktion	bra	helt förstörd	bra	helt förstörd

Kommentarer:

Vid denna påverkan (brandbelastning av typ B) har samtliga glasrutor förstörts ungefär inom samma tidsintervall. På g a genombränning hos referensfönster har öppningsfunktionen hos dessa helt förstörts. Testfönstren självslocknade och ingen påtaglig genombränning kunde konstateras.

Fönsterplacering:

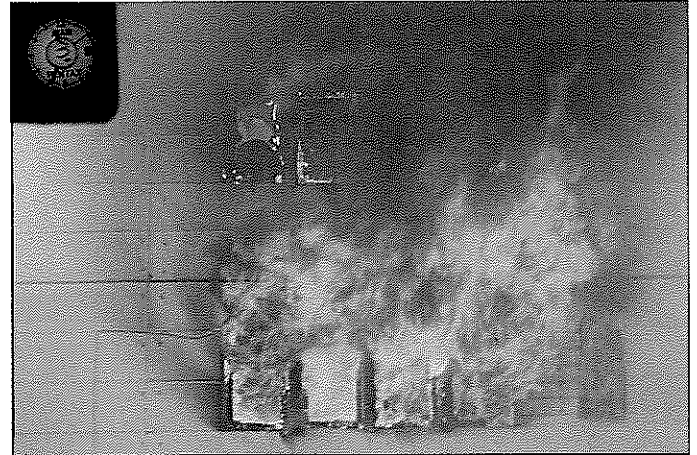
våning 2	T3	R3	T4	R4
våning 1	T1	R1	T2	R2

T - Testfönster; R - Referensfönster

Foto: Sven-Ingvar Granemark, LNTH



4 min 30 s  
I våning 2 brinner träfönstret  
R3, med full intensitet



7 min 30 s  
Alla fönster i våning 2  
brinner. Glasrutor spricker  
och glasbitar faller ner



10 min 30 s  
Branden avtar. Testfönstren  
i våning 2 har slocknat.  
Fortsatt brand i träfönstren



13 min 30 s  
Rumsbranden har nästan helt  
upphört. Fortsatt brand i  
träfönstren. Samtliga glasrutor  
förstörda

Figur 7.1.1 Händelseförlopp vid försök med testfönster av polyvinylklorid PVC i jämförelse med referensfönster av trä. Brandbelastning typ B

Fönsterplacering:

våning 2	T3	R3	T4	R4
våning 1	T1	R1	T2	R2

T - Testfönster; R - Referensfönster

Foto: Sven-Ingvar Granemark, LNTH



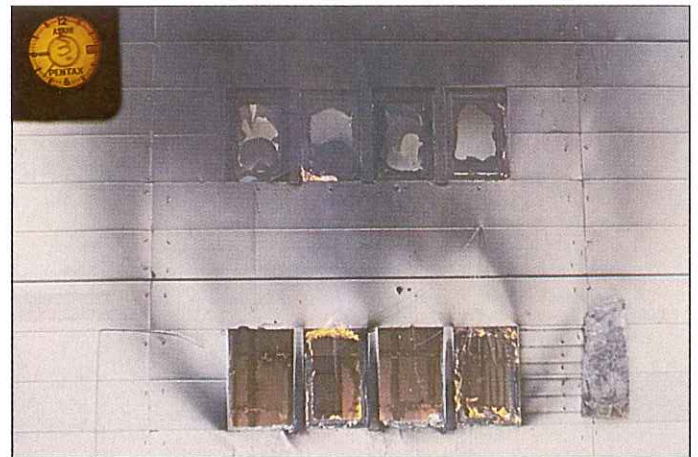
4 min 30 s  
I våning 2 brinner träfönstret  
R3, med full intensitet



7 min 30 s  
Alla fönster i våning 2  
brinner. Glasrutor spricker  
och glasbitar faller ner



10 min 30 s  
Branden avtar. Testfönstren  
i våning 2 har slocknat.  
Fortsatt brand i träfönstren



13 min 30 s  
Rumsbranden har nästan helt  
upphört. Fortsatt brand i  
träfönstren. Samtliga glasrutor  
förstörda

Figur 7.1.1 Händelseförlopp vid försök med testfönster av polyvinylklorid PVC i jämförelse med referensfönster av trä. Brandbelastning typ B



### 7.1.3 Testfönster av polyuretan PUR - brandbelastning typ B

Fullskaleförsöket utfördes den 29 april 1980 med start kl 15.50. Vind- och temperaturförhållanden, se tabell 6.1.1. Test- och referensfönstrens placering i försöksbyggnaden framgår av figur 5.2.1 och 5.4.1 med följande fönsterbeteckningar

T1-4                    testfönster av polyuretan PUR  
R1-4                    referensfönster av trä

våning 2                T3, R3, T4, R4  
våning 1                T1, R1, T2, R2 (utan glas)

Händelser under försöket:

min.s	
00.00	Spriten i träribbstapeln antänds.
00.40	Flammor når taket i brandrummet.
01.00	Taket antänds. Flammor sprids längs taket.
01.50	Flammor sprids mot fönsteröppningarna till ca 1/2 av rummets djup.
02.10	Flammor når ut genom alla 4 fönsteröppningarna (begränsande övertändning).
02.45	Alla fönster i våning 1 brinner.
03.25	Yttersta rutan i T3 spricker.
04.00	T3 och R3 brinner i karmarna.
04.10	Fönstren i våning 1 brinner med full intensitet.
05.00	Fönstren i våning 2 brinner med korta flammor i både karm och båge.
05.10	Bitar av glasrutor ur T4 rasar ner.
05.30	T3 och T4 brinner kraftigare än R3 och R4.
06.15	Glasrutor från alla fönster i våning 2 faller ner i stora bitar.

06.30	Fönster T3 och R4 brinner lika intensivt.
07.30	Fönster T3 och R3 brinner i nedre delen. Svart rök längs fasaden och kring hela byggnaden.
07.50	Runtom fönstren R3 och R4 synlig ljusgrå rök.
08.10	T3 och T4 slocknar. R3 och R4 fortsätter att brinna.
08.45	Glasrutor från T3 och T4 faller ner. Hål genom samtliga tre rutor.
10.00	R3 brinner både uppe och nere.
11.00	Branden avtar.
11.30	Hos T1 och T2 bara nedre delen kvar. R1 och R2 förkollnade runtom.
12.50	Karmen i fönstret T2 "sväller" i övre delen.
14.20	R3 och R4 brinner fortfarande.
14.30	Endast R4 har en glasruta kvar - den innersta.
20.00	R2 faller ut med hela karmen brinnande och förkollnad.

Händelseförloppet illustreras i figur 7.1.2.

Fönstren i våning 2 besiktigades efter försöket både utifrån och inifrån. Resultatet redovisas i tabell 7.1.3.



Fönsterplacering:                    våning 2    T3   R3   T4   R4  
   våning 1    T1   R1   T2   R2

T-Testfönster; R-Referensfönster

Foto: Sven-Ingvar Granemark, LNTH



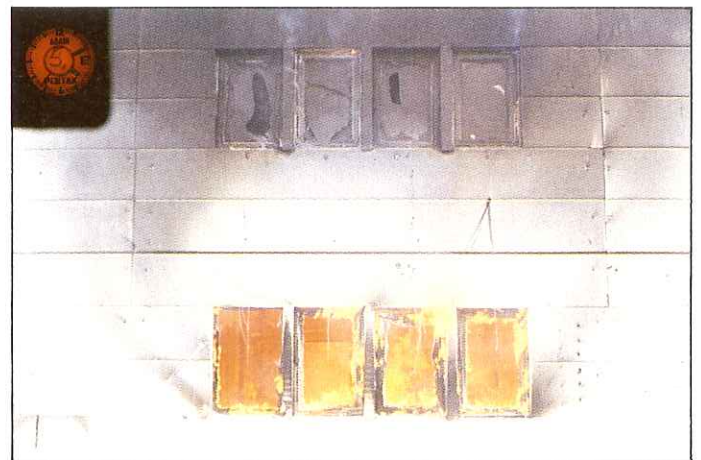
4 min 30 s  
I våning 2 brinner både test-  
fönstren och referensfönstren  
med full intensitet



5 min 30 s  
Testfönstret T4 brinner med  
full intensitet. Glasrutor  
spricker och faller ner



13 min 30 s  
Branden avtar. Testfönstren  
i våning 2 har slocknat. Fort-  
satt brand i träfönstret



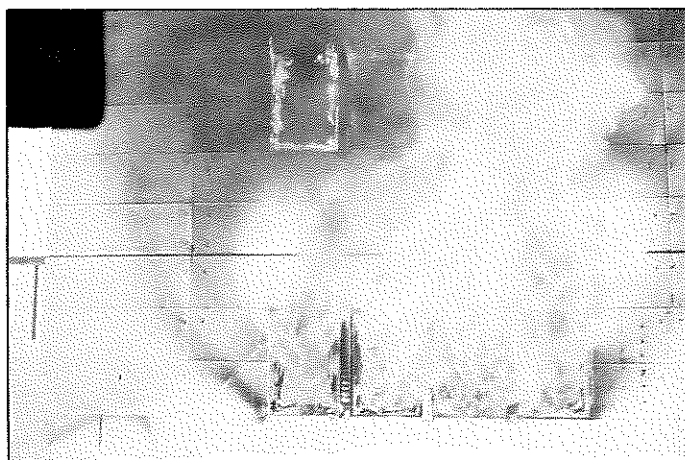
15 min 30 s  
Branden har avtagit. Fortsatt  
brand i träfönstren i våning 2.  
Skador på samtliga glasrutor

Figur 7.1.2 Händelseförlopp vid försök med testfönster av poly-  
uretan PUR i jämförelse med referensfönster av trä.  
Brandbelastning av typ B

Fönsterplacering:                    våning 2    T3   R3   T4   R4  
    våning 1    T1   R1   T2   R2

T-Testfönster; R-Referensfönster

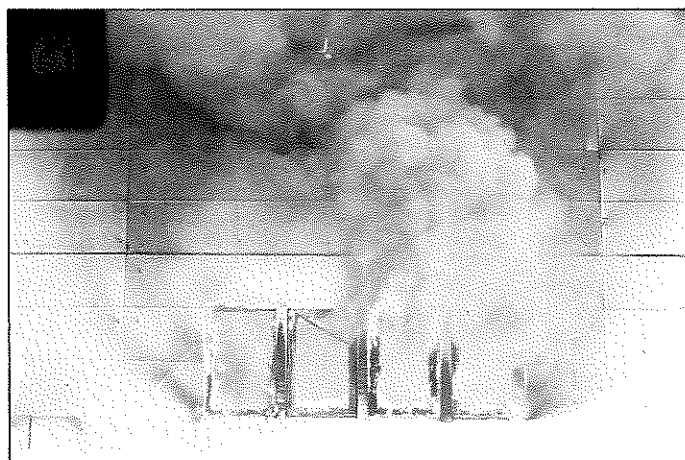
Foto: Sven-Ingvar Granemark, LNTH



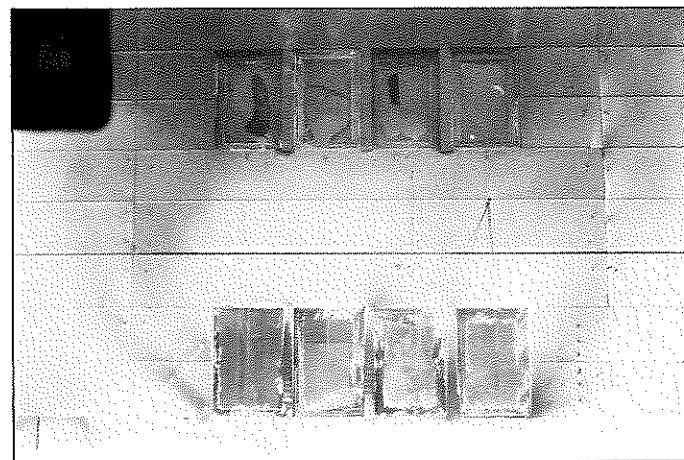
4 min 30 s  
 I våning 2 brinner både testfönstren och referensfönstren med full intensitet



5 min 30 s  
 Testfönstret T4 brinner med full intensitet. Glasrutor spricker och faller ner



13 min 30 s  
 Branden avtar. Testfönstren i våning 2 har slocknat. Fortsatt brand i träfönstren



15 min 30 s  
 Branden har avtagit. Fortsatt brand i träfönstren i våning 2. Skador på samtliga glasrutor

Figur 7.1.2 Händelseförlopp vid försök med testfönster av polyuretann PUR i jämförelse med referensfönster av trä. Brandbelastning av typ B



Tabell 7.1.3 Besiktning efter försöket. Testfönster av polyuretan PUR - brandbelastning typ B

Fönster	T3	R3	T4	R4
Material	PUR	trä	PUR	trä
Förstörda glasrutor	samtliga	samtliga	samtliga	2
Förkolning	kraftig	kraftig ca 4 mm runt-om	kraftig ca 5 mm runt-om	kraftig runt-om
Påverkan på ytan	uppsvälld ca 3 cm	--	uppsvälld ca 3 cm	--
Glasningslister	borta i sidorna (skruvar föll ur bågen)	opåverkade	borta i sidorna (skruvar lossnade)	opåverkade
Genombränning	ingen	i nedre delen av karmen ca 5 cm	ingen	i karmen i ena sidan
Skador på beslag	inga	inga	inga	smält i ena sidan
Öppningsfunktion	bra	försämrad	bra	dålig

Kommentarer:

Glasrutorna hos både testfönster av PUR och referensfönster av trä har förstörts inom ungefär samma tidsintervall. På genombränning hos referensfönster har öppningsfunktionen hos dessa försämrats betydligt. Testfönster själv-slocknade och ingen genombränning kunde konstateras.

#### 7.1.4 Testfönster av aluminiumlegering Al - brandbelastning typ B

Fullskaleförsöket utfördes den 3 juli 1980 med start kl 10.20. Vind- och temperaturförhållanden, se tabell 6.1.1. Test- och referensfönstrens placering i försöksbyggnaden framgår av figur 5.2.1 och 5.4.1 med följande fönsterbeteckningar

T1-4                    testfönster av aluminiumlegering Al  
R1-4                    referensfönster av trä

våning 2              T3, R3, T4, R4  
våning 1              T1, R1, T2, R2 (utan glas)

Händelser under försöket:

min.s	
00.00	Spriten i träribbstapeln antänds.
00.50	Flammor når taket i brandrummet.
01.30	Taket antänds.
02.30	Flammor kommer ut genom fönsteröppningarna (begynnande övertändning).
02.50	Fönster i våning 1 antänds - förmodligen i tätningen.
03.00	Flammor når fönstren i våning 2.
03.20	Första glasrutan i T3 och T4 spricker.
04.10	R3 och R4 antänds.
04.25	R3 brinner runtom.
05.00	Glasrutor från T3 och T4 rasar ner. R3 och R4 brinner intensivt.
06.00	T3 brinner runtom ganska kraftigt.
06.30	Glasrutor rasar ner.
06.50	T3 och T4 har hål genom samtliga glasrutor.
07.00	Fönstret T3 slocknar.
07.30	R3, T4 och R4 brinner, R3 mest intensivt.

- 08.00 Svart rök från brandrummet.
- 08.30 T1 och T2 är till hälften bortbrända. R1 och R2 brinner runtom.
- 09.00 T4 och R4 brinner med synlig flamma.
- 09.45 Branden avtar.
- 10.10 Endast T4 brinner. I fönstret R4 är en hel ruta kvar. I fönstret R3 är en ruta kvar, dock sprucken.
- 12.00 Mycket rök längs fasaden och kring hela byggnaden.
- 12.30 Alla fönster i våning 2 har slocknat.
- 13.00 I fönstret T4 finns inget glas kvar. Bågen måste ha mjuknat, vilket medfört att hela rutan fallit ur.
- 15.30 Branden har upphört helt.

Fönstren i våning 2 besiktigades efter försöket både utifrån och inifrån. Resultatet redovisas i tabell 7.1.4.

Tabell 7.1.4. Besiktning efter försöket. Testfönster av aluminiumlegering Al - brandbelastning typ B

Fönster	T3	R3	T4	R4
Material	Al	trä	Al	trä
Förstörda glasrutor	samtliga	2	samtliga	1 +2 spruckna
Förkolning	--	runtom	--	runtom
Påverkan på ytan	plastisolering i profilerna expanderade, ytterlisten deformerades	--	plastisolering expanderade, tryckte ut Al-lister	--
Glasningslister	utifrån helt borta	opåverkade	utifrån helt borta, inre något förstörda	opåverkade
Genombränning	ingen	ingen	i nedre kanten (skumplast svällde och stelnade igen)	ingen
Skador på beslag	inga	inga	något skadat	något skadat
Öppningsfunktion	bra	bra	dålig	bra

Kommentarer:

Skumplastisoleringen i Al-profilerna antändes tidigare än träet i referensfönstren, vilket medförde större skador hos testfönstren än hos referensfönstren. På grund av termiska deformationer i Al-profilerna förstördes samtliga glasrutor i dessa fönster.

Av en jämförelse mellan tabellerna 7.1.2 - 7.1.4 framgår, att omfattningen av förstörda glasrutor och försämringen i öppningsfunktion för referensfönstren R3 och R4 är mindre vid försöket 4 (tabell 7.1.4) än vid övriga försök med brandbelastning av typ B. Detta kan förklaras genom den lägre termiska påverkan, som antyds i figurerna 6.6.5 och 6.6.6 för försöket 4 och som beror på inverkan av yttre vind.

#### 7.1.5 Risk för korrosionsskador inuti en fasadvägg

Väteklorid HCl, uppkom i brandgaserna vid fullskaleförsöken genom förbränning av dels

- en 1,5 mm hård PVC-matta på golvet i brandrummet vid brandbelastningen av typ B (total vikt 37 kg, densitet  $1460 \text{ kg/m}^3$ , initiiellt exponerad yta  $17 \text{ m}^2$ ), dels
- PVC-fönstrens karmar och bågar av slagseg EVA - modifierad PVC (densitet  $1400 \text{ kg/m}^3$  och egenskaper i övrigt enligt avsnitt 5.2.2).

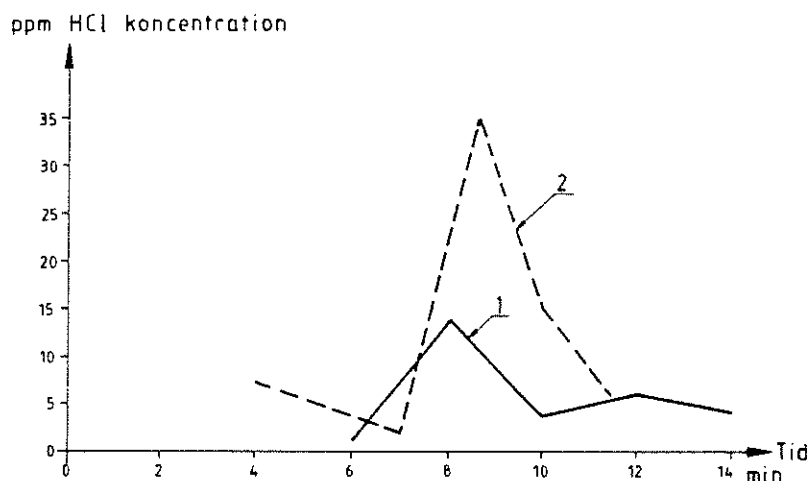
Genom förbränning av fönsterprofiler och/eller fogmaterial kan risken uppkomma, att brandgaserna tränger in i en fasadvägg av t ex sandwichkonstruktion och att vätekloriden förorsakar korrosionsskador i denna. För en bedömning av denna risk och av PVC-fönstrens medverkan härtill ingick i undersökningen mätningar av

- HCl-koncentrationen i brandgaserna och
- temperaturen i fönsterkarmprofilerna och i fogen mellan karm och vägg.



Mätningarna utfördes i anslutning till fönstren i brandrummet i våning 1.

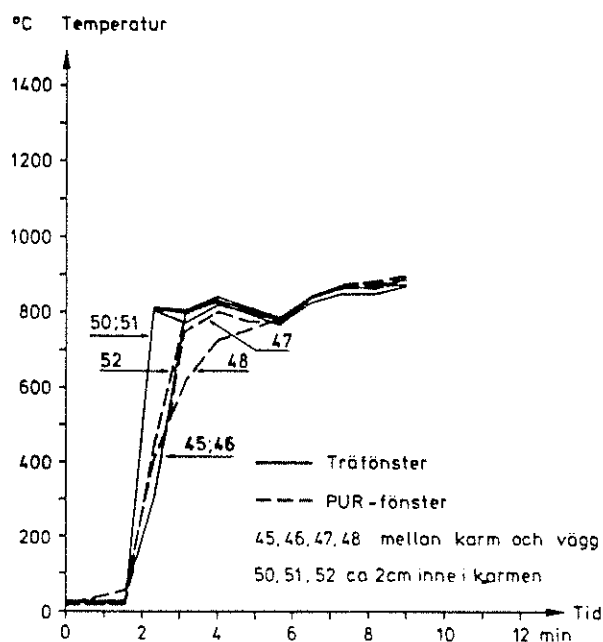
Uppmätt HCl-koncentration i utgående brandgaser redovisas i figur 7.1.3 för de båda fullskaleförsöken med PVC-fönster - försök 1 och 2. Maximal HCl-koncentration uppkom i båda fallen efter cirka 8 min och uppmättes till 14 ppm vid försöket med brandbelastning av typ A och 35 ppm vid brandbelastning av typ B. Skillnaden - 21 ppm - härrör därvid från PVC-mattan i brandrummet vid försök 2.



Figur 7.1.3 HCl-koncentrationen i utgående brandgaser, uppmätt utanför fönstren i våning 1. 1 = försök 1, fönsterprofiler av PVC, brandbelastning av typ A; 2 = försök 2, fönsterprofiler av PVC, brandbelastning av typ B

PVC-fönstrens bidrag till brandgasernas HCl-koncentration är alltså väsentligt mindre än bidraget från en ensam brandbelastningskomponent - PVC-mattan. I för moderna bostads- och kontorslägenheter representativ inredning ingår normalt PVC i väsentligt större omfattning än vad som varit fallet vid försöket 2. Härav följer, att det bidrag till korrosiva brandgaser, som kan erhållas från PVC-fönster, är av underordnad betydelse vid en ordinär rums- eller lägenhetsbrand.

I figur 7.1.4 exemplifieras erhållna resultat från uppmätta temperaturer i fönsterkarmprofilerna och i fogen mellan karm och vägg. I figuren jämförs temperatur-tid-kurvor för testfönster av polyuretan PUR, och referensfönster av trä. Temperaturutvecklingen är nära lika för de båda fönstertyperna och likartat förlopp erhålls också för testfönstren av PVC och Al-legering. Kurvorna visar ungefär lika snabb temperaturuppgång i karm och fog, vilket tyder på att flammor och brandgaser tränger in mellan karm och vägg nära samtidigt, som karmen förbränns.



Figur 7.1.4 Temperaturförlopp i fönsterprofilerna för testfönster av polyuretan PUR, och referensfönster av trä, samt i fogen mellan karm och vägg

De uppmätta temperaturförloppen dokumenterar, att undersökta testfönster och standardfönster med karm och båge av trä är ungefär likvärdiga med hänsyn till risken för inträngning av korrosiva brandgaser i omgivande fasadvägg.

## 7.2 Sammanfattande bedömning

I tabell 7.2.1 redovisas vid fullskaleförsöken observerade tider för övertändning i brandrummet samt till antändning och självslockning av de i våning 2 placerade testfönstren i jämförelse med referensfönstren av trä.

Tabell 7.2.1 Tider till övertändning i brandrummet samt till antändning och självslockning av test- och referensfönster i våning 2

Test- föns- ter/ brand- belast- ning	övertändning i brandrummet min.s	Tid till			
		antändning av testföns- ter min.s	av ref.föns- ter min.s	självslockning av testföns- ter min.s	ref.föns- ter min.s
PVC/A	03.20	13.50	11.10	33.00	35.00 <sup>*)</sup>
PVC/B	01.30	04.35	02.30	10.30	30.00 <sup>*)</sup>
PUR/B	02.20	04.00	04.00	08.10	>20.00
Al/B	02.50	06.00 (isolering)	04.10	07.00(T3) 12.30(T4)	10.00 <sup>**)</sup>

\*) släcktes med vatten

\*\*\*) den korta tiden för självslockning beror på inverkan av yttre vind

Tabellen visar att i samtliga försök med plastfönster har referensfönstren av trä brunnit längre än testfönstren. Testfönstren i våning 2 självslocknade, medan referensfönstren måste släckas med vatten. Följden av längre brinntid hos träfönstren blev, att beslag förstördes och öppningsfunktionen blev sämre. För aluminiumfönstren, blev omfattningen av skadorna större än för träfönstren.

Bågar och karmar i fönstren i våning 1 antändes strax efter övertändningen i brandrummet och totalförstördes under branden. Under rumsbrandens intensiva skede brann testfönster och referensfönster med ungefär samma intensitet. Mätdata visar dessutom, att tätning och drevning i fogen mellan karm och vägg förbrändes parallellt med fönsterprofilerna för samtliga fönstertyper.

Sammanfattat kan konstateras, att

- nedfall av spruckna glastrutor utgör den största personrisken, men att någon avgörande skillnad i detta avseende inte föreligger mellan testfönster och referensfönster av trä,
- inga hela fönsterrutor lossnade och föll ner från vare sig PVC-, PUR- eller aluminiumfönstren. Dock orsakade de termiska deformationerna hos aluminiumfönstren, att glastrutorna i dessa skadades i något tidigare skede av branden än i övriga fönster,
- risken för brandspridning inuti fasadväggar som följd av användning av plastmaterial i karm och båge är försumbar,
- modern inredning av syntetiska material ensam kan ge upphov till väsentligt större vätekloridmängder i brandgaserna än vad PVC-fönstren kan ge samt att
- försöken med polyuretanfönstren, PUR, inte visar någon snabb antändning av polyuretanet och därmed inte någon risk för en härigenom snabbt avspärrad utrymningsväg eller förstärkt risk för brandspridning till ovanliggande våningsplan.

Sammanfattningsvis visar den genomförda undersökningen, att fönster med karm och båge av PVC, PUR eller provad aluminiumlegering inte har sämre brandbeteende och inte medför större brandrisk än standardfönster med karm och båge av trä. Slutsatsen är verifierad för fönster, som är inåtgående eller fasta, som är utförda av plastmaterial med brandhämmande tillsatser och som har plastprofiler förstärkta med metallprofil, i vilken gångjärn och infästningsdetaljer är förankrade.

Andra utformningsdetaljer, som storlek, glasrutornas tjocklek, inglasningslister och deras montering, tätningslister och tätningsmaterial i drevning är inte avgörande för fönstrens brandbeteende och brandrisker.

## REFERENSER

- [1] Statens Provningsanstalt, "Brandförsök med lätta, icke bärande ytterväggar". Meddelande 124, Stockholm, 1958.
- [2] Yokoi, S., "Study on the Prevention of Fire Spread Caused by Hot Upward Current". Building Research Institute, Report No. 34, Tokyo, November 1960.
- [3] Thomas, P. H., "On the Heights of Buoyant Flames". Joint Fire Research Organization, Fire Research Note No. 489, Borehamwood, England, 1961.
- [4] Thomas, P. H., Law, M., "The Projection of Flames from Burning Buildings". Fire Research Station, Fire Research Note No. 921, Borehamwood, England, 1972.
- [5] Bechtold, R., Ehlert, K.P., Wesche, J., "Brandversuche Lehrte". Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität, Braunschweig, 1978.
- [6] Law, M., "Design Guide for Fire Safety of Bare Exterior Structural Steel". American Iron & Steel Institute, Washington D.C., 1977.
- [7] Babrauskas, V., Wickström U., "Thermoplastic Pool Compartment Fires". Division of Structural Mechanics, Report No. 79-1, Lund Institute of Technology, Lund, 1979.

- [8] Bullen, M. L., Thomas, P. H., "Compartment Fires with Non-Cellulosic Fuels". Seventeenth Symposium (International) on Combustion at University of Leeds, England, August 20-25, 1978. The Combustion Institute, Pittsburgh, Pennsylvania, 1979, pp. 1139-1148.
- [9] Ondrus, J., "Brandrisker - utvändigt tilläggs-isolerade fasader. Försöksprogram för provning i fullskala". Institutionen för Byggnadsstatik, Tekniska högskolan i Lund, Intern rapport IR 80-1, Lund, 1980.
- [10] Barth, E., "Brandversuche an Fenstern aus unterschiedlichen Werkstoffen". Dynamit Nobel AG, Troisdorf, Plastrückbau, Heft 5, Troisdorf, September/Oktober 1975.
- [11] Nilsson, L., "Brandbelastning i bostadslägenheter". Byggeforskningen, Rapport R34:1970, Stockholm.
- [12] Thomas, P. H., Nilsson, L., "Fully Developed Compartment Fires: New Correlations of Burning Rates". Fire Research Station, Fire Research Note No. 979, Borehamwood, Herts., August 1973.
- [13] Gunners, N. E., "Methods of Measurement and Measuring Equipment for Fire Tests". Acta Polytechnica Scandinavica, Ci 43, Stockholm 1967.
- [14] Wraight, H., "The Development of a Foil Heat Flux Meter". Fire Research Station, Fire Research Note No. 790, Borehamwood, Herts., 1969.
- [15] Heselden, A. J. M., "Notes on Instruments for Measuring Irradiation and Heat Flux in Fire Tests". ISO/TC92/WG 10 (UK-10)20, 1973.

- [16] Mc Caffrey, B. J., Heskestad, G., "A Robust Bi-directional Low-Velocity Probe for Flame and Fire Application". Combustion and Flame, Vol. 26, No. 1, February 1976, pp. 125-127.
- [17] Thomas, P. H., Heselden, A. J. M., Law, M., "Fully-Developed Compartment Fires - Two Kinds of Behaviour". Joint Fire Research Organization, Fire Research Technical Paper No. 18, Borehamwood, Herts., 1967.
- [18] Babrauskas, V., Williamson, R. B., "Post-flashover Compartment Fires". Report No. UCB FRG 75-1, Fire Research Group, University of California, Berkeley, December 1975. - "Post-flashover Compartment Fires: Basis of a Theoretical Model", Fire and Materials 2(2), 1978.
- [19] Huggett, C., "Estimation of Rate of Heat Release by Means of Oxygen Consumption Measurements". Fire and Materials, Vol. 4, no. 2, 1980.
- [20] Thomas, P. H., Heselden, A. J. M., "Fully-Developed Fires in Single Compartments. A Co-Operative Research Programme of The Conseil International du Bâtiment (CIB Report No. 20)". Fire Research Station, Fire Research Note No. 923, Borehamwood, Herts., 1972.
- [21] Harmathy, T. Z., "A New Look at Compartment Fires". Part I, Fire Technology, Vol. 8, No. 3, August 1972. - Part II, Fire Technology, Vol. 8, No. 4, November 1972.



- [22] CIB W14, "A Conceptual Approach Towards a Probability Based Design Guide on Structural Fire Safety", Report of CIB W14 Workshop "Structural Fire Safety", Fire Safety Journal, Vol. 6, No. 1, 1983.
- [23] Pettersson, O., "Current Fire Research and Design - Particularly in View of Mathematical Modelling", Division of Building Fire Safety and Technology, Lund Institute of Technology, Report LUTVDG/(TVBB-3018), Lund, 1983.
- [24] Babrauskas, V., "A Closed-form Approximation for Post-flashover Compartment Fire Temperatures". Fire Safety Journal, 4 (1981), pp. 63-73.
- [25] Thomas, P. H., "On Fire Flames out of Vertical Openings", Division of Building Fire Safety and Technology, Lund Institute of Technology, Report LUTVGD/(TVBB-3026), Lund, 1986.
- [26] Ondrus, J., Pettersson, O., "Brandrisker - utvändigt tilläggsisolerade fasader. En experimentserie i fullskala", Division of Building Fire Safety and Technology, Lund Institute of Technology, Report LUTVDG/(TVBB-3025), Lund 1986.

APPENDIX A

Provningsmetod SP A4 105



Metodbeskrivning  
(3 bilagor)

Syfte: Undersöka beteende och ökad brandspridningsrisk vid tilläggsisolering eller annan beklädnad på fasad vid brandpåverkan från utvändigt flamma från en simulerad lägenhetsbrand.

1 UTRUSTNING

1.1 FASADUPPBYGGNAD

Utrustningen består av en 2 1/2 vånings fasadvägg (se bilaga 1 och 2) av lättbetong med bredd 4,0 m och höjd 6,8 m. I väggen ingår en fönsteröppning för brandrummet, två fönsternischer samt anordning som representerar en takfot (se bilaga 3).

Eldkällan i brandrummet utgörs av kärl med heptan (se bilaga 2). Kärlets bredd är 0,5 m, längd 2,0 m och djup 0,2 m. Mängden heptan är 60 l. Över kärlet placeras ett flamdämpande galler.

1.2 MÄTUTRUSTNING

1.2.1 Värmefflöde

Totala värmefflödet mäts med mätare med vattenkyld totalflödesmätare av Gardon-typ med detekterande yta  $\phi \sim 10$  mm och med en tidskonstant  $\tau_{0,5} \leq 1$  s exempelvis typ FRS. Kalibrering av mätaren sker i ugn med kapacitet för effekten 150 kW/m<sup>2</sup>. Normalt mäts endast värmefflödet i centrum av fönster i våning 2.

SP-302 ad/2182D

### 1.2.2 Temperaturer

Temperaturer i rökgaserna och på konstruktioner mäts med termoelement med tråddiameter  $\emptyset$  0,25 mm vilka svetsas eller tvinnas ihop.

Normalt mäts endast temperaturerna vid takfoten, se bilaga 3.

### 1.4 PROVBEREDNING

Material som skall provas appliceras på fasaden på ett för praktiken representativt sätt med hänsyn till bl a anslutning kring fönster. Provning av material som skall torka, härda e d utförs först efter erforderlig konditionering.

## 2 PROVNING

### 2.1 ALLMÄNT

Provningen startas genom att eldkällan antänds och avslutas då bränslet brunnit ut, ca 15 minuter. Ingen släckning sker.

### 2.2 MÄTNING

Värmeflödet och temperaturer registreras minst var 15:e sekund.

### 2.3 OBSERVATIONER

Under provningen görs observationer av ytflamspridning, huvudflamlängd och nedfall.

Efter provningen noteras utbredning av dold brandspridning genom studium av skador i bakomliggande material, exempelvis isolering bakom puts.

### 2.4 KALIBRERING

Vid provning utan beklädnad skall den utvändiga flamma ha en varaktighet av 10 min. Detta innebär att det uppmätta värmeflödet  $q$  i centrum av fönstret i vån 2 skall vara  $15 < q < 75 \text{ kW/m}^2$ .

3 KOMMENTARER

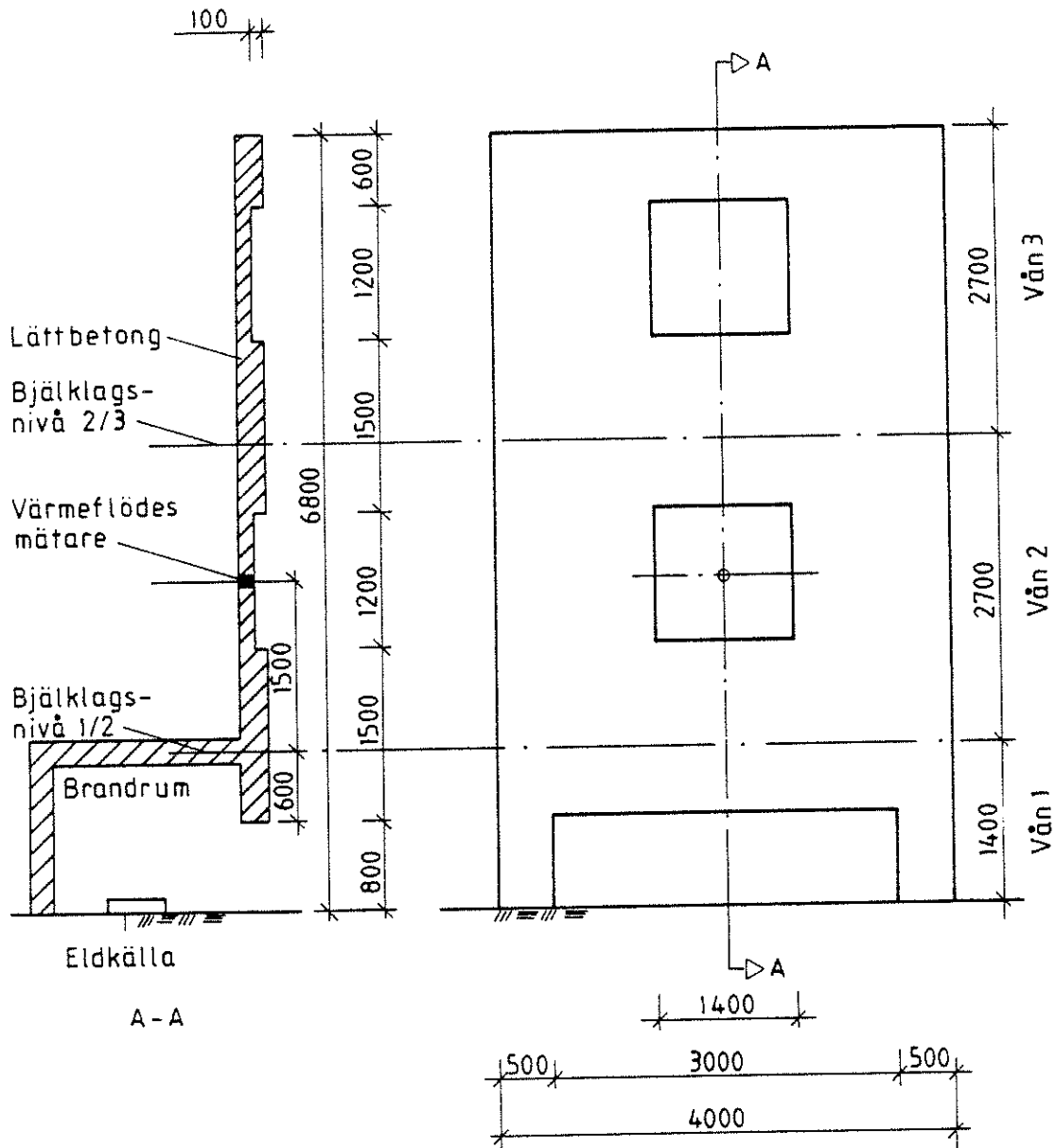
Utrustningen kan även användas för provning av balkonger, utfackningsväggar, fasadfönster mm. Tillämpningen för sådana produkter beskrivs i särskilda annex.

4 RAPPORTERING

I rapporten skall anges

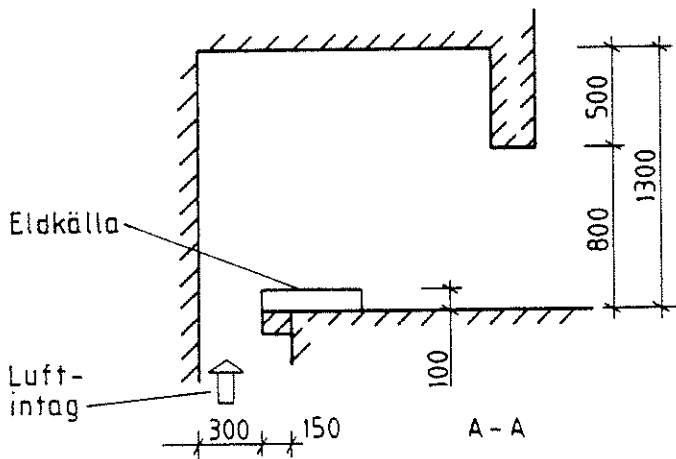
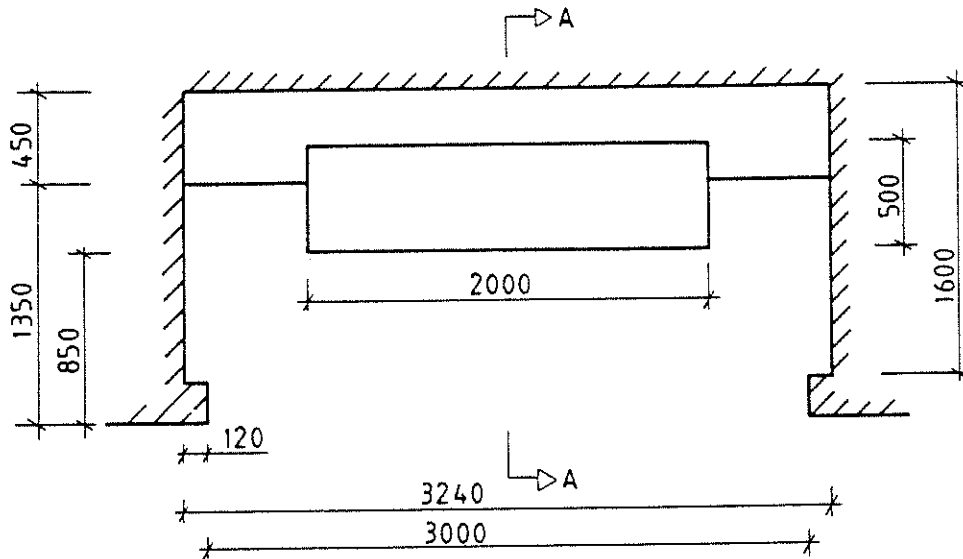
- provningsorganets namn
- beställarens namn
- provningens datum
- produktens beteckning
- produktens uppbyggnad (ritningar, beskrivningar, monteringsanvisningar)
- specifikation av ingående material
- redovisning av värmeflödesmätning och eventuell temperaturmätning i diagramform och i relation till kalibreringskurvor
- redovisning av observationer från provningen
- redovisning av observationer efter provningen
- uppritad skadebild

Metod SP A4 105

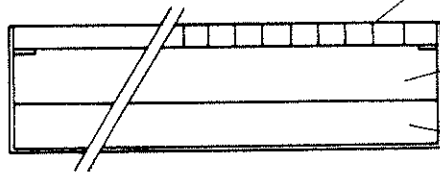


Brandrummet - bilaga 2  
Takfot - bilaga 3

## Metod SP A4 105



Kärl (eldkälla)

Flamdämpare: Perforerad platta med tjocklek 20mm, hål  $\varnothing$  25mm och cc 40mm

Kärl av stålplåt 500x2000x100mm

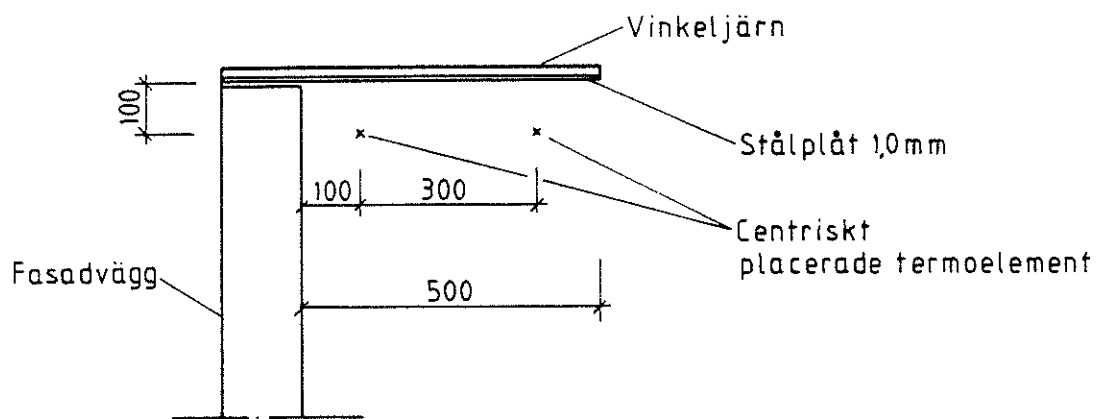
Heptan 60l

Vattenmängd så att heptanets ovanyta är i flamdämparens underkant vid provningens start



Metod SP A4 105

Takfot



Metodbeskrivning  
(1 bilaga)

Syfte: Tillämpning av metod SP A4 105 för att undersöka beteende hos balkongkonstruktion på fasad vid brandpåverkan från utvändig flamma från en simulerad lägenhetsbrand.

Referens: Metod SP A4 105.

1 UTRUSTNING

1.1 FASADUPPBYGGNAD

Som i ovan refererade metod.

1.2 MÄTUTRUSTNING

1.2.1 Värmefflöde

Enligt ovan refererade metod. Mäts normalt inte vid provning av balkong.

1.2.2 Temperaturer

Enligt ovan refererade metod. Mäts normalt inte.

1.3 BELASTNING

Vid provning av balkong skall denna belastas med en punktlast motsvarande 1,0 kN/m<sup>2</sup>, dock lägst 2,0 kN, och som placeras centriskt i balkongens framkant, se bilaga 1.

1.4 PROVBEREDNING

Balkong monteras på ett för praktiken representativt sätt i bjälklaget mellan våning 1 och 2. Infästningar som inte blir utsatta för direkt påverkan från flammor kan utföras på annat sätt än vad som sker i praktiken. Dessa infästningar provas enligt pkt 2.4.

ad/2183D

POSTADRESS  
Box 857, 501 15 BORÅS  
Postal address  
P.O. Box 857, S-501 15 BORÅS

BESÖKSADRESS  
Brinellgatan 4  
Office address  
Brinellgatan 4

TELEFON  
033-16 50 00  
Telephone  
Int. + 46 33-16 50 00

TELEX  
36252 testing S

BANKGIRO  
715-1053  
Postgiro  
15682-8

## 2 PROVNING

### 2.1 ALLMÄNT

Se refererade metod.

### 2.2 MÄTNING

Se refererade metod.

### 2.3 OBSERVATIONER

Under provningen görs observationer av antändning av brännbara delar, deformationer och nedfall av större delar.

### 2.4 KOMMENTARER

Vid bedömning av balkonger måste hänsyn tas till om vitala delar, exempelvis dragstag och infästningar, inte utsatts för sådan brandpåverkan som kan påräknas i praktiken. Som komplement kan provning av sådana detaljer ske enligt metod SIS 02 48 20 utgåva 2 (NT FIRE 005, ISO 834) under 30 minuter med representativ belastning.

## 3 RAPPORTERING

I tillämpliga delar enligt refererade metod.

SP-307 ad/2183D

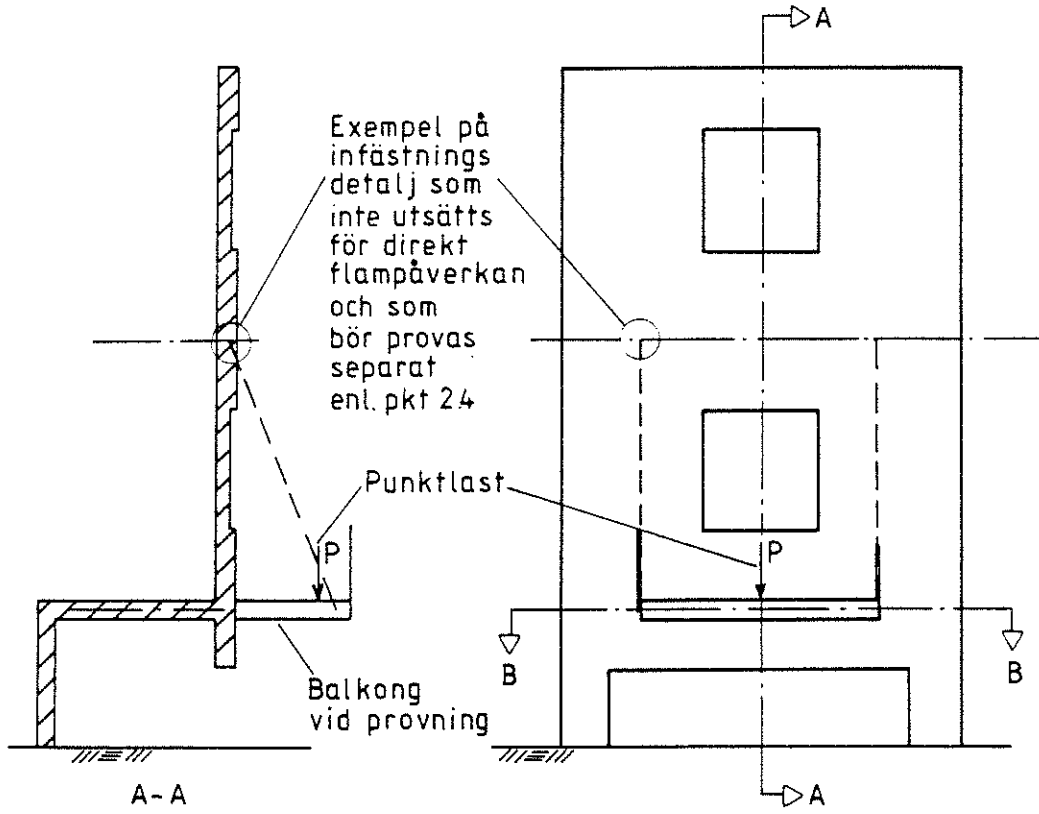
POSTADRESS  
Box 857, 501 15 BURÅS  
Postal address  
Box 857, 501 15 BURÅS

BESOKSADRESS  
Baneliggatan 4  
Office address  
Baneliggatan 4

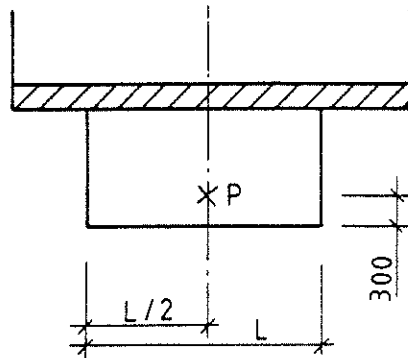
TELEFON  
033-16 50 00  
Telephone  
Int. + 46 33 16 50 00

TELEX  
36252 testing S

Appendix A till metod SP A4 105



Placering av belastning



B-B



**APPENDIX B TILL SP A4 105**Datum/Our date  
1986-02-05

Er datum/Your date

rev 86-03-12

Beteckning/Our reference

Dnr 171-79-360

Er beteckning/Your reference

Metodbeskrivning

Syfte: Tillämpning av metod SP A4 105 för att undersöka beteende hos fönsterkonstruktion i fasad vid brandpåverkan från utvändig flamma från en simulerad lägenhetsbrand.

Referens: Metod SP A4 105.

1 UTRUSTNING

## 1.1 FASADUPPBYGGNAD

Som i ovan refererade metod.

1.2 PROVBEREDNING

Fönster monteras på ett för praktiken representativt sätt i öppning i våning 2 och 3.

2 PROVNING2.3 OBSERVATIONER

Under provningen görs observationer av antändning av brännbara delar, deformationer och nedfall av större delar.

3 RAPPORTERING

I tillämpliga delar enligt refererade metod.

ad/2183D

POSTADDRESS  
Box 857, 501 15 BORÅS  
Postal address  
P.O. Box 857, S-501 15 BORÅS

BESÖKSADRESS  
Brinellgatan 4  
Office address  
Brinellgatan 4

TELEFON  
033-16 50 00  
Telephone  
Int + 46 33-16 50 00

TELEX  
36252 testing S

BANKGIRO  
715-1053  
Postgiro  
15682-8