



# LUND UNIVERSITY

## Skydd mot rökspridning via ventilation med stoppade fläktar och förbigångar - riskbedömning och dimensionering

Jensen, Lars

2006

[Link to publication](#)

*Citation for published version (APA):*

Jensen, L. (2006). *Skydd mot rökspridning via ventilation med stoppade fläktar och förbigångar -riskbedömning och dimensionering*. (TVIT; Vol. TVIT-3003). Avd Installationsteknik, LTH, Lunds universitet.

*Total number of authors:*

1

### General rights

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

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

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

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

### Take down policy

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

LUND UNIVERSITY

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

# Skydd mot rökspridning via ventilation med stoppade fläktar och förbigångar -riskbedömning och dimensionering

Slutrapport - BRANDFORSK 313-001

*Lars Jensen*

---

Avdelningen för installationsteknik  
Institutionen för bygg- och miljöteknologi  
Lunds tekniska högskola  
Lunds universitet, 2006  
Rapport TVIT-06/3003



## Lunds Universitet

Lunds Universitet, med nio fakulteter samt ett antal forskningscentra och specialhögskolor, är Skandinaviens största enhet för forskning och högre utbildning. Huvuddelen av universitetet ligger i Lund, som har 100 400 invånare. En del forsknings- och utbildningsinstitutioner är dock belägna i Malmö, Helsingborg och Ljungbyhed. Lunds Universitet grundades 1666 och har idag totalt 6 000 anställda och 41 000 studerande som deltar i ett 90-tal utbildningsprogram och ca 1000 fristående kurser erbjudna av 88 institutioner.

## Avdelningen för installationsteknik

Avdelningen för Installationsteknik tillhör institutionen för Bygg- och miljöteknologi på Lunds Tekniska Högskola, som utgör den tekniska fakulteten vid Lunds Universitet. Installationsteknik omfattar installationernas funktion vid påverkan av människor, verksamhet, byggnad och klimat. Forskningen har en systemanalytisk och metodutvecklande inriktning med syfte att utforma energieffektiva och funktionssäkra installationssystem och byggnader som ger bra inneklimat. Nuvarande forskning innefattar bl a utveckling av metoder för utveckling av beräkningsmetoder för godtyckliga flödessystem, konvertering av direktelvärmade hus till alternativa värmesystem, vädring och ventilation i skolor, system för brandsäkerhet, alternativa sätt att förhindra rökspredning vid brand, installationernas belastning på yttre miljön, att betrakta byggnad och installationer som ett byggnadstekniskt system, analysera och beräkna inneklimatet i olika typer av byggnader, effekter av brukarnas beteende för energianvändning, reglering av golvvärmsystem, bestämning av luftflöden i byggnader med hjälp av spårgasmetod. Vi utvecklar även användbara projekteringsverktyg för energi och inomhusklimat, system för individuell energimätning i flerbostadshus samt olika analysverktyg för optimering av ventilationsanläggningar hos industrin.

Skydd mot rökspridning via ventilation  
med stoppade fläktar och förbigångar  
-riskbedömning och dimensionering

Slutrapport - BRANDFORSK 313-001

*Lars Jensen*

© Lars Jensen, 2006

ISRN LUTVDG/TVIT-06/3003--SE(208)

ISSN 1652-6783

ISBN 91-85415-02-2

Avdelningen för installationsteknik  
Institutionen för bygg- och miljöteknologi  
Lunds tekniska högskola  
Lunds universitet  
Box 118  
22100 LUND

# Innehållsförteckning

1	Sammanfattning och inledning	7
1.1	Undersökning av risk för brandgasspridning	7
1.2	Bestämning av dimensioneringsregler	8
1.3	Bestämning av dimensionerande brandflöde	9
1.4	Bestämning av dimensionerande lufttäthet	10
1.5	Sammanfattande bedömning	10
1.6	Fortsatt forskning	12
1.7	Projektets referensgrupp	12
1.8	Slutrapportens disposition	12
2	Historik för utluftning	13
2.1	SBN 67	13
2.2	SBN 1975	14
2.3	Kommentarer till SBN nr 1978:1	15
2.4	Tillämpningsexempel GLSM	16
2.5	SBN 1980	18
2.6	BFS 1988:18	18
2.7	BFS 2002:19	19
2.8	Synpunkter från projektets referensgrupp	19

3	Dimensionerande brandfall	21
3.1	Brandförsöksdata	21
3.2	Analysmetod för brandförsöksdata	22
3.3	Brandförsök med garderober Y31	24
3.4	Brandförsök med kontorshyllor Y33	26
3.5	Brandförsök med sopsäckar Y34	28
3.6	Brandförsök med stolar stapelbara Y50	30
3.7	Brandförsök med fåtöljer Y53	32
3.8	Brandförsök med fåtöljer mock-up Y53	34
3.9	Brandförsök med soffor Y54	36
3.10	Brandförsök med sängar Y6	38
3.11	Brandförsök med gardiner Y7	40
3.12	Brandförsök med julgranar Y8	42
3.13	Uppsummering av brandförsök	44
3.14	Tvåzonsmodell	46
3.15	Fall för känslighetsanalys	47
3.16	Parameterkänslighet för rumsgolvyta	49
3.17	Parameterkänslighet för rumshöjd	50
3.18	Parameterkänslighet för rumsväggfaktor	51
3.19	Parameterkänslighet för nedre utluftningsandel	52
3.20	Parameterkänslighet för ytmaterialtjocklek	53
3.21	Parameterkänslighet för ytmaterialtyp	54
3.22	Parameterkänslighet för strålningsandel	55
3.23	Parameterkänslighet för $t^2$ -brandförlopp	56
3.24	Parameterkänslighet för $t^n$ -brandförlopp	57
3.25	Parameterkänslighet för $t^0$ -brandförlopp	58
3.26	Sammanfattning av känslighetsanalys	59
3.27	Simuleringsfall för modellanpassning av $t^2$ -brandfall	60
3.28	Modellanpassning av $t^2$ -brandfall	65
3.29	Korrektion för begränsad brandeffekt för $t^2$ -brandfall	69
3.30	Korrektion för sprinklerutlösning för $t^2$ -brandfall	70
3.31	Korrektion för fönstersprängning för $t^2$ -brandfall	72
3.32	Simuleringsfall för modellanpassning av $t^1$ -brandfall	73
3.33	Modellanpassning av $t^1$ -brandfall	73
3.34	Korrektion för begränsad brandeffekt för $t^1$ -brandfall	79
3.35	Korrektion för sprinklerutlösning för $t^1$ -brandfall	79
3.36	Korrektion för fönstersprängning för $t^1$ -brandfall	81
3.37	Uppsummering	81
3.38	Referenser	84

4	Teori och dimensionering av utluftning	85
4.1	Dimensionering efter tryckfallsförhållande 5:1	86
4.2	Brandgasspridning bestämd av endast brandflöde	87
4.3	Brandgasspridning genom tvärströmning	92
4.4	Dimensionering efter endast inne- och utetemperatur	94
4.5	Dimensionering för godtycklig brand och utan inblandning	99
4.6	Dimensionering för godtycklig brand och med inblandning	101
4.7	Undersökning av dimensioneringsmetoder	103
4.8	Dimensionerande avlufttryckfall	109
4.9	Dimensionerande brandfall	114
4.10	Dimensionerande vindfall	115
5	Simulering av utluftning	117
5.1	Beräkningsmodell	118
5.2	Beräkningsfall	119
5.3	Beräkningsmetodik	122
5.4	Fall 1 basfallet	123
5.5	Fall 2 konstant stamkanaldiameter	130
5.6	Fall 3 lägre grenmotstånd	132
5.7	Fall 4 högre avluftmotstånd	134
5.8	Fall 5 undertryck vid utluftning	136
5.9	Fall 6 lägre utetemperatur	138
5.10	Fall 7 fyra våningsplan	140
5.11	Fall 8 åtta våningsplan	142
5.12	Fall 9 FT-system med stängda fönster	144
5.13	Fall 10 FT-system med öppna fönster	146
5.14	Fall 11 och 12 F-system med fläkt i drift	148
5.15	Uppsummering	151
5.16	Referenser	153



6	Byggnaders lufttätet	155
6.1	Genomförda och bearbetade provtryckningar	155
6.2	Omslutande yta	157
6.3	Läckflödesmodeller och parameteranpassning	158
6.4	Fall 1 hotellrum	165
6.5	Fall 2 hisschakt	166
6.6	Fall 3 rum 252	167
6.7	Fall 4 rum 239	168
6.8	Fall 5 rum 201	169
6.9	Fall 6 rum i lägenhet	170
6.10	Fall 7 lägenhet	171
6.11	Fall 8 schakt 1	172
6.12	Fall 9 schakt 2	173
6.13	Fall 10 laboratorium 1	174
6.14	Fall 11 laboratorium 2	175
6.15	Fall 12 småhus 1	176
6.16	Fall 13 lägenhet h141	177
6.17	Fall 14 lägenhet h141 åtgärdad	178
6.18	Fall 15 trapphus 1 med provisorisk tätning	179
6.19	Fall 16 trapphus 1	180
6.20	Fall 17 trapphus 1 öppna dörrar till hissplan	181
6.21	Fall 18 trapphus 2 med opåverkade dörrar	182
6.22	Fall 19 trapphus 2 med opåverkade dörrar	183
6.23	Fall 20 trapphus 2 med utkilade dörrar	184
6.24	Fall 21 trapphus 2 med igendragna dörrar	185
6.25	Fall 22 trapphus 2 med tätade dörrar	186
6.26	Fall 23 trapphus 3	187
6.27	Fall 24 fartygshytt 8314	188
6.28	Fall 25 fartygshytt 8313	189
6.29	Fall 26 lägenhet h111	190
6.30	Fall 27 lägenhet h221	191
6.31	Fall 28 lägenhet h122	192
6.32	Fall 29 lägenhet h132	193
6.33	Fall 30 lägenhet h121	194
6.34	Fall 31 lägenhet h133c	195
6.35	Fall 32 lägenhet h131c	196
6.36	Fall 33 lägenhet h122c	197
6.37	Fall 34 småhus 2:1	198
6.38	Fall 35 småhus 2:2	199
6.39	Fall 36 småhus 2:3	200
6.40	Uppsummering	201
6.41	Referenser	207

# 1 Sammanfattning och inledning

Stoppade fläktar och eventuellt med öppnade förbigångar har varit en gammal skyddsmetod mot brandgasspridning via ventilationssystem. Metodens historik i byggbestämmelserna beskrivs med några sidor i avsnitt 2. Skyddsmetoden bygger på att vid brand i en byggnad stoppas fläktarna och ventilationskanalsystemet öppnas uppåt med förbigångar om det är nödvändigt. De termiska stigkrafterna i de vertikala ventilationskanalerna skall därefter se till att brandgaserna förs ut ur byggnaden.

Metoden med stoppade fläktar har ett mycket enkelt dimensioneringskrav. Det är att tryckfallet för en strömningsväg från en brandcell genom kanalsystemet till det fria skall vara fem gånger större för den enskilda delen än för den gemensamma delen. Notera att detta avser samma flöde. Det skall också påpekas att andra siffror än fem har förekommit. Detta krav är ganska enkelt att uppfylla även utan förbigångar. Detta tryckfallskrav har också gett metoden ett annat namn nämligen tryckfallsförhållande 5:1. Siffrorna 5:1 får inte tolkas som någon form av säkerhetsfaktor utan det kan ske brandgasspridning.

Förbigångar förbi ventilationsaggregat har oftast samma dimension som den största anslutna lokalen har. Förbigångar/utluftningar för F- och T-system dras ofta samman till samma takhuv, vilken kan vara den normala avluftshuven. Förbigångar/utluftningar krävs alltid när ventilationssystemets fläkt är placerad under kanalsystemet och inte över kanalsystemet.

Projektets syfte var fyrfalt och återges ordagrant enligt ansökan med de fyra indragna texterna nedan efter motsvarande underrubriker. Efter varje delsyftes text beskrivs projektets resultat kort och med hänvisning till olika rapportavsnitt. Termen rökspridning har använts i ansökan och som projektitel och kommer i denna slutrapport för övrigt att ersättas med den nyare termen brandgasspridning. Slutrapportens sex olika avsnitt kan läsas oberoende av varandra.

## 1.1 Undersökning av risk för brandgasspridning

Projektets delsyfte enligt ansökan var följande:

1. Undersöka risk för rökspridning hade i befintliga ventilationssystem med stoppade fläktar vid brand. Även det tryckavlastade fallet med höga brandtemperaturer kommer att undersökas. Andra delfrågor kan vara följande:  
Kan rökspridning undvikas för brandtemperaturer över en viss gräns 200 °C?  
Vilket skydd ger tryckfallsförhållande 5:1? Vad krävs för att rökspridningsflödena till andra rum/lokaler/brandceller skall vara en liten del av det normala ventilationsflödet för rummen/lokalerna/brandcellerna i fråga?

Huvudfrågan undersöks ingående med simulering i avsnitt 5 och resultatet är att brandgasspridning kan ske om tryckfallsförhållande 5:1 tillämpas. Störst är risken för brandgasspridning vid låga brandtemperaturer. Det tryckavlastade fallet med höga brandtemperaturer leder inte till brandgasspridning. Något som minskar risken för brandgasspridning i F-system är att fläktarna inte stoppas, eftersom utspädningen kan vara stor.

Delfrågan om brandgasspridning för brandtemperaturer över 200 °C kan besvaras med att risken är mycket liten.

Den andra delfrågan om brandgasspridningens omfattning är att för ett kanalsystem med två anslutna rum som uppfyller ett tryckfallsförhållande  $f:1$ , blir uppdelning av spridningen till det andra rummet och själva utluftningen som  $1:f^{0.5}$ . Ett tryckfallsförhållande på 9:1 innebär att en fjärdedel av spridningen är oönskad. Inverkan av olika temperaturer försummas.

Den tredje delfrågan om vad som kan begränsa brandgasspridning reds ut i avsnitt 4. Kravet är att tryckfallsförhållandet skall inte beräknas på samma flöde hela strömningsvägen från brandrum till takhuv utan normala flöden som gäller för olika delar i kanalsystemet skall användas. Detta innebär att för en byggnad med  $n$  anslutna lika stora lokaler blir det nya tryckfallsförhållandet  $f:1$  med normala flöden omräknat till den ursprungliga definitionen med samma flöde hela vägen lika med  $fn^2:1$ .

Något som inte berörts i ansökan är risk för tvärströmning. Det finns en mindre risk för brandgasspridning genom tvärströmning för fall med lokaler anslutna till två eller flera kanalsystem. Tvärströmning innebär att spridningen sker från ett kanalsystem genom en lokal över ett annat kanalsystem.

Ett exempel är bostäder med F-system där kanalsystemet ofta är uppdelat efter kök, badrum, toalett och klädkammare. En lägenhets alla frånluftsdon dras normalt inte samman lägenhetsvis för att därefter anslutas till ett stamkanalsystem.

Ett annat exempel är alla byggnaderna med FT-system. De olika ingående kanalsystemen är aldrig symmetriska utan det finns alltid skillnader. Tvärströmningen är dock förhållandevis liten och klart mindre än det normala ventilationsflödet. En enkel undersökning av tvärströmning görs i avsnitt 4.3.

## 1.2 Bestämning av dimensioneringsregler

Projektets andra delsyfte enligt ansökan var följande:

2. Bestämma dimensioneringsregler för att ge tillfredställande skydd mot rökspridning med stoppade fläktar vid brand. Hur skall ventilationssystem dimensioneras för att ge ett tillfredställande skydd mot rökspridning med stoppade fläktar eller under vilka förutsättningar kan rökspridning förhindras/avsevärt försvåras med hänsyn till brandflöde, brandtemperatur, byggnaders täthet och ventilationssystemets normala tryckfall och flöde och utformning?

Olika dimensioneringsregler går igenom i avsnitt 4. Start sker med att utgå från det kalla fallet utan någon brandtemperatur och något brandtryck, vilket redovisas i underavsnitt 4.4. Kanalsystemet skall fungera som ett självdragssystem utan felfunktion. Detta krav ger ett minsta krav på tryckfallsförhållande mellan enskilda delar och själva utluftningen om tryckförluster i den gemensamma stamkanalen kan försummas.

Nästa steg, som redovisas i underavsnitt 4.5, är att undersöka vad kravet blir om ett och samma flöde går hela vägen genom kanalsystemet utan att orsaka spridning. Förutsättningen är här att det inte sker någon inblandning för övriga anslutna lokaler. I ett tredje steg, som redovisas i underavsnitt 4.6, kompletteras undersökningen med inblandning, vilket ger det slutliga kravet på hur ett kanalsystem skall dimensioneras för att undvika brandgasspridning.

De olika dimensioneringsmetoderna för utluftningstryckfall sammanställs i underavsnitt 4.7-8 och simuleringsresultat visar att metoden med inblandning ger en viss säkerhetsmarginal.

Hur branden tillväxer med brandeffekt, brandflöde och brandtemperatur har en viss betydelse om fläktarna stoppas och eventuella förbigångar/utluftningar aktiveras. Detta analyseras i underavsnitt 4.9 och slutsatsen är att brandtemperaturen ökar fortare än brandtrycket, vilket är gynnsamt ut spridningssynpunkt. Det är också viktigt att påpeka att brandens förlopp är först av intresse när fläktarna stoppats och eventuella förbigångar öppnats. När detta inträffar, kan temperaturen i kanalsystem kan vara tillräckligt hög för att brandgasspridning inte inträffar.

Något som påverkar utluftningsfunktion starkt är vinden, vilket undersöks i underavsnitt 4.10. Det är viktigt att formfaktorn för själva utluftningens takhuv är negativ för alla vindriktningar. Detta är dock inte tillräckligt utan fönsteröppning på läsidan eller lovartsidan kan medföra brandgasspridning på olika sätt.

### 1.3 Bestämning av dimensionerande brandflöde

Projektets tredje delsyfte enligt ansökan var följande:

3. Bestämma dimensionerande brandflöde från försöksdata. Undersöka om befintliga omfattande provningsresultat med brandförsök med olika möbler kan användas för att beräkna dimensionerande brandflöde och brandtemperatur för olika bränder och lokalstorlekar. Brandeffektkurvor från dessa bränslekontrollerade bränder bör kunna användas för att beräkna största och dimensionerande brandflöde och brandtemperatur för en ventilationskontrollerad brand i en begränsad volym.

Försöksdata för 70 olika brandföremål har undersökts för att kunna bestämma brandeffektens tidsförlopp fram till den största brandeffekten. Brandeffekten ökar monotont i 36 fall, medan 34 fall har tidvis avtagande brandeffekt. Endast 7 fall har  $t^n$ -brandförlopp med  $n > 1$ .

De olika brandföremålens luftbehov har beräknats och redovisas. Detta ger en möjlighet att avgöra hur långt brandförloppet kommer att kunna nå för en given rumsvolym utan ventilation eller för en med ventilationen växande rumsvolym.

Beräkningsuttryck för dimensionerande brandflöde, brandtid och brandtemperatur har tagits fram för både  $t^1$ -brandförlopp och  $t^2$ -brandförlopp genom simulering av ett stort antal brandfall med en tvåzonsmodell. Det enklare fallet med konstant brandeffekt eller  $t^0$ -brandförlopp kan beräknas direkt. Korrektion för begränsad brandeffekt och sprinklerutlösning finns också redovisad. Resultatet sammanställs i underavsnitt 3.37.

## 1.4 Bestämning av dimensionerande lufttätet

Projektets fjärde delsyfte enligt ansökan var följande:

4. Bestämma dimensionerande lufttätet. Bestämma rums, byggnaders eller brandcellers lufttätet från provtryckningar. Normenlig yttre lufttätet används vid beräkningar av rökspridning. Verklig både yttre och inre lufttätet kan vara betydligt bättre och lägre än normen och därmed underskattas risken för rökspridning.

Ett stort antal provtryckningar har genomförts, bearbetats och sammanställts i avsnitt 6. En avslutande uppsummering i underavsnitt 6.40 görs en uppdelning i diverse lokaler, lägenheter, småhus och trapphus. Det specifika läckaget för den omslutande ytan  $l/sm^2$  vid en tryckskillnad av 50 Pa används som ett mått på lufttäteten. Den totala omslutande ytan har alltid använts. Byggreglernas krav på lufttätet avser endast klimatskalets omslutande yta och är för bostäder  $0.8 l/sm^2$  och för lokaler  $1.6 l/sm^2$ . Den total omslutande ytan för en lokal kan vara flera gånger större än den klimatskiljande ytan. Detta innebär att för alla fall utom småhus att den här beräknade lufttäteten är flera gånger lägre än den som beräknas på endast den klimatskiljande ytan.

Spridningen i lufttätet var stor för gruppen diverse lokaler. Lägsta läckage var  $0.4 l/sm^2$  för tre kontorsrum. Exponenten för tryckskillnaden ligger i intervallet (0.6,0.7).

Spridningen i lufttätet var måttlig för gruppen lägenheter. Vissa läckage var mindre än  $0.2 l/sm^2$  och i medeltal  $0.4 l/sm^2$ . Den omslutande ytan var omkring  $400 m^2$ , vilket ger ett läckage på 160 l/s vid 50 Pa. Exponenten för tryckskillnaden är i medeltal 0.67 för övertryck.

Spridningen i lufttätet var liten för gruppen småhus. Läckaget var i medeltal lägre än  $0.5 l/sm^2$ . Exponenten för tryckskillnaden var i ett fall nära 1.0, vilket anger endast laminära tryckförluster, vilket är en fördel ur tryckavlastningssynpunkt jämfört med enbart turbulenta tryckförluster.

Lufttäteten för trapphus uppfyller krav på lufttätet för lokaler. Större delen av läckage utgörs av dörrläckage. Exponenten för tryckskillnaden är för övertryck 0.6 och för undertryck 0.8. Lufttäteten för ett hisschakt bestäms också helt av hissörrarnas täthet, vilket också går att beräkna med uppgifter på olika springors mått.

## 1.5 Sammanfattande bedömning

Metoden med stoppade fläktar och eventuella förbigångar kan bedömas för i princip fyra olika fall. Dessa fyra fall är kombinationer mellan typ av ventilationssystem, F- eller FT-system, och driftsätt, ständig eller periodisk drift. Genomgången här avser att brand inträffar inuti byggnaden som ventileras med det aktuella ventilationssystemet och att brand detekteras med givare inuti ventilationssystemet.

**F-system med ständig drift** - Grundfrågan är följande: Kommer branden att detekteras? Utspädning kan vara stor och medför att temperaturökningen blir måttlig och rökintensiteten låg. Ett enda F-system kan ventilera alla lägenheter i ett bostadshus, vilket kan vara allt från några upptill flera tiotal lägenheter. Om en brand detekteras och ventilationssystemet stoppas och eventuella förbigångar öppnas, kan temperaturen vara tillräckligt höga för att utluftningen skall kunna fungera underförutsättning att utluftningen är rätt dimensionerad. Metodens dimensionering är otillräcklig och kommer att medföra brandgasspridning i ventilationssystemets övre delar. Det kan också finnas risk för tvärströmning genom lägenheter som är anslutet till mer än ett F-kanalsystem. Tvärströmningen är dock liten i förhållande till det normala ventilationsflödet.

**F-system med periodisk drift** - Fallet med drift är det samma som för fallet med ständig drift. Grundfrågan för fallet ur drift är även här följande: Kommer branden att kunna detekteras? De termiska stigkrafterna och olika läckage skapar små flöden utan någon utspädning. Små flöden kommer att kylas av något och en temperaturvakts utlösningssgräns kommer troligen inte att uppnås, medan en rökdetektor kan lösas ut. När systemet detekterar brand har redan en viss brandgasspridning inträffat. Utluftningens funktion beror på vilka temperaturer som råder i kanalsystemet när det aktiveras och för övrigt se fallet med ständig drift.

**FT-system med ständig drift** - Problematiken för F-delen av FT-systemet är här den samma som F-systemet med ständig drift tidigare. Om T-systemet är försett med en givare efter fläkt och innan själva T-kanalsystemet krävs det en orimligt stor brand för att kunna skapa baklängesströmning förbi fläkt och därmed lösa ut metoden med stoppade fläktar. Nackdelen med T-systemet är att när båda fläktarna stoppas, är F-systemet uppvärmt av brandgaser, medan T-systemet knappast är det. Detta kan försvåras utluftningsfunktionen för T-systemet. Metodens dimensionering är otillräcklig och kommer att medföra brandgasspridning i ventilationssystemets övre delar. Det finns också en risk för tvärströmningen genom en lokal från F-system till T-system eller omvänt. Tvärströmningen är dock liten i förhållande till det normala ventilationsflödet.

**FT-system med periodisk drift** - Fallet med drift är det samma som för fallet med ständig drift. Fallet ur drift kan anses vara det samma som för ett F-system ur drift innan utluftningen aktiveras. Efter aktivering av utluftning kan detta fall vara något gynnsammare än fallet med ständig drift eftersom båda kanalsystemen kan vara något uppvärmda, men brandgaspridning har dock inträffat.

## 1.6 Fortsatt forskning

Mer data på lufttäthet särskilt för brandceller är önskvärt. Det pågår en forskningsinsats mellan Chalmers och SP på området lufttäthet. Här kan det finnas bra uppgifter på lufttäthet.

En lämplig forskningsuppgift kan vara att söka efter befintliga provtryckningar och att granska och sammanställa dessa särskilt med inriktning på brandcellers lufttäthet. En betydligt svårare uppgift är att utreda hur mycket av en brandcell läcker till den yttre omgivningen eller till andra brandceller i byggnaden.

En kompletterande forskningsuppgift kan vara att genomföra provtryckningar för vanliga fall för vilket det inte finns tillräckligt med mätdata. Detta gäller särskilt inre läckage mellan olika brandceller.

Täthet vid höga tryckskillnader är också intressant ur brandgasspridningssynpunkt. Normala provtryckningar sker sällan med tryckskillnader större än 60 Pa. Brandgasspridningen via ventilationssystem i drift sker i regel vid högre brandtryck än 60 Pa.

I byggreglerna finns ett krav om att avsevärt försvåra brandgasspridning. Det krav saknar helt kvantifiering. Det kan i ett fall innebära om brandgasspridningen halveras inträffar ändå en otillåten händelse. Det kan i ett annat fall innebära att om inget alls görs kommer det inte att inträffa en otillåten händelse. Det saknas någon form av kvantifiering av vad som skall dimensionera den tillåtna brandgasspridningen.

## 1.7 Projektets referensgrupp

Projektets referensgrupp har bestått av följande personer:

Stefan Carlqvist	Bengt Dahlgren AB,	Malmö
Tomas Fagergren	Brandskyddslaget	Stockholm
Stefan Svensson	Räddningsverket	Revinge
Lars Bengtsson	Brandförsvaret	Helsingborg
Krister Ingvarsson	Statens Sjöfartsverk	Karlstad

Ett längre och givande telefonmöte har hållits 030527 med gruppen. Slutrapporten har också översänts för synpunkter.

## 1.8 Slutrapportens disposition

En naturlig ordningsföljd hade varit att beskriva historiken, de tre systemdelarna, branden, byggnaden och ventilationen, och därefter dimensionera utluftning och allra sist simulera utluftning. Denna följd stämmer delvis, men byggnadens täthet återfinns sist i avsnitt 6. Något avsnitt om ventilationssystemet finns inte. Alla avsnitt kan läsas oberoende av varandra. Det finns dock några detaljerade referenser från avsnitt 5 simulering till avsnitt 4 dimensionering.

## 2 Historik för utluftning

Inledningsvis görs en kort genomgång av byggbestämmelser ur brandskyddssynpunkt som berör drift av ventilationssystem för flera brandceller och enbart vad avser brandgasspridning via kanalsystem mellan brandceller. Endast två åtgärder granskas nämligen utluftning eller tryckavlastning av kanalsystemet mot det fria och stopp av fläktdrift. Tilluft och frånluft förkortas med T respektive F.

### 2.1 SBN 67

Under kapitlet 36 *Ventilation* och under :1 *Allmänna bestämmelser* finns en del bestämmelser om ventilation och brandskydd, vilka kan sammanfattas med följande.

*Föreskriften :1521* anger att kanaler från skilda brandceller får förenas till gemensam kanal förutsatt att erforderliga åtgärder vidtas till skydd mot brand- och rökgasspridning.

*Råd/anvisning :15211* anger att ventilationssystemet skall vara dimensionerat så att sämsta luftflöde inte avviker mer än 10% från önskat flöde särskilt vid skorstenspåverkan. Detta kräver måttliga tryckfall över ett lägsta värde som ökar med byggnadens höjd. Notera att skorstenspåverkan inte är lika med brandpåverkan. Vilka tryckfall det är frågan om kan skattas med följande enkla analys med följande beteckningar och antaganden.

$\Delta p_g$	nominellt dontryckfall, Pa
$\Delta p_t$	största ändring i termisk tryckskillnad mellan nedersta och översta våningsplan, Pa
$t$	relativ feltolerans i flöde, -

Antag att alla don är injusterade till nominellt flöde när ute- och innetemperaturen är lika och att stamkanalens tryckfall kan försummas. Alla dontryckfall är därför lika med  $\Delta p_g$  och alla flöden lika med nominellt luftflöde. därför Den relativa flödestoleransen  $e$  medför att dontryckfallet kan vara lägst  $(1-e)^2 \Delta p_g$  och högst  $(1+e)^2 \Delta p_g$ . Skillnaden i dontryckfall bestäms av den termiska tryckskillnaden  $\Delta p_t$ , vilket efter förenkling ger sambandet

$$\Delta p_g = \Delta p_t / 4e \quad (\text{Pa}) \quad (2.1)$$

Ett sifferexempel är nivåskillnad på 20 m mellan högsta och lägsta våningsplan, en termisk gradient om 1 Pa/m som motsvarar en temperaturskillnad omkring 23 °C. Detta ger sammantaget ett nominellt dontryckfall om 50 Pa (20 1/4 0.1). Högre byggnader kräver i princip högre nominellt dontryckfall, men ett alternativ är att sektionera ventilationssystemets kanalsystem i höjdded. En tioplansbyggnad kan delas upp i två femplansbyggnader.



*Råd/anvisningar :15212 och :15213* anger att spridning av brandgas genom byggnadens kanalsystem kan förhindras genom att rökutlopp antas kunna ske enligt sex fall beskrivna med figurer. Dessa sex fall är olika kombinationer av olika F-system och T-system.

För F-system med fläkten placerad över kanalsystemet krävs ingen åtgärd. Om fläkten stannar förutsätts rökutlopp kunna ske utan allt för stort tryckfall förbi fläkten. Om detta inte är fallet krävs det att en förbigång öppnas.

För F-system med fläkten placerad under kanalsystemet krävs att ett spjäll öppnar för att möjliggöra rökutlopp uppåt om temperaturen i kanalsystemets topp överstiger 50 °C. Detta rökutlopp får endast ha ett tryckfall som är en femtedel av vad anslutande grenkanal har och om flera grenkanaler ansluter avses den med minsta tryckfall. Notera att det inte står att fläkten skall stoppas. Funktionen är svårbedömd. En brand på lägre våningsplan kommer inte att upptäckas förrän fläkten stoppas eller stannar. En kommentar är att syftet har aldrig varit att upptäcka branden.

För T-system med takplacerad fläkt stoppas fläkten eller stängs ett spjäll efter fläktutloppet när temperaturen överstiger 50 °C efter fläktutloppet. Denna åtgärd skyddar mot att brand och brandgaser sprids med T-system ner i byggnaden. Branden är en yttre brand eller en brand i själva ventilationsaggregatet. Notera att stoppas en fläkt ger det möjligheter för rökutlopp medan ett stängt spjäll inte gör det. Ett problem är att en F-fläkt i drift kan dra luft och brandgaser genom T-systemet.

För T-system med fläkten placerad under kanalsystemet stängs ett spjäll efter fläktutloppet och före första avgrening när temperaturen överstiger 50 °C efter fläktutloppet. Det står inte att fläkten skall stoppas.

Dessa fyra delfall ger två fall för F-system och fyra fall för FT-system.

I *Figur 36:15212* nämns kanske för första gången tryckfallsförhållande 5:1. Åtgärden med krav på tryckfallsförhållande kommer i fortsättningen som också anges som tryckklås.

## 2.2 SBN 1975

Under avsnitt 52 *Luftbehandlingsinstallationer* anges med en föreskrift, tredje stycket, under :31 följande:

*Installation som betjänar flera brandceller anordnas så att tillräckligt skydd mot spridning av brandgaser, via installationen, mellan brandcellerna erhålls.*

Vad som är tillräckligt skydd kvantifieras inte.

*Råd/anvisning :341* ger lösningar på hur brandgaser skall förhindras att tränga in i samlingskanal. Metoden benämns här röklås och innebär att ventilationsöppningar är högst 1 m över golvnivå eller att anslutningar till samlingskanal är högst 1 m över golvnivå. Skäl till denna nivågräns kan vara flera. Brandgaserna kan antas inte när längre ner. Fönster antas sprängas när brandgaserna når ner mindre än 1 m från golvnivå, vilket ger tryckavlastning. Ett tillräckligt skydd är kanske att bara fördröja brandgasspridningen.

*Råd/anvisning :342* ger ett antal *förutsättningar a-f* på hur brandgaser skall förhindras att spridas via en samlingskanal. Samlingskanal förläggs horisontellt eller stigande mot det fria. Erforderligt tryckfallsförhållande anges i *Tabell 52:342* och beräknas med dimensionerande flöde och med samma flöde även över avstängd fläkt eller eventuell förbigång. Horisontell samlingskanal skall förses med mindre röklås (kortare vertikala kanalsträckor mellan samlingskanal och don) enligt *Tabell 52:342* och *Figur 52:342b*.

Om fläkt placeras under installationen förses den med möjlighet till rökutlopp som öppnar vid strömavbrott eller brand. Givare är placerad vid fläkt inte överst jfr SBN 67. Skillnaden kan bero på att SBN 67 avsåg värmedetektor och SBN 1975 rök- eller värmedetektor. Fläkten stoppas inte. Figurtext anger frånluftsfläkt. *Förutsättning f* anger följande:

*Spjäll skall stänga automatiskt vid brand och vara placerat före anslutning till den kanal som betjänar flera brandceller.*

Detta måste vara ett huvudspjäll vid ett ventilationsaggregat, men förutsättningen är oklar. Svaret finns i *råd/anvisning :345* som tas upp nedan.

*Tabell 52:343 Godtagbart tryckfallsförhållande* varierar från 3-5 för brandceller på samma fasader eller högst 90 ° ifrån varandra och med 4-7 för övriga fall.

*Råd/anvisning :344* behandlar skydd mot brandgasspridning mellan tilluft och frånluft.

*Råd/anvisning :345* behandlar brandgasspridning för apparatutrymme där F-fläkt över kanalsystem inte kräver någon åtgärd, F-fläkt under kanalsystem förses med evakueringsspjäll som öppnar vid brand eller strömavbrott, T-fläkt över kanalsystem kopplas ur vid 70 °C och T-fläkt under kanalsystem kopplas ur vid 70 °C och spjäll efter aggregatutlopp stängs.

## 2.3 Kommentarer till SBN nr 1978:1

Följande text från *52:34K*, fjärde stycket, ger synen på brand och ventilation och återges här:

*Vid brandtillfället är ofta fläktarna ur funktion på grund av direkt strömavbrott, eller därför att branden inträffar när fläktarna är avstängda eller beroende på att strömmen bryts av brandmännen som ett led i brandbekämpningen. Med hänsyn härtill förutsätter anvisningstexten att fläktarna är ur funktion. Detta innebär att skillnader mellan till- och frånluftsinstallationer bortfaller.*

Det finns en mindre rättelse som anger att röklås enligt *Figur 52:341b* med ventilationsöppningar högt placerade och samlingskanal lågt placerad är *mindre lämplig men godtas tills vidare*. Brandrummets övertryck kan vara större än de termiska stignakrafterna i brandgaslagret och därmed kan brandgaser spridas till samlingskanal utan någon större tidsfördröjning jämfört med fallet med lågt placerade öppningar och samlingskanal.

## 2.4 Tillämpningsexempel GLSM

Förkortningen ovan står för Gruppen luftteknik inom Sveriges mekanförbund som bildades 1961 som en branschorganisation för luftbehandlingsteknikindustrin. Reglerna från SBN 1975 redovisas med ett antal tillämpningsexempel daterade 790212. Det som har betydelse för brandgasspridning är fem olika indelningsgrunder som återges nedan

- om fläktaggregatet är placerat över eller under kanalsystemet,
- om kanalsystemet har röklås eller tillräckligt tryckfallsförhållande
- om fläktaggregat för tilluft och frånluft delar samma fläktrum eller inte,
- om det finns återluft eller ej och
- om det finns ventilationsvärmeåtervinning eller ej.

Tillämpningsexemplen från GLSM kompletterar SBN 1975 med de tre nedersta punkterna ovan, vilka är fläktrumsfrågor, återluft och ventilationsvärmeåtervinning. Värmeåtervinning avser apparat med tilluft och frånluft i samma utrymme. Det finns några frågor som kan besvaras med dessa tillämpningsexempel enligt nedan.

*När stoppas en F-fläkt? När krävs och när öppnas förbigång för F-fläkt?*

Fläkt över kanalsystem

Ventilationsvärmeåtervinnare

Röklås

När temperatur överstiger 50 °C före ventilationsvärmeåtervinnare urkopplas fläkt och förbigång öppnas.

Trycklås

Fläkt i drift

När brandrök indikeras före ventilationsvärmeåtervinnare urkopplas fläkt och förbigång öppnas.

Fläkt ur drift

När brandrök indikeras före ventilationsvärmeåtervinnare öppnas förbigång.

Fläkt under kanalsystem

Röklås

När temperatur överstiger 70 °C före fläkt urkopplas fläktnotor.

Trycklås

Fläkt i drift

När temperatur överstiger 70 °C före fläkt urkopplas fläktnotor.

Fläkt ur drift

När brandgas i kanalsystem indikeras öppnas förbigång.

Röklås

Återluft

När brandgas indikeras vid fläkt urkopplas fläktnotor och återluftspjäll och spjäll mot kanalsystem stängs.

Strömavbrott

Förbigång med evakueringspjäll skall öppna och återluft skall stänga.

Detta innebär att för det vanligaste fallet med fläkt över kanalsystem och trycklås att en frånluftsfläkt i drift inte stoppas och att en eventuell förbigång öppnas när fläkt är ur drift eller vid strömavbrott. Det skall dock tilläggas att om tilluftsfläkten stoppas av brandskäl i ett FT-system stoppas även frånluftsfläkten. Denna kan annars sprida brandgaser genom byggnaden via de två kanalsystemen.

*När stoppas en T-fläkt? När krävs och när öppnas förbigång för T-fläkt?*

Fläkt över kanalsystem

Röklås

Eget fläktrum

När temperatur överstiger 70 °C efter aggregat urkopplas fläktmotor.

Gemensamt fläktrum

När brandrök indikeras efter aggregat eller i fläktrum urkopplas fläktmotor och spjäll mot kanalsystem stängs.

Trycklås

Eget fläktrum

Fläkt i drift

När brandrök indikeras efter aggregat urkopplas fläktmotor och eventuell förbigång öppnas.

Fläkt ur drift

När brandrök indikeras efter aggregat öppnas eventuell förbigång.

Gemensamt fläktrum

Fläkt i drift

När brandrök indikeras i kanalsystem urkopplas fläktmotor, förbigång öppnas och spjäll mot aggregat stängs.

Fläkt ur drift

När brandrök indikeras i kanalsystem öppnas förbigång och spjäll mot aggregat stängs.

Fläkt under kanalsystem

Röklås

Eget fläktrum

När temperatur överstiger 70 °C efter aggregat urkopplas fläktmotor och spjäll stängs mot kanalsystem.

Gemensamt fläktrum

När brandrök indikeras efter aggregat urkopplas fläktmotor och spjäll stängs mot kanalsystem.

Trycklås

Eget fläktrum

När temperatur överstiger 70 °C efter aggregat urkopplas fläktmotor, förbigång öppnas och spjäll stängs mot kanalsystem.

Gemensamt fläktrum

När brandrök indikeras efter aggregat urkopplas fläktmotor och spjäll stängs mot kanalsystem.

Strömavbrott

Utluftningsanordning skall öppna och återluft skall stänga.

Detta innebär att för det vanligaste fallet med tilluftsfläkt över kanalsystem och trycklås att en tilluftsfläkt i drift endast stoppas vid brand i aggregat, i aggregatrum och utanför aggregatrum genom att brandgas eller att för hög temperatur indikeras efter aggregatet. Eventuell förbigång öppnas när tilluftsfläkt stoppas.

## 2.5 SBN 1980

Det är i stort sett exakt samma text som i SBN 1975. Det finns dock några mindre ändringar.

En avser ett krav på att rumshöjden får högst vara 3 m när röklås tillämpas. Röklåsens högsta placering eller egentligen luftdonens högsta nivå är oförändrad 1 m över golv. Ändringen kan tyckas vara ologisk, men detta innebär att lokaler med stor rumshöjd inte kan använda sig av röklås. Lokaler med stor rumshöjd kan vara samlings-salar och liknande med stor personbelastning.

En annan ändring är att godtagbart tryckfallsförhållande vid anslutning till samlingskanaler bestäms av om samlingskanalen är vertikal eller horisontell. I SBN 1975 gjordes en uppdelning efter vilka fasadororienteringar som brandcellerna hade. Godtagbart tryckfallsförhållande i SBN 1980 varierar från 3 till 5 mot tidigare i SBN 1975 från 3 till 7.

## 2.6 BFS 1988:18

*Avsnitt 4:5 Skydd mot spridning av brandgas* är på endast tre sidor. En hel del har försvunnit. Det som återstår är följande.

Tilluftsfläkt skall alltid stoppas när den sprider brandgaser. Om fläktrum är gemensamt för tilluft och frånluft skall spjäll mot tilluftskanalsystem stängas.

Både tilluftsfläkt och frånluftsfläkt under eller i samma plan som kanalsystemet skall stoppas och stängas av mot kanalsystem med spjäll när brand indikeras. Det står inget om rökutlopp.

En anläggning med värmexlaren över anslutna brandceller skall förses med förbigång förbi värmexlaren på frånluftsidan mot det fria under förutsättning att brand kan orsaka en direktförbindelse mellan frånluft och tilluft. Det står inget om återluft.

Förbigång ovan kan ersättas med separata kanaler från varje ansluten brandcell och försedda med brandgasspjäll, vilka skall stänga när brandgas börja sprida sig till anslutna brandceller. Det anges inte om det är endast frånluft eller endast tilluft.

Varken röklås eller trycklås nämns längre.

## 2.7 BFS 2002:19

*Avsnittet 5:65 Luftbehandlingsinstallation* omfattar också tre sidor med underavsnitten *Allmänt, Skydd mot brandspridning och Skydd mot brandgasspridning*. Följande råd ger ett tillfredsställande skydd mot spridning av brandgas:

separata ventilationssystem för varje brandcell

speciella tryckavlastande anordningar

brandgasspjäll med motsvarande brandmotstånd som aktuell brandcellsgräns

att brandgaser tillåts komma in i ventilationssystemet men brandgasspridning mellan brandceller förhindras för lokaler avsedda för sovande och för utrymningsvägar och avsevärt försvåras för övriga fall. Avsevärt försvåras kvantifieras ej.

Varken röklås eller trycklås nämns längre.

## 2.8 Synpunkter från projektets referensgrupp

Stoppade fläktar kom 1975 och förbigångens kanaldimension valdes lika med den största enskilda anslutande kanaldimensionen även om ventilationssystemets kanaldimension innan fläkt kunde vara betydligt större.

I ett projektarbete av Håkan Stenlund (2001) granskades ett befintligt ventilationssystem med fläktrum under byggnaden och med skyddsfunktionen stoppade fläktar. Båda kanalsystemen för tilluft och frånluft hade kanaldimension 630 mm nederst och 315 mm överst och utluftades gemensamt med en takhuv med dimension 400 mm.

Ett fall med brandgasspridning finns redovisat av brandförsvaret i Jönköping av Fredric Jonsson (2001). En källarbrand spred brandgaser via frånluftssystemet med skyddsfunktionen stoppade fläktar och allt för små förbigångar. Brandgasspridning skedde främst till översta våningsplan av byggnadens tre våningsplan. Det fanns också ett tilluftssystem för bostadsvåningarna. F-systemet var 630 mm vid fläkt och förbigången var endast 160 mm. T-systemet var 500 mm vid fläkt och förbigången även här 160 mm. Båda förbigångarna gick till den normala avluftstakhuven.

Praxis med förbigångar har förändrats från tidigare med takhuvor med fyra öppna sidor till enkelsidigt fasadplacerade utluftningar. Olämplig vindpåverkan kan helt förhindra den tilltänkta funktionen.

Förr användes brandskyddstermostater med temperaturgränsen 50-70 °C. Idag rökdetektorer. Ett problem med rökdetektorer är att de inte skall lösas ut på matlagning i bostäder. Ett annat problem är utspädningen i ett ventilationskanalsystem för ett flertal brandceller. Fördelen med rökdetektorer är snabbare reaktion. Temperaturändringen tar längre tid. På fartyg används

rökdetektorer. I en del bränder har fläktarna inte stoppats eftersom utspädningen har varit för stor.

Vid eftersläckning och avsvälning används övertrycksventilation för att vädra bort brandgaser. Detta kan för fallet med stoppade fläktar ökar risken för spridning av brandgaser till andra icke brandutsatta lokaler.

## 3 Dimensionerande brandfall

Avsikten med detta avsnitt är att bestämma vad som är dimensionerande brandflöde för olika föremål i ett rum. Brandflödet kan beräknas med kännedom om den effekt som tillförs luftmassan i rummet. Det största brandflödet, rummets lufttäthet och ventilationssystemet avgör tillsammans om det blir brandgasspridning via ventilationssystemet till andra anslutna lokaler.

Det inledande brandförloppet bestäms ofta av ett enskilt föremål börjar brinna och efter ett tag sker brandspridning till andra föremål i ett rum och efter ytterligare en tid blir branden fullt utvecklad. Brandgasspridning via ventilationssystemet kan inträffa innan ett rum tryckavlastas genom att ett fönster sprängs på grund av för stora temperaturskillnader mellan glasets ytterkanter och mitt. Den inledande branden i ett normalt rum kan för en del föremål nära ett fönster mycket väl uppnå temperaturförhållanden som spränger ett fönster.

### 3.1 Brandförsöksdata

Ett antal olika föremåls brandeffekt har hämtats från en rapport av Stefan Särdaqvist (1993) med titeln Initial Fires. De redovisade brandeffekterna har beräknats genom att räkna om syreunderskottet i brandgaser till brandeffekt med en konstant 13.1 GJ/kgO<sub>2</sub>. Om materialet som brinner är känt kan denna konstant justeras annars kan relativa felet vara 0.15 beroende på material. Till detta fel skall även adderas själva mätfelet som kan vara 0.10. Det totala relativa felet kan därför vara 0.25 för de redovisade brandeffekterna, vilka också är medelvärden för varje mätintervall. Mätintervallet är genomgående 30 s utom i två fall.

Mindre föremål har testas direkt under en kalorimeter med sidmättet 2 m. Samma kalorimeter har använts utanför ett rum i lättbetong med måtten längd 3.6 m, bredd 2.4 m och höjd 2.4 m och med en dörröppning med måtten bredd 0.8 m och höjd 2.0 m. Övertändning för denna rumstorlek kan enligt Thomas inträffa vid 1.3 MW och den stökiometeriska övertändningseffekten är 3.4 MW vid fullständig förbränning av allt syre.

En del sängförsök har skett med ett större rum med måtten längd 3.5 m, bredd 3.4 m och höjd 2.44 m och en dörr med måtten bredd 0.91 m och höjd 2.13 m.

Totalt har sjuttio brandförlopp valts ut och samlats i tio grupper, vilket sammanställs i Tabell 3.0. Alla mätdata finns tillgängliga i databas med en datafil för varje enskilt brandförsök. BSAB-systemet har använts för att beteckna olika försök efter föremål tillsammans med ett löpnummer inom varje grupp. En avslutande filbeteckning .FIR ger filnamnet och den sista julgranens datafil ges av Y8-22.FIR.



Tabell 3.0 Använda brandfall från Initial Fires av Stefan Särdaqvist (1993)

grupp	föremål	beteckning	nummer	antal	Tabell	Figur
1	garderober	Y31	10-15	6	3.1	3.1-3
2	kontorshyllor	Y33	12-13	2	3.2	3.4-6
3	sopsäckar	Y34	20-22	3	3.3	3.7-9
4	stolar stapelbara	Y50	10-18	9	3.4	3.10-12
5	fåtöljer	Y53	10-14	5	3.5	3.13-15
6	fåtöljer mock-up	Y53	15-20	6	3.6	3.16-18
7	soffor	Y54	10-23	14	3.7	3.19-21
8	sängar	Y6	10-24	15	3.8	3.22-24
9	gardiner	Y7	10-16	7	3.9	3.25-27
10	julgranar	Y8	20-22	3	3.10	3.28-30

## 3.2 Analysmetod för brandförsöksdata

De tio föremålsgrupperna redovisas med vars sitt siduppslag med en tabell för olika parameterskattningar och tre diagram för relativ brandeffekt, brandeffekt och brandluftbehov.

Hur brandeffekten ändras med tiden har undersökts särskilt för den inledande delen av brandförloppet fram till den maximala effekten. Den relativa brandeffekten redovisas som funktion av den relativa brandtiden i en figur för varje av de tio föremålsgrupperna. En linjär och kvadratisk funktion finns också inritade för att kunna bedöma om brandförloppet är kvadratisk, vilket är ett vanligt antagande i brandsammanhang. Detta inledande brandförlopp används också för att göra en del skattningar av olika modeller för brandeffektutveckling.

Brandtillväxten begränsas av en lokals luftvolym, när brandens luftvolymbehov blir större än lokalvolymen och under förutsättning att inte luft tillförs utifrån. Detta innebär att fönster och dörrar är stängda och intakta. Detta är en överskattning eftersom lokalluften värms upp och därmed minskar den tillgängliga syremängden.

Den möjliga brandtiden innan en brand börjar att kvävas kan uppskattas genom att just jämföra brandluftbehovet med lokalvolymen. Den på detta sätt skattade brandtiden kan användas för att bestämma den största brandeffekten under samma brandtid. Denna dimensionerande brandeffekt används i sin tur för att skatta det dimensionerande brandflödet.

Brandluftbehovet har beräknats genom att ansätta att förbränningsvärmets för syre är 11.3 MJ/kgO<sub>2</sub>. Detta kan räknas om till fullständig förbränning av syrenehållet av 1 m<sup>3</sup> luft vid 20 °C, vilket ger 3 MJ/m<sup>3</sup> eller omvänt 1/3 m<sup>3</sup>/MJ. Om brandeffekten begränsas när syrehalten halveras fås brandluftbehovet 2/3 m<sup>3</sup> per MJ frigjord brandenergi. De redovisade brandluftkurvorna har beräknats på detta senare sätt med halvering av syrehalten.

Det kan vara av intresse och jämföra en brands luftbehov med det brandflöde som skapas på grund av luftmassans expansion. En brandeffekt på 1 MW kräver grovt 2/3 m<sup>3</sup>/s om syrenivån halveras. Samma brandeffekt skapar en expansion som är mycket större och beräknas till 2.9 m<sup>3</sup>/s. En praktisk tumregel är dock att 1 MW brandeffekt ger ett brandflöde på 1 m<sup>3</sup>/s.

Ett enkelt försök görs för att skatta hur branden tillväxer fram till maxeffekten vid tidpunkten  $t$  genom att anta att brandeffekten  $P(t)$  och motsvarande frigjord brandenergi  $E(t)$  kan skrivas som:

$$P(t) = \alpha_n t^n \quad (\text{W}) \quad (3.1)$$

$$E(t) = \alpha_n t^{n+1}/(n+1) \quad (\text{J}) \quad (3.2)$$

Tidspotensen  $n$  kan med utnyttjande av (3.1) och (3.2) skrivas som:

$$n = P(t) t / E(t) - 1 \quad (-) \quad (3.3)$$

Den tillhörande parametern  $\alpha_n$  beräknas genom insättning av  $n$  i (3.1) eller (3.2) och tabelleras också.

Två andra enkla skattningar görs av parameter  $\alpha_n$  under förutsättning att tidspotensen  $n$  är 2 och med effektuttrycket (3.1) fås skattningen som parametern  $\alpha_P$  och med energiuttrycket (3.2) fås skattningen som parametern  $\alpha_E$ .

De beräknade parametrarna  $\alpha_2$  för  $t^2$ -brandförlopp kan jämföras med  $2.93 \text{ W/s}^2$  för brandförlopp *slow* och med en faktor 4, 16 och 64 högre värde för brandförloppen *medium*, *fast* och *ultra fast*. Sifferserien blir något avrundat 3, 12, 47 och  $187 \text{ W/s}^2$ .

Något som gör denna enkla brandeffektanalys osäker är att själva antändningsfasen ingår och det tar tid innan branden börjar att växa påtagligt. Det finns också exempel på att ett brandförlopp kan ha mindre effekttoppar innan den maximala effekten.

En enkel analys av vad ett brandförlopp som effekt- och energimässigt kan beskrivas enligt (3.1) och (3.2) med en total försökstid och mättid  $t_m$  och en avslutande brandtid  $t_b$  ger följande uttryck för skattningen av parametern  $\tilde{n}$  på formen:

$$\tilde{n} = (n + 1) t_m / t_b - 1 \quad (-) \quad (3.4)$$

Brandeffekten är alltså noll under den inledande tidsperioden  $t_m - t_b$ . Uttrycket (3.4) ovan visar att om mättiden  $t_m$  är lika med brandtiden  $t_b$  fås givetvis  $\tilde{n} = n$  och om mättiden  $t_m$  är dubbla brandtiden  $t_b$  och brandförloppet är kvadratiskt  $n = 2$  fås  $\tilde{n} = 5$ .

En annan enkel analys för ett brandförlopp som tillväxer linjärt med brandtiden  $t_b$  i slutet av mättiden  $t_m$  ger skattningen av parametern  $\tilde{n}$  på formen:

$$\tilde{n} = 2 t_m / t_b - 1 \quad (-) \quad (3.5)$$

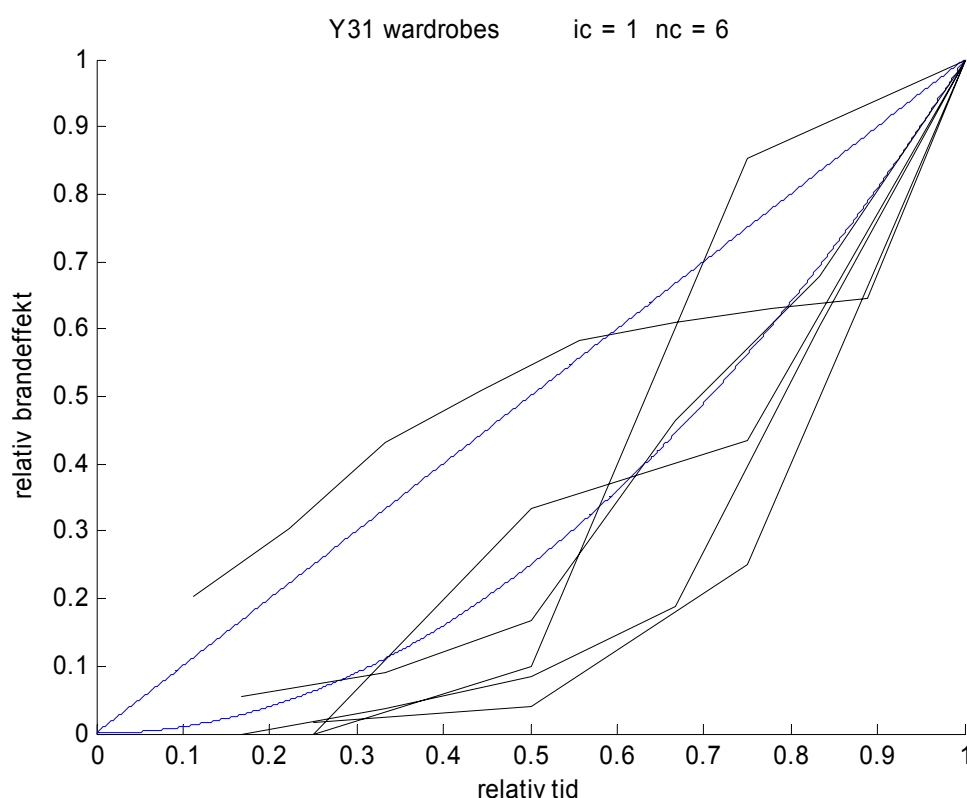
Brandeffekten är alltså noll under den inledande tidsperioden  $t_m - t_b$ . Uttrycket (3.5) ovan visar att om mättiden  $t_m$  är lika med brandtiden  $t_b$  fås givetvis  $\tilde{n} = 1$  och om mättiden  $t_m$  är dubbla brandtiden  $t_b$  och  $\tilde{n} = 3$ .

### 3.3 Brandförsök med garderober Y31

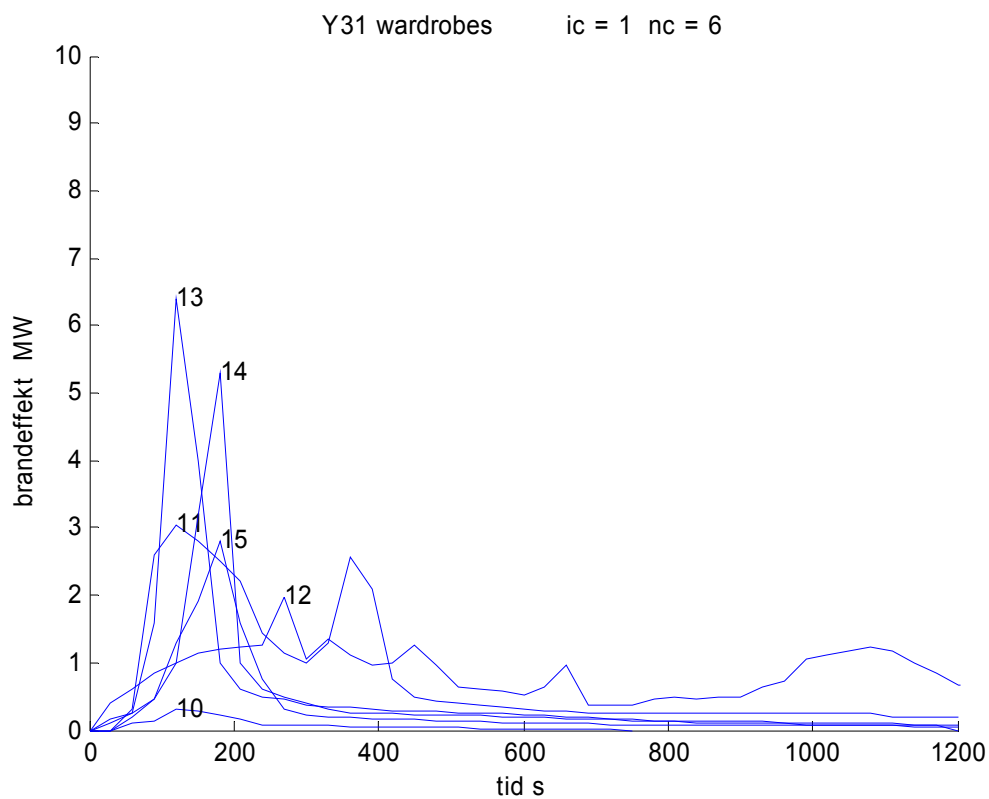
Alla dessa försök genomfördes med dubbelgarderober med totalt 0.9 kg kläder på sexton klädhängare. Antändning skedde med papper i ena garderobshalvan med gläntad dörr. Den andra dörren var stängd. Alla garderober var i trä utan en i stålplåt med löpnummer 10. Den brännbara massan för garderoberna har räknats fram med olika måttuppgifter, vilket ger nästan orimlig massa för löpnummer 11 och 12.

Tabell 3.1 Brandeffektmodellparametrar

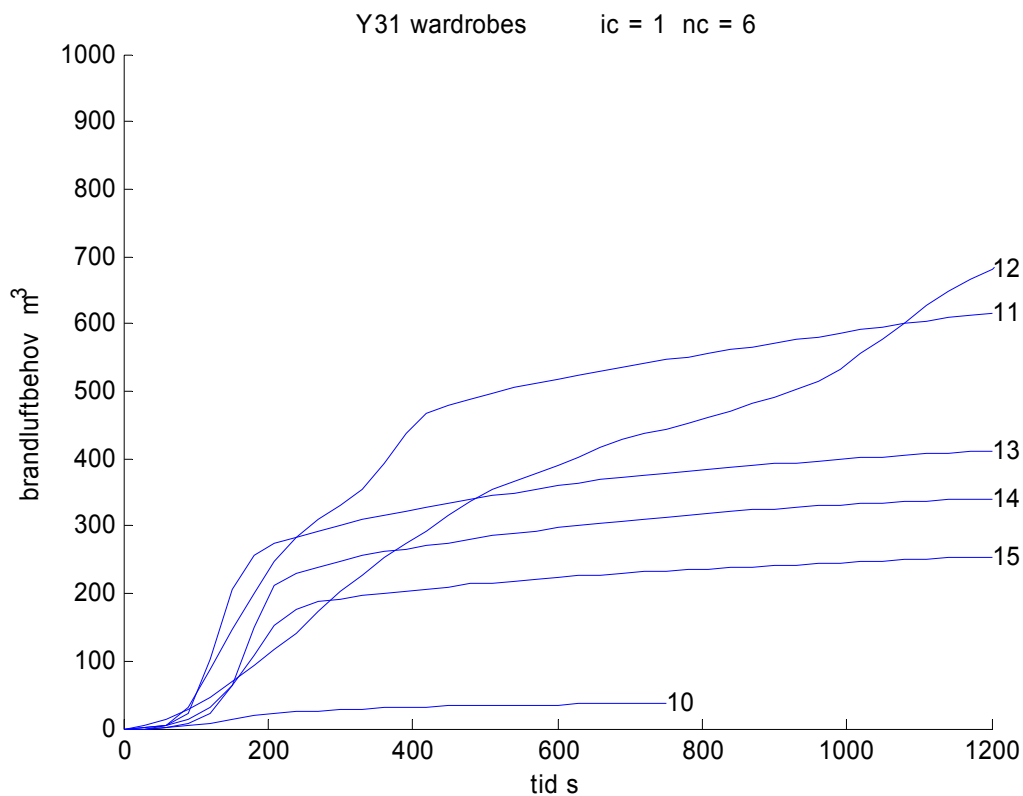
Inr	data	$t_{\max}$	$P_{\max}$ MW	$E_{\max}$ MJ	n -	$\alpha_n$ W/s <sup>n</sup>	$\alpha_p$ W/s <sup>2</sup>	$\alpha_E$ W/s <sup>2</sup>	m kg
10	26	120	0.3	11.4	2.2	9.8	20.8	19.8	0.9
11	41	120	3.1	132.8	1.8	677.7	211.8	230.5	121.9
12	83	270	2.0	260.9	1.0	5861.8	27.0	39.8	62.7
13	41	120	6.4	154.5	4.0	0.0	444.4	268.2	21.2
14	41	180	5.3	225.0	3.2	0.3	163.6	115.7	21.2
15	41	180	2.8	164.1	2.1	59.7	86.4	84.4	21.2



Figur 3.1 Relativ brandeffekt som funktion av relativ tid fram till maximal brandeffekt.



Figur 3.2 Brandeffekt som funktion av tid för olika föremål.



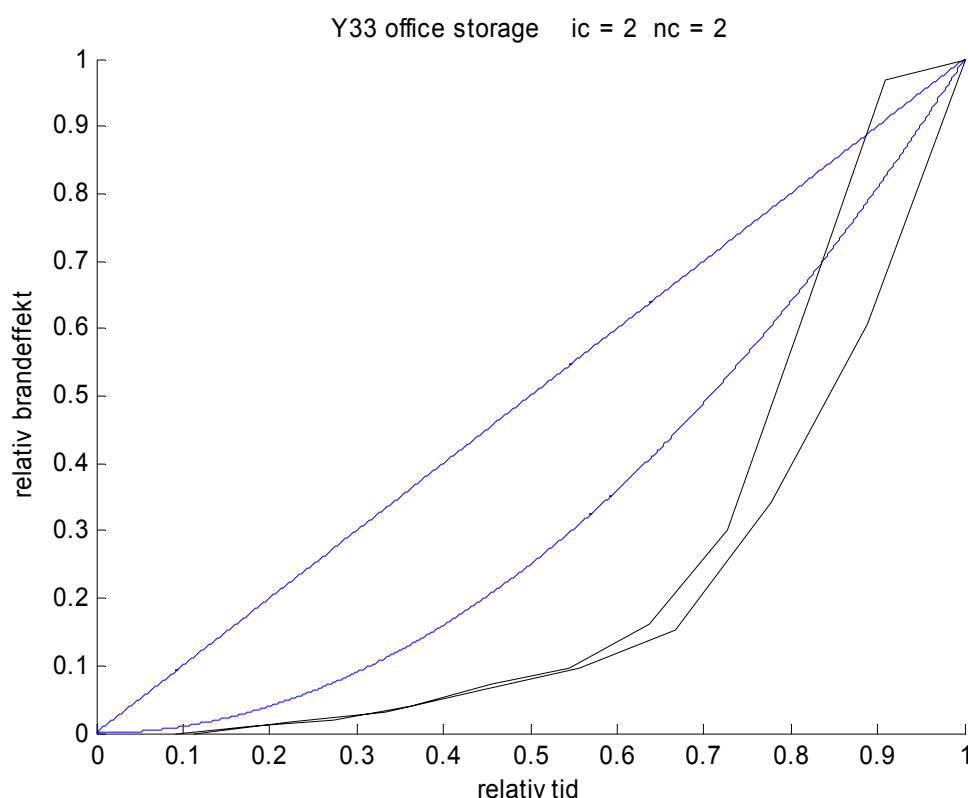
Figur 3.3 Brandluftbehov som funktion av tid för olika föremål.

### 3.4 Brandförsök med kontorshyllor Y33

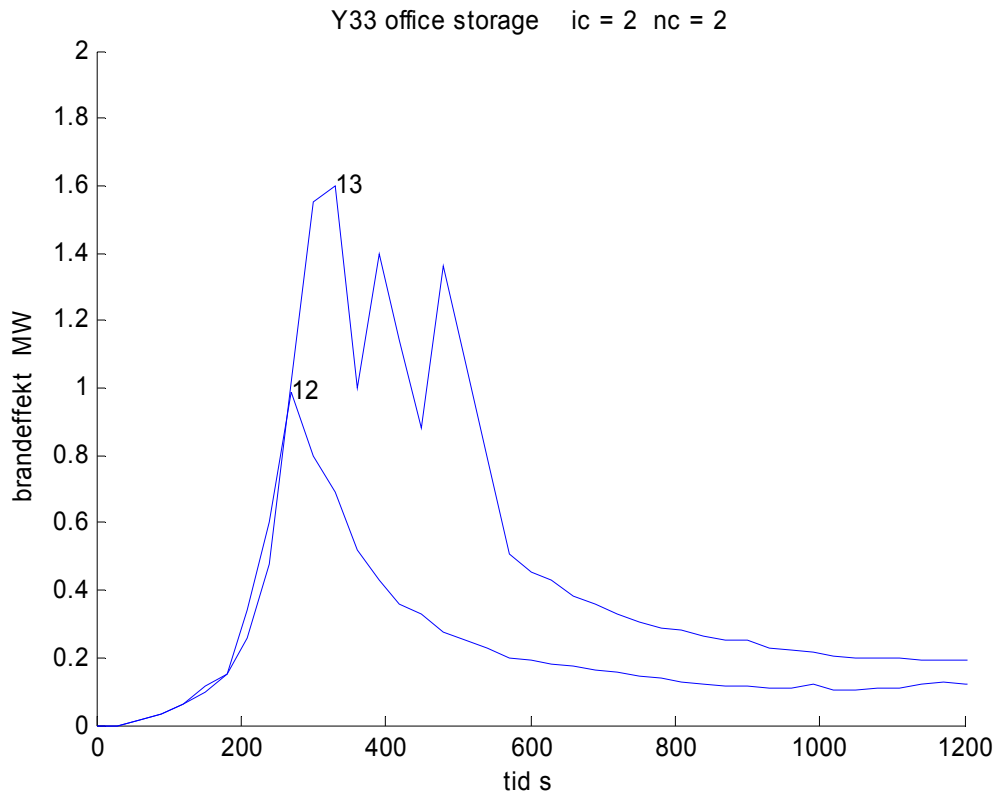
Försöken genomfördes med fyra öppna kontorshyllor, motställda två och två, med ett avstånd på 0.7 m. Varje hylla hade fem hyllplan med nerifrån räknat 37 kg travat papper, 37 kg travat papper, 14 kg papper i hängmappar, 14 kg papper i hängmappar och 19 kg papper i kartonger. Pappersmassan per hylla var 121 kg. Försök med löpnummer 12 brände endast ut den ena hyllgruppen. Försök med löpnummer 13 genomfördes med 3 kg pappersmaterial mellan hyllgrupperna. Detta medförde att båda hyllgrupperna brändes ut.

Tabell 3.2 Brandeffektmodellparametrar

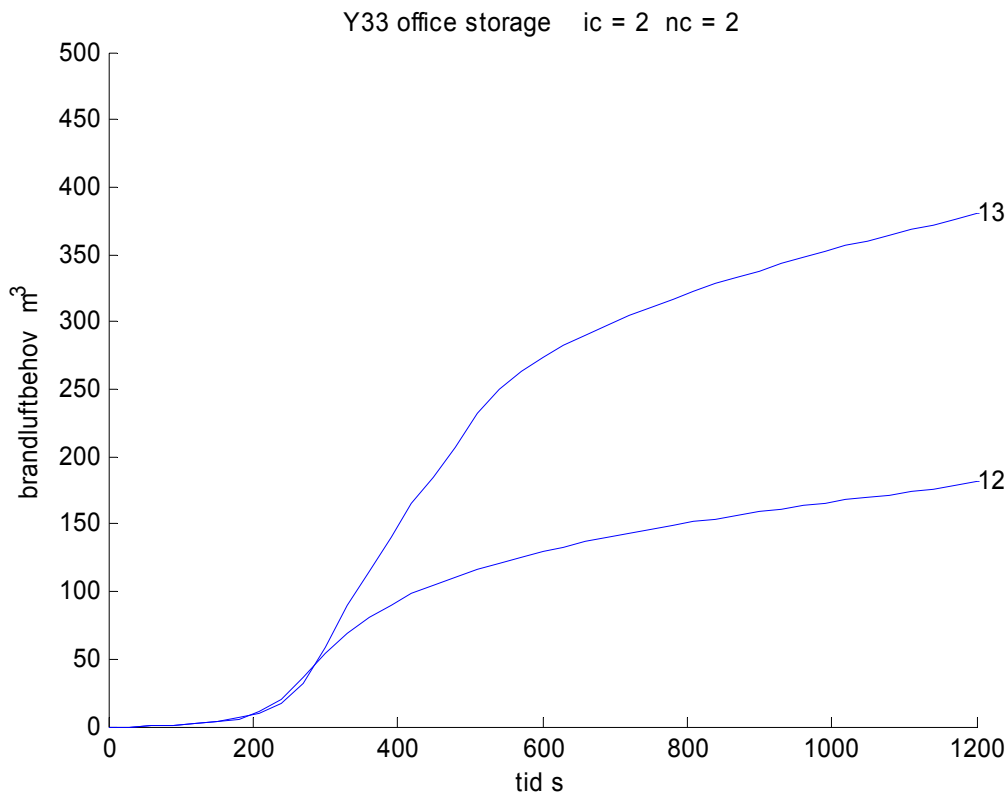
Inr	data	$t_{max}$	$P_{max}$	MW	$E_{max}$	MJ	n -	$\alpha_n$	W/s <sup>n</sup>	$\alpha_P$	W/s <sup>2</sup>	$\alpha_E$	W/s <sup>2</sup>	m	kg
12	62	270		1.0	53.7	4.0		0.0		13.6		8.2		242.0	
13	43	330		1.6	134.6	2.9		0.1		14.7		11.2		487.0	



Figur 3.4 Relativ brandeffekt som funktion av relativ tid fram till maximal brandeffekt.



Figur 3.5 Brandeffekt som funktion av tid för olika föremål.



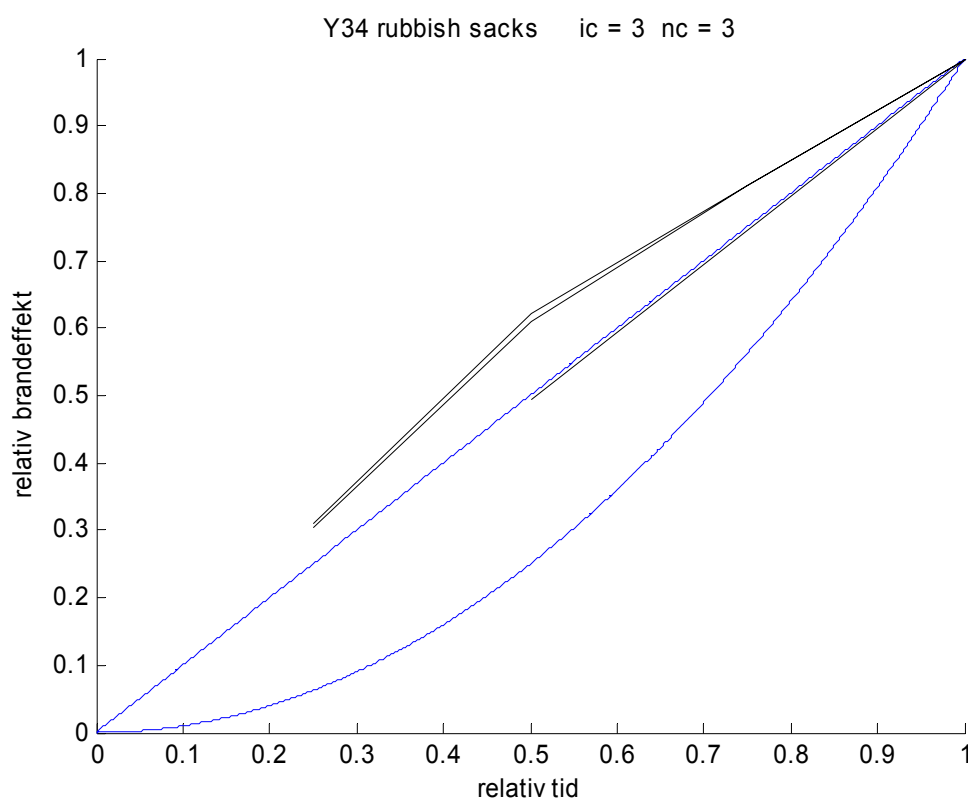
Figur 3.6 Brandluftbehov som funktion av tid för olika föremål.

### 3.5 Brandförsök med sopsäckar Y34

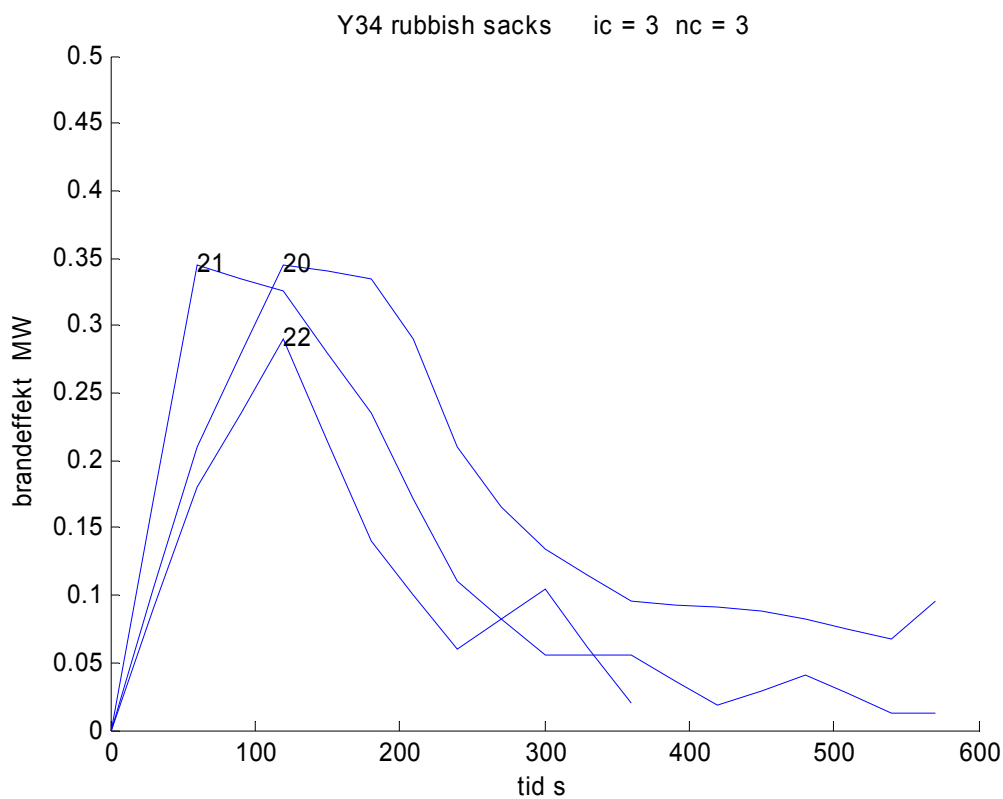
Försöken genomfördes med sopsäckar med 1.2 kg papper per säck. Försök med löpnummer 20, 21 och 22 bestod av 3, 2 respektive 1 sopsäck.

Tabell 3.3 Brandeffektmodellparametrar

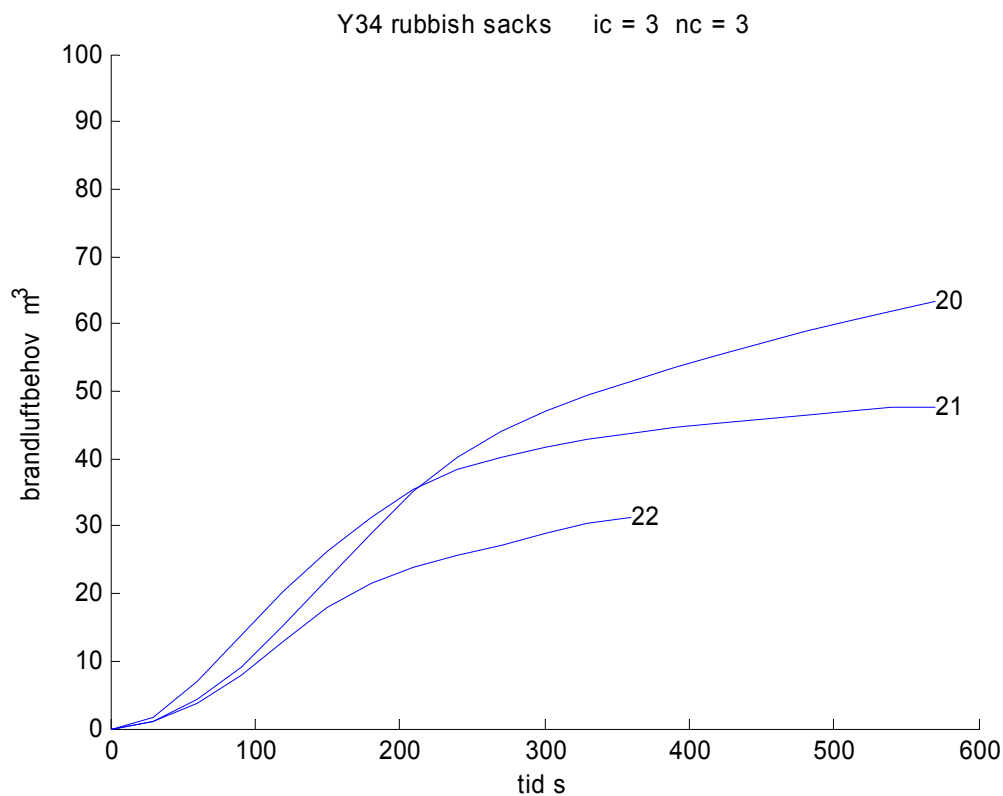
Inr	data	$t_{\max}$	$P_{\max}$ MW	$E_{\max}$ MJ	n -	$\alpha_n$ W/s <sup>n</sup>	$\alpha_P$ W/s <sup>2</sup>	$\alpha_E$ W/s <sup>2</sup>	m kg
20	20	120	0.3	23.0	0.8	7560.3	24.0	40.0	3.6
21	20	60	0.3	10.3	1.0	5416.4	95.8	142.7	2.4
22	13	120	0.3	19.5	0.8	6777.0	20.1	33.9	1.2



Figur 3.7 Relativ brandeffekt som funktion av relativ tid fram till maximal brandeffekt.



Figur 3.8 Brandeffekt som funktion av tid för olika föremål.



Figur 3.9 Brandluftbehov som funktion av tid för olika föremål.



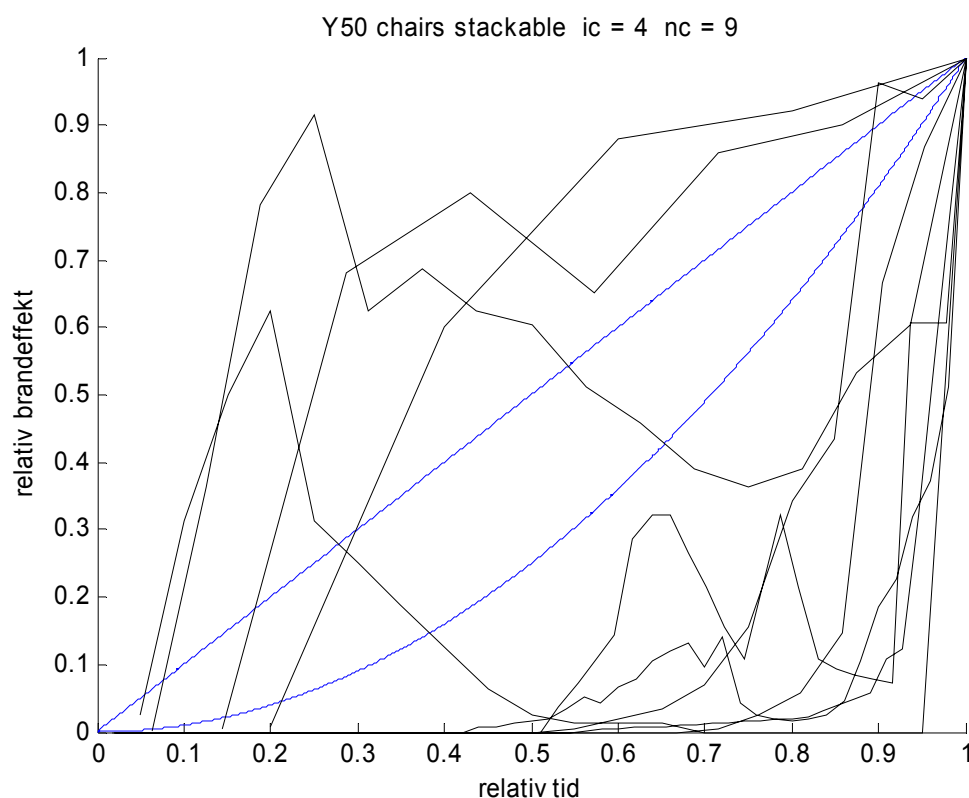
### 3.6 Brandförsök med stolar stapelbara Y50

De nio försöken med stapelbara stolar med löpnummer 10-18 hade olika typ, antal och uppställning, vilket anges med en antalsiffra och ett beskrivande index.

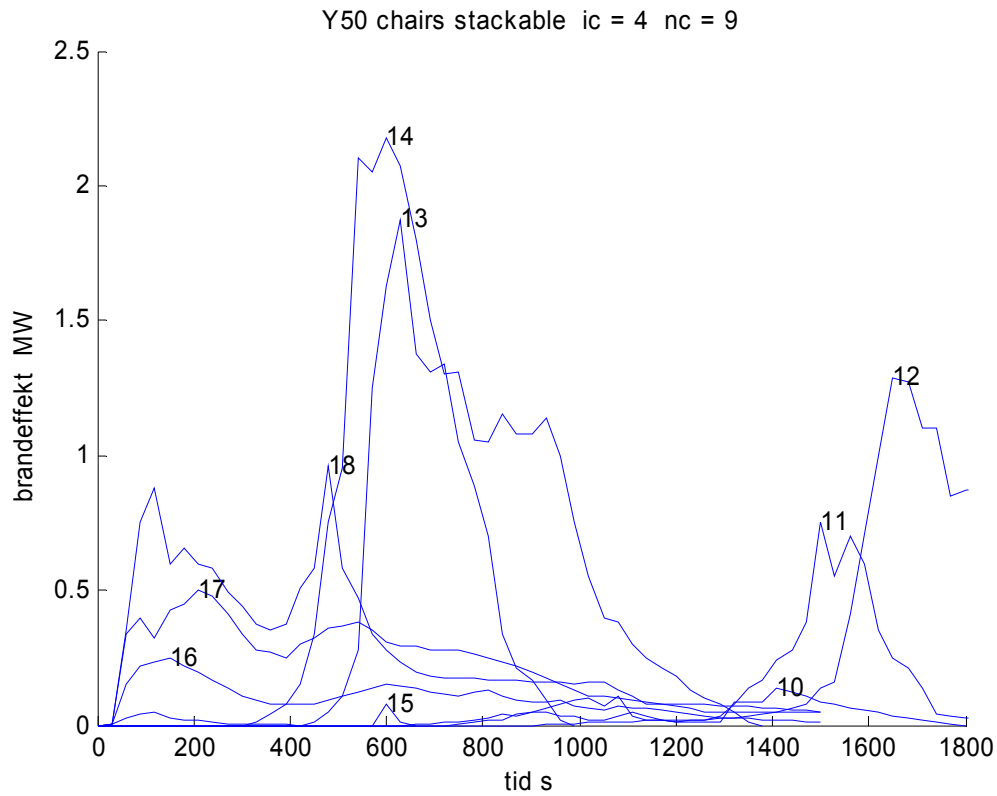
löpnummer 10-14 stolvikt 1.5 kg                    1, 5<sub>rad</sub>, 4<sub>rad</sub>+4<sub>rad</sub>, 6<sub>stapel</sub>, 6<sub>stapel</sub>+6<sub>stapel</sub>  
 löpnummer 15-18 stolvikt 2.5 kg                    1, 4<sub>stapel</sub>, 8<sub>stapel</sub>, 8<sub>stapel</sub>

Tabell 3.4 Brandeffektmodellparametrar

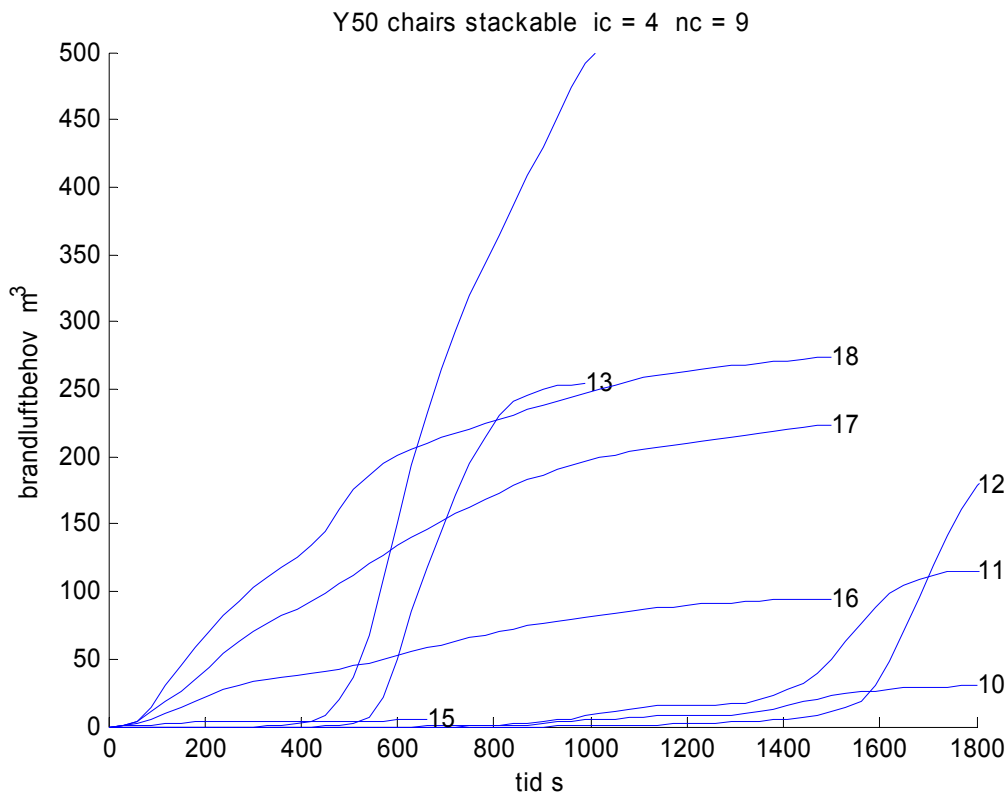
Inr	data	t <sub>max</sub>	P <sub>max</sub> MW	E <sub>max</sub> MJ	n -	α <sub>n</sub> W/s <sup>n</sup>	α <sub>p</sub> W/s <sup>2</sup>	α <sub>E</sub> W/s <sup>2</sup>	m kg
10	61	1410	0.1	23.3	7.5	0.0	0.1	0.0	1.5
11	69	1500	0.8	75.6	13.9	0.0	0.3	0.1	7.5
12	77	1650	1.3	105.6	19.2	0.0	0.5	0.1	12.0
13	34	630	1.9	127.7	8.2	0.0	4.7	1.5	9.0
14	47	600	2.2	226.7	4.8	0.0	6.1	3.1	18.0
15	23	600	0.1	7.1	5.8	0.0	0.2	0.1	2.5
16	51	150	0.3	21.8	0.7	6799.4	11.1	19.4	10.0
17	51	210	0.5	65.9	0.6	20975.1	11.3	21.4	20.0
18	51	480	1.0	240.7	0.9	3385.7	4.2	6.5	20.0



Figur 3.10 Relativ brandeffekt som funktion av relativ tid fram till maximal brandeffekt.



Figur 3.11 Brandeffekt som funktion av tid för olika föremål.

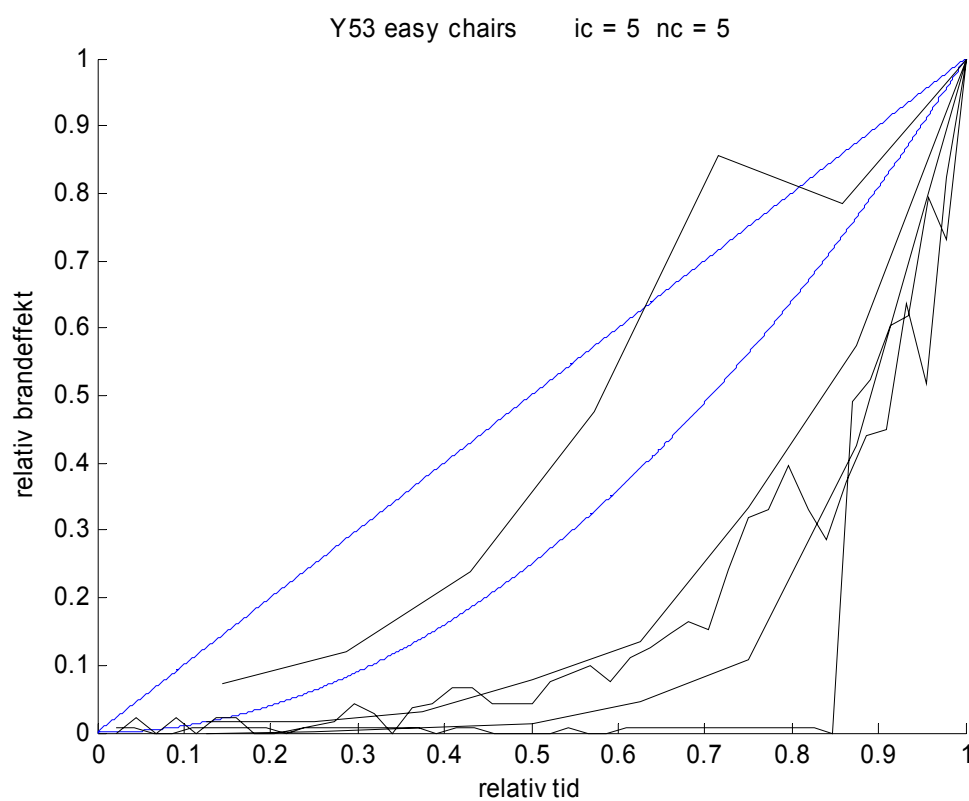


Figur 3.12 Brandluftbehov som funktion av tid för olika föremål.

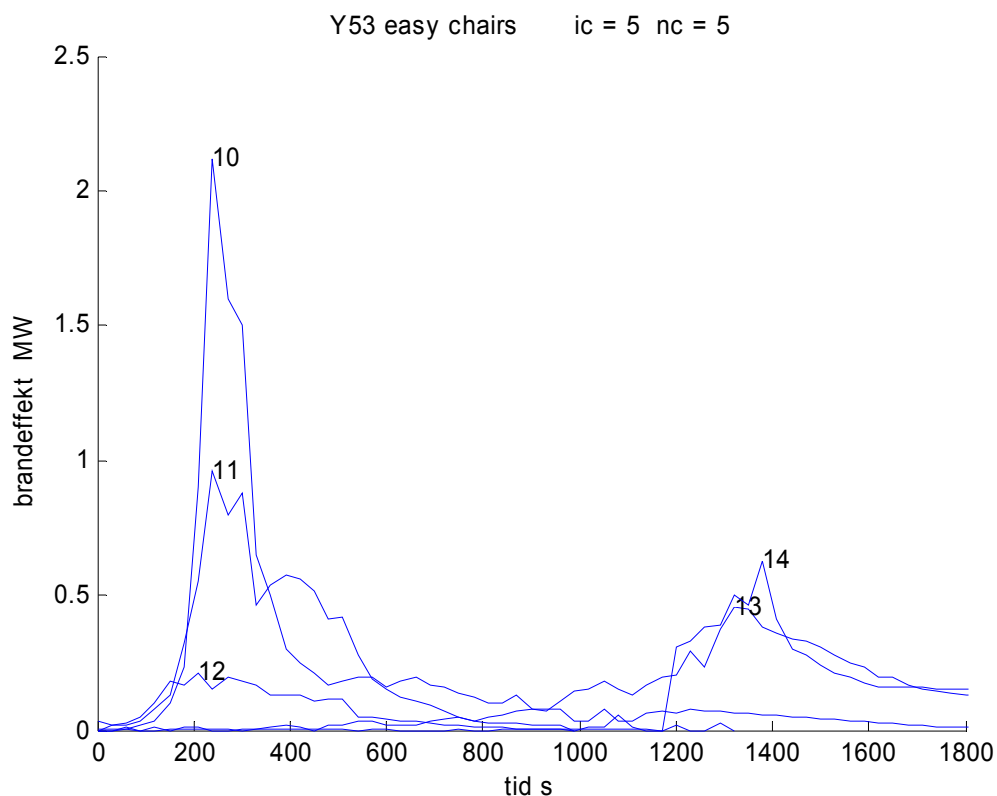
### 3.7 Brandförsök med fätöljer Y53

Tabell 3.5 Brandeffektmodellparametrar

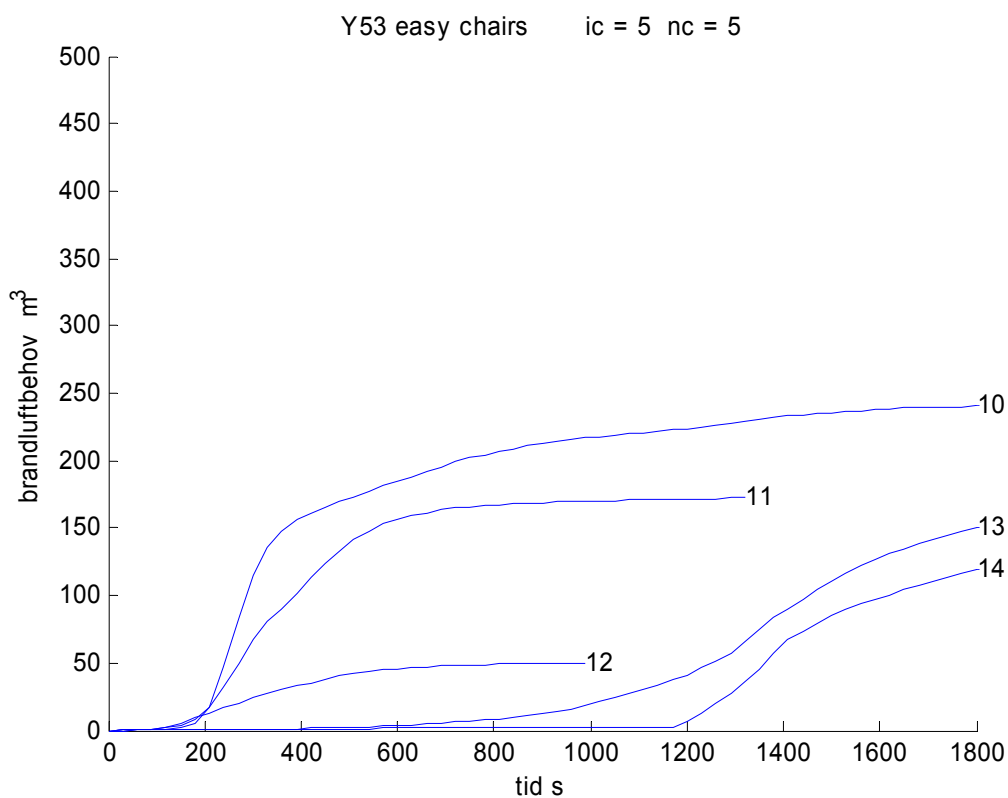
Inr	data	$t_{max}$	$P_{max}$ MW	$E_{max}$ MJ	n -	$\alpha_n$ W/s <sup>n</sup>	$\alpha_p$ W/s <sup>2</sup>	$\alpha_E$ W/s <sup>2</sup>	m kg
10	68	240	2.1	70.1	6.2	0.0	36.7	15.2	28.0
11	45	240	1.0	48.9	3.7	0.0	16.7	10.6	12.0
12	34	210	0.2	19.2	1.3	204.5	4.8	6.2	16.0
13	87	1320	0.5	98.6	5.1	0.0	0.3	0.1	16.0
14	77	1380	0.6	84.8	9.2	0.0	0.3	0.1	23.0



Figur 3.13 Relativ brandeffekt som funktion av relativ tid fram till maximal brandeffekt.



Figur 3.14 Brandeffekt som funktion av tid för olika föremål.



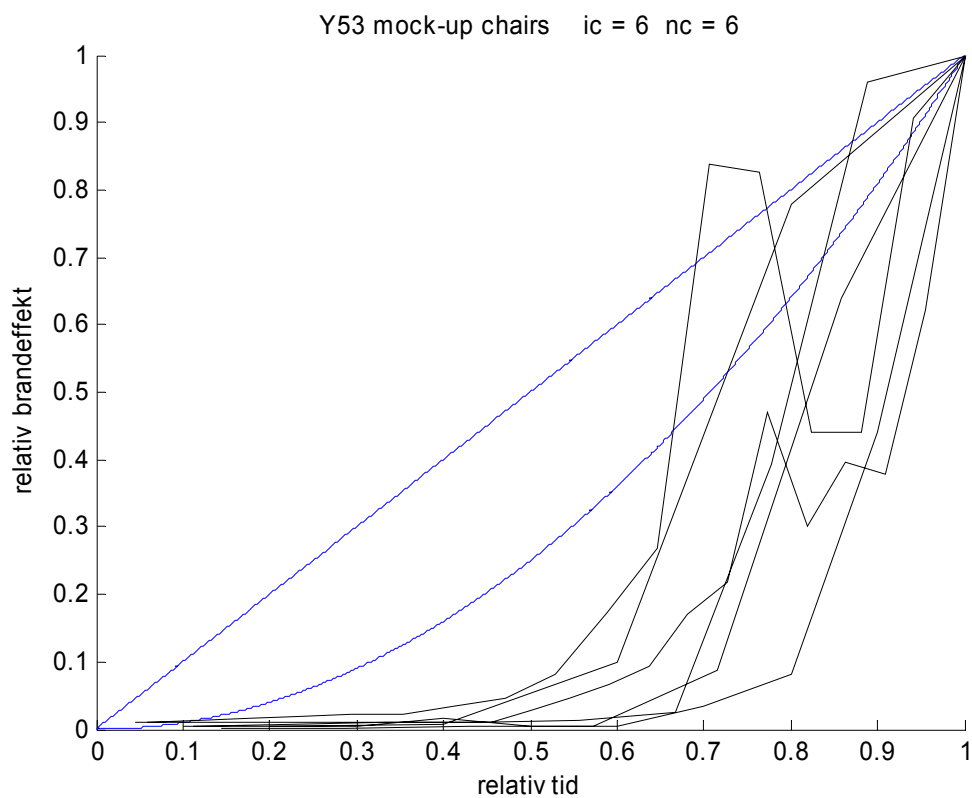
Figur 3.15 Brandluftbehov som funktion av tid för olika föremål.

### 3.8 Brandförsök med fåtöljer mock-up Y53

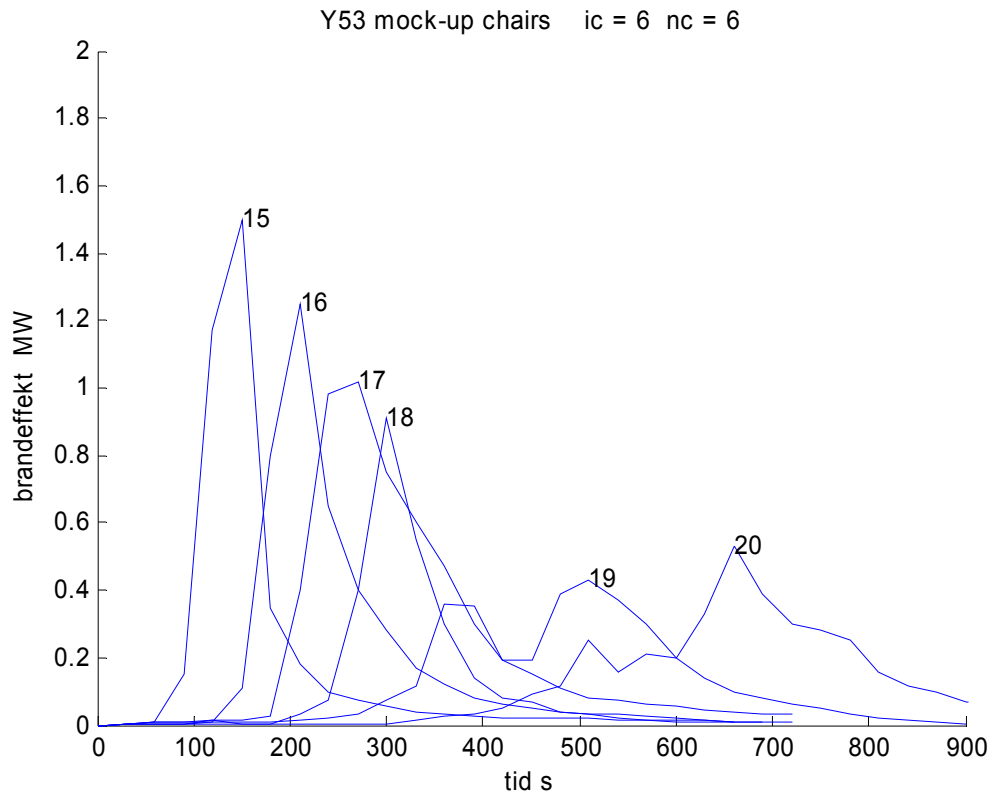
Storlek och massuppgifter saknas.

Tabell 3.6 Brandeffektmodellparametrar

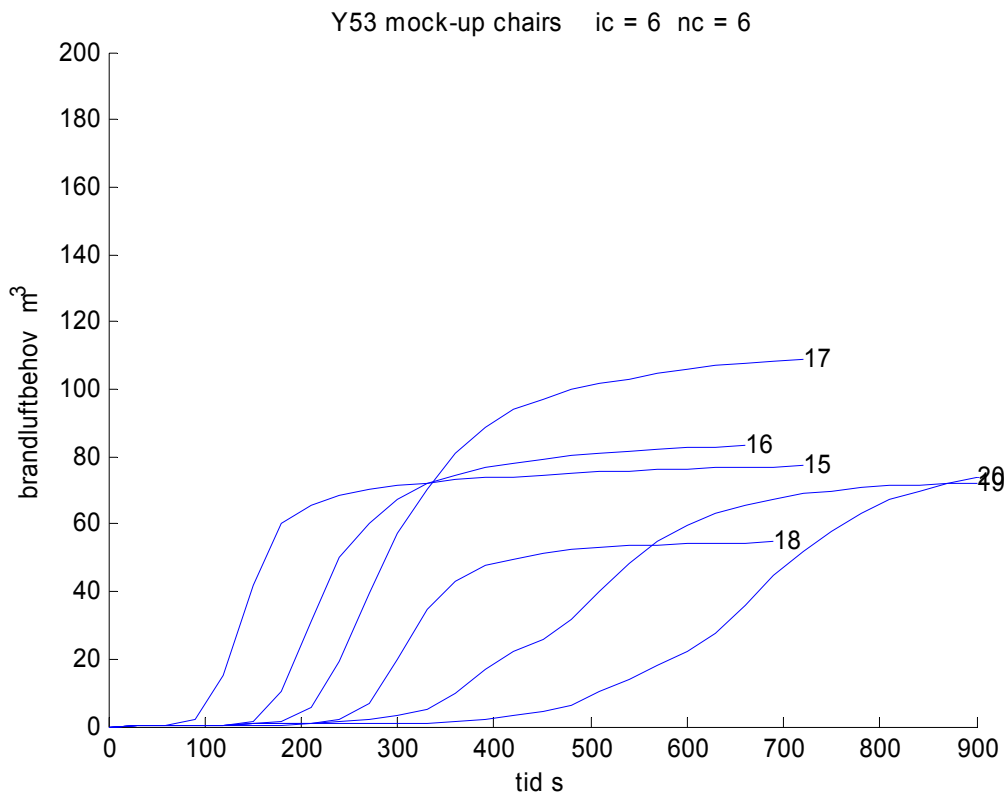
Inr	data	$t_{\max}$	$P_{\max}$	MW	$E_{\max}$	MJ	n -	$\alpha_n$ W/s <sup>n</sup>	$\alpha_p$ W/s <sup>2</sup>	$\alpha_E$ W/s <sup>2</sup>	m kg
15	25	150		1.5	62.6	2.6		3.3	66.7	55.6	-
16	23	210		1.3	46.5	4.6		0.0	28.3	15.1	-
17	25	270		1.0	58.9	3.7		0.0	14.0	9.0	-
18	24	300		0.9	30.0	8.1		0.0	10.1	3.3	-
19	31	510		0.4	60.2	2.6		0.0	1.7	1.4	-
20	33	660		0.5	53.9	5.5		0.0	1.2	0.6	-



Figur 3.16 Relativ brandeffekt som funktion av relativ tid fram till maximal brandeffekt.



Figur 3.17 Brandeffekt som funktion av tid för olika föremål.



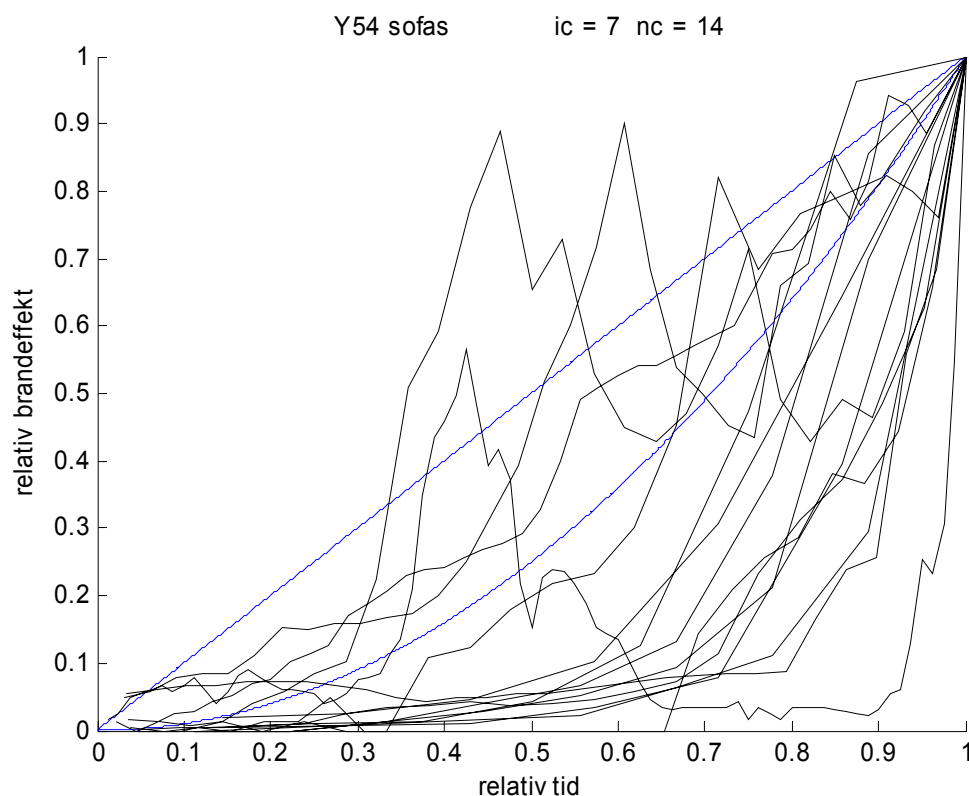
Figur 3.18 Brandluftbehov som funktion av tid för olika föremål.

### 3.9 Brandförsök med soffor Y54

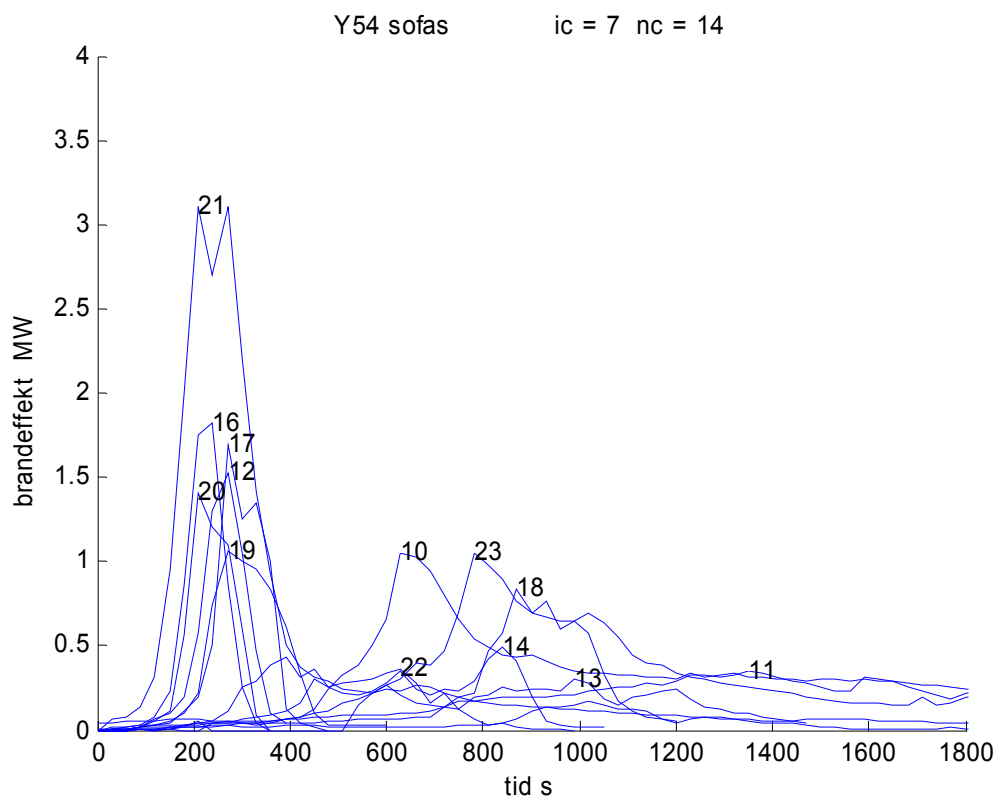
Soffor med löpnummer 10, 11, 21, 22 och 23 är normala produkter, medan övriga soffor är enkla brandmodeller. Löpnummer 16,19 och 20 är identiska.

Tabell 3.7 Brandeffektmodellparametrar

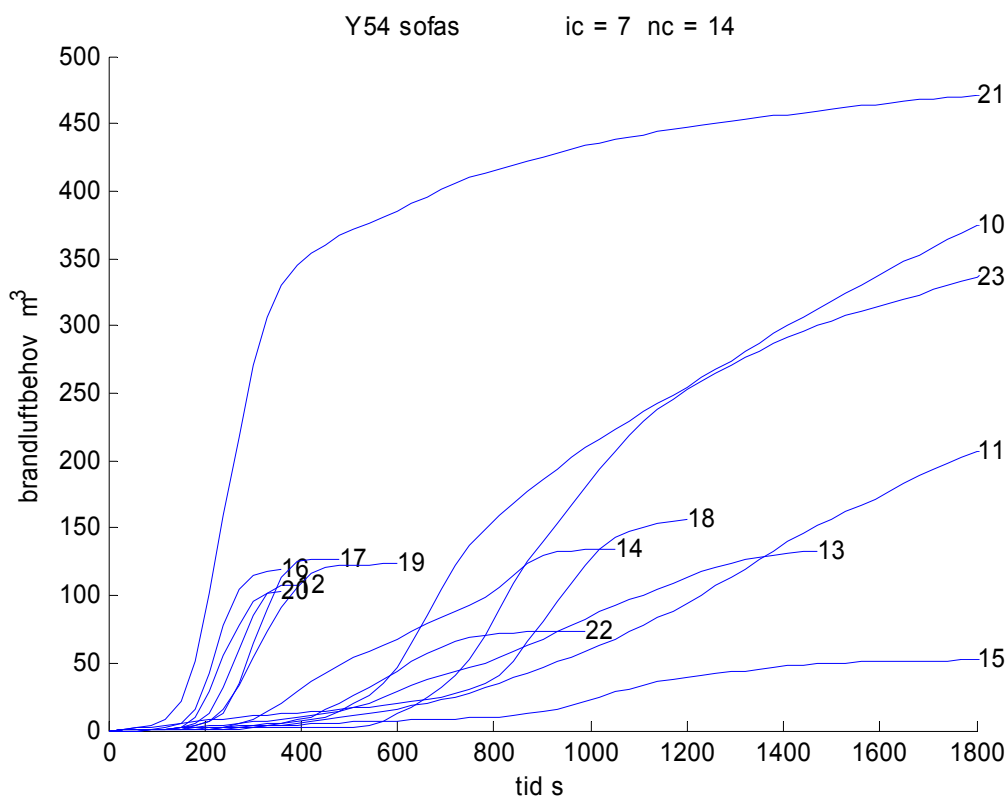
lnr	data	$t_{max}$	$P_{max}$ MW	$E_{max}$ MJ	n -	$\alpha_n$ W/s <sup>n</sup>	$\alpha_p$ W/s <sup>2</sup>	$\alpha_E$ W/s <sup>2</sup>	m kg
10	73	630	1.1	96.6	5.8	0.0	2.6	1.2	65.0
11	69	1350	0.4	189.8	1.5	7.6	0.2	0.2	40.0
12	14	270	1.5	90.5	3.5	0.0	20.9	13.8	9.0
13	50	990	0.3	124.3	1.4	20.5	0.3	0.4	9.0
14	36	840	0.5	172.2	1.4	42.1	0.7	0.9	11.0
15	121	2400	0.3	101.1	6.4	0.0	0.1	0.0	11.0
16	13	240	1.8	116.4	2.8	0.5	31.6	25.3	8.0
17	17	270	1.7	52.4	7.7	0.0	23.2	8.0	9.0
18	41	870	0.8	98.7	6.4	0.0	1.1	0.4	9.0
19	21	270	1.1	50.9	4.6	0.0	14.5	7.8	8.0
20	13	210	1.4	43.7	5.8	0.0	32.0	14.1	8.0
21	72	210	3.1	152.9	3.3	0.1	70.3	49.5	52.0
22	34	630	0.4	76.1	2.0	0.8	0.9	0.9	27.0
23	101	780	1.1	104.9	6.8	0.0	1.7	0.7	55.0



Figur 3.19 Relativ brandeffekt som funktion av relativ tid fram till maximal brandeffekt.



Figur 3.20 Brandeffekt som funktion av tid för olika föremål.



Figur 3.21 Brandluftbehov som funktion av tid för olika föremål.

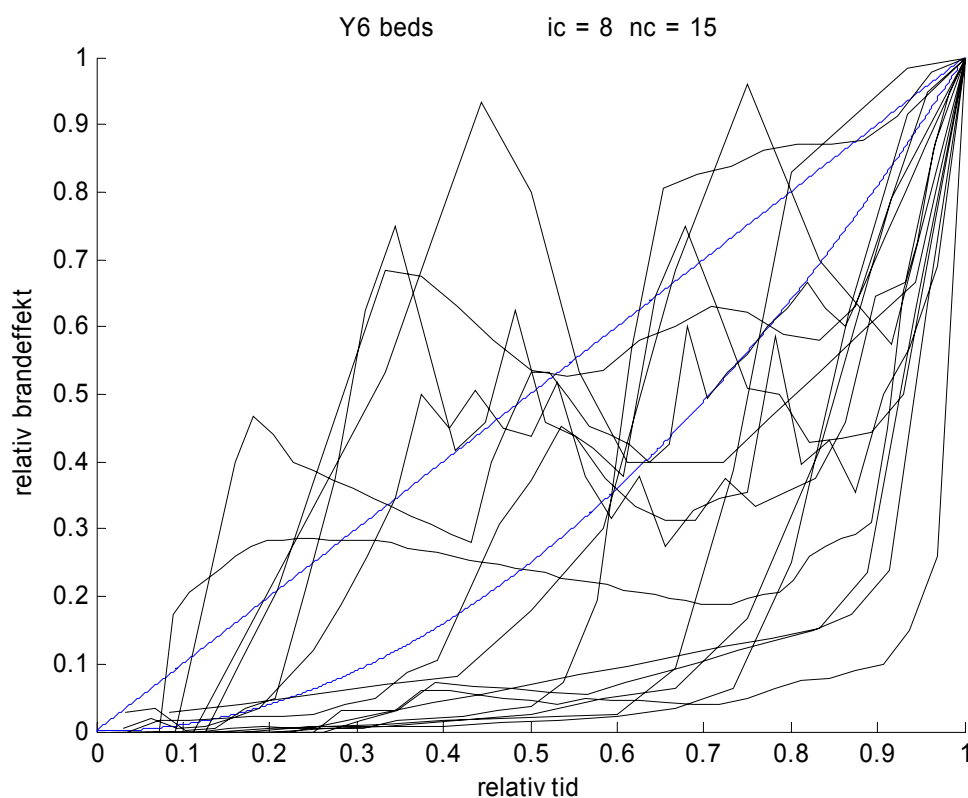


### 3.10 Brandförsök med sängar Y6

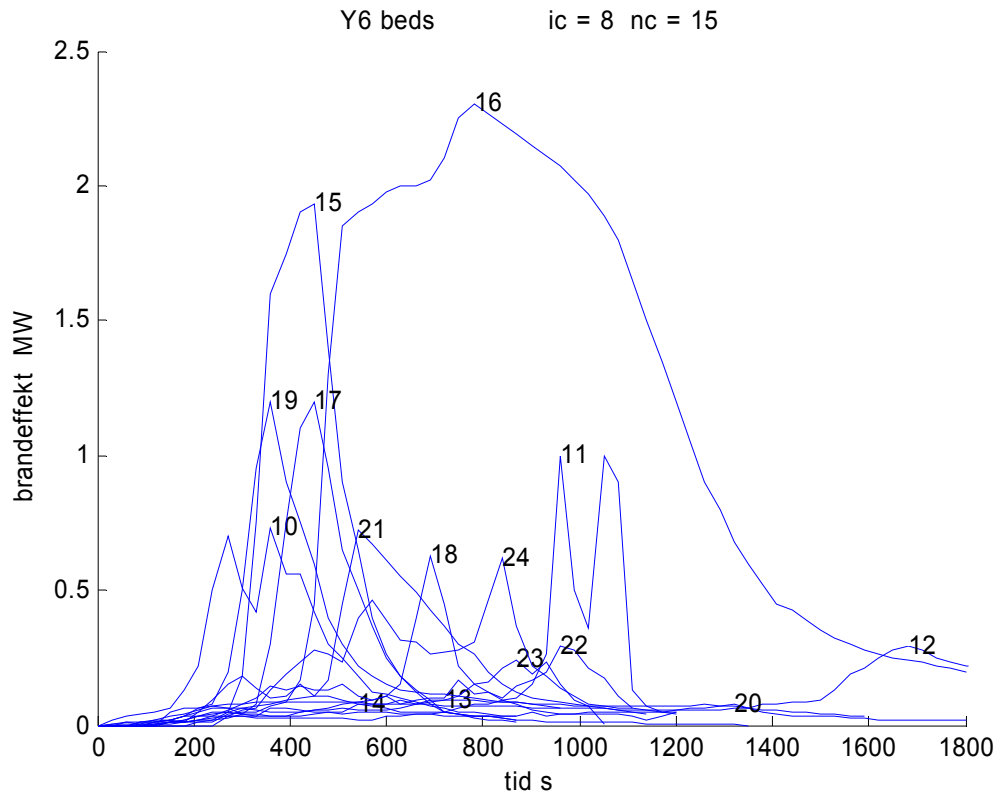
Försök med sängar genomförda med genomgående skumgummimadrasser utom för löpnummer 19, 20 och 21 med resår madrasser. Försök med löpnummer 22, 23 och 24 har haft identiska madrasser, men löpnummer 24 avsåg en fullständigt bäddad säng.

Tabell 3.8 Brandeffektmodellparametrar

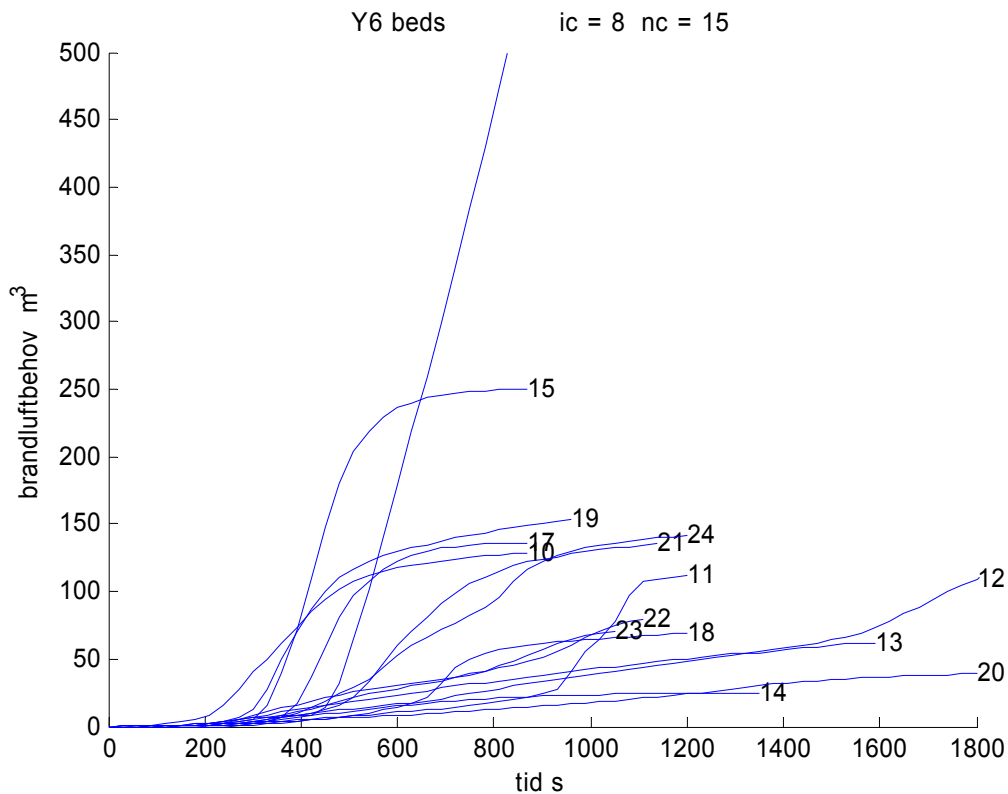
Inr	data	$t_{max}$	$P_{max}$ MW	$E_{max}$ MJ	n -	$\alpha_n$ W/s <sup>n</sup>	$\alpha_p$ W/s <sup>2</sup>	$\alpha_E$ W/s <sup>2</sup>	m kg
10	30	360	0.7	91.4	1.9	11.6	5.6	5.9	-
11	41	960	1.0	61.0	14.7	0.0	1.1	0.2	-
12	101	1680	0.3	133.3	2.7	0.0	0.1	0.1	-
13	54	720	0.1	33.8	1.0	111.4	0.2	0.3	18.0
14	46	540	0.1	18.7	1.2	48.1	0.3	0.4	6.0
15	30	450	1.9	220.5	2.9	0.0	9.5	7.3	14.0
16	61	780	2.3	643.4	1.8	15.5	3.8	4.1	19.0
17	30	450	1.2	88.5	5.1	0.0	5.9	2.9	6.0
18	41	690	0.6	48.7	7.9	0.0	1.3	0.4	3.0
19	33	360	1.2	73.7	4.9	0.0	9.3	4.7	15.0
20	61	1320	0.1	43.8	1.3	8.9	0.0	0.1	20.0
21	39	540	0.7	49.2	6.9	0.0	2.5	0.9	12.0
22	38	960	0.3	90.0	2.1	0.2	0.3	0.3	6.0
23	36	870	0.2	79.2	1.6	3.8	0.3	0.4	6.0
24	41	840	0.6	160.4	2.2	0.2	0.9	0.8	6.0



Figur 3.22 Relativ brandeffekt som funktion av relativ tid fram till maximal brandeffekt.



Figur 3.23 Brandeffekt som funktion av tid för olika föremål.



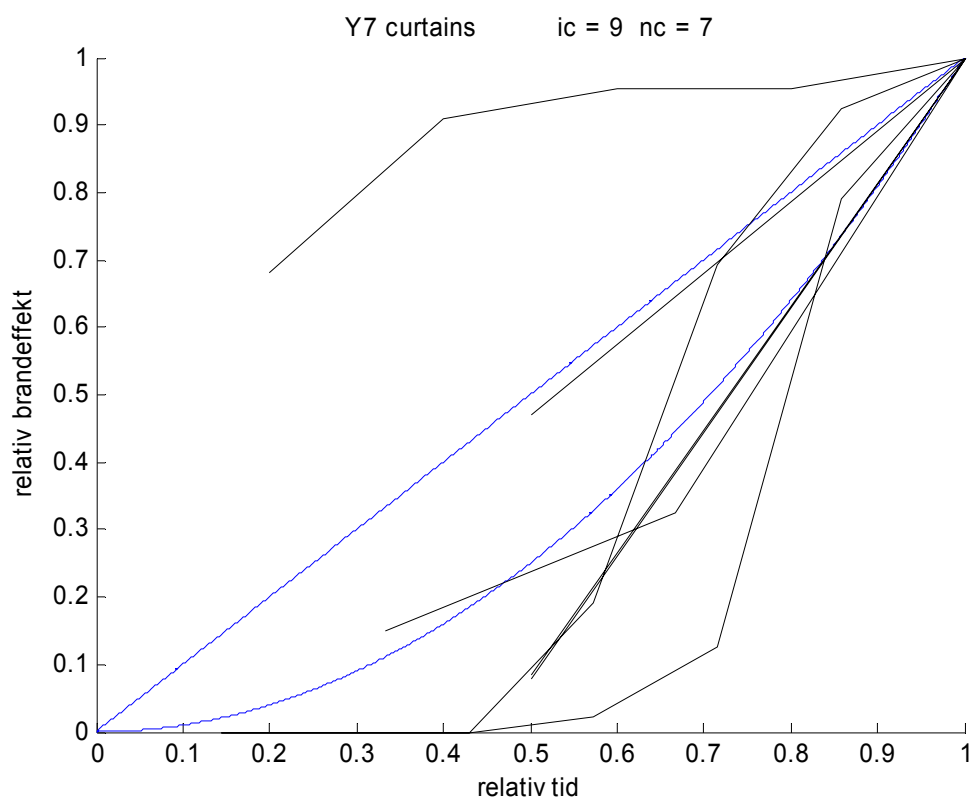
Figur 3.24 Brandluftbehov som funktion av tid för olika föremål.

### 3.11 Brandförsök med gardiner Y7

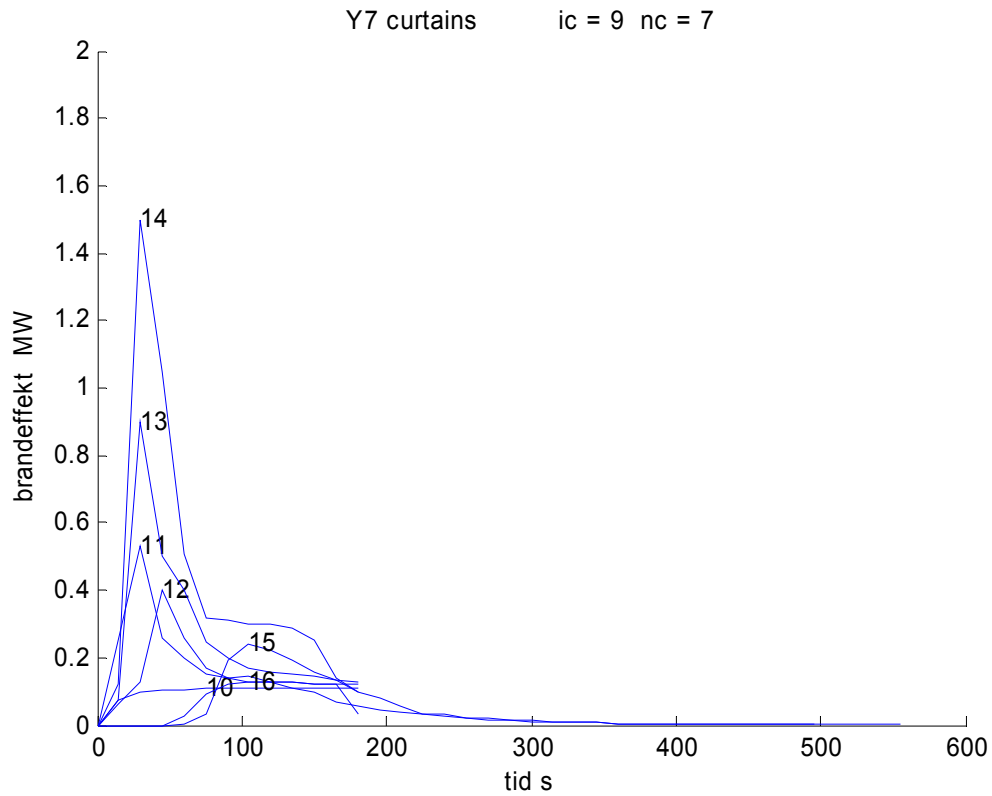
Samtliga försök genomfördes med ett 3m brett och 3 m högt gardinparti med en luftspalt på 0.1 m till vägg och med olika tyger.

Tabell 3.9 Brandeffektmodellparametrar

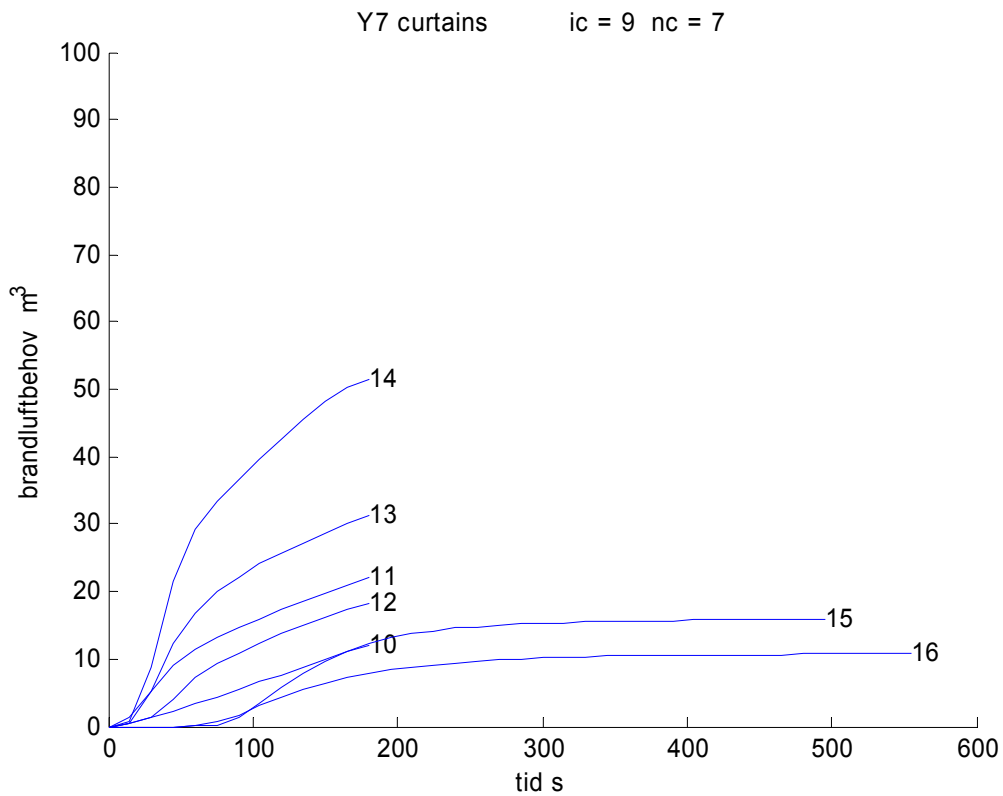
lnr	data	$t_{max}$	$P_{max}$ MW	$E_{max}$ MJ	n -	$\alpha_n$ W/s <sup>n</sup>	$\alpha_p$ W/s <sup>2</sup>	$\alpha_E$ W/s <sup>2</sup>	m kg
10	13	75	0.1	6.6	0.3	37379.0	19.6	46.9	0.4
11	13	30	0.5	7.7	1.1	14491.3	588.9	858.3	1.0
12	13	45	0.4	5.9	2.1	147.4	197.5	192.6	1.4
13	13	30	0.9	7.9	2.4	232.8	1000.0	875.0	1.7
14	13	30	1.5	13.1	2.4	362.8	1666.7	1450.0	3.2
15	34	105	0.2	5.2	3.9	0.0	21.8	13.4	1.9
16	38	105	0.1	4.5	2.0	10.1	11.8	11.7	1.5



Figur 3.25 Relativ brandeffekt som funktion av relativ tid fram till maximal brandeffekt.



Figur 3.26 Brandeffekt som funktion av tid för olika föremål.



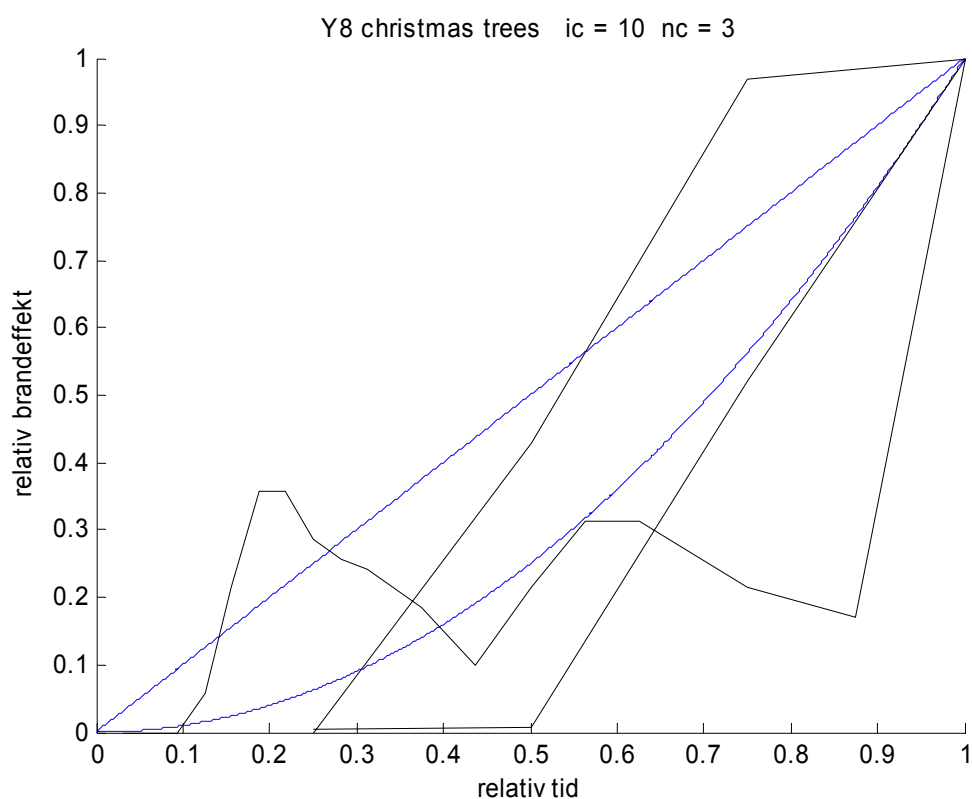
Figur 3.27 Brandluftbehov som funktion av tid för olika föremål.

### 3.12 Brandförsök med julgranar Y8

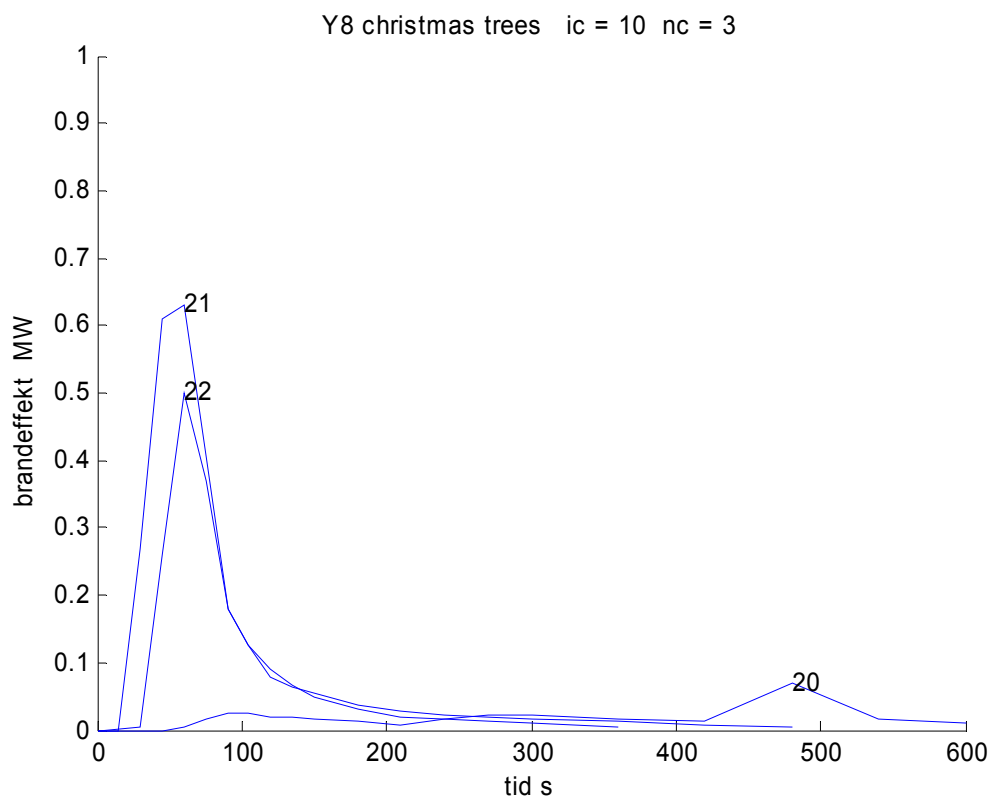
Julgranarnas höjd var 2.4 m och antändning skedde underifrån. Gran med löpnummer 20 var färsk, medan övriga två med löpnummer 21 och 22 hade börjat att barra. Effektkurvan i Figur 3.29 visar att den färska granen med löpnummer 20 antänds först efter en mycket lång antändningsfas.

Tabell 3.10 Brandeffektmodellparametrar

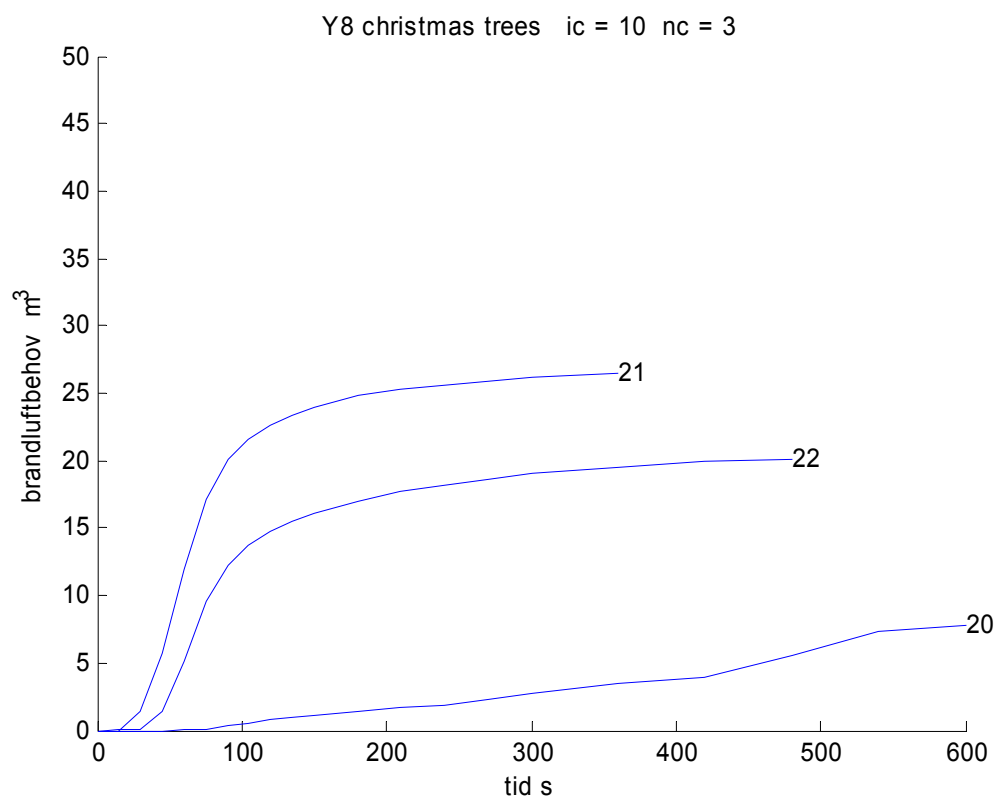
lnr	data	$t_{\max}$	$P_{\max}$	MW	$E_{\max}$	MJ	n -	$\alpha_n$ W/s <sup>n</sup>	$\alpha_p$ W/s <sup>2</sup>	$\alpha_E$ W/s <sup>2</sup>	m kg
20	21	480		0.1	8.4	3.0		0.0	0.3	0.2	6.5
21	17	60		0.6	17.9	1.1		6725.9	175.0	249.0	7.0
22	19	60		0.5	7.7	2.9		3.8	138.9	107.5	7.4



Figur 3.28 Relativ brandeffekt som funktion av relativ tid fram till maximal brandeffekt.



Figur 3.29 Brandeffekt som funktion av tid för olika föremål.

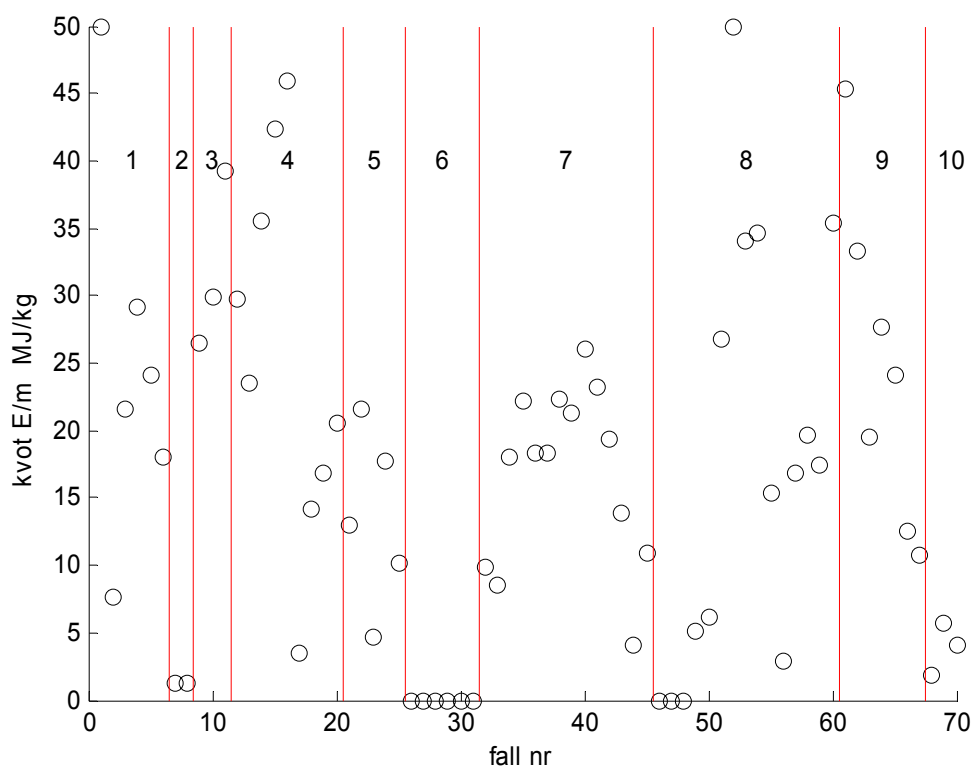


Figur 3.30 Brandluftbehov som funktion av tid för olika föremål.

### 3.13 Uppsummering av brandförsök

Det inledande brandförloppet har för samtliga föremålsgrupper ritats upp som den relativa brandeffekten som funktion av den relativa brandtiden. Detta har gjorts för att undersöka om brandeffektstillväxten är av typ  $t^2$ , ett vanligt sätt att beskriva brandeffekt vid simulering med både monotont ökande brandeffekt och monotont ökande brandeffektändring. En del brandtillväxtfall ökar inte ens monotont utan det finns avtagande tidsavsnitt. Detta inträffar för 34 av de redovisade fallen. Endast 7 av fallen är både monotona vad avser effekt och effektändring, vilket har likheter med en  $t^2$ -brandtillväxt. Resterande 29 fall har en monotont ökande brandeffekt, men inte en monotont ökande brandeffektändring.

Kvoten mellan den frigjorda brandenergin  $E$  MJ och den angivna massan  $m$  kg har beräknats och redovisas i Figur 3.31 och ett referensvärde att jämföra med är 41.9 MJ/kg för eldningsolja. De beräknade kvoterna ligger genomgående under detta värde med några få undantag. Olika typer av material och osäkra massuppgifter gör att spridningen blir stor.

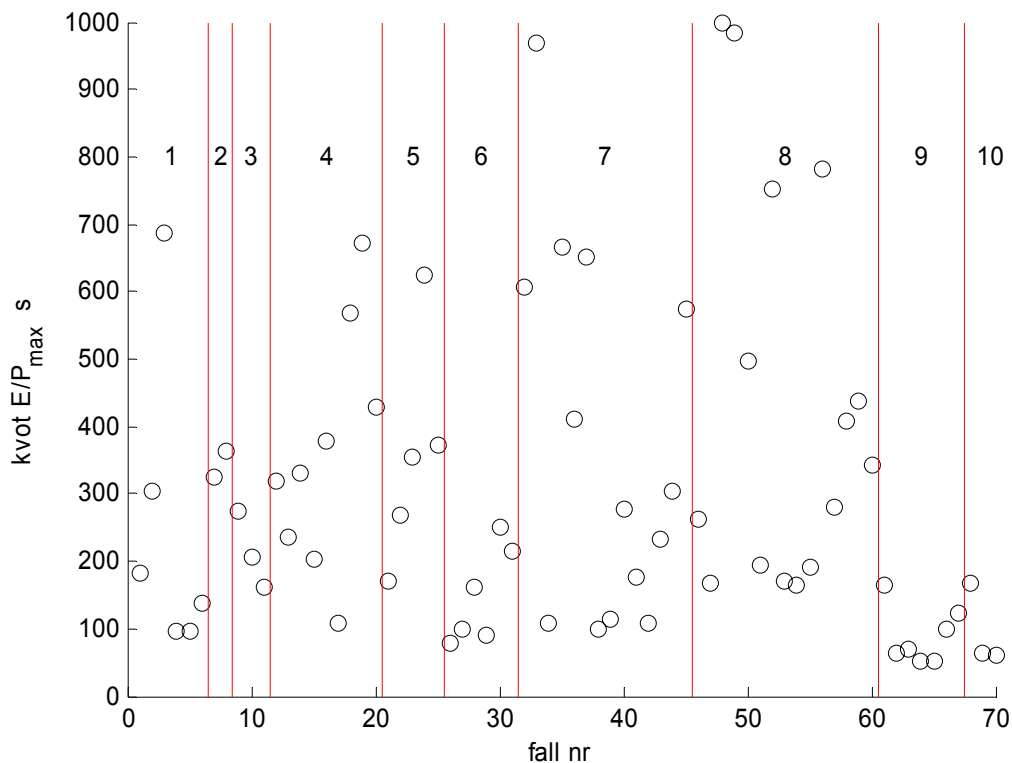


Figur 3.31 Frigjord brandenergi MJ per kg massa för olika fall

Brandutnyttningstid  $t_t$ , kvoten mellan den frigjorda brandenergien  $E$  MJ och den maximala brandeffekten  $P_{max}$  MW, har beräknats enligt (3.6) nedan och redovisas i Figur 3.32.

$$t_t = E / P_{max} \quad (s) \quad (3.6)$$

De beräknade tiderna visar att många bränder kan inte pågå under någon längre tid med en hög brandeffekt. Antalet fall med en brandutnyttningstid kortare är 300, 600 och 900 s är 42, 59 respektive 67 av de totalt 70 fallen.



Figur 3.32 Frigjord brandenergi MJ per maximal brandeffekt MW för olika fall.



### 3.14 Tvåzonsmodell

En tvåzonsmodell med rumsvolymer uppdelad i en nedre och övre delvolym har tagits fram för att kunna simulera brandförlopp i brandutsatta rum utan stora öppningar till omgivningen såsom fönster eller dörrar. Modellen bygger på en simuleringsmodell redovisad i Hägglund (1986). Modell här är något förenklad vad gäller tryckskillnad till omgivning, öppningar till omgivning och ventilation, eftersom syftet med modellen är att beräkna brandflöde, sprinklertemperaturer och fönstertemperaturer.

De tryckskillnader som kan uppstå mellan ett brandutsatt rum och omgivningen kan högst uppgå till några tusen Pa och detta påverkar inte branden och brandflödet. Tryckskillnaden mellan det brandutsatt rummet och omgivningen försummas eller sätts till noll. Något inflöde till rummet antas heller inte finnas. Det enda flödet som finns är brandflödet som kan delas upp i ett utflöde från den nedre zonen och ett utflöde från den övre zonen.

Notera dock att brandflödet kan bli negativt vid brandeffektminskningar, vilket leder till ett inflöde till modellen. Denna del av brandförloppet är inte av intresse utan det är det största brandflödet som kan inträffa som är av intresse.

Tvåzonsmodellens primära variabler är de två zonernas temperaturberoende densitet och höjder. Summan av de två höjderna skall vara lika med rumshöjden. Detta ger en kontrollmöjlighet av modellen och av integrationen. Det hade räckt med en zonhöjd till exempel brandgaslagrets tjocklek som variabel. De fyra grundvariablernas bestämmande differentialekvationer utgår från mass- och volymibalans för de två zonerna.

Varje zon har värmeutbyte med motsvarande rumsyta och med värmeledning på djupet, som beskrivs med tio temperaturtillstånd för varje zonyta.

Fem temperaturtillstånd finns också för att simulera sprinklertemperaturer eller fönstertemperaturer. Det är av intresse att veta när en sprinkler löser ut eller när en fönsterruta kan sprängas av temperaturspanningar, eftersom risken för brandgasspridning minskar betydligt om en sprinkler löser ut och upphör helt om ett fönster sprängs med fläktar i drift. Det senare är dock tveksamt, eftersom ett normalt fönster består av i regel minst två fönsterrutor. En yttre ruta skyddas troligen ganska väl av en skadad inre ruta som kan sitta kvar till stora delar.

En fullständig beskrivning av den använda tvåzonsmodellen ges i Jensen (2007), vilken även innehåller fler känslighetsanalyser med avseende på olika variabler.

### 3.15 Fall för känslighetsanalys

Hur det dimensionerande brandflödet påverkas av olika nio parametrar undersöks med en tvåzonsmodell och utgående från ett basfall, vilket anges med en sammanställning nedan som en mittkolumn flankerad av ett minfall och ett maxfall. De första sex parametrarna beskriver rummet och de resterande tre beskriver branden. Notera att endast en parameter från minfallet eller maxfallet kombineras med basfallets övriga parametrar.

Några parametrar nedan är självklara och behöver inte kommenteras.

Parametern rumsväggfaktor anger hur stor väggytan är utgående från ett kvadratisk rum. Faktorn noll innebär att väggytor försummas. Faktorn 2 att väggytor fördubblas och för en rumsgolvvyta om 100 m<sup>2</sup> och en kvadratisk omkrets om 40 m fås i stället en omkrets på 80 m. Detta kan tolkas som att rummet egentligen består av fyra rum om 25 m<sup>2</sup> vardera.

Parametern nedre utluftningsandel anger hur utluftningen sker och med siffervärdet 1.0 fås endast utluftning från den nedre zonen i modellen och omvänt med siffervärdet 0.0.

Parameter för brandtillväxt motsvarar för basfallet det geometriska medelvärdet mellan medium och fast eller mellan slow och ultra fast. Min- och maxfallet är ytterlighetsfallen slow och ultra fast.

parameter	beteckning	sort	minfall	basfall	maxfall
rumsgolvvyta	$A$	m <sup>2</sup>	50	100	200
rumshöjd	$h$	m	2.4	3.0	3.6
rumsväggfaktor	$o$	-	0	1	2
nedre utluftningsandel	$u$	-	0.0	0.5	1.0
ytmaterialtjocklek	$d_m$	m	0.004	0.020	0.100
ytmaterialtyp	-	-	trä	betong	stål
strålningsandel	$f$	-	0.0	0.2	0.4
brandtillväxtparameter $P(t)=\alpha_2 t^2$	$\alpha_2$	W/s <sup>2</sup>	2.93	23.44	187.52
brandfunktionsparameter $P(t)=\alpha_n t^n$	$n$	-	1	2	3

Varje av de nio känslighetsfall beskrivs på en sida med ett diagram för brandflödet för de tre delfallen, minsta, bas och största värde. Det dimensionerande brandflödet för basfallet är något avrundat 1.00 m<sup>3</sup>/s, vilket gör det lätt att skatta relativa variationer i brandflöde för andra fall.

Den totala brandeffekten redovisas även den i samma diagram. Detta ger en enkel möjlighet för att kunna kontrollera tumregeln, brandflödet i m<sup>3</sup>/s är lika med brandeffekten i MW. Samma sifferskalor används för flöde m<sup>3</sup>/s och effekt MW. Detta innebär att när effektkurvan sammanfaller med flödeskurvan är tumregeln uppfylld.

Den maximala simuleringstiden  $t_s$  för varje fall begränsas genom att beräkna när allt syre i lokalen är förbrukat enligt uttrycket nedan.

$$t_s = [(n+1) \rho V s k / \alpha_n]^{1/(n+1)} \quad (s) \quad (3.7)$$

där

$\rho$	luftens densitet, $\text{kg}/\text{m}^3$
$V$	lokalvolym, $\text{m}^3$
$s$	massandel $\text{O}_2$ , -
$k$	förbränningsvärme, $\text{J}/\text{kgO}_2$
$\alpha_n$	tillväxthastighet enligt (3.1), $\text{W}/\text{s}^n$

Simuleringen startar med den övre zonhöjden lika med 1 mm och avbryts när den nedre zonhöjden är lika med 1 mm. Det är detta krav som avbryter simuleringen, när beräkningen egentligen skulle fortsätta med en enzonmodell. Innan simulering avbryts på detta sätt, har det största brandflöde inträffat. Den maximala simuleringstiden enligt (3.7) redovisas nedan för de fall som kommer att beräknas.

rumsvolym $V \text{ m}^3$	tidsexponent $n$ -	konstant $\alpha_n \text{ W}/\text{s}^n$	brandtid $t_s \text{ s}$
150	2	23.440	391
300	2	23.440	493
600	2	23.440	621
300	2	2.930	986
300	2	187.520	246
300	1	5340.512	493
300	3	0.091	393

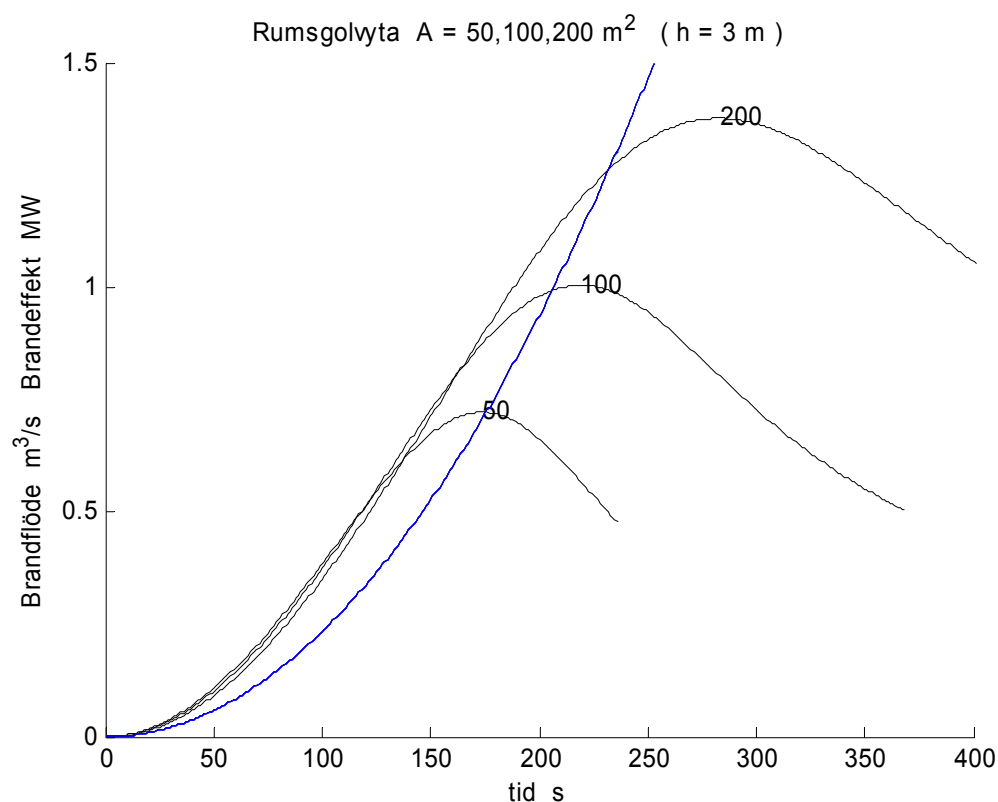
### 3.16 Parameterkänslighet för rumsgolvyta

Rumsvolymen begränsar en brands storlek. Brandflödet i  $\text{m}^3/\text{s}$  redovisas tillsammans med brandeffekten i MW för en tvåzonsmodell med rumsgolvytorna 50, 100 och 200  $\text{m}^2$ , vilket ger rumsvolymerna 150, 300 respektive 600  $\text{m}^3$ . Rumshöjden är 3 m.

De tre fallen i Figur 3.33 visar tydligt att rumsvolymen har stor betydelse för det dimensionerande brandflödet. Siffervärden för brandflödet och tumregel eller kvoten mellan brandflöde och brandeffekt redovisas nedan.

Siffrorna för brandflödet visar att en fyrdubbling av rumsgolvytan eller rumsvolymen nästan fördubblar brandflödet.

fall	rumsgolvyta $A \text{ m}^2$	brandflöde $\text{m}^3/\text{s}$	tumregel $\text{m}^3/\text{sMW}$
min	50	0.72	1.01
bas	100	1.00	0.89
max	200	1.38	0.73



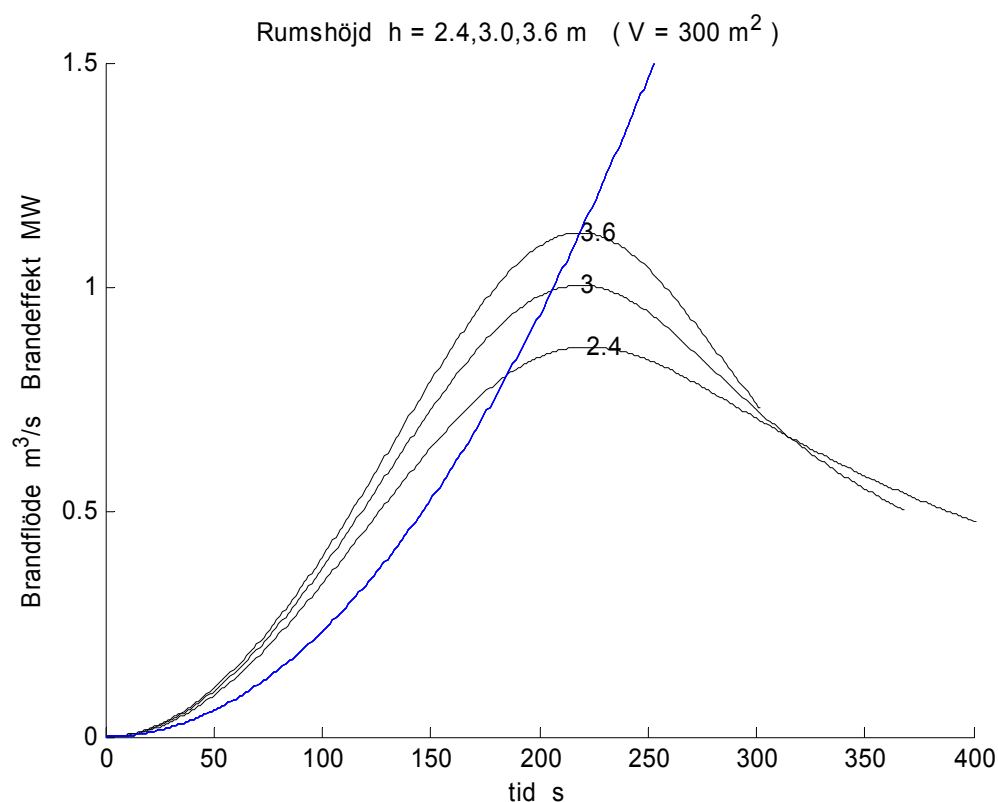
Figur 3.33 Brandflöde och brandeffekt för olika rumsgolvyta  $A = 50, 100$  och  $200 \text{ m}^2$ .

### 3.17 Parameterkänslighet för rumshöjd

Rumshöjden påverkar främst temperaturen för den övre zonen genom att brandplymens temperatur avtar med höjden, men samtidigt ökar plymflödet som går från den undre till den övre zonen. Brandflödet i  $\text{m}^3/\text{s}$  redovisas tillsammans med brandeffekten i MW för en tvåzonsmodell med rumshöjderna 2.4, 3.0 och 3.6 m med samma rumsvolym som för basfallet, nämligen  $300 \text{ m}^3$ . Rumsgolvytorna justeras därför till 125, 100 respektive  $83.3 \text{ m}^2$ .

De tre fallen i Figur 3.34 visar att rumshöjden har en viss betydelse för det dimensionerande brandflödet, men i praktiken finns det genomgående två rumshöjder 2.4 m för bostäder och 2.7 m för lokaler. Siffervärdena för brandflödet och tumregel eller kvoten mellan brandflöde och brandeffekt redovisas nedan.

fall	rumshöjd $h$ m	brandflöde $\text{m}^3/\text{s}$	tumregel $\text{m}^3/\text{sMW}$
min	2.4	0.87	0.75
bas	3.0	1.00	0.89
max	3.6	1.12	1.00



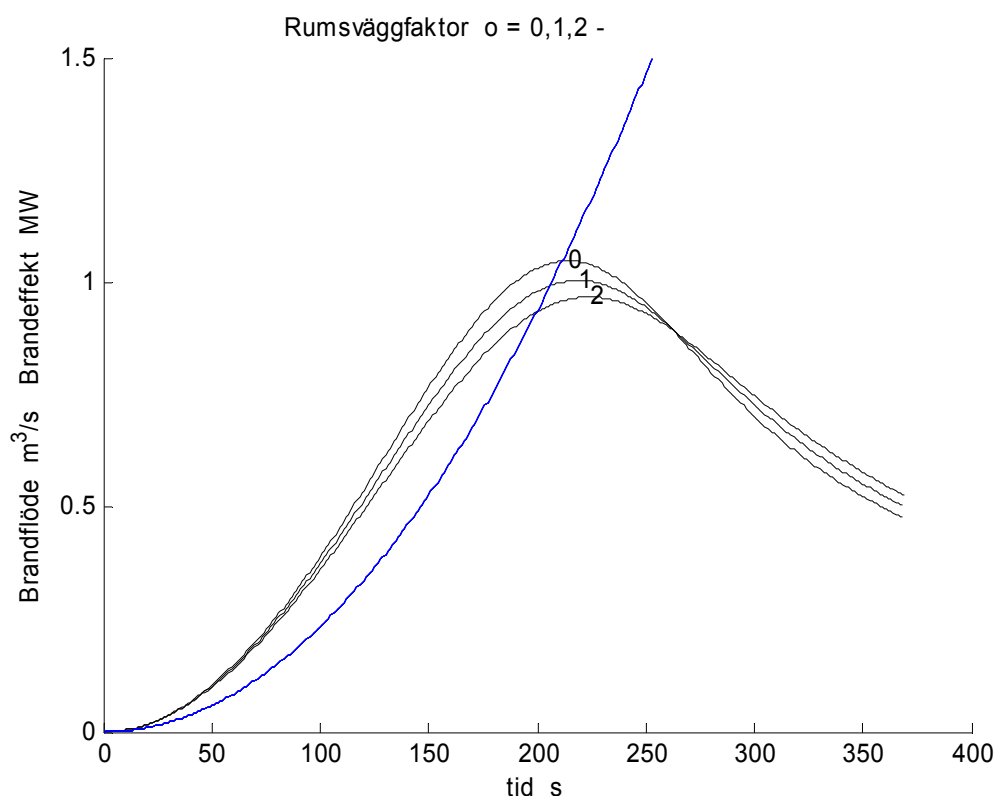
Figur 3.34 Brandflöde och brandeffekt för olika rumshöjd  $h = 2.4, 3.0$  och  $3.6 \text{ m}$ .

### 3.18 Parameterkänslighet för rumsväggfaktor

Rumsväggfaktorn påverkar temperaturen genom att avkylningen ökar med kontaktytan. Ökad avkylning innebär minskat brandflöde. Brandflödet i  $\text{m}^3/\text{s}$  redovisas tillsammans med brandeffekten i MW för en tvåzonsmodell med rumsväggfaktorerna 0, 1 och 2. Den totala kontaktytan är för de tre fallen 200, 320 och  $440 \text{ m}^2$ , varav  $200 \text{ m}^2$  är golv- och takyta.

De tre fallen i Figur 3.35 visar att rumsväggfaktorn har en viss betydelse för det dimensionerande brandflödet, vilket avtar med ökande kontaktyta eller rumsväggfaktor. Siffervärden för brandflödet och tumregel eller kvoten mellan brandflöde och brandeffekt redovisas nedan.

fall	rumsväggfaktor $\sigma$	brandflöde $\text{m}^3/\text{s}$	tumregel $\text{m}^3/\text{sMW}$
min	0	1.05	0.98
bas	1	1.00	0.89
max	2	0.97	0.82



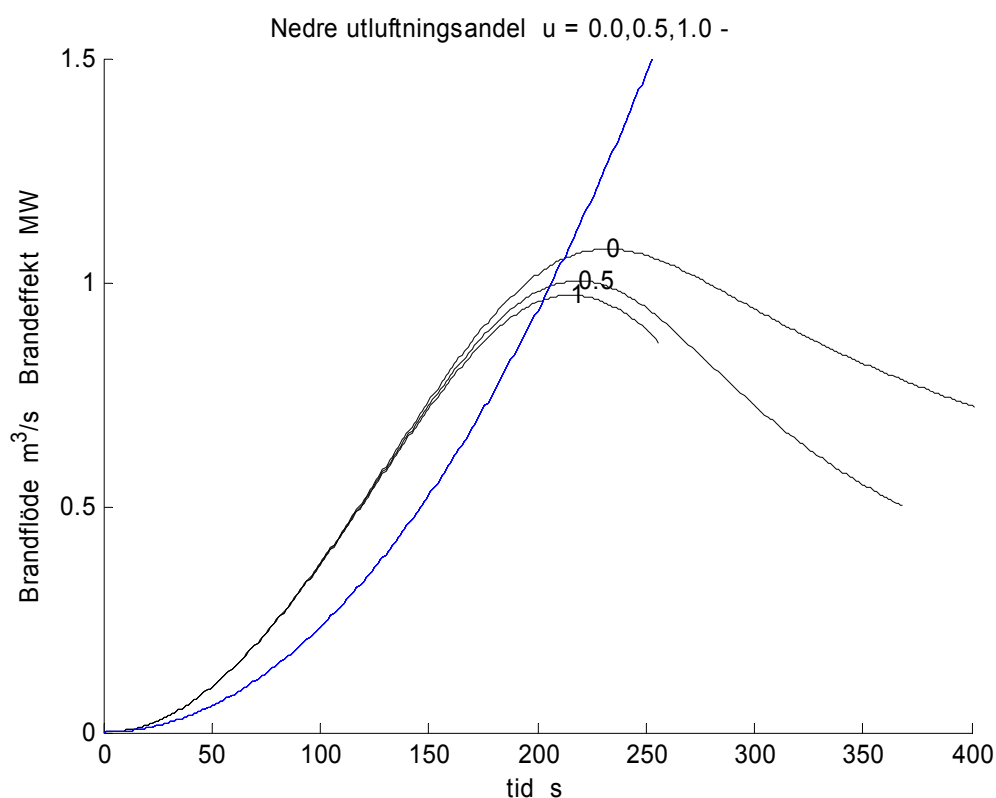
Figur 3.35 Brandflöde och brandeffekt för olika rumsväggfaktor  $\sigma = 0, 1$  och  $2$ .

### 3.19 Parameterkänslighet för nedre utluftningsandel

Hur utluftning sker från ett rum med en brand påverkar brandförloppet. Enbart utluftning överst i ett rum innebär att brandgaslagret delvis utluftas medan den nedre rena zonen inte utluftas. Den syrerika luften utluftas inte, vilket gör att branden kan pågå längre. Det omvända fallet med utluftning enbart nederst i rummet innebär att brandflödet driver ut den syrerika luften i den nedre zonen, vilket förkortar brandförloppet

Brandflödet i  $\text{m}^3/\text{s}$  redovisas tillsammans med brandeffekten i MW för en tvåzonsmodell med rumsväggfaktorerna 0, 1 och 2. De tre fallen i Figur 3.36 visar att den nedre utluftningsandelen har en viss betydelse för det dimensionerande brandflödet, vilket avtar med ökande nedre utluftningsandel. Notera att alla de tre kurvorna avslutas när den övre zonen når golvnivå. Siffervärdena för brandflödet och tumregel eller kvoten mellan brandflöde och brandeffekt redovisas nedan.

fall	nedre utluftningsandel $u$	brandflöde $\text{m}^3/\text{s}$	tumregel $\text{m}^3/\text{sMW}$
min	0	1.08	0.85
bas	0.5	1.00	0.89
max	1.0	0.97	0.90



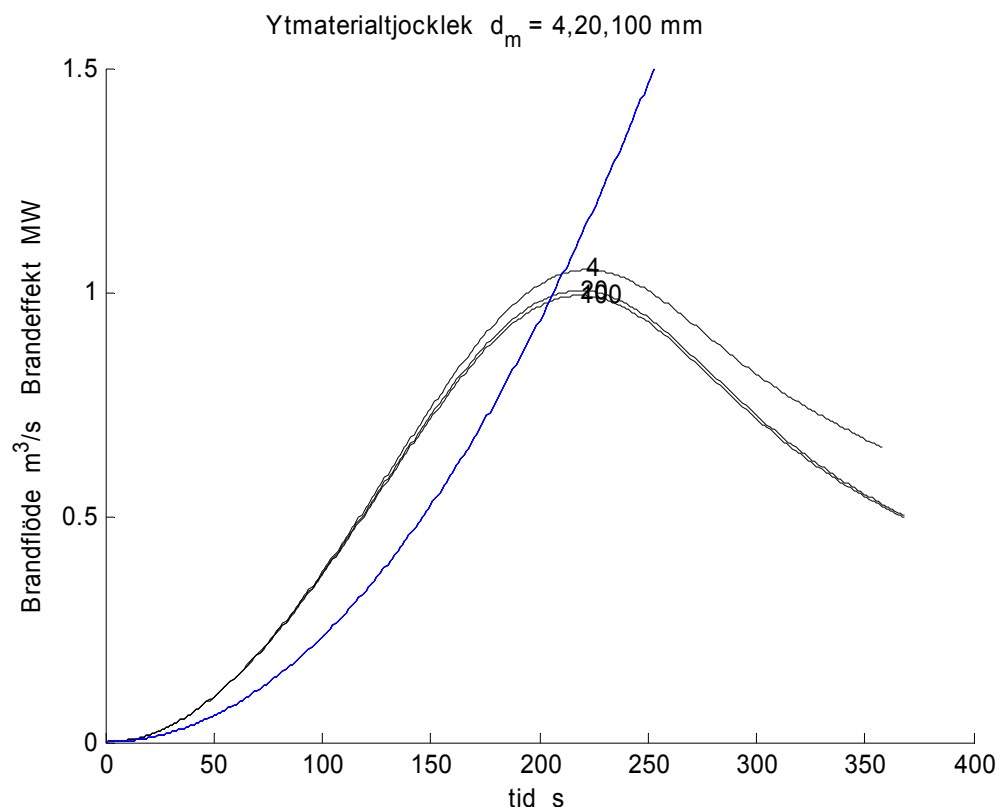
Figur 3.36 Brandflöde och brandeffekt olika nedre utluftningsandel  $u = 0.0, 0.5$  och  $1.0$ .

### 3.20 Parameterkänslighet för ytmaterialtjocklek

Det inledande brandförlopp är tidsmässigt förhållandevis kort jämfört med normala värmetransportförlopp i byggnader. Endast en mindre del av en vägg, ett golv eller ett innertak påverkas av en brand under den inledande fasen. Detta innebär att det oftast är en liten skillnad mellan lätta och tunga byggnader eller mellan byggnader med tunna eller tjocka väggar och bjälklag, när det gäller temperaturpåverkan under kortare tid. Ytmaterialtjockleken för alla ytor har satts till 4, 20 (basfall) och 100 mm.

Brandflödet i  $\text{m}^3/\text{s}$  redovisas tillsammans med brandeffekten i MW för en tvåzonsmodell med ytmaterialtjockleken 4, 20 och 100 mm. De tre fallen i Figur 3.37 visar att skillnaden är liten mellan 20 mm-fallet och 100 mm-fallet för ett brandförlopp som är överspelat på mindre än 400 s. Notera att 4 mm-fallet har ett något större brandflöde, eftersom rummet kyls sämre och avslutas tidigare när den övre zonen når golvnivå. Siffervärden för brandflödet och tumregel eller kvoten mellan brandflöde och brandeffekt redovisas nedan.

fall	ytmaterialtjocklek $d_m$ m	brandflöde $\text{m}^3/\text{s}$	tumregel $\text{m}^3/\text{sMW}$
min	0.004	1.05	0.91
bas	0.020	1.00	0.89
max	0.100	0.99	0.88



Figur 3.37 Brandflöde och brandeffekt för olika ytmaterialtjocklek  $d_m = 4, 20$  och  $100$  mm.



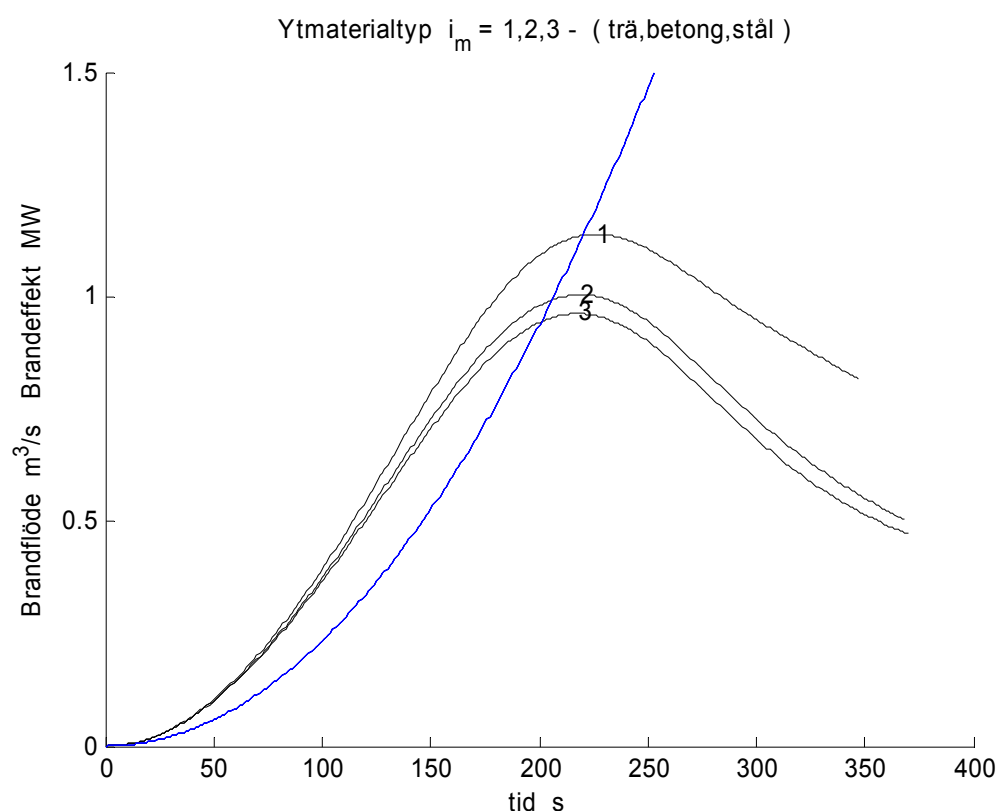
### 3.21 Parameterkänslighet för ytmaterialtyp

Brandflödet påverkas påtagligt genom rumsytors kylförmåga på grund av ytorna storlek och ytornas egenskaper. Detta har visats tidigare visas med rumsväggfaktorn. De tre materialen trä, betong och stål har använts med något avrundade medelvärden för trä och stål. Det finns många olika varianter av dessa material.

Brandflödet i  $\text{m}^3/\text{s}$  redovisas tillsammans med brandeffekten i MW för en tvåzonsmodell med ytmaterialen trä, betong (basfallet) och stål. De tre fallen i Figur 3.38 visar att trä med betydligt lägre värmeledningsförmåga och något lägre värmelagringsförmåga ger ett större brandflöde än de andra två materialen betong och stål. Avkylningen blir sämre med rumsytor av trä.

Siffervärden för brandflödet och tumregel eller kvoten mellan brandflöde och brandeffekt redovisas nedan.

fall	material	$\text{kg}/\text{m}^3$	$\text{J}/\text{kgK}$	$\text{W}/\text{mK}$	brandflöde $\text{m}^3/\text{s}$	tumregel $\text{m}^3/\text{sMW}$
min	trä	500	2500	0.15	1.14	0.96
bas	betong	2200	880	1.28	1.00	0.89
max	stål	7800	490	40.00	0.96	0.86



Figur 3.38 Brandflöde och brandeffekt för olika ytmaterial trä (1), betong (2) och stål (3).

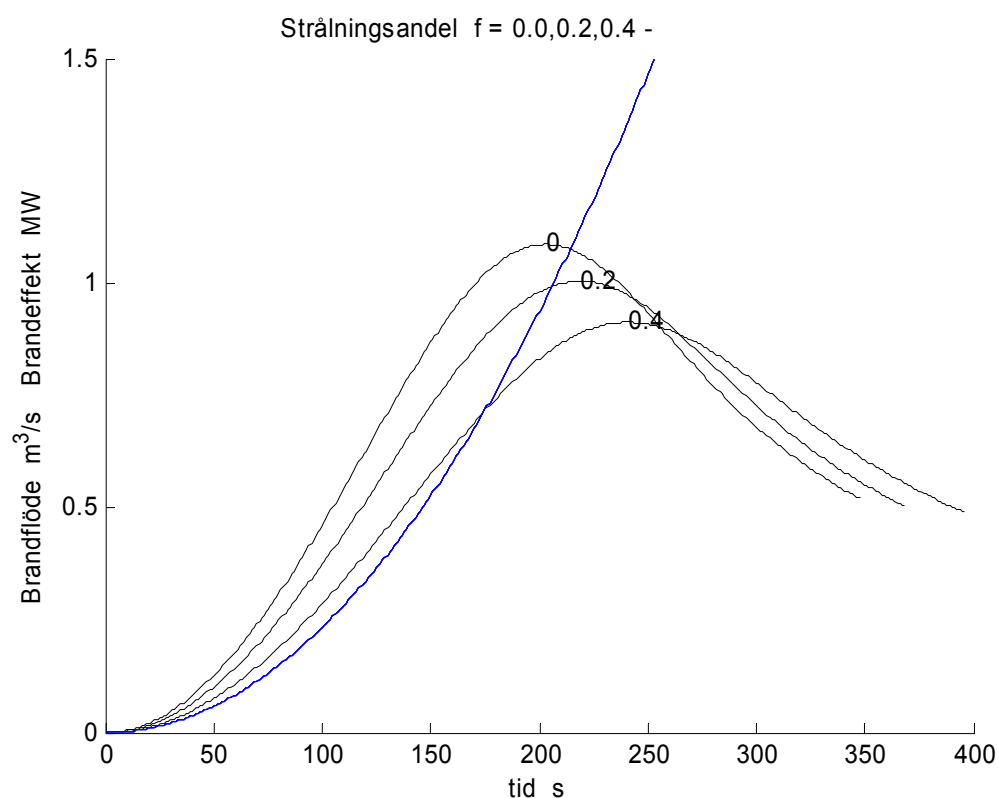
### 3.22 Parameterkänslighet för strålningsandel

Brandeffekten kan delas upp i en mindre strålningsdel och en större konvektiv del. Brandflödet i  $\text{m}^3/\text{s}$  redovisas tillsammans med brandeffekten i MW för en tvåzonsmodell med strålningsandelen 0.0, 0.2 och 0.4. De tre fallen i Figur 3.39 visar att strålningsandelen har en stor betydelse för det dimensionerande brandflödet genom att ökad strålning ökar den direkta avkylningen genom omgivande ytor. Ytorna kan oftast föra bort tillförd värmestrålning inåt materialet än att avge den tillförda värmen konvektivt till rumsluften.

Det konvektiva värmeövergångstalet mellan luft och en yta kan sättas till  $5 \text{ W/Km}^2$ . Ett motsvarande värmeövergångstal kan beräknas för till ett betongskikt på 1.28 och 12.8 mm, vilket blir 1000 respektive 100  $\text{W/Km}^2$ . Detta visar att betongytors värmebortledande förmåga är mycket stor jämfört med den konvektiva förmågan för en yta. En liknande kalkyl för trä med skikten 1.4 och 14.0 mm ger högre men betydligt lägre siffervärdena 100 respektive 10  $\text{W/Km}^2$ , men fortfarande är värmebortledningen stor.

Siffervärden för brandflödet och tumregel eller kvoten mellan brandflöde och brandeffekt redovisas nedan.

fall	strålningsandel $f$	brandflöde $\text{m}^3/\text{s}$	tumregel $\text{m}^3/\text{sMW}$
min	0.0	1.09	1.12
bas	0.2	1.00	0.89
max	0.4	0.91	0.67



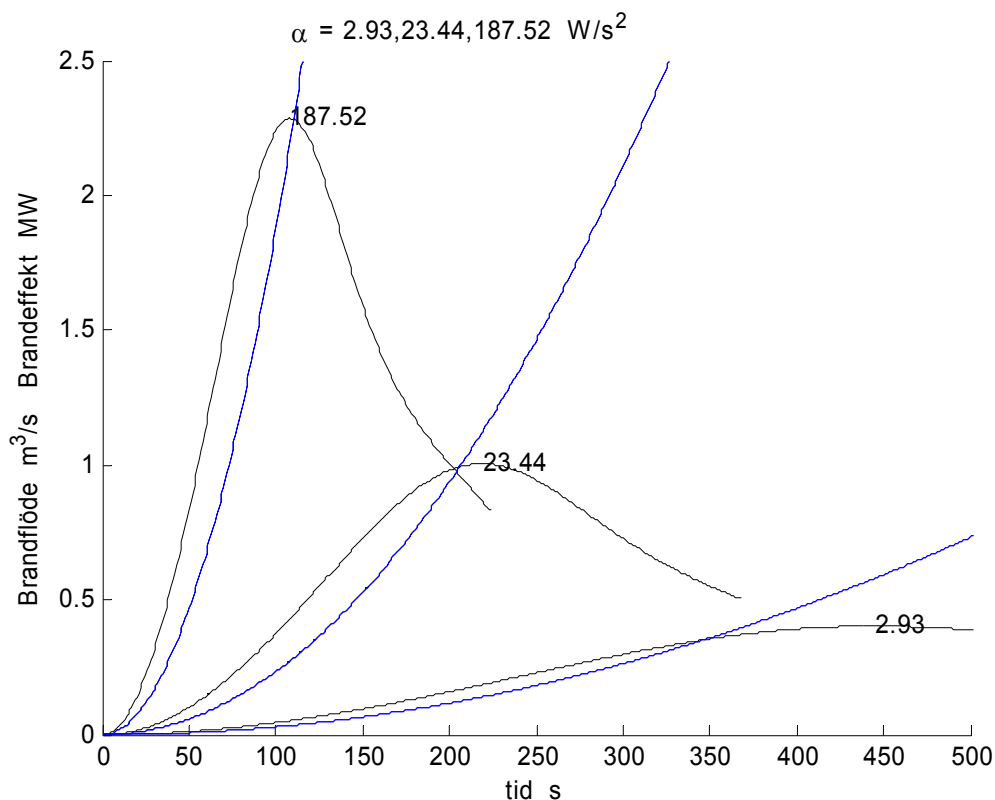
Figur 3.39 Brandflöde och brandeffekt för olika strålningsandel  $f = 0.0, 0.2$  och  $0.4$ .

### 3.23 Parameterkänslighet för $t^2$ -brandförlopp

En brand som tillväxer snabbt kan uppnå en högre effekt innan rummets luftvolym är förbrukad. Detta visas med basfallets tillväxthastighet  $23.44 \text{ W/s}^2$ , minfallets  $2.93 \text{ W/s}^2$  för brandförloppet slow och maxfallets  $187.52 \text{ W/s}^2$  för brandförloppet ultra fast. De tre tillväxthastigheterna skiljer en faktor 8. De teoretiska brandtiderna enligt (3.7) för de tre fallen är 986, 493 och 246 s.

De tre fallen i Figur 3.40 visar att brandflödet beror mycket starkt på tillväxthastigheten. Motsvarande effektkurvor visar också att effekten för de tre fallen är den samma siffermässigt i MW som det maximala brandflödet i  $\text{m}^3/\text{s}$ . Siffervärden för brandflödet och tumregel eller kvoten mellan brandflöde och brandeffekt redovisas nedan.

fall	$\alpha_2 \text{ W/s}^2$	brandflöde $\text{m}^3/\text{s}$	tumregel $\text{m}^3/\text{sMW}$
min	2.93	0.40	0.69
bas	23.44	1.00	0.89
max	187.52	2.28	1.04



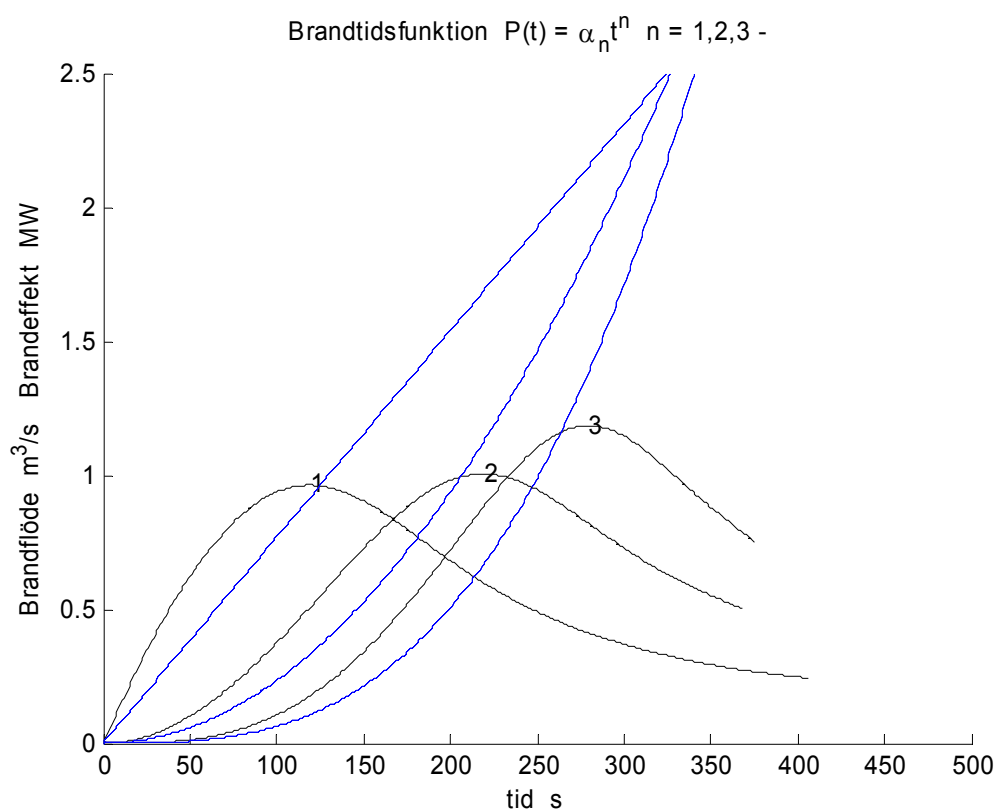
Figur 3.40 Brandflöde och brandeffekt för olika brandförlopp slow (2.93), medium/fast (23.44) och ultra fast (187.52).

### 3.24 Parameterkänslighet för $t^n$ -brandförlopp

Tre olika brandfunktioner med olika tidsexponent  $n$  och konstant  $\alpha_n$  har analyserats. Tidsexponenterna 1, 2 och 3 har använts och värdet för  $\alpha_n$  har anpassats så att den teoretiska brandtiden blir lika med basfallets.

De tre fallen i Figur 3.41 visar att brandflödet inte skiljer mycket för brandförlopp med samma teoretiska brandtid. Siffervärden för brandflödet och tumregel eller kvoten mellan brandflöde och brandeffekt redovisas nedan.

fall	tidsexponent $n$	konstant $\alpha_n$ W/s <sup>n</sup>	brandflöde m <sup>3</sup> /s	tumregel m <sup>3</sup> /sMW
min	1	7702.360	0.96	1.05
bas	2	23.440	1.00	0.89
max	3	0.063	1.19	0.86



Figur 3.41 Brandflöde och brandeffekt för olika brandfunktioner  $P(t) = \alpha_n t^n$   $n = 1, 2$  och  $3$ .

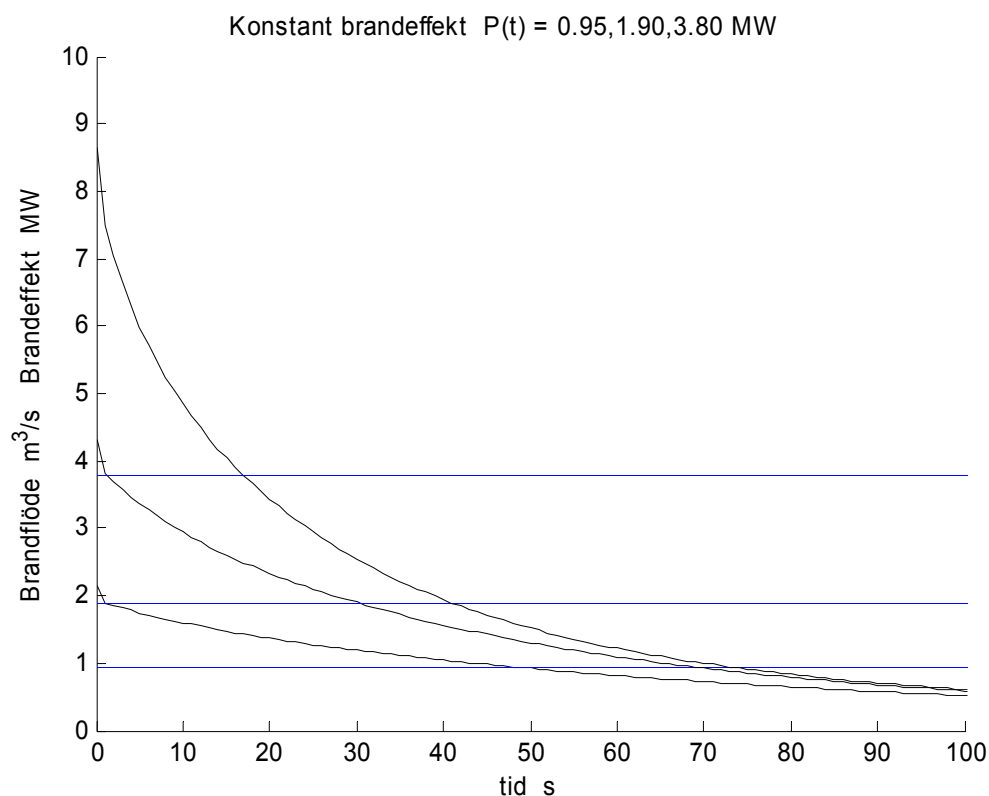
### 3.25 Parameterkänslighet för $t^0$ -brandförlopp

Bränder av typen poolbränder kan i det idealiserade fallet ha en konstant brandeffekt. Detta innebär att det dimensionerande brandflödet uppstår direkt och avtar därefter. Detta beror på att i starten finns det inga temperaturskillnader mellan rumsluft och rumsytor. Den konvektiva effekten  $(1-f)P$  kan därför räknas om till ett brandflöde  $q_b$  enligt (3.8) nedan.

$$q_b = (1-f) P / (\rho_s T_s c_p) \quad (\text{m}^3/\text{s}) \quad (3.8)$$

där  $\rho_s$  är luftens densitet i  $\text{kg}/\text{m}^3$ ,  $T_s$  är dess temperatur i K och  $c_p$  är dess specifika värme  $\text{J}/\text{kgK}$ . Notera att produkten  $\rho_s T_s$  är konstant, eftersom  $\rho \sim 1/T$ . Omräkningsfaktorn eller den rättade tumregeln blir i detta fall lika med  $2.28 \text{ m}^3/\text{sMW}$  med  $f = 0.8$ ,  $\rho_s = 1.2 \text{ kg}/\text{m}^3$ ,  $T_s = 293 \text{ K}$  och  $c_p = 1000 \text{ J}/\text{kgK}$ . Tre konstanta brandeffekter har beräknats för basfallet med samma teoretiska brandtid som för tre  $t^2$ -brandförlopp, slow, medium/fast och ultra fast, redovisade tidigare i avsnitt 3.23 i Figur 3.40. Simulerings-resultatet redovisas i Figur 3.42 och stämmer med det förväntade. Notera att när kurvorna för brandflöde och brandeffekt sammanfaller är den ursprungliga tumregeln uppfylld. Detta sker inom 20, 40 och 60 s för de tre brandeffekterna 3.80, 1.90 respektive 0.95 MW.

fall	brandeffekt MW	brandflöde $\text{m}^3/\text{s}$	tumregel $\text{m}^3/\text{sMW}$
min	0.95	2.16	2.28
bas	1.90	4.32	2.28
max	3.80	8.64	2.28



Figur 3.42 Brandflöde och brandeffekt för olika konstanta brandeffekter.

## 3.26 Sammanfattning av känslighetsanalys

Några slutsatser av parameterkänslighetsanalysen är följande:

Brandflödet har ett maximum för alla fall innan övre zonen når ner till golvnivå.

Brandflödet i  $\text{m}^3/\text{s}$  är genomgående större än brandeffekten i MW före brandflödets maxima och tvärtom efter. Tumregeln stämmer ungefär för brandflödets maxima.

Övergången från tvåzonsmodell till enzonsmodell sker långt innan att den teoretiska brandtiden uppnås.

Särskilt för det maximala brandflödet gäller följande:

Brandflödet fördubblas nästan när rumsvolymen fyrdubblas.

Brandflödet ändras proportionellt till hälften med en ändring av rumshöjd.

Brandflödet minskar obetydligt med ändrad rumsväggfaktor.

Brandflödet avtar något när utluftning sker via den nedre zonen.

Brandflödet ökar något för tunna ytmaterial, men normala väggar kan betraktas som halvoändliga. Det inledande brandförloppet påverkar endast de yttersta delarna.

Brandflödet ökar betydligt för trämaterial jämfört med betong, men detta är inte ett vanligt fall. Rum kan ha lätta väggkonstruktioner, men bjälklag är ofta av betong. Ett fall med termiskt försumbara väggar kan fås med en rumsväggfaktor lika med noll.

Brandflödet avtar betydligt med ökande strålningsandel dock inte proportionellt.

Brandflödet ökar starkt med ökande brandtillväxthastighet för  $t^2$ -brandförlopp.

Brandflödet skiljer något mellan olika  $t^n$ -brandförlopp, vilka har samma teoretisk brandtid.

Brandflödet för poolbränder med konstant brandeffekt fås momentant och kan beräknas väl om den konvektiva effekten är given. Brandflödet avtar därefter snabbt under tumregelns värde.

### 3.27 Simuleringsfall för modellanpassning av $t^2$ -brandförlopp

En tvåzonsmodell har simulerats med olika  $t^2$ -bränder med olika golvyta, rumshöjd och fördelning av utluftning. Syftet är att bestämma samband mellan dessa parametrar och det dimensionerande brandflödet och tillhörande tidpunkt benämnd brandtid och temperatur för den övre zonen benämnd brandtemperatur. Den teoretiska brandtiden  $t_s$  för varje fall begränsas genom att beräkna när allt syre i lokalen är förbrukat enligt uttrycket (3.7).

Simuleringen startar med den övre zonhöjden lika med 1 mm och avbryts när den nedre zonhöjden är lika med 1 mm. Största brandflöde  $q_b$  bestäms tillsammans med tillhörande tidpunkt  $t_b$ , temperatur  $T_b$  för den övre zonen, brandgaslagrets höjd över golv  $h_b$  och brandeffekten  $P_b$ .

Alla kombinationer mellan följande parametrar har beräknats enligt nedan.

Tillväxthastighet parameter  $\alpha$   $W/s^2 = 2.93[ 1 2 4 8 16 32 48 64 ]$  Åtta fall.  
Faktorerna 1, 4, 16 och 64 motsvarar tillväxthastigheterna slow, medium, fast och ultra fast. Notera att sorten ges som  $W/s^2$ .

Golvnya parameter  $A$   $m^2 = [ 10 20 40 60 80 100 125 150 175 200 ]$  Tio fall.

Rumshöjd parameter  $h$   $m = [ 2.4 2.7 3.0 3.3 3.6 ]$  Fem fall.

Fördelning av utluftning parameter  $u = [ 0.1 0.2 0.5 0.8 0.9 ]$  Fem fall.  
Parametern  $u$  anger andelen för utluftning från den nedre zonen

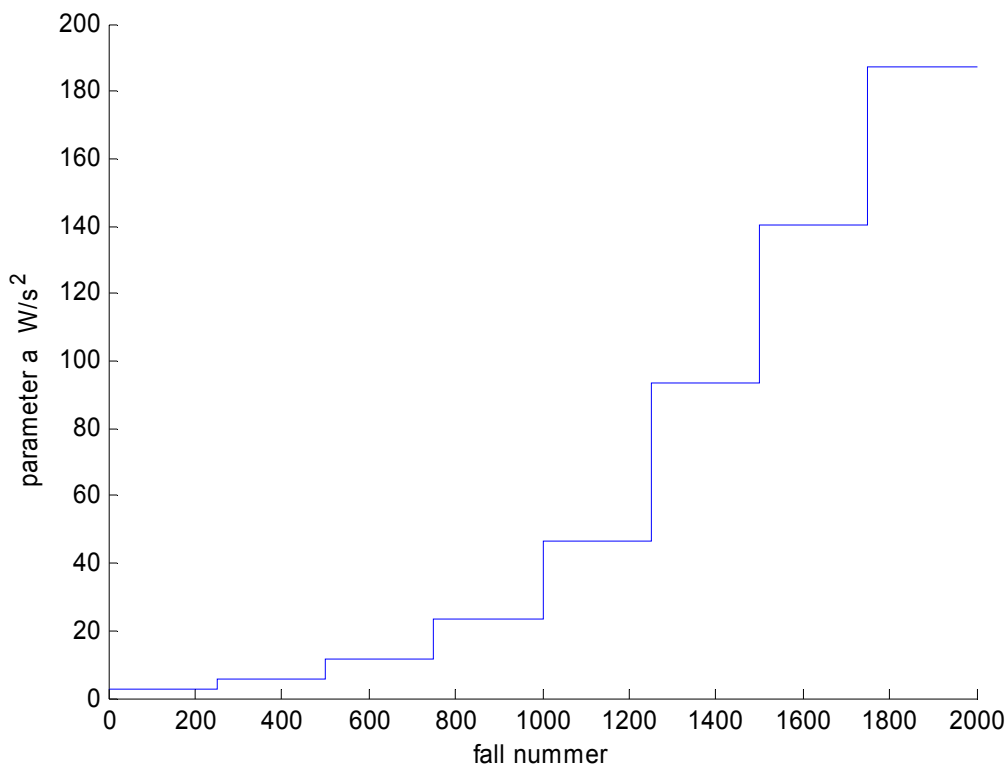
Det totala antalet kombinationer blir 2000 ( 8 10 5 5 ). Notera att alla kombinationer har tagits med utan urskiljning. De finns därför en del kombinationer som kan vara något orealistiska till exempel en lokal med en liten golvytan och med en stor rumshöjd.

Lokalens alla omslutande ytor har alla varit betong och väggarnas yta har beräknats med antagande att lokalen är kvadratisk. Detta innebär att för en hel lägenhet med öppna innerdörrar kommer den omslutande ytan att underskattas och det i detta fall beräknade brandflödet överskattas.

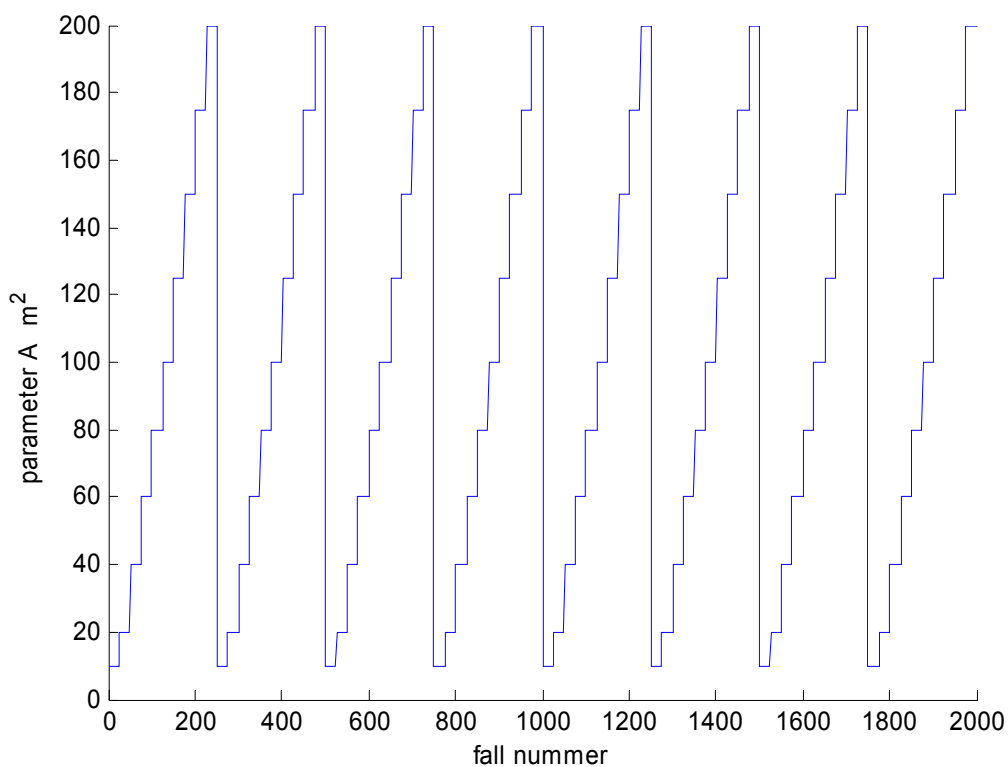
Hur de två parametrarna  $\alpha$  och  $A$  varierar för de 2000 kombinationerna redovisas i Figur 3.43-44. Rumshöjden varierar snabbare och fördelningsparametern  $u$  ändras för varje ny kombination och redovisas därför inte.

Största brandflöde  $q_b$  och tillhörande brandtid  $t_b$ , brandtemperatur  $T_b$  och brandeffekt  $P_b$  i Figur 3.45-48. Tumregelkvoten mellan brandflöde  $q_b$  och brandeffekt  $P_b$  redovisas i Figur 3.49 och varierar grovt mellan 0.5 och 1.5.

Kvoten mellan dimensionerande brandtiden  $t_b$  och den teoretiska möjliga brandtiden  $t_s$  redovisas i Figur 3.50 och har ett medelvärde på 0.45. Detta innebär att endast andelen 0.09 ( $0.45^3$ ) av den ursprungliga rumsluftens syremängd har förbrukats.

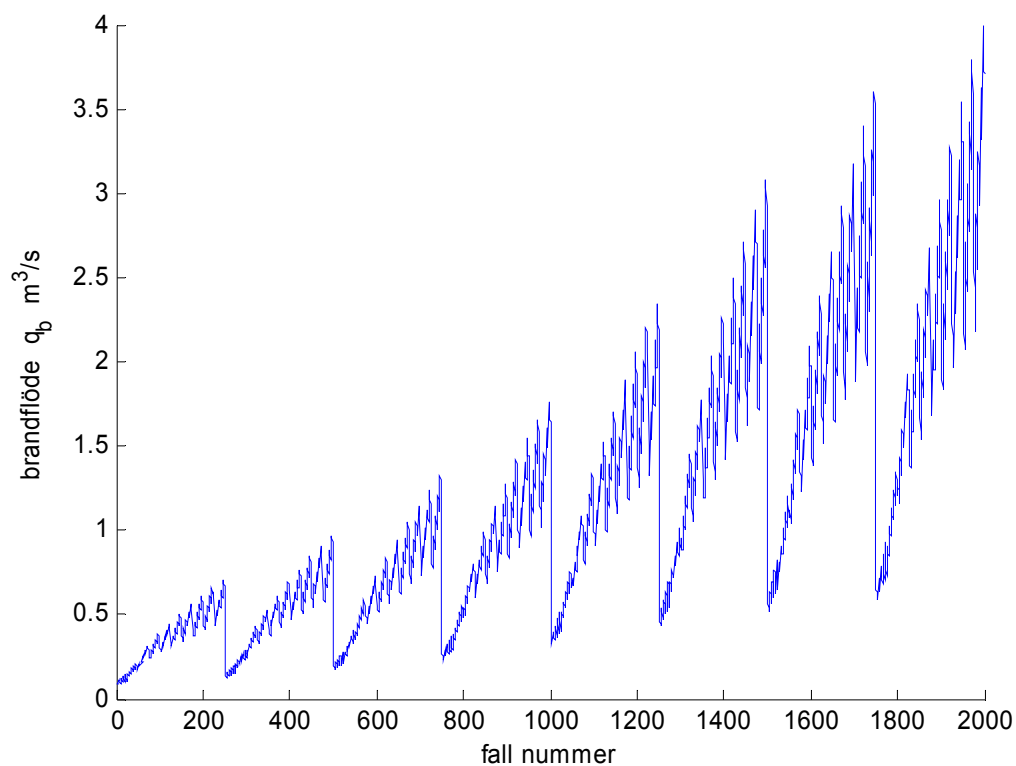


Figur 3.43 Brandtillväxthastighet  $\alpha$   $W/s^2$  som funktion av alla  $t^2$ -brandfall.

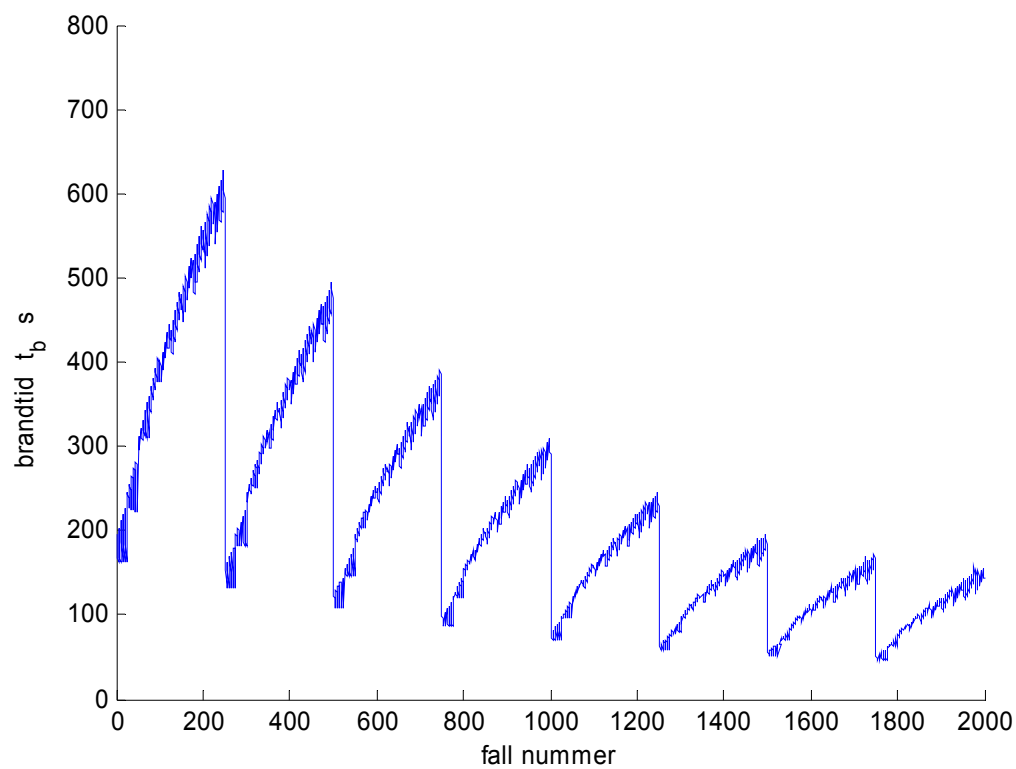


Figur 3.44 Golvyta  $A$   $m^2$  som funktion av alla  $t^2$ -brandfall.

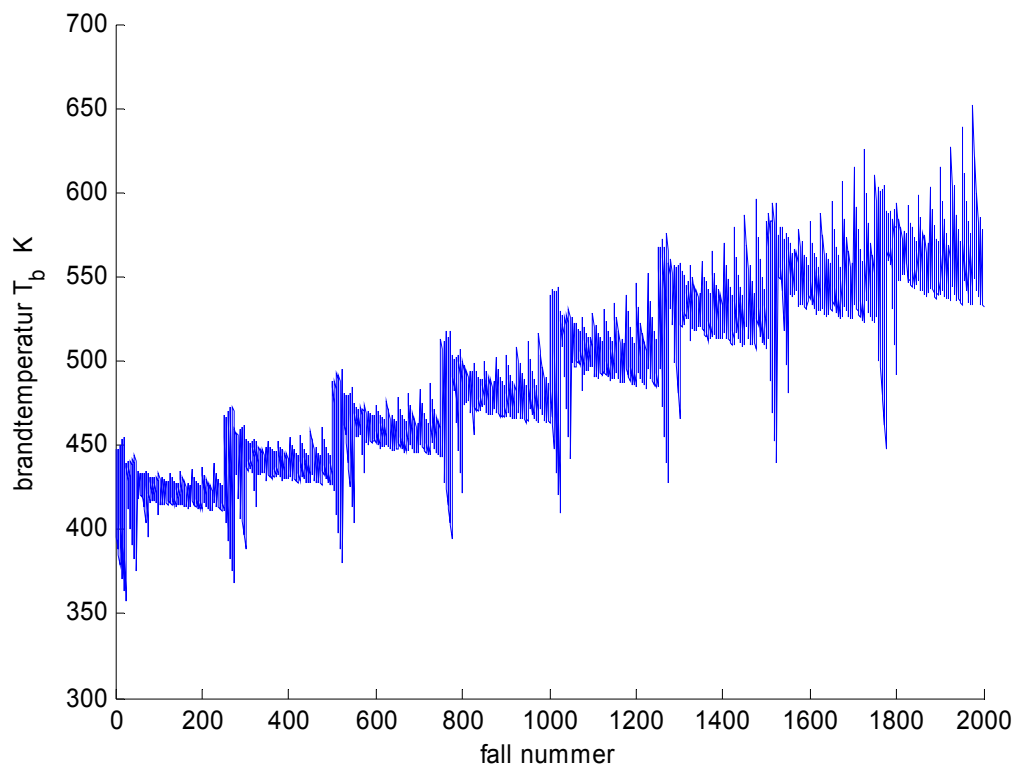




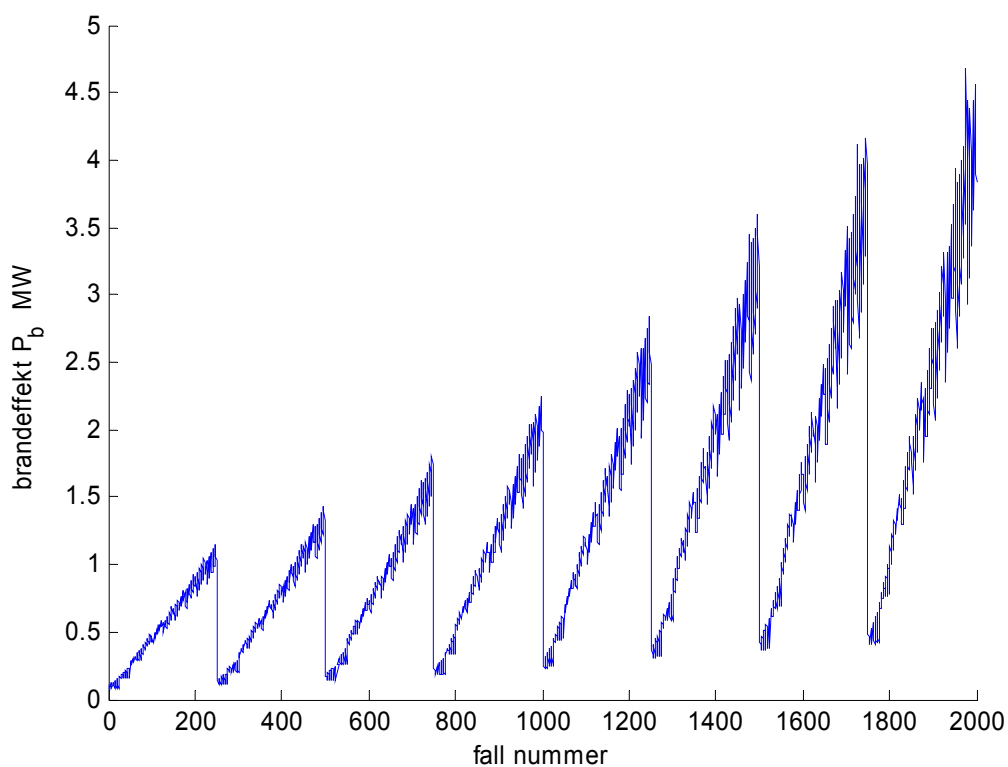
Figur 3.45 Simulerat brandflöde  $q_b$  som funktion av alla  $t^2$ -brandfall.



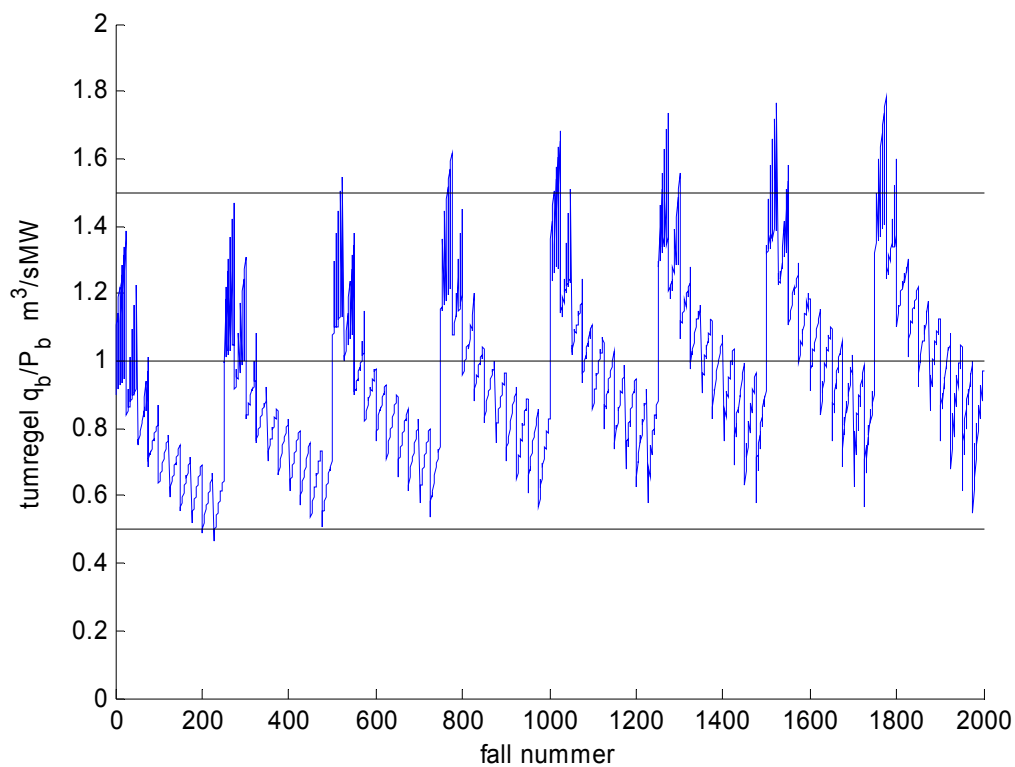
Figur 3.46 Simulerad brandtid  $t_b$  som funktion av alla  $t^2$ -brandfall.



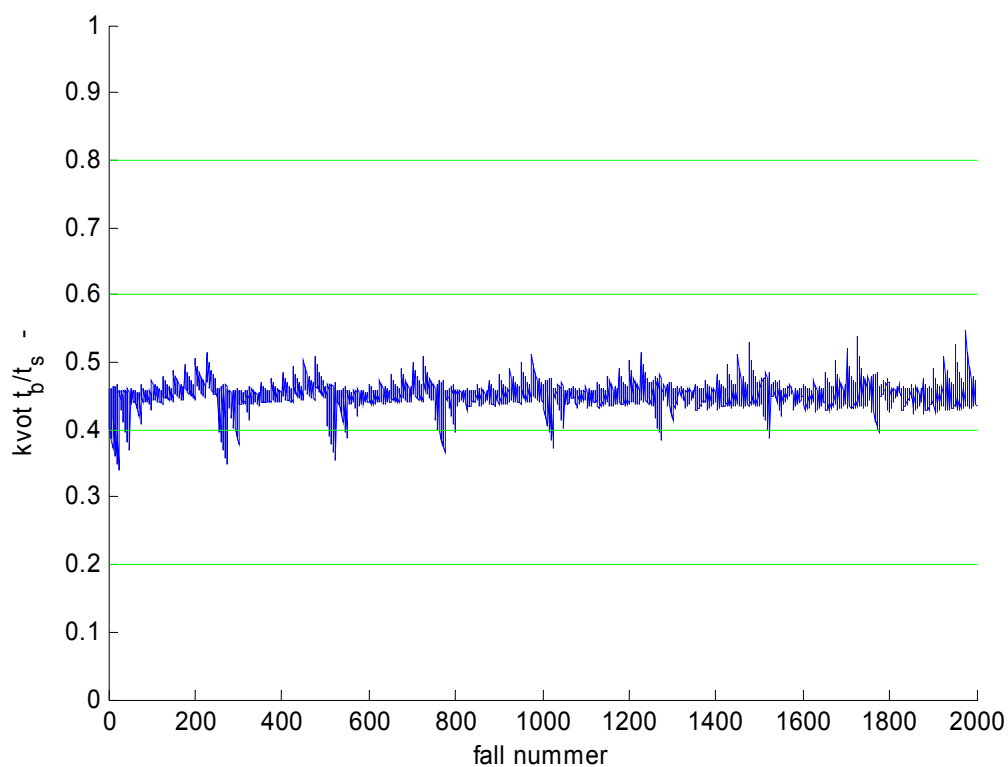
Figur 3.47 Simulerad brandtemperatur  $T_b$  som funktion av alla  $t^2$ -brandfall.



Figur 3.48 Simulerad brandeffekt  $P_b$  som funktion av alla  $t^2$ -brandfall.



Figur 3.49 Kvoten  $q_b/P_b$  m<sup>3</sup>/sMW som funktion av alla  $t^2$ -brandfall.



Figur 3.50 Kvoten  $t_b/t_s$  som funktion av alla  $t^2$ -brandfall.

### 3.28 Modellanpassning av $t^2$ -brandförlopp

En och samma enkla modell har använts för att beräkna simulerade värden, utdata, med uppgifter på olika parametrar, indata. Modellen kan skrivas som följer:

$$y = f \alpha^{e\alpha} A^{eA} h^{eh} V^{eV} u^{eu} \quad (3.9)$$

där  $y$  är någon av de fem tidigare redovisade simulerade värden för dimensionerande brandflöde med tillhörande brandtid, brandtemperatur, brandeffekt och brandhöjd (brandgaslagrets undre gränsnivå över golv).

Notera att uttrycket (3.9) innehåller rumsvolymen två gånger i form av produkten  $Ah$  och  $V$ . Modellanpassning skall givetvis ske med enbart parametrarna  $A$  och  $h$  i ett fall och enbart med parametern  $V$  i ett annat fall.

Exponenter i uttrycket (3.9) kan uppskattas teoretiskt för enbart parametrarna  $\alpha$  och  $V$  för ett brandförlopp som följer (3.1). Det råder följande proportionalitet för brandeffekt  $P$  och brandenergi  $E$  som följer:

$$P \sim \alpha t^n \sim q \quad (\text{brandeffekt})$$

$$E \sim \alpha t^{n+1} \sim V \sim V \Delta T \quad (\text{brandenergi})$$

Brandenergisambandet visar att brandförloppet begränsas av rumsvolymen och sammantaget fås följande proportionaliteter för brandtid  $t$ , brandflöde  $q$  och brandtemperaturändring  $\Delta T$ :

$$t \sim \alpha^{-1/(n+1)} V^{1/(n+1)} \quad (\text{brandtid})$$

$$q \sim \alpha^{1/(n+1)} V^{n/(n+1)} \quad (\text{brandflöde})$$

$$\Delta T \sim \alpha^0 V^0 \quad (\text{brandtemperaturändring})$$

Fyra olika modelltyper har använts med följande kombinationer av indataparametrar:

- modelltyp 1  $\alpha V$
- modelltyp 2  $\alpha V u$
- modelltyp 3  $\alpha A h$
- modelltyp 4  $\alpha A h u$

Dessa fyra modelltyper har tillämpats på de fem tidigare redovisade simulerade värden för dimensionerande brandflöde med tillhörande brandtid, brandtemperatur, brandeffekt och brandhöjd. Tabell 3.11 redovisar resultatet för brandflöde, brandtid och brandtemperatur med beräknat rotmedelkvadratfel  $rms$  för det relativa felet och modellparametrarna. Notera att det relativa felet rotmedelkvadratfel är mindre än 0.1 för samtliga modellfall.

Fallet med brandeffekt, som inte redovisas, kan beräknas direkt med modellen enligt (3.1) och brandtid. Fallet med brandhöjd gav ett mycket dåligt resultat med anpassning av modellen enligt (3.9) och tas därför inte med.

Tabell 3.11 Modellparameter för brandflöde, brandtid och brandtemperatur för  $t^2$ -brandfall

utdata	modell	rms	faktor					
			$f$	$ea$	$eA$	$eh$	$eV$	$eu$
$q_b$	1	0.099	0.0137	0.4231	0	0	0.5134	0
$q_b$	2	0.091	0.0131	0.4231	0	0	0.5134	-0.0427
$q_b$	3	0.062	0.0081	0.4231	0.5009	1.0394	0	0
$q_b$	4	0.049	0.0078	0.4231	0.5009	1.0394	0	-0.0427
$t_b$	1	0.049	86.677	-0.3328	0	0	0.3492	0
$t_b$	2	0.034	83.326	-0.3328	0	0	0.3492	-0.0400
$t_b$	3	0.047	92.821	-0.3328	0.3508	0.2799	0	0
$t_b$	4	0.033	89.232	-0.3328	0.3508	0.2799	0	-0.0400
$T_b$	1	0.045	379.29	0.0695	0	0	0.0035	0
$T_b$	2	0.031	365.58	0.0695	0	0	0.0035	-0.0373
$T_b$	3	0.043	409.33	0.0695	0.0054	-0.0736	0	0
$T_b$	4	0.029	394.54	0.0695	0.0054	-0.0736	0	-0.0373

Modelltyp 2 och 4 som har parametern  $u$  för fördelning av utluftning ger genomgående bäst resultat (lägst rms rotmedelkvadratfel), men i praktiken känner man inte alltid till på vilka nivåer som utluftning sker. Det återstår därför modelltyp 1 som har volymen  $V$  som indataparameter och modelltyp 3 som har både golvarean  $A$  och rumshöjden  $h$  som indataparametrar.

Skillnaden mellan modelltyp 1 och 3 är marginell för brandtid och brandtemperatur, medan modelltyp 3 ger något bättre resultat för brandflödet.

De olika exponenterna i Tabell 3.11 visar hur olika indataparametrar påverkar olika utdatavariabler. Notera att alla exponenter är lika för samma utdatavariabel och detta beror på att alla indataparametrar är oberoende av varandra, eftersom alla kombinationer har beräknats.

Ökande brandtillväxthastighet ökar brandflödet, minskar brandtiden och ökar brandtemperaturen marginellt.

Ökande golvyta ökar brandflödet, ökar brandtiden och ökar brandtemperaturen obetydligt.

Ökande rumshöjd ökar brandflödet betydligt, ökar brandtiden och minskar brandtemperaturen obetydligt.

Ökande rumsvolym ökar brandflödet, ökar brandtiden och ökar brandtemperaturen obetydligt.

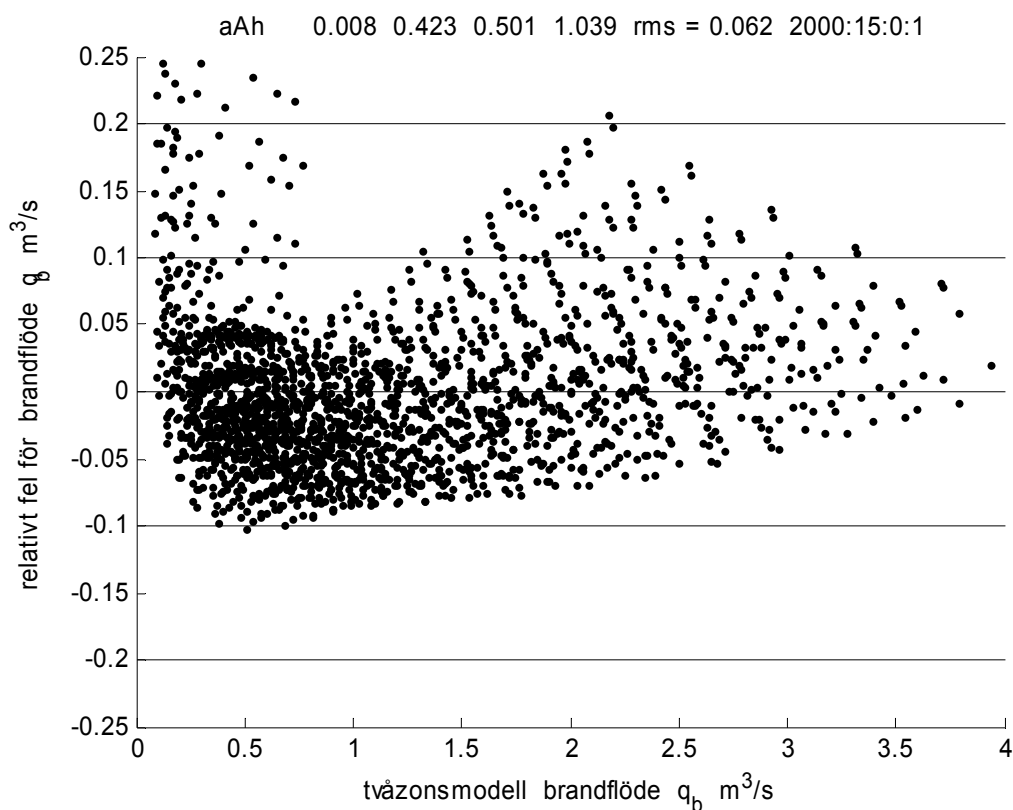
Ökande fördelning av utluftning till den nedre zonen minskar i samtliga fall brandflödet, brandtiden och brandtemperaturen.

Det relativa felet redovisas för modell 3 och för brandflöde, brandtid och brandtemperatur i Figur 3.51-53 som funktion av det simulerade värde och överst till höger anges antalet data i/över/ under/till höger om figurdiagrammen.

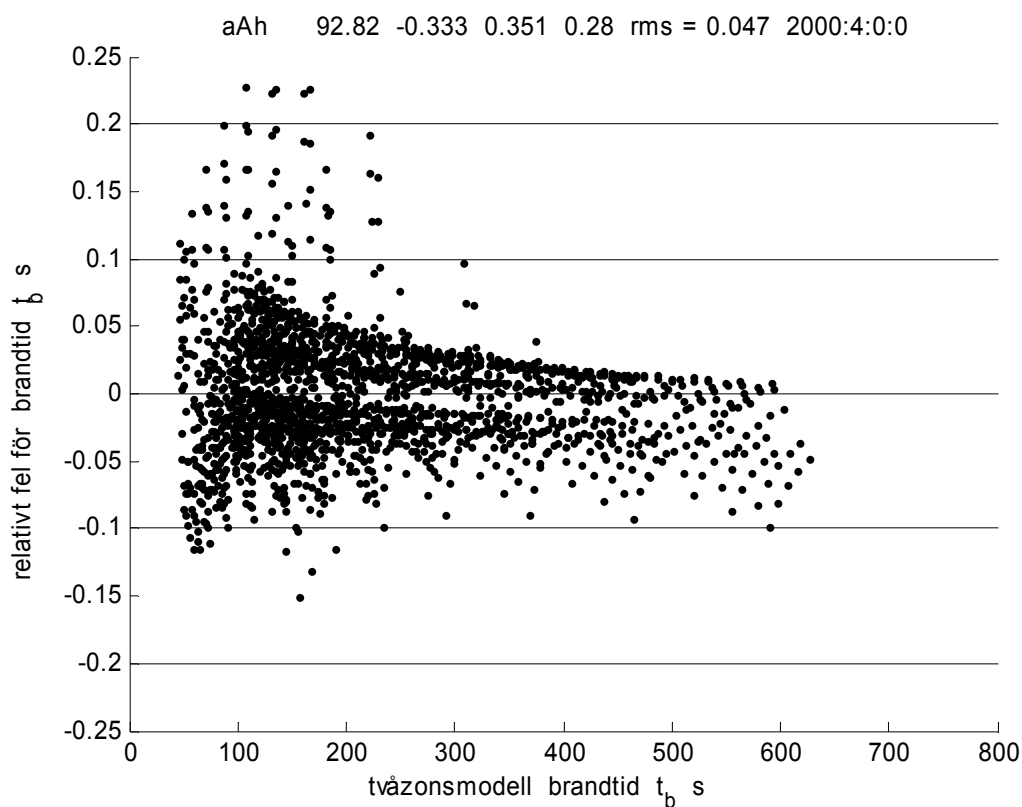
Några kommentarer till siffrorna i Tabell 3.11 är följande. Det finns ett beräkningsuttryck för dimensionerande brandflöde  $q_b$  i Gordonova (1998) på formen:

$$q_b = 0.28 \alpha_*^{0.43} V^{0.53} \quad (\text{m}^3/\text{s}) \quad (3.10)$$

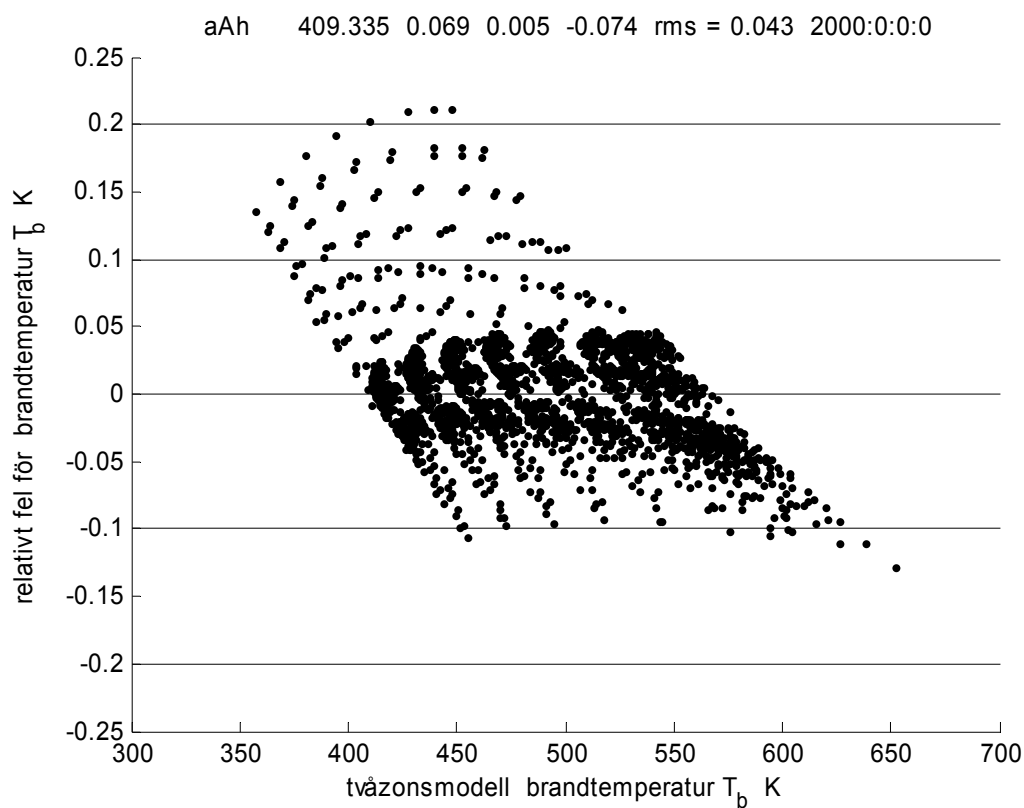
där parametern  $\alpha_*$  har den olämpliga sorten  $\text{kW}/\text{s}^2$ . Beräkningsuttrycket ovan är bygger på endast tjugotvå simuleringar (1996) med programmet DSLAYV beskrivet i Hägglund (1986). Ovanstående modell (3.10) motsvarar modell 1 och enligt Tabell 3.11 är de tre modellparametrarna 0.0137, 0.4231 och 0.5134. Omräkning av konstanten 0.28 med den olämpliga sorten  $\text{kW}/\text{s}^2$  till sorten  $\text{W}/\text{s}^2$  ger siffrvärdet 0.0144 ( $0.28 / 1000^{0.43}$ ). Detta innebär att beräkningsmodellen enligt (3.10) och modell 1 är mycket lika varandra.



Figur 3.51 Relativt fel för brandflöde  $q_b$  som funktion av simulerat värde för modell 3.



Figur 3.52 Relativt fel för brandtid  $t_b$  som funktion av simulerat värde för modell 3.



Figur 3.53 Relativt fel för brandtemperatur  $T_b$  som funktion av simulerat värde för modell 3.

### 3.29 Korrektion för begränsad brandeffekt för $t^2$ -brandförlopp

Brandeffekten har varit obegränsad i de tidigare avsnitten, men i praktiken har ett brandföremål oftast en begränsad effekt som här betecknas  $P_{max}$ . Det gäller därför att kontrollera att den dimensionerande brandeffekten  $P_b$  är mindre än den begränsade brandeffekten  $P_{max}$  eller om så inte är fallet att göra en omskalning med hjälp av de andra dimensionerande samhörande variablerna brandflöde  $q_b$ , brandtid  $t_b$ , brandtemperatur  $T_b$  och brandeffekt  $P_b$ . Brandtid  $t_b$  och brandtemperatur  $T_b$  beräknas med (3.9) och parametrar enligt Tabell 3.11. Brandeffekt  $P_b$  beräknas med (3.1), brandtillväxtparameter  $\alpha_n$ , tidsexponent  $n$  och brandtid  $t_b$ .

Tidsexponenten  $n$  är lika med 2 för  $t^2$ -brandförlopp.

Steg 1: Beräkna den relativa begränsade brandtiden  $t_{max}/t_b$  som följer:

$$t_{max}/t_b = (P_{max}/P_b)^{1/n} \quad (-) \quad (3.11)$$

Steg 2: Bestäm tumregelkvoten  $k_b$  för det dimensionerande obegränsade fallet som följer:

$$k_b = q_b/P_b \quad (\text{m}^3/\text{sMW}) \quad (3.12)$$

Steg 3: Bestäm tumregelkvoten  $k_{max}$  för det dimensionerande begränsade fallet med linjär interpolation mellan  $k_b$  och  $k_0$  för den relativa brandtiden  $t_{max}/t_b$  mellan 0 och 1 som följer:

$$k_{max} = k_0 - (k_0 - k_b) t_{max}/t_b \quad (\text{m}^3/\text{sMW}) \quad (3.13)$$

Steg 4: Beräkna brandflödet  $q_{max}$  för begränsad effekt som följer:

$$q_{max} = k_{max} P_{max} \quad (\text{m}^3/\text{s}) \quad (3.14)$$

Steg 5: Beräkna brandtemperaturen  $T_{max}$  för begränsad effekt som följer:

$$T_{max} = T_s + (T_b - T_s) (t_{max}/t_b)^{n+1} \quad (\text{K}) \quad (3.15)$$

En kommentar till Steg 3 är att ett stort antal simulering visar att tumregelkvoten avtar delvis linjärt från ett högsta värde  $k_0$  vid starten  $t=0$  till det dimensionerande värdet  $k_b$  för den obegränsade branden. Startkvoten  $k_0$  kan beräknas med uttrycket (3.8) och blir högst 2.84  $\text{m}^3/\text{sMW}$  för en helt konvektiv brandeffekt utan någon strålning. En strålningsandel på 0.3 ger en startkvot  $k_0$  på 2  $\text{m}^3/\text{sMW}$ .

En kommentar till Steg 5 är att temperaturändringen antas vara proportionell mot tillförd brandenergi, som i sin tur är proportionell mot  $t^{n+1}$  för  $t^n$ -bränder.



### 3.30 Korrektion för sprinklerutlösning för $t^2$ -brandförlopp

Sprinklerutlösning kan ske innan att det dimensionerande brandflödet inträffar. Detta begränsar brandflödet. Antag att brandflödet begränsas till det som råder är sprinkler löser ut.

En enkel sprinklersimulering har gjorts med utlösningstemperaturen 68 °C och tre sprinkler med tidskonstanterna 60, 120 och 180 s eller siffermässigt samma RTI-värden under förutsättning att lufthastigheten är 1 m/s kring sprinklern. Sprinklerns starttemperatur är 20 °C. Sprinklerns omgivningstemperatur är den övre zonens lufttemperatur.

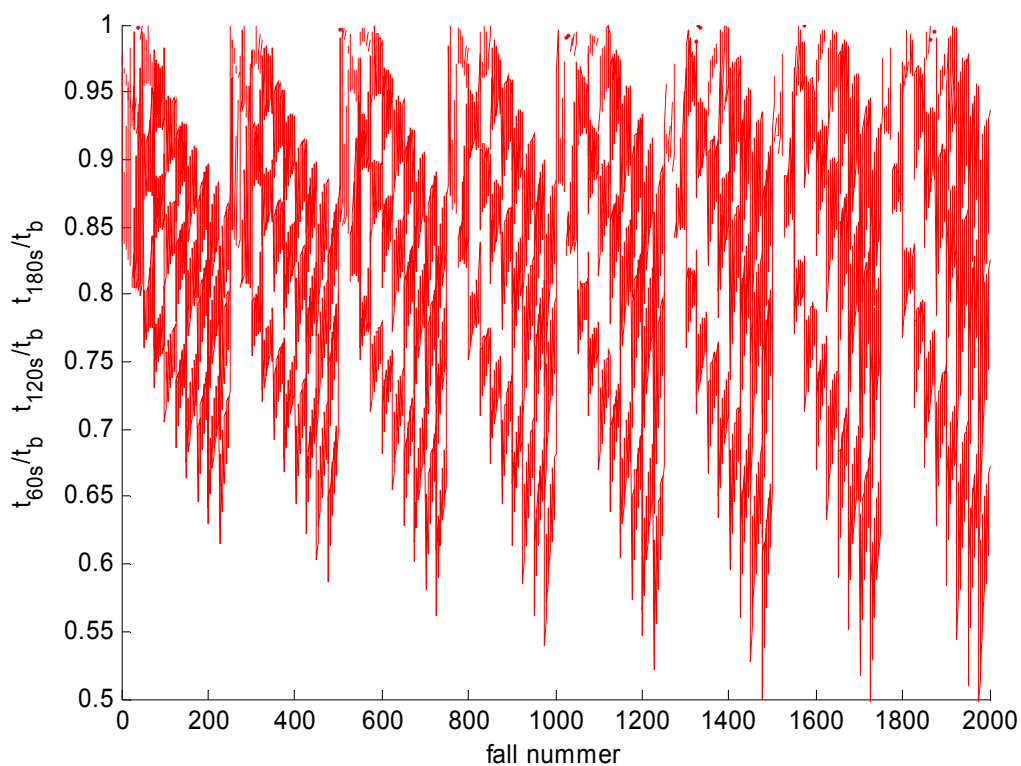
Antalet utlösta fall blev 1934, 1689 och 1263 utav 2000 för de tre tidskonstanterna.

De tre tidskvoten  $t_{60s}/t_b$ ,  $t_{120s}/t_b$  och  $t_{180s}/t_b$  redovisas i Figur 3.54 och de tre kvoterna visar att den dimensionerande brandtiden minskas betydligt. Detta gäller också för motsvarande flödeskvoter  $q_{60s}/q_b$ ,  $q_{120s}/q_b$  och  $q_{180s}/q_b$ , vilka redovisas i Figur 3.55.

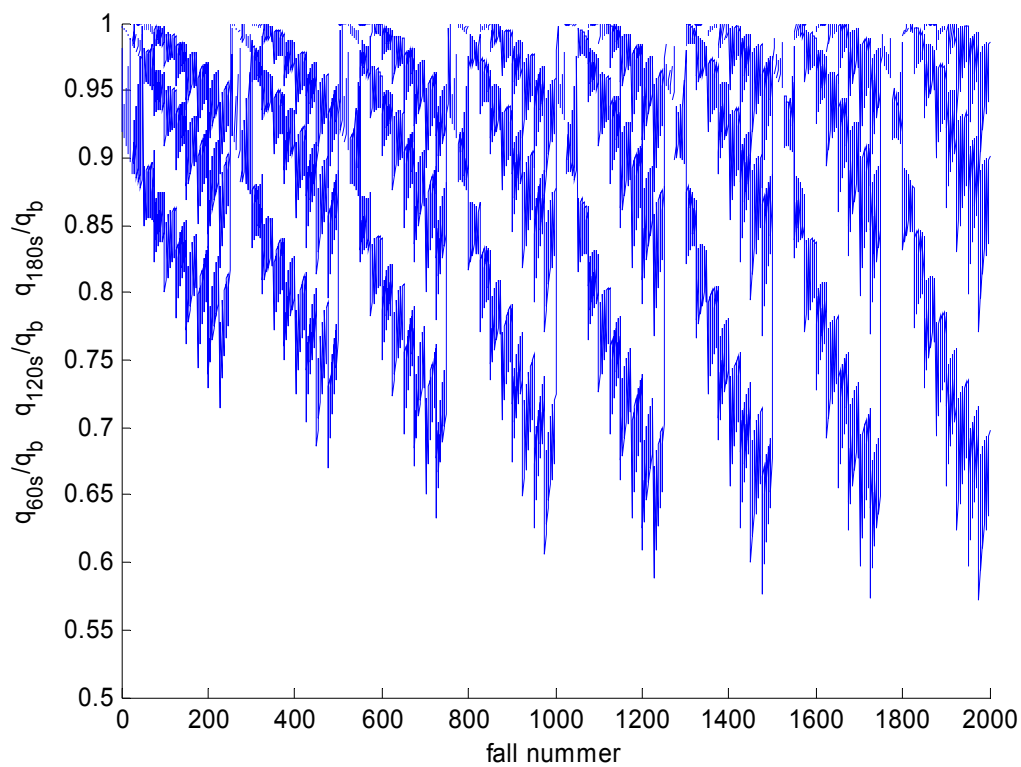
Modell Anpassning har gjorts på samma sätt som tidigare och resultatet redovisas i Tabell 3.12 nedan. Modell 3 är nästan identisk med modell 4, som har en parameter mer. Det relativa felet för brandtiden  $t_{120s}$  redovisas i Figur 3.56.

Tabell 3.12 Modellparameter för brandflöde, brandtid och brandtemperatur för  $t^2$ -brandfall

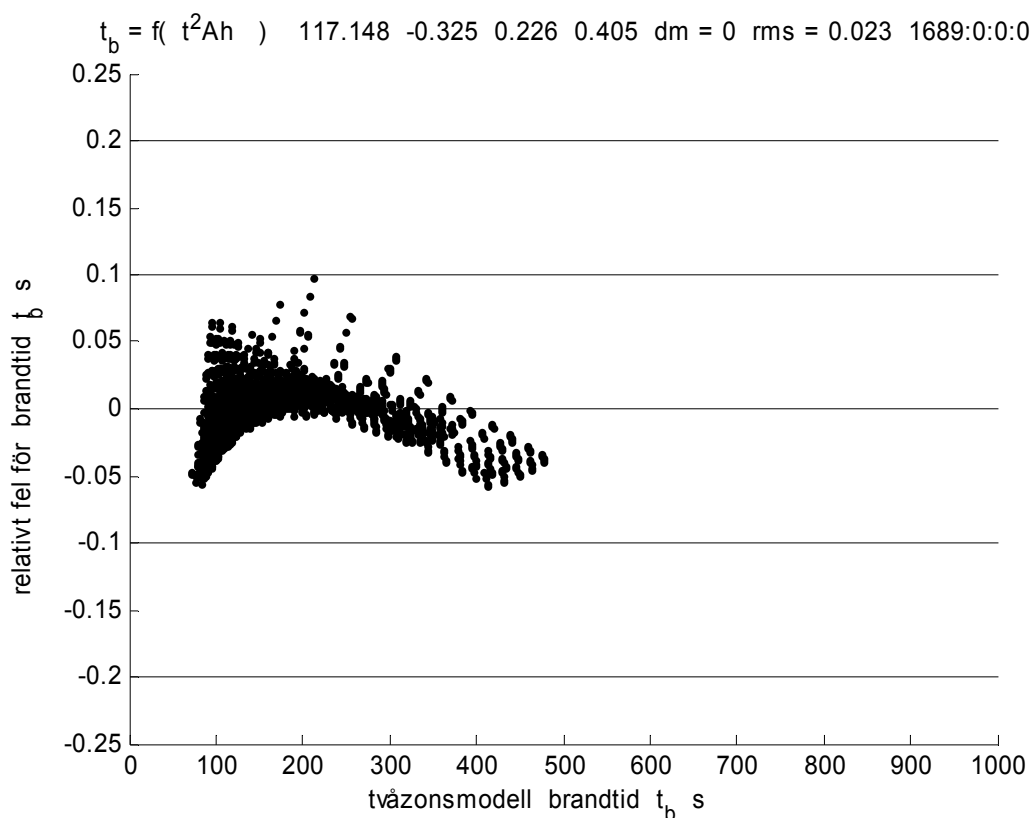
utdata	modell	rms	faktor		exponent $ex$ för parameter $x$				
			$f$	$ea$	$eA$	$eh$	$eV$	$eu$	
$t_{60s}$	1	0.048	130.5153	-0.3413			0	0.2216	0
$t_{120s}$	1	0.034	136.3616	-0.3258	0		0	0.2340	0
$t_{180s}$	1	0.024	138.1643	-0.3231	0		0	0.2479	0
$t_{60s}$	2	0.048	131.2846	-0.3413	0		0	0.2213	0.0042
$t_{120s}$	2	0.034	137.7221	-0.3259	0		0	0.2332	0.0052
$t_{180s}$	2	0.024	139.1839	-0.3230	0		0	0.2471	0.0026
$t_{60s}$	3	0.034	104.9049	-0.3413	0.2146	0.4503		0	0
$t_{120s}$	3	0.023	117.1484	-0.3255	0.2262	0.4049		0	0
$t_{180s}$	3	0.014	128.9035	-0.3217	0.2328	0.3745		0	0
$t_{60s}$	4	0.034	105.5894	-0.3413	0.2142	0.4506		0	0.0052
$t_{120s}$	4	0.022	118.4109	-0.3255	0.2252	0.4050		0	0.0061
$t_{180s}$	4	0.014	130.1883	-0.3215	0.2315	0.3742		0	0.0037



Figur 3.54 De tre kvoten  $t_{60s}/t_b$ ,  $t_{120s}/t_b$  och  $t_{180s}/t_b$  som funktion av alla  $t^2$ -brandfall.



Figur 3.55 De tre kvoten  $q_{60s}/q_b$ ,  $q_{120s}/q_b$  och  $q_{180s}/q_b$  som funktion av alla  $t^2$ -brandfall.



Figur 3.56 Relativt fel för brandtid  $t_{120s}$  som funktion av simulerat värde för modell 3.

### 3.31 Korrektion för fönstersprängning för $t^2$ -brandförlopp

Fönstersprängning kan tryckavlasta ett brandrum varvid risken för brandgasspridning försvinner. Dagens fönster består ofta av minst två fönsterglas och även om det inre utsatta glaset går sönder skyddas nästa glas av kvarstående rester.

Beräkningar har skett med två glastjocklekar 4 och 6 mm, densitet  $2500 \text{ kg/m}^3$ , specifikt värme  $800 \text{ J/kgK}$  och värmeövergångstal till den övre zonen om  $30 \text{ W/Km}^2$  och utåt om  $10 \text{ W/Km}^2$ . Detta ger tidskonstanterna 200 och 300 s för de två glastjocklekarna. Starttemperatur var  $20 \text{ }^\circ\text{C}$ . Sprängningstemperaturer var satt till  $70 \text{ }^\circ\text{C}$ . Antalet sprängningar var 248 för 4 mm och 8 för 6 mm utav 2000 möjliga fall.

Det mindre antalet sprängningar 248 st för fönstertidskonstanten 200 s jämfört med 1263 st för sprinklertidskonstanten 180 s beror på att fönsterglasets både värms av den övre zonen och kyls av omgivningen. Sprinklern värms enbart av den övre zonen.

Tabell 3.13 Modellparameter för brandflöde, brandtid och brandtemperatur för  $t^2$ -brandfall

utdata	modell	rms	faktor		exponent $ex$ för parameter $x$			
			$f$	$ea$	$eA$	$eh$	$eV$	$eu$
$t_{4mm}$	1	0.012	127.3504	-0.3311	0	0	0.2883	0
$t_{4mm}$	2	0.012	126.4471	-0.3313	0	0	0.2888	-0.0024
$t_{4mm}$	3	0.010	147.4668	-0.3299	0.2510	0.3291	0	0
$t_{4mm}$	4	0.010	152.3947	-0.3293	0.2446	0.3342	0	0.0039

Det använda värmeövergångstalet  $30 \text{ W/Km}^2$  är nog tilltaget i överkant, vilket överskattar antalet fönstersprängningar. Ett lägre värde minskar antalet fönstersprängningar betydligt. En enkel slutsats är därför att fönstersprängning kan knappast tryckavlasta ett brandrum innan det dimensionerande brandflödet uppstår.

### 3.32 Simuleringsfall för modellanpassning av $t^1$ -brandförlopp

Samma simuleringsfall har använts som för  $t^2$ -brandförlopp tidigare i avsnitt 3.27. Enda skillnaden är att den linjära effektändringen beskrivs som tiden för att nå effekten 1 MW. De åtta tiderna är 600, 450, 300, 225, 150, 125, 100 och 75 s.

Största brandflöde  $q_b$  och tillhörande brandtid  $t_b$ , brandtemperatur  $T_b$  och brandeffekt  $P_b$  i Figur 3.57-60. Tumregelkvoten mellan brandflöde  $q_b$  och brandeffekt  $P_b$  redovisas i Figur 3.61 och varierar grovt mellan 0.5 och 1.5.

Kvoten mellan dimensionerande brandtiden  $t_b$  och den teoretiska möjliga brandtiden  $t_s$  redovisas i Figur 3.62 och har ett medelvärde på 0.25. Detta innebär att endast andelen  $0.06$  ( $0.25^2$ ) av den ursprungliga rumsluftens syremängd har förbrukats.

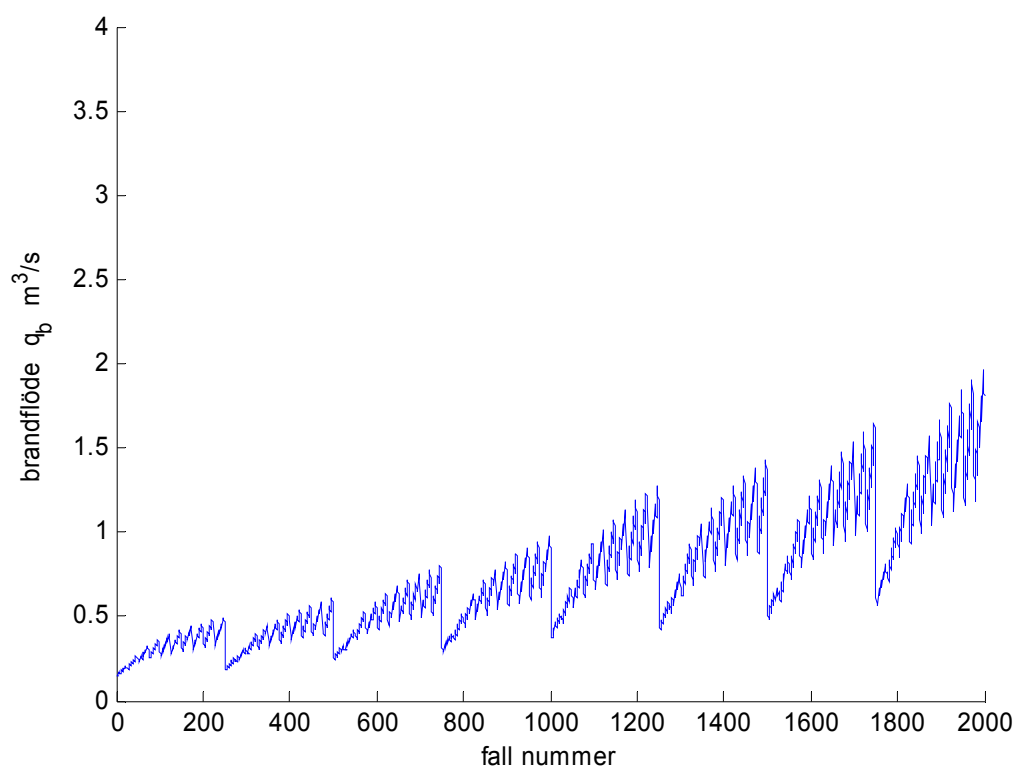
### 3.33 Modellanpassning av $t^1$ -brandförlopp

Samma modellanpassning redovisas som för  $t^2$ -brandförlopp tidigare i avsnitt 3.28. Tabell 3.14 redovisar resultatet för brandflöde, brandtid och brandtemperatur med beräknat rotmedelkvadratfel  $rms$  för det relativa felet och modellparametrarna. Notera att det relativa felets rotmedelkvadratfel är mindre än 0.1 för samtliga modellfall.

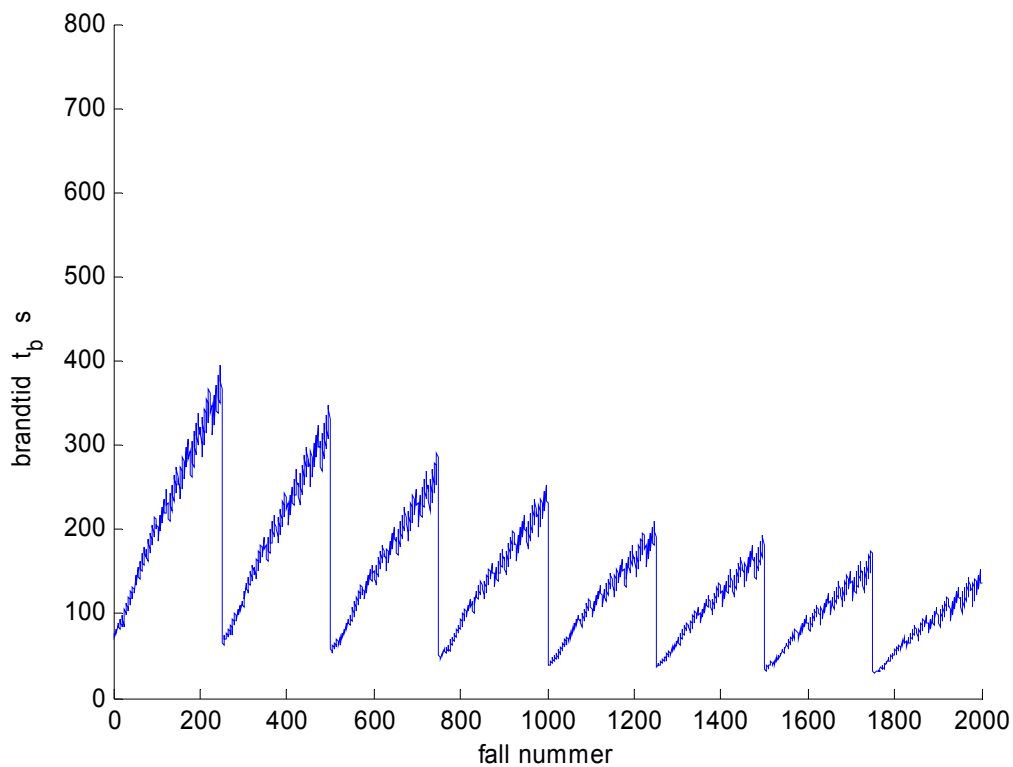
Det relativa felet redovisas för modelltyp 3 och för brandflöde, brandtid och brandtemperatur i Figur 3.63-65 som funktion av det simulerade värde och överst till höger anges antalet data i/över/ under/till höger om figurdiagrammen.

Tabell 3.14 Modellparameter för brandflöde, brandtid och brandtemperatur för  $t^l$ -brandfall

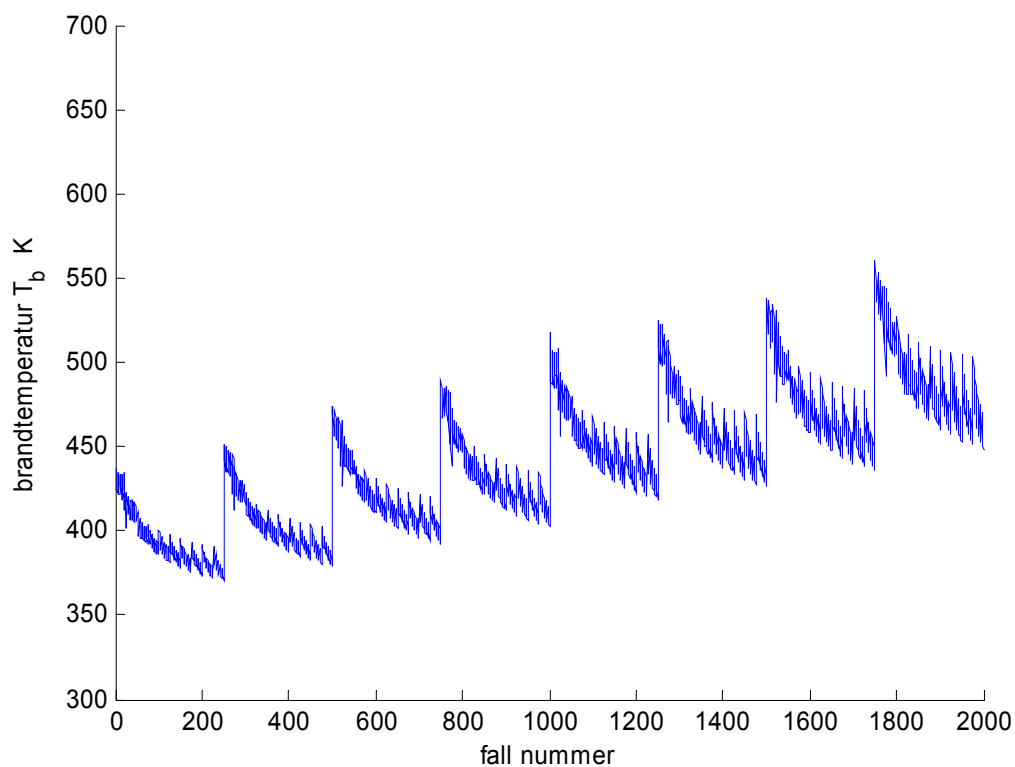
utdata	modell	rms	faktor		exponent $ex$ för parameter $x$			
			$f$	$ea$	$eA$	$eh$	$eV$	$eu$
$q_b$	1	0.093	0.000561	0.6484	0	0	0.2855	0
$q_b$	2	0.088	0.000542	0.6484	0	0	0.2855	-0.0347
$q_b$	3	0.041	0.000321	0.6484	0.2721	0.8519	0	0
$q_b$	4	0.028	0.000310	0.6484	0.2721	0.8519	0	-0.0347
$t_b$	1	0.047	538.7339	-0.4626	0	0	0.4646	0
$t_b$	2	0.026	514.6152	-0.4626	0	0	0.4646	-0.0464
$t_b$	3	0.046	510.3128	-0.4626	0.4634	0.5195	0	0
$t_b$	4	0.025	487.4665	-0.4626	0.4634	0.5195	0	-0.0464
$T_b$	1	0.019	225.6391	0.1051	0	0	-0.0431	0
$T_b$	2	0.010	221.4813	0.1051	0	0	-0.0431	-0.0188
$T_b$	3	0.018	233.8336	0.1051	-0.0423	-0.0792	0	0
$T_b$	4	0.009	229.5248	0.1051	-0.0423	-0.0792	0	-0.0188



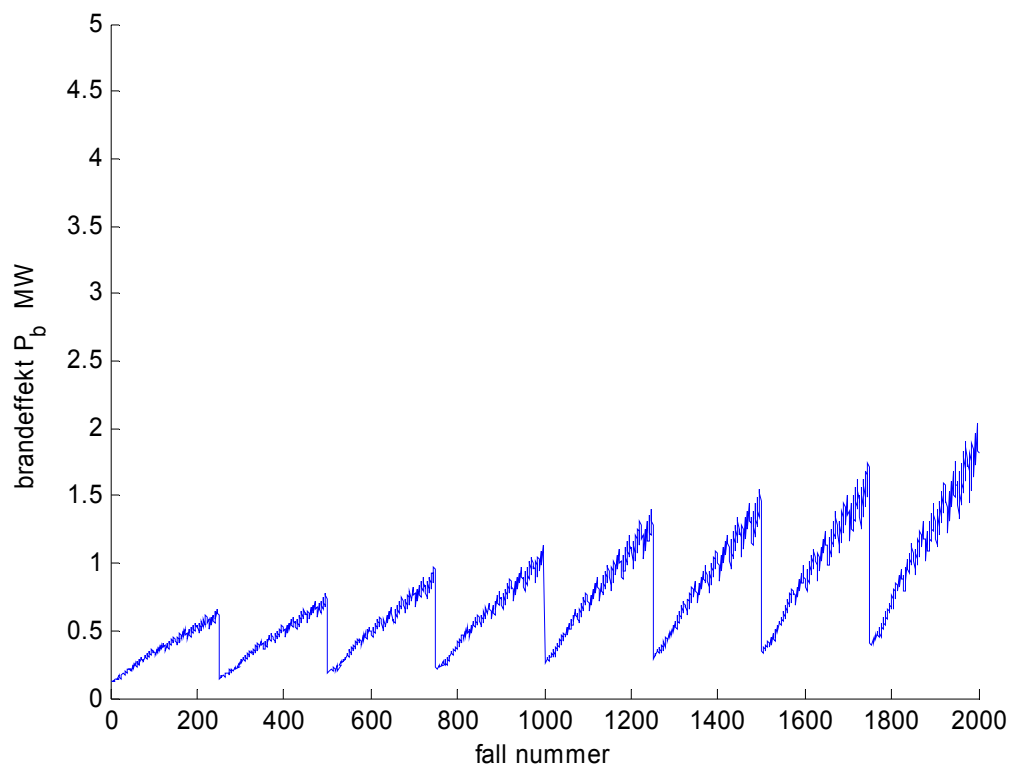
Figur 3.57 Simulerat brandflöde  $q_b$  som funktion av alla  $t^l$ -brandfall.



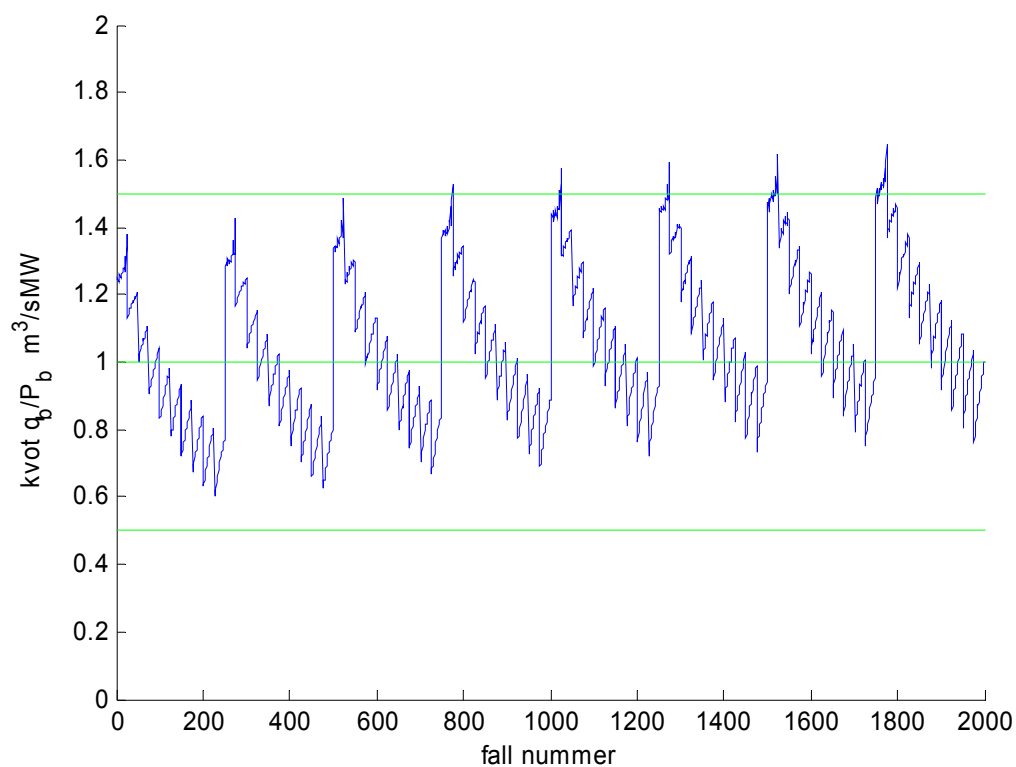
Figur 3.58 Simulerad brandtid  $t_b$  som funktion av alla  $t^l$ -brandfall.



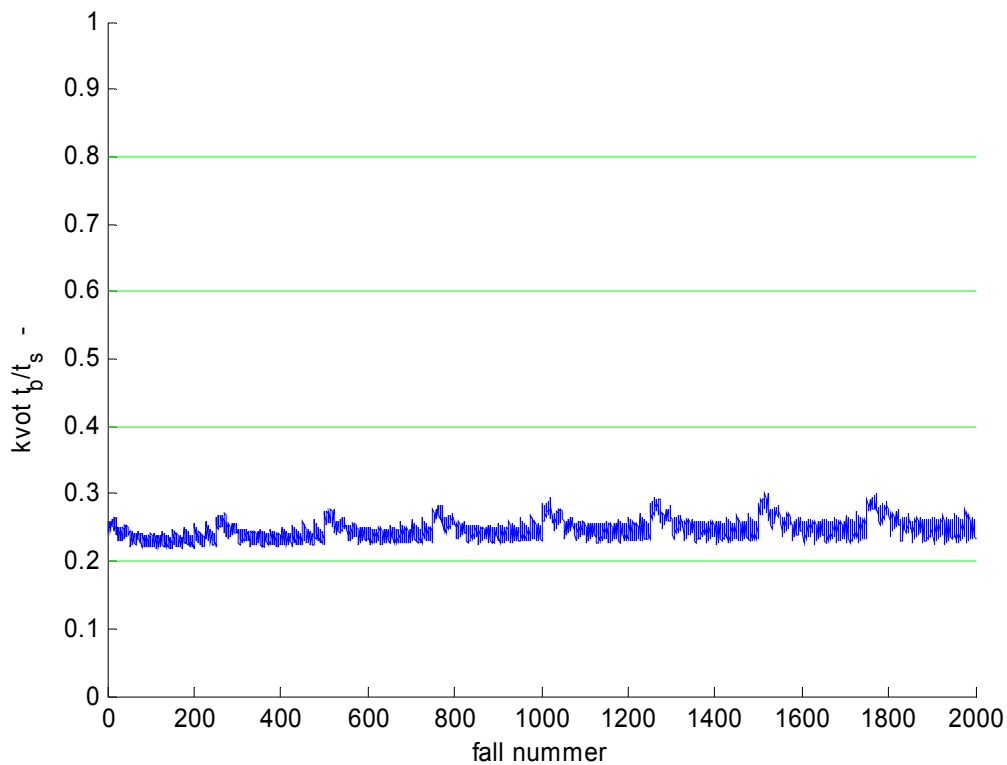
Figur 3.59 Simulerad brandtemperatur  $T_b$  som funktion av alla  $t^l$ -brandfall.



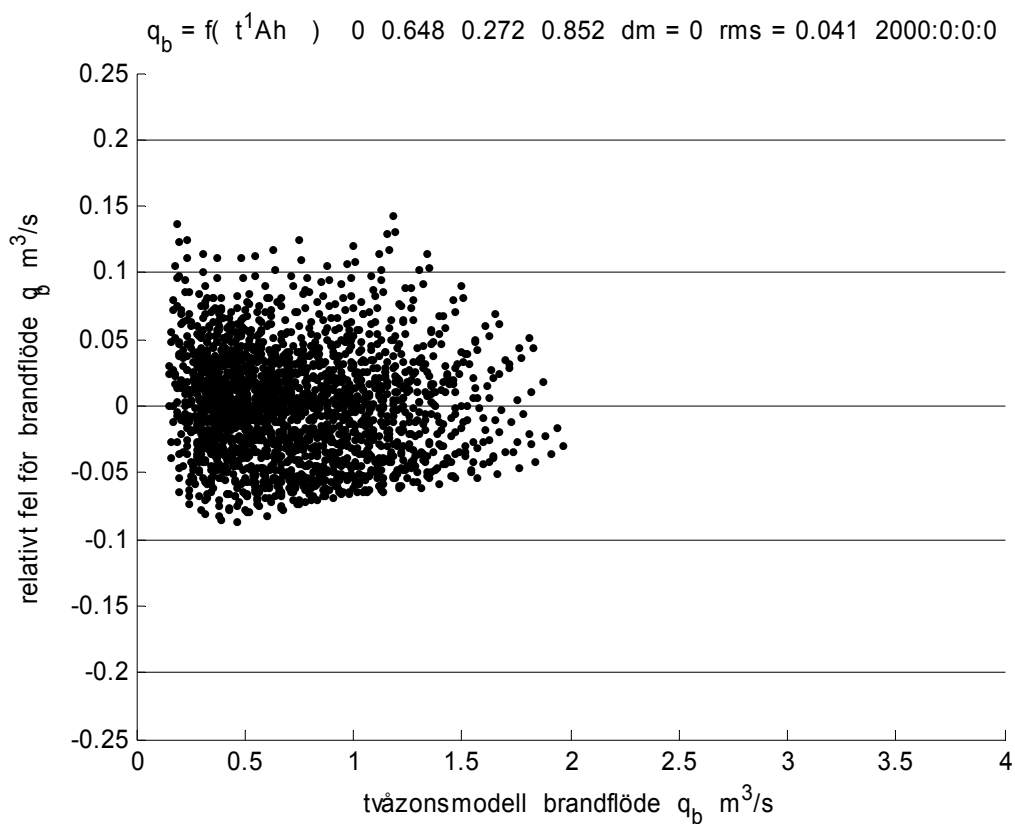
Figur 3.60 Simulerad brandeffekt  $P_b$  som funktion av alla  $t^l$ -brandfall.



Figur 3.61 Kvoten  $q_b/P_b$   $m^3/sMW$  som funktion av alla  $t^l$ -brandfall.

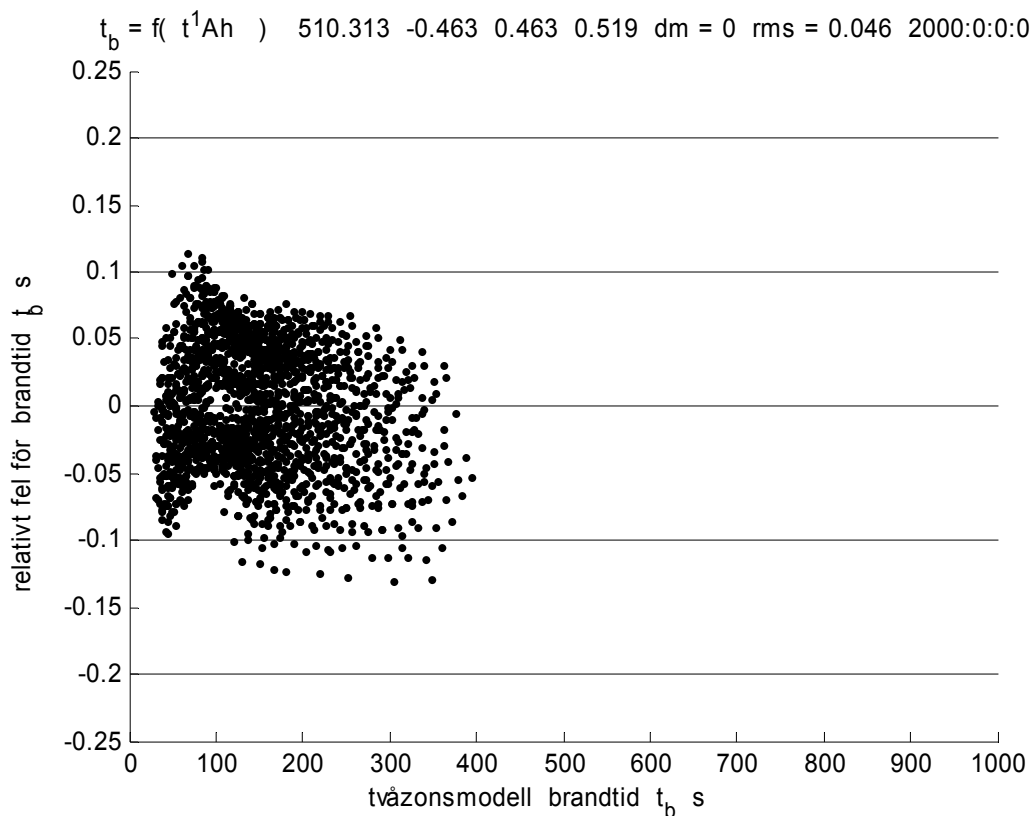


Figur 3.62 Kvoten  $t_b/t_s$  som funktion av alla  $t^l$ -brandfall.

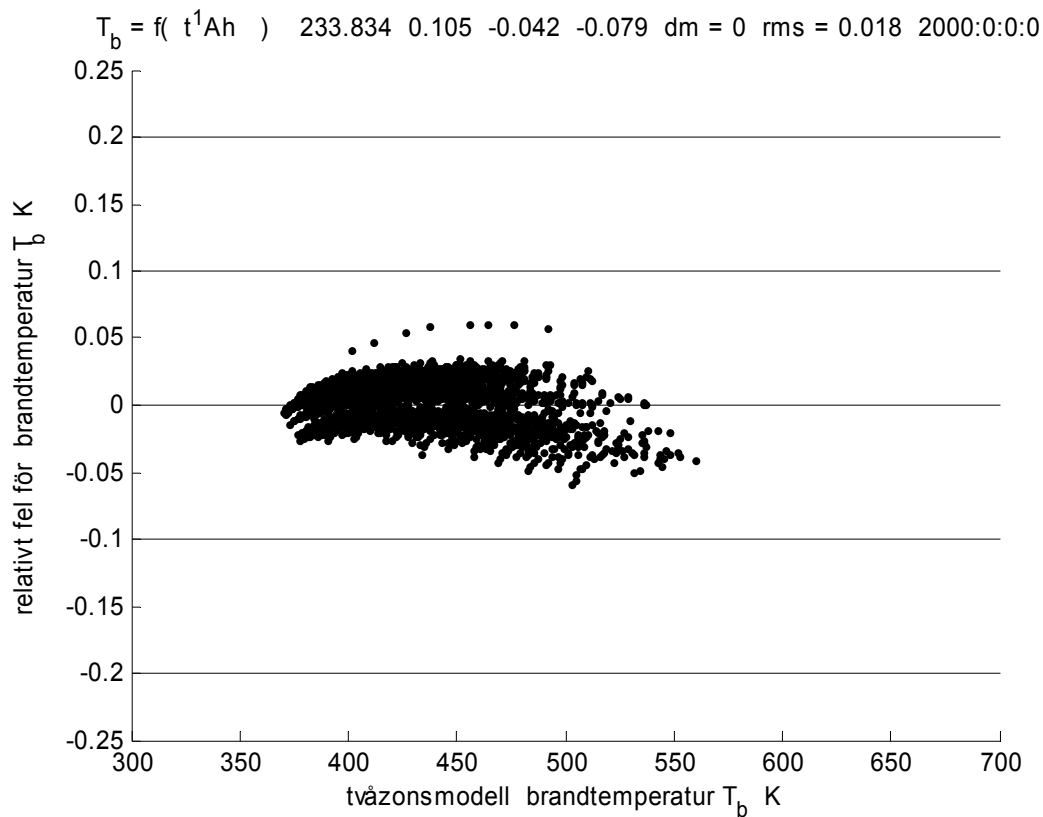


Figur 3.63 Relativt fel för brandflöde  $q_b$  som funktion av simulerat värde för modell 3.





Figur 3.64 Relativt fel för brandtid  $t_b$  som funktion av simulerat värde för modell 3.



Figur 3.65 Relativt fel för brandtemperatur  $T_b$  som funktion av simulerat värde för modell 3.

### 3.34 Korrektion för begränsad brandeffekt för $t^1$ -brandförlopp

Samma korrektion kan göras för begränsad brandeffekt för  $t^1$ -brandförlopp som i avsnitt 3.29 för  $t^2$ -brandförlopp. Beräkningsuttrycken (3.11-15) kan användas med enda skillnaden att tidsexponenten  $n$  är lika med 1.

### 3.35 Korrektion för sprinklerutlösning för $t^1$ -brandförlopp

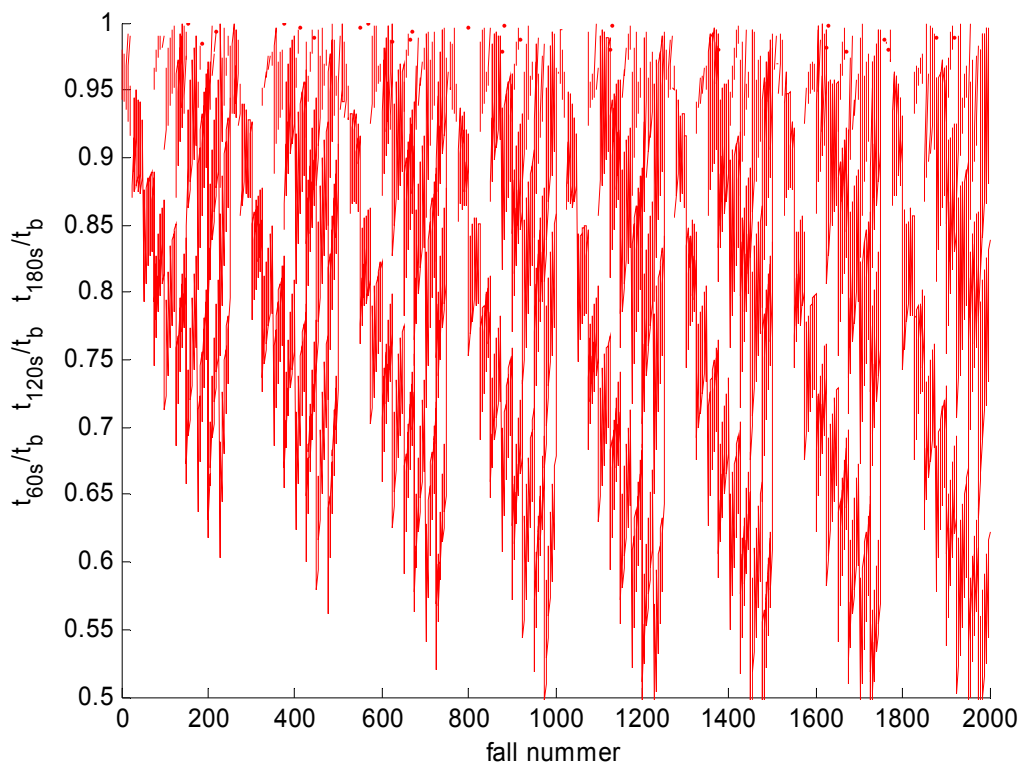
Samma sprinklerberäkning har genomförts för  $t^1$ -brandförlopp som för  $t^2$ -brandförlopp i avsnitt 3.30. Antalet utlösta fall blev 1920, 1263 och 471 utav 2000 för de tre tidskonstanterna 60, 120 och 180 s.

De tre tidskvoten  $t_{60s}/t_b$ ,  $t_{120s}/t_b$  och  $t_{180s}/t_b$  redovisas i Figur 3.66 och de tre kvoterna visar att den dimensionerande brandtiden minskas betydligt. Detta gäller också för motsvarande flödeskvoter  $q_{60s}/q_b$ ,  $q_{120s}/q_b$  och  $q_{180s}/q_b$ , vilka redovisas i Figur 3.67.

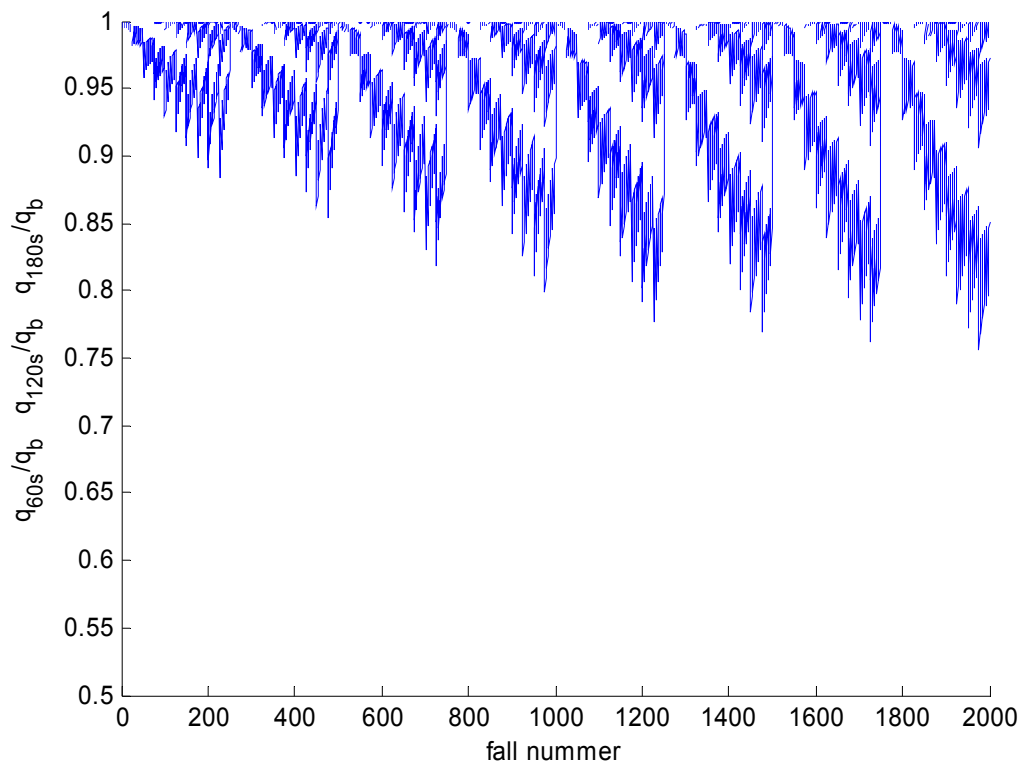
Modell Anpassning har gjorts på samma sätt som tidigare och resultatet redovisas i Tabell 3.15 nedan. Modell 3 är nästan identisk med modell 4, som har en parameter mer. Det relativa felet redovisas för tidskvoten  $t_{120s}$  i Figur 3.68.

Tabell 3.15 Modellparameter för brandflöde, brandtid och brandtemperatur för  $t^1$ -brandfall

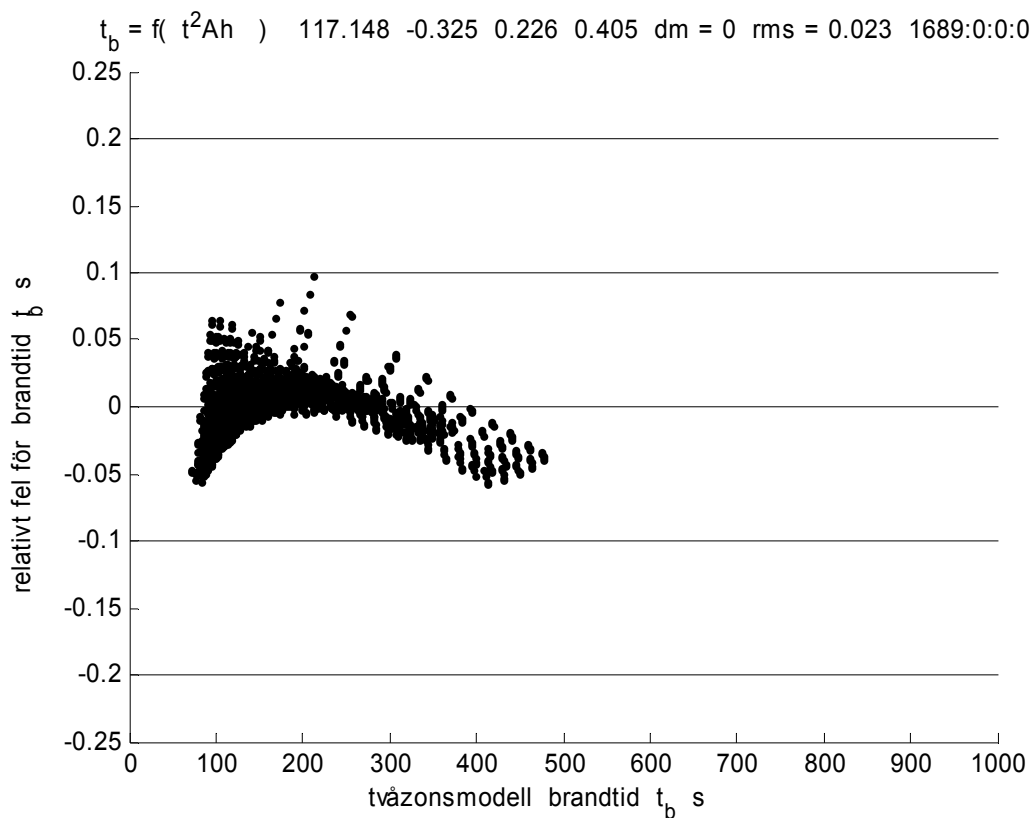
utdata	modell	$rms$	faktor		exponent $ex$ för parameter $x$			
			$f$	$ea$	$eA$	$eh$	$eV$	$eu$
$t_{60s}$	1	0.0760	1548.1	-0.5260	0	0	0.3101	0
$t_{120s}$	1	0.0510	1314.8	-0.5070	0	0	0.3540	0
$t_{180s}$	1	0.0330	849.7	-0.4962	0	0	0.4334	0
$t_{60s}$	2	0.0760	1555.9	-0.5260	0	0	0.3098	0.0037
$t_{120s}$	2	0.0510	1323.9	-0.5070	0	0	0.3533	0.0021
$t_{180s}$	2	0.0320	777.9	-0.4951	0	0	0.4434	-0.0117
$t_{60s}$	3	0.0440	1024.8	-0.5260	0.2994	0.7312	0	0
$t_{120s}$	3	0.0210	1203.8	-0.5079	0.3064	0.6539	0	0
$t_{180s}$	3	0.0120	1350.8	-0.5015	0.3157	0.6082	0	0
$t_{60s}$	4	0.0430	1030.8	-0.5260	0.2990	0.7311	0	0.0045
$t_{120s}$	4	0.0200	1227.9	-0.5080	0.3039	0.6543	0	0.0061
$t_{180s}$	4	0.0120	1448.8	-0.5023	0.3040	0.6136	0	0.0057



Figur 3.66 De tre kvoten  $t_{60s}/t_b$ ,  $t_{120s}/t_b$  och  $t_{180s}/t_b$  som funktion av alla  $t^l$ -brandfall.



Figur 3.67 De tre kvoten  $q_{60s}/q_b$ ,  $q_{120s}/q_b$  och  $q_{180s}/q_b$  som funktion av alla  $t^l$ -brandfall.



Figur 3.68 Relativt fel för brandtid  $t_{120s}$  som funktion av simulerat värde för modell 3.

### 3.36 Korrektion för fönstersprängning för $t^l$ -brandförlopp

Samma beräkningar av fönsterglastemperaturer har genomförts för  $t^l$ -brandförlopp som för  $t^2$ -brandförlopp i avsnitt 3.31. Inte i något av 2000 fall uppnåddes sprängningstemperaturen.

### 3.37 Uppsummering

Avslutningsvis sammanställs beräkningsuttryck för dimensionerande brandflöde, brandtid, brandtemperatur och sprinklerutlösningstid för  $t^2$ -brandförlopp och  $t^l$ -brandförlopp. En annat och enklare brandfall är poolbränder med konstant brandeffekt eller  $t^0$ -brandförlopp vars dimensionerande brandflöde kan beräknas enligt (3.8).

Beräkningsuttrycken (3.16-23) nedan för  $t^2$ -brandförlopp och  $t^l$ -brandförlopp anges med många siffrors noggrannhet. Detta får inte övertolkas, eftersom det finns mindre fel mellan beräkningsuttryck och de simulerade värden. Det skall också tilläggas att de simulerade värdena avser en enkel tvåzonsmodell.

Dimensionerande brandflöde, brandtid och brandtemperatur kan för  $t^2$ -brandförlopp beräknas med modell 3 och parametrar från Tabell 3.11 som följer:

$$q_b = 0.0081 \alpha^{0.4231} A^{0.5009} h^{1.0394} \quad (\text{m}^3/\text{s}) \quad (3.16)$$

$$t_b = 92.821 \alpha^{-0.3328} A^{0.3508} h^{0.2799} \quad (\text{s}) \quad (3.17)$$

$$T_b = 409.33 \alpha^{0.0695} A^{0.0054} h^{-0.0736} \quad (\text{K}) \quad (3.18)$$

Brandeffekten  $P_b$  beräknas med (3.1) och parametrarna  $\alpha$  och  $t_b$ . Notera att brandtillväxtparametern  $\alpha$  i (3.16-19) skall anges med sorten  $\text{W/s}^2$  och kan uppskattas med en eventuellt begränsad brandeffekt  $P_{max}$  vid brandtiden  $t_{max}$ , vilket ger sambandet  $\alpha = P_{max}/t_{max}^2$ .

De beräknade exponenterna för parametrarna  $\alpha$  och produkten  $Ah$  som rumsvolymen  $V$  stämmer delvis med de förväntade enligt en enkel analys på sidan 65. En jämförelse görs nedan med de teoretiska värdena för  $t^2$ -brandförlopp. Siffrorna visar att överensstämmelsen mellan modell och teori är god för brandflödet, mycket god för brandtiden och god för brandtemperaturen. Brandtemperaturen skall vara konstant enligt den teoretiska analysen, men varierar något brandtillväxtparametern enligt kurvan i Figur 3.47.

Tabell 3.16 Beräknade och teoretiska exponenter för samband (3.9) för  $t^2$ -brandförlopp

variabel	$\alpha_{modell}$	$\alpha_{teori}$	$V_{modell}$	$V_{teori}$	$A_{modell}$	$A_{teori}$	$h_{modell}$	$h_{teori}$
$q_b$	0.4231	0.3333	0.5134	0.6667	0.5009	0.6667	1.0394	0.6667
$t_b$	-0.3328	-0.3333	0.3492	0.3333	0.3508	0.3333	0.2799	0.3333
$T_b$	0.0695	0.0000	0.0035	0.0000	0.0054	0.0000	-0.0736	0.0000

Kontroll görs att brandeffekten  $P_b$  inte är begränsad av  $P_{max}$ . Omräkning görs annars med uttrycken (3.11-15). Om lokalen är sprinklad görs kontroll att sprinklern inte löst ut genom att brandtiden  $t_b$  är mindre än sprinklerns utlösningstid  $t_{Ts}$ . Omräkning görs annars med uttrycken (3.11-15). Utlösningstiden  $t_{120s}$  kan för tidskonstanten 120 s beräknas med modellparametrar från Tabell 3.12 som följer:

$$t_{120s} = 117.15 \alpha^{-0.3255} A^{0.2262} h^{0.4049} \quad (\text{s}) \quad (3.19)$$

Dimensionerande brandflöde, brandtid och brandtemperatur kan för  $t^l$ -brandförlopp beräknas med modell 3 och parametrar från Tabell 3.14 som följer:

$$q_b = 0.000321 \alpha^{0.6484} A^{0.2721} h^{0.8519} \quad (\text{m}^3/\text{s}) \quad (3.20)$$

$$t_b = 510.31 \alpha^{-0.4626} A^{0.4634} h^{0.5195} \quad (\text{s}) \quad (3.21)$$

$$T_b = 233.83 \alpha^{0.1051} A^{-0.0423} h^{-0.0792} \quad (\text{K}) \quad (3.22)$$

Brandeffekten  $P_b$  beräknas med (3.1) och parametrarna  $\alpha$  och  $t_b$ . Notera att brandtillväxtparametern  $\alpha$  i (3.20-23) skall anges med sorten W/s och kan uppskattas med en eventuellt begränsad brandeffekt  $P_{max}$  vid brandtiden  $t_{max}$ , vilket ger sambandet  $\alpha = P_{max}/t_{max}$ . Notera att denna uppskattning för ett  $t^l$ -brandförlopp ger en 1.5 gånger högre brandenergi fram till samma brandtid  $t_{max}$  jämfört med det tidigare  $t^2$ -brandförloppet.

De beräknade exponenterna för parametrarna  $\alpha$  och produkten  $Ah$  som rumsvolymen  $V$  stämmer delvis med de förväntade enligt en enkel analys på sidan 65. En jämförelse görs nedan med de teoretiska värdena för  $t^l$ -brandförlopp. Siffrorna visar att överensstämmelsen mellan modell och teori är god för brandflödet, mycket god för brandtiden och god för brandtemperaturen. Brandtemperaturen skall vara konstant enligt den teoretiska analysen, men varierar något brandtillväxtparametern och volymen enligt kurvan i Figur 3.59.

Tabell 3.17 Beräknade och teoretiska exponenter för samband (3.9) och  $t^l$ -brandförlopp

variabel	$\alpha_{modell}$	$\alpha_{teori}$	$V_{modell}$	$V_{teori}$	$A_{modell}$	$A_{teori}$	$h_{modell}$	$h_{teori}$
$q_b$	0.6484	0.5000	0.2855	0.5000	0.2721	0.5000	0.8519	0.5000
$t_b$	-0.4626	-0.5000	0.4646	0.5000	0.4634	0.5000	0.5195	0.5000
$T_b$	0.1051	0.0000	-0.0431	0.0000	-0.0423	0.0000	-0.0792	0.0000

Kontroll görs att brandeffekten  $P_b$  inte är begränsad av  $P_{max}$ . Omräkning görs uttrycken (3.11-15). Om lokalen är sprinklad görs kontroll att sprinklern inte löst ut genom att brandtiden  $t_b$  är mindre än sprinklerns utlösningstid  $t_{Ts}$ . Omräkning görs annars med uttrycken (3.11-15). Utlösningstiden  $t_{120s}$  kan för tidskonstanten 120 s beräknas med modellparametrar från Tabell 3.15 som följer:

$$t_{120s} = 1203.8 \alpha^{-0.5079} A^{0.3064} h^{0.6539} \quad (\text{s}) \quad (3.23)$$

Konstanterna i uttrycken (3.20-23) skall inte jämföras med motsvarande konstanter i uttrycken (3.16-19), eftersom tillväxtparametern  $\alpha$  är helt olika för de två brandförloppen.

Ett viktig påpekande är att dimensionerande brandförhållanden kan också beräknas med en tvåzonsmodell direkt i stället för med de här redovisade och anpassade beräkningsuttrycken. Detta minskar osäkerheten i beräkningarna.

### 3.38 Referenser

Gordonova, Polina (1998),  
Spread of Smoke and Fire gases via the Ventilation System,  
Report TABK--97/1011, Lund University

Hägglund, Bengt (1986),  
Simulating Fires in Natural and Forced Ventilated Enclosures,  
FOA 2, rapport C20637-2.4

Jensen, Lars (2007),  
Enkel tvåzonsmodell för brandflödessimulering,  
Rapport TVIT-07/7012, LTH

## 4 Teori och dimensionering av utluftning

Syftet med detta kapitel är att inledningsvis med sex underavsnitt undersöka enkla principfall med utluftning och hur utluftning skall dimensioneras för att minska eller förhindra brandgasspridning. Med utluftning menas här att fläkt stoppas eller är ur drift och att och eventuella förbigångar öppnas.

Först undersöks metoden med tryckfallsförhållande 5:1 Detta krav är lätt att uppfylla, men brandgasspridning kan bli betydande. Kravet kan i en del fall uppfyllas utan att någon förbigång krävs.

Hur stor brandgasspridningen blir med enbart inverkan av brandflödet behandlas därefter i ett andra underavsnitt. Inverkan av temperatur försummas, vilket motsvarar att inne-, ute- och brandtemperatur är lika eller att byggnaden/kanalsystemet är horisontellt. Spridningen kan delas upp i tre komponenter, nämligen till fasad, till andra lokaler via kanalsystemet och till omgivningen direkt via kanalsystemet.

Ett problem med utluftning är att det risk för tvärströmning. Detta kan inträffa för FT-system eller för F-system med mer än ett kanalsystem från varje brandcell. En lägenhet kan vara ett exempel på det sistnämnda med frånluftsdon i kök, grovkök, badrum, toalett och klädkammare. Det krävs dock att donen i en lägenhet har mer än en vertikal stamkanal. Tvärströmningen orsakas av att de parallella kanalsystemen inte är helt symmetriska. Analysen för ett enkelt fall med två parallella kanalsystem visar att tvärströmningen utgör en klart mindre del av brandgasflödet som luftas ut via kanalsystemen.

Hur brandgasspridningen skall undvikas med hänsyn till enbart normal inne- och utetemperatur beskrivs i ett fjärde underavsnitt. Branden är att betrakta som kall och brandflödet har ingen inverkan. Brandrummet kan sägas vara tryckavlastat. Detta analysfall är inget annat än ett självdragssystem och funktionskravet är att frånluft inte får spridas till andra våningsplan. Analysen i detta underavsnitt visar att tryckfallsförhållande 5:1 är helt otillräckligt.

Hur brandgasspridningen skall undvikas med hänsyn till godtycklig brandtemperatur och godtyckligt brandtryck beskrivs i ett femte underavsnitt. En förenkling är att inblandning från övriga våningsplan försummas. Detta ger ett krav på högsta tillåtna tryckfall för utluftningen.

Kontrollberäkningar visar dock att inblandningen inte kan försummas och i det sjätte underavsnittet behandlas fallet med inblandning. Högsta tillåtna tryckfall för utluftningen blir i detta fallet betydligt lägre än det för fallet utan inblandning.



## 4.1 Dimensionering efter tryckfallsförhållande 5:1

Denna enkla regel 5:1 kan tolkas så att tryckfallet över brandrummets enskilda kanaldel med don eller brandcellens egna kanalsystem med don skall ha 5 gånger högre tryckfall än det gemensamma kanalsystemet ut mot det fria. Allt räknat för samma flöde. Detta krav är lätt att uppfylla, men det är inte tillräckligt. Kravet kan till och med uppfyllas utan förbigång.

Att ett ventilationssystemet uppfyller tryckfallsförhållande 5:1 direkt utan någon förbigång kan visas med några enkla uppgifter och antagande för en anläggning som följer. Ett antagande är att ventilationssystemet betjänar  $n$  stycken lika stora rum. Ett rum kan vara ett delkanalsystem med och för flera rum, ett våningsplan eller en brandcell. Ett andra antagande är att ventilationssystemets tryckfall delas upp i ett grentryckfall som avser delkanalsystemet för ett rum och övriga tryckfall. Stamkanaltryckfall försummas. Ett tredje antagande är att alla tryckfall antas vara kvadratiska i flödet. Ventilationssystemet kan sägas ha samlingslåda om frånluft eller fördelningslåda om tilluft. Följande beteckningar används:

$$\begin{array}{ll} \Delta p_g & \text{grentryckfall i Pa för grenflöde } q_g \text{ m}^3/\text{s} \\ \Delta p_a & \text{övriga tryckfall i Pa för totalflöde } q_a \text{ m}^3/\text{s} \end{array}$$

Antag att följande relationer gäller mellan de två tryckfallen ovan och de två flödena ovan.

$$\Delta p_a = m \Delta p_g \quad (\text{Pa}) \quad (4.01)$$

$$q_a = n q_g \quad (\text{m}^3/\text{s}) \quad (4.02)$$

Normala värden för parametern  $m$  kan vara från 1 för enkla ventilationssystem med enbart en fläkt upptill 9 för ventilationssystem med komponenter för filtrering, värmeåtervinning, värmning med mera. Detta innebär att om grentryckfallet är 100 Pa kan totaltryckfallet vara 200 Pa upptill 1000 Pa. Om ventilationssystemet skall uppfylla kravet 5:1 innebär det att tryckfallsförhållande med ovanstående beteckningar kan skrivas som följer:

$$\Delta p_g : \Delta p_a / n^2 \quad (-) \quad (4.03)$$

Notera att  $\Delta p_a$  gäller för totalflöde  $q_a$  och tryckfallsförhållandet 5:1 avser samma flöde. Tryckfallsförhållandet ovan kan skrivas genom att införa parameter  $m$  vilket ger följande:

$$n^2 : m \quad (-) \quad (4.04)$$

Kravet är att tryckfallsförhållandet är större än 5:1, vilket ger olikheten:

$$n^2 / m > 5 \quad (-) \quad (4.05)$$

Uttrycket ovan visar att om antalet anslutna grenar  $n$  är stort är det lätt att uppfylla kravet ovan och någon förbigång krävs inte. Ett exempel är ett mer omfattande T-system med åtta rum och grentryckfall 100 Pa och totaltryckfall 900 Pa, vilket ger relationen  $64/9 > 5$ . Ett annat sifferexempel är ett enkelt F-system med tre rum och grentryckfall 100 Pa och totaltryckfall 200 Pa, vilket ger olikheten  $9/1 > 5$ .

Det skall dock påpekas att för T-system utan förbigång blir genomströmning den omvända mot normalt. Alla komponenter i ett ventilationsaggregat har samma tryckfall i båda flödesriktningarna utom för filter och för stoppade radialfläktar. Filterkassetter med påsar är förhållandevis styva och kommer inte att tryckas ihop och blockera flödesvägen, eftersom den lufthastigheten uppskattas vara lägre för den omvända genomströmningen än för den normala. Tryckfall för stoppade radialfläktar kan uppskattas med tre engångsförluster räknat på fläktinloppet.

En anmärkning mot den här genomförda analysen är att alla tryckfall antas vara kvadratiska i flödet. Detta gäller inte riktigt för filter och en del värmexchångare. En kontrollberäkning med samma flöde genom hela ventilationsaggregatet kan där för ge ett annat resultat. Det tidigare redovisade kravet kan ändras för att gälla för icke kvadratiska tryckfall för själva aggregatdelen med det nominella tryckfallet  $\Delta p_a$  och en godtycklig flödesexponent  $x$ , som kan variera från 1 för rent laminära förluster till 2 för rent turbulenta förluster. Detta ger följande olikhet för att uppfylla tryckfallförhållandet 5:1 enligt nedan.

$$n^x / m > 5 \quad (-) \quad (4.06)$$

## 4.2 Brandgasspridning bestämd av endast brandflöde

Brandgasspridning via ett ventilationskanalsystem med stoppade fläktar kan beräknas genom att undersöka hur ett brandflöde från ett rum sprids till ett kanalsystem och ut genom en fasad. Brandgasspridningen till kanalsystemet delas i sin tur upp i spridning till alla andra rum och till själva utluftningen. Den totala relativa brandgasspridningen till ett rum är därför produkten mellan den relativa kanalspridningen och den relativa rumsspridningen. Den totala relativa brandgasspridningen till andra rum eller byggnaden fås genom att multiplicera med antalet andra rum som spridningen sker till.

För ett fall helt utan termiska drivkrafter och två lokaler anslutna till samma gemensamma utluftning och dimensionerat efter tryckfallsförhållandet  $f:1$  fördelas brandgaserna som går in i kanalsystemet som  $f^{0.5}:1$  mellan utluftning och den andra lokalen. Om  $f=9$  går en fjärdedel av brandgaserna in i den andra lokalen och tre fjärdedelar den önskade vägen via utluftningen.

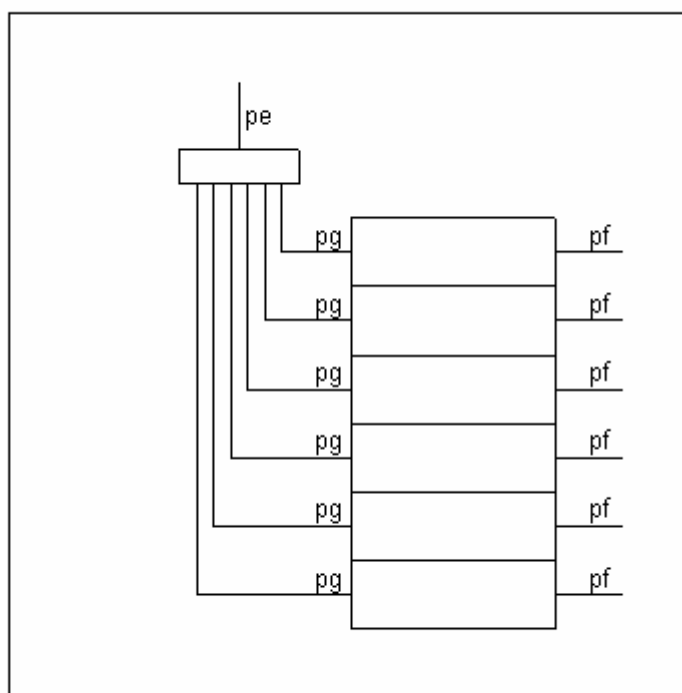
Om det finns  $n$  stycken lokaler kan förhållandet mellan utluftningsflödet och flödet till övriga lokaler beräknas som förhållandet  $f^{0.5}:(n-1)$ . Detta enkla uttryck visar att om antalet lokaler  $n$  är stort kommer merparten av spridningen att passera övriga lokaler och inte utluftningen. Den relativa spridning till övriga lokaler för ett fall med  $n$  stycken lokaler beräknas som kvoten  $(n-1)/(f^{0.5}+n-1)$ . Några siffervärden redovisas i Tabell 4.1 nedan. Det finns dock en fördel med ökande antal lokaler och ökande total spridning nämligen att den enskilda spridningen minskar, vilket visas i Tabell 4.2. Ett exempel är tryckfallsförhållande 9:1 och ändring från 4 till 10 lokaler där den totala spridningen ökar från 0.5 till 0.75 medan den lokala spridningen halveras från 0.1667 till 0.0833.

Tabell 4.1 Relativ brandgasspridning till andra lokaler

$f \setminus n$	2	3	4	5	10	20
4	0.3333	0.5000	0.6000	0.6667	0.8182	0.9048
9	0.2500	0.4000	0.5000	0.5714	0.7500	0.8636
16	0.2000	0.3333	0.4286	0.5000	0.6923	0.8261
25	0.1667	0.2857	0.3750	0.4444	0.6429	0.7917
36	0.1429	0.2500	0.3333	0.4000	0.6000	0.7600

Tabell 4.2 Relativ brandgasspridning till en lokal

$f \setminus n$	2	3	4	5	10	20
4	0.3333	0.2500	0.2000	0.1667	0.0909	0.0476
9	0.2500	0.2000	0.1667	0.1429	0.0833	0.0455
16	0.2000	0.1667	0.1429	0.1250	0.0769	0.0435
25	0.1667	0.1429	0.1250	0.1111	0.0714	0.0417
36	0.1429	0.1250	0.1111	0.1000	0.0667	0.0400



Figur 4.1 Principskiss för byggnad med utluftning via samlingslåda och med beteckning av olika tryckfall.

Den relativa rumsspridningen till enskilda rum, lokaler, våningsplan eller brandceller och den totala relativa rumsspridningen kan beräknas för ett fall med enbart brandrummets övertryck som drivande tryck och utan termiska stigkrafter. I fortsättning används begreppet rum men det kan stå för ett eller flera rum, ett våningsplan eller en brandcell. Själva stamkanal-systemets tryckfall försummas och kan sägas betraktas som en samlingslåda för alla anslutna rum som visas i Figur 4.1. Alla anslutna rum antas ha samma ventilationsflöden och därmed också grentryckfall. Fasadtryckfallet försummas vilket ger en mindre överskattning av

brandgasspridningen. Vidare görs beräkningen med normal temperatur och densitet, eftersom temperaturen och densiteten är densamma överallt i kanalsystemet har densiteten ingen inverkan. Följande beteckningar används:

$\Delta p_g$	alla grentryckfall i Pa för flöde $q$ m <sup>3</sup> /s
$\Delta p_e$	avlufitkanaldelens tryckfall i Pa för flöde $q$ m <sup>3</sup> /s
$f$	tryckfallsförhållande $\Delta p_g/\Delta p_e$ , -
$n$	antalet anslutna rum, -
$q_g$	inträngande brandflöde per rum, m <sup>3</sup> /s
$q_e$	utluftat brandflöde, m <sup>3</sup> /s

Grentryckfallet och avluftkanaltryckfallet uppfyller tryckfallsförhållandet enligt nedan.

$$\Delta p_g/\Delta p_e = f \quad (-) \quad (4.1)$$

Övertrycket i samlingslådan är också lika med tryckfallet över avluftkanalen och alla de övriga rummens grenkanaler, vilket ger följande samband:

$$\Delta p_g (q_g/q)^2 = \Delta p_e (q_e/q)^2 \quad (\text{Pa}) \quad (4.2)$$

Uttrycket ovan kan skrivas om och med utnyttjande av (4.1) fås följande:

$$q_e = f^{0.5} q_g \quad (\text{m}^3/\text{s}) \quad (4.3)$$

Hur i kanalsystemet inträngande brandgaserna fördelas mellan utluftning och alla övriga rum kan beräknas som en relativ rumsspridning för ett enskilt rum  $s_s$  och som en total relativ rumsspridning till alla övriga rum  $s_t$ , vilka definieras som följer:

$$s_s = q_g/(q_e+(n-1)q_g) \quad (-) \quad (4.4)$$

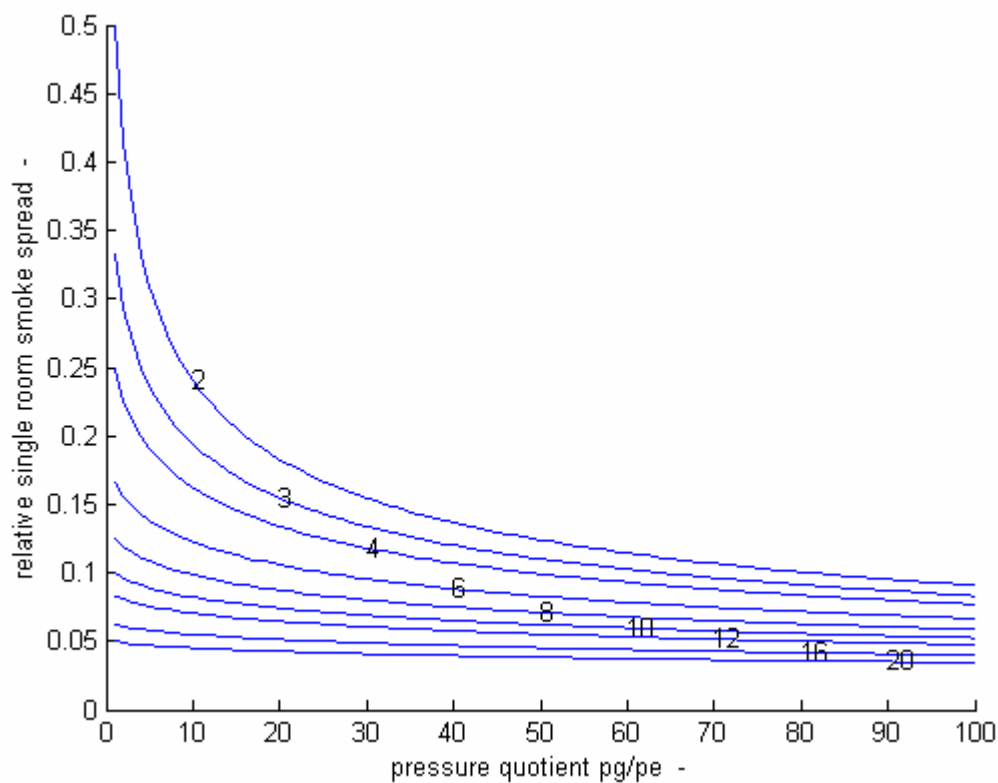
$$s_t = (n-1) s_s \quad (-) \quad (4.5)$$

Uttrycken (4.4) och (4.5) kan med utnyttjande av (4.3) skrivas som följer:

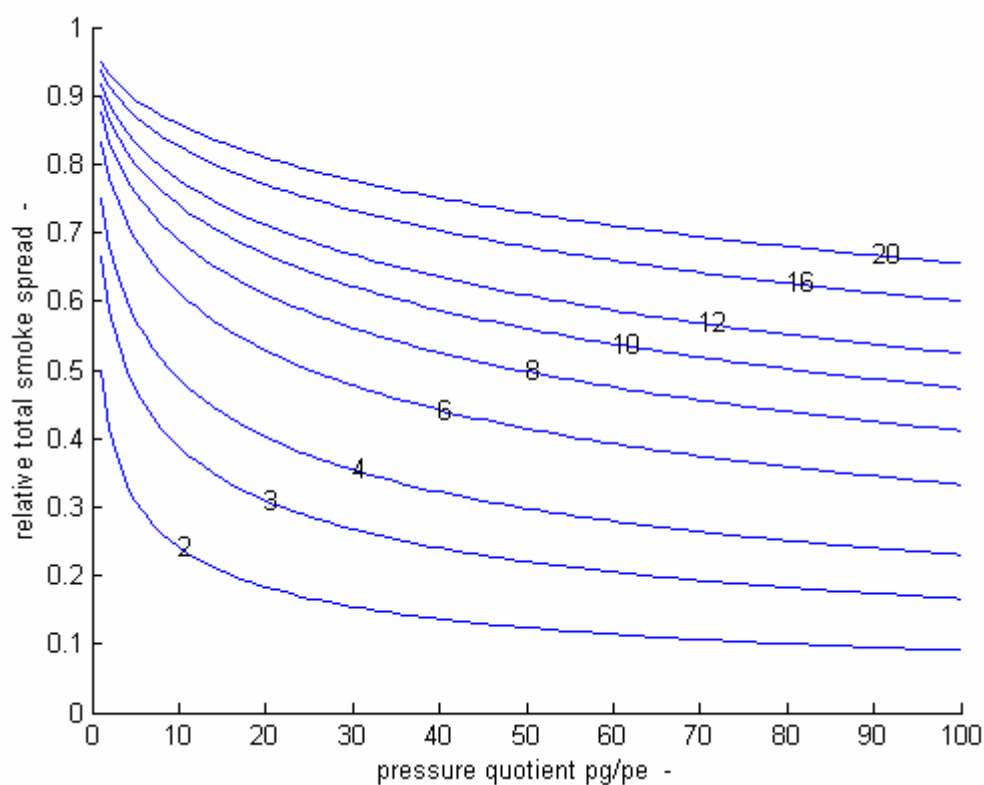
$$s_s = 1/(n-1+f^{0.5}) \quad (-) \quad (4.6)$$

$$s_t = 1/(1+f^{0.5}/(n-1)) \quad (-) \quad (4.7)$$

De två relativa rumsspridningsandelarna redovisas i Figur 4.2 och 4.3. Kurvorna för den enskilda rumsspridningen i Figur 4.2 visar att även om tryckfallsförhållandet är stort fås en viss spridning. Ett stort antal rum minskar givetvis den enskilda rumsspridningen, men i gengäld ökar den totala rumsspridningen, vilket framgår av motsvarande kurvor i Figur 4.3.



Figur 4.2 Relativ rumsspridningsandel till ett rum  $s_s$  enligt (4.6) som funktion av tryckfallsförhållande  $f$  och olika antal rum  $n = 2, 3, 4, 6, 8, 10, 12, 16$  och  $20$ .



Figur 4.3 Relativ total rumsspridningsandel till alla övriga rum  $s_t$  enligt (4.7) som funktion av tryckfallsförhållande  $f$  och olika antal rum  $n = 2, 3, 4, 6, 8, 10, 12, 16$  och  $20$ .

Den relativa kanalspridningen, definierat som andelen brandgas som går in i kanalsystemet, kan beräknas genom att införa följande beteckningar:

$\Delta p_f$	fasadtryckfall i Pa för flöde $q$ m <sup>3</sup> /s
$\Delta p_k$	kanaltryckfall i Pa mot det fria för flöde $q$ m <sup>3</sup> /s sett från ett rum
$q_f$	utträngande fasadbrandflöde, m <sup>3</sup> /s
$q_k$	inträngande kanalbrandflöde, m <sup>3</sup> /s

Ventilationskanalsystemets nominella tryckfall  $\Delta p_k$  är minst lika med det nominella tryckfallet för själva grenkanalen  $\Delta p_g$  och dessutom tillkommer tryckfallet från samlingslåda och ut, vilket kan bli försumbart. Det nominella flödet  $q$  delas efter samlingslåda upp på de andra rummen och på själva utluftningen. Flödet för ett rum är  $q/(n-1+f^{0.5})$  och motsvarande tryckfall som flödesandel kvadrerad gånger det nominella grentryckfallet och fasadtryckfallet, vilket ger följande samband:

$$\Delta p_k = \Delta p_g + (\Delta p_g + \Delta p_f) / (n-1+f^{0.5})^2 \quad (\text{Pa}) \quad (4.8)$$

Uttrycket (4.8) visar att hela kanalsystemets tryckfall sett från ett rum ut mot det fria kan underskattas obetydlig genom att sätta det lika med det nominella grenkanaltryckfallet  $\Delta p_g$ .

Fasadtryckfallet försummas tidigare i analysen, men inte här. Det innebär att tryckfallsförhållande definierat enligt (4.1) skall rättats till följande uttryck:

$$(\Delta p_g + \Delta p_f) / \Delta p_e = f \quad (-) \quad (4.9)$$

Den relativa kanalspridningen kan definieras och skrivas som följer:

$$s_k = q_k / (q_k + q_f) \quad (-) \quad (4.10)$$

Övertrycket i brandrummet är också lika med tryckfallet över hela kanalsystemet och fasaden, vilket ger följande samband:

$$\Delta p_k (q_k/q)^2 = \Delta p_f (q_f/q)^2 \quad (\text{Pa}) \quad (4.11)$$

Den relativa kanalspridningen kan nu skrivas om genom att utnyttja sambandet (4.11), vilket ger följande:

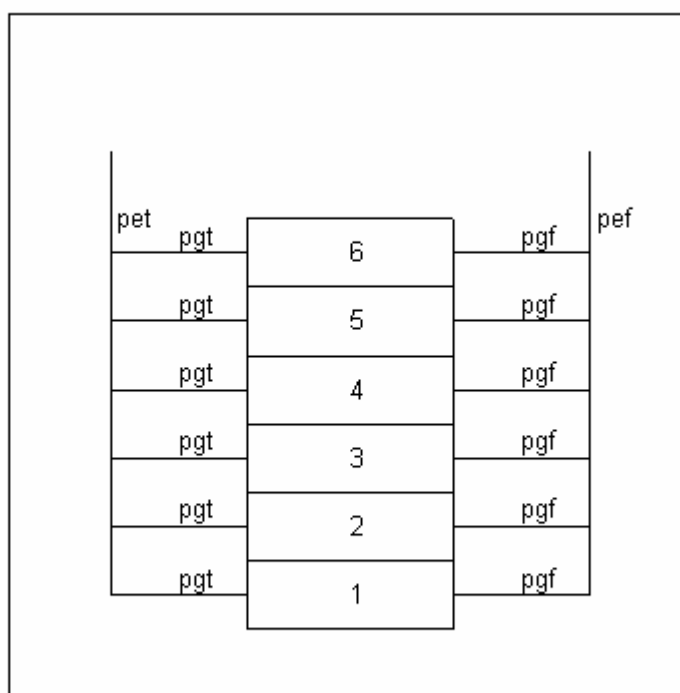
$$s_k = 1 / (1 + (\Delta p_k / \Delta p_f)^{0.5}) \quad (-) \quad (4.12)$$

Det kan påpekas att fasadtryckfallet beror på vilken typ av ventilationssystem som byggnaden ventileras med. Enbart frånluftventilation innebär att fasadtryckfallet är lågt och bestäms av utluftsdon och läckage i klimatskalet. Detta tryckfall är lika med undertrycket vid normal drift, vilket kan vara högst 10 Pa. Det andra fallet med både till- och frånluftventilation innebär i sin tur att det finns inga utluftsdon utan fasadtryckfallet bestäms enbart av klimatskalets läckage. Tillåtet läckage vid en tryckskillnad av 50 Pa är 0.8 l/sm<sup>2</sup> för bostäder och 1.6 l/sm<sup>2</sup> för lokaler. För lokaler med samma golvyta som klimatskalsyta blir det tillåtna läckageflödet mindre än det normala ventilationsflödet. Fasadtryckfallet kan därför grovt uppskattas till minst 100 Pa för lokaler med både till- och frånluftventilation.

Den relativa kanalspridningen för frånluftsventilerade rum är därför något lägre än motsvarande för till- och frånluftsventilation. Skillnaden är dock inte särskilt stor och om kvoten  $\Delta p_k / \Delta p_f$  är 90/10 för frånluftsventilation fås kanalspridningen  $s_k$  lika med 0.25. Samma sak för till- och frånluftsventilation med kvoten  $\Delta p_k / \Delta p_f$  är 100/100 ger kanalspridningen  $s_k$  lika med 0.5. Båda fallen visar dock att större delen av brandgasflödet kan luftas ut genom fasaden och mindre än hälften tränger in i kanalsystemet.

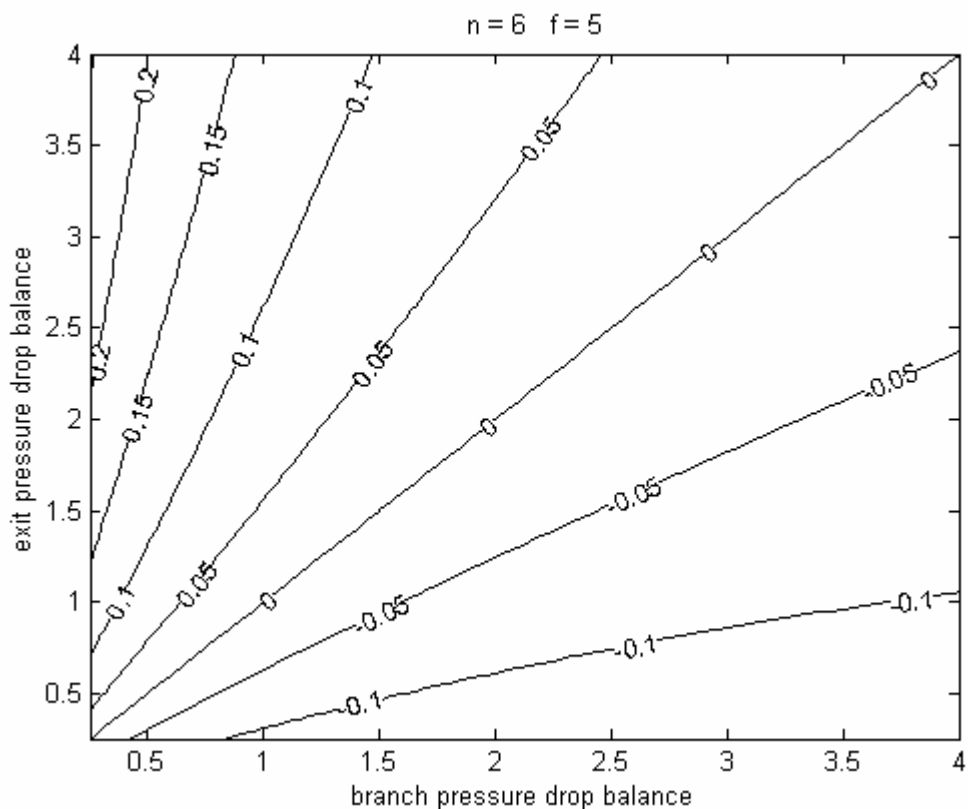
### 4.3 Brandgasspridning genom tvärströmning

Brandgasspridning kan ske genom tvärströmning genom rum som är anslutna till mer än ett stamkanalsystem som visas i Figur 4.4. Detta är möjligt för normalt frånluftsventilerade rum eller egentligen lägenheter anslutna till mer än en stamkanal eller för normalt frånochtillluftventilerade rum, vilket innebär minst en stamkanal för frånluft som avluftas och minst en stamkanal för tillluft som avluftas. Tvärströmning inträffar om de avluftande kanalsystemen inte har symmetriska tryckfall. Grentryckfall och dontryckfall kan vara något olika för F-system och för T-system. Kravet för icke tvärströmning kan med tryckfallsbeteckningarna i Figur 4.4 anges som att följande uttryck skall gälla  $\Delta p_{gt} / \Delta p_{gf} = \Delta p_{et} / \Delta p_{ef}$ .

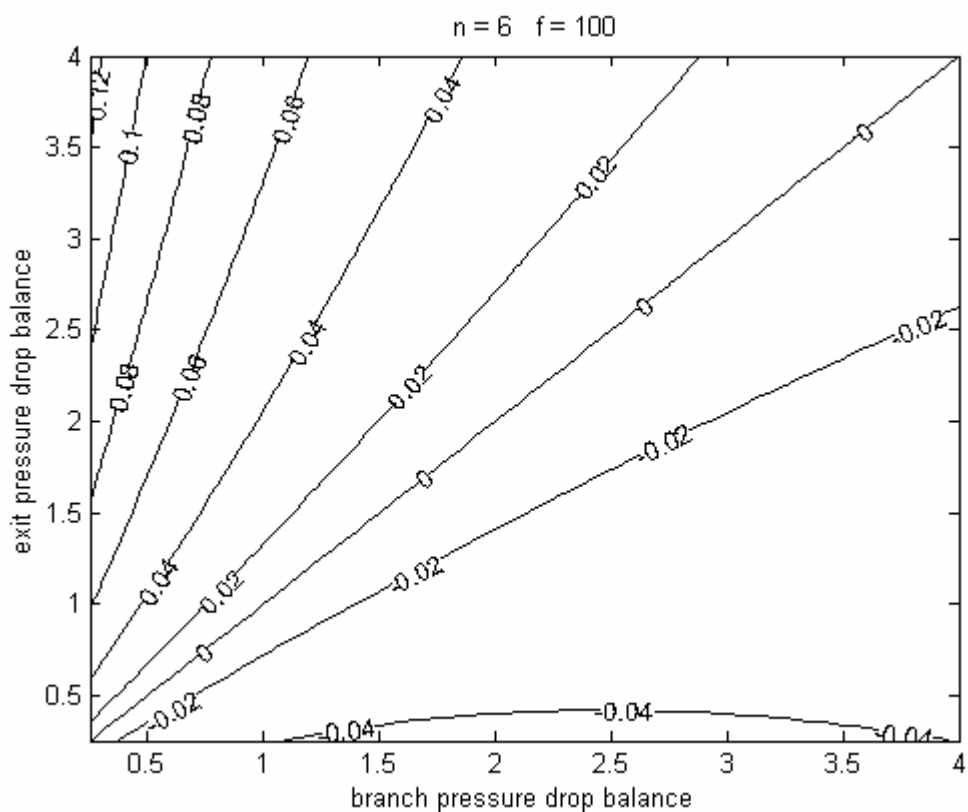


Figur 4.4 Principskiss för byggnad som avluftas med två stamkanalsystem.

Den relativa tvärströmningen har beräknats som funktion av tryckfallskvoten för de två grentryckfallen och dito för avlufttryckfallen. Stamkanaltryckfallet och läckage försummas. Endast brandtrycket antas vara drivande. Några termiska drivkrafter finns inte. Resultatet redovisas med isolinjer för olika relativ tvärströmning i Figur 4.5 och 4.6 för en byggnad om sex våningsplan och med normalt tryckfallsförhållande 5:1 och 100:1 mellan grentryckfall och utluftningstryckfall. Tryckfallskvoterna varierar från 0.25 till 4.00 och för lika tryckfallskvoter blir tvärströmningen noll.



Figur 4.5 Relativ tvärströmning för  $n = 6$  och tryckfallsförhållande  $\Delta p_g : \Delta p_e = 5:1$ .



Figur 4.6 Relativ tvärströmning för  $n = 6$  och tryckfallsförhållande  $\Delta p_g : \Delta p_e = 100:1$ .

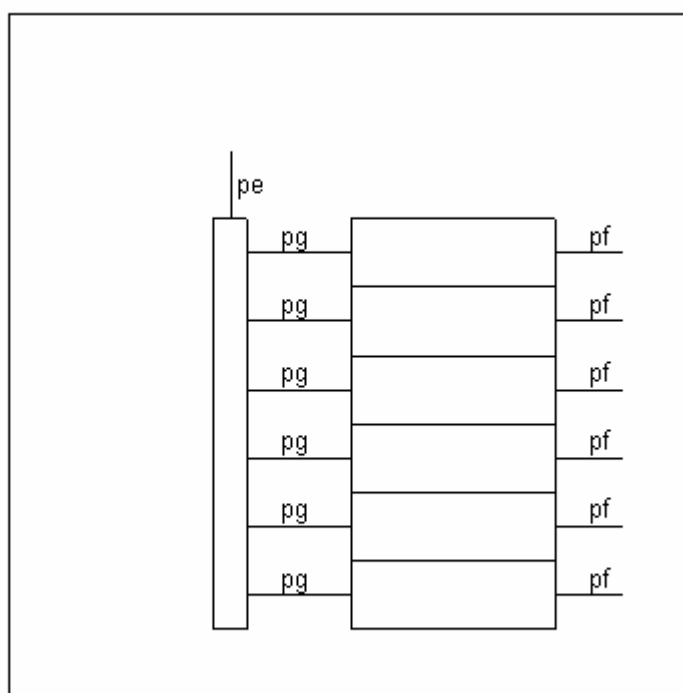


Det går också att visa det relativa tvärflödet blir  $e/8$  för ett symmetriskt fall med  $\Delta p_g = \Delta p_e$ , ett stort antal våningsplan  $n$  och en mindre obalans  $e$  för tryckfallsförhållandena skrivet som  $\Delta p_{gt} \Delta p_{ef} / \Delta p_{et} \Delta p_{gf} = 1 + e$ . En enkel kontroll i Figur 4.5 dock med  $\Delta p_g : \Delta p_e = 5$  och  $n = 6$  ger för balanskvoterna 1.0 och 1.5 ett relativt tvärflöde på omkring 0.04 att jämföra med den förenklade analysens  $q = 0.5/8 = 0.0625$ . En kontroll för  $\Delta p_g : \Delta p_e = 1$  och  $n = 20$  ger för samma obalans ett relativt tvärflöde på omkring 0.05, vilket stämmer bättre.

## 4.4 Dimensionering efter inne- och utetemperatur

Det finns redan utrett i Jensen (1998) att kall rök kan spridas i en byggnad med stoppade fläktar om tryckfallsförhållande 5:1 används. Med kall brandgasspridning menas egentligen självdragsventilation med en temperatur utomhus och en annan temperatur inomhus. Övriga förutsättningar och antaganden är att det finns inga stamkanalförluster, att brandtemperaturen är lika med innetemperaturen och att neutralplanet är i höjd med översta våningsplans anslutning. Detta är gränsfallet för brandgasspridning till översta våningsplanet. Inför nedanstående beteckningar varav de tre tryckfallen är återgivna i Figur 4.7.

$\Delta p_g$	brandrummets gentryckfall i Pa för flöde $q \text{ m}^3/\text{s}$
$\Delta p_f$	brandrummets fasadtryckfall i Pa för flöde $q \text{ m}^3/\text{s}$
$\Delta p_e$	förbigångens tryckfall i Pa för flöde $q \text{ m}^3/\text{s}$
$n$	antalet anslutna våningsplan, -
$m$	förbigångens vertikala längd i våningshöjder, -
$p$	termisk tryckskillnad per våningsplan, Pa



Figur 4.7 Principskiss för byggnad med utluftning och med stamkanal utan tryckfall.

Flödet från ett godtyckligt våningsplan  $q_i$  kan skrivas som följer:

$$q_i = q ((n-i)p/(\Delta p_g + \Delta p_f))^{0.5} \quad (i=1,n) \quad (\text{m}^3/\text{s})$$

Notera att flödet för våningsplan  $n$  är noll eftersom neutralplanet går genom översta våningsplanet. Det sammanlagda flödet som också är flödet genom avluftsträckan kan i sin tur skrivas som:

$$q_t = s(n) q (p/(\Delta p_g + \Delta p_f))^{0.5} \quad (\text{m}^3/\text{s})$$

Funktionen  $s(n)$  ges av uttrycket nedan.

$$s(n) = 1 + 2^{0.5} + \dots + (n-1)^{0.5} \quad (-)$$

Utluftningssträckan dimensioneras för att uppfylla följande uttryck:

$$mp = \Delta p_e (q_t/q)^2 \quad (\text{Pa})$$

Totalflödet  $q_t$  elimineras ovan, vilket ger ett enkelt uttryck för att dimensionera utluftningens tryckfall  $\Delta p_e$  enligt nedan.

$$(\Delta p_g + \Delta p_f) / \Delta p_e > s(n)^2 / m \quad (-) \quad (4.13)$$

Det använda tryckfallsförhållandet motsvaras av  $\Delta p_g : \Delta p_e$  eller kvoten  $\Delta p_g / \Delta p_e$ . En liten marginal för att vara på säkra sidan kan erhållas genom att inte ta med fasadtryckfallet  $\Delta p_f$ , vilket för F-system är mycket mindre än själva kanaltryckfallet med don  $\Delta p_g$  och detta ger:

$$\Delta p_g / \Delta p_e > s(n)^2 / m \quad (-) \quad (4.14)$$

Om förbigången omfattar ett våningsplan vertikalt blir  $m=1$  vilket ger nedanstående uttryck och några siffervärden visas i Tabell 4.3.

$$\Delta p_g / \Delta p_e > s(n)^2 \quad (-) \quad (4.15)$$

Tabell 4.3 Olika hjälpfunktioner för funktionen  $s(n)$

$n$	2	3	4	6	8	10	12	16	20
$s(n)$	1.00	2.41	4.15	8.38	13.48	19.31	25.78	40.47	57.19
$s(n)^2$	1.00	5.81	17.22	70.22	181.71	372.88	664.86	1637.8	3271.1
$(s(n)/n)^2$	0.25	0.64	1.08	1.95	2.84	3.73	4.62	6.40	8.18
$(n/s(n))^2$	4.00	1.54	0.93	0.51	0.35	0.27	0.22	0.16	0.12

Ovanstående siffror visar att tryckfallsförhållandet måste vara avsevärt större än 5:1. Det är olämpligt att dimensioneras förbigången för samma flöde. Om den i stället dimensioneras för det normala totalflödet som gäller för hela ventilationssystem då är detta flödet just  $n$  gånger större än det enskilda grenflödet  $q$  från brandrummet eller brandcellen.

Tryckfallet  $\Delta p_e$  för flödet  $q$  kan nu ersättas med tryckfallet  $\Delta p_{en}$  för flödet  $nq$  och skrivs som:

$$\Delta p_e = \Delta p_{en} / n^2 \quad (\text{Pa}) \quad (4.16)$$

$$\Delta p_g / \Delta p_{en} > s(n)^2 / n^2 \quad (-) \quad (4.17)$$

Den modifierade tryckfallskvoten enligt (4.16) och (4.17) redovisas också i Tabell 4.3 och är betydligt lägre och kan tolkas som följer för till exempel  $n=6$  fås kvoten 1.95 och för ett normalt grentryckfall om  $\Delta p_g$  är 195 Pa kan förbigångens tryckfall  $\Delta p_{en}$  vara 100 Pa vid ett  $n=6$  gånger större flöde. Notera att tryckfallet 100 Pa gäller per våningsplan. Om förbigången omfattar två våningsplan  $m=2$  kan tryckfallet  $\Delta p_{en}$  vara 200 Pa.

Uttrycket (4.17) kan ses som ett enkelt sätt att dimensionera förbigångar för att förhindra kall brandgasspridning. Notera att detta beräkningsfall inte har något drivande brandtryck utan behandlar det tryckavlastade fallet, vilket inte är fallet i starten av en brand innan fönster eventuellt tryckavlastar branden mot det fria. Notera vidare att det finns ingen brand egentligen. Brandtemperaturen är lika med innetemperaturen.

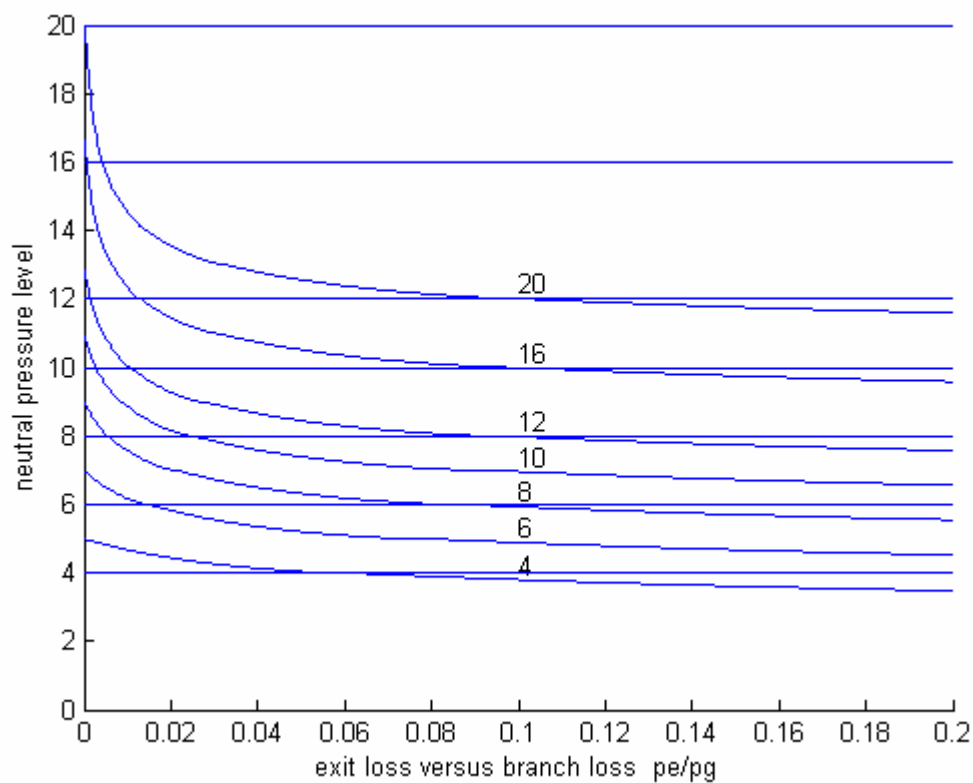
Brandgasspridning för detta fall utan stamkanalförluster inträffar för de våningsplan som ligger över neutralplanet över vilket övertryck råder eftersom innetemperaturen antas vara högre än utetemperaturen. Hur neutralplanets läge ändras med tryckfallskvoten  $\Delta p_e/\Delta p_g$  från 0 till 0.2 och för olika antal våningsplan redovisas i Figur 4.8. Den tidigare nämnda tryckfallskvoten 5:1 motsvarar just kvoten 0.2. Utluftningen motsvarar i vertikalled ett våningsplan. Kurvorna i Figur 4.8 visar att spridning upphör när neutralplanet ligger över översta våningsplanet. Notera att kurvorna når som högst ett våningsplan över översta våningsplan eftersom avluftsträckan vertikalt motsvarar ett våningsplan.

Detta inträffar för en fyrvåningsbyggnad för kvoten  $\Delta p_e/\Delta p_g$  omkring 0.05 och för en sexvåningsbyggnad för kvoten under 0.02. Kurvorna visar också att spridning sker i samtliga fall för kvoten 0.2 och att den relativa spridningen är omfattande. Det blir för 4, 6, 8, 10, 12, 16 och 20 våningsplan spridning till våningsplan 4, 5-6, 6-8, 7-10, 8-12, 10-16 och 12-20.

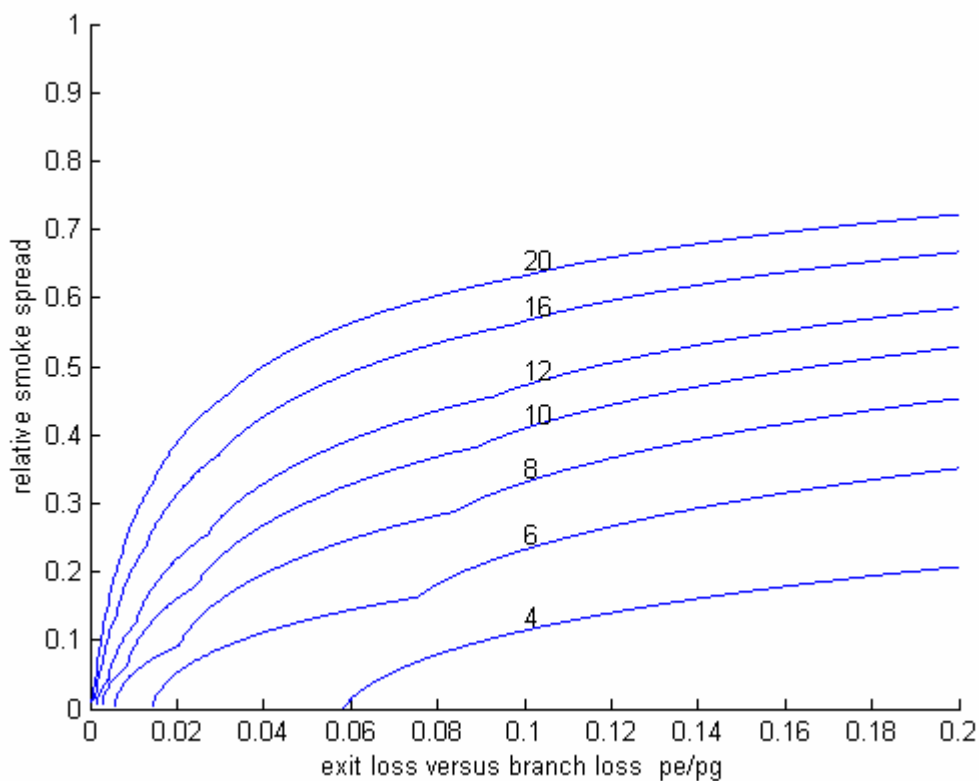
Den relativa spridningen, definierad som hur stor andel av flödet genom neutralplanet passerar genom våningsplan, har beräknats för motsvarande fall och redovisas i Figur 4.9. Ojämnheterna hos kurvorna i Figur 4.9 kan förklaras med att neutralplanet passerar ett våningsplans anslutna grenkanal. Ett avläsningsexempel är en sexvåningsbyggnad för vilken neutralplanet passerar våningsplan fem omkring kvoten 0.07, vilket kan ses i Figur 4.8.

Neutralplanet redovisas också i Figur 4.10 för samma fall som tidigare men som funktion av kvoten  $\Delta p_{en}/\Delta p_g$  från 0.0 till 1.0. Gränsvärden för icke spridning återfinns i Tabell 4.3. Det blir för kvoten  $\Delta p_{en}/\Delta p_g = 1.0$  och 6, 8, 10, 12, 16 och 20 våningsplan brandgasspridning till våningsplan 6, 8, 9-10, 11-12, 14-16 och 17-20. Brandgasspridning för kvoten  $\Delta p_{en}/\Delta p_g = 0.2$  sker endast till översta våningsplan för byggnader med 12, 16 och 20 våningsplan.

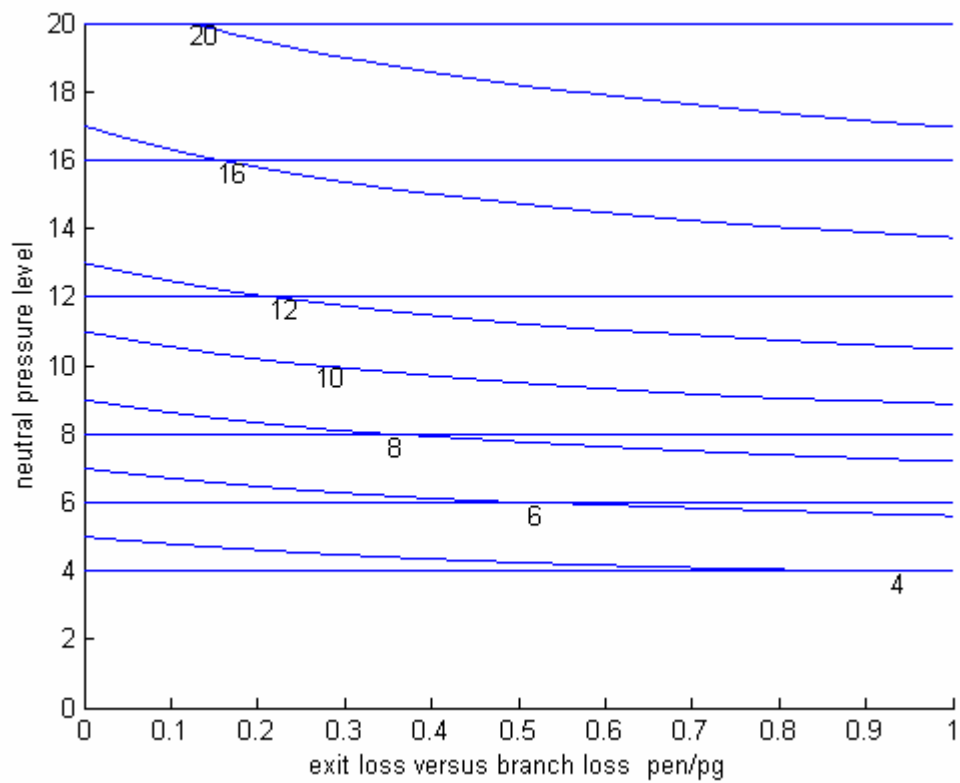
Den motsvarande relativa spridningen redovisas i Figur 4.11. Liknande brytpunkter som tidigare finns för den relativa spridningen för byggnader med 12 plan (1 st), 16 plan (2 st) och 20 plan (3 st). Notera att den relativa spridningen är betydlig mindre än tidigare och att den blir noll för kvoter under gränsvärdena i Tabell 4.3.



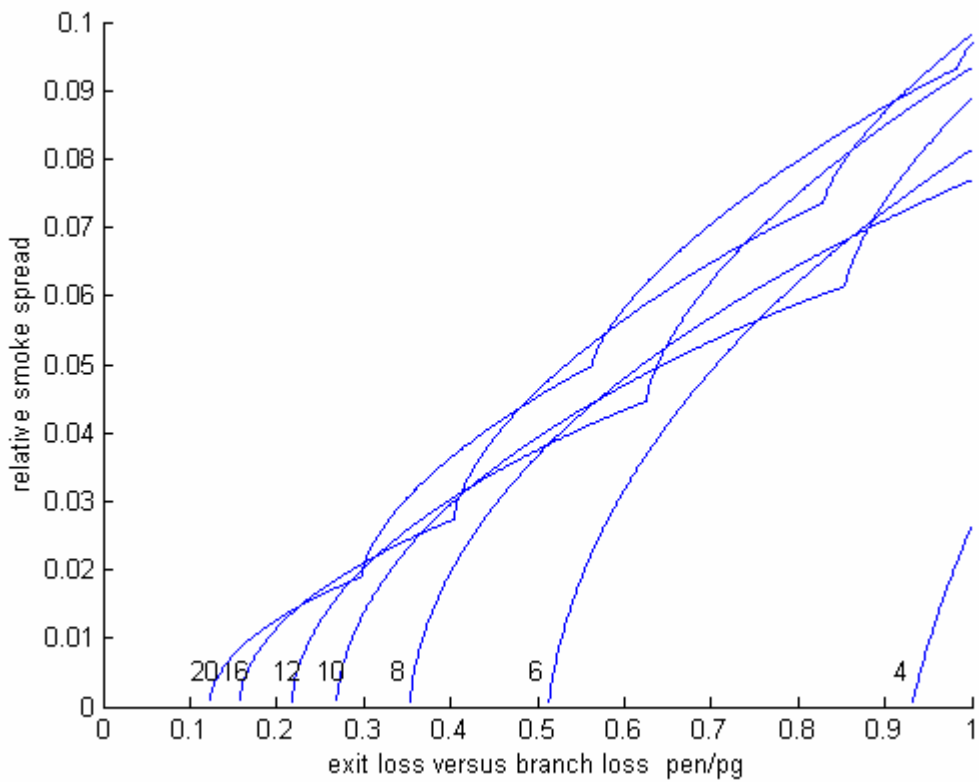
Figur 4.8 Neutralplan som funktion av tryckfallskvoten  $\Delta p_e / \Delta p_g$  och våningsplan.



Figur 4.9 Relativ spridning som funktion av tryckfallskvoten  $\Delta p_e / \Delta p_g$  och våningsplan.



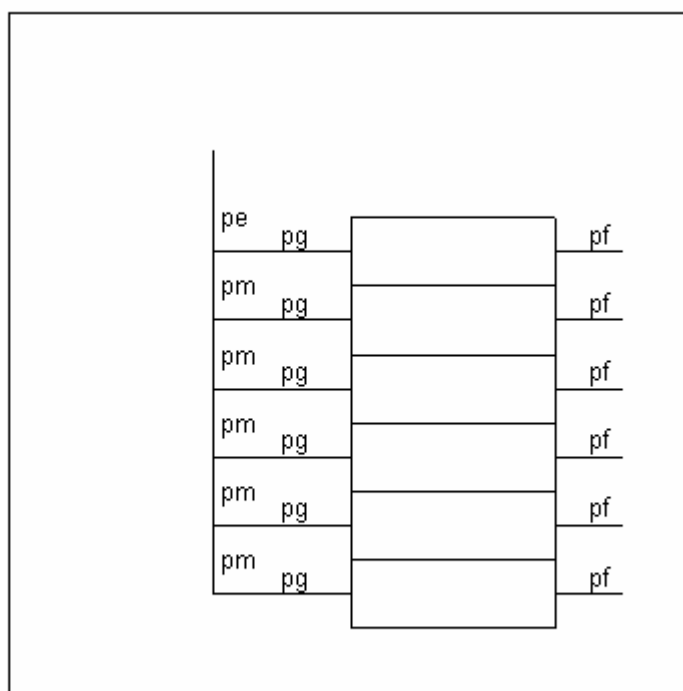
Figur 4.10 Neutralplan som funktion av tryckfallskvoten  $\Delta p_{en} / \Delta p_g$  och våningsplan.



Figur 4.11 Relativ spridning som funktion av tryckfallskvoten  $\Delta p_{en} / \Delta p_g$  och våningsplan.

## 4.5 Dimensionering efter godtycklig brand utan inblandning

Det går också att förenklat visa hur ett kanalsystem skall vara dimensionerat för att inte leda till brandgasspridning vid stoppade fläktar. Det inträngande brandflödet antas utan inblandning passera upp genom stamkanalsystemet utan att skapa övertryck. Detta innebär att varje stamkanaldels tryckfall måste vara lika med eller mindre än de termiska stigkrafterna. Den sista stamkanaldelen är här själva utluftningssträckan. Ett förenklande antagande är alla tryckfall försummas utom för brandgrenen och avslutande stamkanaldel lika med utluftningen som skall dimensioneras.



Figur 4.12 Principskiss och tryckfallsbeteckningar för en byggnad med avluftat kanalsystem

Följande beteckningar införs för själva brandgrenen och en del av stamkanalsystemet:

$p_b$	brandtrycket, Pa
$\Delta p_g$	brandrummets grentryckfall i Pa för flöde $q_n$ och densitet $\rho_n$
$\Delta p_{en}$	utluftningens tryckfall i Pa för flöde $nq_n$ och densitet $\rho_n$
$n$	antalet anslutna våningsplan för dito stamkanaldel, -
$g$	gravitationen, $m/s^2$
$q_b$	inträngande brandflöde i kanalsystemet, $m^3/s$
$q_n$	normalt flöde per våningsplan, $m^3/s$
$z_e$	utluftningens nivåskillnad, m
$z_v$	nivåskillnad per våningsplan, m
$\rho_n$	normal luftdensitet, $kg/m^3$
$\rho_b$	luftdensitet vid brandtemperatur, $kg/m^3$

Inträngande brandflöde kan bestämmas för ett givet brandtryck och ett givet termiskt drivtryck för stamkanalen för den avslutande stamkanaldelen. Dessa två drivande tryckskillnader skall vara lika med tryckfallet över själva brandgrenen. Övriga tryckfall försummas. Detta ger följande samband:

$$p_b + (\rho_n - \rho_b)g(n-1) z_v = (\rho_b / \rho_n) \Delta p_g (q_b / q_n)^2 \quad (\text{Pa}) \quad (4.18)$$

Tryckfallet för den avslutande stamkanaldel med det normala flödet  $nq_n$  skall högst vara lika med drivtrycket för samma del, vilket ger följande samband:

$$(\rho_b / \rho_n) \Delta p_e (q_b / nq_n)^2 = (\rho_n - \rho_b) g z_e \quad (\text{Pa/m}) \quad (4.19)$$

Mindre omskrivning ger

$$(\rho_b / \rho_n) (q_b / q_n)^2 = (\rho_n - \rho_b) g z_e n^2 / \Delta p_{en} \quad (\text{Pa/m}) \quad (4.20)$$

Insättning av (4.20) i (4.18) ger följande uttryck:

$$p_b + (\rho_n - \rho_b)g(n-1) z_v = \Delta p_g (\rho_n - \rho_b) g z_e n^2 / \Delta p_{en} \quad (\text{Pa}) \quad (4.21)$$

Uttrycket ovan visar att det krävs mycket höga och rent av orimliga brandtryck för att orsaka brandgasspridning i ett icke tryckavlastat fall med rätt dimensionerad stamkanal och förbigång för utluftning. Notera att parametern  $n$  anger antalet anslutande våningsplan.

Uttrycket (4.21) kan användas för att dimensionera alla stamkanaldelar och inte bara själva förbigången. Om alla stamkanaldelar och förbigången dimensioneras för samma tryckfall  $\Delta p_{en}$  räknat per meter och för samma flöde  $nq_n$  blir kravet lika för alla stamdelar och för förbigången och uttrycket (4.21) används en gång.

Ett uttryck för hur utluftningssträckan skall dimensioneras kan fås med hjälp av (4.21) och genom att införa utluftningssträckans nivåskillnad  $z_e$  och beteckningen  $\Delta p_{en}$  för utluftningssträckans nominella tryckfall vid flödet  $nq_n$ , vilket ger följande:

$$\Delta p_{en} / \Delta p_g = n^2 (\rho_n - \rho_b) g z_e / (p_b + (\rho_n - \rho_b)g(n-1) z_v) \quad (-) \quad (4.22)$$

## 4.6 Dimensionering efter godtycklig brand med inblandning

Den tidigare modellbetraktelsen med ett enda genomgående flöde utan någon inblandning ger en övre gräns för utluftningens tryckfall. Inblandning som sker vid undertryck i stamkanalen ökar flödet och minskar temperaturen. Detta innebär att tryckfallet för avluftsträckan ökar och att de termiska drivkrafterna minskar. Resultatet vid inblandning är att avluftsträckans tryckfall måste minskas. Avluftsträckans tryckfall kan skattas genom att ta hänsyn till en given inblandning som är en faktor  $r$  gånger inträngande brandgasflöde  $q_b$ . Avluftflödet  $q_e$  och dess densitet  $\rho_e$  kan därför skrivas som följer:

$$q_e = q_b + r q_b \quad (\text{m}^3/\text{s}) \quad (4.23)$$

$$\rho_e = (\rho_b + r \rho_n)/(1+r) \quad (\text{kg}/\text{m}^3) \quad (4.24)$$

Medeldensiteten i stamkanalen  $\rho_m$  från lägsta till högsta våningsplan antas kunna skrivas som:

$$\rho_m = \rho_e + (\rho_b - \rho_n)/(n-1) \quad (\text{kg}/\text{m}^3) \quad (4.25)$$

Om antalet våningsplan är två fås  $\rho_m = \rho_b$  och för många våningsplan närmar sig medeldensiteten  $\rho_m$  densiteten för avluftsträckan  $\rho_e$ . Det totala termiska drivtrycket för stamkanalen från lägsta till högsta våningsplan kan skrivas som:

$$\Delta p_t = (\rho_n - \rho_m)g(n-1)z_v \quad (\text{Pa}) \quad (4.26)$$

Inblandningen bestäms av undertrycket i stamkanalen och som antas variera linjärt från lägsta våningsplan från  $-\Delta p_t$  till 0 vid översta våningsplan. Stamkanalens tryckfall försummas. En enkel uppskattning av inblandningen kan fås genom att beräkna den för medelvärdet av undertrycket som är lika med halva  $-\Delta p_t$ . Det går att förbättra denna uppskattning något eftersom varje tillkommande våningsflöde beror på kvadratroten av undertrycket. Det går därför att ange en faktor eller funktion  $t(n)$  som tar hänsyn till detta och den kan skrivas som:

$$t(n) = ( ( 1^{0.5} + 2^{0.5} + \dots + (n-2)^{0.5} ) / (n-1)^{0.5} )^2 \quad (-) \quad (4.27)$$

Funktionen  $t(n)$  blir för två och tre våningsplan som väntat 0 respektive 0.5. Några andra siffervärden redovisas i Tabell 4.4 nedan. Siffrorna för funktionen  $t(n)$  i Tabell 4.4 visar att skillnaden är måttlig mot det enkla antagandet att använda sig av medelvärdet för undertrycket, vilket innebär värdet 0.5.

Tabell 4.4 Funktionen  $t(n)$

$n$	2	3	4	6	8	10	12	16	20
$t(n)$	0.000	0.500	0.486	0.472	0.466	0.462	0.459	0.456	0.454

Medelvärdet för undertrycket i stamkanalen för inblandningen kan nu skrivas som

$$\Delta p_m = t(n) \Delta p_t \quad (\text{Pa}) \quad (4.28)$$



Medelflödet  $q$  för inblandningen kan bestämmas med följande samband:

$$t(n) \Delta p_t = (\Delta p_g + \Delta p_f) q^2 / q_n^2 \quad (\text{Pa}) \quad (4.29)$$

Inträngande brandgasflöde  $q_b$  kan bestämmas med följande samband:

$$p_b + \Delta p_t = (\rho_b / \rho_n) \Delta p_g q_b^2 / q_n^2 \quad (\text{Pa}) \quad (4.30)$$

Den sökta inblandningsfaktorn  $r$  kan skrivas som följer:

$$r = (n-2) q / q_b \quad (-) \quad (4.31)$$

Flödes kvoten  $q/q_b$  kan bestämmas med utnyttjande av (4.29) och (4.30) och den sökta inblandningsfaktorn  $r$  blir därför som följer:

$$r = (n-2)(\rho_b t(n) / (\rho_n (1 + \Delta p_f / \Delta p_g)(1 + p_b / \Delta p_t))^{0.5} \quad (-) \quad (4.32)$$

Detta är inte ett explicit uttryck för inblandningsfaktorn  $r$  utan den termiska tryckskillnaden  $\Delta p_t$  är en funktion av  $r$ . Det visar sig dock att genom ett iterativt förfarande med ekvationerna (4.24), (4.25), (4.26) och (4.32) fås konvergens efter några iterationer. Startvärdet för  $r$  kan vara 0 eller 1. En granskning av de fyra ingående beräkningsuttrycken visar att det kan bara finnas en lösning för inblandningsparametern  $r$ . De fyra uttrycken kan förenklas till följande:

$$\rho_e \sim r / (1+r) \quad ((4.24))$$

$$\rho_m \sim \rho_e \quad ((4.25))$$

$$\Delta p_t \sim - \rho_m \quad ((4.26))$$

$$r \sim \Delta p_t^{0.5} \quad ((4.32))$$

De tre första sambanden sammantagna ger en avtagande funktion på formen:

$$\Delta p_t \sim - r / (1+r)$$

Det fjärde uttrycket kan skrivas om till en ökande funktion på formen:

$$\Delta p_t \sim r^2$$

Detta visar sammantaget att det kan bara finnas en lösning mellan en avtagande och en ökande funktion.

Avluftsträckans tryckfall skall vara i balans med dess termiska drivtryck. Detta innebär att det råder nolltryck vid översta våningsplan samtidigt avluftsträckans början och vid avluftsträckans slut upp över tak. Själva utluftningsträckans tryckfall  $\Delta p_{en}$  för det nominella flödet  $nq_n$  skall dimensioneras för flödet  $q_b(1+r)$ , för densiteten  $\rho_e$ , för nivåskillnaden  $z_e$  och

för ett tillgängligt tryckfall lika med det termiska drivtrycket. Detta ger sambandet enligt nedan för att bestämma  $\Delta p_{en}$ .

$$(\rho_n - \rho_e)g z_e = \Delta p_{en} (\rho_e / \rho_n)(q_b(1+r)/nq_n)^2 \quad (\text{Pa}) \quad (4.33)$$

Uttrycket (4.33) kan skrivas om enligt nedan för att möjliggöra jämförelser med tidigare uttryck för hur utluftningssträckan skall dimensioneras relativt grentryckfallet  $\Delta p_g$ .

$$\Delta p_{en}/\Delta p_g = n^2(\rho_n - \rho_e)g z_e / ((1+r)(1+r\rho_n/\rho_b)(p_b + \Delta p_t)) \quad (-) \quad (4.34)$$

Om inblandningsfaktorn  $r$  sätts lika med noll blir (4.34) identisk med (4.22).

## 4.7 Undersökning av dimensioneringsmetoder

Dimensioneringsmetoderna för avlufttryckfall har testats för femton grundfall enligt Tabell 4.5 kombinerat med konstant stamkanaldiameter fall 1-15 och med stamkanal med konstant tryckfall för nominellt flöde fall 16-30. Stamkanaltryckfallet motsvarar ett måttligt friktionstryckfall om 1 Pa/m för en våningshöjd av 3 m. De tre senare metoderna bygger på att stamkanaltryckfallet försummas. Nivåskillnaden är 3 m per våningsplan och även för själva utluftningen.

För de femton grundfallen varierar antalet våningsplan normalt 6 (fall 1, 3-7), fasadtryckfall  $\Delta p_s$  normalt 10 Pa (fall 10-13), grentryckfall  $\Delta p_g$  normalt 90 Pa (fall 9-10) och nominellt stamkanaltryckfall  $\Delta p_m$  normalt 3 Pa fall(14-15). Grenkanaltryckfallet avser nedersta våningsplan och för övriga våningsplan fås högre värden eftersom kanalsystemet förutsätts vara injusterat till samma nominella flöde för alla våningsplan.

Tabell 4.5 Modellparametrar för grundfall

<i>fall</i>	$\Delta p_s$	$\Delta p_g$	$\Delta p_m$	$n$	<i>ändring av</i>
-	Pa	Pa	Pa	-	-
1	10	90	3	4	$n$
2	10	90	3	6	-
3	10	90	3	8	$n$
4	10	90	3	10	$n$
5	10	90	3	12	$n$
6	10	90	3	16	$n$
7	10	90	3	20	$n$
8	10	40	3	6	$\Delta p_g$
9	10	190	3	6	$\Delta p_g$
10	20	90	3	6	$\Delta p_s$
11	50	90	3	6	$\Delta p_s$
12	100	90	3	6	$\Delta p_s$
13	200	90	3	6	$\Delta p_s$
14	10	90	1	6	$\Delta p_m$
15	10	90	0	6	$\Delta p_m$

Stamkanalens tryckfall mellan nedersta och översta våningsplan vid normal drift är grovt till en tredjedel när kanaldiameter är konstant jämfört med konstant kanaltryckfall och några exakta siffervärden redovisas i Tabell 4.6. Reduktionen är en funktion av antalet grenar  $n$  och kan beräknas som en funktion  $h(n)$  som följer nedan och går mot 1/3 för stora  $n$ .

$$h(n) = ((1/n)^2 + (2/n)^2 + \dots + ((n-1)/n)^2) / (n-1) \quad (-) \quad (4.35)$$

Tabell 4.6

$n$	2	3	4	6	8	10	12	16	20
$h(n)$	0.250	0.278	0.292	0.306	0.313	0.317	0.319	0.323	0.325

Varje modellfall har testats med alla kombinationer mellan de tio brandtemperaturerna 100(100)1000 °C och de åtta brandtrycken 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa. Detta ger åttio brandfall. Detta ger totalt 2400 kontrollfall. Ordningsföljden mellan de olika fallen bestäms av att temperaturen ändras först, därefter trycket och sist modellfallet.

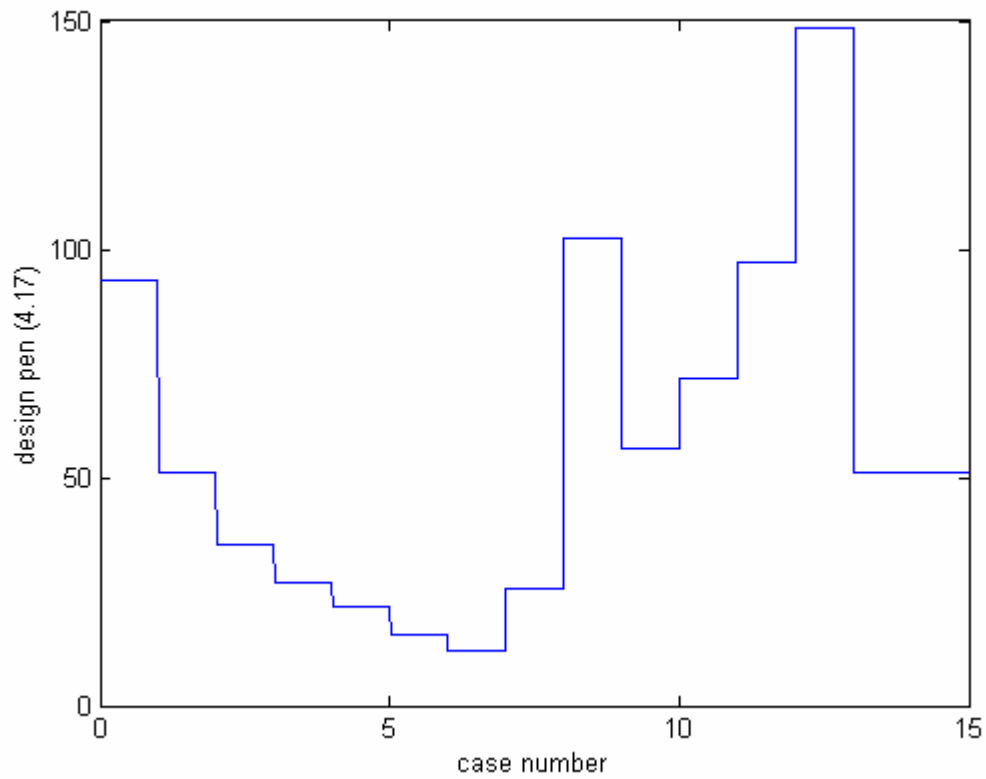
Det dimensionerade avluftstryckfallet redovisas för (4.17) utan brandtryck i Figur 4.13, för (4.22) utan inblandning i Figur 4.14 och för (4.34) med inblandning i Figur 4.15 som funktion av modellfall och brandfall. Kurvor i Figur 4.14 och 4.15 visar att temperaturen betyder mindre än trycket. Många fall är ganska likartade. Fallet utan inblandning i Figur 4.14 skiljer sig betydligt från fallet utan brandtryck i Figur 4.13 och fallet med inblandning i Figur 4.15.

Den beräknade inblandningen redovisas i Figur 4.16 som medelinblandningen  $r/(n-2)$ . Kurvan visar att den är i stort sett mindre än 0.5 och att inblandning avtar med ökade brandtryck. Brandtemperatur har större inverkan vid låga brandtryck och mindre vid höga brandtryck.

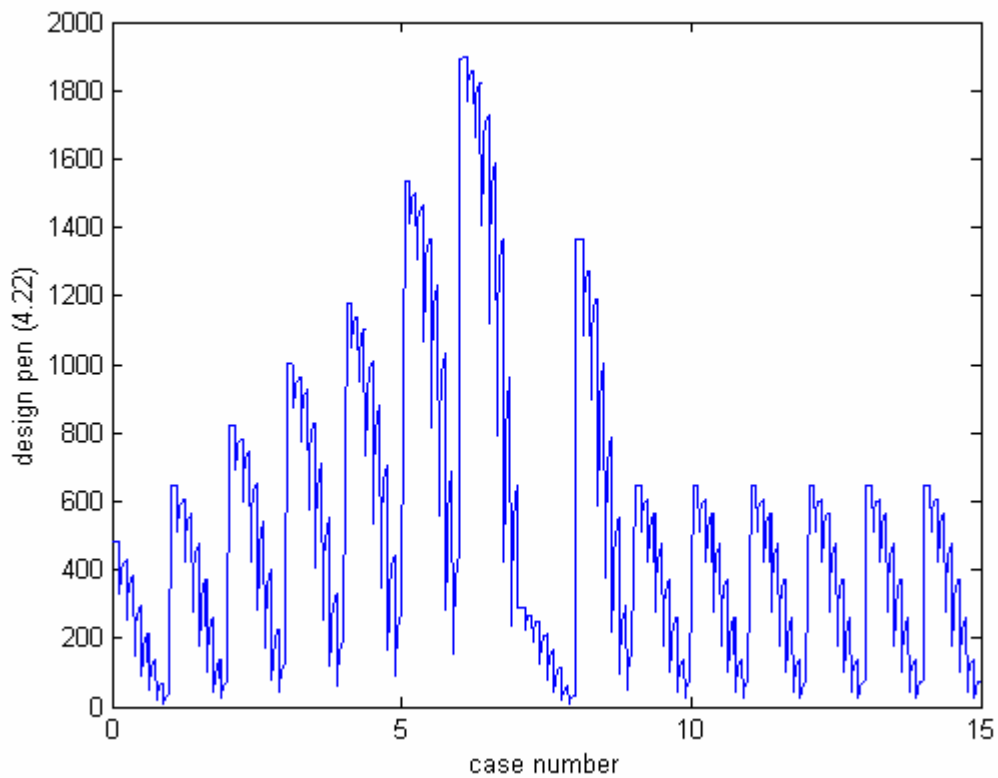
Det dimensionerande avluftstryckfallet enligt (4.22) skiljer sig från det dimensionerat efter (4.17) som klarar självdragsfallet. Kvoten mellan dessa två redovisas i Figur 4.17. Metoden utan inblandning ger ett allt för stort avluftstryckfall. Detta beror på att inblandning inte är noll som antagits. Detta visar också den skattade och i Figur 4.16 visade medelinblandningen, som är mindre än 0.5. En medelinblandning på 0.5 ger en total inblandning som för sex våningsplan är två gånger själva det inträngande brandgasflödet. En stor inblandning ökar tryckfallet för avluftsträckan betydligt samtidigt som det termiska drivtrycket minskar. Detta medför att avluftsträckans tryckfall måste vara litet, vilket beräkningsuttrycket för fallet med inblandning visar.

Det dimensionerade avluftstryckfallet enligt (4.34) är alltid mindre än det dimensionerat efter (4.17) som klarar självdragsfallet. Kvoten mellan dessa två redovisas i Figur 4.18. Alla kvoter är lägre än 0.75 och når i en del fall ner till 0.1. Hur mycket det enligt (4.34) dimensionerade avluftstryckfallet skiljer sig från det största möjliga har kontrollerats genom simulering med ett enkelt sökförfarande för att finna verkligt dimensionerande avluftstryckfall.

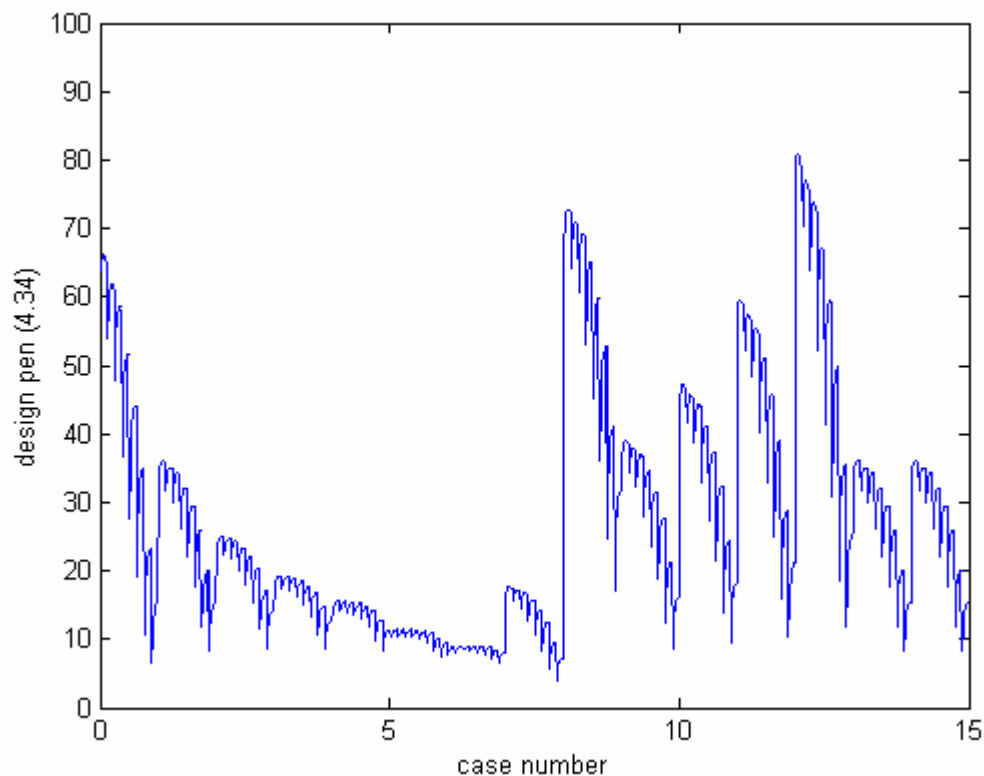
Resultatet redovisas i Figur 4.19 för fall 1-15 med konstant stamkanaldiameter och för fall 16-30 i Figur 4.20 med konstant stamkanaltryckfall. Kurvorna visar att för konstant stamkanaldiameter i Figur 4.16 är överdimensioneringen måttlig i medeltal en faktor 1.2 och för konstant kanaltryckfall i medeltal en faktor 1.4. Det som skiljer är att stamkanaltryckfallet för konstant stamkanaldiameter är en tredjedel av det för konstant kanaltryckfall.



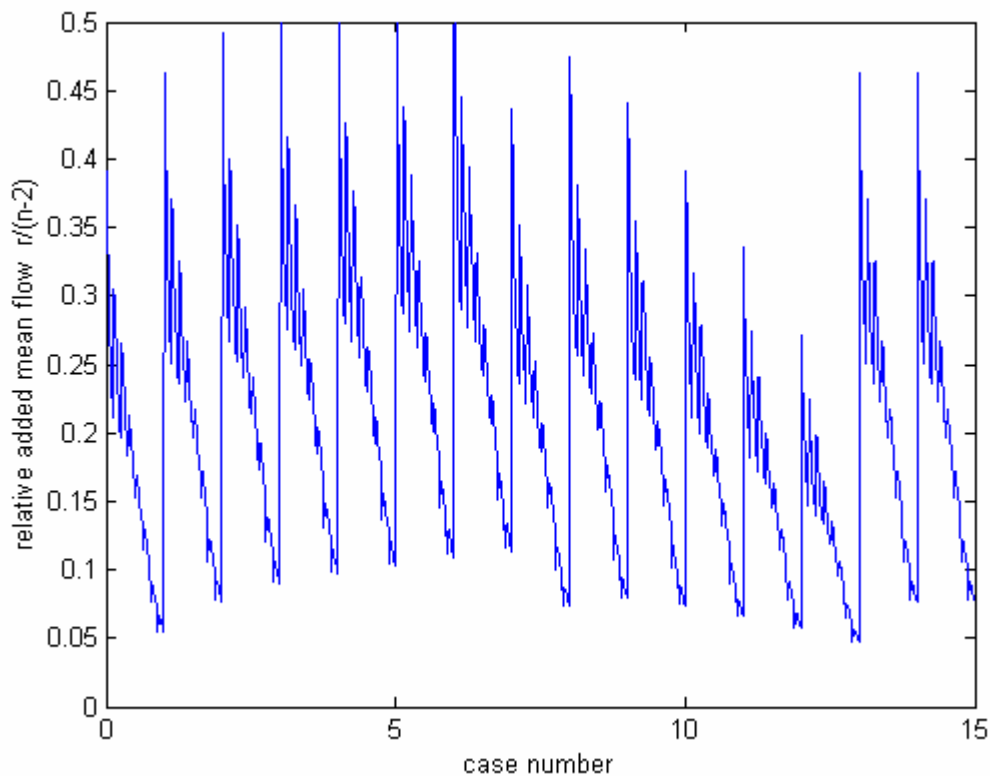
Figur 4.13 Dimensionerat avlufttryckfall Pa enligt (4.17) för olika modelltestfall.



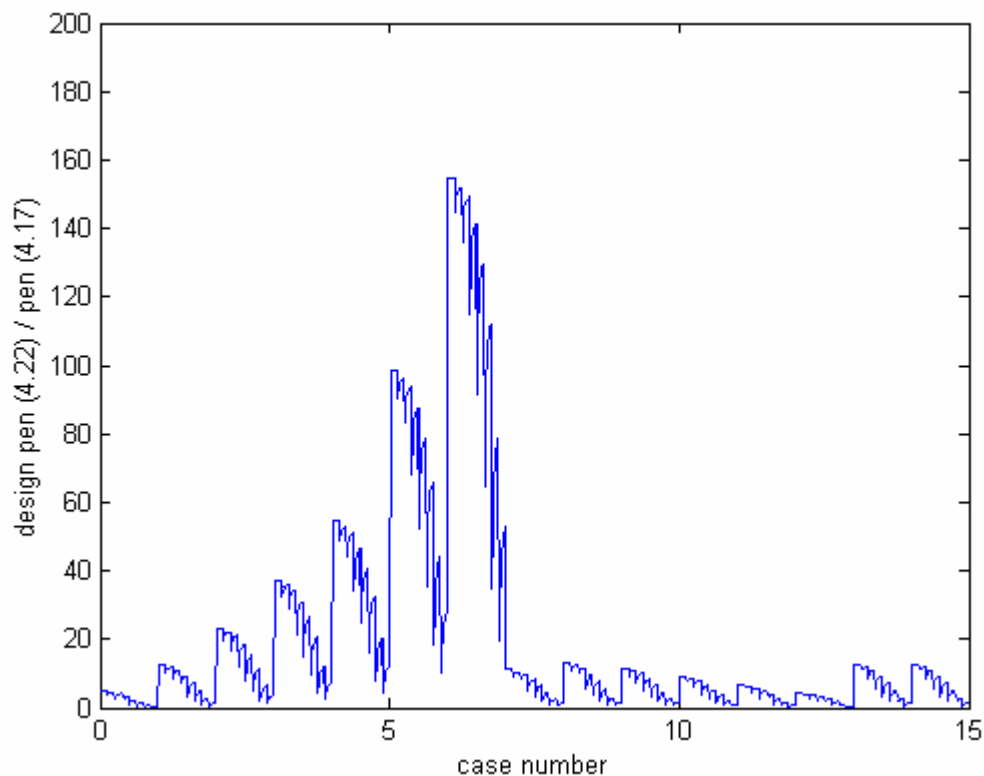
Figur 4.14 Dimensionerat avlufttryckfall Pa enligt (4.22) för olika modelltestfall.



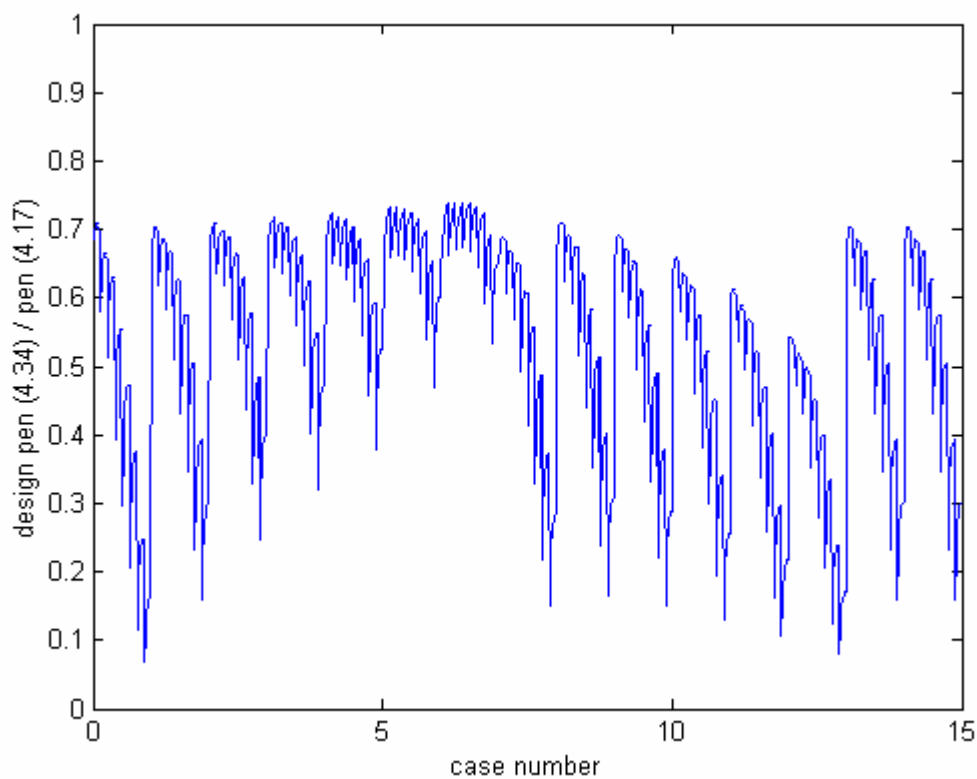
Figur 4.15 Dimensionerat avlufttryckfall Pa enligt (4.34) för olika modelltestfall.



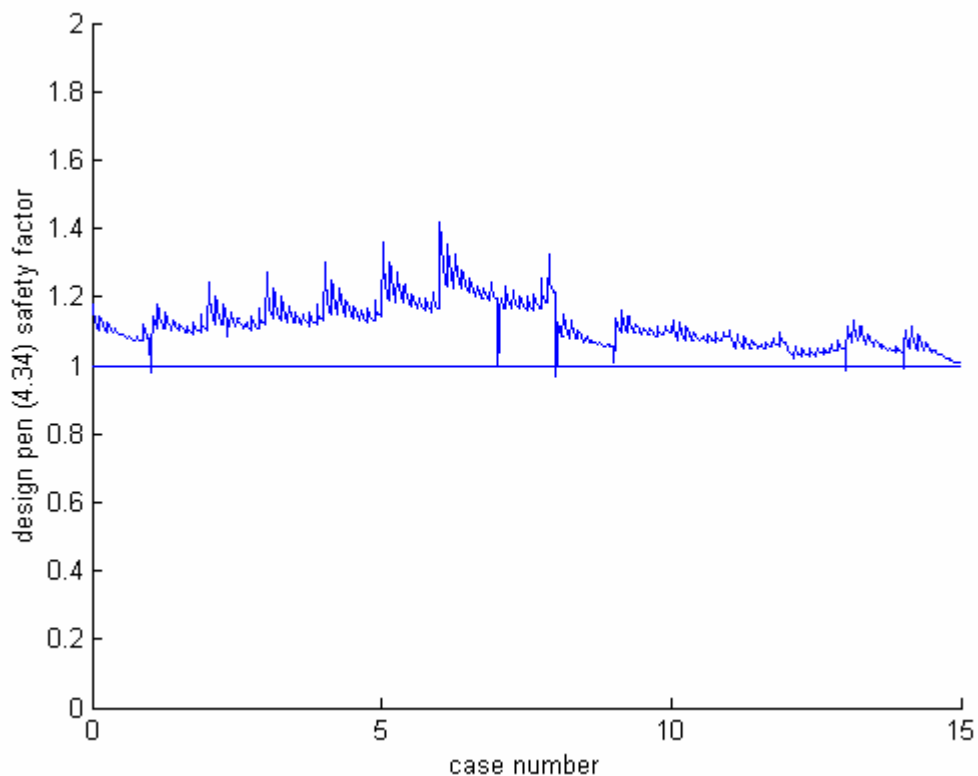
Figur 4.16 Medelinblandning  $r/(n-2)$  enligt (4.32) för olika modelltestfall



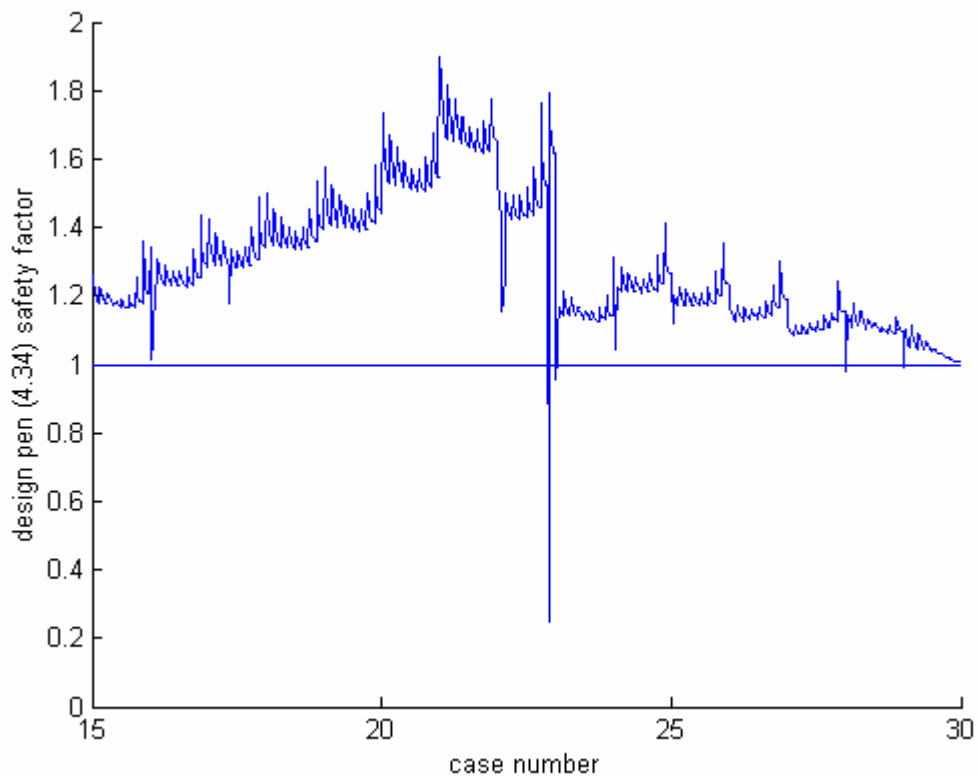
Figur 4.17 Kvot mellan avlufttryckfall enligt (4.22) / (4.17) för olika modelltestfall.



Figur 4.18 Kvot mellan avlufttryckfall enligt (4.34) / (4.17) för olika modelltestfall.



Figur 4.19 Säkerhetsfaktor för dimensionering enligt (4.34) för modellfall 1-15.



Figur 4.20 Säkerhetsfaktor för dimensionering enligt (4.34) för modellfall 16-30.

## 4.8 Dimensionerande avlufttryckfall

De fyra dimensioneringsmetodernas beräkningsuttryck för utluftningssträckans tryckfall i förhållande till grentryckfallen för enskilda rum sammanställs nedan efter invertering av de två första och införande av olikhet. Uttrycken motsvarar uppifrån och ner tryckfallsförhållande  $f:1$  enligt (4.1), där tryckfallet  $\Delta p_e$  ersatts med  $\Delta p_{en}/n^2$ , självdragsfallet enligt (4.17), utan inblandning enligt (4.22) och med inblandning enligt (4.34). Notera att flödet är  $nq$  för  $\Delta p_{en}$  och  $q$  för  $\Delta p_g$ .

$$\Delta p_{en}/\Delta p_g < n^2/f \quad (-) \quad (4.1)^{-1}$$

$$\Delta p_{en}/\Delta p_g < n^2/s(n)^2 \quad (-) \quad (4.17)^{-1}$$

$$\Delta p_{en}/\Delta p_g < n^2 (\rho_n - \rho_b) g z_e / (p_b + (\rho_n - \rho_b)g(n-1) z_v) \quad (-) \quad (4.22)$$

$$\Delta p_{en}/\Delta p_g < n^2 (\rho_n - \rho_e) g z_e / ((1+r)(1+r\rho_n/\rho_b)(p_b + \Delta p_d)) \quad (-) \quad (4.34)$$

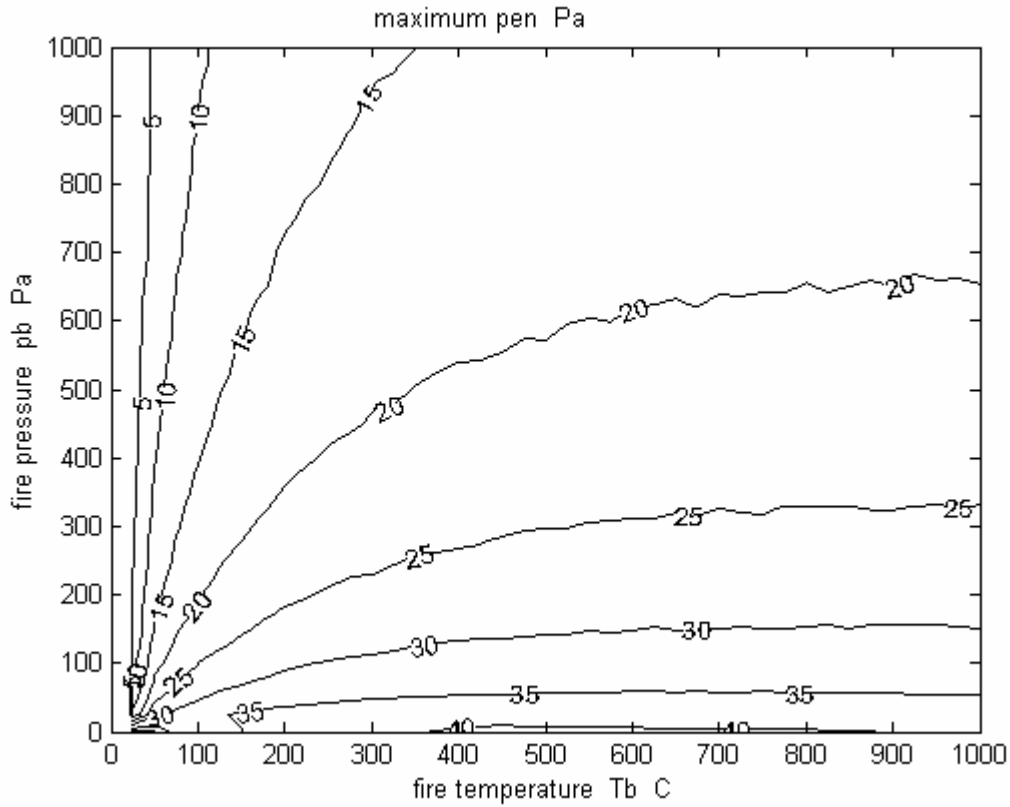
Metoden med tryckfallsförhållande 5:1 enligt (4.1) är otillräcklig. Detta visar metoden som klarar självdragsfallet enligt (4.17) och några siffervärden på  $n^2/s(n)^2$  har getts tidigare i Tabell 4.3. Uttrycket för metoden utan inblandning enligt (4.22) visar att höga brandtryck kräver en låg tryckfallskvot medan höga temperaturer tillåter en hög tryckfallskvot. Uttryckets högerled kan vidare förenklas till  $n^2/(n-1)$  om brandtrycket sätts till noll och om utluftningens nivåskillnad är lika med den för våningsplanen. Nämnaren  $(n-1)$  är mindre än motsvarande nämnare för (4.17) lika med  $s(n)^2$  för alla  $n > 2$ . Detta visar att (4.22) för det tryckavlastade fallet underdimensionerar utluftningen. Uttrycket för metoden med inblandning (4.34) har stora likheter med den utan inblandning och uttrycken blir identiska om inblandningsfaktor  $r$  sätts till noll.

De fyra dimensioneringsmetoder enligt ovan har tillämpats på modellfall 2. Maximalt möjligt avlufttryckfall för detta modellfall redovisas i Figur 4.21 som isokurvor för olika brandtemperatur och brandtryck. De erhållna dimensionerande avlufttryckfallen för de två första beräkningsuttrycken är  $\Delta p_{en}=648$  (omräknat för flöde  $n=6$  och för  $\Delta p_g=90$  Pa och  $f=5$ ) och  $\Delta p_{en}=51.2$  med  $\Delta p_g=90+10$ . Båda dessa uttryck är oberoende av tryck och temperatur för branden.

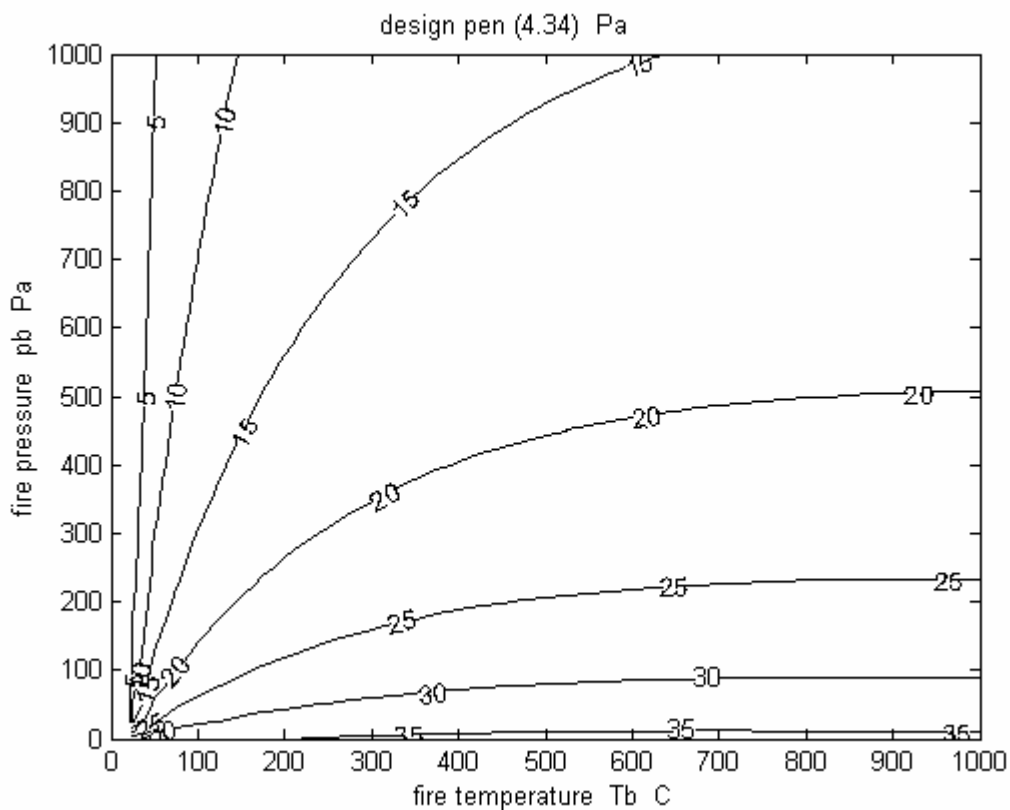
Avlufttryckfallet för två sista uttrycken redovisas i Figur 4.22 för (4.34) och 4.23 för (4.22) att jämföra med maximalt möjligt avlufttryckfall. En jämförelse mellan isokurvorna i Figur 4.21 och 4.22 visar som tidigare på en liten skillnad med en viss säkerhetsfaktor större än ett. Isokurvorna i Figur 4.23 för fallet utan inblandning visar på mycket högre tryckfall för avluftsträckan.

En slutsats av isokurvorna i Figur 4.21 och 4.22 är att dimensionering enligt (4.34) med inblandning ger ett användbart resultat med en viss säkerhetsfaktor för en given brandtemperatur och ett givet brandtryck. Isokurvorna visar genomgående att höga brandtryck vid låga brandtemperaturer kräver avluftsträckor med låga tryckfall. Motsatsen med höga tryckfall för avluftsträckan gäller för låga brandtryck och i stort sett oberoende av brandtemperatur.

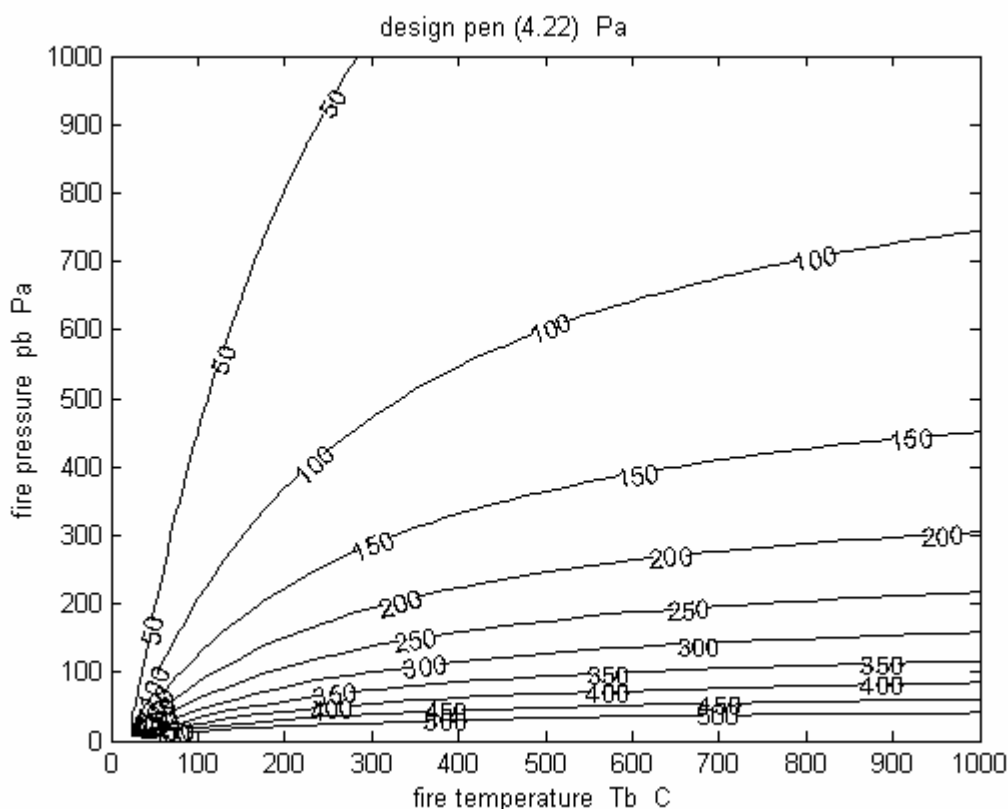




Figur 4.21 Isokurvor för maximalt avlufttryckfall för brandtemperatur och brandtryck.



Figur 4.22 Isokurvor för avlufttryckfall enligt (4.34) för brandtemperatur och brandtryck.



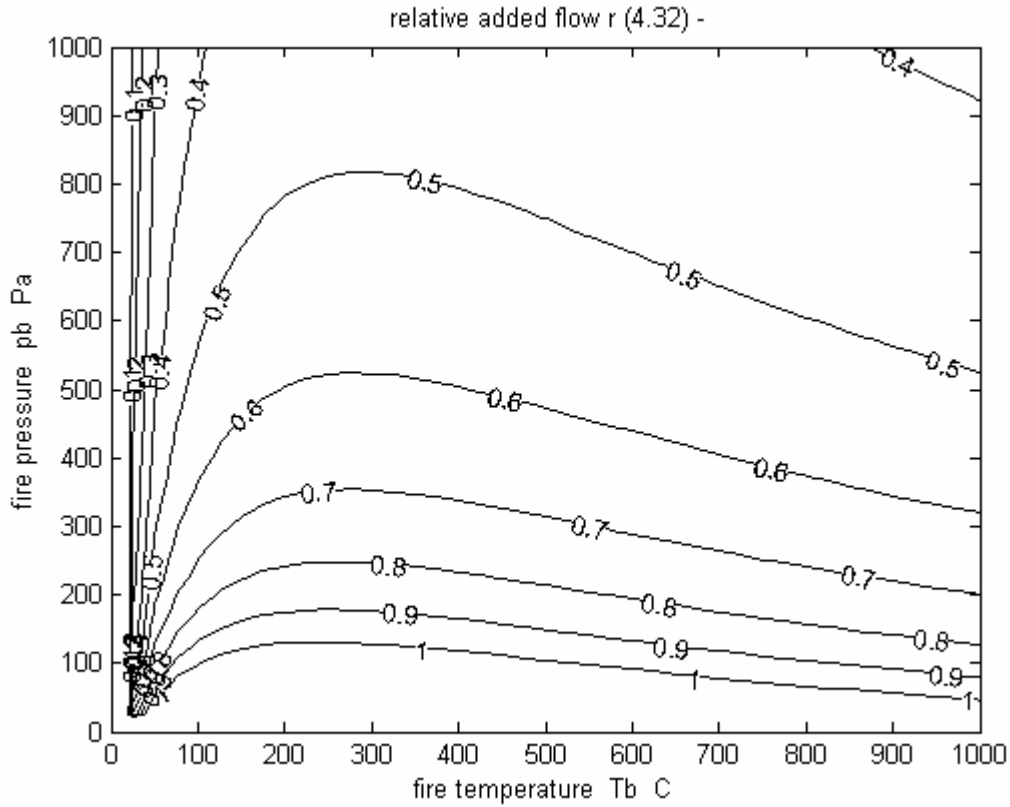
Figur 4.23 Isokurvor för avluftstryckfall enligt (4.22) för brandtemperatur och brandtryck.

Metoden utan inblandning ger ett felaktigt resultat eftersom inblandningen är stor särskilt vid lågt eller inget brandtryck. Den relativa inblandningen enligt (4.32) och enligt det beräknade modellfallet redovisas i Figur 4.24 respektive 4.25. Det finns stora likheter mellan kurvorna i Figur 4.24 och 4.25. Den beräknade inblandningen överskattas något, vilket i sin tur ger ett lägre utluftningstryckfall än nödvändigt. Det är detta som ger en viss säkerhetsmarginal. Det skall också påpekas att beräkningsmetoden försummar stamkanaltryckfallet medan modellfallet har små stamkanaltryckfall betydligt mindre än 1 Pa/m. Stamkanalen har konstant kanaldiameter med tryckfallet 1 Pa/m för det nominella totalflödet om 6 m<sup>3</sup>/s.

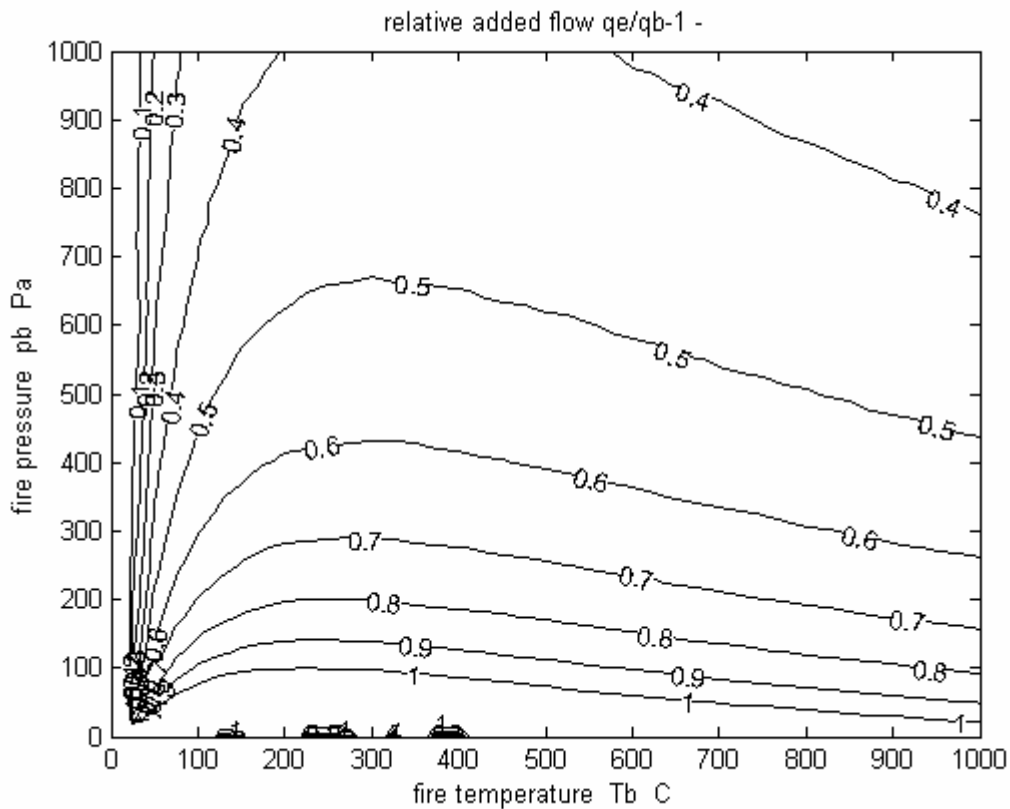
Något som också visar att inblandningen är betydande är kanalsystemets utloppstemperatur, vilken redovisas för modellfallet absolut i Figur 4.26 och relativt brandtemperaturen i Figur 4.27.

Ett problem vid praktisk dimensionering är att ett brandscenario innebär att brandtryck och brandtemperatur varierar som en funktion i tiden. En enkel lösning är att rita in brandscenariots tryck/temperatur kurva och bestämma lägsta möjliga tryckfall för avluftsträckan. Brandtryck och brandtemperatur kan beräknas för en given brand i en given lokal med givet läckage och ett givet ventilationssystem.

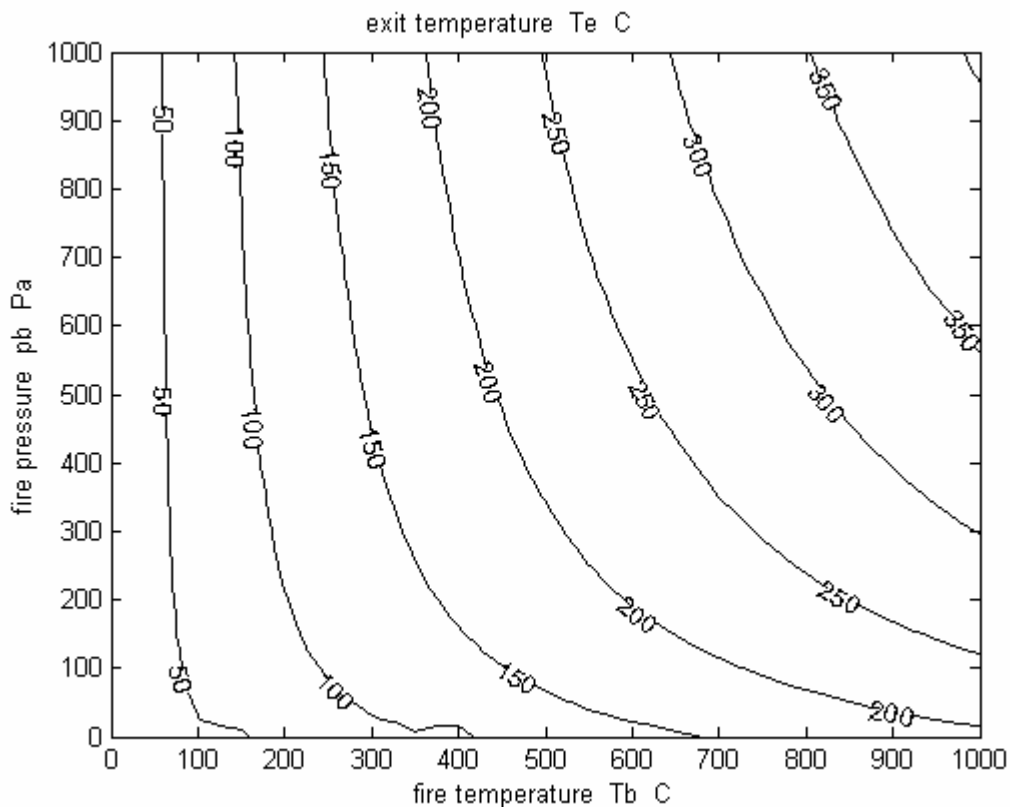
Sammanfattningsvis: dimensioneringsmetoden enligt (4.34) ger en mindre säkerhetsmarginal för utluftningssträckans tryckfall.



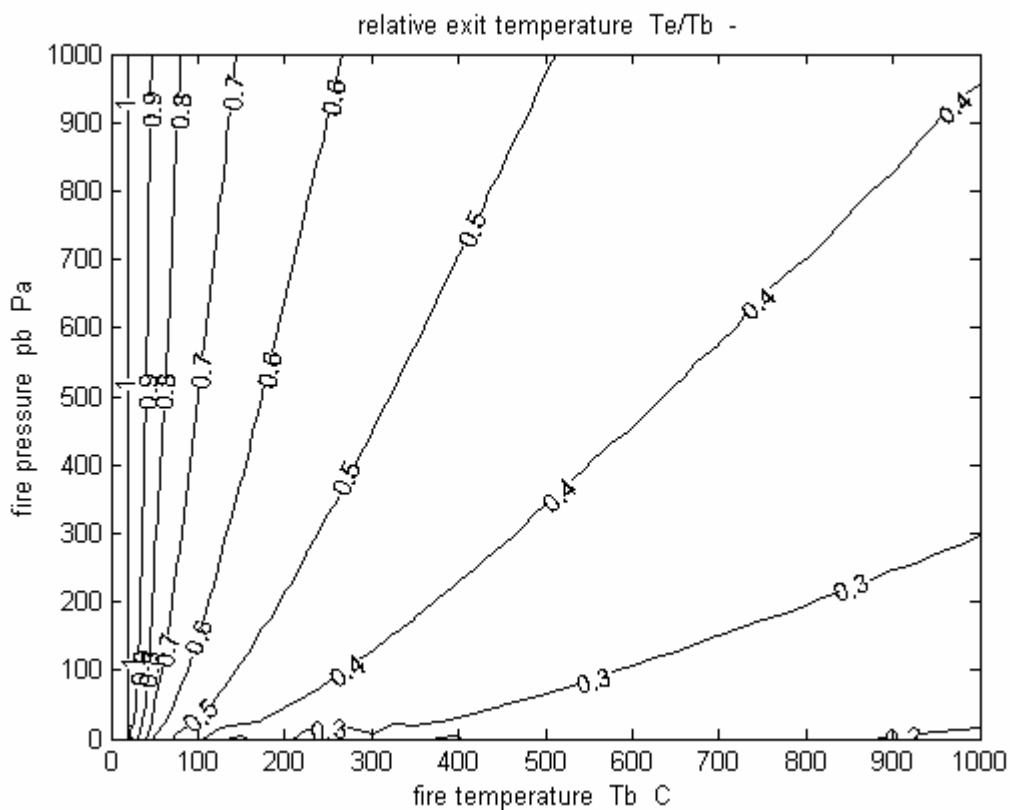
Figur 4.24 Isokurvor för beräknad relativ inblandning enligt (4.32) för brandtemperatur och brandtryck.



Figur 4.25 Isokurvor för relativt inblandat flöde  $m^3/s$  för brandtemperatur och brandtryck.



Figur 4.26 Isokurvor för avlufttemperatur för brandtemperatur och brandtryck.



Figur 4.27 Isokurvor för relativ avlufttemperatur för brandtemperatur och brandtryck.

## 4.9 Dimensionerande brandfall

Den här framtagna och redovisade dimensioneringsmetoden för utluftningen skall tillämpas med uppgifter på brandtemperatur och brandtryck för ett dimensionerande brandfall. Det skall påpekas att brandtrycket är en funktion av brandeffekten och brandrummets täthet och ventilationssystemets egenskaper.

Isokurvor för utluftningens nominella tryckfall visar att det är gynnsamt att brandtemperaturen ökar snabbare än brandtrycket. Detta beror på att de termiska drivkrafterna måste kunna ta hand om inträngande brandgaser från brandrummet. Brandgasspridningen blir fullständig om det inte finns några termiska drivkrafter, vilket är fallet om de tre temperaturerna inne, ute och brand är lika. Motsatsen gäller nästan också att det blir ingen brandgasspridning om brandtrycket är noll, som för fallet med en tryckavlastad brand.

Det är inte självklart vad som är dimensionerande brandfall när brandeffekten ökar som funktion av tiden. Både brandtryck och brandtemperatur ökar ju också. Dimensionerande brandfall behöver inte vara vid tidpunkten innan tryckavlastning sker eller när branden övergår från att vara bränslekontrollerad till att vara ventilationskontrollerad varvid brandeffekten börja avta.

Hur tidsförloppet blir för brandtryck och brandtemperatur kan uppskattas med följande enkla analys. Ett vanligt antaget brandförlopp för brandeffektens tillväxt som funktion av tiden  $t$  är kvadratisk tilltagande i tiden och som betecknas som  $t^2$ -bränder. Antag att den konvektiva brandeffekten  $P$  kan för ett mera allmänt fall med tidsexponenten  $n$  skrivas som följer:

$$P \sim t^n \quad (\text{W}) \quad (4.36)$$

Massflödet i brandplymen  $m$  som samlas i brandgaslagret kan skrivas som:

$$m \sim P^{1/3} z^{5/3} \quad (\text{kg/s}) \quad (4.37)$$

Variabeln  $z$  är nivån över branden. Flödet i brandplymen ökar genom inblandning med höjden. I detta fallet kommer nivån  $z$  också att vara brandgaslagrets nedre nivå. Denna nivå avtar under brandförloppet med start från rumshöjden. Om inverkan av avtagande nivå  $z$  försummas kommer både brandplymens massflöde och brandgaslagrets massa att överskattas. Detta innebär samtidigt att brandgaslagrets temperatur  $T$  kommer att underskattas.

Massan i brandgaslagret  $M$  kan i sin tur integreras fram genom att införa brandeffektens tidsberoende vilket ger:

$$M \sim t^{1+n/3} z^{5/3} \quad (\text{kg}) \quad (4.38)$$

Den i brandgaslagret ansamlade energin  $E$  kan också integreras med den tillförda och tidsberoende brandeffekten  $P$ . Värmeförluster till omgivningen försummas.

$$E \sim t^{n+1} \quad (\text{J}) \quad (4.39)$$

Brandgaslagrets temperaturändring kan nu skattas genom att dividera lagrad energi  $E$  med lagrad massa  $M$  (överskattad), vilket ger en underskattad temperaturändring eller brandtemperatur  $T$ :

$$T \sim t^{2n/3} \quad (\text{K}) \quad (4.40)$$

Brandtrycket  $p$  kan i sin tur skattas som kvadraten på brandflödet som i sin tur antas vara proportionellt mot den konvektiva brandeffekten. Detta ger sammantaget sambandet:

$$p \sim t^{2n} \quad (\text{Pa}) \quad (4.41)$$

De två uttrycken (4.40) och (4.41) visar att brandtemperaturen ökar snabbare än brandtrycket i början av brandförloppet för positiva värden på tidsexponenten  $n$ . Slutsatsen är därför att det dimensionerande brandfallet är när brandeffekten är som störst innan tryckavlastning sker eller när branden övergår från bränsle- till ventilationskontrollerad brand och börjar avta.

Ett svårt brandfall är en poolbrand eller liknande med en mer eller mindre konstant brandeffekt. Detta motsvaras av tidsexponenten  $n=0$ . Brandtrycket blir mer eller mindre konstant och brandgaslagrets temperatur ökar med tiden. Detta är ett ogynnsamt förlopp som funktion av brandtryck och brandtemperatur jämfört med formen på isokurvorna för dimensionerande utluftningstryckfall.

Till detta skall också påpekas att brandens förlopp är först av intresse efter att fläktarna stoppats och eventuella förbigångar har öppnats. Det egentliga startförloppet är därför ointressant för ett fall med fläktar i ständig drift som för fallet med bostäder, hotell och sjukhus. Detta innebär att brandtemperaturen kan vara tillräckligt hög för att skapa de nödvändiga termiska drivtrycken för att kunna lufta ut inträngande brandgaser utan att brandgasspridning sker via kanalsystemet till andra lokaler.

## 4.10 Dimensionerande vindfall

Beräkningsuttrycken för utluftningens tryckfall enligt (4.22) och (4.34) kan båda ändras för att ta hänsyn till vindpåverkan genom att addera resulterande vindtryck över utluftning och översta våningsplan till det termiska drivtrycket i själva utluftningen. Båda uttrycken bygger på att gränsfallet råder för brandgasspridning till översta våningsplan. Gränsfallet innebär inget flöde genom översta våningsplan och därmed inga tryckförluster för översta våningsplan. Det sammantagna vindfasadtrycket utanför översta våningsplan är därför lika med stamkanaltrycket där översta våningsplan ansluter och där utluftningskanalen antas börja.

Det resulterande vindtrycket över utluftning och översta våningsplan bestäms av formfaktorer för ingående fasader och tak. Den sammantagna formfaktorn för ett kvadratisk våningsplans fasader är negativ för ett fall med vinden vinkelrätt mot en fasad och under förutsättningen att alla fasadytor är lika otäta räknat per  $\text{m}^2$  fasadyta. Den negativa formfaktorn beror på att det råder undertryck på alla fasader utom på lovartsidan. Om byggnaden har en rektangulär form blir formfaktorn för ett våningsplan något positiv om en långsida är lovartsida och betydligt negativ om en kortsida är lovartsida.

Formfaktorn för utluftningen på ett tak kan vara både positiv och negativ beroende på byggnadens tre mått och taklutningen. Ett mer eller mindre platt tak har en negativ formfaktor.

Det resulterande drivtrycket för själva utluftning  $\Delta p_e$  kan skrivas som följer där den första termen hämtas från (4.22) eller (4.34):

$$\Delta p_e = (\rho_n - \rho_e) g z_e + (f_v - f_e) \rho v^2 / 2 \quad (\text{Pa}) \quad (4.42)$$

där

$f_e$	formfaktor vid utluftning, -
$f_v$	formfaktor för översta våningsplan, -
$\rho$	utluftsdensitet, kg/m <sup>3</sup>
$v$	vindhastighet, m/s

Uttrycket (4.42) visar att det är endast utluftningens egna termiska drivtryck som kan tillgodoräknas för att förhindra brandgasspridning till översta våningsplan. Det termiska drivtrycket är ytterst begränsat. Utluftningstemperaturen kan högst vara omkring 300 °C för ett fall med några våningsplan. Detta ger grovt en termisk gradient på 6 Pa/m. Utluftningens nivåskillnad kan var högst några meter säg 5 m. Detta ger ett termiskt drivtryck på högst 30 Pa, vilket också kan räknas om till en vindhastighet på 7 m/s för ett motsvarande vindtryck.

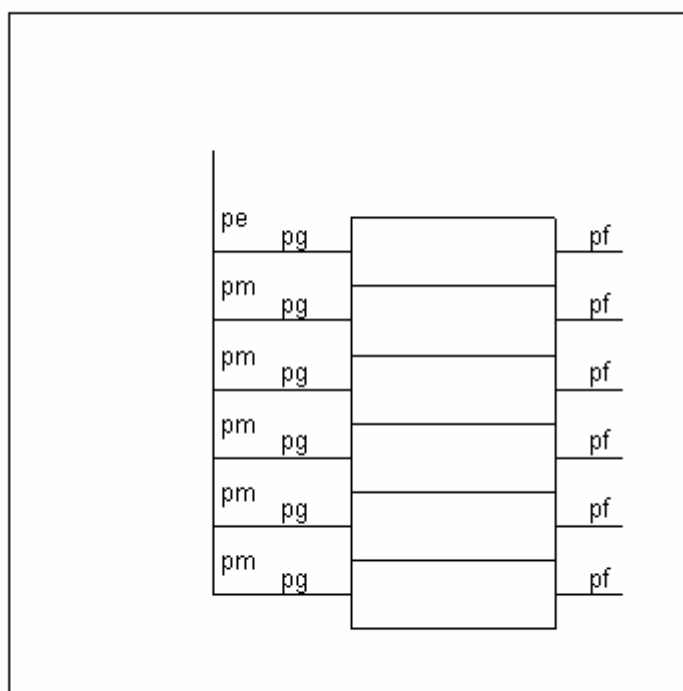
Det resulterande drivtrycket  $\Delta p_e$  kan därför till exempel bli noll för en vindhastighet på 10 m/s och en sammanlagd formfaktor  $f_v - f_e$  lika med -0.5. Om utluftningens nivåskillnad är 3 m minskar kravet till en formfaktor på -0.3. Om utluftningstemperaturen sänks till 200 °C ändras kravet grovt till formfaktorn -0.2.

Notera också att det resulterande drivtrycket  $\Delta p_e$  måste inte bara vara positivt utan också vara större än strömningsförlusterna för själva utluftningen. Detta innebär att det egentligen krävs mindre vindpåverkan än vad som redovisats ovan för att orsaka brandgasspridning till översta våningsplan.

Den sammanfattande slutsatsen blir därför att utluftningens funktion är mycket osäker och beror starkt på vindens påverkan och särskilt för fallet med en tryckavlastad brand. Om skyddsfunktionen med stoppade fläktar skall användas bör den resulterande formfaktorn  $f_v - f_e$  mellan utluftning och översta våningsplan vara positiv för alla vindriktningar. Notera att den resulterande formfaktorn kan förändras helt genom att öppna fönster på våningsplanets lovartsida eller läsida. Utvädring av brandgaser på läsidan kommer bara att förvärra situationen i det vädrande rummet men vara till fördel för andra rum medan motsatsen gäller för lovartsidan för det vädrande rummet men vara till nackdel för andra rum.

## 5 Simulering av utluftning

Avsikten med detta avsnitt är att visa hur stoppade fläktar med förbigång/utluftning fungerar för ett antal fall. Ventilationssystemet kan ses som ett frånluftssystem med lika grenluftflöden för varje våningsplan. Varje våningsplan ansluts till en vertikal gemensam stamkanal som avslutas med en utluftning överst. Varje våningsplan ansluts också med uteluftsintag och fasadläckage till omgivningen. En principskiss för ventilationssystemet och byggnaden visas i Figur 5.1.



Figur 5.1 Principskiss för ventilationssystem och byggnad för basfallet.

Det nominella ventilationsflödet för varje våningsplan har satts till  $1 \text{ m}^3/\text{s}$ , vilket kan vara helt orimligt för ett bostadshus. Detta siffervärde  $1 \text{ m}^3/\text{s}$  kan dock tolkas som det nominella luftflödet för ett godtyckligt fall till exempel för ett badrum med flödet  $15 \text{ l/s}$ .

En lägenhet har normalt flera frånluftsdon och dessa don är ofta placerade på skilda stamkanaler. Ett sådant fall kan förenklas till ett fall med endast ett frånluftsdon genom att dela upp uteluftsintag och fasadens läckor på de frånluftsdon som finns. Det går också att bilda



en ekvivalent stamkanal om de olika stamkanalerna har samma tryckfall och även dontryckfall. Alla uteluftsintag kan slås samman till ett enda ekvivalent uteluftsdon.

En liknade uppdelning kan göras för en byggnad ventilerad med ett FT-system. De två kanalsystemen delar på fasadens läckor när utluftningen är aktiv. Om kanalsystemen är lika stora, kan byggnaden delas upp i två lika delar med var sitt kanalsystem som skall avluftas.

## 5.1 Beräkningsmodell

Beräkningsmodellen bygger på att alla strömningsmotstånd är kvadratiska i flödet och linjära i densiteten och kan skrivas på formen enligt nedan.

$$\Delta p = (\rho/\rho_n) \Delta p_n (q/q_n)^2 \quad (\text{Pa}) \quad (5.1)$$

där parametrarna  $\Delta p_n$ ,  $q_n$  och  $\rho_n$  anger ett normalt fall och parametrarna  $\Delta p$ ,  $q$  och  $\rho$  anger det aktuella beräkningsfallet. Hela kanalsystemet och även fasaden med eventuella uteluftsdon beskrivs på detta enkla sätt. Några kanaldimensioner anges inte och tryckfall i grenstycken som är beroende av två hastigheter förenklas till fasta motstånd.

Ventilationssystemet beskrivs med fyra nominella tryckfall för själva utluftningen  $\Delta p_e$ , för stamkanaldelsträckan  $\Delta p_m$ , för grenkanalen  $\Delta p_g$  och fasaden  $\Delta p_s$ . Motståndet för grenkanalen avser bottenplanet och alla andra ingående grenkanalmotstånd injusteras för de övre planen för att ge rätt flöden vid normal drift enligt (5.2) nedan

$$\Delta p_{gi} = \Delta p_g + (i-1) \Delta p_m \quad (i=1, n) \quad (\text{Pa}) \quad (5.2)$$

Stamkanalsystemet kan också beräknas med samma motstånd för alla delsträckor, vilket motsvarar ett fall med samma diameter i hela stamkanalsystemet. Detta innebär att tryckfallet är mindre än  $\Delta p_m$  för de nedre stamkanaldelarna för de nominella flödena enligt (5.3) nedan.

$$\Delta p_{mi} = \Delta p_m (i/n)^2 \quad (i=1, n-1) \quad (\text{Pa}) \quad (5.3)$$

De olika grenkanaltryckfallen och grenkanalmotstånden kan för fallet konstant stamkanaldiameter inte beräknas enligt (5.2) utan genom att summera de stamkanaltryckfall enligt (5.3) som påverkar enligt uttrycket nedan.

$$\Delta p_{gi} = \Delta p_g + (1^2 + 2^2 + \dots + (i-1)^2) \Delta p_m / n^2 \quad (i=2, n) \quad (\text{Pa}) \quad (5.4)$$

Två nivåskillnader tillkommer också för att beskriva de termiska stigkrafterna för vertikala stamkanalsträckor och de är  $z_e$  för utluftningen och  $z_m$  för stamkanaldelsträckan.

Den termiska tryckskillnaden eller de termiska stigkrafter för en sträcka med nivåskillnaden  $z$  i den vertikala stamkanalen beräknas som följer:

$$\Delta p = (\rho_o - \rho) g z \quad (\text{Pa}) \quad (5.5)$$

där  $\rho_o$  är uteluftens densitet,  $\rho$  är kanalluftens densitet och  $g$  är jordaccelerationen  $9.81 \text{ m/s}^2$ .

## 5.2 Beräkningsfall

Alla fall utgår från ett basfall, fall 1, för vilket en parameter ändras. Själva kanalsystemet undersöks med olika fasadmotstånd, stamkanalmotstånd, grenkanalmotstånd, avluftkanalmotstånd och antal våningsplan. Inverkan av utetemperatur, tryck vid utluftningens utlopp och fläktar i drift testas också.

Branden finns alltid på det nedersta våningsplanet. Detta är det svåraste fallet.

Stamkanalmotståndet är 3 Pa per våning vid nominellt flöde, vilket kan jämföras med ett vanligt kanaltryckfall på 1 Pa/m och att våningshöjden är alltid 3 m. Detta innebär att stamkanalens diameter ökar våning för våning med det ökande nominella stamkanalflödet.

Utluftningens nivåskillnad är lika med våningshöjden 3m.

Innetemperatur och utetemperatur är båda 20 °C.

Ett stort antal fall har undersökts, men här redovisas endast de tolv mest intressanta. Modellparametrar som skiljer fallen åt redovisas i Tabell 5.1.

Stamkanalens största diameter används för hela stamkanalen för fall 2. Detta är en lösning som underlättar rengöring av luftkanaler. Stamkanalens nominella tryckfall blir lågt och är lika med den andra termen i (5.4) och blir för  $i = n = 6$  lika med 4.6 Pa ( $55 \cdot 3/36$ ). Detta värde kan jämföras med basfallets 15 Pa.

Grenmotståndet för våningsplanet ändras till 40 Pa för fall 3 från basfallets 90 Pa.

Fall 4 skall visa på vad som sker när utluftningens nominella tryckfall ökar från basfallets 3 Pa till 18 Pa. Valet av detta värde bygger på den gamla regeln 5:1. Detta tryckfallsförhållande 5:1 beräknades på samma flöde både för den enskilda grensträckan och för hela stamkanalsystemet med eventuell utluftning. Om regeln 5:1 tillämpas på basfallet med grentryckfallet 90 Pa skall utluftningens tryckfall vara 18 Pa för samma flöde (egentligen 93 Pa mot 15 Pa vilket ger 6.2:1). Tryckfallet för stamkanalsystemets fem delsträckor för flödet  $1 \text{ m}^3/\text{s}$  är 3, 3/4, 3/9, 3/16 och 3/25 Pa, vilket är mindre än 5 Pa. Dessa tryckfall försummas. Utluftningens tryckfall omräknat till totalflödet om  $6 \text{ m}^3/\text{s}$  blir 648 Pa ( $18 \cdot 6^2$ ). Detta värde på 648 Pa och basfallets 3 Pa har undersökts tillsammans med två mellanliggande värden 18 Pa och 108 Pa (ändring med en faktor 6). Det visade sig att brandgasspridningen blev omfattande för 108 Pa till våningsplan 5 och 6 och för 648 Pa till våningsplan 4, 5 och 6.

Det kan påpekas att fallet med tryckfallet 108 Pa vid  $6 \text{ m}^3/\text{s}$  kan räknas om till 3 Pa vid flödet  $1 \text{ m}^3/\text{s}$  ( $108/6^2$ ), vilket motsvarar motståndet för den nedersta stamkanalsträckan och därmed också dimensionen. Detta fallet kan ses som ett fall där utluftningens dimension valts efter dimensionen på den grenkanalsträcka som har det största flödet. Alla grenkanalflöden är i detta fallet lika stora.

Känsligheten för utetemperatur och yttre undertryck vid utluftningen undersöks med fall 5 och 6. Fallet med undertryck kan också ses som en antydning om vad som fläktar i drift innebär.

Hur spridningen påverkas beroende på antalet våningar undersöks med fallen 7 och 8 med våningsantal 4 och 8 jämfört med basfallets 6 våningsplan. De tre fallen med olika antal våningar har stora likheter genom att fallen med 4 och 6 våningsplan fås genom att ta bort överskjutande våningsplan från fallet med 8 våningsplan.

En kommentar är att i praktiken delas många ventilationskanalsystem upp i höjdlid. Ett tolvvåningshus kan ha ett kanalsystem för plan 1-6 och ett för plan 7-12, vilka sammankopplas på takplanet. Detta innebär att de övre våningsplanen kan behandlas som ett sexvåningshus likt basfallet och de nedre likaledes, men med en extra lång utluftning. Ett sådant nedre fall har beräknats med ett utluftningstryckfall på 21 Pa och en nivåskillnad på 21 m (ett förlängt basfall) att jämföra med basfallets 3 Pa och 3 m. Skillnaderna gentemot basfallet var små.

Ventilationsaggregat är normalt takplacerade över själva kanalsystemen, men det kan förekomma att ventilationsaggregat placeras i källaren under själva kanalsystemen. Utluftningen måste givetvis placeras överst i kanalsystemet. Om kanalsystemets dimensioner är anpassade efter de nominella flödena och om utluftningssträckan ges samma dimension som den översta stamkanalsträckan är risken för brandgasspridning mycket stor.

Ett sådant beräkningsfall har testats och motsvarar ett inverterat basfall med en utluftning som har ett tryckfall 108 Pa för det nominella flödet  $6 \text{ m}^3/\text{s}$  och omräknat för flödet  $1 \text{ m}^3/\text{s}$  fås  $3 \text{ Pa}$  ( $108/6^2$ ), vilket också är lika med stamkanalmotståndet för basfallets nedersta stamkanalsträcka. Resultatet blev omfattande brandgasspridning till våningsplan 4, 5 och 6, vilket är mer än det rättvända fallet med ökande kanaldiameter uppåt, vilket resulterade i brandgasspridning till våningsplan 5 och 6.

Fall 2 med konstant stamkanaldimension och samma utluftningsdimension kan ses som ett exempel på ett korrekt dimensionerat kanalsystem med ventilationsaggregat nederst och en rejält tilltagen utluftning överst. Det finns en mindre skillnad eftersom injusteringen av grenkanalsträckorna har anpassats till ett uppåtgående stamkanalflöde. Tryckfallen för grenkanalsträckan för fall 2 är 90.0 Pa nederst för plan 1 och 94.6 Pa överst för plan 6. Detta blir omkastat för det inverterade fallet.

Beräkningsmodellen kan även tillämpas på fall med FT-ventilation, där både F- och T-systemet avluftas. Om F- och T-system kan anses vara lika, kan byggnaden delas upp i två halvor som skall klara av halva branden med halva fasaden. Detta innebär att fasadmotståndet för en byggnadshalva ökar en faktor fyra. Fasadmotståndet utgörs endast av själva fasadens läckage och det skall inte finnas några uteluftsdon som i fallet med frånluftsventilation. Siffermässigt innebär det att fasadmotståndet kan vara större än själva grenkanalmotståndet. Om läckageflödet är lika stort som det nominella ventilationsflödet vid normal provtryckning med 50 Pa över- eller undertryck, innebär det att tryckfallet över halva fasaden blir 200 Pa för det normala ventilationsflödet under förutsättning att tryckförlusterna är kvadratiska i flödet.

Fasadens motstånd blir givetvis noll om fönster öppnas. Två beräkningsfall redovisas med stängda fönster i fall 9 och med öppna fönster på alla våningsplan utom på nedersta våningsplan i fall 10.

Avslutningsvis undersöks fallet med fläktar i drift. Detta görs för bestämma vid vilka temperaturer och vilken belastning som fläktarna utsätts för vid brand. Höga temperaturer kan slå ut fläktarna efter en viss tid. Höga belastningar eller egentligen höga flöden kan leda till

överlast, vilket i sin tur kan stoppa fläkten genom att motorskyddet löser ut. Det skall också påpekas att en hög temperatur minskar lasten indirekt genom att densiteten minskar med ökande temperatur.

Det är också av intresse att känna till förhållandena när en fläkt kan tänkas stoppa och därefter avgöra om en lösning med stoppad fläkt och en eventuellt öppnad förbigång klara av detta fall. Två fläkttyper med framåtböjda och bakåtböjda skovlar redovisas som fall 11 och 12. En fläkt med B-hjul är lastbegränsande medan en fläkt med F-hjul inte är lastbegränsande.

Tabell 5.1 Modellparametrar för fall 1-12 och neutral spridningsandel  $s$

fall	$\Delta p_s$	$\Delta p_g$	$\Delta p_e$	$n$	$p_f$	$T_o$	$s$	kommentar
sort	Pa	Pa	Pa	-	Pa	°C	-	
1	10	90	3	6	0	20	0.2651	basfall
2	10	90	3	6	0	20	0.2007	konstant diameter
3	10	40	3	6	0	20	0.3378	lägre grenmotstånd
4	10	90	18	6	0	20	0.3372	högre avluftmotstånd
5	10	90	3	6	5	20	0.2651	undertryck avluft
6	10	90	3	6	0	10	0.2651	låg utetemperatur
7	10	90	3	4	0	20	0.1891	4 våningar
8	10	90	3	8	0	20	0.3223	8 våningar
9	200	90	3	6	0	20	0.1731	FT-system stängt
10	0	90	3	6	0	20	0.2756	FT-system öppet
11	10	90	3	6	118	20	0.2651	F-system i drift F-hjul
12	10	90	97	6	212	20	0.2651	F-system i drift B-hjul

Ett sätt att bedöma risken för brandgasspridning för ett fall kan vara att beräkna den neutrala spridningsandel för kanalsystemet. Spridningsandelen eller hur stor del av de inträngande brandgaserna som sprids till andra våningsplan kan beräknas enkelt för fall med neutrala yttre och inre betingelser, vilket innebär att brandtemperaturen är lika med temperaturen inne och ute och att det yttre trycket runt byggnaden är lika bortsett från den naturliga variationen som en funktion av nivå. Endast brandtrycket driver luft igenom systemet byggnad och ventilation. De termiska krafter har alltså ingen inverkan och hela kanalsystemet kan också betraktas vara horisontellt.

Den neutrala spridningsandelen kan beräknas genom att ansätta ett avluftsflöde till exempel en flödesenhet eller det nominella flödet vilket ger rimligare siffror. Detta flöde ger ett tryckfall för utluftningskanalsträckan och därmed ett övertryck för översta anslutande våningsplan. Utgående våningsflöde beräknas med detta övertyck. Stamkanalflödet ökas med detta våningsflöde och tryckfallet beräknas för motsvarande och nästa underliggande stamkanalsträcka. Övertrycket vid nästa våningsplan beräknas. Beräkningsgången upprepas tills det lägsta våningsplanet nås och här bestäms det inträngande brandgasflödet. Detta flöde minus avluftsflödet dividerat med sig självt ger den sökta spridningsandelen.

Om kanalsystemet består av en samlingslåda eller om stamkanalsystemets tryckfall försummas blir beräkningen ytterst enkel. Ett utluftningsflöde lika med det nominella  $6 \text{ m}^3/\text{s}$  ger det nominella tryckfallet för utluftningen nämligen  $3 \text{ Pa}$ . Detta övertryck över ett våningsplan med tryckfall  $100 \text{ Pa}$  ( $90+10$ ) vid det nominella flödet  $1 \text{ m}^3/\text{s}$  ger våningsflödet  $0.173 \text{ m}^3/\text{s}$  ( $(3/100)^{0.5}$ ) och för fem våningsplan  $0.866 \text{ m}^3/\text{s}$ . Den neutrala spridningsandelen blir  $0.126$  ( $(6+0.866)/6$ ).

Spridningsandelen kan aldrig bli noll eller ett för ett rimligt fall. Fallet noll innebär ett kanalsystem utan tryckfall och fallet ett att det inte finns någon utluftning utan alla brandgaser passerar ut genom andra våningsplan.

De beräknade värden för den neutrala spridningsandelen redovisas i Tabell 5.1 för de tolv redovisade beräkningsfallen. Notera att fall 1, 5, 6, 11 och 12 har samma kanalsystem och neutral spridningandel.

Beräkningar visar att för normala brandtemperaturer är spridningsandelen lägre än för detta neutrala värde. Den neutrala spridningsandelen anger en övre gräns för hur stor spridningen kan bli.

### 5.3 Beräkningsmetodik

Brandtemperaturen lika med temperaturen på i kanalsystemet inträngande brandgas har valts som oberoende variabel och varierar från  $20$  till  $1000 \text{ }^\circ\text{C}$ . Brandtrycket lika med trycket i brandrummet har valts som andra oberoende variabel och följande värden har använts  $0, 10, 20, 50, 100, 200, 500$  och  $1000 \text{ Pa}$ . Det tryckavlastade fallet ges av brandtrycket  $0 \text{ Pa}$ . Andra yttre variabler är utetemperaturen och trycket vid själva utluftningen.

Alla flöden och temperaturer har beräknats för de givna modellfallen som funktion av given brandtemperatur och givet brandtryck. Detta innebär att inträngande brandflöde beräknas och detta har gjorts genom en enkel intervallhalvering tills dess att trycket vid utluftningen stämt överens med rådande tryck normalt lika med  $0 \text{ Pa}$ . Det egentliga totala brandflödet kan i sin tur beräknas som summan av detta inträngande brandgasflöde och fasadflödet. Fasadflödet beräknas med känt brandtryck och med uppgifter på fasadens egenskaper och eventuella utluftsdons egenskaper.

## 5.4 Fall 1 basfallet

Inträngande brandgasflöde  $\text{m}^3/\text{s}$  redovisas i Figur 5.2. De redovisade flödena skall jämföras med det normala ventilationsflödet som är  $1 \text{ m}^3/\text{s}$ . En nästan lodrät kurva anger gränsen för brandgasspridning med ingen spridning till höger om kurvan. Brandgasspridning inträffar endast vid låga brandtemperaturer och kommer att behandlas mera ingående senare med tre diagram för varje fall.

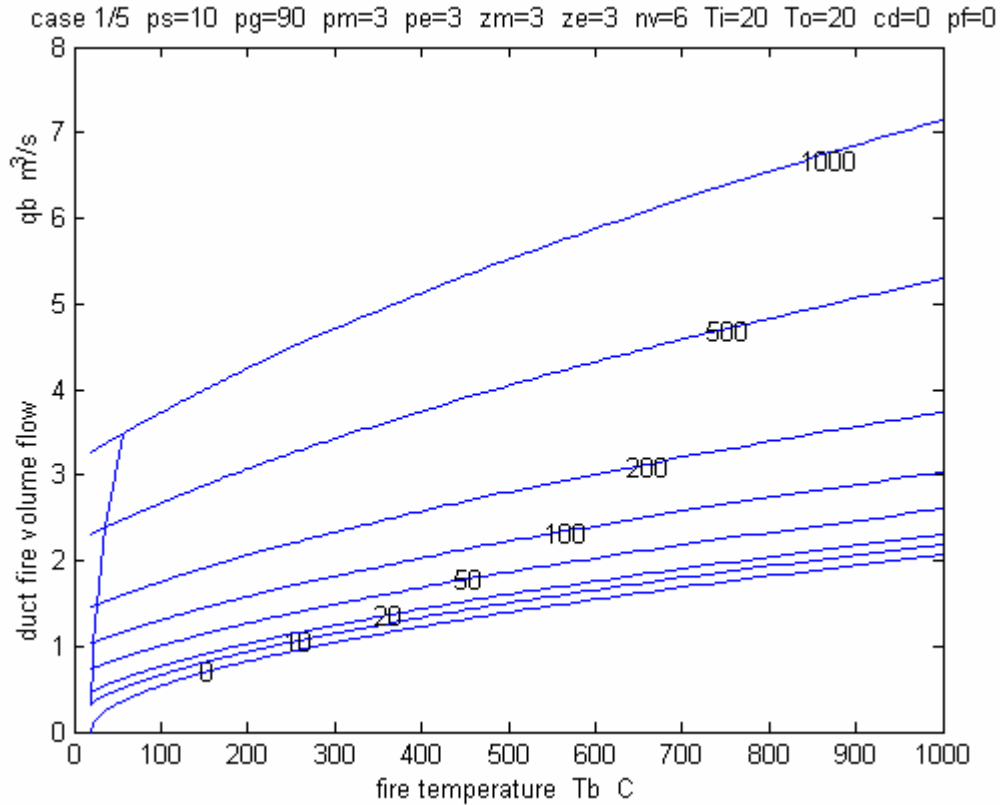
Kurvorna visar att ett brandtryck på 1000 Pa och en brandtemperatur på  $20 \text{ }^\circ\text{C}$  ger ett flödet något över  $3 \text{ m}^3/\text{s}$ , vilket kan förklaras att grenmotståndet bestämmer flödet och ett tryckfall på 1000 Pa mot normala 90 Pa ger ett flödet på  $3.3 \text{ m}^3/\text{s}$  ( $(1000/90)^{0.5}$ ). Inget brandtryck och inga temperaturskillnader resulterar givetvis inte i något brandgasflöde.

Inget brandtryck och  $1000 \text{ }^\circ\text{C}$  resulterar i ett brandgasflöde på något över  $2 \text{ m}^3/\text{s}$ . Tryckfallet över grenkanaldelen kan uppskattas minst 83 Pa ( $(293/1273) 90 (2/1)^2$ ) enligt (5.1) och för dubblerat flöde alltså  $2 \text{ m}^3/\text{s}$ . Detta grentryckfall och alla stamkanaltryckfall måste täckas av de termiska stigningarna. En grov uppskattning av de termiska drivkrafterna är att anta att temperaturen i stamkanalen är två gånger den omgivande temperaturen eller att densiteten i stamkanalen är hälften av den normala omgivande densiteten, vilket ger en termisk drivkraft på 6 Pa/m och totalt 108 Pa för höjdskillnaden 18 m.

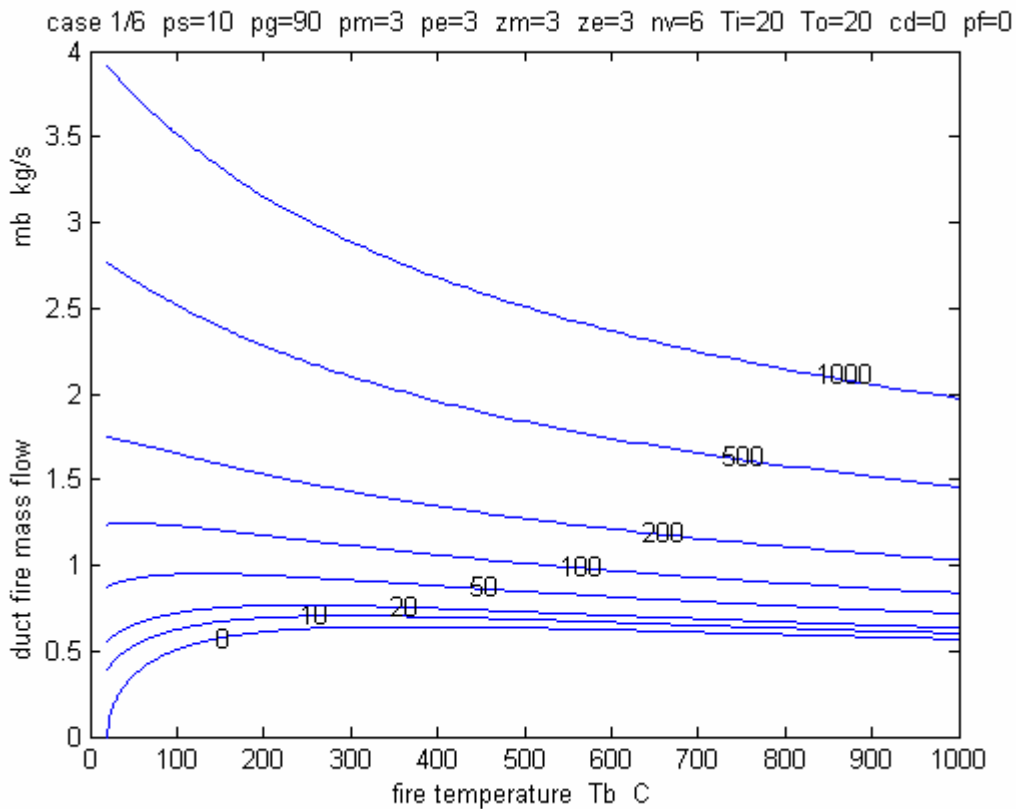
1000 Pa och  $1000 \text{ }^\circ\text{C}$  resulterar i ett brandgasflöde på något över  $7 \text{ m}^3/\text{s}$ . Tryckfallet över grenkanaldelen bör vara mer än 1000 Pa för det aktuella flödet eftersom ingen brandgasspridning sker. Det råder undertryck i stamkanalsystemet. Tryckfallet kan uppskattas till minst 1015 Pa ( $(293/1273) 90 (7/1)^2$ ).

De här sifferexemplen visar att det går att uppskatta olika brandgasflöden för olika brandtryck och brandtemperaturer. Slutsatsen är att grenkanalsträckan är avgörande och att stamkanalsystemet har mindre betydelse bortsett från nivåskillnadens inverkan.

Inträngande brandgasmassflöde  $\text{kg/s}$  redovisas i Figur 5.3. En kommentar är att massflödet i stort sett avtar med ökande brandtemperatur.

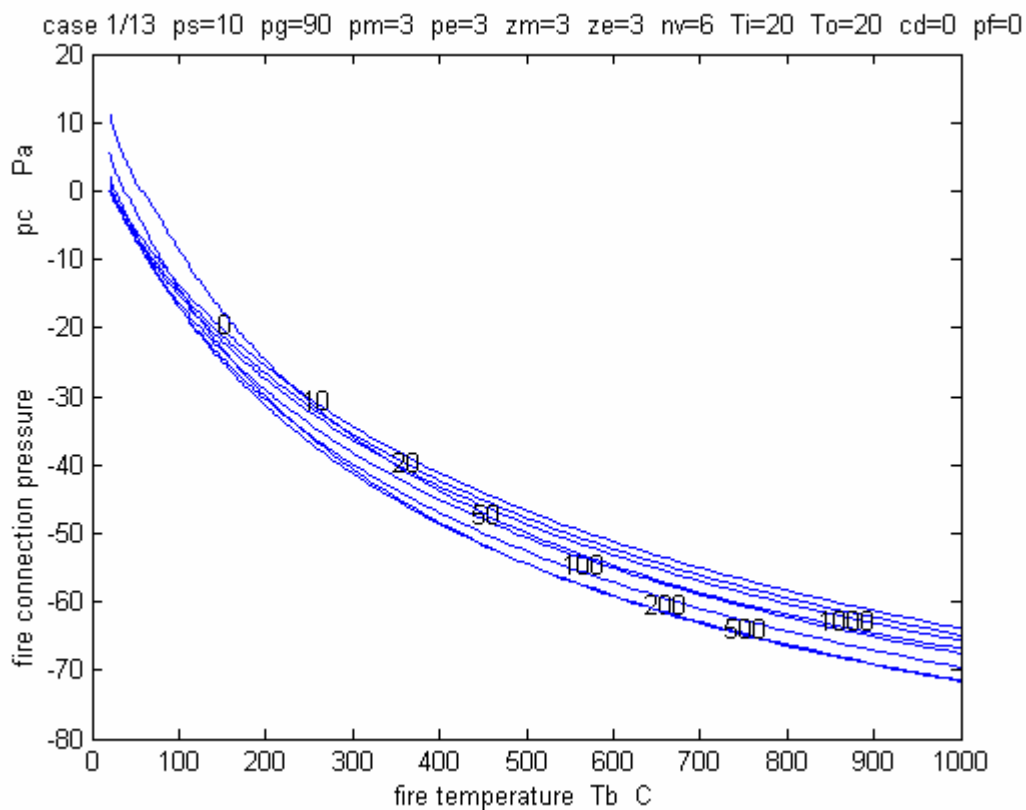


Figur 5.2 Inträngande brandgasflöde  $m^3/s$  som funktion av brandtemperatur och för olika brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 1.



Figur 5.3 Inträngande brandgasmassflöde  $kg/s$  som funktion av brandtemperatur och för olika brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 1.

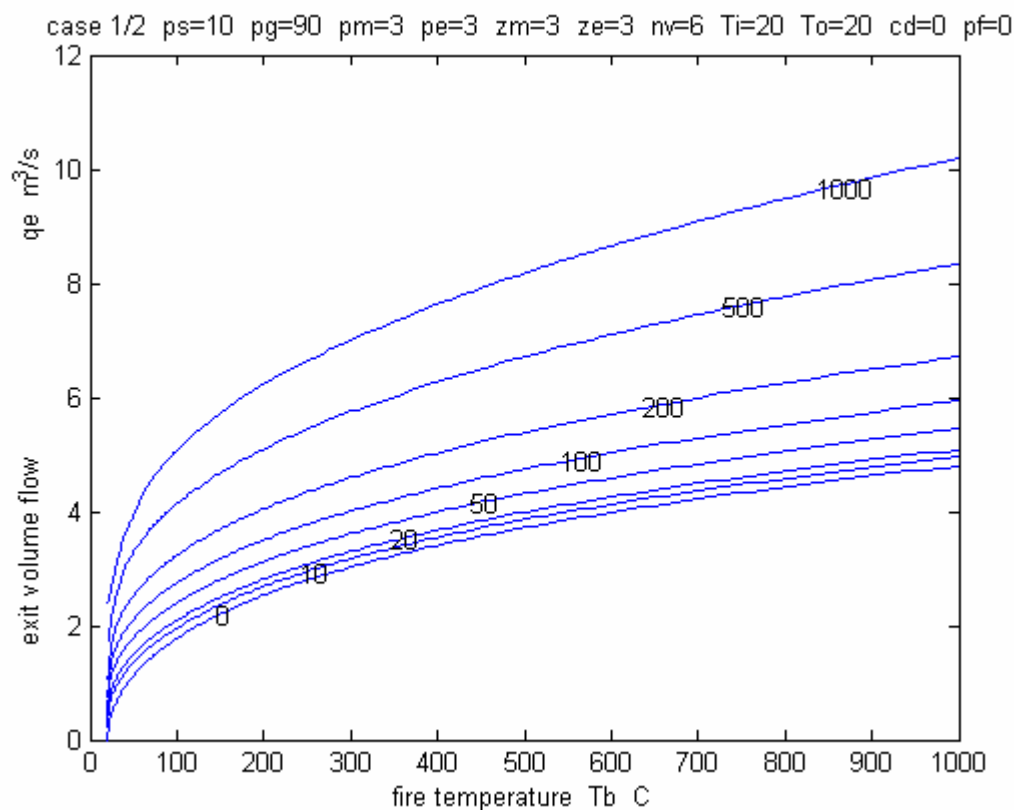
Trycket i kanalsystemet där branddrummetts grenkanalsystem ansluter till stamkanalsystemet på plan 2 redovisas i Figur 5.4. Detta tryck är övervägande negativt, vilket innebär undertryck. Det finns dock några värden med övertryck för låga brandtemperaturer. Övertryck innebär att det sker spridning av brandgaser till minst plan 2. Brandtryckets inverkan på undertrycket är ytterst liten. Undertrycket är något mindre än undertrycket vid normal drift med fläkt i drift, vilket är 103 Pa (10+90+3) där våningsplan 2 ansluts.



Figur 5.4 Stamkanaltryck Pa för våningsplan 2 som funktion av brandtemperatur och för olika brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 1.



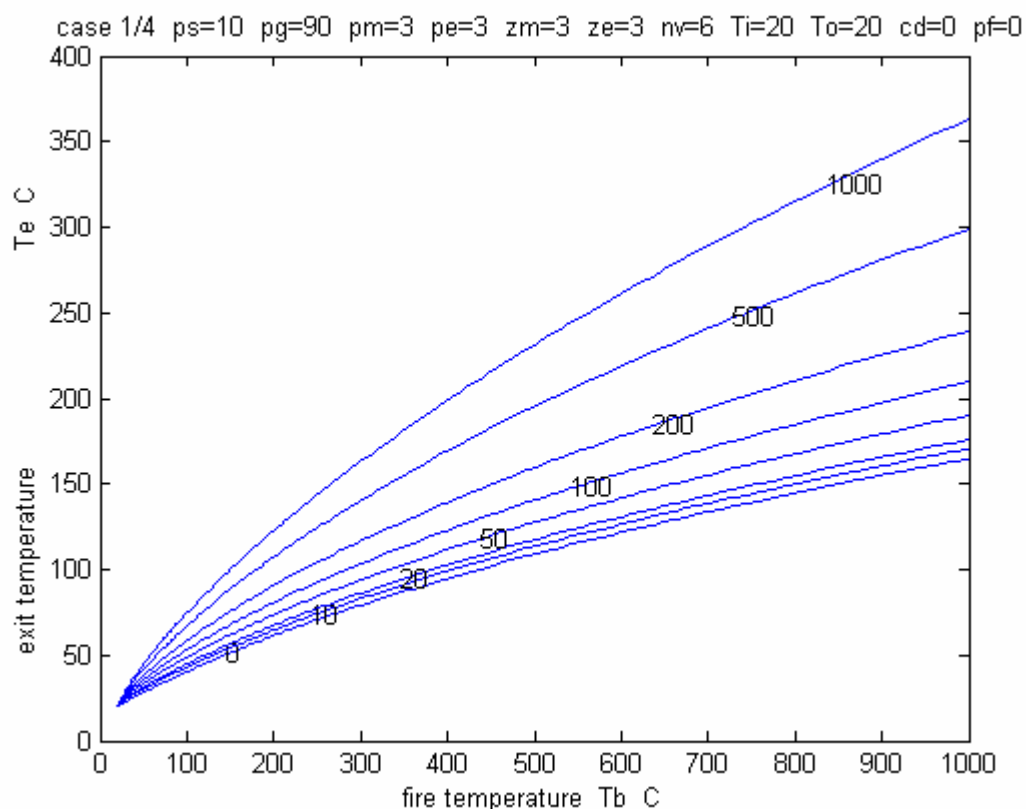
Utluftningens flöde redovisas i Figur 5.5. Detta flöde kan jämföras med det normala ventilationsflödet på 6 m<sup>3</sup>/s. Kurvorna visar att enbart termiska drivkrafter ger måttliga flöden dock inte högre än de normala ventilationsflödena. Höga brandtryck förmår däremot att skapa ett utluftningsflöde större än det normala ventilationsflödet. En annan kommentar är att brandtemperaturens inverkan är störst för låga temperaturer och avtar med ökande temperatur.



Figur 5.5 Avluftsflöde m<sup>3</sup>/s som funktion av brandtemperatur och för olika brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 1.

Utloppstemperaturen för utluftningen redovisas i Figur 5.6. Kurvorna visar att för det tryckavlastade fallet med brandtrycket 0 Pa fås endast en måttlig temperaturhöjning av den teoretisk möjliga. Brandtemperaturen 1000 °C ger en utloppstemperatur på något över 150 °C.

Det går att göra tre enkla uppskattningar av utloppstemperaturen. Om massflödet antas vara lika från alla våningsplan fås utloppstemperaturen 183 °C. Om alla volymflöden är lika fås endast 63 °C. Om alla tryckfall är lika över varje våningsplans grenkanalsträcka fås 106 °C. Detta sista sätt är det mest korrekta sättet att uppskatta en blandningstemperatur. Tryckfallen över grenkanalsträckorna är dock inte lika. Undertrycket i stamkanalsystemet varierar från 70 Pa nederst till omkring 0 Pa överst. Detta gynnar brandplanet mer än övriga våningsplan, vilket ger ett högre värde än 106 °C.



Figur 5.6 Avluftstemperatur °C som funktion av brandtemperatur och för olika brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 1.

Brandgasspridning kan redovisas på flera sätt till exempel summerad spridning eller spridning till varje våningsplan. Den summerade spridningen ger ett grovt uppfattning vid vilka temperaturer och tryck som spridning sker och inte sker. Den summerade spridningen har normerats mot det nominella ventilationsflödet för det enskilda rummet och benämns i fortsättningen *relativ spridning* som kan vara större än ett. Den summerade spridningen kan också jämföras med största möjliga spridningen genom att normera mot det aktuella inträngande brandgasflödet. Denna flödeskvot benämns i fortsättning *spridningsandel* och den är alltid mindre eller lika med ett.

Den summerade spridningen ger ingen information om hur spridningen fördelas mellan olika våningsplan. Spridningsmönstret kan redovisas med ett stapeldiagram som i fortsättningen benämns *spridningsmönster*. För en given våning och ett givet brandtryck anger en liggande stapel med sin längd upptill vilket brandtemperatur som brandgasspridning sker. Hur stor spridningen är för lägre brandtemperaturer går inte att läsa ut. En möjlighet hade varit att göra ett tredimensionellt diagram med flödet på den tredje axeln. Detta har inte gjorts.

En anmärkning är att spridningsflödet inte behöver vara enbart brandgaser utan det kan ske en viss inblandning på lägre våningsplan till vilka brandgasspridning inte sker.

Relativ spridning, spridningsandel och spridningsmönster redovisas i Figur 5.7-9 för basfallet.

Kurvorna i Figur 5.7 för de åtta brandtryckfallen med 1000 Pa längst till höger visar för den relativa spridningen att spridningen är mindre än det nominella ventilationsflödet och att

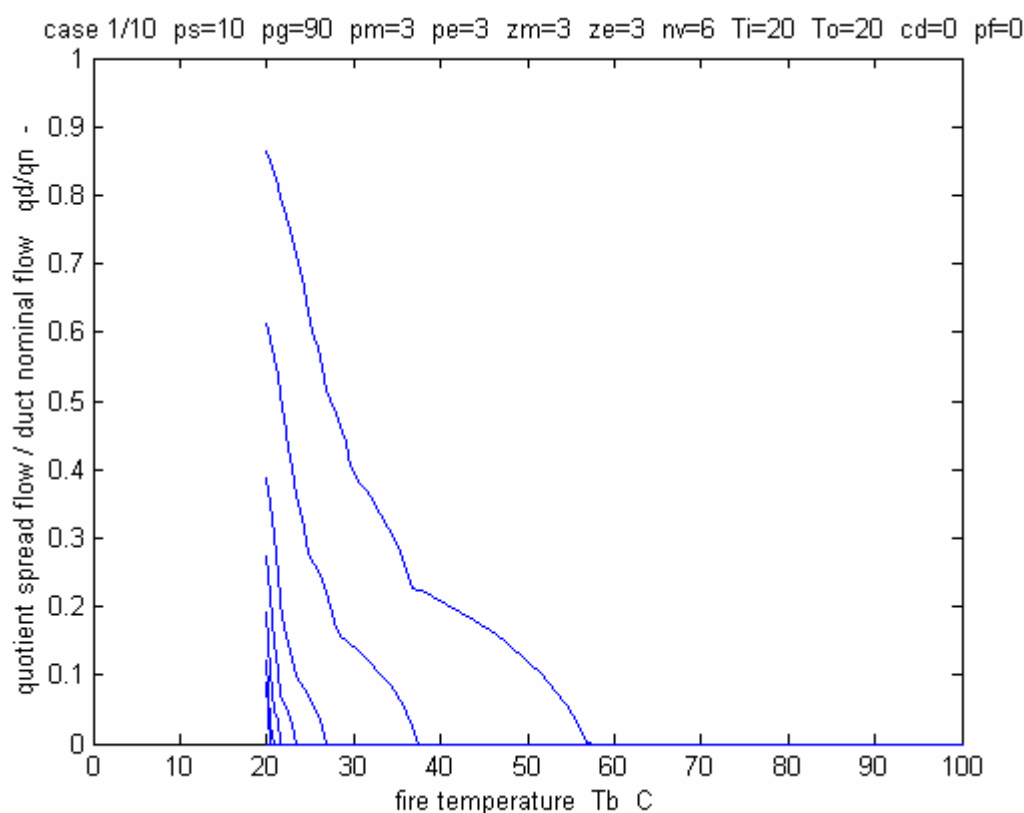
spridningen avtar kraftigt med ökande brandtemperatur. Vidare ökar spridningen påtagligt med ökande brandtryck.

Kurvornas hörn beror på att brandgasspridning på ett våningsplan börjar eller slutar. Den viktigaste kommentaren är dock att brandgasspridning inte sker över 60 °C för brandtrycket 1000 Pa. Några avläsningsexempel är att brandgasspridning ändras kring 37 °C och 1000 Pa, 30 °C och 1000 Pa och 28 °C och 500 Pa. Det går dock inte att avgöra på vilket våningsplan som ändringen egentligen sker. De tre fallen motsvaras av ändringar på våningsplanen 3, 4 och 3.

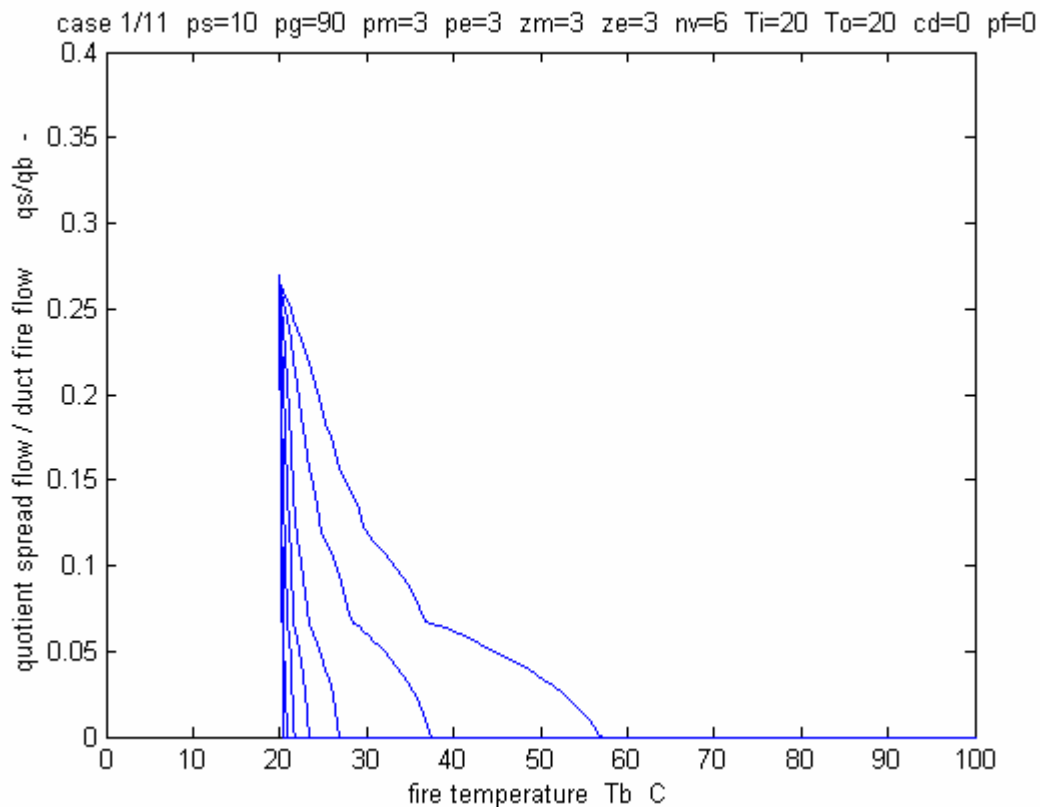
Kurvorna för spridningsandelen i Figur 5.8 visar att spridningsandelen är som störst för den lägsta brandtemperaturen 20 °C. Den är lika med den i Tabell 5.1 redovisade neutrala spridningsandelen 0.265. Kurvorna skiljer sig något från de tidigare redovisade för den relativa spridningen.

Spridningsmönstret redovisas i Figur 5.9 för basfallet. Staplarna ordnas först efter våningsplan och inom våningsplan efter brandtryck med 0 Pa överst och 1000 Pa nederst. Staplarna visar att spridningen är störst till de lägre våningsplanen för basfallet. Enligt diagrammet inträffar brandgasspridning för en brandtemperatur 30 °C för plan 3 vid 1000 Pa, plan 2 vid 500 och 1000 Pa. Någon spridning sker inte alls över 60 °C.

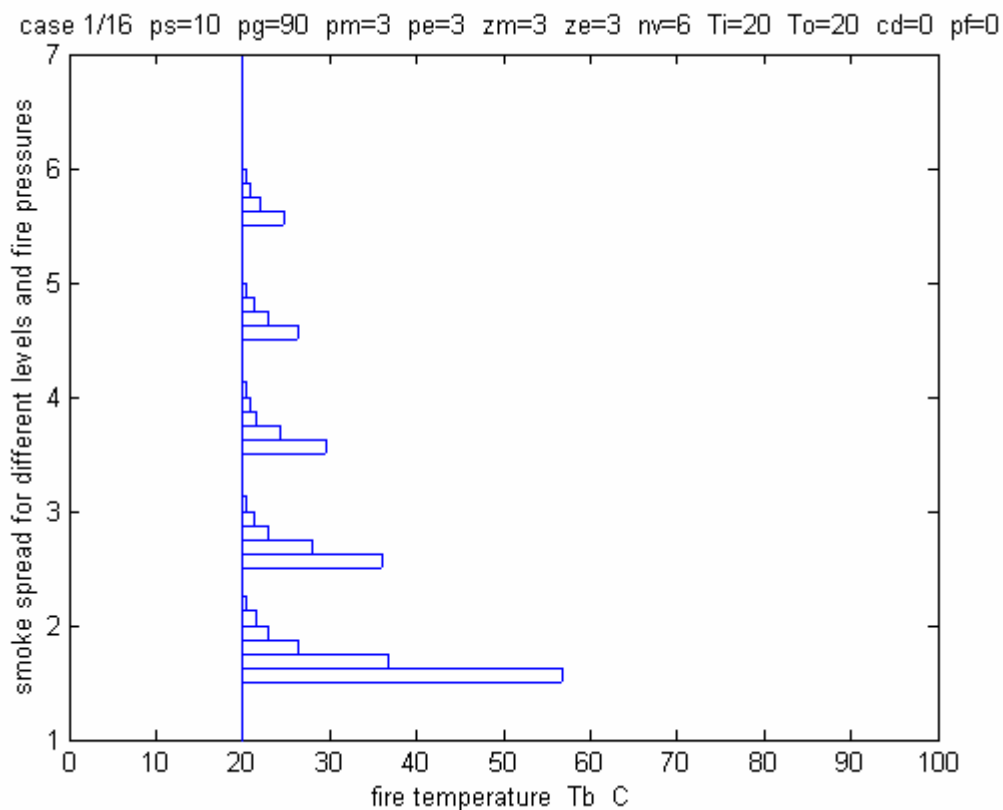
En förklaring till att spridningen är störst nederst är att stamkanalen stryper något och mest nederst. Tryckfallet är 3 Pa per våningsplan och nominellt flöde.



Figur 5.7 Relativ brandgasspridning som funktion av brandtemperatur och för olika brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 1.



Figur 5.8 Spridningsandel som funktion av brandtemperatur och för olika brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 1.



Figur 5.9 Spridningsmönster som funktion av brandtemperatur och för olika våningsplan 2-6 och brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 1.

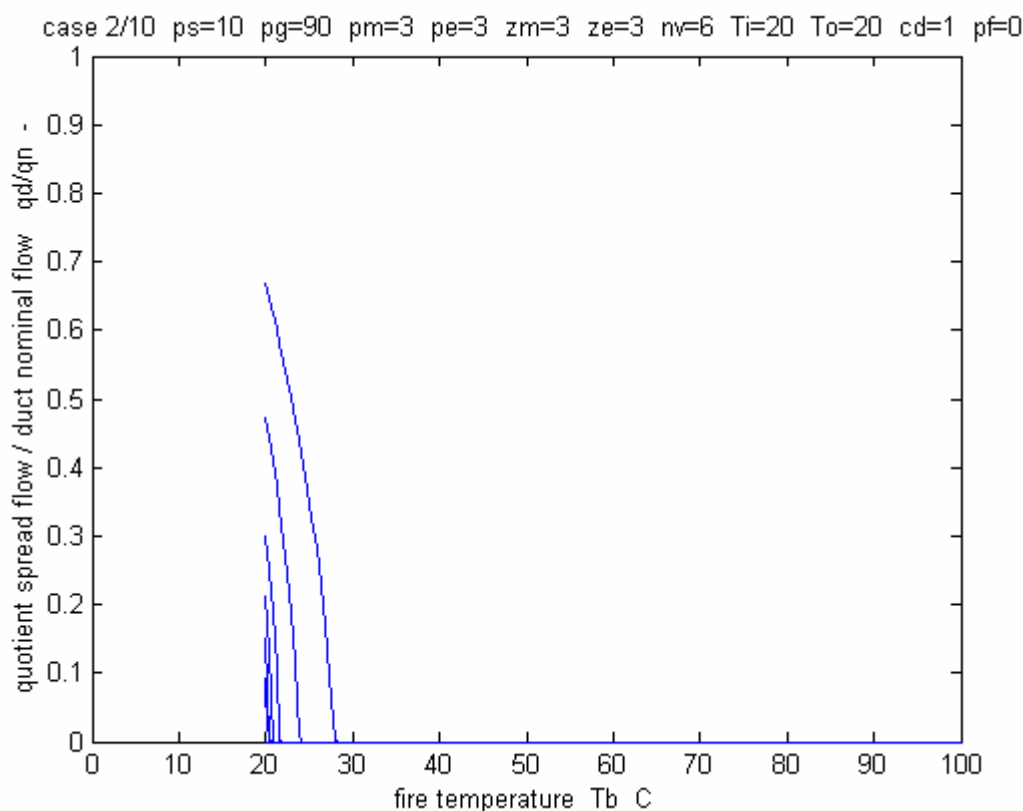
## 5.5 Fall 2 konstant stamkanaldiameter

Stamkanaltryckfall blir för alla sträckor mellan våningsplan 1 till 6 blir i detta fallet enligt (5.3) 1/12, 1/3, 3/4, 4/3 och 25/12 Pa för motsvarande nominella flöden från 1 till 5 m<sup>3</sup>/s. Motsvarande tryckfall för basfallet är 3 Pa för alla stamkanalsträckor.

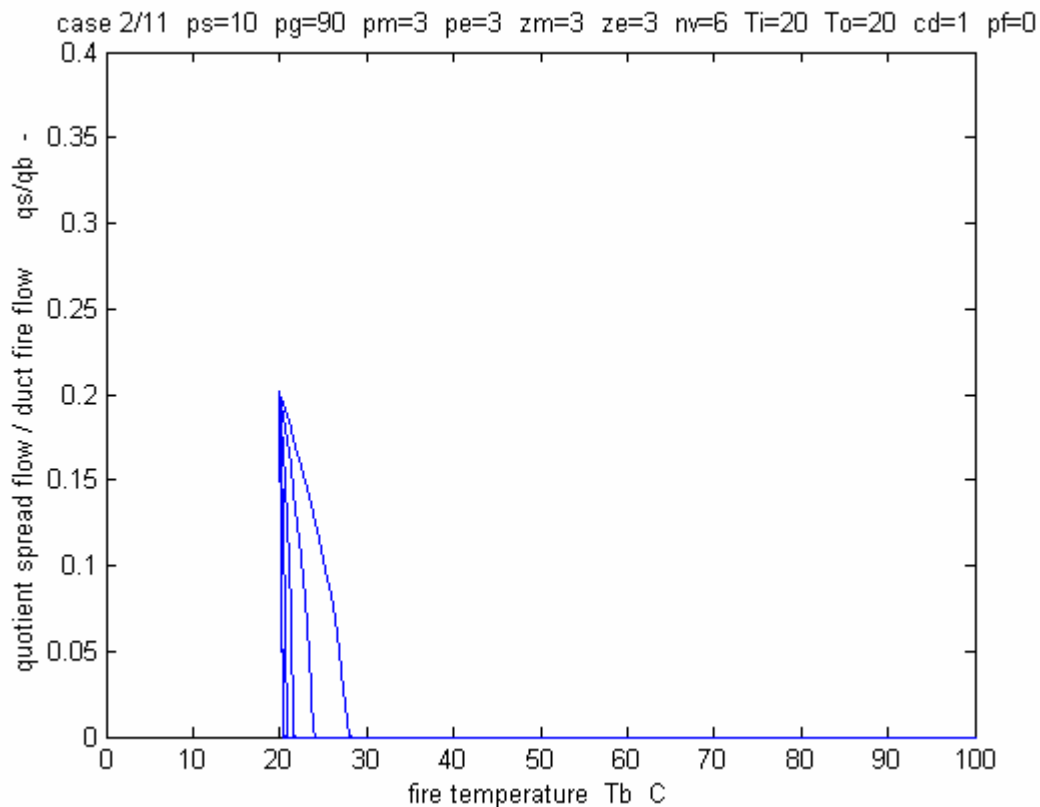
Relativ spridning, spridningsandel och spridningsmönster redovisas i Figur 5.10-12.

Den relativa spridningen är mindre än i basfallet. Stamkanalen är mindre strypt vilket underlättar för brandgaserna att luftas ut. Kurvorna visar att det inte sker någon brandgasspridning över 30 °C. Spridningsandelen är också lägre än i basfallet och som mest sprids en femtedel av brandgaserna.

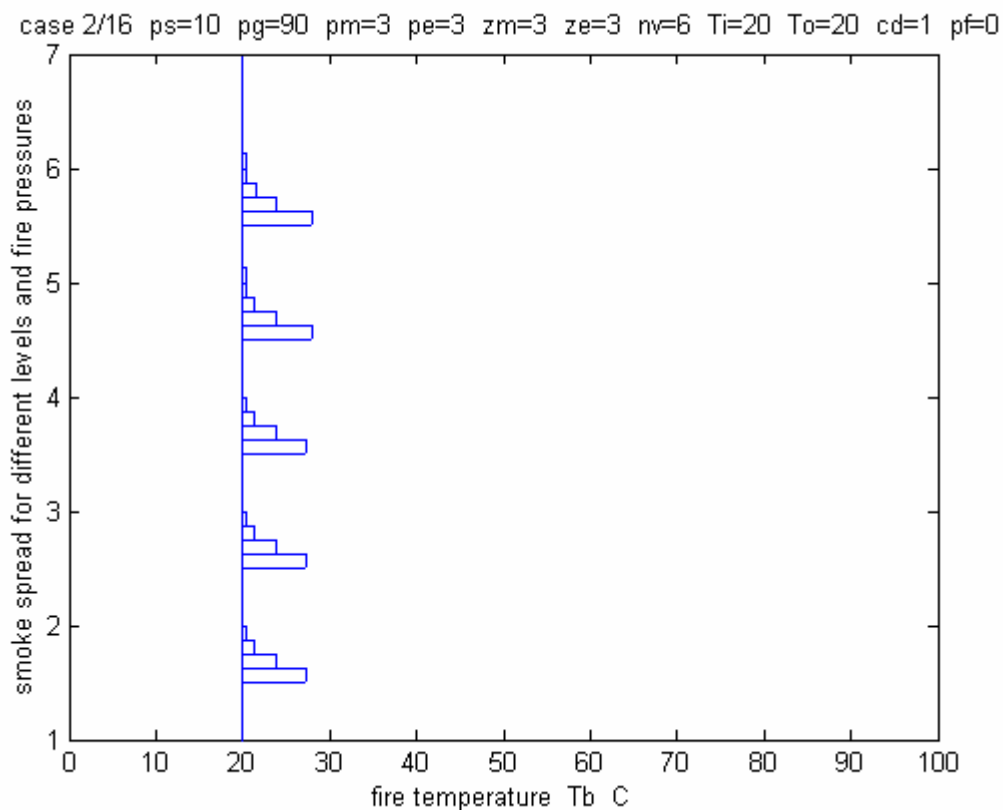
Spridningsmönstret i Figur 5.12 visar på en jämn spridning. Skillnaden mellan våningsplanen är obetydlig. Förklaringen är att stamkanalen inte stryper på de nedre våningsplanen som basfallet som redovisats tidigare i Figur 5.9. Flödet i stamkanalen kan lättare gå uppåt, men utluftningen har ett visst tryckfall och bromsar därför något.



Figur 5.10 Relativ brandgasspridning som funktion av brandtemperatur och för olika brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 2.



Figur 5.11 Spridningsandel som funktion av brandtemperatur och för olika brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 2.



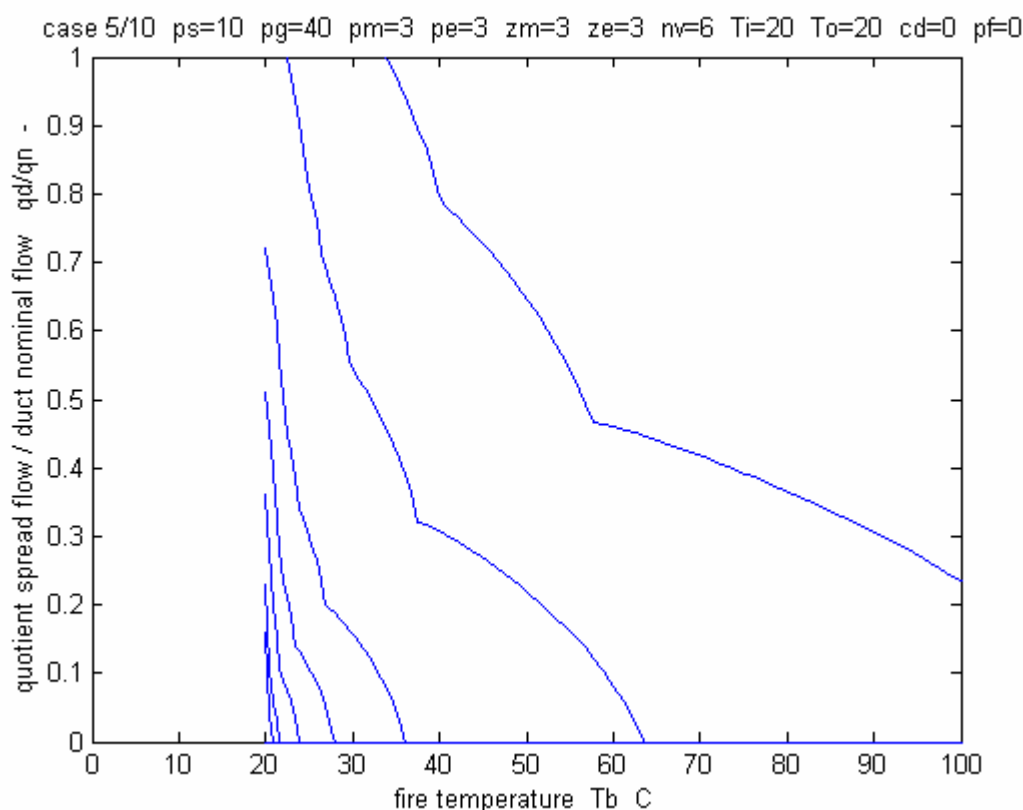
Figur 5.12 Spridningsmönster som funktion av brandtemperatur och för olika våningsplan 2-6 och brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 2.

## 5.6 Fall 3 lägre grenmotstånd

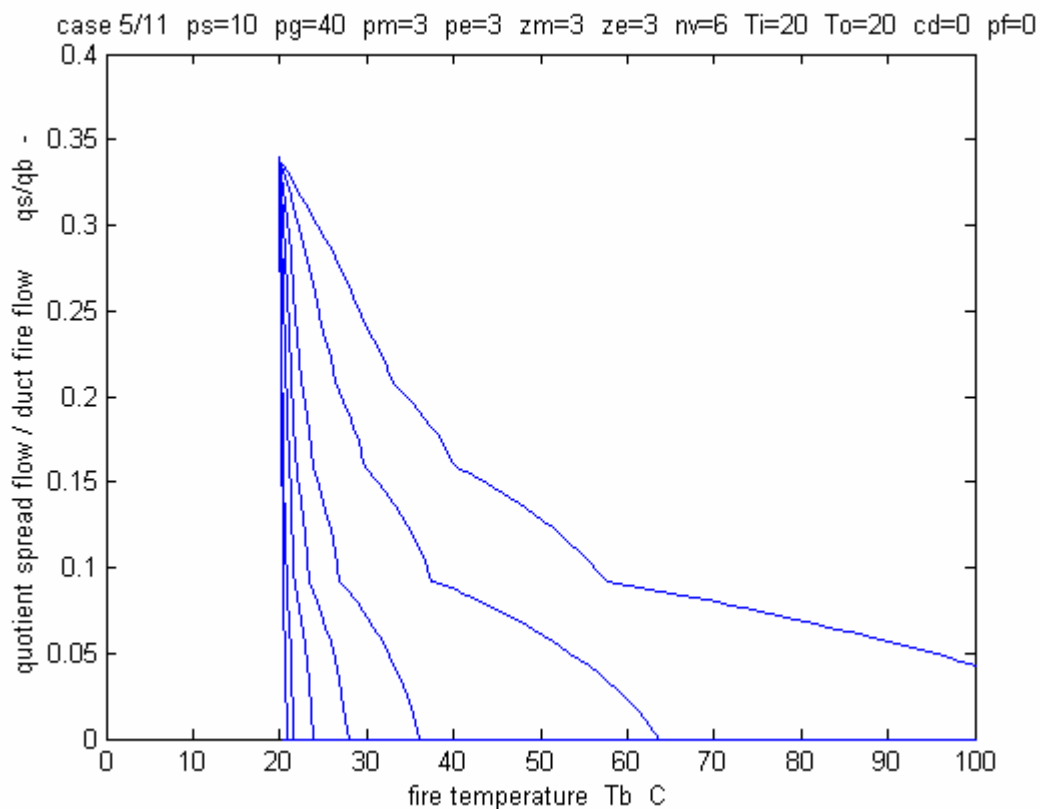
Om grenmotståndet på alla våningsplan minskas ökar inträngande brandgasflöde och även brandgasspridningen till andra våningsplan ökar. Kanalsystemet blir mer känsligt för störningar. En fördel med låga grentryckfall är att ljudnivån blir lägre. En annan fördel är att fläktarbetet minskar och därmed också driftkostnaden minskar. I detta fallet ändras grenmotståndet från 90 Pa till 40 Pa, vilket innebär att tryckfallet för ett helt våningsplan halveras från 100 (10+90) till 50 (10+40) Pa.

Relativ spridning, spridningsandel och spridningsmönster redovisas i Figur 5.13-15. Den relativa spridning ökar betydligt jämfört med basfallet. Brandgasspridning sker över 100 °C och 1000 Pa. Den neutrala spridningsandelen är 0.338 och givetvis något högre än basfallets 0.265. Notera att denna måttliga ändring av spridningsandelen leder till relativt större ändringar i gränserna för brandgasspridning.

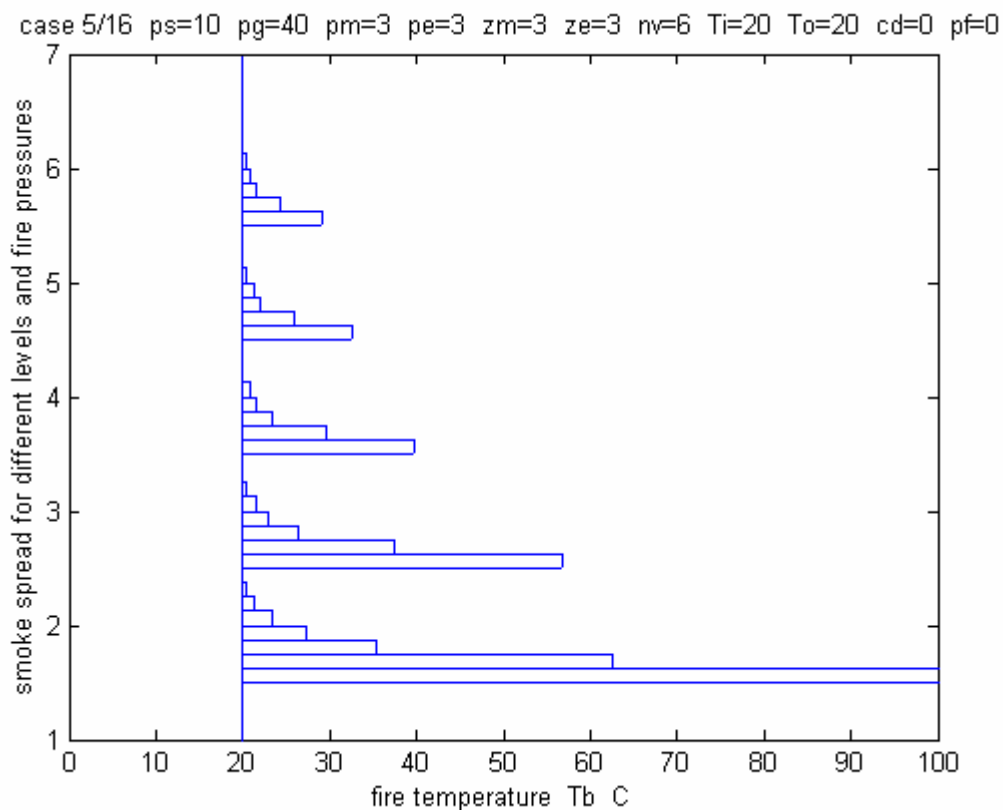
Spridningsmönstret i Figur 5.15 visar på en större spridning jämfört med basfallet. Spridningen är störst på de nedre våningsplanen. Brandgastemperaturer över 70 °C ger endast brandgasspridning till våningsplan 2 för brandtrycket 1000 Pa. Ett brandtryck på 100 Pa (den fjärde stapel nerifrån för varje våningsplan) har ingen brandgasspridning över 30 °C.



Figur 5.13 Relativ brandgasspridning som funktion av brandtemperatur och för olika brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 3.



Figur 5.14 Spridningsandel som funktion av brandtemperatur och för olika brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 3.



Figur 5.15 Spridningsmönster som funktion av brandtemperatur och för olika våningsplan 2-6 och brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 3.



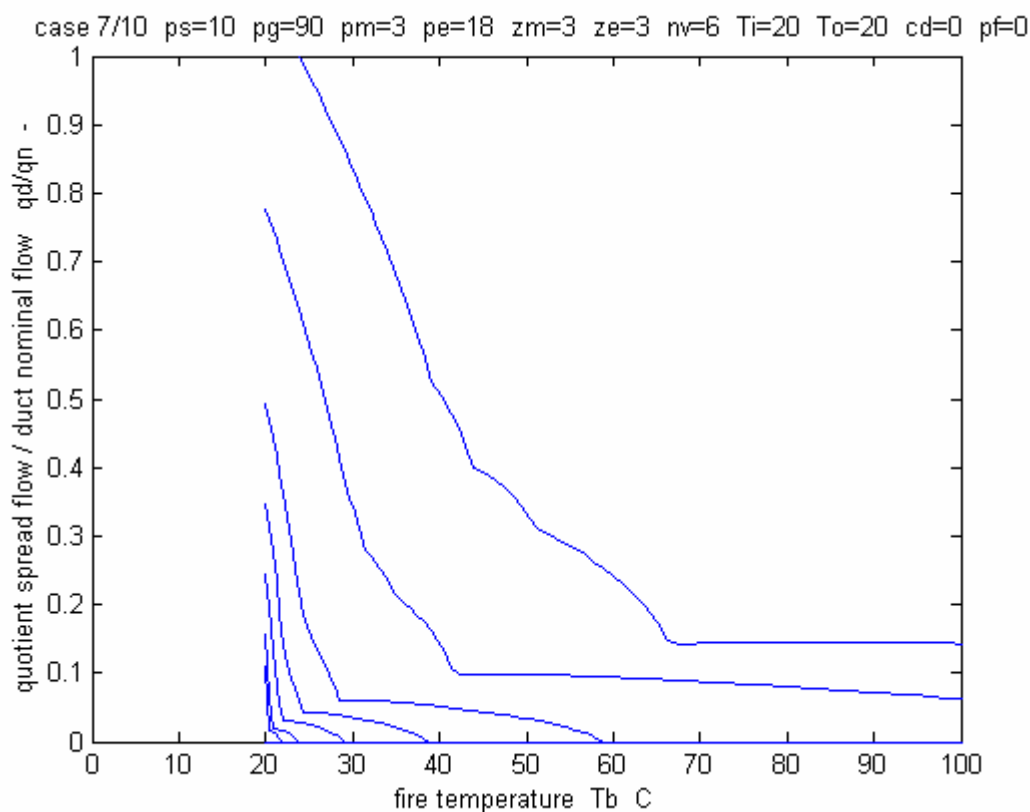
## 5.7 Fall 4 högre avluftmotstånd

Relativ spridning, spridningsandel och spridningsmönster redovisas i Figur 5.16-18.

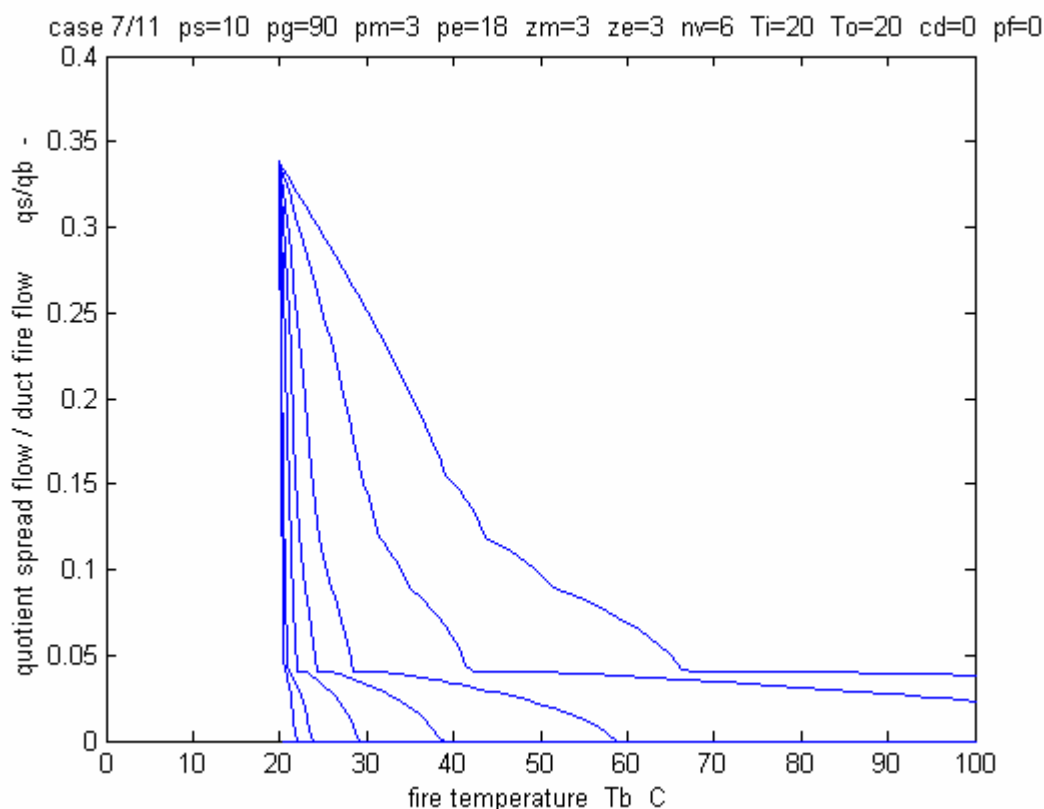
Kurvorna för den relativa spridningen visar att den är något större än 1.0 för ett brandtryck om 1000 Pa och en brandtemperatur om 20 °C. Den relativa spridningen minskar till 0.2 om brandtemperaturen ökar till 60 °C och samma brandtryck 1000 Pa. Det blir ingen spridning om brandtrycket är lägre eller lika med 200 Pa och för brandtemperaturer över 60 °C.

Det sker inte någon brandgasspridning i det tryckavlastade fallet med brandtrycket 0 Pa. Det finns bara sju kurvor eller sju staplar av åtta möjliga i Figur 5.16-18.

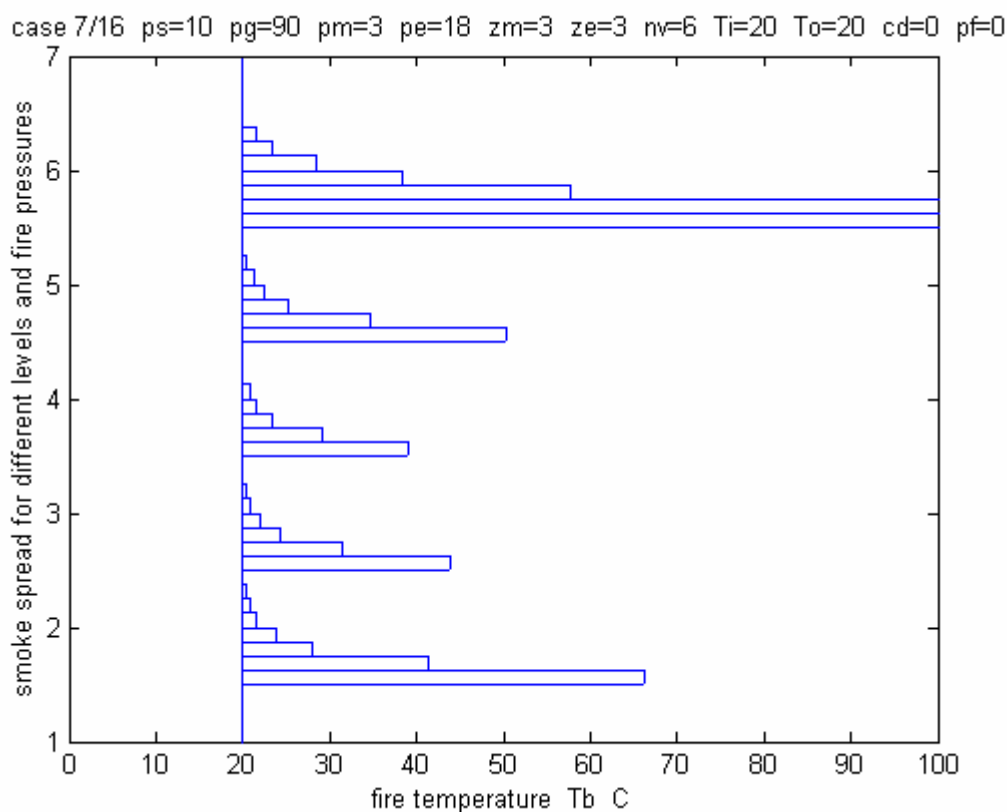
Spridningsmönstret i Figur 5.18 visar på en stor spridning. Det finns skillnader mellan våningsplanen. Förklaringen är att stamkanalen stryper på de nedre våningsplanen som för basfallet som redovisats tidigare i Figur 5.9 och att flödet överst i stamkanalen sprider sig till de övre våningsplanen eftersom avluftmotståndet ändrats från 3 Pa till 18 Pa.



Figur 5.16 Relativ brandgasspridning som funktion av brandtemperatur och för olika brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 4.



Figur 5.17 Spridningsandel som funktion av brandtemperatur och för olika brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 4.



Figur 5.18 Spridningsmönster som funktion av brandtemperatur och för olika våningsplan 2-6 och brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 4.

## 5.8 Fall 5 undertryck vid utluftning

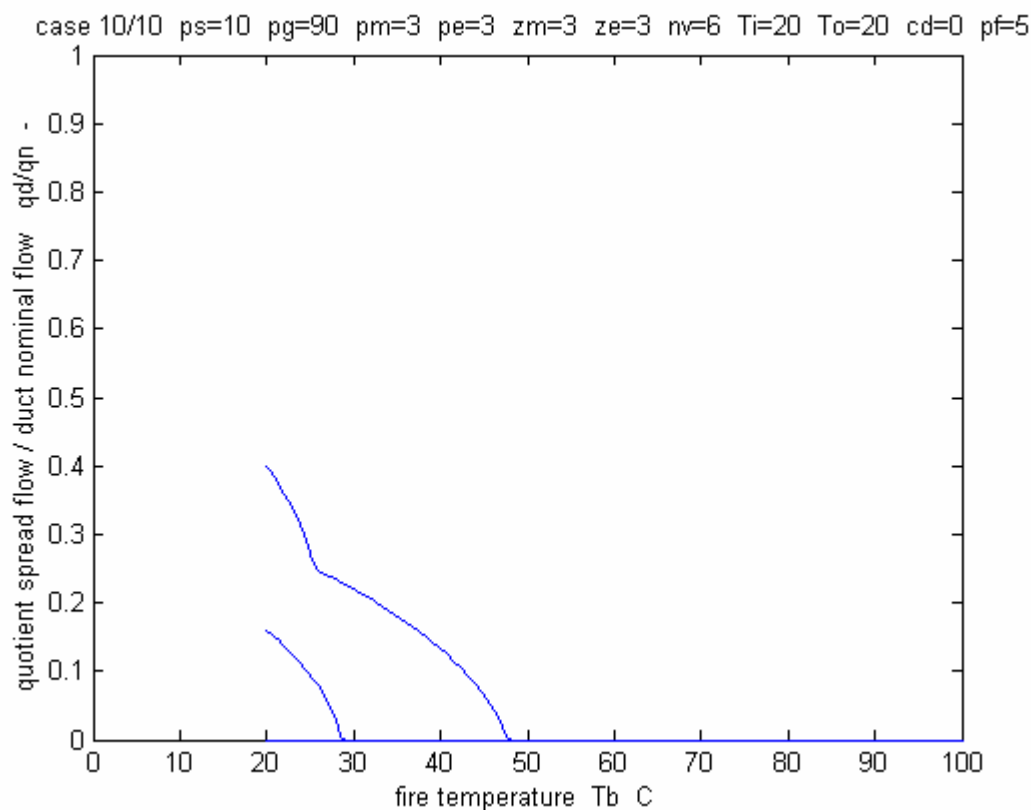
Relativ spridning, spridningsandel och spridningsmönster redovisas i Figur 5.19-21 när undertrycket utanför utluftningen är 5 Pa.

Kurvorna i Figur 5.19-21 visar i samtliga fall att det endast sker brandgasspridning för brandtryck 500 och 1000 Pa upptill brandtemperaturerna 30 °C respektive 50 °C.

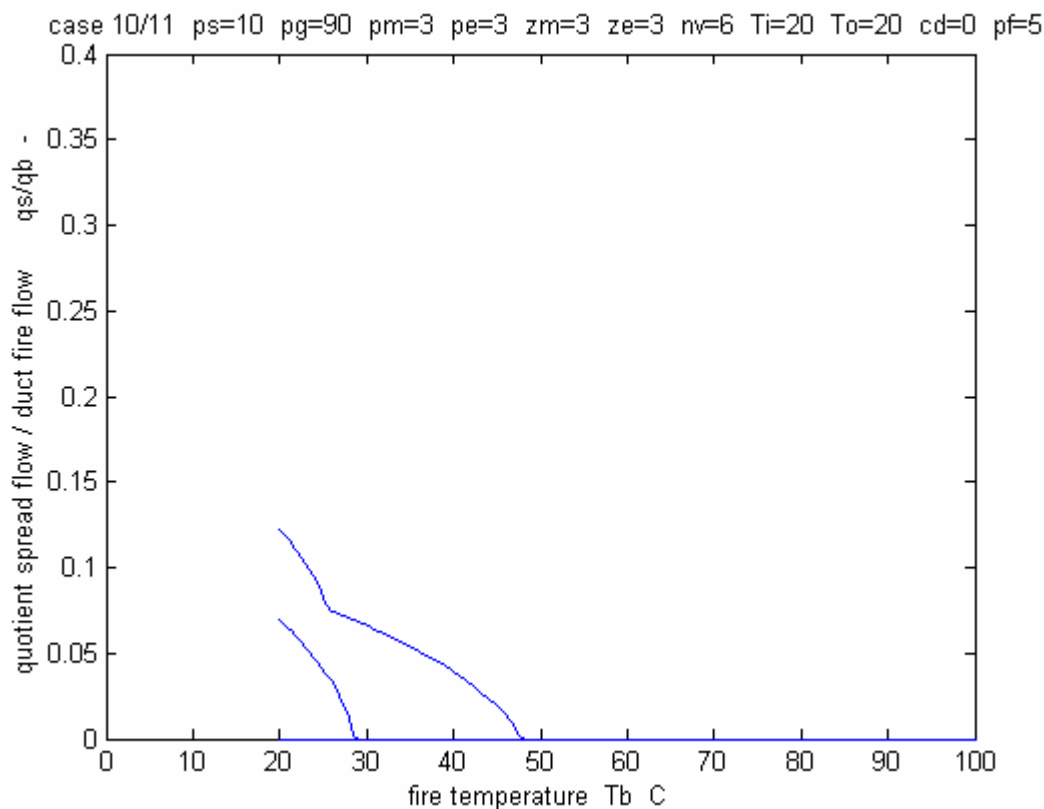
Beräkningar har också skett för undertrycket 10 Pa och brandgasspridning inträffade endast för brandtrycket 1000 Pa och upptill brandtemperaturen 40 °C

Fall med övertryck har även testats med omfattande brandgasspridning som följd.

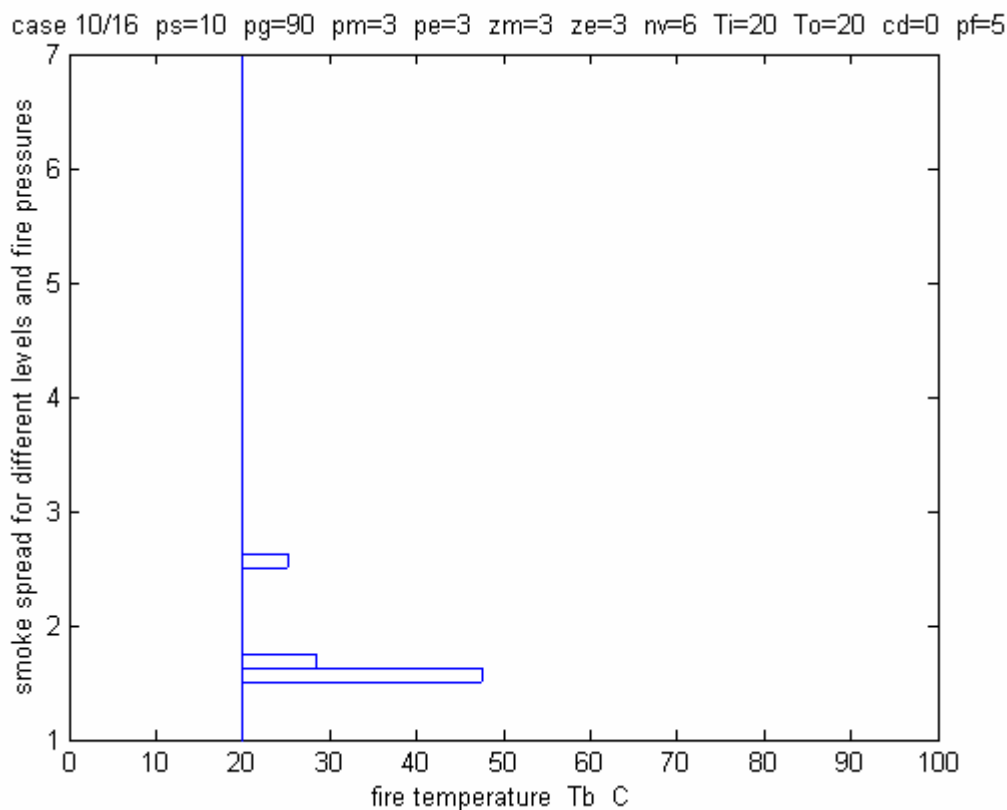
Slutsatsen är att utluftningen är ytterst känslig för tryckförhållandena utanför utluftningens utlopp.



Figur 5.19 Relativ brandgasspridning som funktion av brandtemperatur och för olika brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 5.



Figur 5.20 Spridningsandel som funktion av brandtemperatur och för olika brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 5.



Figur 5.21 Spridningsmönster som funktion av brandtemperatur och för olika våningsplan 2-6 och brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 5.

## 5.9 Fall 6 lägre utetemperatur

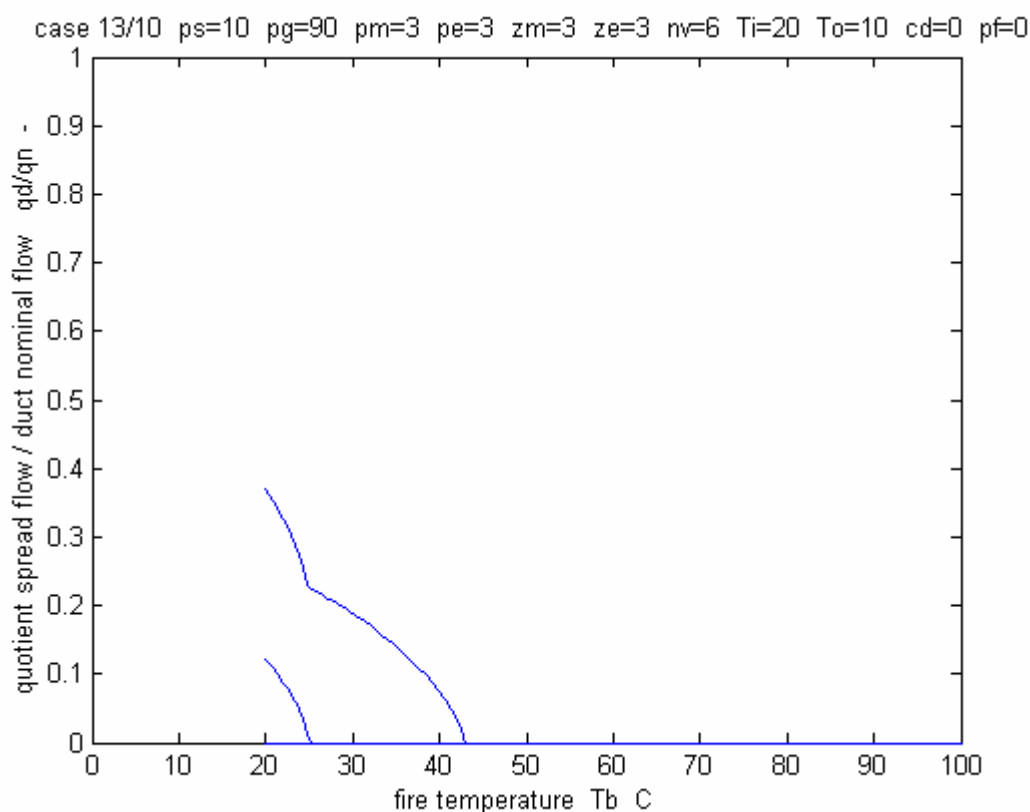
Relativ spridning, spridningsandel och spridningsmönster redovisas i Figur 5.22-24.

Kurvorna i Figur 5.22-24 visar i samtliga fall att det endast sker brandgasspridning för brandtryck 500 och 1000 Pa upptill brandtemperaturerna 25 °C respektive 45 °C.

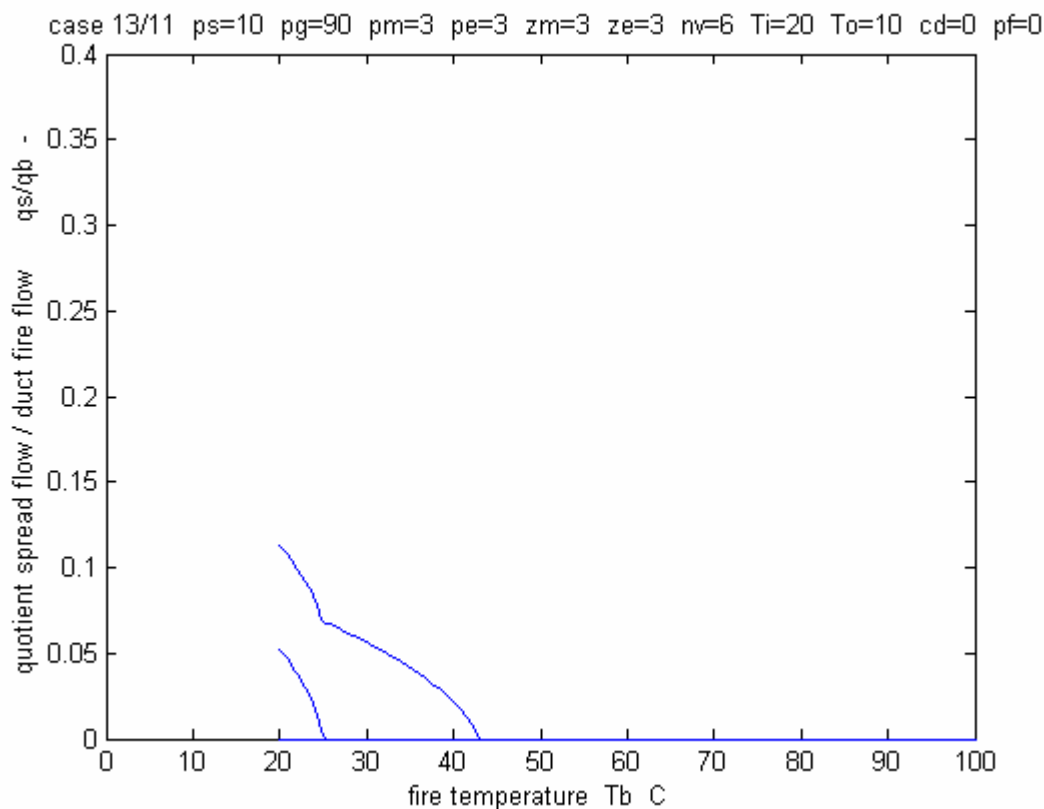
Beräkningar har också skett för utetemperaturen 0 °C och brandgasspridning inträffade endast för brandtrycket 1000 Pa och upptill brandtemperaturen 30 °C

Det finns stora likheter med fall 5 med undertryck. De termiska stigkrafterna är 0.4 Pa/m och för hela stamkanalen om 18 m fås 7.5 Pa, vilket är något mer än den drivande tryckskillnaden i fall 5 med undertryck om 5 Pa.

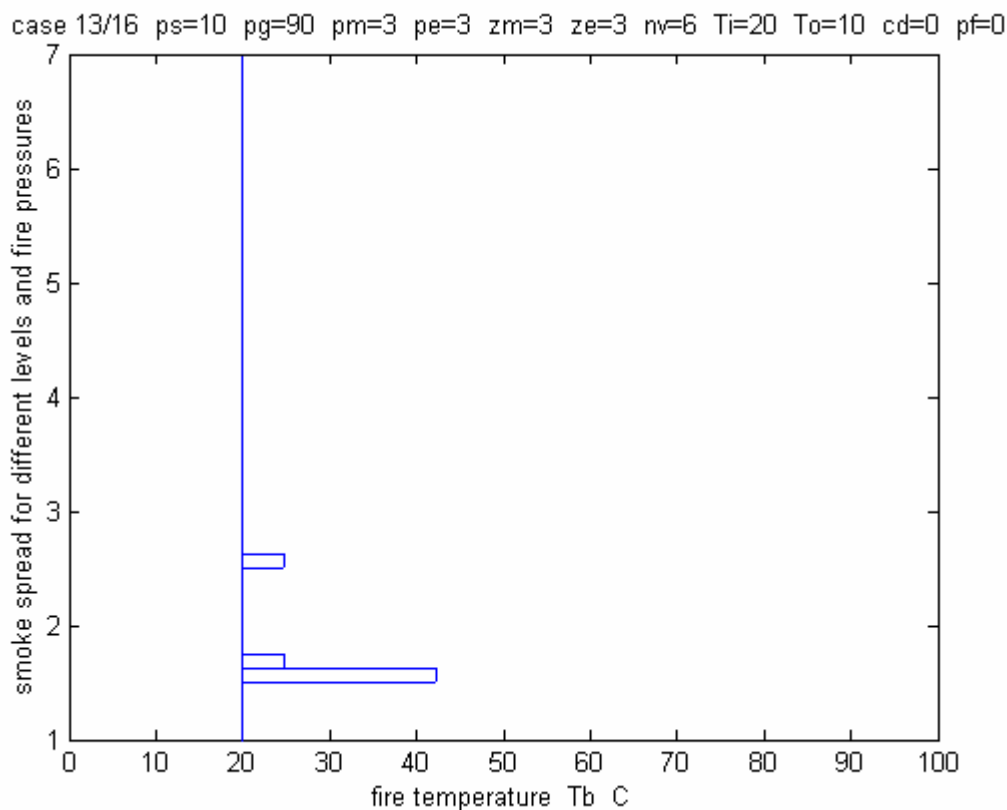
Slutsatsen är att utluftningen är ytterst känslig för temperaturförhållanden och att låga utetemperaturer kan minska brandgasspridningen betydligt.



Figur 5.22 Relativ brandgasspridning som funktion av brandtemperatur och för olika brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 6.



Figur 5.23 Spridningsandel som funktion av brandtemperatur och för olika brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 6.



Figur 5.24 Spridningsmönster som funktion av brandtemperatur och för olika våningsplan 2-6 och brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 6.

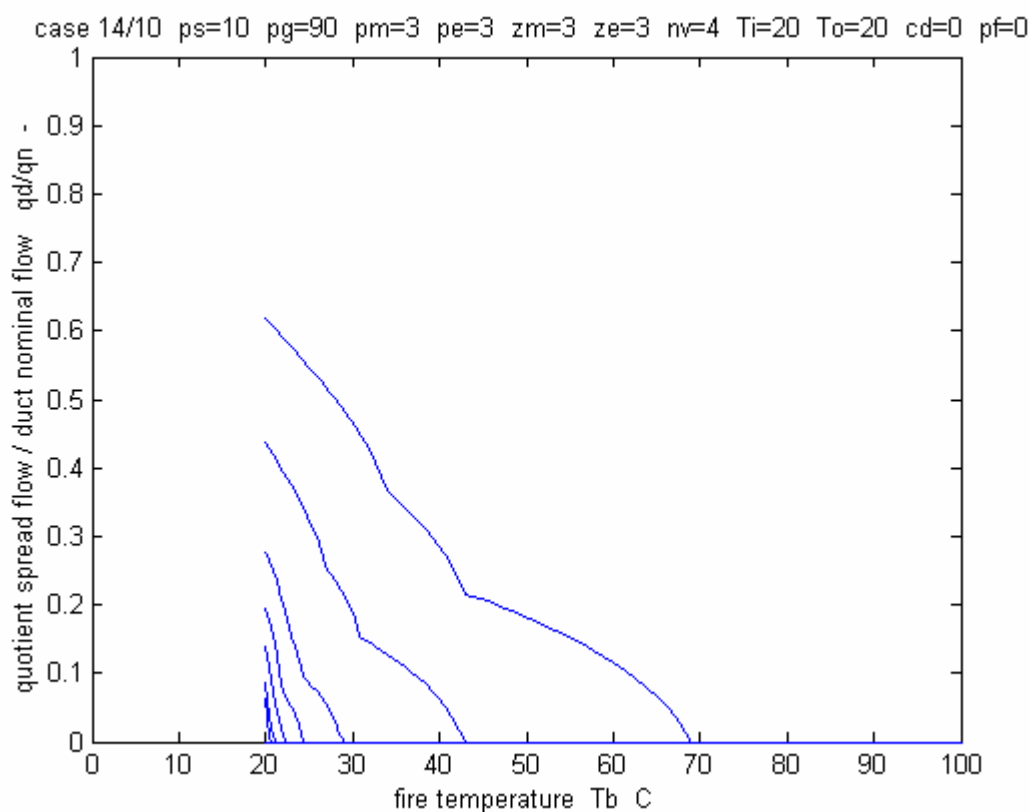
## 5.10 Fall 7 fyra våningsplan

Relativ spridning, spridningsandel och spridningsmönster redovisas i Figur 5.25-27.

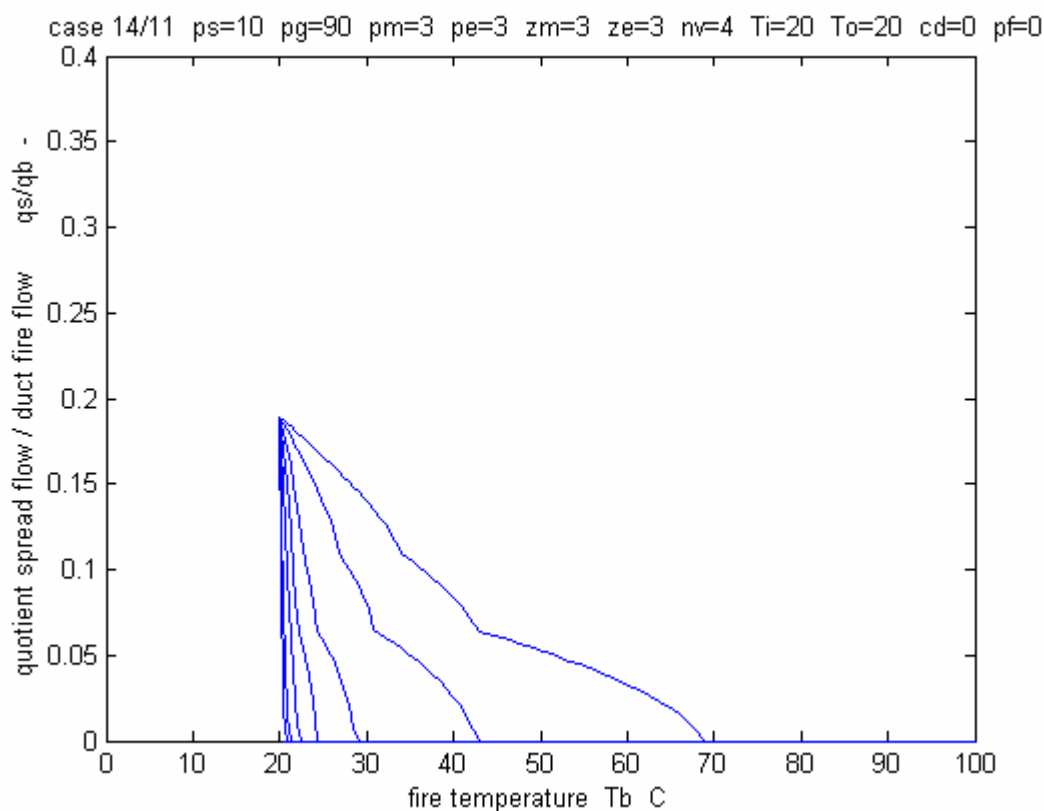
Den relativa spridningen i Figur 5.25 är lägre än den för basfallet i Figur 5.7. Detta beror på att det finns färre felutgångar för fallet med fyra våningsplan i stället för sex våningsplan. Stamkanalsystemet för fyra våningsplan är lika med det för basfallet upptill plan 5.

Det sker ingen brandgasspridning över 70 °C för brandtrycket 1000 Pa.

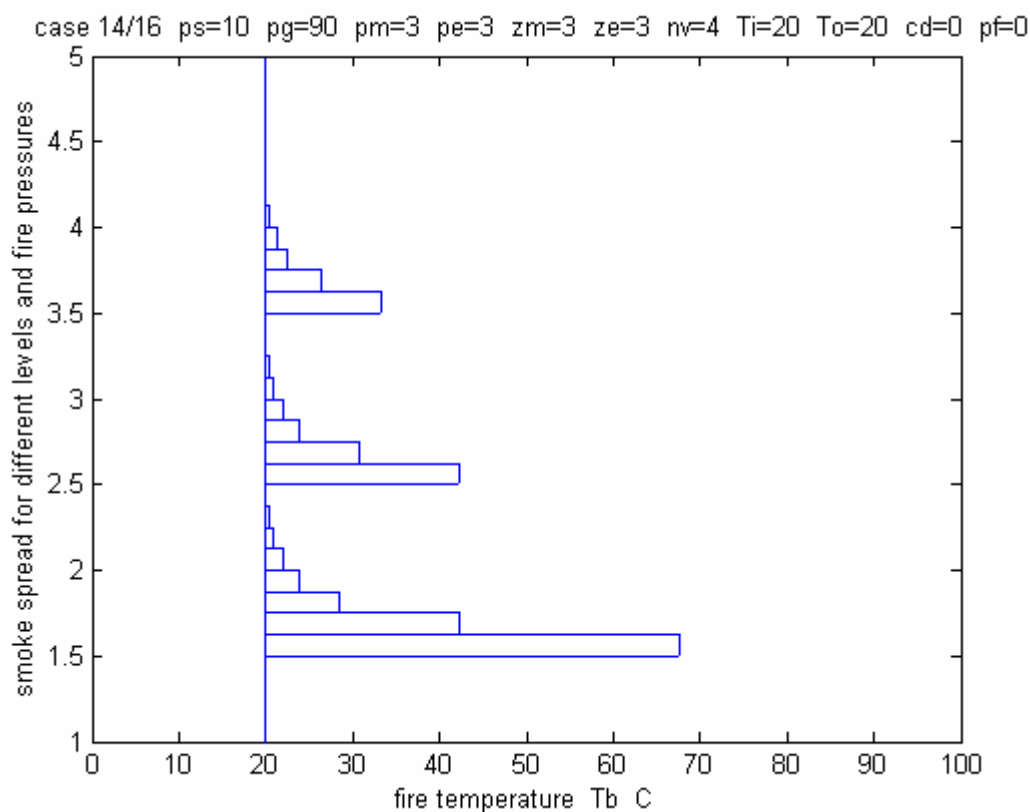
Spridningsmönstret som redovisas i Figur 5.27 är likartat och något mer omfattande än det för basfallet och dess motsvarande våningsplan.



Figur 5.25 Relativ brandgasspridning som funktion av brandtemperatur och för olika brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 7.



Figur 5.26 Spridningsandel som funktion av brandtemperatur och för olika brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 7.



Figur 5.27 Spridningsmönster som funktion av brandtemperatur och för olika våningsplan 2-4 och brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 7.



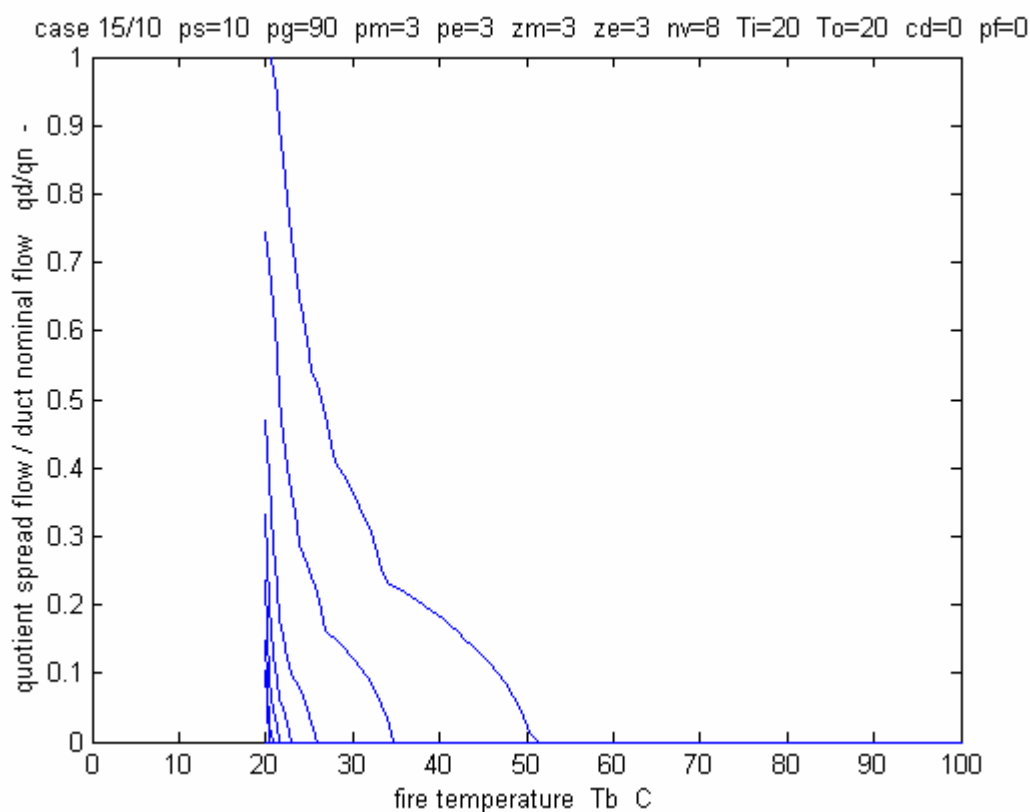
## 5.11 Fall 8 åtta våningsplan

Relativ spridning, spridningsandel och spridningsmönster redovisas i Figur 5.28-30.

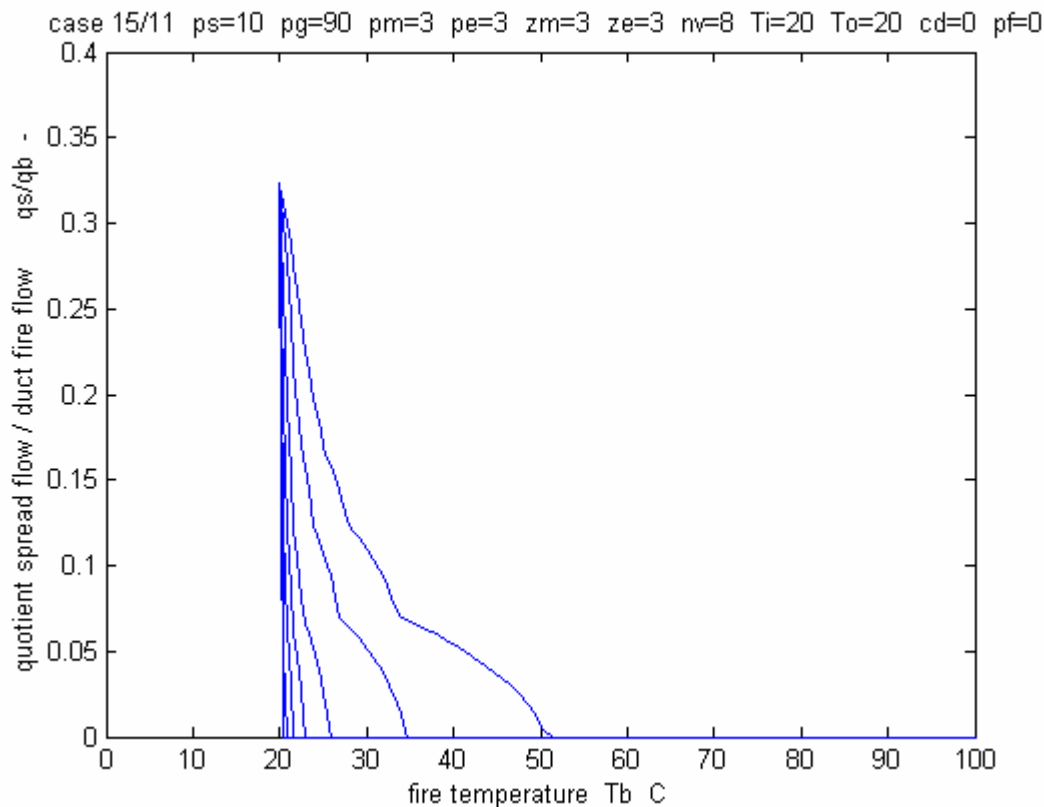
Den relativa spridningen i Figur 5.28 är högre än den för basfallet i Figur 5.7. Detta beror på att det finns fler felutgångar för fallet med åtta våningsplan i stället för sex våningsplan. Stamkanalsystemet för åtta våningsplan upptill plan 7 är lika med det för basfallet.

Det sker ingen brandgasspridning över 50 °C för brandtrycket 1000 Pa.

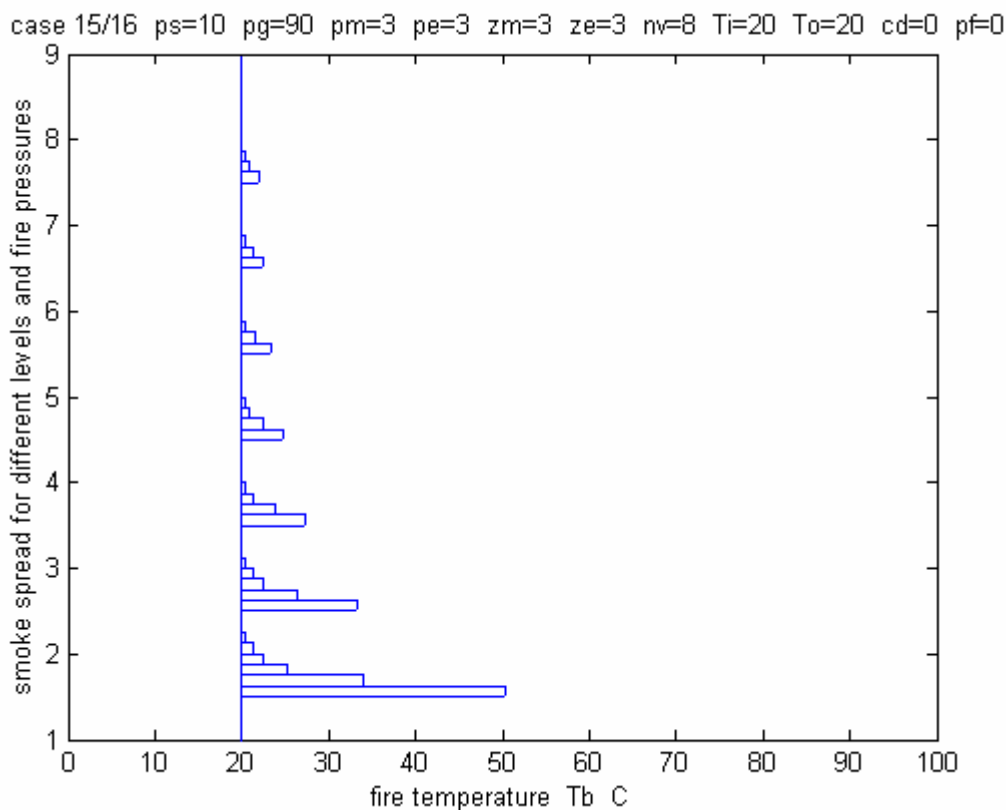
Spridningsmönstret som redovisas i Figur 5.30 är likartat och något mindre omfattande än det för basfallet och dess motsvarande våningsplan. Den termiska drivkraften är givetvis något större på grund av den större nivåskillnaden på 24 m mot basfallets 18 m.



Figur 5.28 Relativ brandgasspridning som funktion av brandtemperatur och för olika brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 8.



Figur 5.29 Spridningsandel som funktion av brandtemperatur och för olika brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 8.



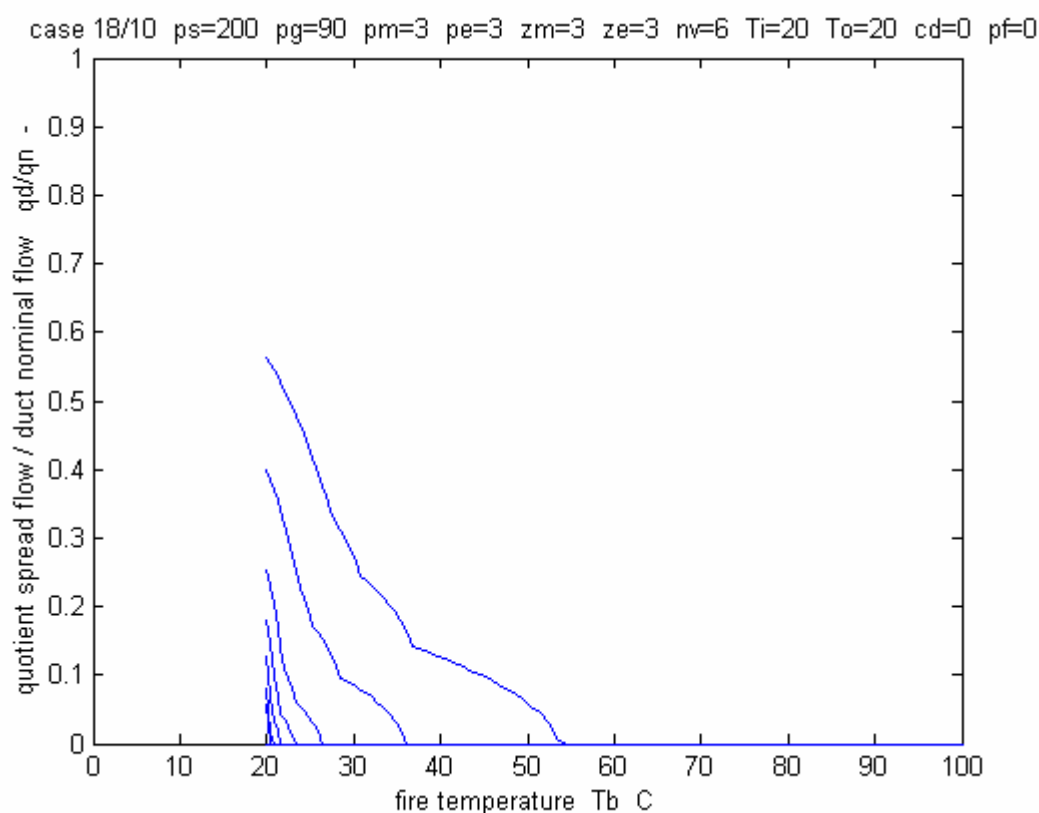
Figur 5.30 Spridningsmönster som funktion av brandtemperatur och för olika våningsplan 2-8 och brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 8.

## 5.12 Fall 9 FT-system med stängda fönster

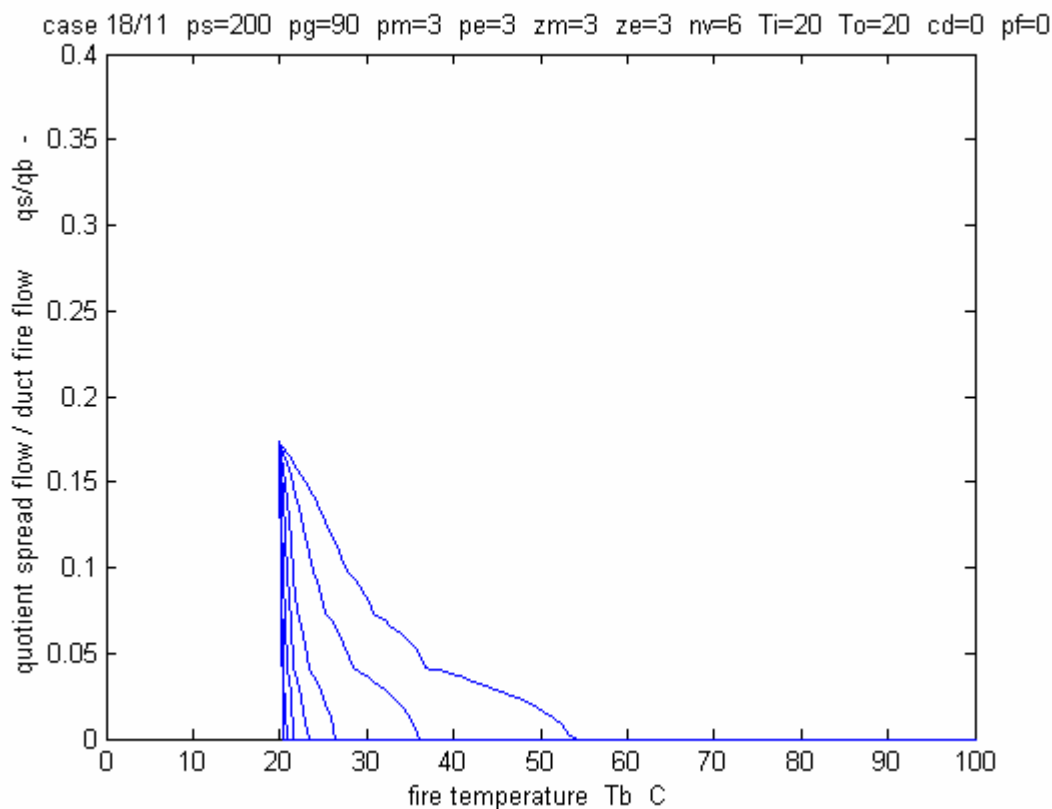
Stoppade fläktar och utluftning har tillämpats på både rena F-system eller på FT-systems två kanalsystem för tilluft och frånluft. I rena F-system fås en betydande tryckavlastning genom alla uteluftsintag, vilka arbetar med låga tryckfall betydligt lägre än grentryckfallen in mot stamkanalsystemet. Detta innebär att en stor del av brandgaserna sprids ut genom byggnadens fasad till brandrummet. Brandtrycket behöver därför inte bli särskilt stort.

Motsvarande tryckavlastning finns inte för FT-system utan här skall fasaden vara tät. Det ingår inte i funktionen av tillföra eller bortföra ventilationsluft via fasaden. Beräkningsfallet som redovisas här kan ses som en halva av ett symmetrisk FT-system. Fasadens otätheter beskrivs som ett tryckfall om 200 Pa vid ett läckflöde om  $1 \text{ m}^3/\text{s}$ , vilket är lika med det nominella ventilationsflödet. Detta tryckfall kan jämföras med det för F-systemets uteluftsdon och läckage om 10 Pa vid samma flöde. Brandtrycket kan bli betydligt högre för ett FT-system med en tät fasad.

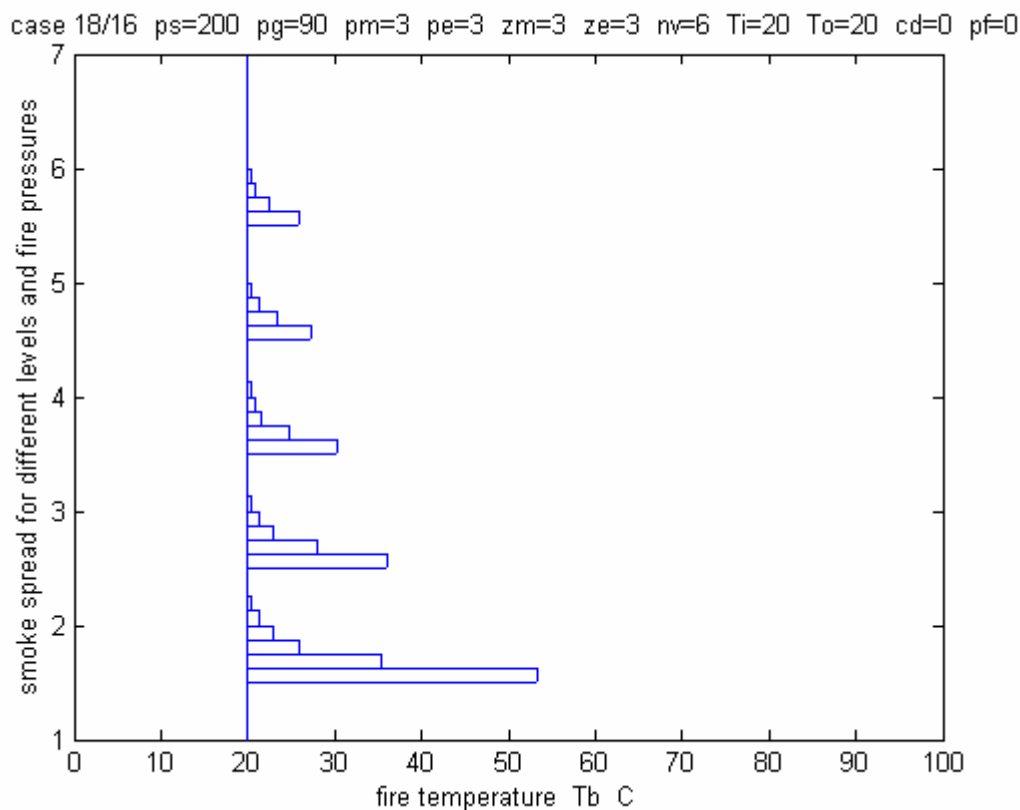
Relativ spridning, spridningsandel och spridningsmönster redovisas i Figur 5.31-33. Kurvorna för den relativa spridningen visar att de är mindre än för basfallet och detta beror på att tryckfallet ut över våningsplanen till det fria har ökat från nominella 90+10 till 90+200 Pa. Detta framgår även av den neutrala spridningsandelen som är 0.265 för basfallet och 0.173 för detta fallet.



Figur 5.31 Relativ brandgasspridning som funktion av brandtemperatur och för olika brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 9.



Figur 5.32 Spridningsandel som funktion av brandtemperatur och för olika brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 9.



Figur 5.33 Spridningsmönster som funktion av brandtemperatur och för olika våningsplan 2-6 och brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 9.

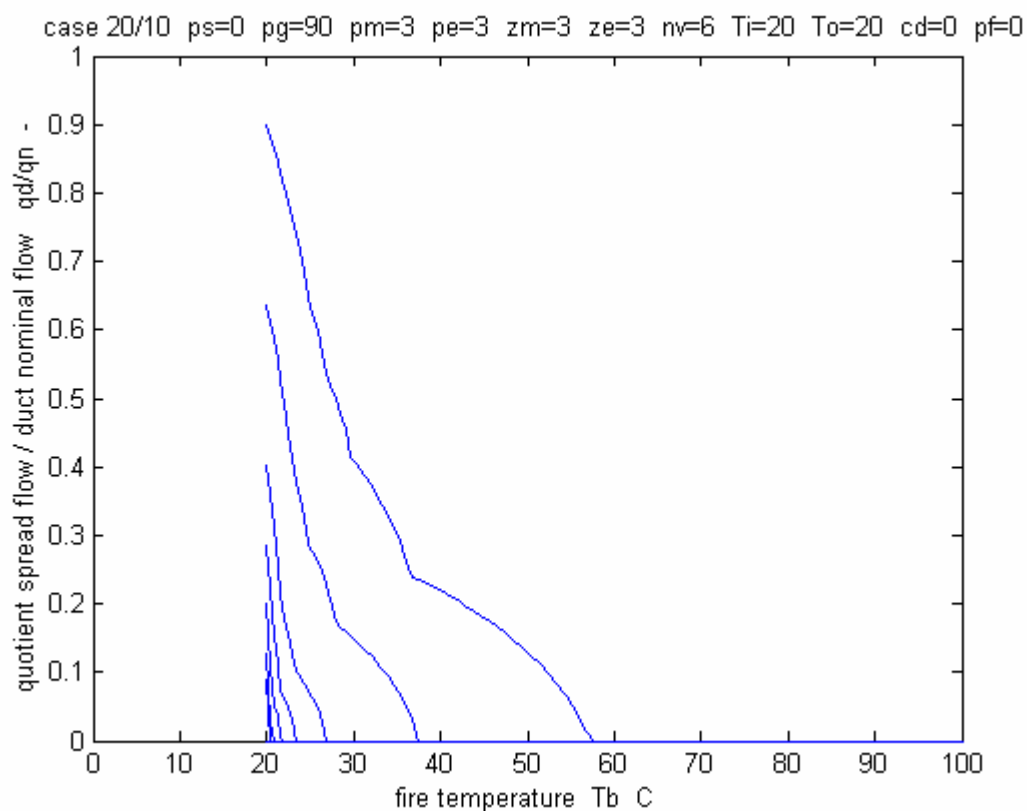
## 5.13 Fall 10 FT-system med öppna fönster

Vid brand i en byggnad öppnas ofta fönster för att vädra eller påkalla uppmärksamhet från en eventuell räddningsinsats. Detta innebär att brandgasspridning underlättas något eftersom fasadtryckfallet bortfaller.

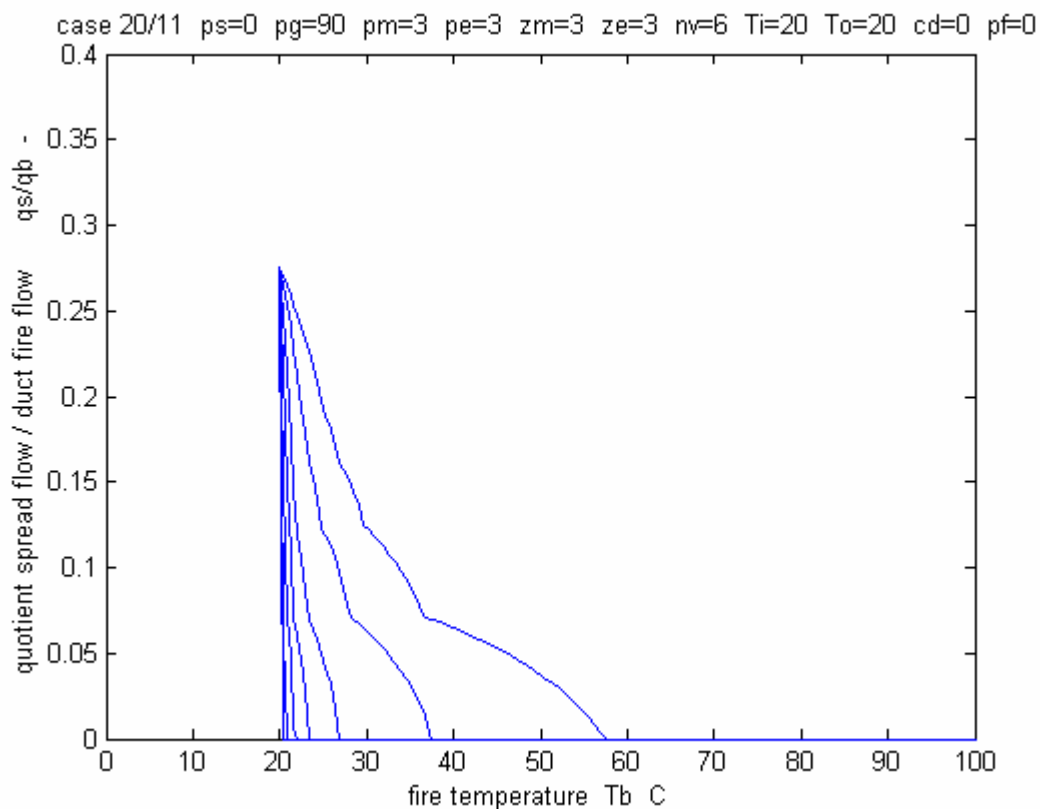
Relativ spridning, spridningsandel och spridningsmönster redovisas i Figur 5.34-36.

Kurvorna för den relativa spridningen visar att de ganska lika de för basfallet. Detta beror på att tryckfallet ut över våningsplanen till det fria har minskat något från nominella 90+10 till 90+0 Pa på grund av de öppna fönstren.

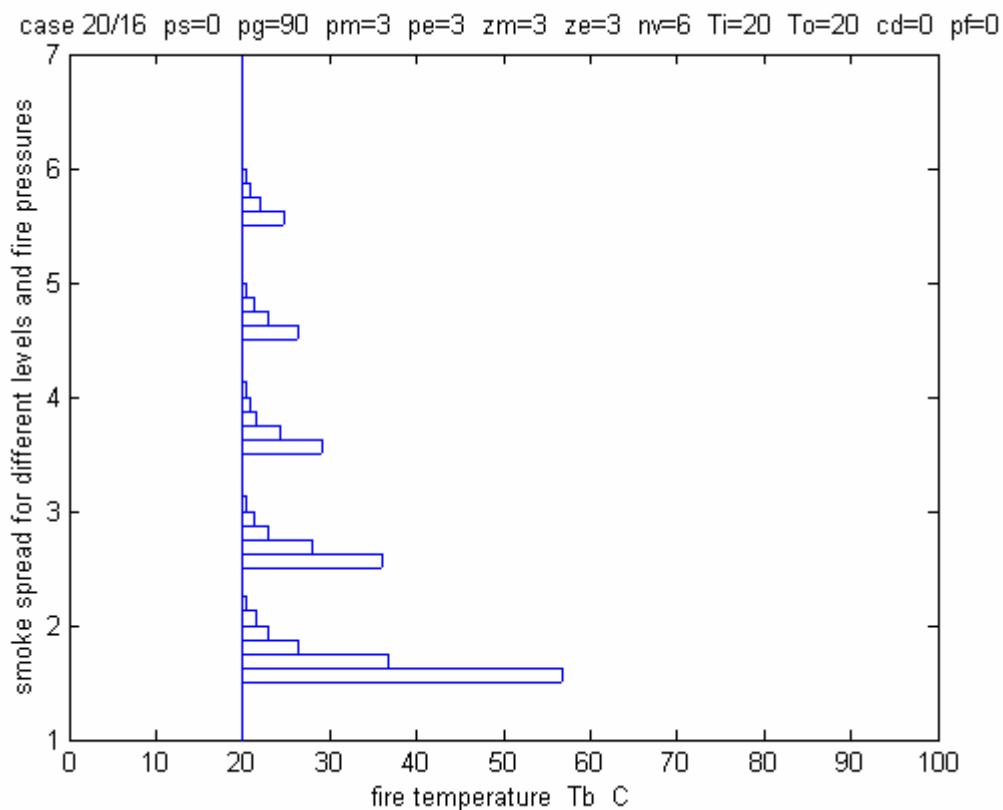
Detta framgår även av den neutralspridningsandelen som är 0.265 för basfallet och 0.276 för detta fallet med öppna fönster.



Figur 5.34 Relativ brandgasspridning som funktion av brandtemperatur och för olika brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 10.



Figur 5.35 Spridningsandel som funktion av brandtemperatur och för olika brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 10.



Figur 5.36 Spridningsmönster som funktion av brandtemperatur och för olika våningsplan 2-6 och brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 10.

## 5.14 Fall 11 och 12 F-system med fläkt i drift

Dessa två fall har tagits med för att visa på vilka förhållanden som råder om vid normal drift och hur olika brandtryck och brandtemperatur påverkar avluftstemperaturen och fläkteffekten för fläktar med F-hjul eller B-hjul. Det sker inte någon brandgasspridning för fläkt i drift för dessa två fall. Förhållandena kan dock bli sådana under branden att fläkten stoppas av något av följande två skäl.

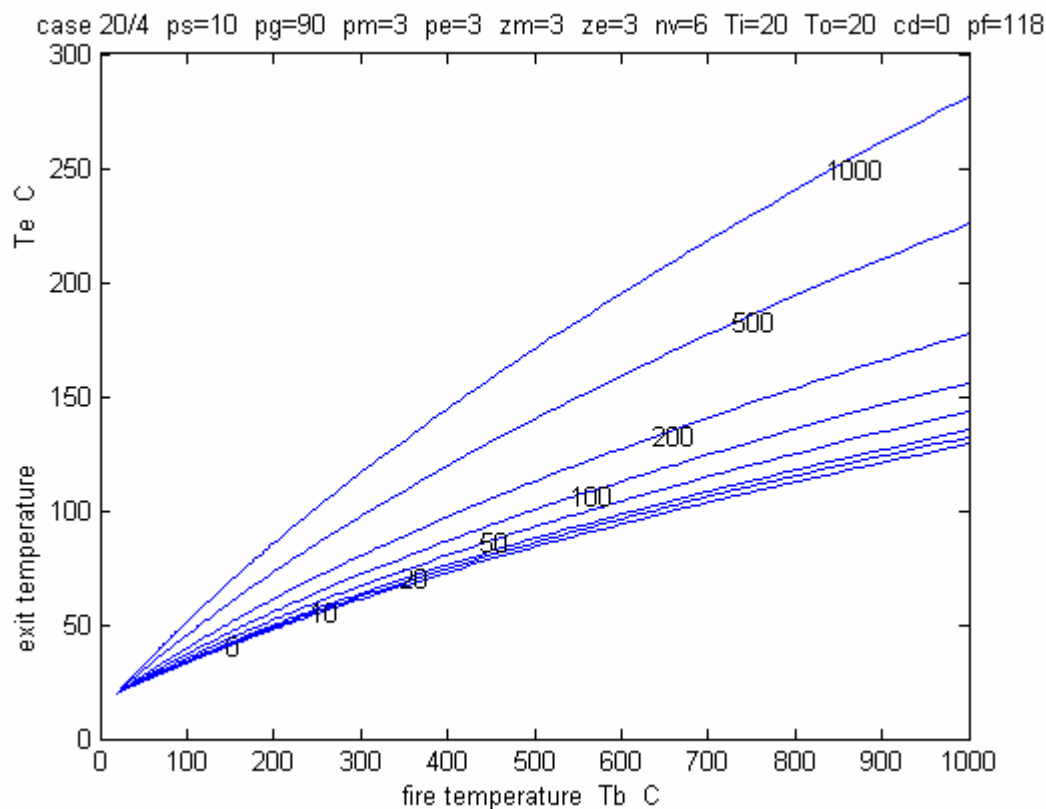
Avluftstemperaturen kommer att slå ut fläkten om den blir för hög under en längre tid. Remdriften klarar inte temperaturer över 200 °C men väl 150 °C under 10 h. En motors elektriska lindningar klarar 200 °C under flera timmar. Kullager klarar av 350 °C upptill 10 h. Den svagaste länken hos en fläkt är remdriften och därefter motorns elektriska lindningar. Fläktar kan vara direktdrivna oftast med någon form av varvtalsstyrning.

Det finns också en viss risk att brandtrycket tillför fläkten mer luft än den orkar med. Detta gäller särskilt för radialfläktar med F-hjul. Fläkteffekten kan bli högre än den nominella märkeffekten. Överbelastning under en viss tid skall medföra att motorskyddet löser ut och därmed stoppar fläkten. Den relativa fläkteffekten har beräknats som kvoten mellan det verkliga fläktarbetet i brandfallet och den nominella och normala fläktarbetet dock med förenklingen att verkningsgraden är konstant.

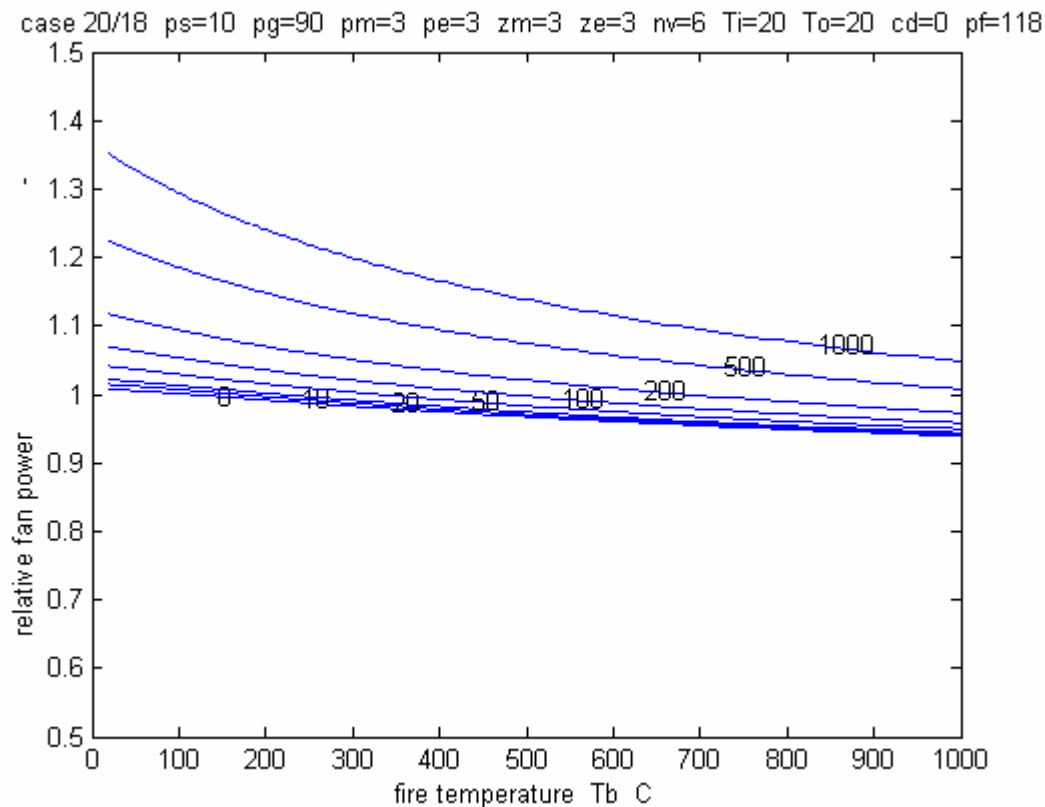
Om fläkten med F-hjul kan överbelastas finns det en risk för att fläkten med B-hjul underbelastas eftersom den har en naturlig begränsning av tryckstegring och effekt vid ökande flöde. Om denna begränsning blir för stor kan det i princip inträffa att det uppstår övertryck i vissa delar av kanalsystemet i brandfallet. Detta innebär att brandgaser sprids i de delar av kanalsystemet som är under övertryck.

Fläkten med F-hjul har simulerats med en ganska flack fläktkurva med dämnda trycket lika med 118 Pa vid nollflöde och en i flödet kvadratisk trycksänkning om 3 Pa vid flödet 6 m<sup>3</sup>/s, vilket blir till 12 Pa vid 12 m<sup>3</sup>/s. Avluftstemperatur och relativ fläkteffekt redovisas i Figur 5.37 och 5.38. Kurvorna för avluftstemperatur i Figur 5.37 är betydligt lägre än de för basfallet med endast utluftning och utan fläkt i Figur 5.6. För ett tryckavlastat fall blir avluftstemperaturen inte högre än 130 °C för brandtemperaturen 1000 °C. Blandningstemperaturer har tidigare uppskattats med olika antaganden om lika massflöde, volymflöde eller tryckfall före och under branden. Den bästa uppskattning är antagandet om lika grentryckfall vilket i detta fallet ger en blandningstemperatur på 106 °C. Den relativa fläkteffekten i Figur 5.38 visar att det finns en betydande risk för överbelastning om brandtrycket är högt och brandtemperaturen är låg. Ett tryckavlastat fall med brandtrycket 0 Pa innebär endast en obetydlig överbelastning.

Fläkten med B-hjul har simulerats med brant fläktkurva kring den nominella arbetspunkten med dämnda trycket lika med 212 Pa vid nollflöde och en i flödet kvadratisk trycksänkning om 97 Pa vid flödet 6 m<sup>3</sup>/s, vilket blir till 0 Pa vid 9 m<sup>3</sup>/s. Avluftstemperatur och relativ fläkteffekt redovisas i Figur 5.39 och 5.40. Kurvorna för avluftstemperatur i Figur 5.39 är för höga brandtryck högre än både fallet med F-hjul och basfallet med endast utluftning och utan fläkt. Den relativa effekten i Figur 5.40 visar på en betydligt mindre överbelastning vid låga brandtemperaturer och en betydande effektminskning vid höga brandtemperaturer.

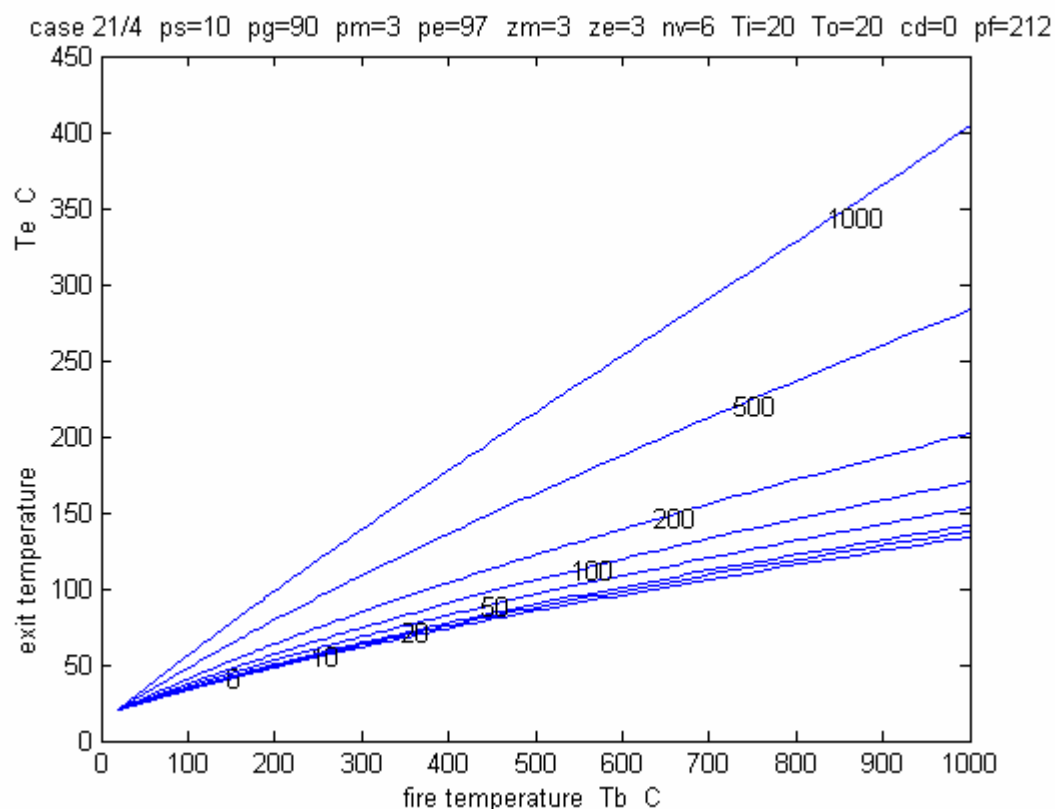


Figur 5.37 Avlufttemperatur °C som funktion av brandtemperatur och för olika brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa för fall 11 fläkt med F-hjul.

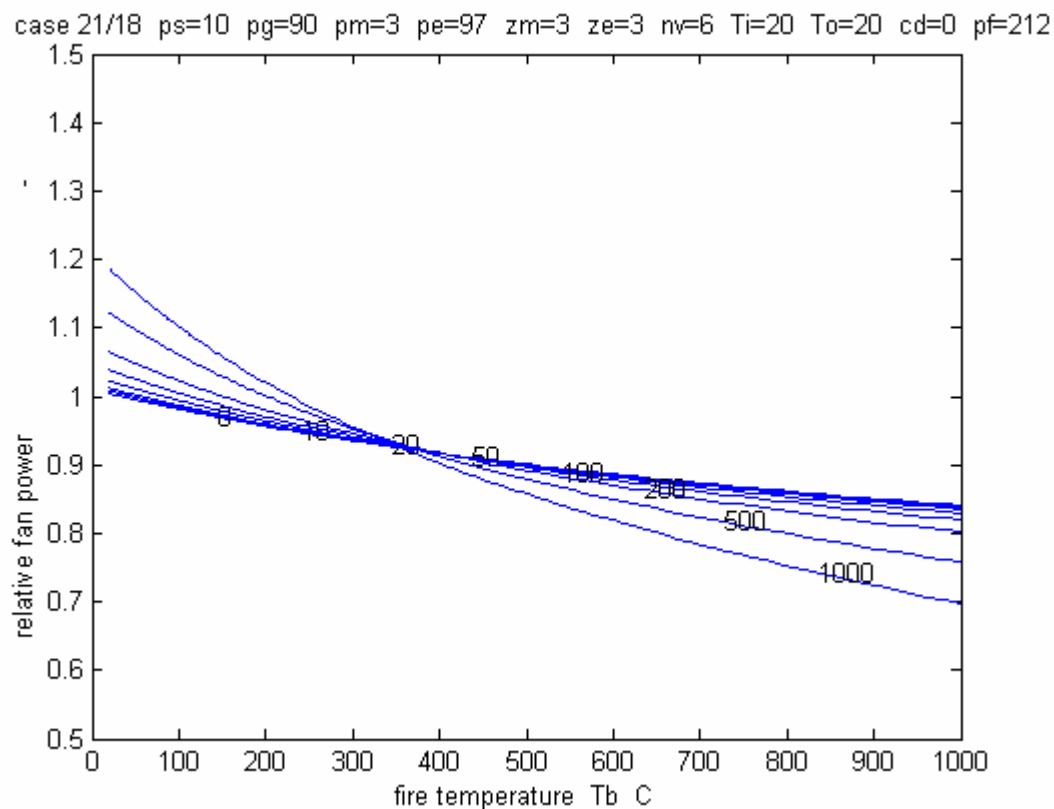


Figur 5.38 Relativ fläkteffekt som funktion av brandtemperatur och för olika brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 11 fläkt med F-hjul.





Figur 5.39 Avlufttemperatur °C som funktion av brandtemperatur och för olika brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa för fall 12 fläkt med B-hjul.



Figur 5.40 Relativ fläkteffekt som funktion av brandtemperatur och för olika brandtryck 0, 10, 20, 50, 100, 200, 500 och 1000 Pa och för fall 12 fläkt med B-hjul.

## 5.15 Uppsummering

En enkel sammanställning har gjorts i Tabell 5.2 för den högsta brandtemperaturen (något avrundat uppåt till närmsta hela tiotal) som ger brandgasspridning för tre givna brandtryck 10, 100 och 1000 Pa och de tio första beräkningsfallen. Fallen med fläktar i drift tas inte med. Siffrorna i Tabell 5.2 nedan visar att för brandtrycket 10 Pa fås ingen brandgasspridning om brandtemperaturen är över 30 °C och inga fall över 40 °C för brandtrycket 100 Pa. Åtta av tio fall resulterar inte heller i brandgasspridning om brandtemperaturen är över 70 °C. Fall 3 med lågt grentryckfall 40 Pa mot basfallet 90 Pa har en övre gräns på 120 °C vid 1000 Pa. Fall 4 med utluftningstryckfall 18 Pa mot basfallet 3 Pa har en övre gräns på 400 °C vid 1000 Pa.

Tabell 5.2 Krav på brandtemperatur för brandgasspridning

fall	kommentar	°C	°C	°C	s
	brandtryck	10 Pa	100 Pa	1000 Pa	-
1	basfall	< 30	< 30	< 60	0.2651
2	konstant diameter	< 30	< 30	< 30	0.2007
3	lägre grenmotstånd	< 30	< 30	< 120	0.3378
4	högre avluftmotstånd	< 30	< 40	< 400	0.3372
5	undertryck avluft	-	-	< 50	0.2651
6	låg utetemperatur	-	-	< 50	0.2651
7	4 våningar	< 30	< 30	< 70	0.1891
8	8 våningar	< 30	< 30	< 50	0.3223
9	FT-system stängt	< 30	< 30	< 60	0.1731
10	FT-system öppet	< 30	< 30	< 60	0.2756

Notera att brandtemperaturen avser från brandrummet i kanalsystemet inträngande brandgaser. Avluftstemperaturen i ett F-system i drift är betydligt lägre. Figur 5.39 och 5.41 visar att en brandtemperatur på 100 °C resulterar i en avlufttemperatur mindre än 60 °C.

En rimlig slutsats är därför att brandgasspridning inte behöver inträffa för ett F-system som stoppas vid brand. En förutsättning är att utluftningen dimensionerats enligt (4.34) och att fläkten stoppas först när avlufttemperaturen vid fläkt överstiger 60 °C.

Det skall dock påpekas att metoden med tryckavlastning av kanalsystemet eller utluftning är ytterst känslig för vindtryck. En utluftning som är fasadplacerad kan bli helt verkningslös. En vindstyrka på 10 m/s har ett vindtryck på 60 Pa och kan ge nästan samma övertryck när vindriktningen är vinkelrätt fasaden med utluftningen. De termiska drivkrafterna i själva utluftningen måste vara större än det resulterande vindtrycket över utluftning och översta våningsplan. Detta har behandlats tidigare i kapitel 4 och till en del med uttrycket (4.42).

Nedan görs en kort sammanfattning av de tolv beräkningsfallen som redovisats tidigare. Resultaten stämmer till stora drag med vad man kan förvänta sig om vilka fall som är sämre eller bättre än basfallet. Detaljer, som till vilka våningsplan brandgasspridning sker, kan inte förutsägas enkelt.

Det som skiljer analysen i kapitel 4 från simuleringen i detta kapitel 5, är att stamkanaltryckfallet försummas i analysen med finns med i simuleringen.

Stamkanalmotståndets betydelse visas med fall 1 och 2. Konstant kanaldiameter som i fall 2 ger betydligt mindre brandgasspridning än för fall 1 med uppåt ökande kanaldiameter. Spridningen blir jämt fördelad för fall 2 med konstant kanaldiameter.

Ett lågt grenkanalmotstånd som för fall 3 resulterar i en betydligt ökad brandgasspridning jämfört med basfallet.

Ett högt utluftningsmotstånd som för fall 4 ger liknande resultat som för fall 3. Det som skiljer är att brandgasspridningen sker till de nedre våningsplan för fall 3 och till de övre våningsplanen för fall 4.

Ett litet undertryck kring utluftningen som för fall 5 minskar brandgasspridningen betydligt. Den upphör helt för brandtryck om 200 Pa och lägre. Ett motsvarande litet övertryck har också testats och det medför omfattande brandgaspridning. Det använda undertrycket eller övertrycket orsakas av vinden.

En lägre utetemperatur än innetemperatur som för fall 6 ger en liknande effekt som för fallet med undertryck. Brandtryck 200 Pa och lägre ger ingen brandgasspridning. Fall med utetemperatur högre än innetemperatur har testats med stor brandgasspridning som följd. Det skall dock påpekas att startförloppet är utslagsgivande. Om ett frånluftssystem utluftas vid brand efter det att brandgaser höjt temperaturen i kanalsystemet över utetemperaturen, kan brandgasspridning begränsas betydligt eller helt. Samma sak sker inte för ett tilluftskanalsystem som avluftas vid brand, eftersom brandgaser kan inte tränga in i tilluftskanalsystemet vid drift om brandtrycket är måttligt.

Fall 7 med fyra våningsplan och fall 8 med åtta våningsplan visar på stora likheter med basfallet med sex våningsplan. Spridningsandelen är minst för fyra våningsplan och störst för åtta våningsplan. Detta beror på att det är lättare för brandgaserna att ta sig ut ur det mindre kanalsystemet än det större kanalsystemet.

FT-system med stängda fönster fall 9 och öppna fönster fall 10 visar att spridning ökar när övriga våningsplans fönster öppnas. Fasadtryckfallet för öppna fönster blir noll, vilket underlättar oönskad brandgasspridning.

Fall 11 och 12 med fläkt i drift i ett frånluftssystem visar att det inte kan bli brandgasspridning i något fall. Det finns dock en mindre risk för att en fläkt med F-hjul kan överbelastas på grund av den flacka fläktkaraktistiken medan en fläkt med B-hjul avlastats på grund av den brant fallande fläktkaraktistiken.

## 5.16 Referenser

Lars Jensen (1998)

Kurskompendium: Brandgasspridning via ventilationssystem

Rapport TABK-98/7050

Fredric Jonsson (2001)

Utvärderingsprotokoll. Brand i källare 2001-01-24

Räddningstjänsten i Jönköpings kommun

Håkan Stenlund (2001)

Skydd mot brand- och brandgasspridning via luftbehandlingssystem

- analys av befintliga system.

Report 5607, Brandteknik, 2001



## 6 Byggnaders lufttätet

En byggnads lufttätet har betydelse för hur och i vilken omfattning som brandgasspridning sker i en byggnad. Detta kan ske genom otäteter i olika byggnadsdelar och genom ventilationskanalsystemet. Det finns inte många uppgifter på lufttätet för byggnader, rum, schakt och dörrar. Avsikten med detta avsnitt är att redovisa olika provtryckningsresultat.

### 6.1 Genomförda och bearbetade provtryckningar

Provtryckningarna har delats upp i en översikt för rum, lägenheter, lokaler, fartygshytter och småhus nedan och en översikt för hisschakt, schakt och trapphus på nästa sida.

Tabell 6.a Provtryckning med rum, lägenheter, lokaler, fartygshytter och småhus.

fall	provobjekt	area m <sup>2</sup>	antal data undertryck	antal data övertryck	prov- tryckare
1	hotellrum	79	3	3	BSL
3	rum 252	75	0	3	BSL
4	rum 239	75	0	3	BSL
5	rum 201	75	0	3	BSL
6	rum i lägenhet	75	0	1	BSL
7	lägenhet	180	0	1	BSL
10	laboratorium 1	150	0	1	BSL
11	laboratorium 2	74	0	6	BSL
12	småhus 1	375	7	7	Yxhult AB
13	lägenhet h141 Havshuset	405	5	5	LTH
14	lägenhet h141 Havshuset åtgärdat	405	8	8	LTH
24	fartygshytt 8314	49	0	3	BSL
25	fartygshytt 8313	49	0	3	BSL
26	lägenhet h111 Havshuset	415	7	7	LTH
27	lägenhet h221 Havshuset	331	7	7	LTH
28	lägenhet h122 Havshuset	331	6	6	LTH
29	lägenhet h132 Havshuset	331	3	5	LTH
30	lägenhet h121 Havshuset	446	6	6	LTH
31	lägenhet 133c Vitruviushuset	447	6	6	LTH
32	lägenhet 131c Vitruviushuset	394	6	6	LTH
33	lägenhet 122c Vitruviushuset	269	6	6	LTH
34	småhus 2 etapp 1	365	6	6	LB-hus
35	småhus 2 etapp 2	365	6	6	LB-hus
36	småhus 2 etapp 3	365	7	7	LB-hus

Tabell 6.b Provtryckning med hisschakt, schakt och trapphus.

fall	provobjekt	area m <sup>2</sup>	antal data undertryck	antal data övertryck	prov- tryckare
2	hisschakt	318	0	3	BSL
8	schakt 1	223	0	1	BSL
9	schakt 2	130	0	1	BSL
15	trapphus 1 med provisorisk tätning	831	12	13	LTH
16	trapphus 1	831	12	12	LTH
17	trapphus 1 öppna dörrar till hissplan	831	12	12	LTH
18	trapphus 2 opåverkade dörrar	573	13	24	LTH
19	trapphus 2 opåverkade dörrar	573	12	12	LTH
20	trapphus 2 utkilade dörrar	573	12	12	LTH
21	trapphus 2 igendragna dörrar	573	12	12	LTH
22	trapphus 2 tätade dörrar	573	12	12	LTH
23	trapphus 3	711	12	12	LTH

Redovisade provtryckningar har utförts av Brandskyddslaget (BSL), LB-hus, LTH och Yxhult AB och varje fall redovisas på en sida och i följd efter fallnummer.

Det finns en hel del provtryckningar av småhus, men det som saknas är provtryckningar av brandceller. En brandcell kan vara ett rum, en lägenhet eller ett helt våningsplan. Det finns också en del schablonsiffror för olika konstruktioners specifika lufttäthet, angivna som relativ hålarea (cm<sup>2</sup>/m<sup>2</sup>).

Många brandtekniska beräkningar bygger på att anta en täthet som är lika med den tillåtna för bostäder eller lokaler, vilket är 0.8 respektive 1.6 l/sm<sup>2</sup> vid en tryckskillnad av 50 Pa och att tryckförlusterna är kvadratiska i flödet.

Kvadratiska tryckförluster för läckage i byggnadsdelar är det mest ogynnsamma fallet, om det primära är att undvika brandgasspridning via ventilationssystemet. Många olika provtryckningar visar att tryckfallet för läckage är en blandning av kvadratisk (turbulent) och linjärt (laminärt) tryckfall. Ett fördubblat brandtryck fördubblar läckflödet i det linjära fallet medan läckflödet i det kvadratiska fallet ökar med en faktor  $2^{0.5} \approx 1.4$ . Höga tryckskillnader kan också påverka olika byggnadsdelar rent mekaniskt varvid lufttätheten ändras med den mekaniska påfrestningen, vilket förändrar ett kvadratisk läckage mot ett mera linjärt dito.

Normal provtryckning bestämmer läckflödet vid 50 Pa vid både över- och undertryck. Högsta absoluta tryckskillnad är oftast bara 60 Pa. Brandgasspridning via ventilationssystemet sker i regel vid något högre brandtryck än 60 Pa. Läckegenskaper är därför av intresse vid högre tryckskillnader än 60 Pa för att kunna bedöma om brandgasspridning kommer att kunna inträffa eller inte. Det redovisas här ett flertal provtryckningar med tryckskillnader flera gånger större än 60 Pa. Alla provtryckningar har omfattat övertryck och endast övertryck i några fall. Några provtryckningar består bara av ett enda mätvärde.

## 6.2 Omslutande yta

Läckaget har räknats om till ett mera storleksberoende värde genom att dividera med den omslutande ytan. Hela den omslutande ytan har använts oberoende om det är ytterväggar, innerväggar, golv eller tak. Ett betongbjälklag som kan vara både golv och tak kan tyckas vara onödigt att ta med, men för att vara konsekvent har hela den omslutande ytan tagits med.

Den omslutande ytan kan delas upp på vertikala ytor, ytterväggar och innerväggar, och horisontella ytor, golv och tak. Den relativa andelen av vertikala och horisontella ytor kan beräknas som följer för ett fall med en lådformad lägenhet med fasadbredden  $f$  m, djupet  $d$  m och höjden  $h$  m.

$$a_v = (2fh+2dh)/(2fh+2fd+2dh) = 1/(1+fd/(f+d)h) \quad (-) \quad (6.1)$$

$$a_h = 2fd/(2fh+2fd+2dh) = 1/(1+(f+d)h/fd) \quad (-) \quad (6.2)$$

Ovanstående uttryck kan förenklas betydligt om fasadbredd  $f$  och lägenhets djup  $d$  sätts lika till  $s$ , vilket efter förenkling ger följande:

$$a_v = 1/(1+s/2h) \quad (-) \quad (6.3)$$

$$a_h = 1/(1+2h/s) \quad (-) \quad (6.4)$$

Om lägenhetens sidmått  $s$  är fyra gånger dess höjd  $h$ , blir den relativa andelen av vertikala och horisontella ytor  $1/3$  respektive  $2/3$ . Detta visar att golv och tak utgör större delen av den omslutande ytan. De vertikala ytorna blir lika stora som de horisontella först när lägenhetens sidmått är lika med dubbla lägenhetshöjden.

En lägenhets fasadyta kan vara ganska liten i förhållande till den omslutande ytan, om lägenheten är genomgående och ligger omgiven av andra lägenheter för övrigt. Den relativa fasadytan för en genomgående lägenhet  $a_{fg}$  och en icke dito  $a_{f\bar{g}}$  ges av:

$$a_{fg} = 2fh/(2fh+2fd+2dh) = 1/(1+d/h+d/f) \quad (-) \quad (6.5)$$

$$a_{f\bar{g}} = fh/(2fh+2fd+2dh) = 1/2(1+d/h+d/f) \quad (-) \quad (6.6)$$

och siffermässigt fås för  $d=4h$  och  $d=f$  att  $a_{fg} = 1/6$  för en genomgående kvadratisk lägenhet. För en kvadratisk icke genomgående lägenhet fås med  $d=2h$   $a_{f\bar{g}} = 1/8$ . Icke genomgående lägenheter är inte lika djupa som genomgående lägenheter på grund av dagsljusbehovet. Siffrorna visar att den relativa fasadytan kan vara mindre än 0.2 för de flesta lägenheter omgivna av andra lägenheter.



### 6.3 Läckflödesmodeller och parameteranpassning

Tre läckflödesmodeller kommer att anpassas till mätdata. Modellerna numreras 1, 2 och 3. Läckflödet anges i sorten l/s, vilket är siffermässigt mer lämpligt än  $m^3/s$  och i de tre modellerna används det specifika läckaget  $l/sm^2$ .

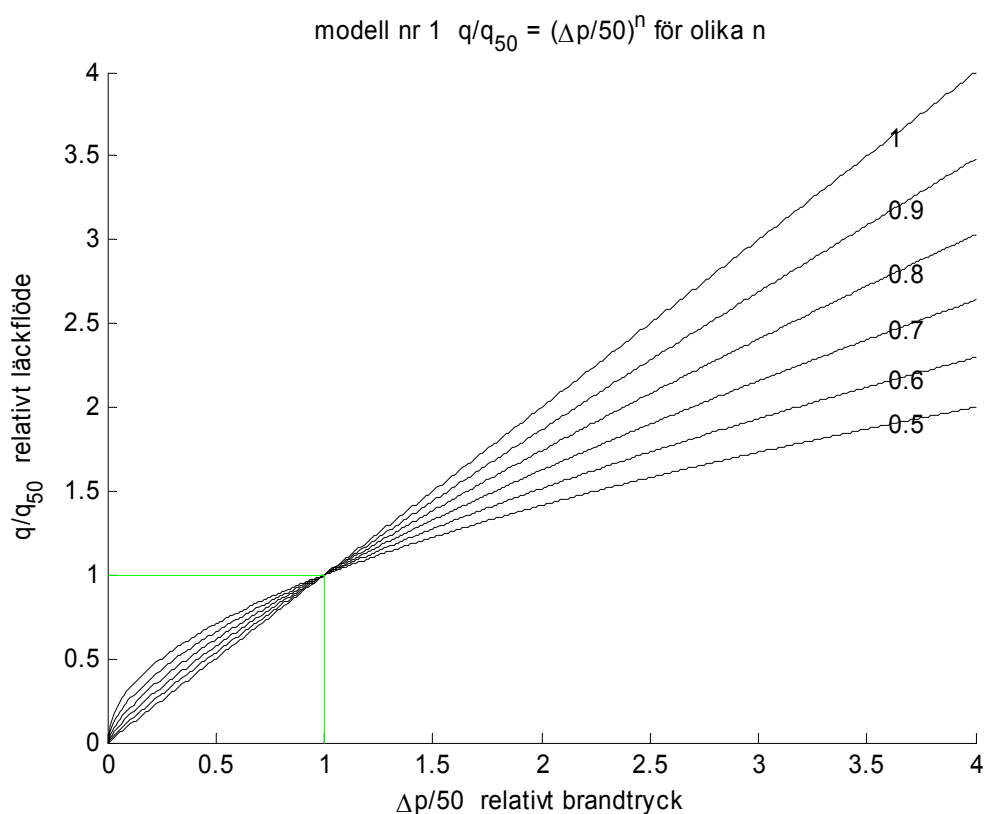
Modell nr 1 är en renodlad anpassningsmodell enligt (6.7) nedan och har ingen direkt fysikalisk motsvarighet mer än att modellparametern  $n$  förväntas ligga i intervallet (0.5,1.0). Dessa två värden motsvaras av att strömningen är turbulent respektive laminär.

$$q = q_{50:1} (\Delta p/50)^n \quad \Delta p > 0 \quad (l/sm^2) \quad (6.7)$$

där

$q$	specifikt läckflöde, $l/sm^2$
$q_{50:1}$	modellparameter, $l/sm^2$
$\Delta p$	tryckskillnad, Pa
$n$	modellparameter, -

Det relativa läckflödet redovisas i Figur 6.a som funktion av det relativa provtrycket nedan.



Figur 6.a Relativt läckflöde som funktion av relativt provtryck enligt (6.7) och olika  $n$ .

Parameteranpassning har skett med direkt funktionsminimering av det kvadratiske felet mellan uttrycket (6.7) och mätdata. Linjär regression kunde också ha använts genom att skriva om (6.7) på formen enligt nedan. Resultatet skall inte bli det samma, men beräkningar visar att skillnaden är ytterst liten. Logaritmeringen av mätdata innebär att stora siffervärden har mindre betydelse för parameteranpassningen.

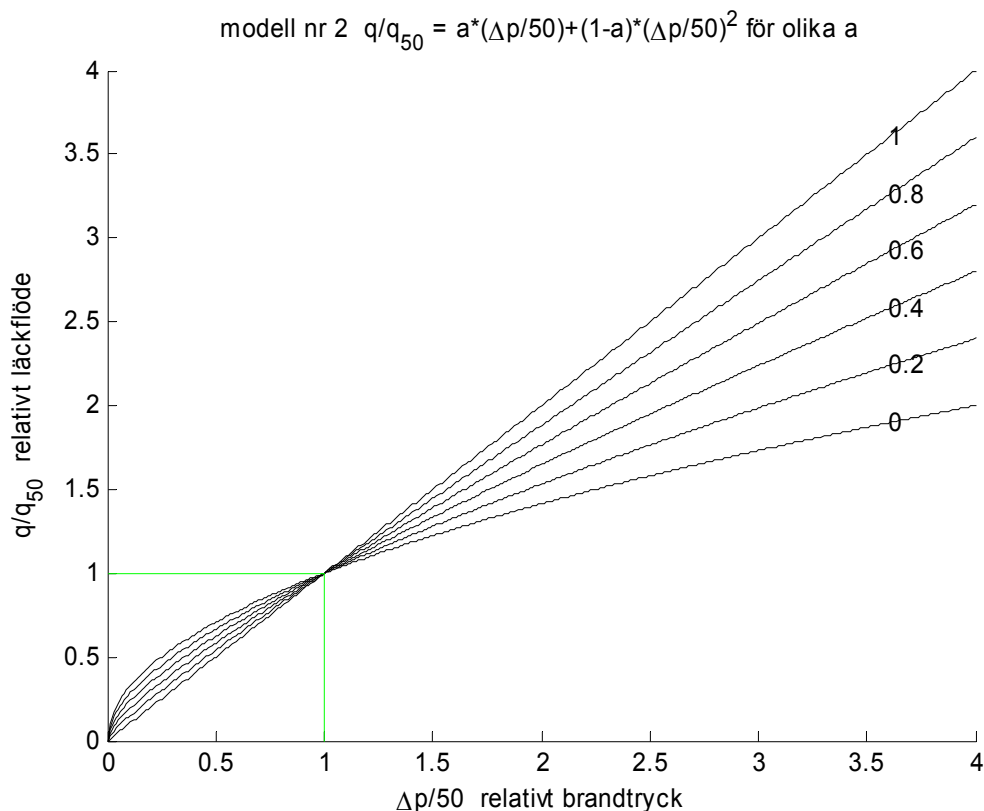
$$\ln(q) = \ln(q_{50:1}) + n \ln(\Delta p/50) \quad (1/\text{sm}^2)$$

Resultatet för modell 1 beskrivs för att anpassningar med tre siffervärden, nämligen  $n$ ,  $q_{50:1}$  och rotmedelkvadratfelet för läckflödet  $q_{rms:1}$ .

Modell nr 2 beskriver läckflödet med två parallella läckor med olika egenskaper. Den ena läckan har laminära tryckförluster och den andra läckan har turbulenta tryckförluster. Sambandet mellan läckflöde och tryckskillnad ges av (6.8). Notera att modellparameterarna  $a$  och  $b$  förutsätts vara positiva. Om modellparameteren  $a < 0$ , utgår den första termen i (6.8) och anpassning sker med endast det turbulenta läckaget. Om modellparameteren  $b < 0$ , utgår den andra termen i (6.8) och anpassning sker med endast det laminära läckaget.

$$q = a \Delta p + b \Delta p^{0.5} \quad \Delta p > 0 \quad (1/\text{sm}^2) \quad (6.8)$$

Det relativa läckflödet redovisas i Figur 6.b som funktion av det relativa provtrycket nedan.



Figur 6.b Relativt läckflöde som funktion av relativt provtryck enligt (6.8) och olika  $a$ .

Det specifika läckaget  $q_{50:2}$  beräknas för tryckskillnaden 50 Pa med (6.8) enligt (6.9).

$$q_{50:2} = a \cdot 50 + b \cdot 50^{0.5} \quad (\text{l/sm}^2) \quad (6.9)$$

Hur stor andel av läckflödet som är laminärt vid tryckskillnaden 50 Pa anges av parametern  $a_{lq}$  beräknas enligt (6.10) nedan.

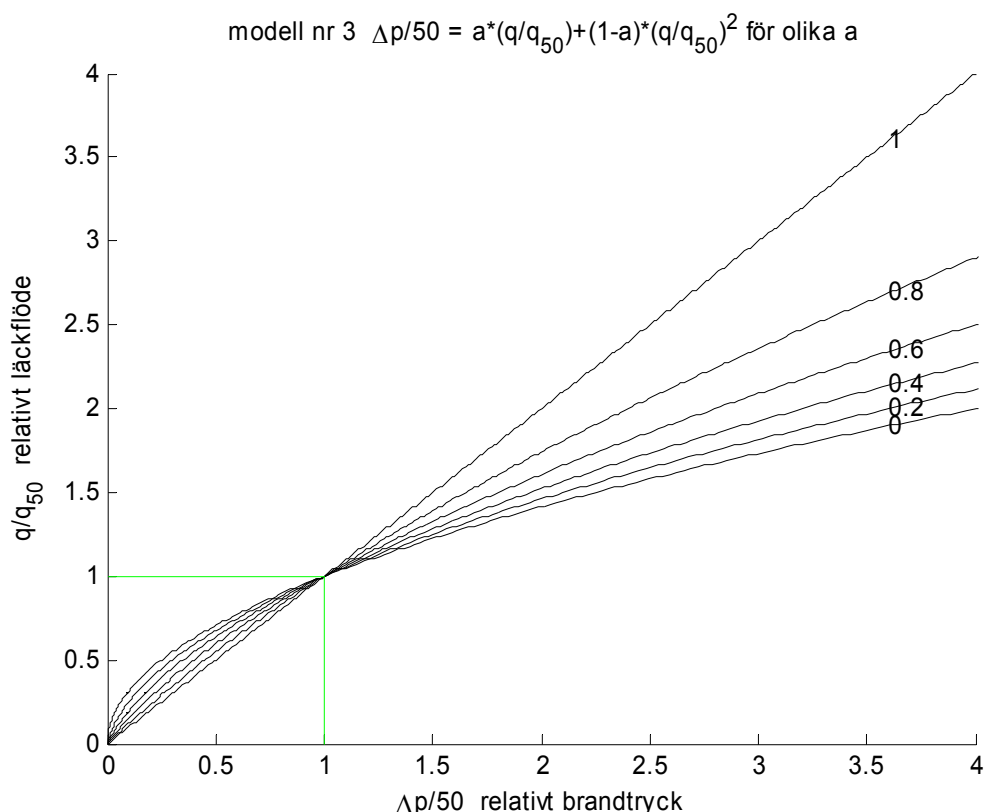
$$a_{lq} = a \cdot 50 / q_{50:2} \quad (-) \quad (6.10)$$

Resultat för modell 2 beskrivs med  $a_{lq}$ ,  $q_{50:2}$  och rotmedelkvadratfelet för läckflödet  $q_{rms:2}$ .

Modell nr 3 beskriver läckagets tryckskillnad som en seriekoppling av en laminär tryckförlust och en turbulent tryckförlust. Sambandet mellan läckflöde och tryckskillnad ges av (6.11). Notera att modellparametererna  $a$  och  $b$  förutsätts vara positiva. Om modellparametern  $a < 0$ , utgår den första termen i (6.11) och anpassning sker med endast det turbulenta läckaget. Om modellparametern  $b < 0$ , utgår den andra termen i (6.11) och anpassning sker med endast det laminära läckaget.

$$\Delta p = a q + b q^2 \quad q > 0 \quad (\text{Pa}) \quad (6.11)$$

Det relativa läckflödet redovisas i Figur 6.c som funktion av det relativa provtrycket nedan.



Figur 6.c Relativt läckflöde som funktion av relativt provtryck enligt (6.11) och olika  $a$ .

Det specifika läckaget  $q_{50:3}$  beräknas för tryckskillnaden 50 Pa enligt (6.11) med (6.12) nedan.

$$50 = a q_{50:3} + b q_{50:3}^2 \quad q_{50:3} > 0 \quad (\text{Pa}) \quad (6.12)$$

Hur stor andel av tryckförlusten som är laminär vid tryckskillnaden 50 Pa anges av parametern  $a_{l\Delta p}$  beräknas enligt (6.13) nedan.

$$a_{l\Delta p} = a q_{50:2}/50 \quad (-) \quad (6.13)$$

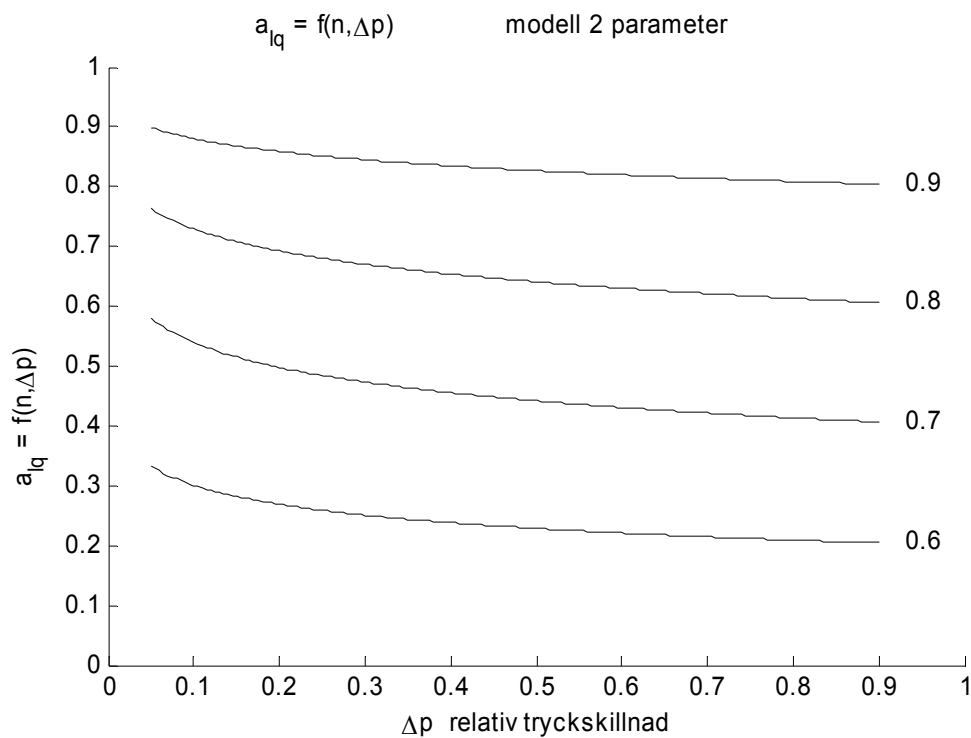
Resultatet för modell 3 beskrivs med  $a_{l\Delta p}$ ,  $q_{50:3}$  och rotmedelkvadratfelet för läckflödet  $q_{rms:3}$ . Notera modellen (6.11) är en modell för tryckskillnaden, men felet i läckflödet har beräknats fram med givna tryckskillnader. Ett modellerat läckflöde har beräknats med (6.11) och givna uppmätta tryckskillnader.

Sambandet mellan relativt läckflöde och relativt provtryck redovisas för de tre modellerna 1-3 i Figur 6.a-c. Likheterna är stora. Det går alltid att anpassa en modell till en annan modells typkurva med förhållandevis små fel. Det som bestämmer hur bra eller dålig anpassningen blir bestäms främst av kvoten mellan största och minsta provtryck absolut sett. En stor provtryckskvot ökar skillnaden mellan laminära och turbulenta tryckförluster. Hur de enskilda provtrycken fördelar sig inom provtrycksintervallet har givetvis också betydelse.

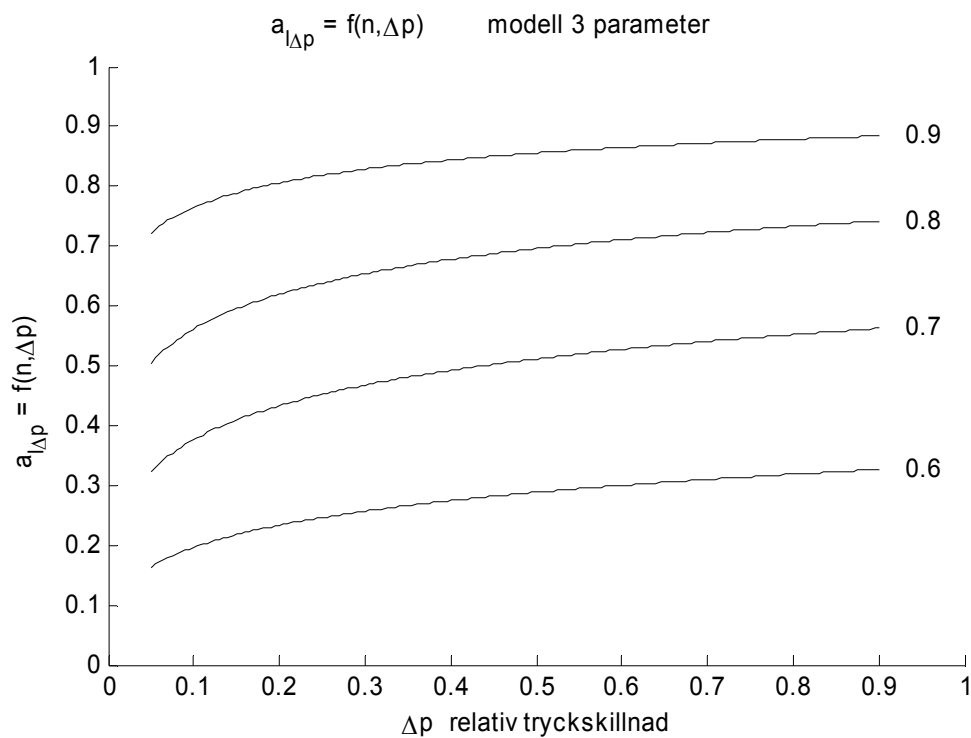
En enkel analys av hur väl modell 2 och 3 kan anpassas till modell 1 har genomförts för ett normerat fall med  $q=\Delta p^n$  med samma tryck. och flödesintervall (0,1). Modell 2 och 3 bestäms så att de sammanfaller med modell 1 för tryckskillnaden 0,  $\Delta p$  och 1. Dessa krav bestämmer modellparametrarna  $a_{lq}$  för modell 2 och  $a_{l\Delta p}$  för modell 3, vilket redovisas i Figur 6.d respektive Figur 6.e. Kurvorna visar att de två modellparametrarna varierar något med tryckskillnaden  $\Delta p$  kring en nivå som bestäms av parametern  $n$  för modell 1.

Det största absoluta felet mellan modell 1 och 2 och mellan modell 1 och 3 redovisas på samma sätt för olika tryckskillnader  $\Delta p$  och parametrar  $n$  i Figur 6.f respektive 6.g. Kurvorna visar som väntat att det finns ett värde på tryckskillnaden  $\Delta p$  som ger det minsta absoluta felet. Alla de tre modellerna överensstämmer för tryckskillnaden 0 och 1. Den tredje gemensamma punkten bör inte ligga för när dessa två punkter utan kan här anges som omkring 0.25.

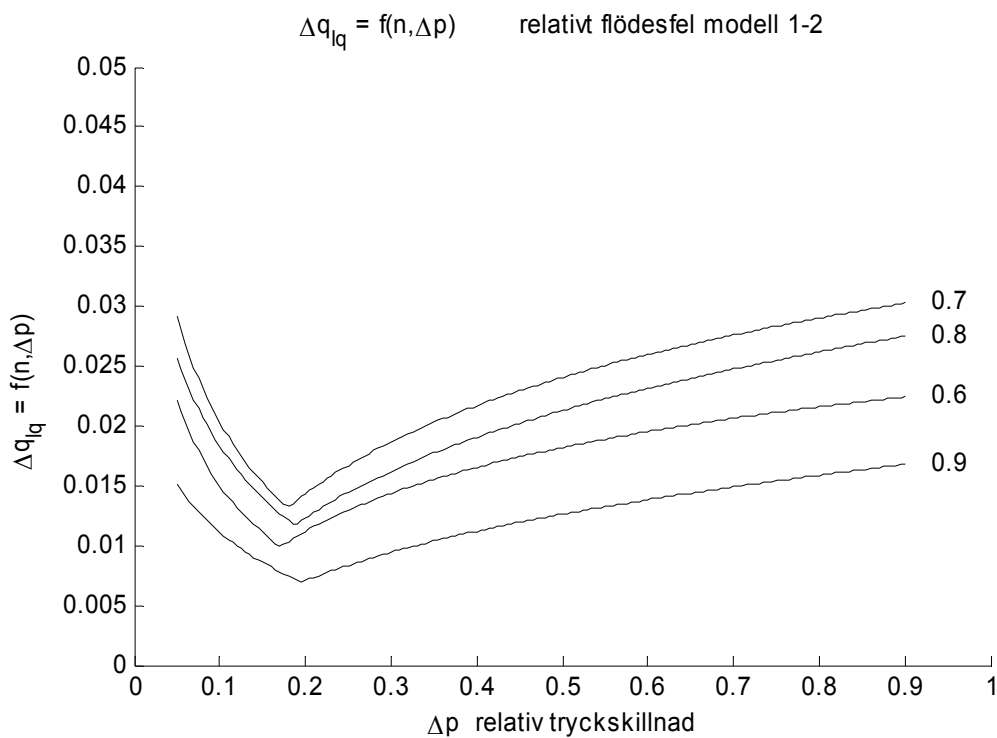
Kurvorna i Figur 6.f visar också felet är som störst för  $n=0.7$  för modell 2 och i stort sett också för modell 3 i Figur 6.g. Detta beror på att både modell 2 och 3 kan beskriva modell 1 exakt för  $n=0.5$  och  $n=1$  och där emellan kommer det att finnas skillnader mellan modellerna.



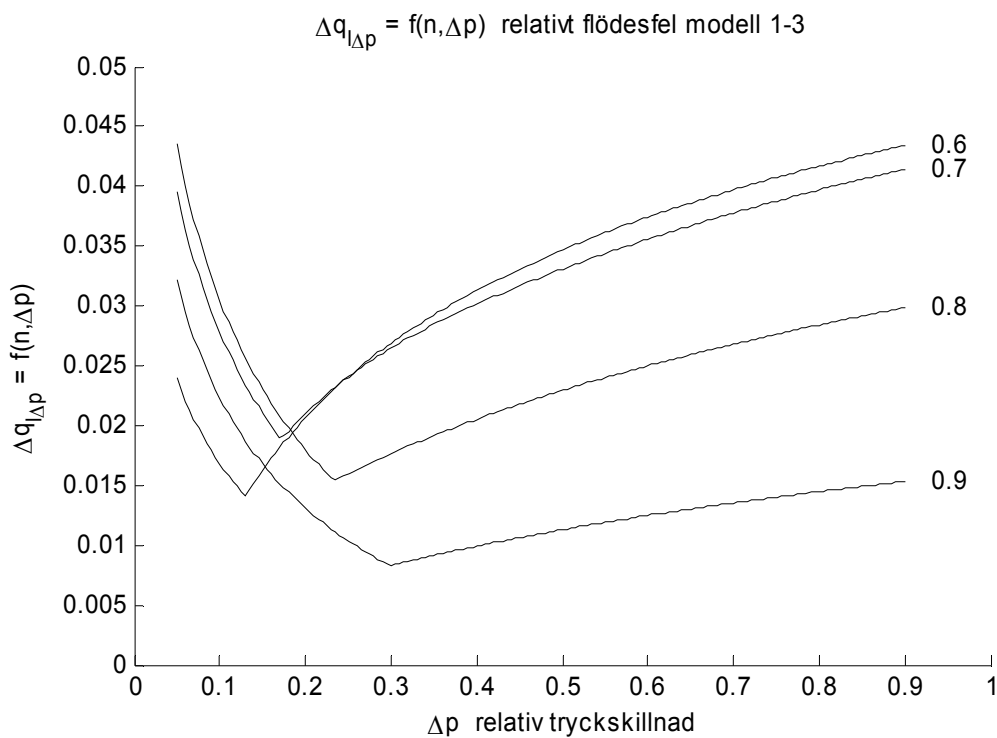
Figur 6.d Modellparameter  $a_{lq}$  som funktion av tryckskillnad  $\Delta p$  och  $n$ .



Figur 6.e Modellparameter  $a_{l\Delta p}$  som funktion av tryckskillnad  $\Delta p$  och  $n$ .



Figur 6.f Största flödesfel för modell 1-2 som funktion av tryckskillnad  $\Delta p$  och  $n$ .



Figur 6.g Största flödesfel för modell 1-3 som funktion av tryckskillnad  $\Delta p$  och  $n$ .

De tre modellanpassningarna har för varje fall tillämpats på alla mätdata oberoende om över- eller undertryck, delfall 1, på mätdata med övertryck, delfall 2, och på mätdata med undertryck, delfall 3. Trycket definieras utifrån den provade lokalen och vid övertryck är trycket i lokalen högre än i omgivningen. Samtliga provtryckningar har omfattat övertryck. Notera också att antalet mätdata varierar från endast ett till upptill trettiosju.

Samtliga modellanpassningar med undantag för fall 6-10 redovisas med nio siffervärden i nämnda följd, tre typiska modellparametrar  $n$ ,  $a_{lq}$  och  $a_{l\Delta p}$ , tre specifika läckage vid 50 Pa  $q_{50:1}$ ,  $q_{50:2}$  och  $q_{50:3}$  och tre rotmedelkvadratfel för läckflödet  $q_{rms:1}$ ,  $q_{rms:2}$  och  $q_{rms:3}$ .

Fall 6-10 har endast ett mätvärde eller mätdatapar och någon anpassning till modellerna 1-3 är inte möjlig. Det specifika läckaget redovisas för dessa fall beräknat med för modellen (6.7) med antagande om endast laminära tryckförluster  $n=1$  som  $q_{50:n=1}$  och med antagande om endast turbulenta tryckförluster  $n=0.5$  som  $q_{50:n=0.5}$ .

De tre modeller som använts har alla två parametrar som anpassas till mätdata. Detta har skett för en del fall med endast tre mätvärden, vilket knappast ger säkra skattningar av modellparametrarna.

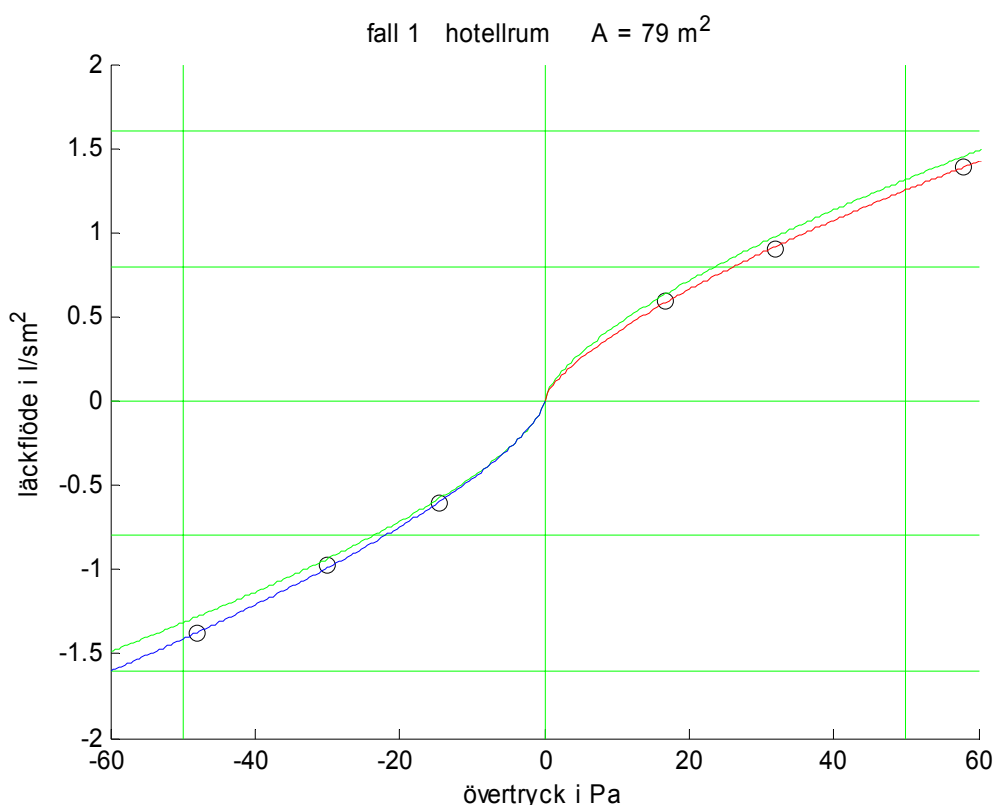
Alla de tre modellerna är symmetriska för övertryck och undertryck. Detta medför att för både tryckskillnaden och läckflödet är lika med noll. Termiska tryckskillnader mellan inne och ute och inte helt bortkopplad ventilation kan resultera i att ingen mättryckskillnad har ett läckflöde skilt från noll eller omvänt att inget läckflöde fås en mättryckskillnad skild från noll.

## 6.4 Fall 1 hotellrum

Provtryckning har utförts av Brandskyddslaget (2003) med både över- och undertryck. Hotellrummets hela omslutande yta är beräknad till 79 m<sup>2</sup>. Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.1 och i Figur 6.1 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är omkring 1.3 l/sm<sup>2</sup>, vilket ligger mellan BBR's värden för bostäder (0.8) och lokaler (1.6). Kurvorna i Figur 6.1 och siffrorna i Tabell 6.1 visar också att tätheten är bättre vid övertryck, delfall 2, än vid undertryck, delfall 3. Delfall 1 med både över- och undertryck blir en kompromiss mellan de två delfallen 2 med övertryck och delfall 3 med undertryck. Modellparametern  $n$  är avrundad 0.7, vilket visar på att tryckförluster är en blandning av turbulenta dito 0.5 och laminära dito 1.0.

Tabell 6.1 Resultat av modellanpassning med provtryckningsdata

fall	data	n	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:3}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:3}$ l/sm <sup>2</sup>
1:1	6	0.6673	0.3832	0.4977	1.3158	1.3146	1.3303	0.0613	0.0623	0.0627
1:2	3	0.6967	0.4399	0.5145	1.2525	1.2493	1.2581	0.0076	0.0029	0.0150
1:3	3	0.6951	0.4597	0.4904	1.4124	1.4173	1.4116	0.0115	0.0069	0.0189



Figur 6.1 Provtryckningsdata och delmodeller för fall 1 hotellrum.

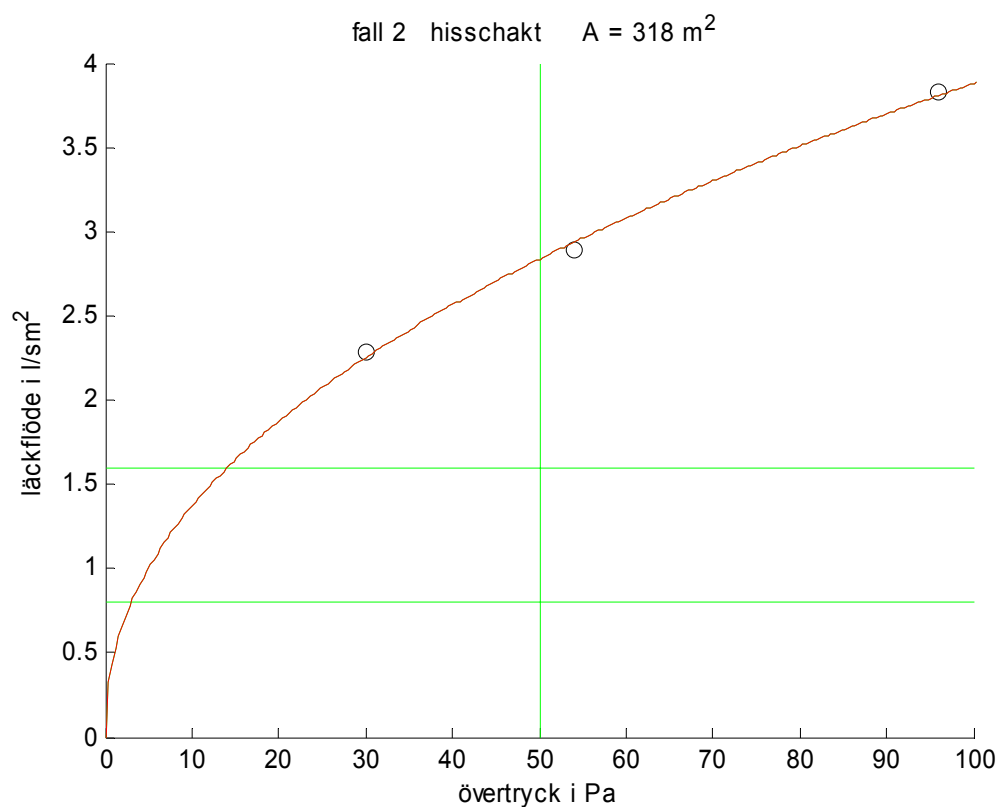


## 6.5 Fall 2 hisschakt

Provtryckning har utförts av Brandskyddslaget (2004a) med enbart övertryck. Hisschaktets omslutande yta är beräknad till 318 m<sup>2</sup>. Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.2 och i Figur 6.2 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är omkring 2.8 l/sm<sup>2</sup>, vilket ligger över BBR's värden för bostäder (0.8) och lokaler (1.6). Större del av läckage kommer från hissörrarna av skjuttyp. Antalet trycksatta och läckande hissörrar är fem. Modellparametern  $n$  är under 0.5, vilket visar på att tryckförluster är turbulenta.

Tabell 6.2 Resultat av modellanpassning med provtrykningsdata

fall	data	n	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:3}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:3}$ l/sm <sup>2</sup>
2:2	3	0.4514	0	0	2.8360	2.7975	2.7798	0.0312	0.0724	0.0749



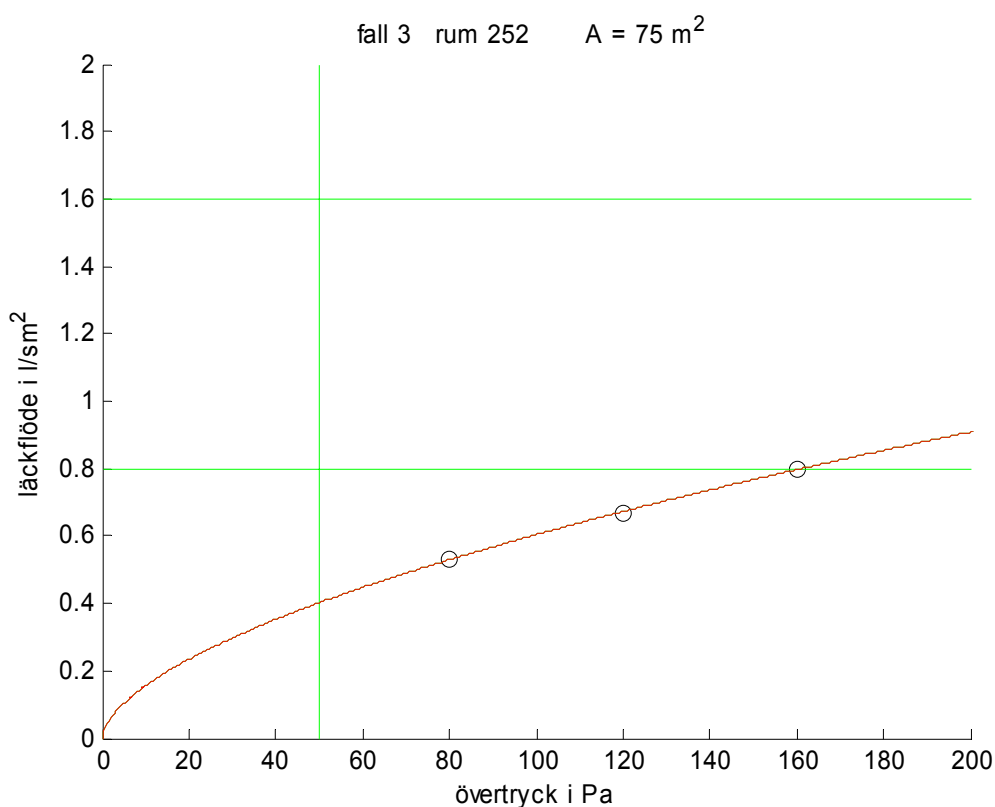
Figur 6.2 Provtrykningsdata och delmodell för fall 2 hisschakt.

## 6.6 Fall 3 rum 252

Provtryckning har utförts av Brandskyddslaget (1998) med enbart övertryck. Rummets omslutande yta är beräknad till  $75 \text{ m}^2$ . Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.3 och i Figur 6.3 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är avrundat  $0.4 \text{ l/sm}^2$ , vilket är lägre än BBR's värden för bostäder (0.8). Modellparametern  $n$  är avrundad 0.6, vilket visar på att tryckförluster är mer turbulenta än laminära.

Tabell 6.3 Resultat av modellanpassning med provtryckningsdata

fall	data	n	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:3}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:3}$ l/sm <sup>2</sup>
3:2	3	0.5882	0.1247	0.4351	0.4020	0.4059	0.3936	0.0044	0.0037	0.0053



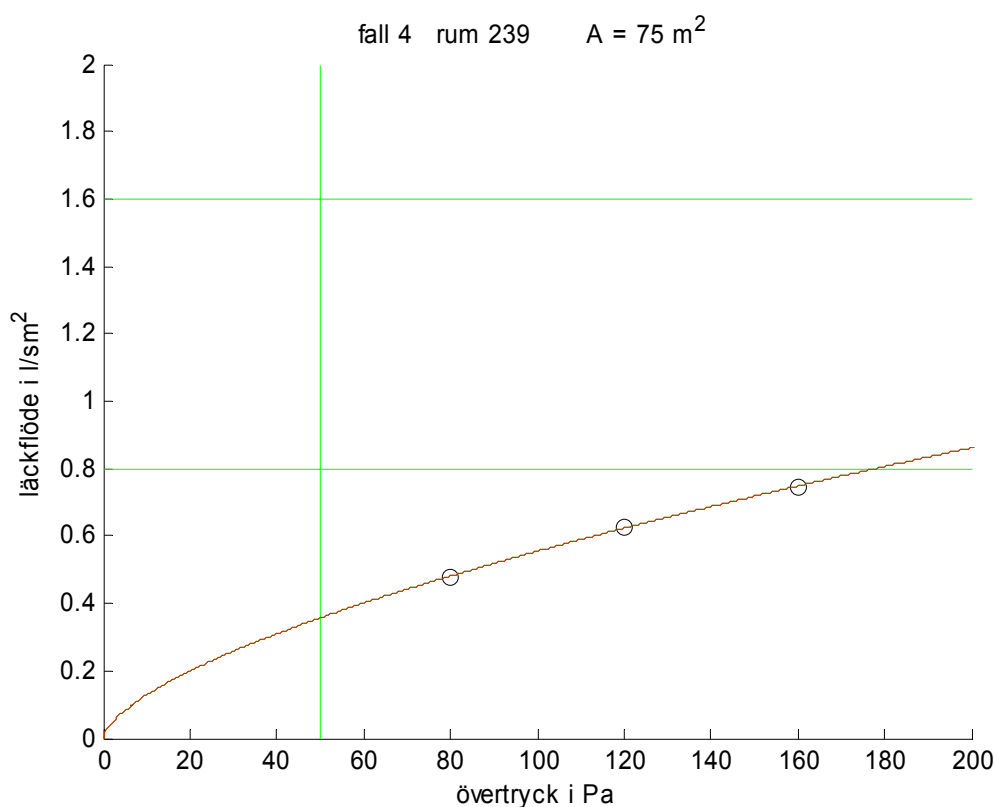
Figur 6.3 Provtryckningsdata och delmodell för fall 3 rum 252.

## 6.7 Fall 4 rum 239

Provtryckning har utförts av Brandskyddslaget (1998) med enbart övertryck. Rummets omslutande yta är beräknad till  $75 \text{ m}^2$ . Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.4 och i Figur 6.4 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är avrundat  $0.4 \text{ l/sm}^2$ , vilket ligger under BBR's värde för bostäder (0.8). Modellparametern  $n$  är avrundat 0.6, vilket visar på att tryckförluster är mer turbulenta än laminära.

Tabell 6.4 Resultat av modellenpassning med provtryckningsdata

fall	data	n	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:3}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:3}$ l/sm <sup>2</sup>
4:2	3	0.6352	0.1953	0.5584	0.3574	0.3627	0.3504	0.0024	0.0032	0.0013



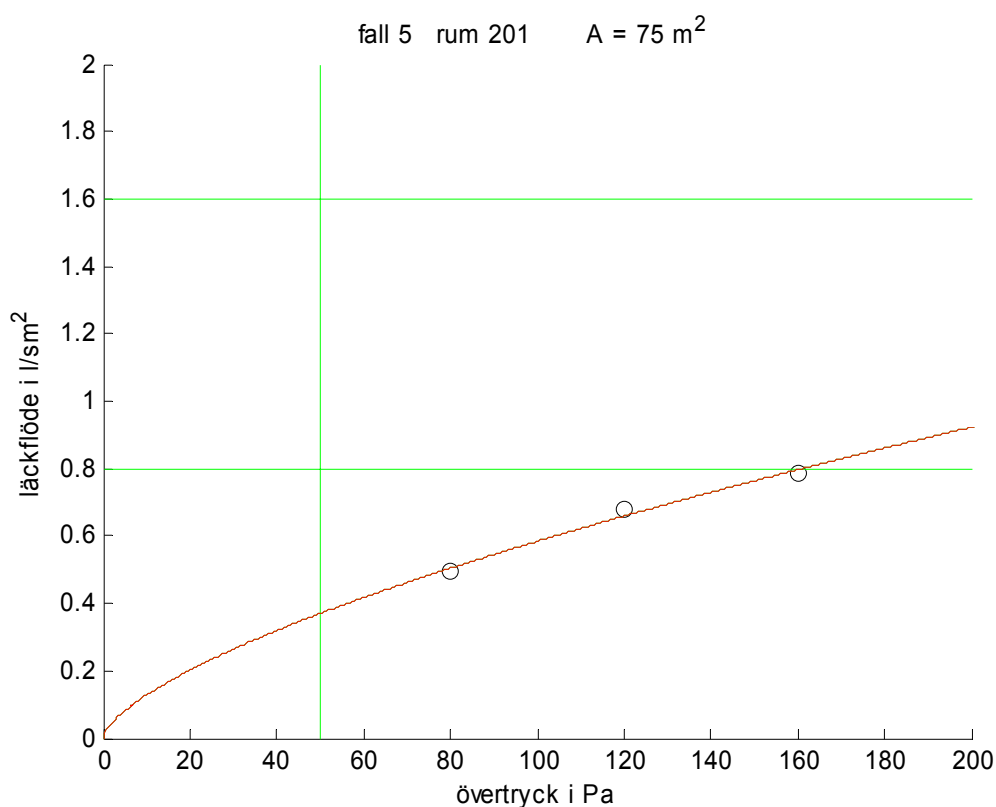
Figur 6.4 Provtryckningsdata och delmodell för fall 4 rum 239.

## 6.8 Fall 5 rum 201

Provtryckning har utförts av Brandskyddslaget (1998) med enbart övertryck. Rummets omslutande yta är beräknad till  $75 \text{ m}^2$ . Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.5 och i Figur 6.5 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är avrundat  $0.4 \text{ l/sm}^2$ , vilket ligger under BBR's värde för bostäder (0.8). Modellparametern  $n$  är avrundat 0.7, vilket visar på att tryckförluster är en blandning av turbulenta dito 0.5 och laminära dito 1.0.

Tabell 6.5 Resultat av modellenpassning med provtryckningsdata

fall	data	n	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:3}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:3}$ l/sm <sup>2</sup>
5:2	3	0.6589	0.2318	0.6150	0.3702	0.3767	0.3629	0.0149	0.0158	0.0136



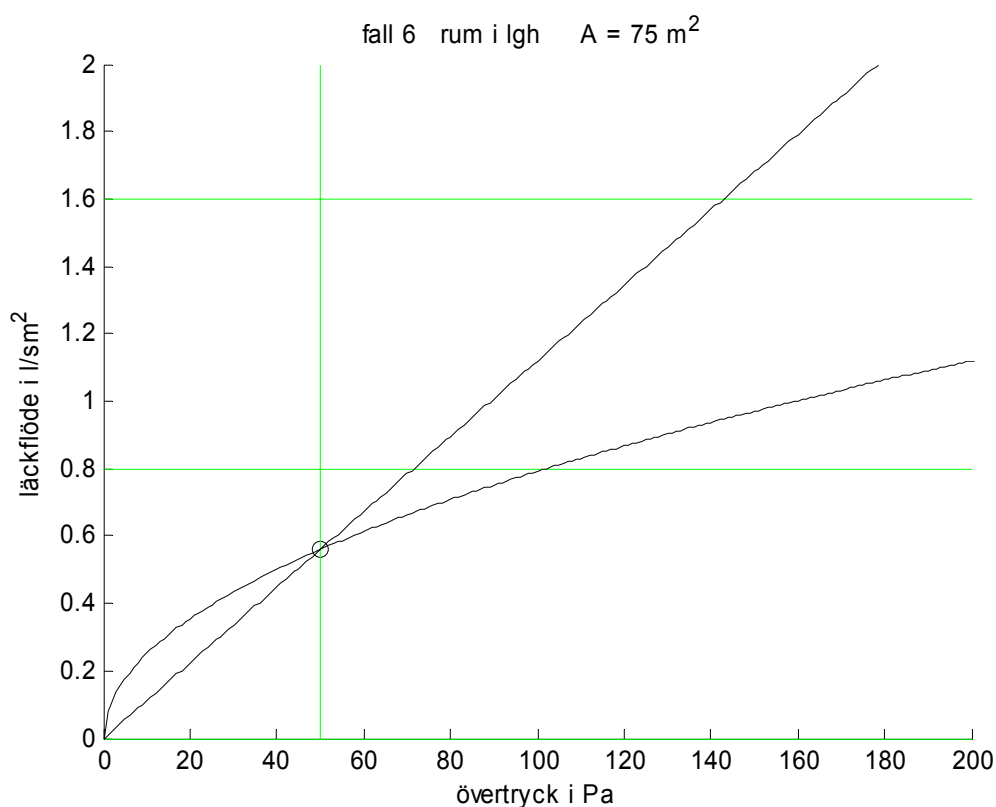
Figur 6.5 Provtryckningsdata och delmodell för fall 5 rum 201.

## 6.9 Fall 6 rum i lägenhet

Provtryckning har utförts av Brandskyddslaget (1996) med enbart övertryck. Rummets omslutande yta är beräknad till  $75 \text{ m}^2$ . Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.6 och i Figur 6.6 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är avrundat  $0.6 \text{ l/sm}^2$  för både den linjära och den kvadratiske modellen eftersom provtrycket var  $50 \text{ Pa}$ . Läcket ligger under BBR's värde för bostäder ( $0.8$ ).

Tabell 6.6 Beräknat specifikt läckage

fall	data	$q_{50;n=1}$ $\text{l/sm}^2$	$q_{50;n=0.5}$ $\text{l/sm}^2$
6:2	1	0.5600	0.5600



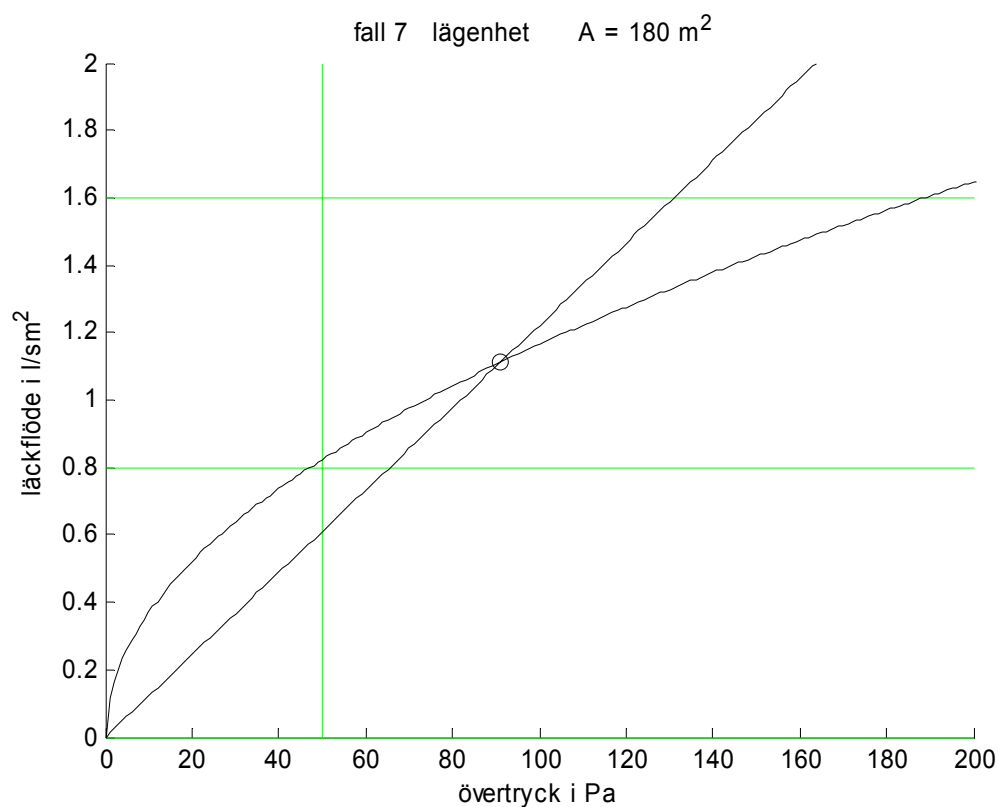
Figur 6.6 Provtryckningsdata och delmodell för fall 6 rum i lägenhet.

## 6.10 Fall 7 lägenhet

Provtryckning har utförts av Brandskyddslaget (1996) med enbart övertryck. Lägenhetens omslutande yta är beräknad till 180 m<sup>2</sup>. Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.7 och i Figur 6.7 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är avrundat 0.6 l/sm<sup>2</sup> för den linjära modellen och 0.8 l/sm<sup>2</sup> för den kvadratiske modellen. Det ena värdet ligger under och det andra är lika med BBR's värde för bostäder (0.8).

Tabell 6.7 Beräknat specifikt läckage

fall	data	$q_{50:n=1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:n=0.5}$ l/sm <sup>2</sup>
7:2	1	0.6105	0.8236



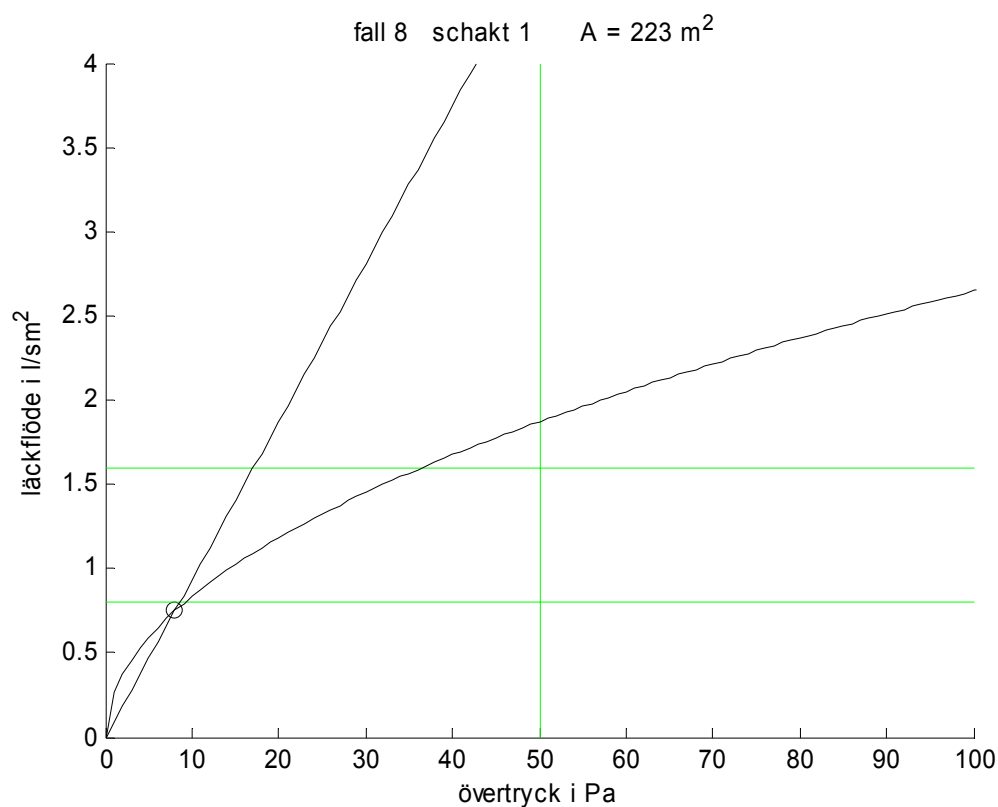
Figur 6.7 Provtryckningsdata och delmodell för fall 7 lägenhet.

## 6.11 Fall 8 schakt 1

Provtryckning har utförts av Brandskyddslaget (1997) med enbart övertryck. Schaktets omslutande yta är beräknad till 223 m<sup>2</sup>. Halva schaktväggytan består av oputsade lecablock och andra halvan täcks av gipsskivor. Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.8 och i Figur 6.8 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är avrundat 4.7 l/sm<sup>2</sup> för linjär modell och 1.9 l/sm<sup>2</sup> för kvadratisk modell, vilka ligger över BBR's värden för lokaler (1.6).

Tabell 6.8 Beräknat specifikt läckage

fall	data	$q_{50:n=1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:n=0.5}$ l/sm <sup>2</sup>
8:2	1	4.6805	1.8722



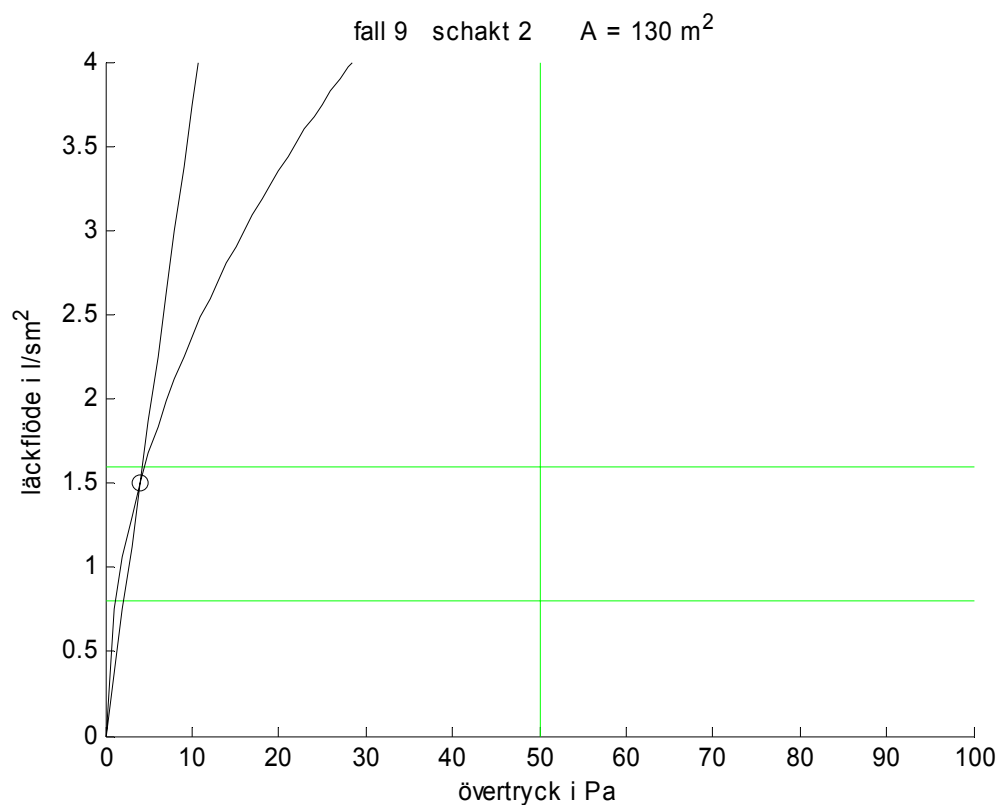
Figur 6.8 Provtryckningsdata och delmodell för fall 8 schakt 1.

## 6.12 Fall 9 schakt 2

Provtryckning har utförts av Brandskyddslaget (1997) med enbart övertryck. Schaktets omslutande yta är beräknad till 130 m<sup>2</sup>. Schaktväggarna består av betong, lecablock och gipsskivor och ytorna förhåller sig som 1:1:8. Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.9 och i Figur 6.9 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är avrundat 18.7 l/sm<sup>2</sup> för den linjära modellen och 5.3 l/sm<sup>2</sup> för den kvadratiske modellen, vilket ligger över BBR's värden för lokaler (1.6).

Tabell 6.9 Beräknat specifikt läckage

fall	data	$q_{50:n=1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:n=0.5}$ l/sm <sup>2</sup>
9:2	1	18.7500	5.3033



Figur 6.9 Provtryckningsdata och delmodell för fall 9 schakt 2.

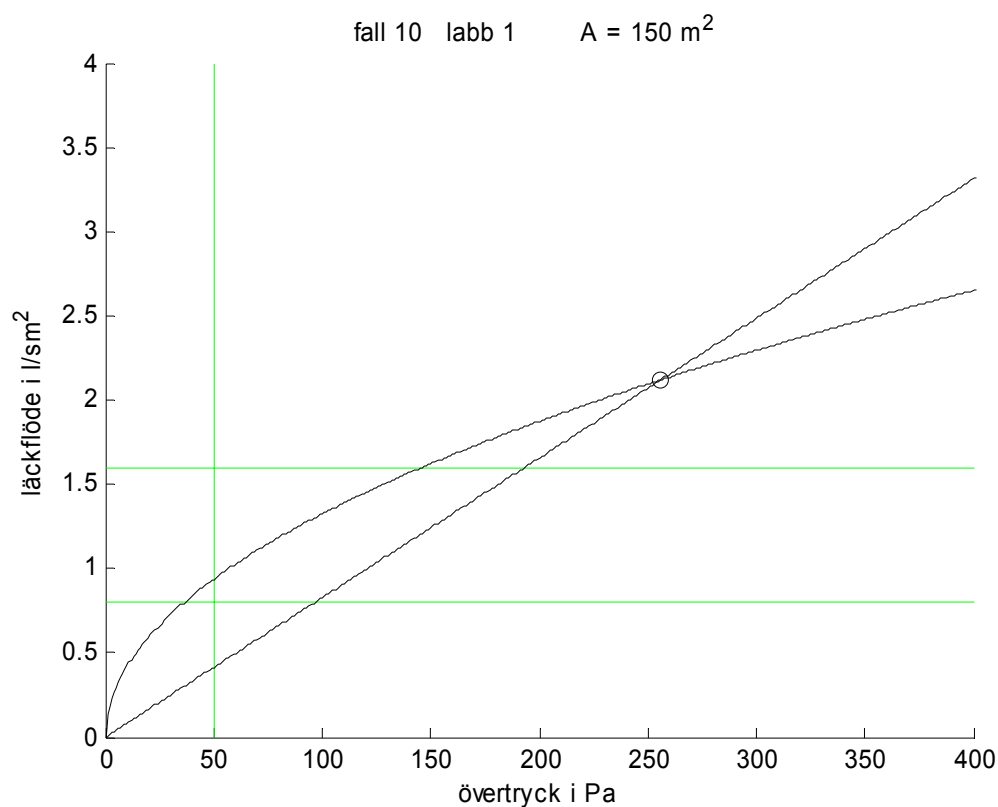


## 6.13 Fall 10 laboratorium 1

Provtryckning har utförts av Brandskyddslaget (2004b) med enbart övertryck. Lokalens omslutande yta är beräknad till 150 m<sup>2</sup>. Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.10 och i Figur 6.10 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är avrundat 0.4 l/sm<sup>2</sup> för den linjära modellen och 0.9 l/sm<sup>2</sup> för den kvadratiska modellen, vilka ligger under BBR's värde för lokaler (1.6).

Tabell 6.10 Beräknat specifikt läckage

fall	data	$q_{50:n=1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:n=0.5}$ l/sm <sup>2</sup>
10:2	1	0.4141	0.9369



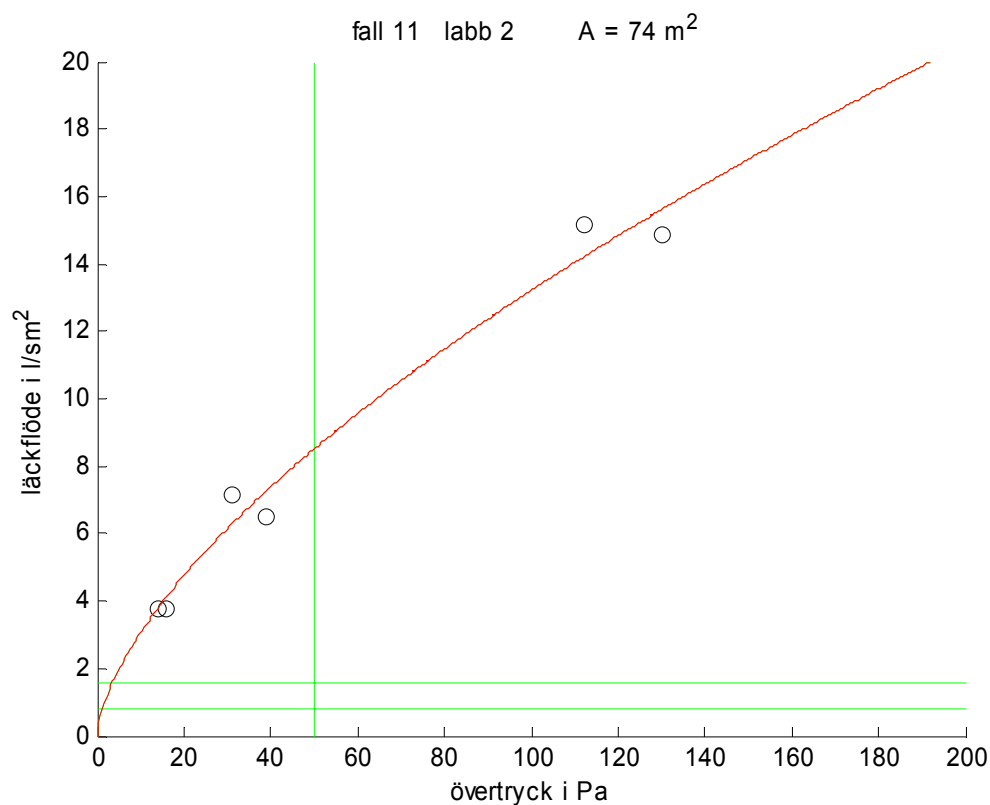
Figur 6.10 Provtryckningsdata och delmodell för fall 10 laboratorium 1.

## 6.14 Fall 11 laboratorium 2

Provtryckning har utförts av Brandskyddslaget (2004c) med enbart övertryck. Lokalens omslutande yta är beräknad till  $74 \text{ m}^2$ . Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.11 och i Figur 6.11 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är omkring  $8.5 \text{ l/sm}^2$ , vilket ligger långt över BBR's värden för lokaler (1.6). En förklaring till det stora läckaget är att lokalen har ett undertak, vilket troligen döljer stora otätheter. Modellparametern  $n$  är avrundat 0.6, vilket visar på att tryckförluster är en blandning av turbulenta dito 0.5 och laminära dito 1.0.

Tabell 6.11 Resultat av modellanpassning med provtryckningsdata

fall	data	$n$	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ $\text{l/sm}^2$	$q_{50:2}$ $\text{l/sm}^2$	$q_{50:3}$ $\text{l/sm}^2$	$q_{\text{rms}:1}$ $\text{l/sm}^2$	$q_{\text{rms}:2}$ $\text{l/sm}^2$	$q_{\text{rms}:3}$ $\text{l/sm}^2$
11:2	6	0.6347	0.2570	0.4662	8.5145	8.3898	8.6526	0.6918	0.7147	0.6836



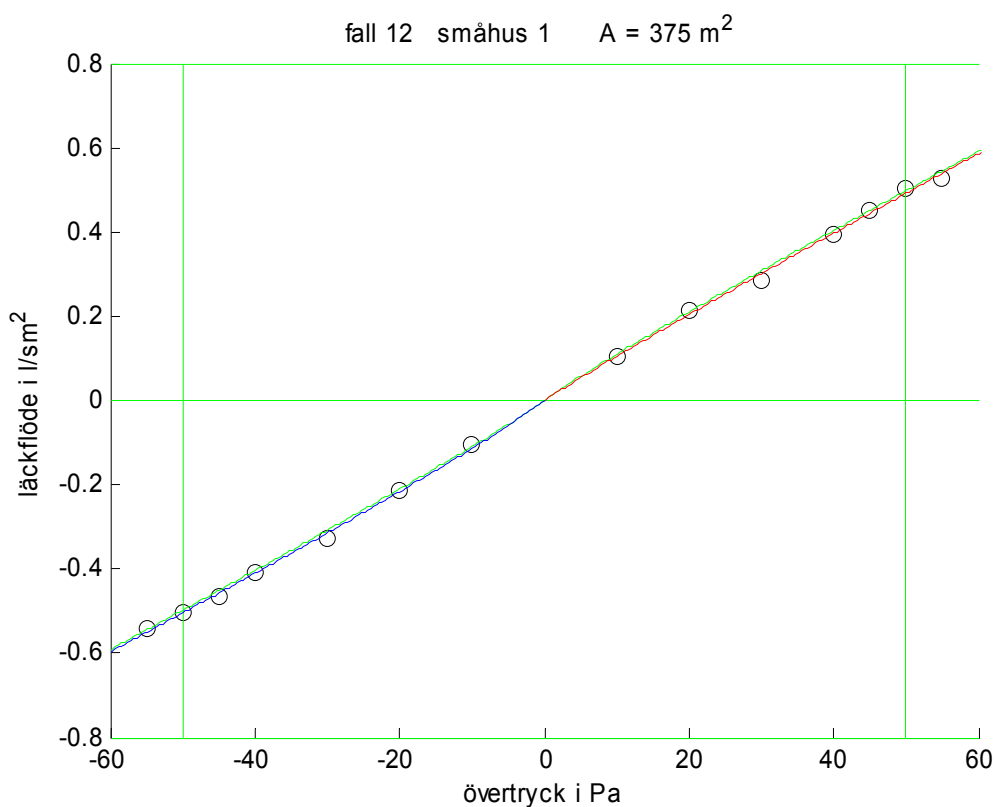
Figur 6.11 Provtryckningsdata och delmodell för fall 11 laboratorium 2.

## 6.15 Fall 12 småhus 1

Provtryckning har utförts för Yxhult AB (2001) med både över- och undertryck. Småhusets omslutande yta är beräknad till 375 m<sup>2</sup>. Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.12 och i Figur 6.12 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är omkring 0.5 l/sm<sup>2</sup>, vilket ligger under BBR's värde för bostäder (0.8). Kurvorna i Figur 6.12 och siffrorna i Tabell 6.12 visar också att tätheten är den samma vid övertryck som vid undertryck. Modellparametern  $n$  är omkring 0.95, vilket visar på att tryckförluster är nästan enbart laminära.

Tabell 6.12 Resultat av modellanpassning med provtryckningsdata

fall	data	$n$	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:3}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:3}$ l/sm <sup>2</sup>
12:1	14	0.9414	0.9129	0.9167	0.4980	0.4984	0.4984	0.0107	0.0110	0.0104
12:2	7	0.9612	0.9393	0.9562	0.4920	0.4921	0.4928	0.0099	0.0099	0.0100
12:3	7	0.9229	0.8871	0.8674	0.5040	0.5046	0.5033	0.0076	0.0084	0.0062



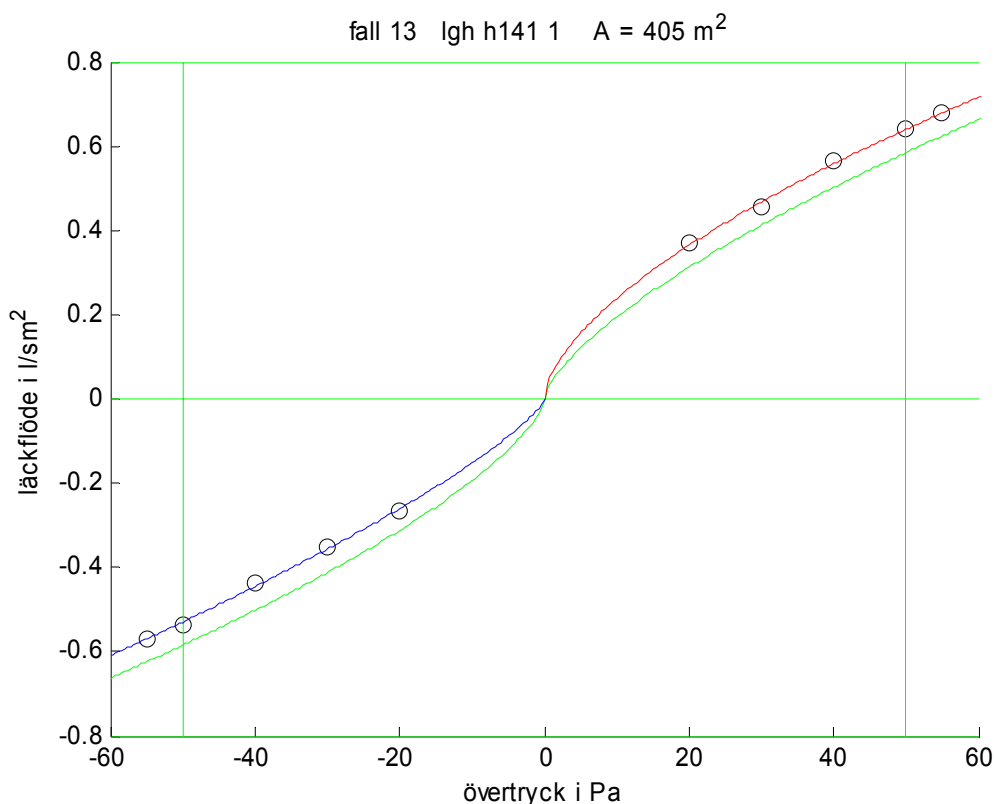
Figur 6.12 Provtryckningsdata och delmodeller för fall 12 småhus 1.

## 6.16 Fall 13 lägenhet h141

Provtryckning har utförts med både över- och undertryck som en del i ett examensarbete av Mikael Carlsson (2004). Omslutande yta är beräknad till 405 m<sup>2</sup>. Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.13 och i Figur 6.13 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är omkring 0.6 l/sm<sup>2</sup>, vilket ligger under BBR's värde för bostäder. Kurvorna i Figur 6.13 och siffrorna i Tabell 6.13 visar också att tätheten är sämre vid övertryck, delfall 2, och bättre vid undertryck, delfall 3. Delfall 1 med både över- och undertryck blir en kompromiss mellan de två delfallen 2 med övertryck och delfall 3 med undertryck. Modellparametern  $n$  är avrundat 0.7, vilket visar på att tryckförluster är en blandning av turbulenta dito 0.5 och laminära dito 1.0.

Tabell 6.13 Resultat av modellanpassning med provtryckningsdata

fall	data	n	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:3}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:3}$ l/sm <sup>2</sup>
13:1	10	0.6845	0.4103	0.8375	0.5848	0.5847	0.6088	0.0549	0.0549	0.0625
13:2	5	0.6144	0.2612	0.3357	0.6399	0.6399	0.6406	0.0059	0.0056	0.0068
13:3	5	0.7746	0.5905	0.6743	0.5296	0.5295	0.5307	0.0057	0.0048	0.0074



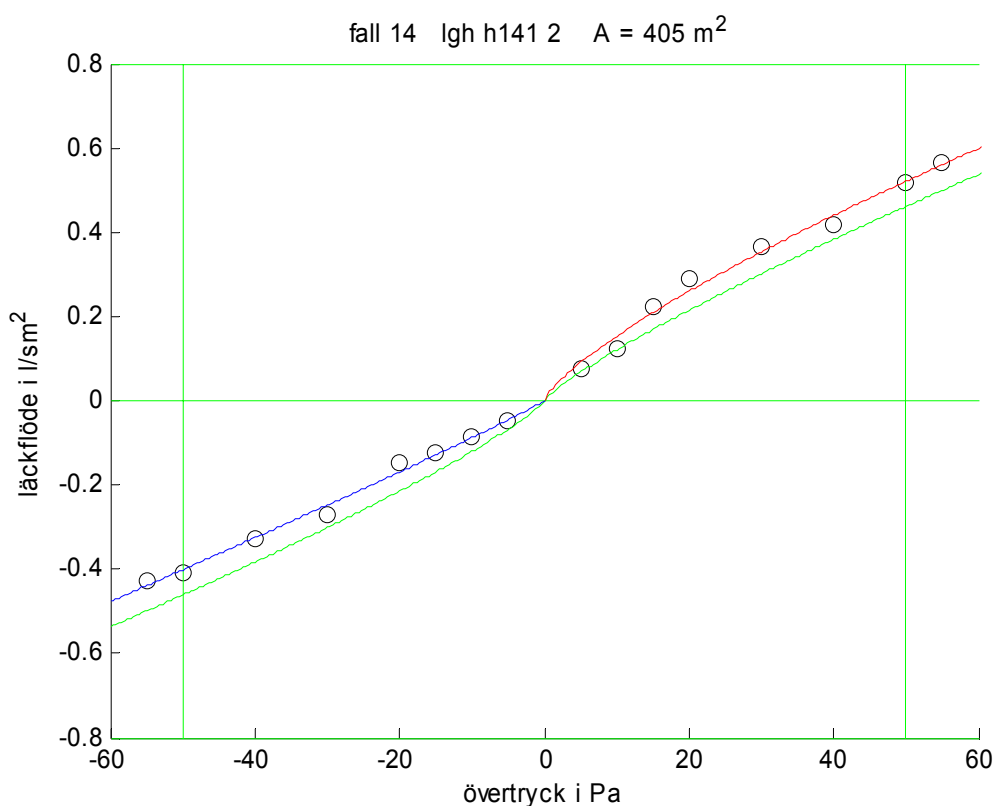
Figur 6.13 Provtryckningsdata och delmodeller för fall 13 lägenhet h141.

## 6.17 Fall 14 lägenhet h141 åtgärdad

Provtryckning har utförts med både över- och undertryck som en del i ett examensarbete av Mikael Carlsson (2004) efter det att funna läckor har tätats. Omslutande yta är beräknad till 405 m<sup>2</sup>. Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.14 och i Figur 6.14 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är omkring 0.5 l/sm<sup>2</sup>, vilket ligger under BBR's värde för bostäder och visar på en förbättring jämfört med fall 13. Kurvorna i Figur 6.14 och siffrorna i Tabell 6.14 visar också att tätheten är sämre vid övertryck, delfall 2, än vid undertryck, delfall 3. Delfall 1 med både över- och undertryck blir en kompromiss mellan de två delfallen 2 med övertryck och delfall 3 med undertryck. Modellparametern  $n$  har ökat gentemot fall 13 och är avrundad 0.8, vilket visar på att tryckförluster är en blandning av turbulenta dito 0.5 och laminära dito 1.0.

Tabell 6.14 Resultat av modellanpassning med provtryckningsdata

fall	data	$n$	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:3}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:3}$ l/sm <sup>2</sup>
14:1	16	0.8343	0.7444	0.9892	0.4612	0.4621	0.4881	0.0509	0.0513	0.0555
14:2	8	0.7598	0.6056	0.5651	0.5214	0.5224	0.5206	0.0191	0.0210	0.0171
14:3	8	0.9453	0.9249	0.9031	0.4014	0.4019	0.4018	0.0124	0.0126	0.0120



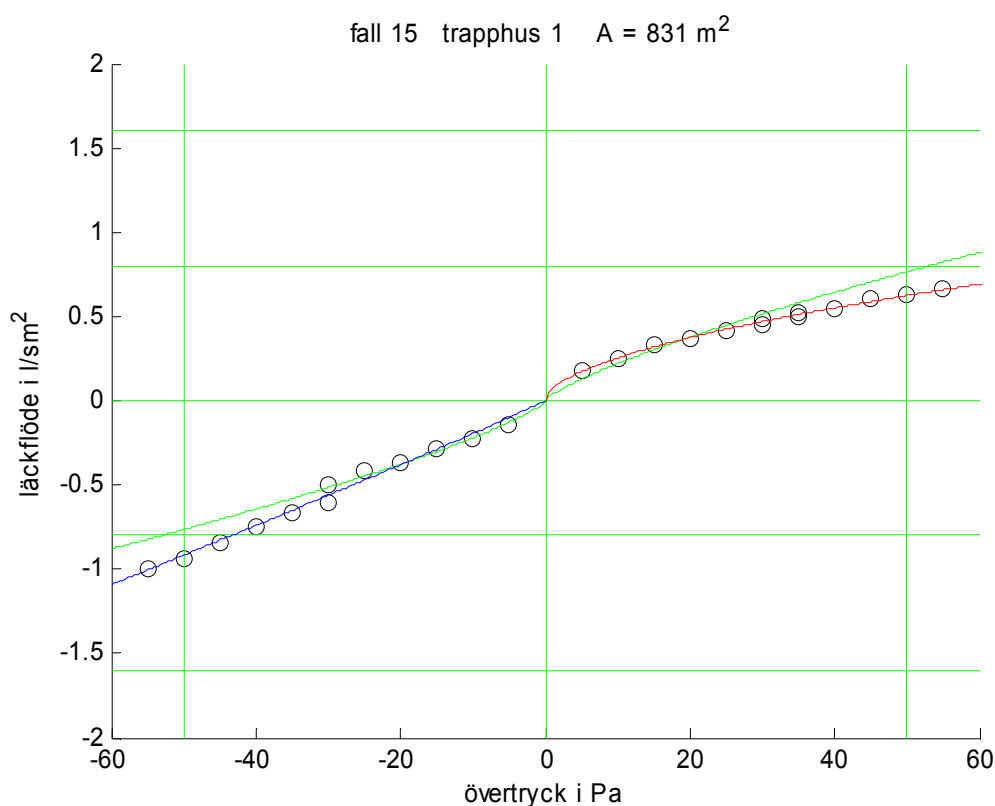
Figur 6.14 Provtryckningsdata och delmodeller för fall 14 lägenhet h141 åtgärdad.

## 6.18 Fall 15 trapphus 1 med provisorisk tätning

Provtryckning har utförts av Installationsteknik, LTH, med både över- och undertryck (se Jensen (2005)). Trapphusets omslutande yta är beräknad till  $831 \text{ m}^2$ . Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.15 och i Figur 6.15 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är omkring  $0.8 \text{ l/sm}^2$ , vilket ligger är lika med BBR's värde för bostäder. Kurvorna i Figur 6.15 och siffrorna i Tabell 6.15 visar också att tätheten är bättre vid övertryck, delfall 2, än vid undertryck, delfall 3. Delfall 1 med både över- och undertryck blir en kompromiss mellan de två delfallen 2 med övertryck och delfall 3 med undertryck. Modellparametern  $n$  är omkring 0.75 för delmodell 1, omkring 0.55 för övertryck och avrundat 0.9 för undertryck. Läckaets tryckfallsberoende kan mycket väl variera med flödesriktningen. De mot trapphuset inåtgående dörrarna kan öppnas vid undertryck och stängas vid övertryck.

Tabell 6.15 Resultat av modellenpassning med provtryckningsdata

fall	data	$n$	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ $\text{l/sm}^2$	$q_{50:2}$ $\text{l/sm}^2$	$q_{50:3}$ $\text{l/sm}^2$	$q_{\text{rms}:1}$ $\text{l/sm}^2$	$q_{\text{rms}:2}$ $\text{l/sm}^2$	$q_{\text{rms}:3}$ $\text{l/sm}^2$
15:1	25	0.7744	0.6199	1	0.7647	0.7673	0.8319	0.0874	0.0868	0.0982
15:2	13	0.5582	0.1595	0.2044	0.6244	0.6263	0.6269	0.0112	0.0107	0.0137
15:3	12	0.9616	0.9257	0.9694	0.9167	0.9155	0.9225	0.0320	0.0314	0.0326



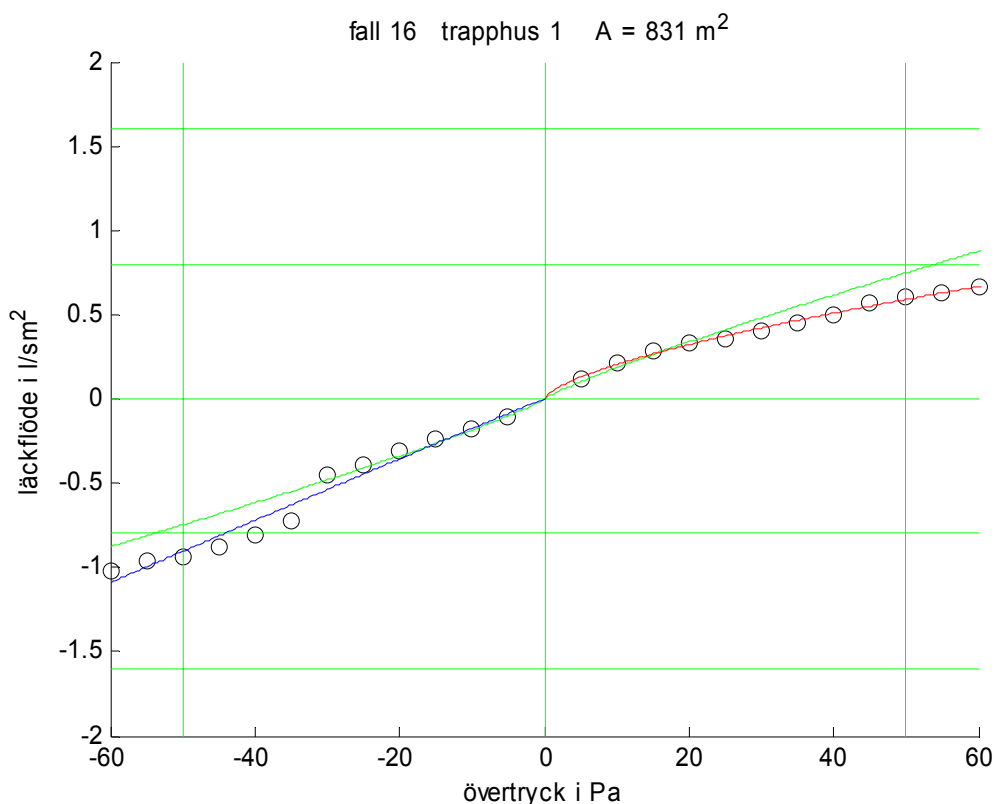
Figur 6.15 Provtryckningsdata och delmodeller för fall 15 trapphus 1.

## 6.19 Fall 16 trapphus 1

Provtryckning har utförts av Installationsteknik, LTH, med både över- och undertryck (se Jensen (2005)). Trapphusets omslutande yta är beräknad till 831 m<sup>2</sup>. Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.16 och i Figur 6.16 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är omkring 0.8 l/sm<sup>2</sup>, vilket är lika med BBR's värde för bostäder. Kurvorna i Figur 6.16 och siffrorna i Tabell 6.16 visar också att tätheten är bättre vid övertryck, delfall 2, än vid undertryck, delfall 3. Delfall 1 med både över- och undertryck blir en kompromiss mellan de två delfallen 2 med övertryck och delfall 3 med undertryck. Modellparametern  $n$  varieraer mycket med om det är övertryck eller undertryck. Fallet med undertryck, delfall 3, har i stort sett laminära tryckförluster.

Tabell 6.16 Resultat av modellenpassning med provtryckningsdata

fall	data	$n$	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:3}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:3}$ l/sm <sup>2</sup>
16:1	24	0.8656	0.7828	1	0.7479	0.7480	0.7953	0.1177	0.1178	0.1234
16:2	12	0.6604	0.3863	0.4436	0.5899	0.5902	0.5925	0.0135	0.0132	0.0164
16:3	12	1.0183	1	1	0.9048	0.9030	0.9100	0.0584	0.0585	0.0587



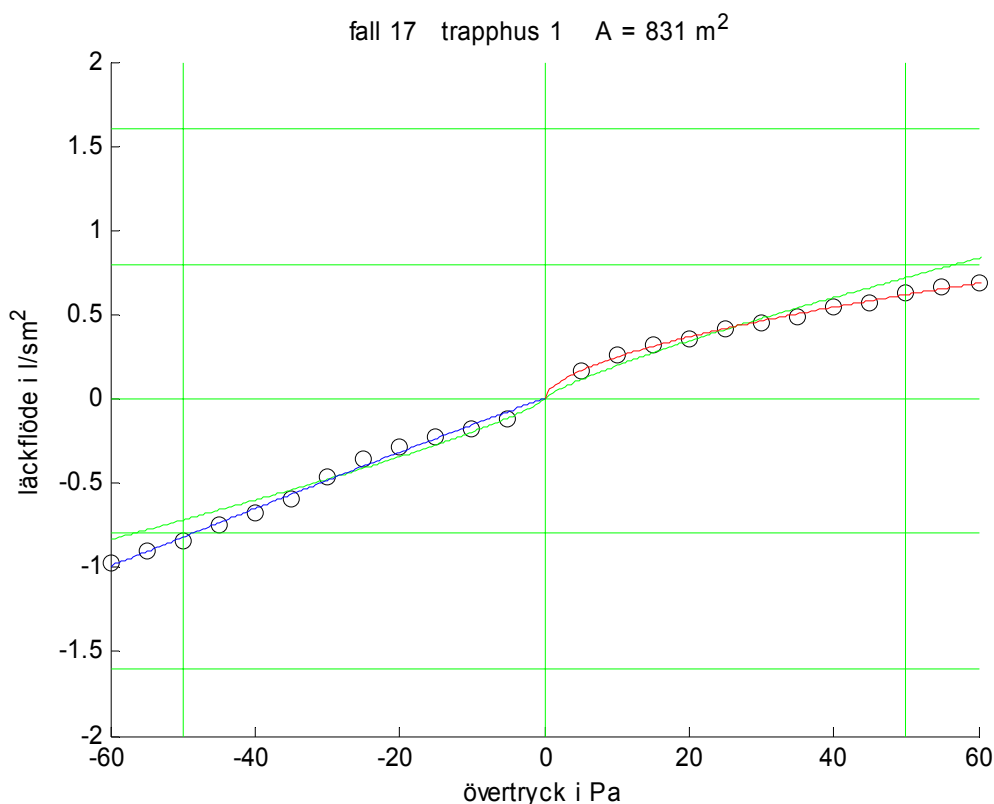
Figur 6.16 Provtryckningsdata och delmodeller för fall 16 trapphus 1.

## 6.20 Fall 17 trapphus 1 öppna dörrar till hissplan

Provtryckning har utförts av Installationsteknik, LTH, med både över- och undertryck (se Jensen (2005)). Trapphusets omslutande yta är beräknad till 831 m<sup>2</sup>. Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.17 och i Figur 6.17 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är omkring 1.3 l/sm<sup>2</sup>, vilket ligger mellan BBR's värden för bostäder och lokaler. Kurvorna i Figur 6.17 och siffrorna i Tabell 6.17 visar också att tätheten är bättre vid övertryck, delfall 2, än vid undertryck, delfall 3. Delfall 1 med både över- och undertryck blir en kompromiss mellan de två delfallen 2 med övertryck och delfall 3 med undertryck. Modellparametern  $n$  varierar mycket beroende på övertryck med nästan kvadratiska tryckförluster eller på undertryck med mer laminära tryckförluster.

Tabell 6.17 Resultat av modellenpassning med provtryckningsdata

fall	data	n	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:3}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:3}$ l/sm <sup>2</sup>
17:1	24	0.8078	0.6733	1	0.7198	0.7197	0.7550	0.0766	0.0760	0.0858
17:2	12	0.5689	0.1819	0.2402	0.6183	0.6190	0.6211	0.0110	0.0100	0.0146
17:3	12	1.0401	1	1	0.8213	0.8177	0.8193	0.0252	0.0264	0.0264



Figur 6.17 Provtryckningsdata och delmodeller för fall 17 trapphus 1.

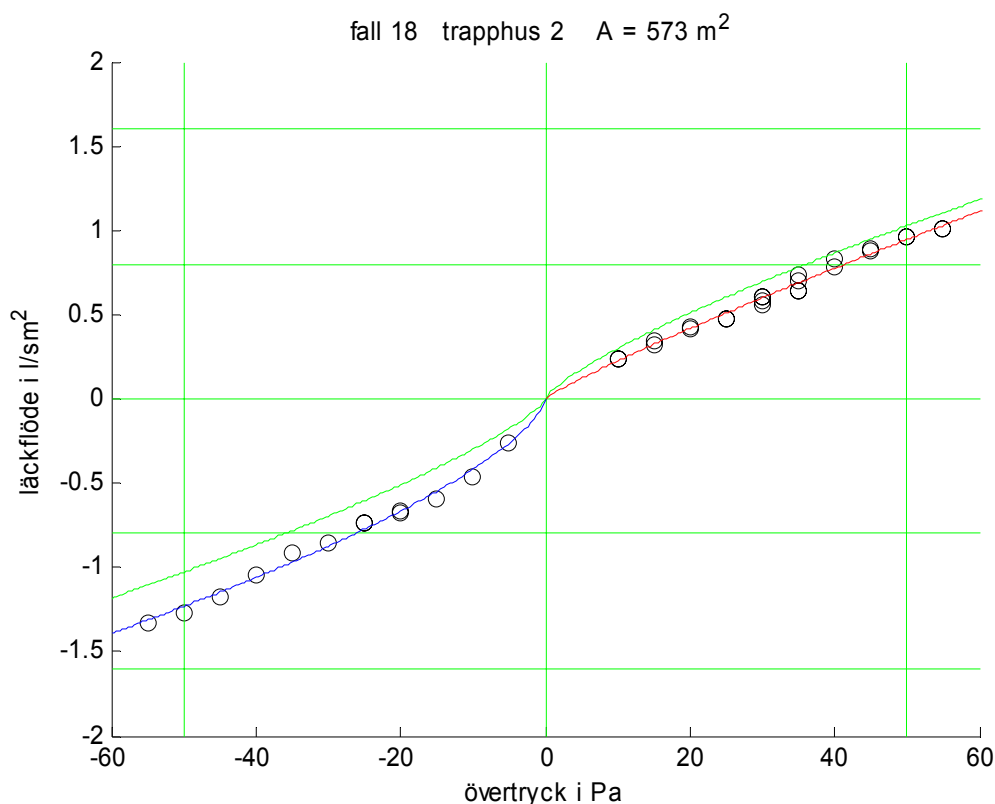


## 6.21 Fall 18 trapphus 2 med opåverkade dörrar

Provtryckning har utförts av Installationsteknik, LTH, med både över- och undertryck (se Jensen (2005)). Trapphusets omslutande yta är beräknad till 573 m<sup>2</sup>. Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.18 och i Figur 6.18 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är omkring 1.0 l/sm<sup>2</sup>, vilket ligger mellan BBR's värden för bostäder och lokaler. Kurvorna i Figur 6.18 och siffrorna i Tabell 6.18 visar också att tätheten är bättre vid övertryck, delfall 2, än vid undertryck, delfall 3. Delfall 1 med både över- och undertryck blir en kompromiss mellan de två delfallen 2 med övertryck och delfall 3 med undertryck. Modellparametern  $n$  varierar något för olika delmodeller mera laminärt för övertryck och mera turbulent för undertryck.

Tabell 6.18 Resultat av modellanpassning med provtryckningsdata

fall	data	n	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:3}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:3}$ l/sm <sup>2</sup>
18:1	37	0.7658	0.5961	1	1.0278	1.0306	1.1259	0.1265	0.1257	0.1416
18:2	24	0.8912	0.8212	0.8620	0.9460	0.9474	0.9500	0.0270	0.0270	0.0277
18:3	13	0.6715	0.4181	0.4807	1.2313	1.2364	1.2401	0.0303	0.0272	0.0395



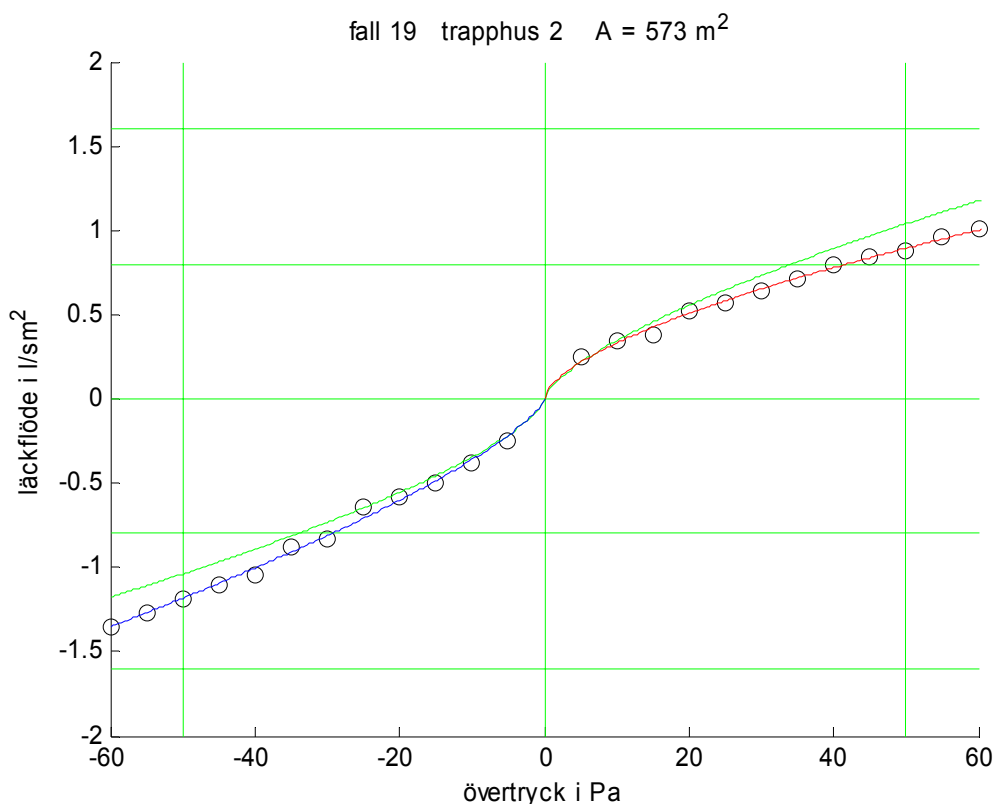
Figur 6.18 Provtryckningsdata och delmodeller för fall 18 trapphus 2.

## 6.22 Fall 19 trapphus 2 med opåverkade dörrar

Provtryckning har utförts av Installationsteknik, LTH, med både över- och undertryck (se Jensen (2005)). Trapphusets omslutande yta är beräknad till 573 m<sup>2</sup>. Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.19 och i Figur 6.19 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är omkring 1.0 l/sm<sup>2</sup>, vilket ligger mellan BBR's värden för bostäder och lokaler. Kurvorna i Figur 6.19 och siffrorna i Tabell 6.19 visar också att tätheten är bättre vid övertryck, delfall 2, än vid undertryck, delfall 3. Delfall 1 med både över- och undertryck blir en kompromiss mellan de två delfallen 2 med övertryck och delfall 3 med undertryck. Modellparametern  $n$  är avrundat 0.7, vilket visar på att tryckförluster är en blandning av turbulenta dito 0.5 och laminära dito 1.0.

Tabell 6.19 Resultat av modellanpassning med provtryckningsdata

fall	data	$n$	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:3}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:3}$ l/sm <sup>2</sup>
19:1	24	0.6838	0.4367	0.8730	1.0386	1.0393	1.1004	0.1066	0.1061	0.1297
19:2	12	0.6176	0.2939	0.3427	0.8946	0.8953	0.8978	0.0190	0.0174	0.0246
19:3	12	0.7377	0.5447	0.5941	1.1828	1.1832	1.1881	0.0296	0.0272	0.0367



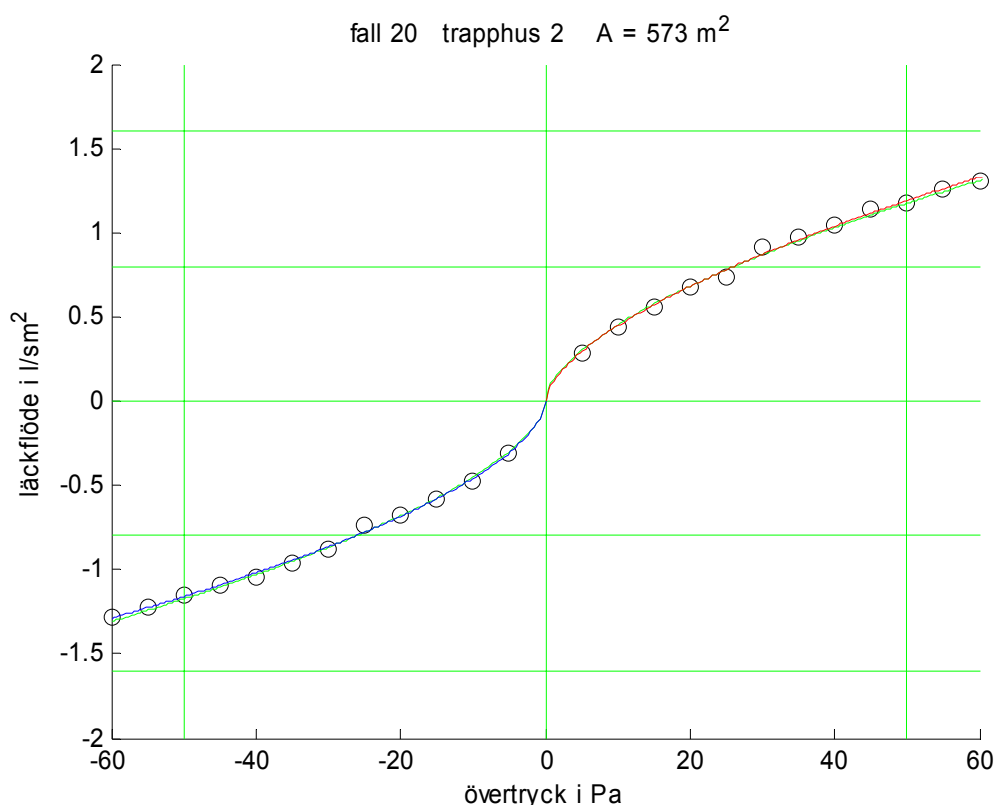
Figur 6.19 Provtryckningsdata och delmodeller för fall 19 trapphus 2

## 6.23 Fall 20 trapphus 2 med utkilade dörrar

Provtryckning har utförts av Installationsteknik, LTH, med både över- och undertryck (se Jensen (2005)). Trapphusets omslutande yta är beräknad till 573 m<sup>2</sup>. Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.20 och i Figur 6.20 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är omkring 1.2 l/sm<sup>2</sup>, vilket ligger mellan BBR's värden för bostäder och lokaler. Kurvorna i Figur 6.20 och siffrorna i Tabell 6.20 visar också att tätheten är den samma vid övertryck, delfall 2, som vid undertryck, delfall 3. Detta stämmer också bra med att dörrarna är fixerade med en kil intill låskolven. Modellparametern  $n$  är avrundat 0.6, vilket visar på att tryckförluster är mest turbulenta dito 0.5 än laminära dito 1.0.

Tabell 6.20 Resultat av modellanpassning med provtryckningsdata

fall	data	$n$	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:3}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:3}$ l/sm <sup>2</sup>
20:1	24	0.5931	0.2296	0.2492	1.1746	1.1746	1.1752	0.0215	0.0231	0.0221
20:2	12	0.6097	0.2672	0.2778	1.1893	1.1891	1.1889	0.0220	0.0245	0.0216
20:3	12	0.5762	0.1912	0.2092	1.1599	1.1600	1.1603	0.0149	0.0159	0.0164



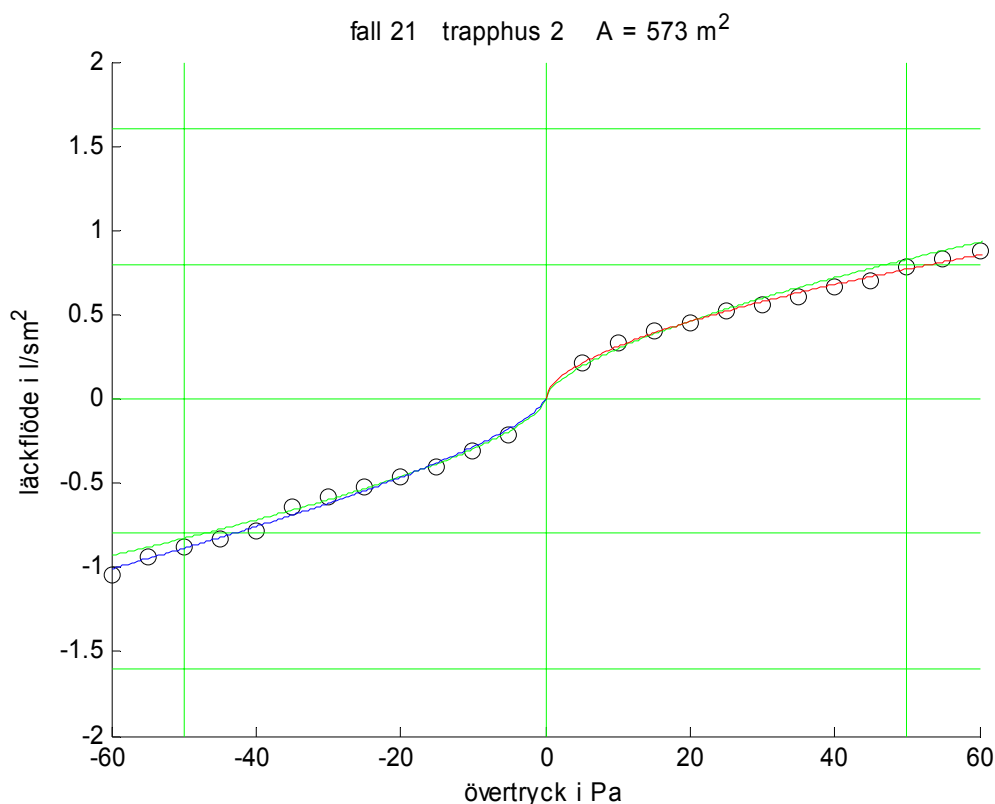
Figur 6.20 Provtryckningsdata och delmodeller för fall 20 trapphus 2.

## 6.24 Fall 21 trapphus 2 med igendragna dörrar

Provtryckning har utförts av Installationsteknik, LTH, med både över- och undertryck (se Jensen (2005)). Trapphusets omslutande yta är beräknad till 573 m<sup>2</sup>. Trapphusdörrarna drogs igen med hjälp av belastade cykelslangar. Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.21 och i Figur 6.21 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är under 0.9 l/sm<sup>2</sup>, vilket ligger mellan BBR's värden för bostäder och lokaler. Kurvorna i Figur 6.21 och siffrorna i Tabell 6.21 visar också att tätheten är bättre vid övertryck, delfall 2, än vid undertryck, delfall 3. Delfall 1 med både över- och undertryck blir en kompromiss mellan de två delfallen 2 med övertryck och delfall 3 med undertryck. Modellparametern  $n$  är avrundat 0.6, vilket visar på att tryckförluster är främst turbulenta dito 0.5 än laminära dito 1.0.

Tabell 6.21 Resultat av modellanpassning med provtryckningsdata

fall	data	$n$	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:3}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:3}$ l/sm <sup>2</sup>
21:1	24	0.6354	0.3380	0.5660	0.8281	0.8292	0.8483	0.0463	0.0449	0.0579
21:2	12	0.5643	0.1753	0.2549	0.7700	0.7711	0.7751	0.0165	0.0147	0.0226
21:3	12	0.7039	0.4793	0.5778	0.8866	0.8873	0.8948	0.0271	0.0233	0.0362



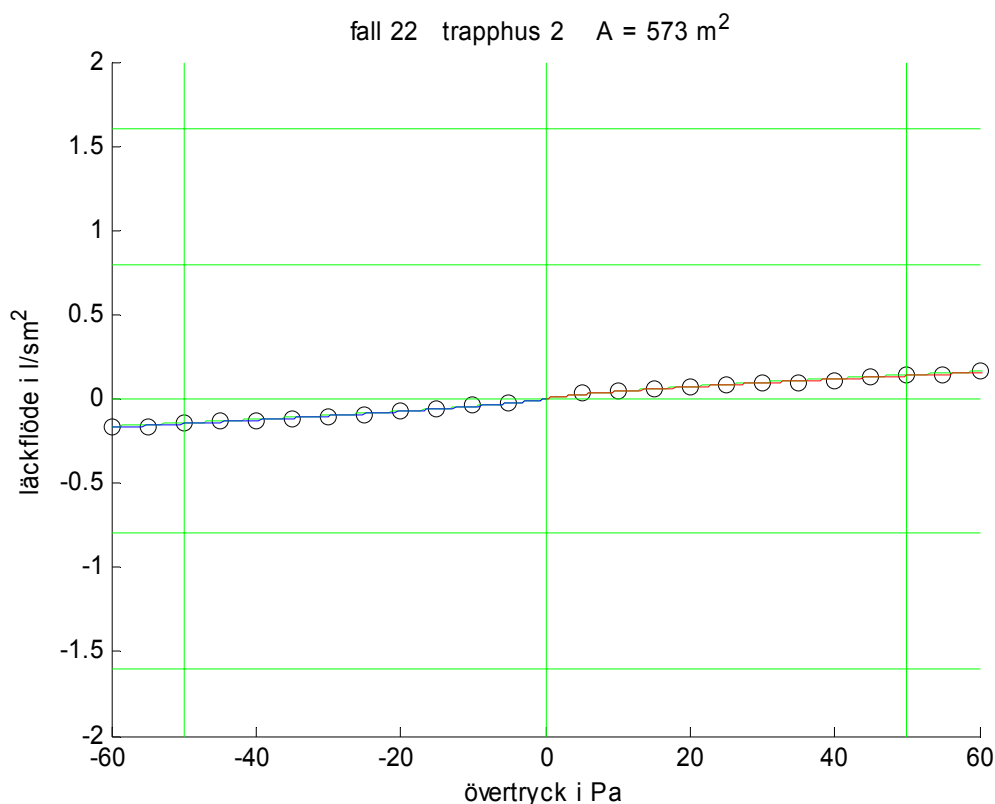
Figur 6.21 Provtryckningsdata och delmodeller för fall 21 trapphus 2

## 6.25 Fall 22 trapphus 2 med tätade dörrar

Provtryckning har utförts av Installationsteknik, LTH, med både över- och undertryck (se Jensen (2005)). Trapphusets omslutande yta är beräknad till 573 m<sup>2</sup>. Alla trapphusdörrar tätades med vävtejp så när som kring dörrarna gångjärn. Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.22 och i Figur 6.22 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är mindre än 0.2 l/sm<sup>2</sup>, vilket ligger under BBR's värden för bostäder. Kurvorna i Figur 6.22 och siffrorna i Tabell 6.22 visar också att tätheten är bättre vid övertryck, delfall 2, än vid undertryck, delfall 3. Delfall 1 med både över- och undertryck blir en kompromiss mellan de två delfallen 2 med övertryck och delfall 3 med undertryck. Modellparametern  $n$  är avrundat 0.7, vilket visar på att tryckförluster är en blandning av turbulenta dito 0.5 och laminära dito 1.0.

Tabell 6.22 Resultat av modellenpassning med provtryckningsdata

fall	data	$n$	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:3}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:3}$ l/sm <sup>2</sup>
22:1	24	0.7305	0.5310	0.6162	0.1425	0.1425	0.1437	0.0054	0.0053	0.0060
22:2	12	0.7197	0.5106	0.6154	0.1367	0.1368	0.1381	0.0042	0.0035	0.0057
22:3	12	0.7398	0.5499	0.5541	0.1482	0.1482	0.1481	0.0022	0.0030	0.0017



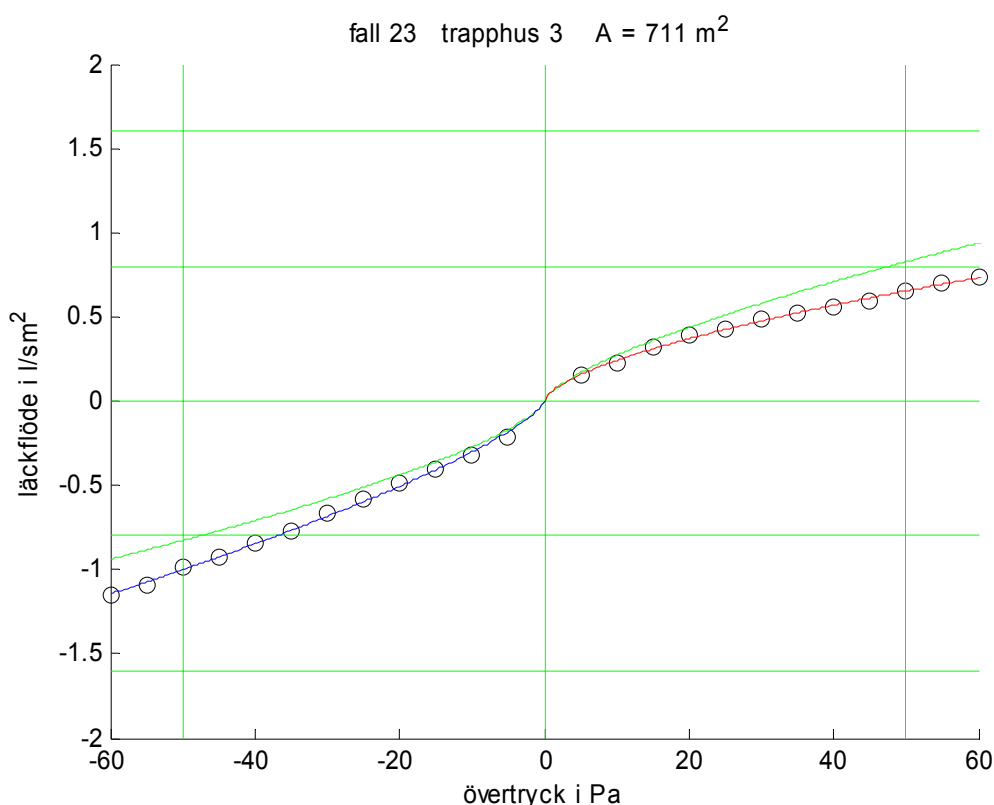
Figur 6.22 Provtryckningsdata och delmodeller för fall 22 trapphus 2.

## 6.26 Fall 23 trapphus 3

Provtryckning har utförts av Installationsteknik, LTH, med både över- och undertryck (se Jensen (2005)). Hisschaktets omslutande yta är beräknad till  $711 \text{ m}^2$ . Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.23 och i Figur 6.23 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är omkring  $0.8 \text{ l/sm}^2$ . Kurvorna i Figur 6.23 och siffrorna i Tabell 6.23 visar också att tätheten är bättre vid övertryck, delfall 2, än vid undertryck, delfall 3. Delfall 1 med både över- och undertryck blir en kompromiss mellan de två delfallen 2 med övertryck och delfall 3 med undertryck. Modellparametern  $n$  är avrundat 0.7, vilket visar på att tryckförluster är en blandning av turbulenta dito 0.5 och laminära dito 1.0.

Tabell 6.23 Resultat av modellanpassning med provtryckningsdata

fall	data	$n$	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ $\text{l/sm}^2$	$q_{50:2}$ $\text{l/sm}^2$	$q_{50:3}$ $\text{l/sm}^2$	$q_{\text{rms}:1}$ $\text{l/sm}^2$	$q_{\text{rms}:2}$ $\text{l/sm}^2$	$q_{\text{rms}:3}$ $\text{l/sm}^2$
23:1	24	0.6917	0.4525	1	0.8269	0.8273	0.9066	0.1274	0.1272	0.1501
23:2	12	0.6209	0.2959	0.3294	0.6544	0.6545	0.6553	0.0104	0.0113	0.0114
23:3	12	0.7430	0.5549	0.6095	0.9997	1.0000	1.0040	0.0155	0.0111	0.0248



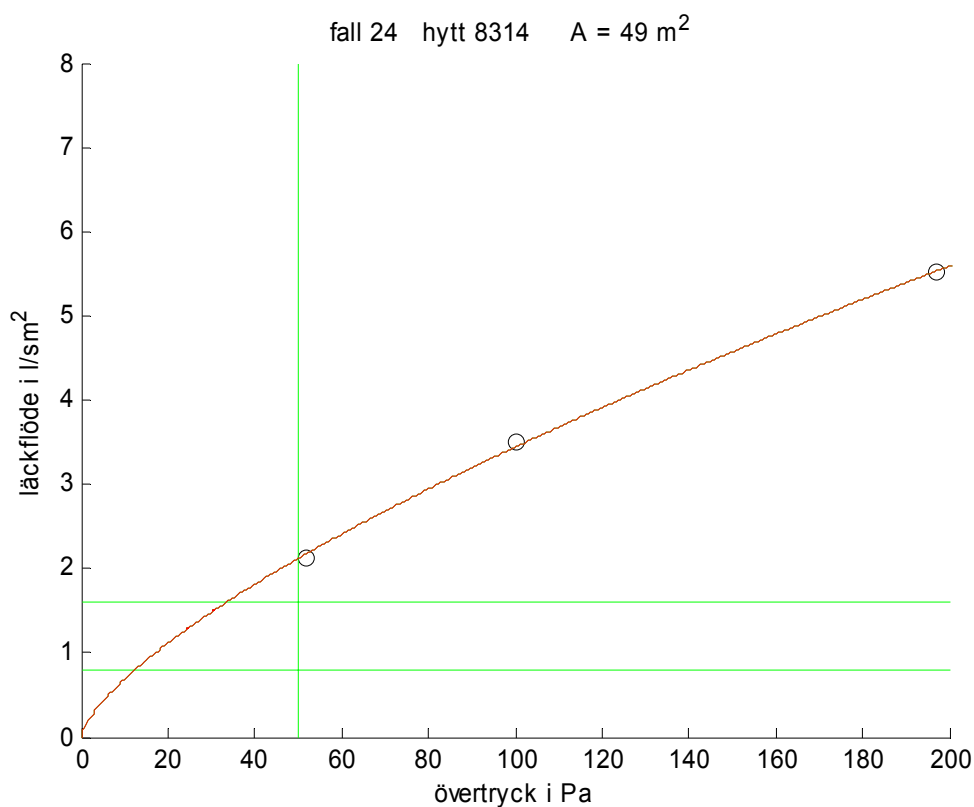
Figur 6.23 Provtryckningsdata och delmodeller för fall 23 trapphus 3.

## 6.27 Fall 24 fartygshytt 8314

Provtryckning har utförts av Brandskyddslaget (2005) med enbart övertryck. Hyttens omslutande yta är beräknad till  $49 \text{ m}^2$ . Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.24 och i Figur 6.24 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är avrundat  $2.1 \text{ l/sm}^2$ , vilket ligger över BBR's värde för lokaler (1.6). Modellparametern  $n$  är avrundad 0.7, vilket visar på att tryckförluster är en blandning av turbulenta dito 0.5 och laminära dito 1.0.

Tabell 6.24 Resultat av modellanpassning med provtryckningsdata

fall	data	n	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ $\text{l/sm}^2$	$q_{50:2}$ $\text{l/sm}^2$	$q_{50:3}$ $\text{l/sm}^2$	$q_{rms:1}$ $\text{l/sm}^2$	$q_{rms:2}$ $\text{l/sm}^2$	$q_{rms:3}$ $\text{l/sm}^2$
24:2	3	0.6998	0.3059	0.6978	2.1188	2.1439	2.0921	0.0523	0.0720	0.0248



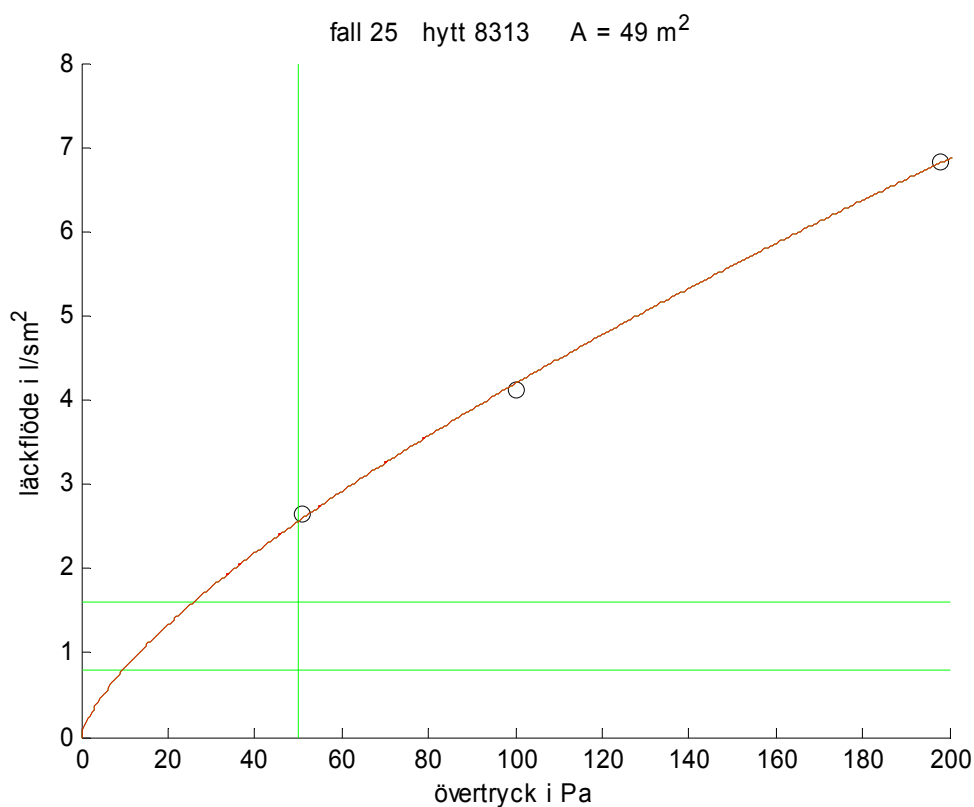
Figur 6.24 Provtryckningsdata och delmodell för fall 24 fartygshytt 8314.

## 6.28 Fall 25 fartygshytt 8313

Provtryckning har utförts av Brandskyddslaget (2005) med enbart övertryck. Hyttens omslutande yta är beräknad till 49 m<sup>2</sup>. Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.25 och i Figur 6.25 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är avrundat 2.6 l/sm<sup>2</sup>, vilket ligger över BBR's värde för lokaler (1.6). Modellparametern  $n$  är avrundad 0.7, vilket visar på att tryckförluster är en blandning av turbulenta dito 0.5 och laminära dito 1.0.

Tabell 6.25 Resultat av modellanpassning med provtryckningsdata

fall	data	n	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:3}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:3}$ l/sm <sup>2</sup>
25:3	3	0.7115	0.3283	0.7454	2.5601	2.5887	2.4867	0.0533	0.0280	0.0939



Figur 6.25 Provtryckningsdata och delmodell för fall 25 fartygshytt 8313.

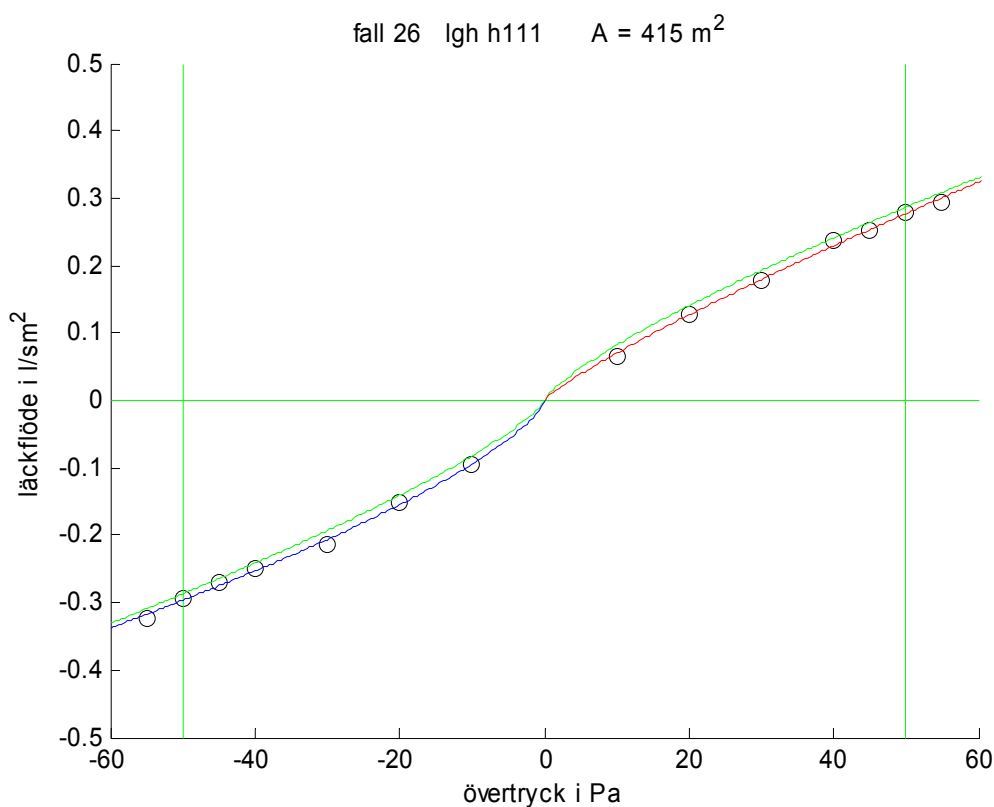


## 6.29 Fall 26 lägenhet h111

Provtryckning har utförts av Byggnadsfysik, LTH, med både över- och undertryck ( se Johansson och Irminger Street (2003)). Lägenheten finns i Havshuset och dess omslutande yta är beräknad till 415 m<sup>2</sup>. Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.26 och i Figur 6.26 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är avrundat 0.3 l/sm<sup>2</sup>, vilket ligger under BBR's värde för bostäder (0.8). Modellparametern  $n$  är avrundat 0.8, vilket visar på att tryckförluster är en blandning av turbulenta dito 0.5 och laminära dito 1.0.

Tabell 6.26 Resultat av modellanpassning med provtryckningsdata

fall	data	$n$	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:3}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:3}$ l/sm <sup>2</sup>
26:1	14	0.7779	0.6219	0.6914	0.2869	0.2873	0.2887	0.0126	0.0127	0.0129
26:2	7	0.8531	0.7644	0.7576	0.2773	0.2777	0.2769	0.0047	0.0053	0.0038
26:3	7	0.7106	0.4886	0.5483	0.2965	0.2969	0.2972	0.0050	0.0048	0.0063



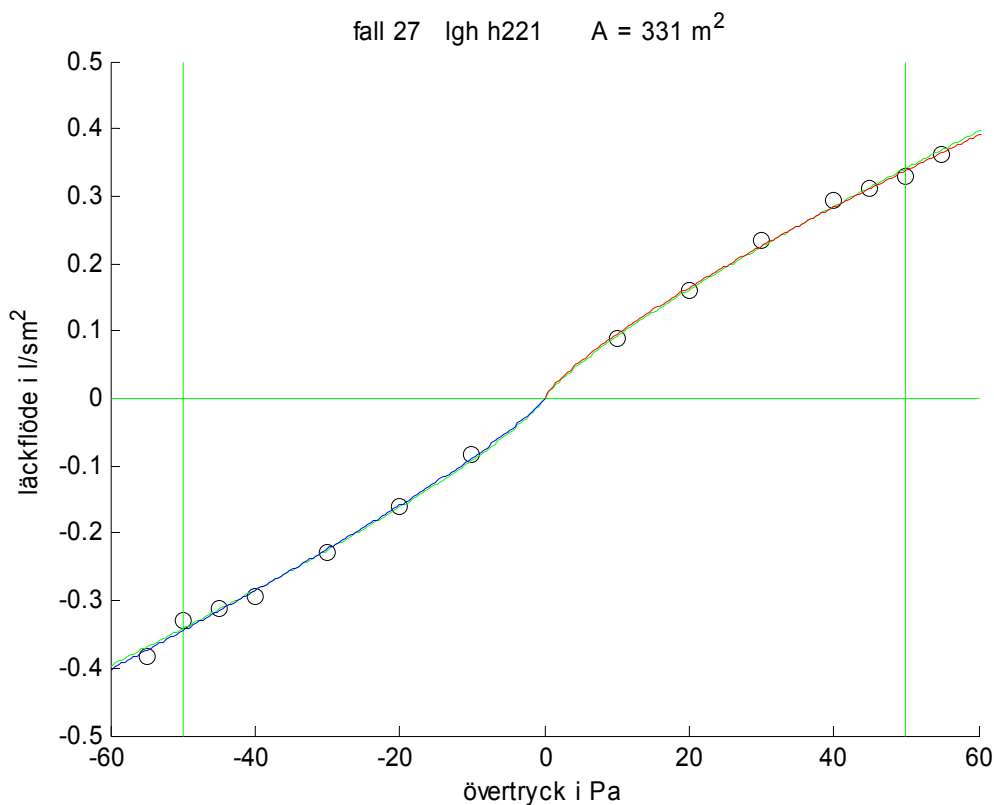
Figur 6.26 Provtryckningsdata och delmodeller för fall 26 lägenhet h111.

## 6.30 Fall 27 lägenhet h221

Provtryckning har utförts av Byggnadsfysik, LTH, med både över- och undertryck ( se Johansson och Irminger Street (2003)). Lägenheten finns i Havshuset och dess omslutande yta är beräknad till 331 m<sup>2</sup>. Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.27 och i Figur 6.27 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är under 0.4 l/sm<sup>2</sup>, vilket ligger under BBR's värde för bostäder (0.8). Modellparametern  $n$  är omkring 0.8, vilket visar på att tryckförluster är en blandning av turbulenta dito 0.5 och laminära dito 1.0.

Tabell 6.27 Resultat av modellanpassning med provtryckningsdata

fall	data	$n$	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:3}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:3}$ l/sm <sup>2</sup>
27:1	14	0.8177	0.6991	0.7162	0.3414	0.3419	0.3415	0.0075	0.0082	0.0068
27:2	7	0.7883	0.6441	0.6355	0.3382	0.3387	0.3375	0.0064	0.0075	0.0051
27:3	7	0.8477	0.7530	0.7802	0.3446	0.3451	0.3452	0.0074	0.0079	0.0072



Figur 6.27 Provtryckningsdata och delmodeller för fall 27 lägenhet h221.

## 6.31 Fall 28 lägenhet h122

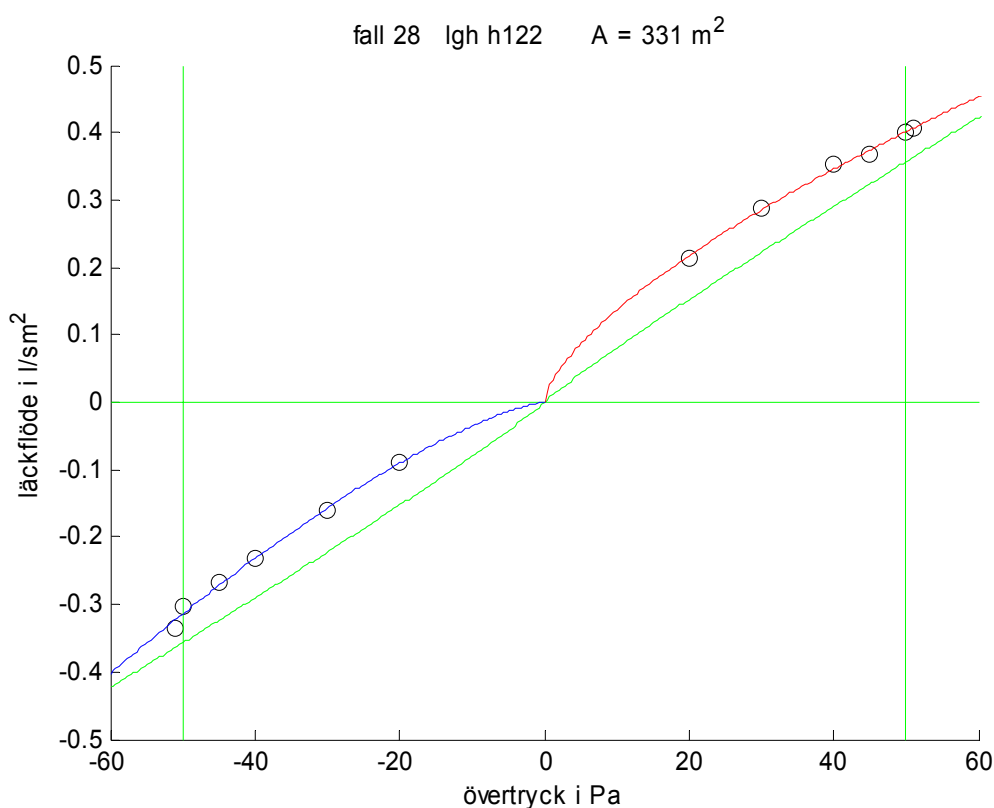
Provtryckning har utförts av Byggnadsfysik, LTH, med både över- och undertryck (se Nilsson (2003)). Lägenheten finns i Havshuset och dess omslutande yta är beräknad till 331 m<sup>2</sup>.

Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.28 och i Figur 6.28 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är avrundat 0.4 l/sm<sup>2</sup>, vilket ligger under BBR's värde för bostäder (0.8).

Modellparametern  $n$  är avrundat 0.7 för övertryck och avrundat 1.4 för undertryck, vilket är ett märkligt värde. En förklaring kan vara ett inåtgående fönster eller dito dörr som är känsligt för undertrycket.

Tabell 6.28 Resultat av modellanpassning med provtryckningsdata

fall	data	n	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:3}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:3}$ l/sm <sup>2</sup>
28:1	12	0.9280	0.8783	1	0.3570	0.3572	0.3730	0.0547	0.0547	0.0559
28:2	6	0.6674	0.3776	0.4375	0.4014	0.4018	0.4009	0.0038	0.0042	0.0034
28:3	6	1.3599	1	1	0.3140	0.3001	0.3020	0.0072	0.0195	0.0195



Figur 6.28 Provtryckningsdata och delmodeller för fall 28 lägenhet h122.

## 6.32 Fall 29 lägenhet h132

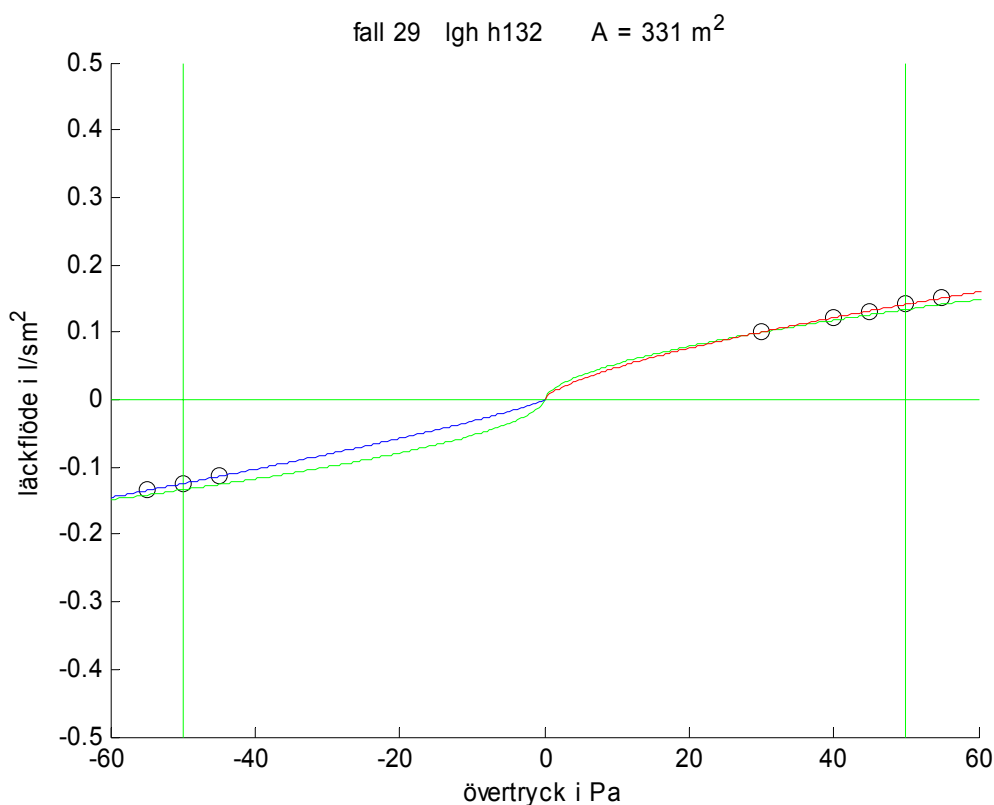
Provtryckning har utförts av Byggnadsfysik, LTH, med både över- och undertryck (se Nilsson (2003)). Lägenheten finns i Havshuset och dess omslutande yta är beräknad till 331 m<sup>2</sup>.

Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.29 och i Figur 6.29 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är mindre än 0.15 l/sm<sup>2</sup>, vilket ligger under BBR's värde för bostäder (0.8).

Modellparametern  $n$  är avrundat 0.7 för övertryck och 0.8 för undertryck.

Tabell 6.29 Resultat av modellanpassning med provtryckningsdata

fall	data	n	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:3}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:3}$ l/sm <sup>2</sup>
29:1	8	0.5735	0.1617	0.7986	0.1338	0.1338	0.1363	0.0077	0.0077	0.0096
29:2	5	0.6761	0.3745	0.5023	0.1415	0.1415	0.1417	0.0010	0.0009	0.0011
29:3	3	0.8402	0.6818	0.8188	0.1245	0.1245	0.1246	0.0009	0.0010	0.0009



Figur 6.29 Provtryckningsdata och delmodeller för fall 29 lägenhet h132.

## 6.33 Fall 30 lägenhet h121

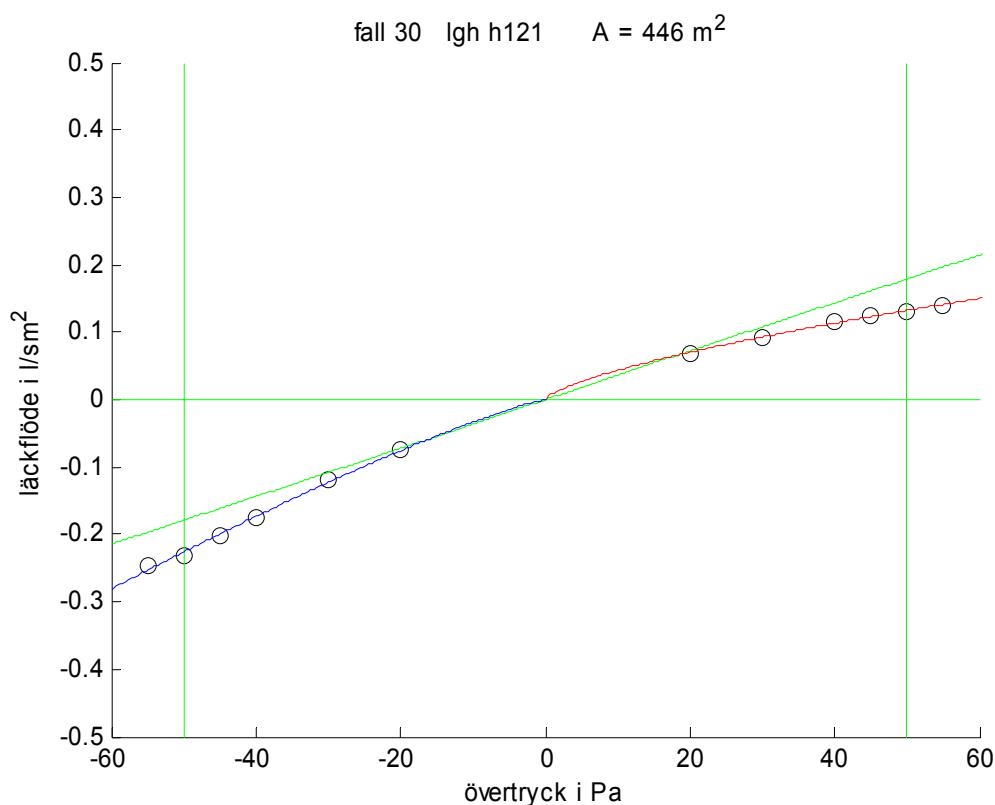
Provtryckning har utförts av Byggnadsfysik, LTH, med både över- och undertryck (se Nilsson (2003)). Lägenheten finns i Havshuset och dess omslutande yta är beräknad till 446 m<sup>2</sup>.

Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.30 och i Figur 6.30 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är mindre än 0.3 l/sm<sup>2</sup>, vilket ligger under BBR's värde för bostäder (0.8).

Modellparametern  $n$  är avrundad 0.7 för övertryck och avrundad 1.2 för undertryck.

Tabell 6.30 Resultat av modellanpassning med provtryckningsdata

fall	data	n	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:3}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:3}$ l/sm <sup>2</sup>
30:1	12	0.9894	0.9876	1	0.1791	0.1792	0.1900	0.0365	0.0365	0.0376
30:2	6	0.6910	0.4221	0.4825	0.1322	0.1322	0.1321	0.0014	0.0017	0.0011
30:3	6	1.1936	1	1	0.2260	0.2216	0.2222	0.0045	0.0093	0.0094



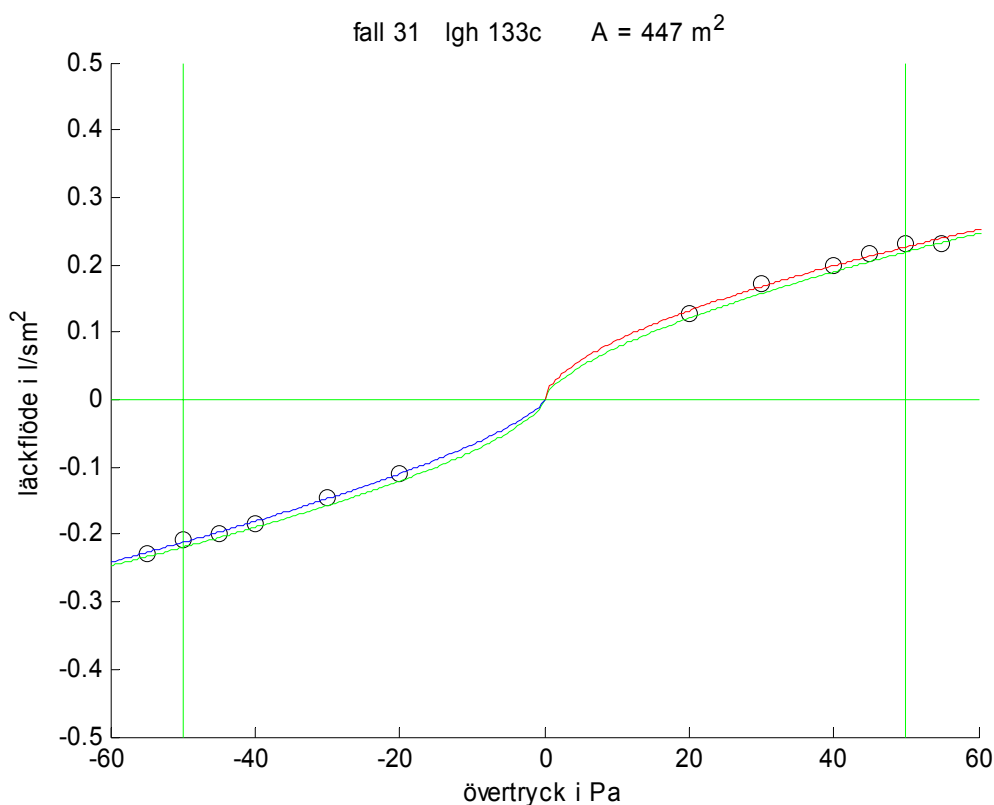
Figur 6.30 Provtryckningsdata och delmodeller för fall 30 lägenhet h121.

## 6.34 Fall 31 lägenhet 133c

Provtryckning har utförts av Byggnadsfysik, LTH, med både över- och undertryck (se Nilsson (2003)). Lägenheten finns i Vitruviushuset och dess omslutande yta är beräknad till 447 m<sup>2</sup>. Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.31 och i Figur 6.31 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är mindre än 0.3 l/sm<sup>2</sup>, vilket ligger under BBR's värde för bostäder (0.8). Modellparametern  $n$  är avrundad 0.6 för övertryck och 0.7 för undertryck.

Tabell 6.31 Resultat av modellanpassning med provtryckningsdata

fall	data	$n$	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:3}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:3}$ l/sm <sup>2</sup>
31:1	12	0.6493	0.3331	0.4998	0.2192	0.2191	0.2209	0.0096	0.0097	0.0098
31:2	6	0.5894	0.1980	0.2616	0.2265	0.2264	0.2266	0.0049	0.0052	0.0047
31:3	6	0.7174	0.4775	0.5507	0.2119	0.2119	0.2119	0.0017	0.0020	0.0016



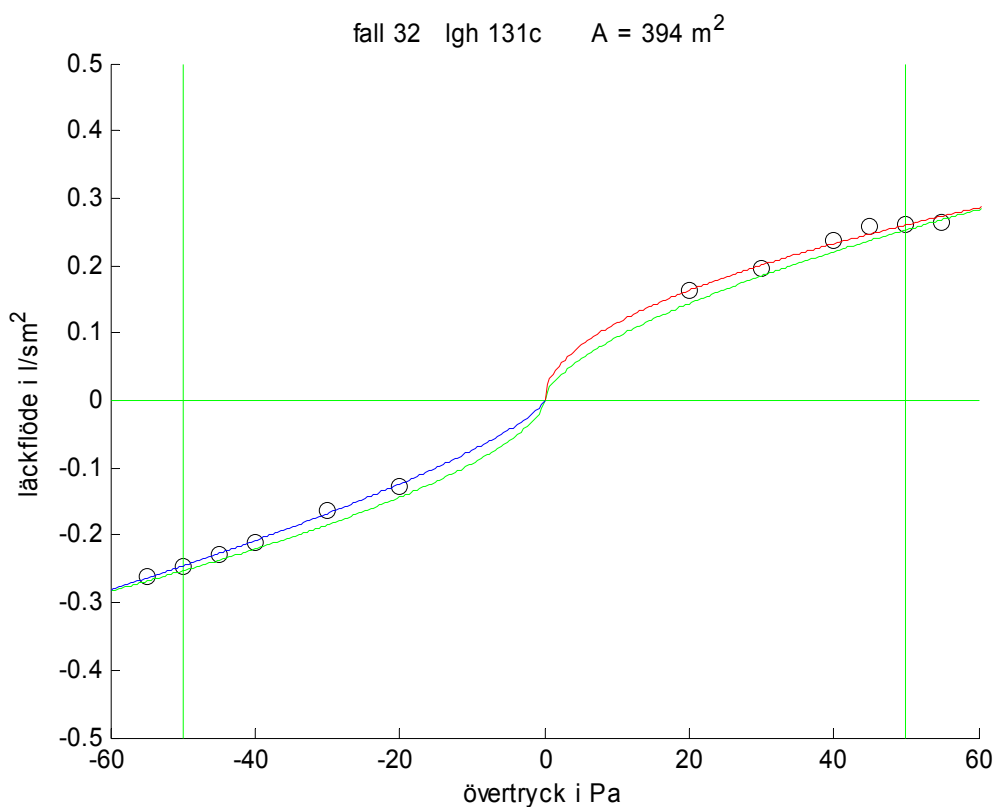
Figur 6.31 Provtryckningsdata och delmodeller för fall 31 lägenhet 133c.

## 6.35 Fall 32 lägenhet 131c

Provtryckning har utförts av Byggnadsfysik, LTH, med både över- och undertryck (se Nilsson (2003)). Lägenheten finns i Vitruviushuset och dess omslutande yta är beräknad till 394 m<sup>2</sup>. Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.32 och i Figur 6.32 nedan. Läckaget är något större vid övertryck än vid undertryck. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är mindre än 0.3 l/sm<sup>2</sup>, vilket ligger under BBR's värde för bostäder (0.8). Modellparametern  $n$  är avrundad 0.5 för övertryck och 0.7 för undertryck.

Tabell 6.32 Resultat av modellanpassning med provtryckningsdata

fall	data	$n$	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:3}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:3}$ l/sm <sup>2</sup>
32:1	12	0.6175	0.2649	0.4756	0.2529	0.2529	0.2560	0.0139	0.0140	0.0144
32:2	6	0.5093	0.0122	0.0874	0.2604	0.2602	0.2613	0.0070	0.0070	0.0070
32:3	6	0.7449	0.5327	0.6089	0.2455	0.2455	0.2456	0.0032	0.0032	0.0034



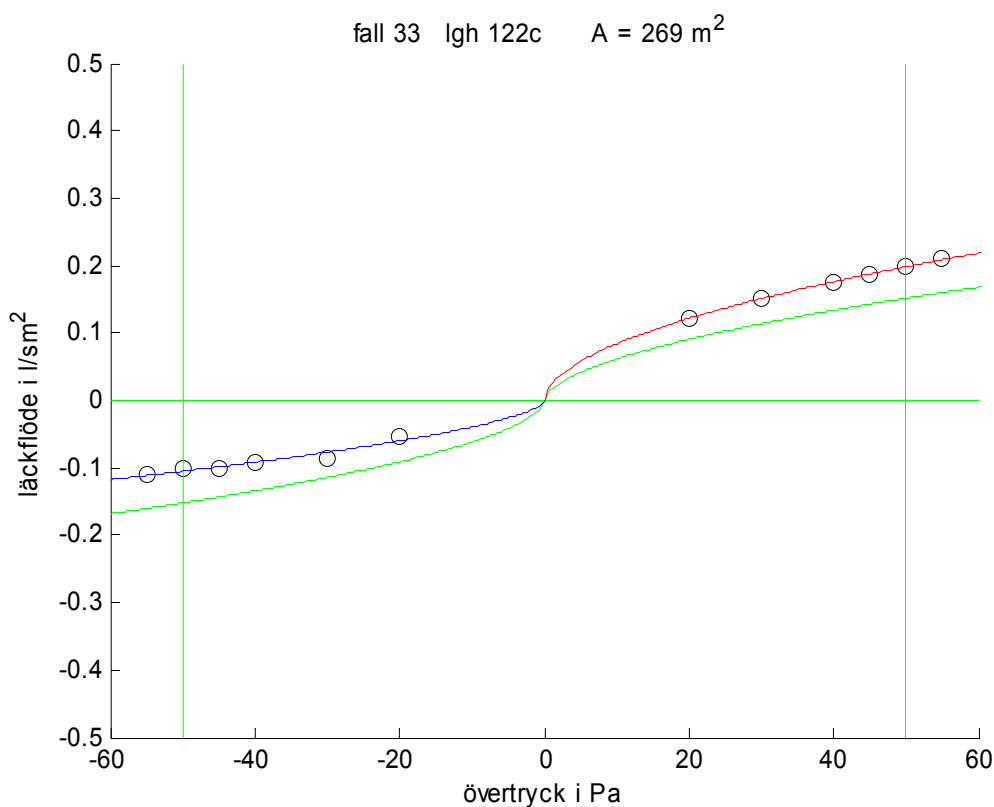
Figur 6.32 Provtryckningsdata och delmodeller för fall 32 lägenhet 131c.

## 6.36 Fall 33 lägenhet 122c

Provtryckning har utförts av Byggnadsfysik, LTH, med både över- och undertryck (se Nilsson (2003)). Lägenheten finns i Vitruviushuset och dess omslutande yta är beräknad till 269 m<sup>2</sup>. Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.33 och i Figur 6.33 nedan. Läckaget är något större vid övertryck än vid undertryck. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är mindre än 0.3 l/sm<sup>2</sup>, vilket ligger under BBR's värde för bostäder (0.8). Modellparametern  $n$  är avrundad 0.5 för övertryck och 0.6 för undertryck.

Tabell 6.33 Resultat av modellanpassning med provtryckningsdata

fall	data	$n$	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:3}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:3}$ l/sm <sup>2</sup>
33:1	12	0.5606	0.1344	1	0.1518	0.1517	0.1782	0.0424	0.0424	0.0477
33:2	6	0.5329	0.0792	0.1205	0.1986	0.1986	0.1987	0.0012	0.0011	0.0013
33:3	6	0.6115	0.2391	0.3143	0.1049	0.1048	0.1052	0.0051	0.0052	0.0049



Figur 6.33 Provtryckningsdata och delmodeller för fall 33 lägenhet 122c.

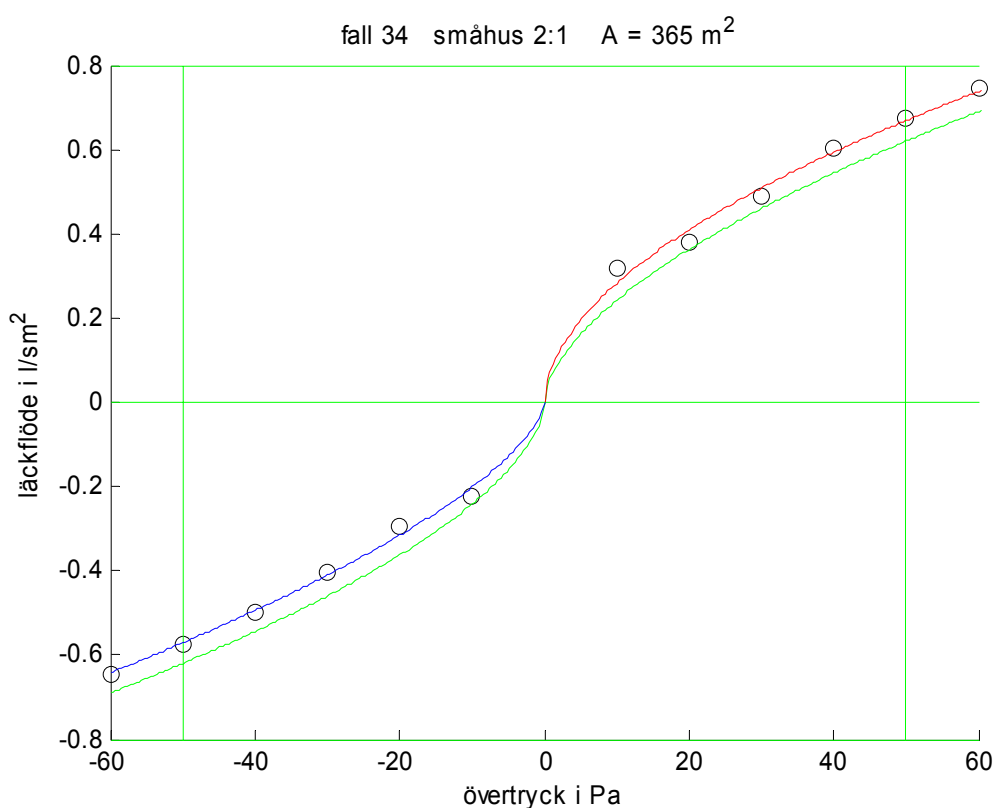


## 6.37 Fall 34 småhus 2:1

Provtryckning har utförts för LB-hus (2001a) med både över- och undertryck betecknat som etapp 1. Småhusets omslutande yta är beräknad till 365 m<sup>2</sup>. Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.34 och i Figur 6.34 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är omkring 0.6 l/sm<sup>2</sup>, vilket ligger under BBR's värde för bostäder (0.8). Kurvorna i Figur 6.34 och siffrorna i Tabell 6.34 visar också att tätheten är sämre vid övertryck än vid undertryck. Modellparametern  $n$  är omkring 0.6, vilket visar på att tryckförluster är nästan enbart turbulenta.

Tabell 6.34 Resultat av modellanpassning med provtryckningsdata

fall	data	$n$	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$Q_{50:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$Q_{50:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$Q_{50:3}$ l/sm <sup>2</sup>	$Q_{rms:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$Q_{rms:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$Q_{rms:3}$ l/sm <sup>2</sup>
34:1	12	0.5855	0.2169	0.4736	0.6199	0.6200	0.6363	0.0502	0.0498	0.0565
34:2	6	0.5358	0.1049	0.1655	0.6689	0.6696	0.6724	0.0203	0.0195	0.0228
34:3	6	0.6464	0.3483	0.4129	0.5707	0.5704	0.5731	0.0130	0.0115	0.0164



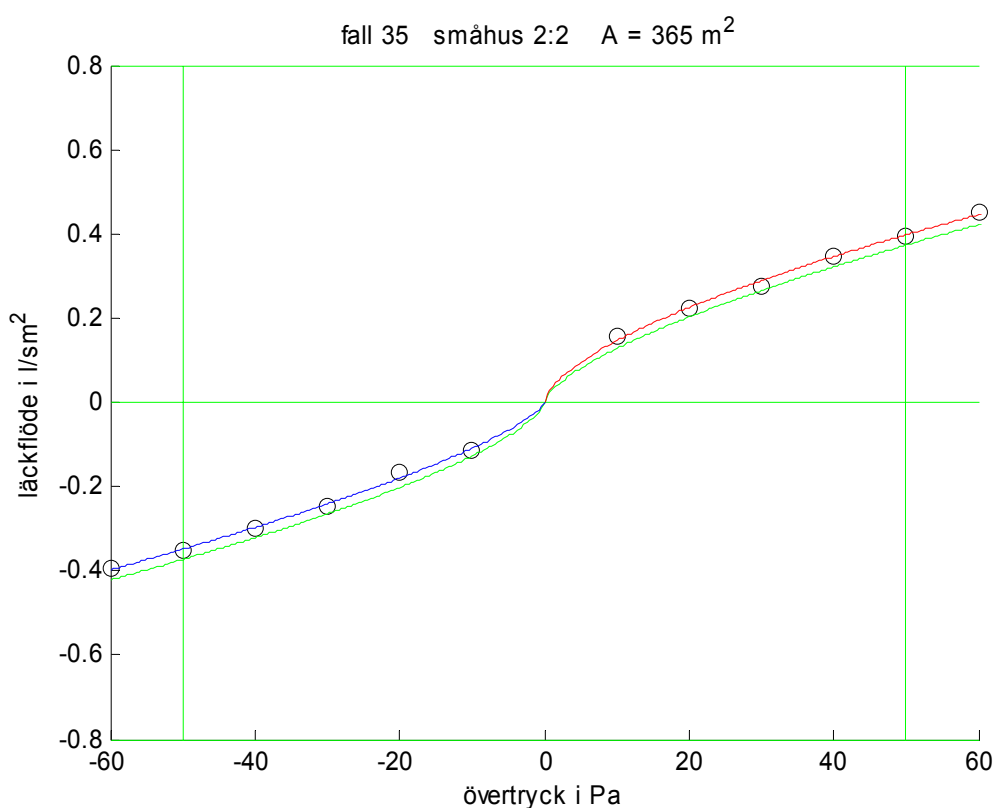
Figur 6.34 Provtryckningsdata och delmodeller för fall 34 småhus 2:1.

## 6.38 Fall 35 småhus 2:2

Provtryckning har utförts för LB-hus (2001b) med både över- och undertryck betecknat som etapp 2 (efterkontroll). Småhusets omslutande yta är beräknad till 365 m<sup>2</sup>. Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.35 och i Figur 6.35 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är mindre än 0.4 l/sm<sup>2</sup>, vilket ligger under BBR's värde för bostäder (0.8). Kurvorna i Figur 6.35 och siffrorna i Tabell 6.35 visar också att tätheten är sämre vid övertryck än vid undertryck. Modellparametern  $n$  är omkring 0.7, vilket visar på att tryckförluster är en blandning av både turbulenta och laminära tryckförluster.

Tabell 6.35 Resultat av modellanpassning med provtryckningsdata

fall	data	$n$	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:3}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:3}$ l/sm <sup>2</sup>
35:1	12	0.6679	0.3923	0.5686	0.3732	0.3729	0.3796	0.0241	0.0239	0.0262
35:2	6	0.6220	0.2972	0.3775	0.3976	0.3975	0.3996	0.0077	0.0062	0.0108
35:3	6	0.7209	0.5008	0.5369	0.3487	0.3483	0.3495	0.0062	0.0066	0.0066



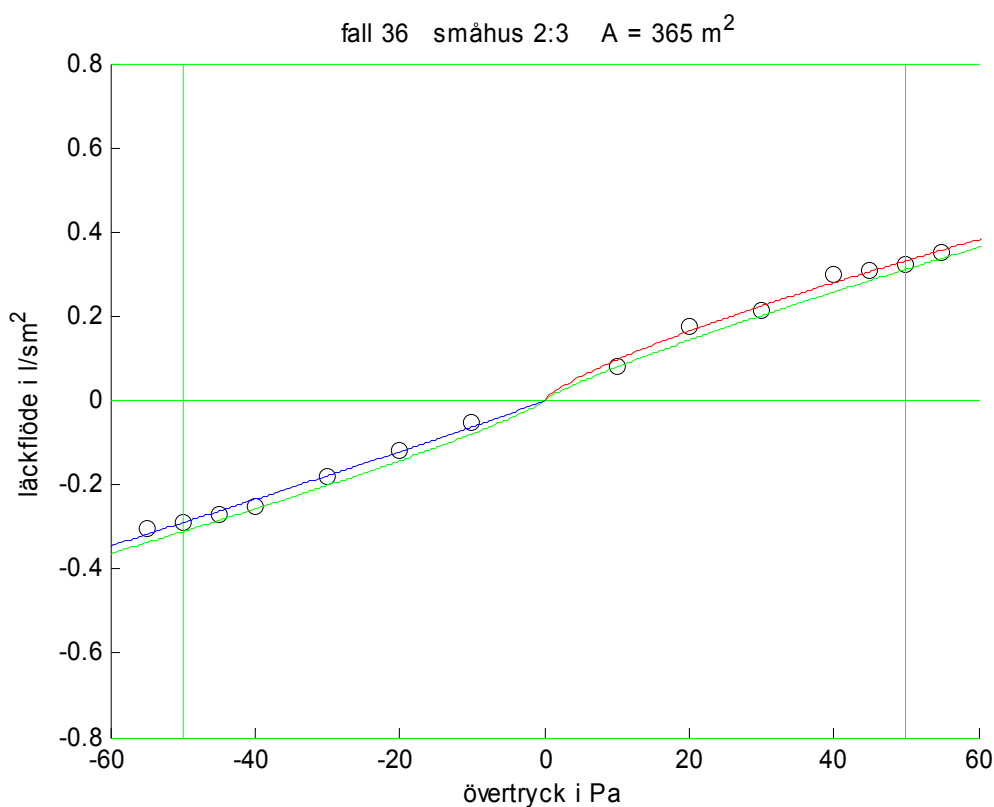
Figur 6.35 Provtryckningsdata och delmodeller för fall 35 småhus 2:2.

### 6.39 Fall 36 småhus 2:3

Provtryckning har utförts för LB-hus (2001c) med både över- och undertryck betecknat som etapp 3 (återkontroll). Småhusets omslutande yta är beräknad till 375 m<sup>2</sup>. Resultatet av provtryckningen redovisas i Tabell 6.36 och i Figur 6.36 nedan. Det beräknade läckaget  $q_{50}$  är omkring 0.3 l/sm<sup>2</sup>, vilket ligger under BBR's värde för bostäder (0.8). Kurvorna i Figur 6.36 och siffrorna i Tabell 6.36 visar också att tätheten är sämre vid övertryck än vid undertryck. Modellparametern  $n$  är omkring 0.8, vilket visar på att tryckförluster är mest laminära.

Tabell 6.36 Resultat av modellanpassning med provtryckningsdata

fall	data	$n$	$a_{lq}$	$a_{l\Delta p}$	$q_{50:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{50:3}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:1}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:2}$ l/sm <sup>2</sup>	$q_{rms:3}$ l/sm <sup>2</sup>
36:1	14	0.8501	0.7646	0.9014	0.3111	0.3117	0.3174	0.0234	0.0238	0.0241
36:2	7	0.7682	0.6055	0.6046	0.3319	0.3323	0.3316	0.0115	0.0124	0.0104
36:3	7	0.9505	0.9464	0.8982	0.2904	0.2910	0.2901	0.0095	0.0098	0.0088



Figur 6.36 Provtryckningsdata och delmodeller för fall 36 småhus 2:3.

## 6.40 Sammanfattning byggnaders lufttätet

Provtryckningsfall med minst tre mätvärden har sammanställts i fyra tabeller grupperat för lokaler, för lägenheter, för småhus och för hisschakt och trapphus. Parametrarna  $q_{50}$  för specifikt läckage och  $n$  för exponenten för tryckskillnaden för modell 1 och för enbart övertryck (delfall 2) eller enbart undertryck (delfall 3) och redovisas i Tabell 6.37-40. Varje tabell kommenteras i texten före tabellen.

Det är viktigt att påpeka att i samtliga fall har den totala omslutande ytan använts.

Det specifika läckage  $l/sm^2$  kan räknas om till en relativ effektiv läckarea under förutsättning att tryckfallet är kvadratisk i flödet. En tryckskillnad av 50 Pa ger en strömningshastighet av 9.13 m/s och ett specifikt läckage på  $1 l/sm^2$  motsvaras av en relativ effektiv läckarea på  $1.1 cm^2/m^2$ . Notera att den verkliga öppning är större eftersom någon kontraktion har inte medräknats.

Det specifika läckaget för fall 11 är mycket stort och beror på att lokalen är försedd med ett otätt undertak som i sin tur kan dölja stora öppningar. Om läckaget räknas om till en öppning fås en effektiv area på  $0.06 m^2$ , vilket tyder på någon större brist i tätheten.

De två fartygshytterna, fall 24 och 25, har också stora läckage och har också undertak som kan dölja brister i lufttäteten. En beräknad öppning för läckaget för de två hytterna får en läckarea på omkring  $0.01 m^2$ .

Fall 1, hotellrum, uppfyller kraven för lufttätet för lokaler. Fall 3, 4 och 5 har en bra lufttätet under även kravet för bostäder.

Parametern  $n$  för exponenten för tryckskillnaden varierar avrundat i intervallet (0.6-0.7).

Tabell 6.37 Provtryckning av lokaler

fall	objekt	delfall	data antal	yta $m^2$	$q_{50} l/sm^2$	$n$
1	hotellrum	2	3	79	1.25	0.70
1	hotellrum	3	3	79	1.41	0.70
3	rum 252	2	3	75	0.40	0.59
4	rum 239	2	3	75	0.36	0.64
5	rum 201	2	3	75	0.37	0.66
11	laboratorium 2	2	6	74	8.51	0.63
24	fartygshytt 8314	2	3	49	2.12	0.70
25	fartygshytt 8313	2	3	49	2.56	0.71

Samtliga lägenheter uppfyller kravet att det specifika läckaget skall vara mindre än 0.8 l/sm<sup>2</sup>. Om golv och tak inte tas med i den omslutande ytan, minskar denna yta till en 1/3-del. Det specifika läckaget ökar därför med en faktor 3. Om mellanväggar inte heller tas med, minskar den omslutande ytan till en 1/6-del. Det specifika läckaget ökar med en faktor 6.

Det specifika läckaget varierar något godtyckligt med tryckförhållandena. Det kan vara större för övertryck än för undertryck i vissa lägenheter och tvärtom i andra lägenheter. Omräkning av läckaget till en effektiv area för det sämsta fallet 13:2 med 405 m<sup>2</sup> och 0.64 l/sm<sup>2</sup> ger arean 285 cm<sup>2</sup> och för bästa fallet 33:3 med 243 m<sup>2</sup> och 0.11 l/sm<sup>2</sup> ger arean 29 cm<sup>2</sup>. Fall 13 och 14 är samma lägenhet före och efter en del tätningsåtgärder, vilka har haft en viss effekt på lufttätheten.

Parametern  $n$  för exponenten för tryckskillnaden varierar en del och två fall 28 och 30 har exponenter större än 1.0 för undertryck. En möjlig förklaring kan vara dåligt stängda inåtgående fönster. Medelvärde för exponenten  $n$  för Havshuset med fall 13, 14 och 26-30 för övertryck är 0.73 och 0.82 för undertryck. Samma sak för Vitruviushuset med fall 31-33 blir 0.55 för övertryck och 0.69 för undertryck.

Tabell 6.38 Provtryckning av lägenheter

fall	objekt	delfall	data antal	yta m <sup>2</sup>	q <sub>50</sub> l/sm <sup>2</sup>	n -
13	lägenhet h141	2	5	405	0.64	0.61
13	lägenhet h141	3	5	405	0.53	0.77
14	lägenhet h141	2	8	405	0.52	0.76
14	lägenhet h141	3	8	405	0.40	0.95
26	lägenhet h111	2	7	415	0.28	0.85
26	lägenhet h111	3	7	415	0.30	0.71
27	lägenhet h221	2	7	331	0.34	0.79
27	lägenhet h221	3	7	331	0.34	0.85
28	lägenhet h122	2	6	331	0.40	0.67
28	lägenhet h122	3	6	331	0.31	1.34
29	lägenhet h132	2	5	331	0.13	0.68
29	lägenhet h132	3	3	331	0.14	0.84
30	lägenhet h121	2	6	446	0.13	0.69
30	lägenhet h121	3	6	446	0.23	1.19
31	lägenhet 133c	2	6	404	0.23	0.59
31	lägenhet 133c	3	6	404	0.21	0.72
32	lägenhet 131c	2	6	356	0.26	0.51
32	lägenhet 131c	3	6	356	0.25	0.74
33	lägenhet 122c	2	6	243	0.20	0.53
33	lägenhet 122c	3	6	243	0.10	0.61

Ett viktigt påpekande är att samtliga lägenheter är försedda med frånluftsventilationssystem och med därtill hörande uteluftsventiler. Uteluftsventilernas specifika läckage kan skattas som följer. Det normenliga flödet för en lägenhet på 100 m<sup>2</sup> är 35 l/s. Antag att den omslutande ytan är 350 m<sup>2</sup>, vilket ger ett flöde på 0.1 l/sm<sup>2</sup>. Antag att uteluftsdonens tryckfall är 10 Pa för totalflödet 35 l/s. Detta ger omräknat till 50 Pa värdet 0.32 l/sm<sup>2</sup>. Slutsatsen är att uteluftsdonen dubblar en lägenhets läckage eller att den omslutande ytan läcker lika mycket som uteluftsdonen under förutsättning att uteluftsdonen inte är försedda med backventiler eller stormsäkringar, som aktivt påverkar flödet.

Alla de fyra provtryckningar av småhus i Tabell 6.39 med både över- och undertryck uppfyller lufttäthetskraven för bostäder. Fall 12 har nästa ett linjärt samband mellan flöde och tryckskillnad. Det andra småhuset uppvisar att lufttätheten förbättras från fall 34 till fall 35 efter åtgärder. Fall 36 en senare kontrollmätning visar att lufttätheten ökat ytterligare. Samtidigt har exponenten  $n$  ökat efterhand från fall 34 till fall 36.

Tabell 6.39 Provtryckning av småhus

fall	objekt	delfall	data antal	yta m <sup>2</sup>	q <sub>50</sub> l/sm <sup>2</sup>	n -
12	småhus 1	2	7	375	0.49	0.96
12	småhus 1	3	7	375	0.50	0.92
34	småhus 2:1	2	6	365	0.67	0.54
34	småhus 2:1	3	6	365	0.57	0.65
35	småhus 2:2	2	6	365	0.40	0.62
35	småhus 2:2	3	6	365	0.35	0.72
36	småhus 2:3	2	7	365	0.33	0.77
36	småhus 2:3	3	7	365	0.29	0.95

Siffrorna för det specifika läckaget för trapphus i Tabell 6.40 visar att läckaget genomgående är större vid undertryck än vid övertryck. En förklaring är att de trycksatta trapphusdörrarna är övervägande inåtgående i de tre trapphusen, vilka har samma uppbyggnad. Antalet inåtgående trapphusdörrar är 10, 11 och 11 utav totalt 12 för trapphus 1, 2 respektive 3. Fall 20 med kilar fixerade dörrar har marginellt större läckage vid övertryck än vid undertryck. Fall 21 med hjälp av cykelslangar igendragna trapphusdörrar uppvisar trots denna åtgärd ett något ökat läckage vid undertryck jämfört med övertryck. Skillnaden i tryckkraft på en trapphusdörr är omkring 200 N mellan högsta övertryck och högsta undertryck.

Helt tejpade trapphusdörrar, fall 22, ger givetvis lägsta luftläckaget utan något egentligt dörrläckage. Själva dörrläckaget kan beräknas och räknas om till en läckarea. För fall 15-17, 18-19 och 23 med opåverkade dörrar och övertryck fås specifikt läckage 0.61, 0.92 och 0.66 l/sm<sup>2</sup>. Omräkning till läckarea per trapphusdörr ger siffrorna 0.0046, 0.0048 och 0.0043 m<sup>2</sup> för trapphus 1, 2 respektive 3. Dessa tre värden kan jämföras med en dörromkrets på 6 m och en springbredd på 1 mm, vilket ger arean 0.006 m<sup>2</sup>.

Samma analys av de fem hissdörrarna i fall 2 ger en läckarea på 0.020 m<sup>2</sup>, vilket kan jämföras med ett geometriskt uppmätt medelvärde på 0.025 m<sup>2</sup>.

Tabell 6.40 Provtryckning av hisschakt och trapphus.

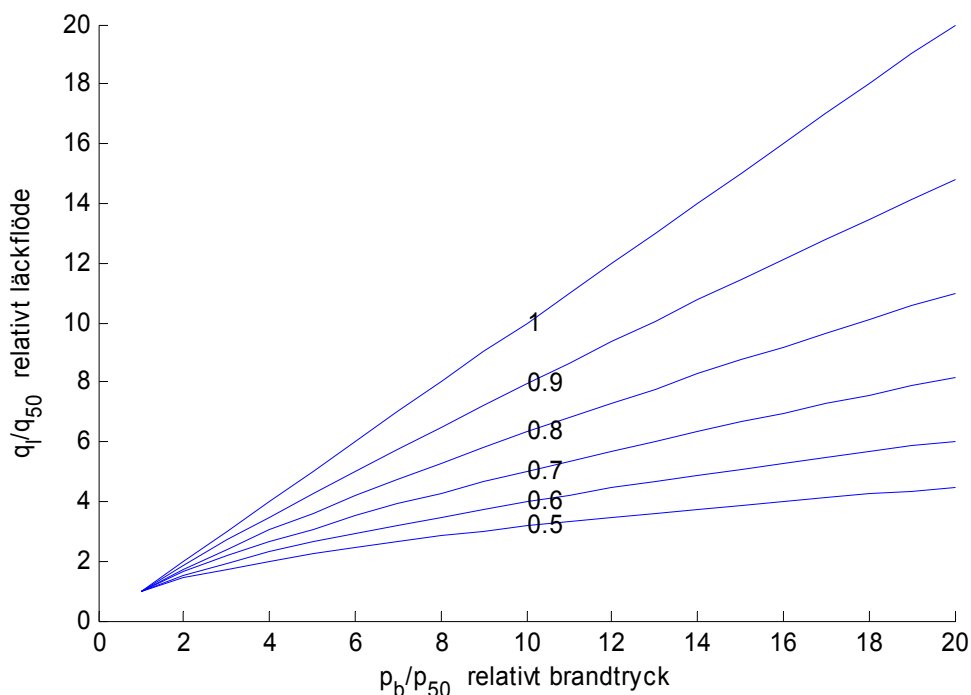
fall	objekt	delfall	data antal	yta m <sup>2</sup>	q <sub>50</sub> l/sm <sup>2</sup>	n -
2	hisschakt	2	3	318	2.84	0.45
15	trapphus 1	2	13	831	0.62	0.56
15	trapphus 1	3	12	831	0.92	0.96
16	trapphus 1	2	12	831	0.59	0.66
16	trapphus 1	3	12	831	0.90	1.02
17	trapphus 1	2	12	831	0.62	0.57
17	trapphus 1	3	12	831	0.82	1.04
18	trapphus 2	2	24	573	0.95	0.89
18	trapphus 2	3	13	573	1.23	0.67
19	trapphus 2	2	12	573	0.89	0.62
19	trapphus 2	3	12	573	1.18	0.74
20	trapphus 2	2	12	573	1.19	0.61
20	trapphus 2	3	12	573	1.16	0.58
21	trapphus 2	2	12	573	0.77	0.56
21	trapphus 2	3	12	573	0.88	0.70
22	trapphus 2	2	12	573	0.14	0.72
22	trapphus 2	3	12	573	0.15	0.74
23	trapphus 3	2	12	711	0.65	0.62
23	trapphus 3	3	12	711	1.00	0.74

En genomgående observation från alla provtryckningsmodeller är att exponenten  $n$  har inte varit 0.5 (turbulent tryckfall) och inte heller 1.0 (laminärt tryckfall). En enkel sammanställning görs genom att beräkna ett medelvärde för exponenten  $n$  för de tidigare fyra tabellfallen enligt Tabell 4.41 nedan. Antal data anges som index.

Tabell 6.41 Medelvärden för exponenten  $n$  och antal data

Tabell	objekt	övertryck $n_{data}$	undertryck $n_{data}$
6.37	lokaler	0.66 <sub>7</sub>	0.70 <sub>1</sub>
6.38	lägenheter	0.67 <sub>10</sub>	0.77 <sub>8</sub>
6.39	småhus	0.72 <sub>4</sub>	0.81 <sub>4</sub>
6.40	trapphus	0.60 <sub>9</sub>	0.80 <sub>9</sub>

Medelvärdet för exponenten  $n$  är omkring 0.6-0.7 för övertryck och omkring 0.7-0.8 för undertryck. Egenskaperna för övertryck som är intressanta när det gäller brandgasspridning. Flödesexponenten  $n$  har stor betydelse för hur en brand kan tryckavlastas med ett stort läckage och hur sambandet är mellan tryckskillnad och läckflöde. Hur det relativa läckflödet  $q_l/q_{50}$  beror på det relativa brandtrycket  $p_b/p_{50}$  redovisas i Figur 6.37 för några olika flödesexponenter  $n = 0.5(0.1)1.0$ . Kurvorna visar att om brandtrycket är 20 gånger större än provtrycket blir spridningen stor i läckflöde beroende på flödesexponenten  $n$ . Skillnaden i flödesexponent  $\Delta n$  mellan två modeller ger för denna tryckändringsfaktor på 20 en flödesfaktor på  $20^{\Delta n}$ .



Figur 6.37 Relativt läckflöde som funktion av relativt brandtryck för olika  $n$  enligt modell 1.



Det specifika läckaget  $q_{50}$  l/sm<sup>2</sup> vid en tryckskillnad av 50 Pa har sammanställts som ett medelvärde för både övertryck och undertryck för fallen i Tabell 6.38-40 och redovisas i Tabell 4.42. Fallen med lokaler i Tabell 6.37 har utelämnats. Variationen är mycket stor.

Det specifika läckaget  $q_{50}$  l/sm<sup>2</sup> är för både småhus och lägenheter mindre än kravet på högst 0.8 l/sm<sup>2</sup>. Det skall dock än en gång påpekas att här har hela den omslutande ytan använts.

Det specifika läckaget  $q_{50}$  l/sm<sup>2</sup> för trapphus som till övervägande delen är läckage i trapphusdörrar uppfyller kraven för lokaler på högst 1.6 l/sm<sup>2</sup>.

Tabell 6.42 Medelvärden för  $q_{50}$  l/sm<sup>2</sup>

Tabell	objekt	övertryck $q_{50}$ l/sm <sup>2</sup>	undertryck $q_{50}$ l/sm <sup>2</sup>
6.38	lägenheter	0.31	0.28
6.39	småhus	0.47	0.43
6.40	trapphus	0.78	1.01

## 6.41 Referenser

- Brandskyddslaget (1996) fall 6-7  
Resultat från provtryckning av lägenhet nr 1931-1-0200 daterad 1996-12-17.
- Brandskyddslaget (1997) fall 8-9  
Provtryckning av schaktväggar samt förslag på åtgärder,  
Karolinska sjukhuset byggnad B1 daterad 1997-10-13.
- Brandskyddslaget (1998) fall 3-5  
Plantan – Uppsala, resultat från fältförsök samt förslag på åtgärder  
mot spridning av brandgas via ventilationssystemet.
- Brandskyddslaget (2003) fall 1  
Hotellrum
- Brandskyddslaget (2004a) fall 2  
Trycksättning av utrymningshiss  
Rapport 2004-04-19, reviderad 2004-08-23
- Brandskyddslaget (2004b) fall 10  
Ångströmlaboratoriet – Skydd mot brandgasspridning via ventilationssystem  
Brandskyddstekniskt utlåtande 2004-09-10 Provtryckning 2004-08-05
- Brandskyddslaget (2004c) fall 11  
SMI 95:62  
Resultat från provtryckning Retziuslaboratoriet, 2004-09-28
- Brandskyddslaget (2005) fall 24-25  
PM Tryck och flödestest på Silja Symphony  
Projekt Fartygsventilation och brand, BRANDFORSK  
Provtryckning daterad 2005-11-24

Carlsson, Mikael (2004) Inomhusklimatproblem i Sundshuset, Västra hamnen i Malmö Rapport TVIT..04/5001	fall 13-14
Jensen, Lars (2005) Täthet och tryckfall i trapphus – Fullskaleförsök Rapport TVIT-05/7002	fall 15-23
Johansson, Martin och Irminger Street, Christopher (2003) Termisk komfort, vindpåverkan och energianvändning – för två lägenheter i Västra hamnen, BO01 Examensarbete byggt teknik, LTH Ingenjörshögskolan vid Campus Helsingborg	fall 26-27
Nilsson, Annika (2003) Energianvändning i nybyggda flerbostadshus på BO01-området i Malmö Rapport TVBH-3045	fall 28-33
LB-hus (2001a) Rapport täthetsprovning och läckagesökning med värmekamera i småhus BO01 utförd av Byggnadsingenjörerna Hessleholmen AB etapp 1 provdatum 2001-03-06	fall 34
LB-hus (2001b) Rapport täthetsprovning och läckagesökning med värmekamera i småhus BO01 utförd av Byggnadsingenjörerna Hessleholmen AB etapp 2 provdatum 2001-03-11	fall 35
LB-hus (2001c) Rapport täthetsprovning och läckagesökning med rökgas i småhus BO01 utförd av Byggnadsingenjörerna Hessleholmen AB etapp 3 provdataum2001-11-21	fall 36
Yxhult AB (2001) Rapport täthetsprovning och läckagesökning med rökgas i småhus BO01 utförd av Byggnadsingenjörerna Hessleholmen AB daterad 2001-12-20	fall 12