

# **Metod för dimensionering av bärförmåga vid brand med riskanalys**

***Martin Nilsson  
Mattias Ödén***

---

**Department of Fire Safety Engineering  
Lund University, Sweden**

**Brandteknik  
Lunds tekniska högskola  
Lunds universitet**

**Report 5236, Lund 2007**



**Metod för dimensionering av bärförmåga  
vid brand med riskanalys**

**Martin Nilsson  
Mattias Ödén**

**Lund 2007**

Metod för dimensionering av bärförmåga vid brand med riskanalys  
Method for fire resistance design of structural members with risk analysis

Martin Nilsson  
Mattias Ödén

**Report 5236**  
**ISSN: 1402-3504**  
**ISRN: LUTVDG/TVBB--5236--SE**

Number of pages: 129  
Illustrations: 46

**Keywords**

Risk analysis, performance based design, fire, risk, fire resistance, structural members, fire safety, load bearing capacity

**Sökord**

Riskanalys, analytisk dimensionering, funktionsbaserad dimensionering, brand, bärförmåga vid brand, bärande konstruktioner, brandskydd, risk

**Abstract**

The performance-based codes currently used for design of fire resistance of structural members are, implicitly or explicitly, based on maintaining a certain risk level. The risk level takes into account the potential injuries and casualties if structural collapse should occur in case of fire. Once the design is made, the risk level is not stated explicitly. A risk based design method is presented which has a potential of determining the effects of various fire safety systems, such as sprinkler and smoke evacuation systems, on structural members. The method starts with a description of the building and its characteristics and ends with either a probability distribution of collapse in case of fire or a description of the magnitude of the consequences and their corresponding probabilities.

© Copyright: Brandteknik, Lunds tekniska högskola, Lunds universitet, Lund 2007.

---

Brandteknik  
Lunds tekniska högskola  
Lunds universitet  
Box 118  
221 00 Lund

brand@brand.lth.se  
<http://www.brand.lth.se>

Telefon: 046 - 222 73 60

Department of Fire Safety Engineering  
Lund University  
P.O. Box 118  
SE-221 00 Lund  
Sweden

brand@brand.lth.se  
<http://www.brand.lth.se/english>

Telephone: +46 46 222 73 60

## **Förord**

Denna rapport utgör ett examensarbete på civilingenjörsprogrammet i riskhantering vid Lunds tekniska högskola. Arbetet motsvarar 40 poäng (60 ECTS) och påbörjades i mars 2007.

Vi vill tacka Fire Safety Design AB:s ledning och anställda för stöd under arbetets gång. Ett speciellt tack riktas till Sebastian Jeansson på Fire Safety Design AB för ovärderliga synpunkter och hjälp samt ett stort engagemang i vårt arbete.

Vi vill även tacka vår handledare på LTH Håkan Frantzich och vår examinator Robert Jönsson.

*Martin Nilsson*

*Mattias Ödén*

Lund 2007



## Sammanfattning

Lagstiftningen i Sverige ger möjlighet att dimensionera bärande konstruktioners brandmotstånd genom att använda brandmodeller som baseras på ett naturligt brandförlopp. Kravet på den bärande konstruktionen är att den, med vissa undantag, ska klara ett fullständigt brandförlopp. Vid deterministisk utvärdering av konstruktionens brandmotstånd anger lagstiftningen att konstruktionen ska dimensioneras för att motstå 80 % av brandbelastningen ur ett representativt statistiskt material. Detta innebär att brandbelastningen underskattas i 20 % av fallen och därmed tillåts i vissa fall att konstruktionen kollapsar, vilket ger utrymme för dimensionering av bärförmåga vid brand med riskanalys. Genom en dimensioneringsmetod med riskanalys kan brandskyddet optimeras mot den aktuella byggnadens förutsättningar. En riskanalytisk dimensioneringsmetod kan därmed bidra till att skapa flexibla brandtekniska lösningar och samtidigt säkerställa en specifik risknivå.

I arbetet utvecklas en metod för dimensionering av bärförmåga vid brand med riskanalys. Metoden bygger på ett flödesschema som börjar med byggnadens utformning och resulterar i risknivån för byggnaden. Genom att strukturera möjliga händelseförlopp i ett händelsetråd genereras möjliga scenarier. För att beräkna påverkan på konstruktionen i varje enskilt scenario krävs att temperaturen i brandrummet beskrivs över tiden, vilket görs med brandmodeller. Resultatet från dessa brandmodeller används sedan i en strukturanalys för att avgöra om konstruktionen uppfyller ett fastställt dimensioneringsvillkor. Dimensioneringsvillkoret kan generellt uttryckas som att bärförmågan under hela brandförloppet skall vara större än lasteffekten. För att erhålla risknivån krävs att många olika scenarier analyseras, vilket föranleder att det måste tas hänsyn till de osäkerheter som finns i indata. Med anledning av detta måste indata beskrivas med sannolikhetsfördelningar. Metoden avslutas med att genomföra en känslighets- och osäkerhetsanalys. Vidare kan dimensioneringen utföras på olika analysnivåer. Nivå 1 innebär beräkningar av flera scenarier och resulterar i en sannolikhetsfördelning för konsekvensen kollaps. Nivå 2 innebär att sannolikheten för olika konsekvenser utreds och resultatet presenteras i ett frekvens/konsekvensdiagram.

I rapporten exemplifieras metoden för dimensionering av bärförmåga vid brand med riskanalys i två tillämpningsexempel. Båda exemplen utförs på analysnivå 1. Resultatet i dessa tillämpningsexempel redovisas med en diskret sannolikhetsfördelning för skillnaden mellan den relativa bärförmågan och lasteffekten.

Den stora fördelen med metoden är att risken för kollaps uttrycks explicit och att det därmed finns möjlighet att avgöra huruvida införande av riskreducerande åtgärder såsom sprinkler och brandgasventilation går att motivera. Då dimensionering genomförs med riskanalys kan hänsyn tas till effekter och felfunktioner hos aktiva system. Ytterligare en fördel med metoden är att den utgår från byggnadens specifika egenskaper och det därmed finns möjlighet att väga in nyttjarens önskemål om flexibilitet i användningen med mera.

En nackdel med metoden är att ett stort antal beräkningar krävs för att beräkna risknivån. Med anledning av detta blir metoden, vid praktisk tillämpning, begränsad till att enkla modeller med låg beräkningsintensitet används. Detta blev tydligt vid beräkningen av tillämpningsexemplen. Det föreligger därmed ett utvecklingsbehov av en datormodell med låg beräkningsintensitet som kan beskriva brandens alla faser och som dessutom går att kombinera med en modell för strukturanalys. För att metoden skall kunna användas i praktiken krävs dessutom riktlinjer för vilken risknivå som är acceptabel avseende kollaps av bärande konstruktioner vid brand.





## Summary

The Swedish building code allows the design of fire resistance of load bearing capacity in to be based on models of natural fire curves i.e. performance based design. The code states that the fire resistance of load bearing capacity i.e. should be greater than the fire severity through out the whole fire scenario. When evaluating the fire resistance of structural members deterministically the structural members should withstand at least 80 % of the fire load density in a statistically representative material. Since the design is based on the 80-percentile of the fire load density it is sometimes acceptable that the building collapse, which presents an opportunity for fire resistance design of structural members with risk analysis. With a methodology for fire resistance design of structural members with risk analysis the fire safety design could be optimized for the specific building. The methodology can consequently contribute to flexible fire safety solutions and secure a certain risk level.

In the report a methodology for fire resistance design of structural members with risk analysis is developed. The methodology is built on a structured working process which starts with the characteristics of the building and ends with a risk level for the building. By structuring the possible chains of events in an event tree the scenarios are generated. To estimate the fire severity on the structural members it is necessary to have a temperature-time curve for the fire room, which is obtained with different fire models. The temperature-time curve is then used as input to a structural analysis so that the design criterion can be evaluated. The design criterion states, in general terms, that the fire resistance should be greater than the fire severity through out the fire scenario. To obtain the specific risk level for the building many different scenarios have to be evaluated and it is consequently necessary to describe different inputs with probability distributions. As the last step in the methodology a sensitivity and uncertainty analysis is preformed. The design can be made in two different levels of analysis. At level 1 different scenarios are evaluated and the result is presented as a probability distribution for the consequence collapse. At the second level the probability for different consequences is calculated and the result is presented in a frequency-consequence diagram. Every higher level demands that an analysis on the level under is performed.

In the report the methodology for fire resistance design of structural members is exemplified with two cases. The two examples are performed on the first level of analysis. The result is presented as a probability distribution for the difference between the fire resistance and the fire severity.

The advantage of the model is that the risk for collapse is expressed explicitly. Therefore it gives a possibility to determine whether risk reducing actions are beneficial or not. When applying the methodology it is possible to account for effects and failure rate of fire safety systems. Another advantage with the methodology is that it works on the supposition of the specific building characteristics and it is therefore possible to take into account the user's wishes regarding e.g. flexibility.

A disadvantage with the methodology is that a large number of calculations are to be performed in order to obtain the risk level. On account of this the methodology will be limited to the use of not so sophisticated fire models, which became clear when calculating the examples. Because of this there is a need for development of a computer model which can describe all the phases in a fire and be combined with the structural analysis. Furthermore the computer model needs to be efficient in order to calculate a lot of scenarios. To be able to use the methodology in practice guidelines for acceptable risk levels need to be developed.



# Innehållsförteckning

<b>1</b>	<b>INLEDNING.....</b>	<b>1</b>
1.1	BAKGRUND.....	1
1.2	BEGREPP OCH DEFINITIONER .....	2
1.3	PROBLEMFÖRMULERING .....	3
1.3.1	<i>Syfte och mål .....</i>	<i>3</i>
1.4	AVGRÄNSNINGAR.....	4
1.5	METODBESKRIVNING.....	4
1.6	LÄSHÄNVISNING.....	5
<b>2</b>	<b>REGELMÄSSIGA FÖRUTSÄTTNINGAR.....</b>	<b>6</b>
<b>3</b>	<b>TEORETISK BAKGRUND .....</b>	<b>9</b>
3.1	DOMÄNER OCH DIMENSIONERINGSVILLKOR .....	9
3.1.1	<i>Utvärdering i temperaturdomänen.....</i>	<i>9</i>
3.1.2	<i>Utvärdering i hållfasthetsdomänen .....</i>	<i>10</i>
3.1.3	<i>Utvärdering i tidsdomänen.....</i>	<i>10</i>
3.2	DIMENSIONERING AV BÄRFÖRMÅGA VID BRAND .....	14
3.2.1	<i>Partialkoefficientmetoden .....</i>	<i>14</i>
3.2.2	<i>Dimensionering genom klassificering .....</i>	<i>15</i>
3.2.3	<i>Brandförlopp.....</i>	<i>17</i>
3.2.4	<i>Dimensionering baserad på modell av naturligt brandförlopp.....</i>	<i>17</i>
<b>4</b>	<b>METOD FÖR DIMENSIONERING AV BÄRFÖRMÅGA VID BRAND MED RISKANALYS ....</b>	<b>19</b>
4.1	BYGGNADSKARAKTÄRISTIKA .....	21
4.2	ANALYSNIVÅ, DOMÄNVAL, DIMENSIONERINGSVILLKOR OCH DESIGNKRITERIUM .....	23
4.2.1	<i>Analysnivå - Från deterministisk dimensionering till dimensionering genom riskanalys.....</i>	<i>23</i>
4.2.2	<i>Domänval och dimensioneringsvillkor.....</i>	<i>27</i>
4.2.3	<i>Designkriterium.....</i>	<i>27</i>
4.3	VAL AV BRANDMODELLER OCH GENERERING AV BRANDSCENARIER .....	28
4.3.1	<i>Indata .....</i>	<i>30</i>
4.3.2	<i>Aktiva systems påverkan på brandförloppet.....</i>	<i>31</i>
4.3.3	<i>Övertändningskriterium .....</i>	<i>32</i>
4.3.4	<i>Val av brandmodell .....</i>	<i>33</i>
4.4	STRUKTURANALYS SAMT UTVÄRDERING AV DIMENSIONERINGSVILLKOR .....	37
4.4.1	<i>Indata .....</i>	<i>37</i>
4.4.2	<i>Temperatur i konstruktionsdelar .....</i>	<i>37</i>
4.4.3	<i>Bärförmåga hos konstruktionen .....</i>	<i>41</i>
4.4.4	<i>Utvärdering av dimensioneringsvillkor.....</i>	<i>44</i>
4.5	KONSEKVENSBESKRIVNING .....	45
4.6	SANNOLIKHET FÖR KONSEKVENSER OCH UTVÄRDERING AV DESIGNKRITERIUM.....	45
4.6.1	<i>Analysnivå 1 .....</i>	<i>45</i>
4.6.2	<i>Analysnivå 2 .....</i>	<i>46</i>
4.7	BEHANDLING AV OSÄKERHETER OCH KÄNSLIGHETSANALYS.....	46
<b>5</b>	<b>TILLÄMPNING AV DIMENSIONERING MED RISKANALYS EXEMPEL 1.....</b>	<b>49</b>
5.1	BYGGNADSKARAKTÄRISTIKA .....	49
5.2	ANLYSNIVÅ, DOMÄNVAL OCH DIMENSIONERINGSVILLKOR .....	50
5.3	VAL AV BRANDMODELL OCH GENERERING AV BRANDSCENARIER .....	50
5.3.1	<i>Indata .....</i>	<i>50</i>
5.3.2	<i>Aktiva systems påverkan på brandförloppet.....</i>	<i>53</i>
5.3.3	<i>Övertändningskriterium .....</i>	<i>54</i>
5.3.4	<i>Val av brandmodell .....</i>	<i>54</i>
5.4	STRUKTURANALYS SAMT UTVÄRDERING AV DIMENSIONERINGSVILLKOR .....	55
5.4.1	<i>Indata .....</i>	<i>55</i>
5.4.2	<i>Temperatur i konstruktionsdelar .....</i>	<i>55</i>
5.4.3	<i>Bärförmåga hos konstruktionen .....</i>	<i>56</i>
5.4.4	<i>Utvärdering av dimensioneringsvillkor.....</i>	<i>56</i>

5.5	KONSEKVENSBESKRIVNING .....	56
5.6	SANNOLIKHET FÖR KONSEKVENSER OCH UTVÄRDERING AV DESIGNKRITERIUM.....	56
5.6.1	<i>Sannolikhet för kollaps</i> .....	56
5.6.2	<i>Designkriterium</i> .....	57
5.7	BEHANDLING AV OSÄKERHETER OCH KÄNSLIGHETSANALYS.....	57
5.7.1	<i>Känslighetsanalys</i> .....	57
5.7.2	<i>Osäkerheter</i> .....	58
5.8	BERÄKNING AV ETT SCENARIO .....	59
5.8.1	<i>Generering och val av brandmodell</i> .....	59
5.8.2	<i>Strukturanalys</i> .....	60
<b>6</b>	<b>TILLÄMPNING AV DIMENSIONERING MED RISKANALYS EXEMPEL 2.....</b>	<b>61</b>
6.1	BYGGNADSKARAKTÄRISTIKA .....	61
6.2	ANLYSNIVÅ, DOMÄNVAL OCH DIMENSIONERINGSVILLKOR .....	62
6.3	VAL AV BRANDMODELL OCH GENERERING AV BRANDSCENARION.....	62
6.3.1	<i>Indata</i> .....	62
6.3.2	<i>Aktiva systems påverkan på brandförloppet</i> .....	65
6.3.3	<i>Övertändningskriterium</i> .....	65
6.3.4	<i>Val av brandmodell</i> .....	66
6.4	STRUKTURANALYS SAMT UTVÄRDERING AV DIMENSIONERINGSVILLKOR .....	66
6.4.1	<i>Indata</i> .....	66
6.4.2	<i>Temperatur i konstruktionsdelar</i> .....	67
6.4.3	<i>Bärförmåga hos konstruktionen</i> .....	67
6.4.4	<i>Utvärdering av dimensioneringsvillkor</i> .....	67
6.5	KONSEKVENSBESKRIVNING .....	68
6.6	SANNOLIKHET FÖR KONSEKVENSER OCH UTVÄRDERING AV DESIGNKRITERIUM.....	68
6.6.1	<i>Sannolikhet för kollaps</i> .....	68
6.6.2	<i>Designkriterium</i> .....	69
6.7	BEHANDLING AV OSÄKERHETER OCH KÄNSLIGHETSANALYS.....	69
6.7.1	<i>Känslighetsanalys</i> .....	69
6.7.2	<i>Osäkerheter</i> .....	70
6.8	BERÄKNING AV ETT SCENARIO .....	71
6.8.1	<i>Generering och val av brandmodell</i> .....	71
6.8.2	<i>Strukturanalys</i> .....	71
<b>7</b>	<b>DISKUSSION OCH SLUTSATSER .....</b>	<b>72</b>
7.1	FÖR- OCH NACKDELAR MED METODEN .....	72
7.2	UTVECKLINGSBEHOV .....	73
7.3	UPPFYLLNAD AV RAPPORTENS SYFTE OCH MÅL.....	74
<b>8</b>	<b>REFERENSER .....</b>	<b>75</b>
<b>BILAGA A BERÄKNINGSMETODER</b>		
<b>BILAGA B JÄMFÖRELSE EN-ZONSMODELLER</b>		
<b>BILAGA C JÄMFÖRELSE AV TVÅ-ZONSMODELLER</b>		
<b>BILAGA D BRANDGASVENTILATION</b>		
<b>BILAGA E AKTIVERINGSTID FÖR SPRINKLER</b>		

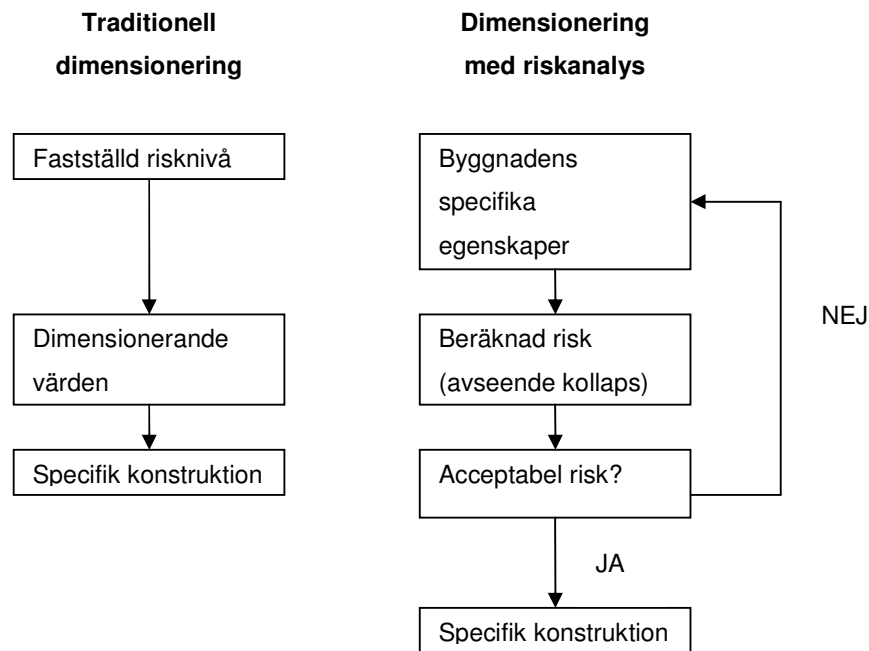
# 1 Inledning

Nedan ges en beskrivning av bakgrunden till examensarbetet och centrala begrepp och definitioner använda i rapporten presenteras. Vidare beskrivs problemformulering, syfte och mål samt metoden för att genomföra arbetet.

## 1.1 Bakgrund

Föreskrifterna i Sverige medger två olika dimensioneringsalternativ för bärförmåga vid brand, dimensionering genom klassificering och dimensionering baserad på en modell av naturligt brandförlopp (Boverket, 2003). Vid dimensionering genom klassificering jämförs byggnadsdelars brandmotstånd, testade enligt standardiserade testmetoder (brandmotståndet kan även avgöras genom beräkning eller en kombination av beräkning och provning), mot den för byggnaden föreskrivna brandtekniska klassen (Anderberg & Pettersson, 1991). Den föreskrivna brandtekniska klassen beror bland annat på byggnadens användningsområde, antal våningar och brandbelastning. Dimensionering baserad på modell av naturligt brandförlopp, regleras i Boverkets konstruktionsregler (BKR) 10:22 och bygger på att konstruktionens minsta bärförmåga vid brandpåverkan jämförs med den dimensionerande lasteffekten (Boverket, 2003). I byggnader av högsta brandtekniska byggnadsklass (Br1) skall konstruktionen dimensioneras för ett fullständigt brandförlopp, för lägre klasser ges dock lättnader. Denna typ av dimensionering görs ofta deterministisk, i avseendet att ett dimensionerande scenario väljs för byggnaden i fråga, och oftast förutsätts övertändning. I de fall övertändning inte kan förväntas, analyseras istället effekterna av en lokal brand (Boverket, 2003).

Även då dimensionering av bärande konstruktioner med dagens metod utförs deterministiskt grundar sig BKR på ett riskbaserat tänkande. Vid dimensionering sker indelning av byggnaderna i tre olika säkerhetsklasser beroende på hur stor risken för personskador är vid kollaps och valet av säkerhetsklass speglar därmed konsekvensen om brott skulle inträffa (Boverket, 2003). Dimensionering av byggnadens bärande konstruktioner sker sedan med utgångspunkt i denna säkerhetsklass för att uppfylla en fastställd risknivå. En dimensionering med riskanalys utgår från byggnadsspecifika egenskaper och risken för kollaps beräknas. I och med att byggnadens specifika egenskaper används blir analysen noggrannare. Figur 1:1 visar skillnaden mellan traditionell dimensionering och dimensionering med riskanalys. I metoden med dimensionering med riskanalys finns också möjlighet att beräkna sannolikheter för olika konsekvenser. Den i dimensionering med riskanalys beräknade risken jämförs sedan med en fastställd acceptabel risk. Författarnas tanke är att den acceptabla risken varierar beroende på bland annat byggnadens placering, användningsområde, utformning med mera, det vill säga med de potentiella konsekvenserna. Därför kan en avvägning av acceptabel risk för varje specifik byggnad, som inte är begränsad till tre intervall, medföra en optimering av bärförmågan.



Figur 1:1 Schematisk beskrivning av skillnaden mellan traditionell dimensionering och dimensionering genom riskanalys avseende bärförmåga vid brand

Dimensionering med riskanalys möjliggör också att hänsyn kan tas till effekterna av aktiva system, såsom till exempel brandgasventilation och sprinkler. I de deterministiska metoderna tillgodoräknas sprinkler genom att brandbelastningen reduceras med avseende på att risknivån ska vara konstant. Installation av sprinkler medför dock inte att brandbelastningen minskas, istället påverkas effektutvecklingen av sprinklern då denna aktiverar. Med dimensionering med riskanalys kan sannolikheten för att sprinklern inte fungerar vägas in, även dess effekt på brandförloppet kan behandlas. På detta sätt simuleras sprinklernas effekt så som den verkligen är i händelse av brand.

I komplexa byggnader, till exempel höga byggnader, skulle det kunna förekomma fall där dimensionering genom klassificering av bärförmåga vid brand innebär en oacceptabel risk för kollaps. Detta eftersom brandmotståndet hos bärande konstruktioner är samma för alla byggnader med fler än åtta våningsplan. De ekonomiska konsekvenserna av kollaps i en hög byggnad kan vara stora likväl som personskadorna. En dimensioneringsmetod med riskanalys kan då kvantifiera risker och hjälpa till i beslutsprocessen för huruvida riskreducerande åtgärder ska införas eller ej.

## 1.2 Begrepp och definitioner

De begrepp och definitioner som anges nedan är anpassade efter rapportens syfte och är författarnas egna tolkningar.

**Acceptabel risk** Fastställd risknivå som utgör designkriterium vid dimensionering.

**Brandbelastning** Den energi per kvadratmeter omslutningsarea som kan frigöras då allt brännbart material förbränns. Anges oftast i MJ m<sup>-2</sup>.

<b>Brandmodell</b>	Modell för att simulera brandförlopp i en byggnad eller brandcell. Modellen kan resultera i omfattande utdata, för rapporten är en temperatur/tidkurva det intressanta.
<b>Brandmotstånd</b>	En byggnadsdels förmåga att motstå den påfrestning som en brand orsakar.
<b>Deterministisk dimensionering</b>	Dimensionering där endast ett dimensionerande scenario analyseras.
<b>Dimensionering med riskanalys</b>	Dimensionering som utgår från egenskaper för den specifika byggnaden. Slutresultatet uttrycks i sannolikheter för konsekvenser. Vid dimensionering med denna metod tillämpas inte säkerhetsfaktorer, osäker indata representeras med fördelningar. Acceptabel risk måste bestämmas individuellt för den specifika byggnaden.
<b>Kollaps</b>	Då lasteffekten överstiger bärförmågan.
<b>Naturligt brandförlopp</b>	Temperatur/tidkurvor som representerar ett verkligt brandförlopp, med temperaturtillväxt och avsvalningsfas likt ett verkligt brandförlopp. Begreppet naturligt brandförlopp anses ofta vara synonymt med Magnusson och Thelanderssons brandkurvor, i denna rapport används begreppet vidare.
<b>Risk</b>	Frekvensen för en negativ konsekvens till följd av en viss händelse (Kaplan, 1997).
<b>Scenario</b>	Ett scenario är en sluthändelse i ett händelsetråd och innebär i rapporten ett tänkbart brandförlopp. Ett scenario kan representeras av en eller flera temperatur/tidkurvor beroende på hur många positioner i rummet som studeras.

### **1.3 Problemformulering**

Idag finns det ansatser till dimensionering med riskanalys av bärförmåga vid brand, men dock ingen metod som omfattar hela arbetsgången. Enligt ovan framgår att det finns ett användningsområde för en väldefinierad metod med en tydlig arbetsgång som kvantifierar sannolikheten för kollaps av bärande konstruktioner i händelse av brand.

#### **1.3.1 Syfte och mål**

Arbetets mål är att formulera en metod, för dimensionering av bärförmåga vid brand med riskanalys, som kvantifierar risken för kollaps av bärande konstruktioner i händelse av brand. Vidare avses att exemplifiera metoden med beskrivande exempel samt att identifiera problemområden där vidare utredning kan behövas.

Syftet med arbetet är att visa på beräkningsmetoder som kan användas i en dimensionering av bärförmåga vid brand med riskanalys för att uppnå en optimal nivå på brandskyddet för bärande konstruktioner. Detta med en förhoppning om att brandteknisk projektering i framtiden till större del kommer att grunda sig på riskanalyser än vad de gör idag.

Ytterligare ett syfte med rapporten är att visa att det är möjligt att dimensionera bärförmåga vid brand med riskanalys.

## **1.4 Avgränsningar**

I riskanalysen ingående metoders osäkerheter kommer inte att kvantifieras närmare. Att utvärdera olika metoder för simuleringar av brandförlopp och strukturanalys är ett stort arbete och kommer inte att rymmas inom ramen för denna rapport. Naturligtvis beror osäkerheten i resultaten på de använda delmetoderna för de olika delmomenten, men detta påverkar inte arbetsgången.

Försök kommer inte att göras för att formulera kriterier för acceptabel risk uttryckt som sannolikhet för konsekvensen kollaps, givet brand. Författarna nöjer sig med att konstatera att lagstiftningen ger utrymme för att använda dimensionering med riskanalys. Att sätta kriterier för acceptabel risk är en komplicerad process med inverkan av många faktorer såsom till exempel typ av byggnad, byggnadens geografiska placering och användningsområde. Författarnas uppfattning är att kriterium för acceptabel risk bör variera för olika typer av byggnader, varför utrymme inte finns att studera detta i examensarbetet.

Rapporten är ett teoretiskt arbete med att applicera riskanalys vid dimensionering av bärförmåga vid brand. Denna rapport skall ses som ett inlägg i debatten avseende dimensionering av bärförmåga vid brand och den utvecklade metoden för dimensionering med riskanalys är ett första steg mot en fullständig dimensioneringsmetod.

I rapporten analyseras inte i vilken utsträckning partialkoefficientmetoden tar hänsyn till personskador, det konstateras bara att den huvudsakliga skadan anses vara kollaps av byggnaden i denna metod.

## **1.5 Metodbeskrivning**

Nedan beskrivs översiktligt det tillvägagångssätt som användes för att formulera metoden för dimensionering av bärförmåga vid brand med riskanalys.

Arbetet inleddes med en studie och beskrivning av den gällande lagstiftningen som styr dimensionering av bärförmåga vid brand samt en tolkning av densamma för att klargöra vilka möjligheter som finns till dimensionering med riskanalys.

För att formulera metoden genomfördes litteraturstudier för att identifiera de metoder som idag används för dimensionering av bärförmåga vid brand. Utvalda metoder beskrivs i avsnitt 3.1, 4.3.3, 4.3.4, och 4.4, där dess tillämpningsområden och begränsningar diskuteras för att utreda för vilka scenarier de är användbara i en riskanalytisk dimensioneringsmetod. Flertalet av de identifierade metoderna kräver att modeller, för att simulera brandförlopp och genomföra strukturanalys, kombineras för dimensioneringen.

Dimensioneringsmetoder behöver en tydlig arbetsgång varför ett flödesschema tidigt upprättades. Riskanalysmetoder användes för att strukturera olika möjliga händelseförlopp. I metoden appliceras klassisk riskanalys på brandteknisk dimensionering. Metoden formulerades genom att kombinera lämpliga identifierade deterministiska metoder för brandförlopp och strukturanalys. För att kunna hantera osäker indata genomfördes ytterligare en litteraturstudie för att identifiera lämpliga fördelningar för indata. Då metoden innehåller olika osäkerheter studerades möjliga sätt att behandla dess och riktlinjer för känslighets- och osäkerhetsanalys presenteras.



För att illustrera och förtydliga metoden genomfördes två tillämpningsexempel. Tillämpningsexemplen skiljer sig åt avseende antal våningar för de olika byggnaderna samt materialet i den bärande konstruktionen. För att möjliggöra beräkning av de två tillämpningsexemplen utvecklades ett script i Matlab för att automatisera processen så att stora mängder beräkningar kunde hanteras.

## **1.6 Lëshänvisning**

Avsnitt 2 beskriver de regelmässiga förutsättningar som finns vid dimensionering av bärförmåga vid brand och riktar sig till läsare som inte är väl bekanta med den svenska bygglagstiftningen.

Avsnitt 3 ger en teoretisk bakgrund till branddynamik och deterministisk dimensionering av bärförmåga vid brand. Avsnittet riktar sig till läsare som inte är väl förtrogna med partialkoefficientmetoden, dimensionering genom klassificering, dimensionering baserad på modell av naturligt brandförlopp och utvärdering av dimensioneringsvillkor i olika domäner.

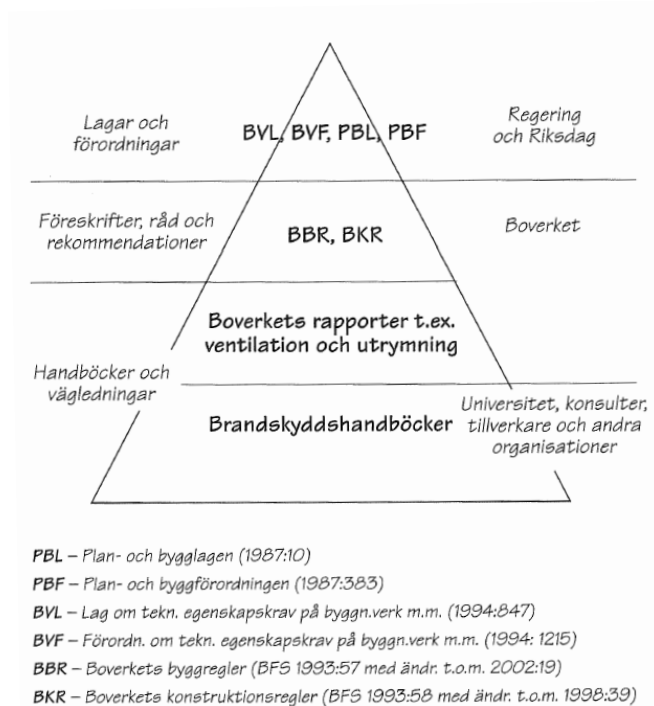
Avsnitt 4 beskriver den utvecklade metoden och utgör huvuddel av rapporten. Metoden presenteras och exemplifieras sedan i avsnitt 5 och 6.

I avsnitt 7 dras slutsatser från tillämpningsexemplen, för- och nackdelar med metoden presenteras samt framtida utvecklingsbehov identifieras.

## 2 Regelmässiga förutsättningar

I detta avsnitt ges en beskrivning av de regelmässiga förutsättningar som finns för dimensionering av bärförmåga vid brand. Detta för att ge en bakgrund till vilka krav som ställs och vilka möjligheter som finns vid dimensionering.

Plan- och bygglagen (1987:10) och Lag om tekniska egenskapskrav på byggnadsverk med mera (1994:847) är de två lagar som i Sverige reglerar byggnadstekniskt brandskydd (Bengtson, Lundin & Johansson, 2005). Vidare finns förordningar, föreskrifter, råd, rekommendationer och handböcker samt vägledning. Figur 2:1 visar den hierarkiska uppbyggnaden av bygglagstiftningen.



Figur 2:1 Hierarkisk uppbyggnad av bygglagstiftningen (Bengtson et al., 2005)

2 § i Lag om tekniska egenskapskrav på byggnadsverk med mera (1994:847) rör krav på byggnader i händelse av brand samt dess bärförmåga.

*”2 § Byggnadsverk som uppförs eller ändras skall, under förutsättning av normalt underhåll, under en ekonomiskt rimlig livslängd uppfylla väsentliga tekniska egenskapskrav i fråga om*

- 1. bärförmåga, stadga och beständighet,*
  - 2. säkerhet i händelse av brand*
- ...”*

4 § i Förordning om tekniska egenskapskrav på byggnadsverk med mera (1994:1215) berör bärförmåga och brand.

*”4 § Byggnadsverk skall vara projekterade och utförda på ett sådant sätt att*

1. byggnadsverkets bärförmåga vid brand kan antas bestå under en bestämd tid,
2. utveckling och spridning av brand och rök inom byggnadsverket begränsas,
3. spridning av brand till närliggande byggnadsverk begränsas,
4. personer som befinner sig i byggnadsverket vid brand kan lämna det eller räddas på annat sätt, och
5. räddningsmanskapets säkerhet vid brand beaktats.”

Kraven på byggnadsverkets bärförmåga vid brand specificeras närmare av Boverket genom deras rätt att utfärda föreskrifter enligt 21 § i Lag om tekniska egenskapskrav på byggnadsverk med mera (1994:847) och 18 § i Förordning om tekniska egenskapskrav på byggnadsverk med mera (1994:1215). De föreskrifter som Boverket publicerat på området är Regelsamling för byggande – Boverkets byggregler, BBR, (Boverket, 2006) och Regelsamling för konstruktion – Boverkets konstruktionsregler, BKR, (Boverket, 2003).

Brandskydd behandlas i BBR avsnitt 5 och bärförmåga vid brand regleras vidare i BBR 5:8. Där ges det två alternativ för dimensionering av bärverk, dimensionering genom klassificering och dimensionering baserad på modell av naturligt brandförlopp, vilka regleras i BBR 5:82 respektive 5:83. Bredvid i avsnitt 5 beskrivna krav på dimensionering av brandskydd öppnar BBR för alternativ utformning av brandskyddet, se BBR 5:11 nedan.

*BBR 5:11 ”Brandskyddet får utformas på annat sätt än vad som anges i detta avsnitt (avsnitt 5), om det i särskild utredning visas att byggnadens totala brandskydd därigenom inte blir sämre än om samtliga aktuella krav i avsnittet uppfylls (BFS 1995:17)*

Boverket (2006) ger också genom allmänt råd till paragrafen instruktioner om att sådana alternativa lösningar särskilt skall utredas och dokumenteras i brandskydds-dokumentationen om något av de övriga kraven i avsnitt 5 inte är uppfyllda. Paragrafen ovan möjliggör tillgodoräknande av brandskyddsåtgärder utöver vad som är föreskrivet i BBR avsnitt 5. En dimensioneringsmetod med riskanalys kan till exempel visa att installation av ett tekniskt system tillsammans med en lägre bärförmåga vid brand ger samma risk som då det tekniska systemet inte finns och bärförmågan är högre. Med anledning av detta kan dimensionering med riskanalys vara ett sätt att visa på att byggnadens totala brandskydd inte försämras enligt BBR 5:11.

I det allmänna rådet till BBR 5:83 hänvisas till BKR för ytterligare föreskrifter och allmänna råd vid dimensionering baserad på modell av naturligt brandförlopp. BKR 10:221 och 10:222 behandlar denna typ av dimensionering.

*BKR 10:221 ”Det dimensionerade värdet på brandbelastningen skall vara det värde som inryms i 80 % av de observerade värdena i ett representativt statistiskt material. Vid dimensionering av byggnadsdelar som enligt tabell (a), kolumn 1, i avsnitt 5:821 i BBR, skall vara utförda i klass R 90, skall dock detta värde på brandbelastningen ökas med 50 %. (BFS 1998:39)*

*Byggnadsdelar som skall vara utförda i klass R 60 eller högre skall dimensioneras under fullständigt brandförlopp (inkl. avsvälning), medan det för lägre brandtekniska klasser gäller under den tid som klassbeteckningens tal anger (dock exkl. avsvälning).”*

Eftersom ett brandförlopps varighet ökar med brandbelastningen ökar då också påfrestningen från branden. Eftersom dimensionering sker efter 80 % percentilen, medför

detta att kollaps accepteras i vissa fall. Det är därmed intressant att utreda sannolikheten för kollaps i händelse av brand, vilket kan göras med en riskanalys. Tidskravet som behandlas i 4 § 1 p Förordning om tekniska egenskapskrav på byggnadsverk med mera (1994:1215) ges i BKR 10:221 ett bestämt värde. Om det vid dimensionering genom klassificering ställs krav på R 60 eller högre skall byggnaden dimensioneras för ett fullständigt brandförlopp annars ges lättnad till den tid som klassbeteckningen anger i BBR 5:821. Det skall dock poängteras att i övrigt har dimensioneringen genom klassificering och dimensionering baserad på modell av naturligt brandförlopp inget samband.

*BKR 10:222 "Gasttemperaturen  $T_i$  i en brandcell beräknas ur värme- och massbalanskvationer (modell av naturligt brandförlopp). Hänsyn får tas till automatisk vattensprinkleranläggning och brandgasventilation.*

*I de fall övertändning inte kan förväntas, utan branden blir lokalt begränsad, får gasttemperaturen  $T_i$  antas bero av brandarean och effektutvecklingen i stället för brandbelastningens storlek."*

Paragrafen medför en distinkt skillnad mellan dimensionering då övertändning kan förväntas och fallet med en lokalt begränsad brand. Det innebär alltså att dimensionering baserad på modell av naturligt brandförlopp kan ske på två sätt beroende på hur branden förväntas utvecklas. Installation av sprinkler medför inte automatiskt att lokalt begränsad brand kan antas (Jönsson och Lundin, 2005).

Ovanstående refererade lagar och föreskrifter anger hur dimensionering av bärförmåga vid brand ska utföras. Vid dimensionering baserad på modell av naturligt brandförlopp måste först den brandtekniska klassen enligt dimensionering genom klassificering fastställas. Denna avgör sedan om dimensioneringen baserad på modell av naturligt brandförlopp skall utföras för ett fullständigt brandförlopp eller för den tid som klassbeteckningen anger. Vidare skall det visas om övertändning kommer att ske eller ej, vilket också medför olika dimensioneringssätt.

### 3 Teoretisk bakgrund

I detta avsnitt ges en teoretisk bakgrund till dimensionering av bärande konstruktioner vid brand. Avsnittet inleds med en redogörelse för de olika domäner som dimensioneringen kan genomföras i. Därefter beskrivs de faktiska metoder som används för att dimensionera bärande konstruktioner vid brand.

#### 3.1 Domäner och dimensioneringsvillkor

Dimensioneringsvillkoret vid dimensionering av byggnadsdelar vid brand är att brandmotståndet skall vara större än den brandpåfrestning som byggnadsdelen utsätts för, se ekvation 3:1.

$$\text{brandmotstånd} \geq \text{brandpåfrestning} \quad (3:1)$$

Brandmotstånd är ett generellt mått på byggnadsdelars förmåga att motstå kollaps, brandspridning eller annan felfunktion då de utsätts för en specifik brandpåfrestning. Brandpåfrestning är i sin tur ett mått på brandens destruktiva kraft. Ekvation 3:1 kan användas som dimensioneringskriterium av byggnadsdelars brandmotstånd. I de fall bärförmåga vid brand studeras, formuleras ekvationen enligt ekvation 3:2.

$$R_i \geq S_i \quad i = 1, 2, \dots, n \quad (3:2)$$

Ekvation 3:2 kan studeras för varje enskilt element av en konstruktion, delkonstruktioner eller hela konstruktionen (Buchanan, 2001), därav index  $i$ . För varje del som studeras skall alltså bärförmågan vara större än lasteffekten även i brandfallet.

Ekvation 3:2 tar olika form beroende på hur och vad som väljs att studera, det är därför viktigt att definiera vilken enhet som används vid jämförelsen. I detta arbete väljs ett angreppssätt som grundar sig på Buchanan (2001). Han anger tre domäner i vilka ekvation 3:2 kan studeras, *temperatur*, *hållfasthet* och *tid*. Tabell 3:1 visar de olika domänerna och vilka storheter som studeras.

Tabell 3:1 Tre olika domäner i vilka ekvation 3:2 kan studeras från Buchanan (2001).

Domän	Enhet	Brandmotstånd	≥	Brandpåfrestning	$R_i \geq S_i$
Temperatur	Kelvin	Temperatur som orsakar kollaps	≥	Maximal temperatur under brandförloppet	$T_{kollaps} \geq T_{max}$
Hållfasthet	kN eller kNm	Bärförmåga	≥	Maximal last under brandförloppet	$R_{brand} \geq S_{brand}$
Tid	minuter	Tid till kollaps	≥	Brandens varighet eller lagstadgat tidskrav	$t_{kollaps} \geq t_{brandpåfrestning}$

##### 3.1.1 Utvärdering i temperaturdomänen

Vid utvärdering av dimensioneringsvillkoret i temperaturdomänen identifieras en temperatur ( $T_{kollaps}$ ) som orsakar kollaps av konstruktionen. Dimensioneringsvillkoret, se ekvation 3:3, blir att temperaturen i den kritiska delen av konstruktionen ( $T_{max}$ ) under hela det studerade förloppet måste vara lägre än temperaturen som orsakar kollaps.

$$T_{kollaps} \geq T_{max} \quad (3:3)$$

Utvärderingen kan, efter att villkoret ovan har formulerats, delas upp i två steg. Det första steget är att identifiera kritiska temperaturer och de kritiska delar av konstruktionen där dessa kritiska temperaturer kan uppstå. Exempelvis kan kritisk temperatur för armeringsjärnen i ett betongbjälklag ansättas till 500°C (Anderberg & Pettersson, 1991). Steg två är att analysera temperaturen i den kritiska konstruktionsdelen under ett brandförlopp. För att kunna analysera temperaturen i konstruktionen krävs att temperaturen hos omgivande medium som påverkar konstruktionen under ett brandförlopp är klarlagd (Pettersson och Ödeen, 1978).

### 3.1.1.1 Användbarhet

Fördelarna med utvärdering i temperaturdomänen är störst för utvärdering av den avskiljande funktionen då det här finns tydliga provningskrav för hur hög temperatur som får uppkomma på den icke brandutsatta sidan av en konstruktion (Bengtson et al., 2005). Temperaturdomänen kan även användas för att studera bärförmåga vid brand om kritiska temperaturer som orsakar kollaps kan identifieras, vilket kräver att konstruktionen är dimensionerad för normaltillståndet.

### 3.1.2 Utvärdering i hållfasthetsdomänen

Utvärdering av dimensioneringsvillkoret i hållfasthetsdomänen görs med utgångspunkt i ekvation 3:4. Bärförmågan ( $R$ ) måste under hela brandförloppet, eller den tid som studeras, vara större än lasteffekten. Branden kommer att påverka konstruktionen så att bärförmågan minskar med ökad temperatur medan lasten ( $S$ ) är relativt konstant.

$$R_{brand} \geq S_{brand} \quad (3:4)$$

För att kunna utvärdera bärförmågan hos konstruktionen måste alltså temperaturen i konstruktionen analyseras, enligt avsnitt 3.1.1.

### 3.1.2.1 Användbarhet

Med analys i hållfasthetsdomänen finns större möjligheter att ta hänsyn till fenomen som till exempel spänningar som orsakas av den temperaturökning i konstruktionen som branden ger upphov till. Denna analys är mer avancerad än analyser i temperaturdomänen och kräver större förståelse för konstruktionens uppbyggnad och beteende till följd av olika laster.

### 3.1.3 Utvärdering i tidsdomänen

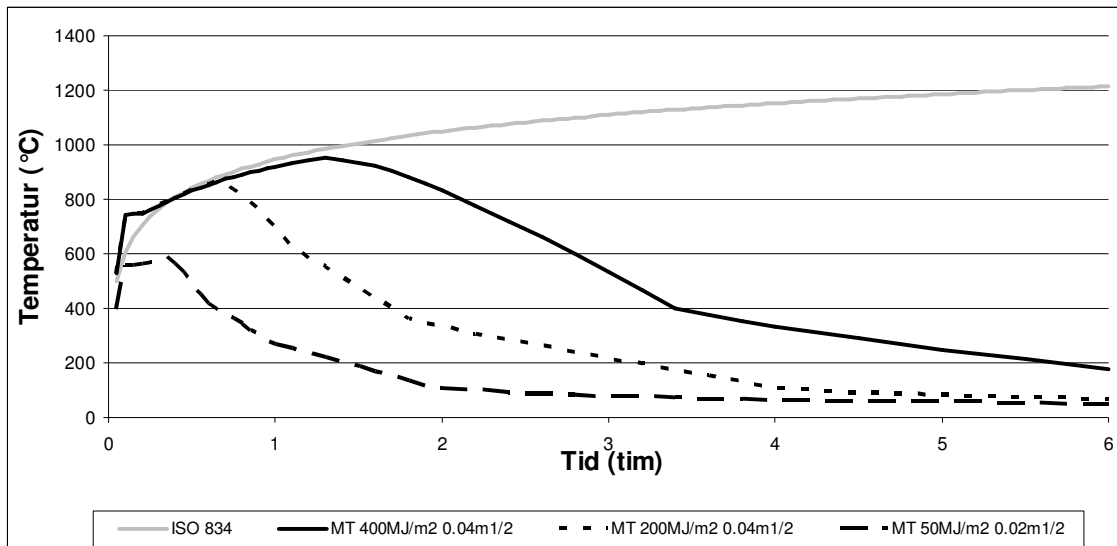
Utvärdering i tidsdomänen görs genom att jämföra verklig brandpåverkan med den påverkan en standardbrand orsakar på en konstruktion. I Sverige används standardbrand enligt ISO 834 och temperaturen i provrummet varierar vid provning enligt ekvation 3:5 (SS-EN 13501-2, 2007).

$$T_g = T_a + 345 \log_{10}(8t + 1) \quad (3:5)$$

$$T_g = \text{temperatur i provningsrum} \quad [K]$$

$$T_a = \text{omgivningstemperatur} \quad [K]$$

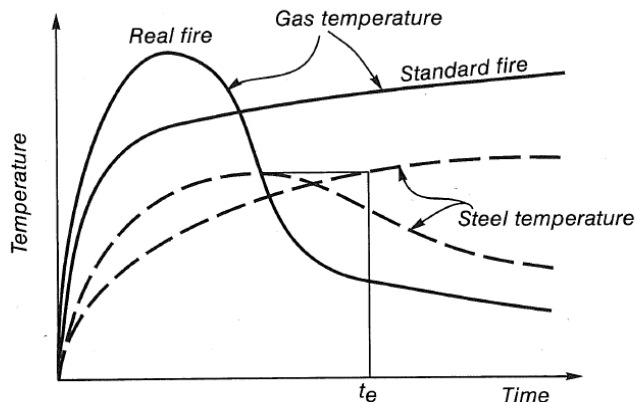
$$t = \text{tid} \quad [min]$$



Figur 3:1 Standardbrandkurva ISO 834 och modell av naturligt brandförlopp (Anderberg och Pettersson, 1991). MT-kurvorna är Magnusson och Thelanderssons modell av naturligt brandförlopp med olika brandbelastningar och öppningsfaktorer.

Figur 3:1 visar skillnaden mellan provningsmetoden och ett verkligt brandförlopp påtalad av Buchanan (2001). Provningsmetoden saknar den avsvalningsfas som verkliga bränder uppvisar och ska därför främst användas för att jämföra olika konstruktioners förmåga att motstå brand och inte som ett mått på dess beständighet i ett verkligt brandförlopp.

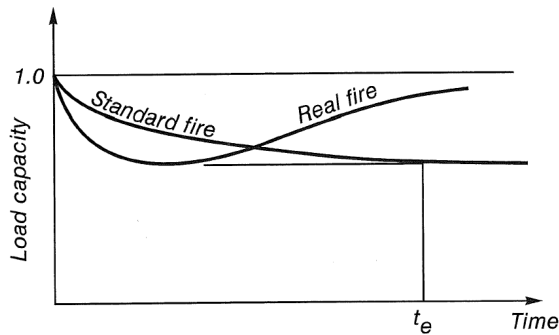
Ett angreppssätt för utvärdering i tidsdomänen är att analysera den maximala temperatur som uppstår i en konstruktion till följd av en verklig brand relativt standardbranden. Figur 3:2 visar hur temperaturen i en skyddad stålkonstruktion varierar då den utsätts för en verklig brand samt en standardbrand. Den ekvivalenta tiden utgör här den tid efter vilken den maximala temperaturen i konstruktionen, uppnådd i ett verkligt brandförlopp, uppnås i konstruktionen under påverkan av standardbrand.



Figur 3:2 Ekvivalent brandpåfrestning med avseende på temperaturen i konstruktionen (Buchanan, 2001)

Ett annat alternativ, att analysera den ekvivalenta brandpåfrestningen på, är att analysera den lägsta bärförmågan som uppstår under en verklig brand och erhålla en ekvivalent tid efter vilken bärförmågan är samma då konstruktionen utsätts för standardbranden. Figur

3:3 visar hur relativa bärförmågan hos en bärande konstruktion varierar under en verklig brand samt en standardbrand.



Figur 3:3 Ekvivalent brandpåfrestning med avseende på bärförmåga hos konstruktionen (Buchanan, 2001)

Utvärdering mot ekvivalent brandpåfrestning relaterar verklig brandpåverkan med den påverkan som en standardbrand orsakar en konstruktion. Eftersom standardbranden förutsätts ha samma temperatur i hela brandrummet begränsas metoderna till övertända fall (Buchanan, 2001)

### 3.1.3.1 Tidsekvivalenta formler

Det finns flera olika formler för att "översätta" ett verkligt brandförlopp till en ekvivalent påverkan från en standardbrand. Ekvivalent tid utgör därmed den tid som konstruktionen måste utsättas av standardbrandkurvan för att brandpåfrestningen ska bli densamma som för det verkliga brandförloppet. Det verkliga brandförloppet kan pågå under en föreskriven tid eller omfatta hela brandförloppet inklusive avsvlningsfas, se diskussion i avsnitt 2.

Den formel, se ekvation 3:6, som enligt Buchanan (2001) är mest använd publicerades av CIB W14 group. Formeln är oberoende av konstruktionens geometri och sammansättning förutom dess termiska egenskaper (Buchanan, 2001).

$$t_e = cwq_t \quad (3:6)$$

$$t_e = \text{ekvivalent tid} \quad [\text{min}]$$

$$q_t = \text{brandbelastning relaterat till total omslutningsarea} \quad [\text{MJ m}^{-2}]$$

$$w = \text{ventilationsfaktor} \quad [\text{m}^{-1/4}]$$

$$c = \text{omvandlingsfaktor för material} \quad [\text{min}(\text{MJ})^{-1} \text{m}^{2,25}]$$

Thomas (1986) förespråkar att en representativ nivå på brandbelastningen väljs utifrån ett statistiskt material för liknande byggnader. Thomas anser att olika fraktiler bör väljas beroende på vilken byggnadsklass som är aktuell, resonemanget stämmer bra överrens med de föreskrifter som presenteras i BKR 10:221. Ventilationsfaktorn definieras enligt ekvation 3:7 (Thomas, 1986). Den första faktorn i ekvation 3:6 utgör omvandlingsfaktor som beror på omgivande konstruktions termiska egenskaper.



$$w = \frac{A_f}{\sqrt{A A_t} \sqrt{h}} \quad (3:7)$$

$$\begin{aligned} A &= \text{total öppningsarea} \quad [m^2] \\ A_t &= \text{total omslutningsarea} \quad [m^2] \\ A_f &= \text{golvarean} \quad [m^2] \\ h &= \text{fönsterhöjden} \quad [m] \end{aligned}$$

En annan formel för ekvivalent brandpåverkan ges i Eurocode och den tid som motsvarar ett verkligt brandförlopp definieras enligt ekvation 3:8 (Eurocode, 2002). Ekvation 3:8 är begränsad till skyddat stål och armerad betong och dess likhet med ekvation 3:6 är tydlig.

$$t_{e,d} = q_t O k_b \quad (3:8)$$

$$\begin{aligned} t_{e,d} &= \text{ekvivalent tid} \quad [min] \\ q_t &= \text{brandbelastning relaterat till total omslutningsarea} \quad [MJ m^{-2}] \\ O &= \text{ventilationsfaktor} \quad [-] \\ k_b &= \text{omvandlingsfaktor för material} \quad [min m^2 (MJ)^{-1}] \end{aligned}$$

I Eurocode (2002) definieras ventilationsfaktorn enligt ekvation 3:9. En skillnad mellan de två formlerna är att Eurocode är oberoende av öppningshöjd men beror på takhöjd, Eurocode tar också hänsyn till öppningar i tak.

$$O = \left( \frac{6,0}{H_r} \right)^{0,3} \left( 0,62 + \frac{90(0,4 - \alpha_v)^4}{1 + b_v \alpha_h} \right) \geq 0,5 \quad (3:9)$$

$$\begin{aligned} H_r &= \text{invändig takhöjd} \quad [m] \\ \alpha_v &= A_v / A_f \quad 0,05 \leq \alpha_v \leq 0,25 \quad [-] \\ \alpha_h &= A_h / A_f \quad \alpha_h \leq 0,20 \quad [-] \\ A_f &= \text{golvarean} \quad [m^2] \\ A_v &= \text{väggarnas öppningsarea} \quad [m^2] \\ A_h &= \text{öppningsarea i tak} \quad [m^2] \\ b_v &= 12,5(1 + 10\alpha_v - \alpha_h^2) \quad [-] \end{aligned}$$

Enligt Buchanan (2001) ger de båda formlerna liknande värden för små utrymmen medan Eurocode, ekvation 3:8, ger mindre konservativa resultat för större utrymmen med högt till tak och små fönsterhöjder.

### 3.1.3.2 Användbarhet

Den teoretiska bakgrunden till utvärdering i tidsdomänen är bra, eftersom grundtanken är att temperaturen i konstruktionen skall jämföras mellan den uppnådd under påfrestning från en standardbrand och vid ett verkligt brandförlopp. Dock är tidsekvivalenta formler empiriska och har generellt härletts från ett begränsat antal designbränder i små utrymmen

med stålkonstruktion (Buchanan, 2001). Användbarheten borde därmed vara begränsad till dessa konstruktioner. Buchanan hävdar att ingen av de två beskrivna modellerna har tydligt dokumenterade ramar innanför vilka de är giltiga. Buchanan (2001) skriver också att det finns många situationer då den tidsekvivalenta metoden inte ger en bra skattning av bärförmågan samt att skattningen oftast är för låg. Det bör också noteras att formlerna ovan är framtagna för att svara mot ISO 834 och är därmed inte tillämpliga för konstruktioner testade utanför denna standard.

## 3.2 Dimensionering av bärförmåga vid brand

Avsnittet inleds med en beskrivning av partialkoefficientmetoden som används för att dimensionera bärande konstruktioner i normaltillståndet. Denna dimensionering ligger ofta till grund för dimensionering av bärförmågan vid brand. Metoder för dimensionering av bärförmåga vid brand återfinns också i avsnittet.

### 3.2.1 Partialkoefficientmetoden

I avsnitt 2 i BKR beskrivs partialkoefficientmetoden. Metoden trädde i kraft under 1980-talet med motivet att skapa förutsättningar för mer nyanserade och noggranna beräkningsmetoder (Langesten, 1995). Ytterligare ett motiv var harmonisering till andra länders byggnormer.

I metoden skiljs på två gränstillstånd, brottgränstillstånd och bruksgränstillstånd. Om brottgränstillståndet överträds innebär detta ofta en betydande skada medan en överträdelse av bruksgränstillståndet (deformation) oftast inte medför omfattande skador, varför säkerheten mot brott skall vara större (Langesten, 1995). Vid dimensionering av bärverk finns osäkerheter ifråga om belastningarnas storlek, materialhållfastheterna, beräkningsmetoderna samt avvikelser i konstruktionens dimensioner och form. För att ta hänsyn till ovanstående används partialkoefficienter.

Det grundläggande kravet vid dimensionering av bärande konstruktioner är att den dimensionerande bärförmågan ( $R_D$ ) skall vara större än den dimensionerande lasteffekten ( $S_D$ ), se ekvation 3:10.

$$R_D \geq S_D \quad \text{där} \quad (3:10)$$

$$R_D = \frac{R_k}{\gamma_n \gamma_m}$$

$$S_D = \gamma_G G_k + \gamma_{Q1} Q_{k1} + \psi_i Q_{ki}$$

$R_k$  är den karaktäristiska bärförmågan och reduceras med partialkoefficienterna  $\gamma_n$  och  $\gamma_m$  vid dimensionering. Värdet på  $\gamma_n$  beror på säkerhetsklassen som byggnaden hänförs till. Säkerhetsklassen bestäms i sin tur beroende på hur stor risken är för allvarliga personskador, egendomskador beaktas ej. För varje säkerhetsklass finns ett specifikt riskmått,  $\beta$  (vilket är ett säkerhetsindex som svarar mot en specifik sannolikhet för kollaps) som skall uppfyllas.  $\gamma_m$  är materialspecifik och beror på variationer i materialegenskaperna.  $\gamma_n$  får alltid sättas till 1 vid brand och för de flesta material får även  $\gamma_m$  sättas till 1 vid brand (Boverket, 2003). Anledningen till att partialkoefficienterna sätts till 1 i brandfallet är den låga sannolikheten för brand samt att  $\beta$  för brand är lägre.

$G$  är ett karakteristiskt värde för permanenta laster och  $\gamma_G$  är tillhörande partialkoefficient som oftast är 1.  $Q_k$  är motsvarande karakteristiska värde för de variabla lasterna, index 1 för denna är den dominerande variabla lasten och  $\gamma_{Q_1}$  den tillhörande partialkoefficienten vilken oftast är 1,3, i brandfallet sätts denna dock till 1 av samma anledning som ovan (Boverket, 2003). De övriga variabla lasterna har partialkoefficienten 1 och  $\psi$  är en reduktionsfaktor som multiplicerad med  $Q_k$  ger tidsmedelvärdet.

### 3.2.2 Dimensionering genom klassificering

Dimensionering genom klassificering innebär att varje enskild bärande byggnadsdel ska utföras i en föreskriven brandteknisk klass (Boverket, 2006). Jönsson och Lundin (2005) beskriver det som att en byggnadsdels brandmotstånd, fastställt genom provning mot en standardbrand, skall vara större eller lika med den föreskrivna brandtekniska klassen. Det finns således ingen koppling mellan ett verkligt brandförlopp och dimensionering genom klassificering eftersom konstruktionen provas med en testmetod. Brandteknisk klass betecknas med en tidsangivelse som anger den tid konstruktionen upprätthåller sin funktion vid påverkan av en standardbrand. Detta kan jämföras med dimensionering i tidsdomänen. Testmetoder skiljer sig mellan olika länder men skillnaderna är små och jämförelse mellan testen är alltid möjligt (Buchanan, 2001). I Sverige används den internationella standarden ISO 834 där konstruktionen utsätts för standardiserad påfrestning (SP, 2007).

Vilken brandteknisk klass bärande byggnadsdelar skall utföras i beror på vilken brandteknisk byggnadsklass byggnaden skall vara utförd i, brandbelastning i byggnaden, verksamhet samt vilken typ av bärverk som avses. I Sverige finns tre brandtekniska byggnadsklasser, Br1, Br2 och Br3, där högst krav gäller för byggnader som skall utföras i klass Br1 (Bengtson et al., 2005). Vilka krav som ställs på bärande byggnadsdelar regleras i BBR 5:821. Tabell 3:2 och tabell 3:3 visar föreskriven brandteknisk klass i bärande avseende då dimensionering sker genom klassificering. Klassindelningen bygger på tidssprång, vid provning enligt ISO 834 sker avrundning till närmast lägre klass (Anderberg & Pettersson, 1991).

Tabell 3:2 Föreskriven brandteknisk klass i bärande avseende för en byggnad i klass Br1 (Boverket, 2006)

Byggnadsdel	Brandteknisk klass vid brandbelastning $f$ (MJ/m <sup>2</sup> )		
	$f < 200$	$f \leq 400$	$f > 400$
1. Vertikalt bärverk samt stomstabiliserande horisontellt bärverk			
a) i byggnad med högst 2 våningsplan	R 60	R 120	R 240
b) i byggnad med 3-4 våningsplan			
- bjälklag	R 60	R 120	R 240
- övriga bärverk	R 60	R 120	R 240
c) i byggnad med 5-8 våningsplan			
- bjälklag	R 60	R 120	R 240
- övriga bärverk	R 90	R 180	R 240
d) i byggnad med fler än 8 våningsplan	R 90	R 180	R 240
e) under översta källarplanet	R 90	R 180	R 240
2. Horisontellt ej stomstabiliserande bärverk	R 60	R 120	R 240
3. Trapplopp och trapplan i trapphus	R 30	R 30	R 30

Tabell 3:3 Föreskriven brandteknisk klass i bärande avseende för en byggnad i klass Br2 eller Br3 (Boverket, 2006)

Byggnadsdel	Brandteknisk klass för byggnad i klass	
	Br2	Br3
1. Vertikalt bärverk samt stomstabiliserande horisontellt bärverk		
a) bostadshus	R 30	R 15
b) annan byggnad än bostadshus	R 30	-
c) under översta källarplanet <sup>1</sup>	R 90	R 90
2. Horisontellt ej stomstabiliserande bärverk		
a) bostadshus	R 30	R 15
b) bottenbjälklag vid bostadslägenheter över sammanhängande kryptrymme	R 30	R 30
c) annan byggnad än bostadshus	R 30	-
3. Trapplopp och trapplan i trapphus under översta källarplanet	R 30	R 30

<sup>1</sup>Vid högre brandbelastning än 200 MJ/m<sup>2</sup> skall tabell 3:2 tillämpas.

### 3.2.2.1 Reflektioner

I tabellerna ovan betecknar  $R$  bärförmåga och siffran anger tiden för vilken konstruktionen har uppfyllt kraven enligt ISO 834. I svenskt regelverk gäller samma krav på bärverk för alla byggnader över 8 våningsplan, förutsatt samma brandbelastning (Boverket, 2006). Detta kan bero på traditionen av byggandet i Sverige, då det sällan har byggts höga hus. På senare tid har det dock byggts höga byggnader, ett exempel är Turning Torso i Malmö. Dimensionering av bärande konstruktioner, i höga byggnader, genom klassificering kan därför bidra till en risk för kollaps som inte är acceptabel.

### 3.2.3 Brandförlopp

Brand i ett rum kan indelas i fem faser, antändning, tillväxt, övertändning, fullt utvecklad brand och avtagande (Karlsson och Quintiere, 2000). Då ett brandförlopp ska analyseras bortses oftast från antändningsfasen eftersom denna kan vara av olika karaktär och påverkar inte dimensioneringen av byggnaden eftersom branden är liten i denna fas. Efter antändning växer branden. Effektutvecklingen under denna fas kan erhållas från experiment. Vid brandteknisk dimensionering approximeras tillväxtfasen ofta med en  $\alpha t^2$ -brand, se till exempel Buchanan 1994. Under tillväxtfasen kan en två-zonsmodell ofta antas och när branden har kommit till ett visst stadium involveras allt brännbart material i rummet och branden har blivit fullt utvecklad (Buchanan, 1994). Övergångsfasen mellan tillväxtfasen och fullt utvecklad brand kallas övertändning och vid fullt utvecklad brand är förbränningen oftast ventilationskontrollerad. Fall kan finnas då övertändning aldrig inträffar, till exempel på grund av bränslebrist, sprinkler, brandgasventilation med mera. Slutligen avtar branden på grund av att bränslet tar slut eller att brandspridningen avstannar.

### 3.2.4 Dimensionering baserad på modell av naturligt brandförlopp

I stället för att dimensionera brandmotståndet utifrån ett standardiserat brandförlopp, som i dimensionering genom klassificering, får en modell av naturligt brandförlopp användas (Boverket, 2006). Att ett naturligt brandförlopp avviker från standardbranden både gällande intensitet och också varaktighet har redan framgått i figur 3:1. Dimensionering baserad på modell av naturligtbrandförlopp bygger på att den undersökta konstruktionen skall klara ett fullständigt brandförlopp (Jönsson och Lundin, 2005). Dimensionering kan genomföras i samtliga domäner. Byggnadsdelar som skall vara utförda i brandteknisk klass R 60 eller högre skall dimensioneras för hela det naturliga brandförloppet, inklusive avsvalningsfas. För konstruktioner med lägre brandteknisk klass gäller att dimensionering skall ske mot den tid som klassbeteckningen anger, dock exklusive avsvälning (Boverket, 2003).

Det naturliga brandförloppet styrs av parametrar som: rummets totala omslutningsyta, öppningars area och höjd, materialegenskaper och brandbelastning (Jönsson och Lundin, 2005). Vid en dimensionering finns oftast en klar uppfattning om geometriska och materiella förutsättningar medan brandbelastningen utgör en mer osäker variabel. Boverket (2003) ger därför riktlinjer på hur dimensionerande värdet på brandbelastningen ska väljas, se avsnitt 2. För att utifrån given data kunna återge ett naturligt brandförlopp finns flera olika modeller framtagna. En av de mest använda kallas parametrisk brand och används i Eurocode (Jönsson och Lundin, 2005). Denna modell återges också i Bilaga A och ger ett tidsberoende temperaturfält i brandgaserna vilka i sin tur påverkar konstruktionen.

Enligt BKR får dimensioneringen utgå från en lokalt begränsad brand i de fall övertändning inte kan förväntas ske (Boverket, 2003). Brandens påverkan på konstruktionen kommer i detta fall inte bli beroende av brandbelastningen utan av effektutveckling och brandarea (Jönsson och Lundin, 2005). Detta fall kommer att ge betydligt lägre temperaturer i brandgaserna än i det övertända fallet ovan. Temperaturen i brandgaserna kan beräknas

med till exempel en två-zonsmodell medan brandpåverkan på konstruktionsdelar under brangaslagret kan återges med någon modell för lokal brand (Jönsson och Lundin, 2005). Installation av sprinkler innebär inte att dimensioneringen kan utföras som om branden är lokalt begränsad (Jönsson och Lundin, 2005). Sprinkler tillgodoräknas istället som en schablonmässig sänkning på 40 % av brandbelastningen. Denna sänkning motiveras av Jönsson och Lundin (2005) med ett sannolikhetsteoretiskt resonemang.

Hur konstruktionens bärförmåga förändras vid brandpåverkan beror på värmeövergångsförhållande och konstruktionens termiska och mekaniska egenskaper. Kännedom om värmeövergångsförhållande och konstruktionens termiska egenskaper möjliggör att temperaturfält i konstruktionen kan beräknas med någon värmeledningsmetod. Konstruktionens bärförmåga varierar sedan med detta temperaturfält. Slutligen jämförs konstruktionens minsta bärförmåga och jämförs med den aktuella lasteffekten (Jönsson och Lundin, 2005).

#### 3.2.4.1 Reflektioner

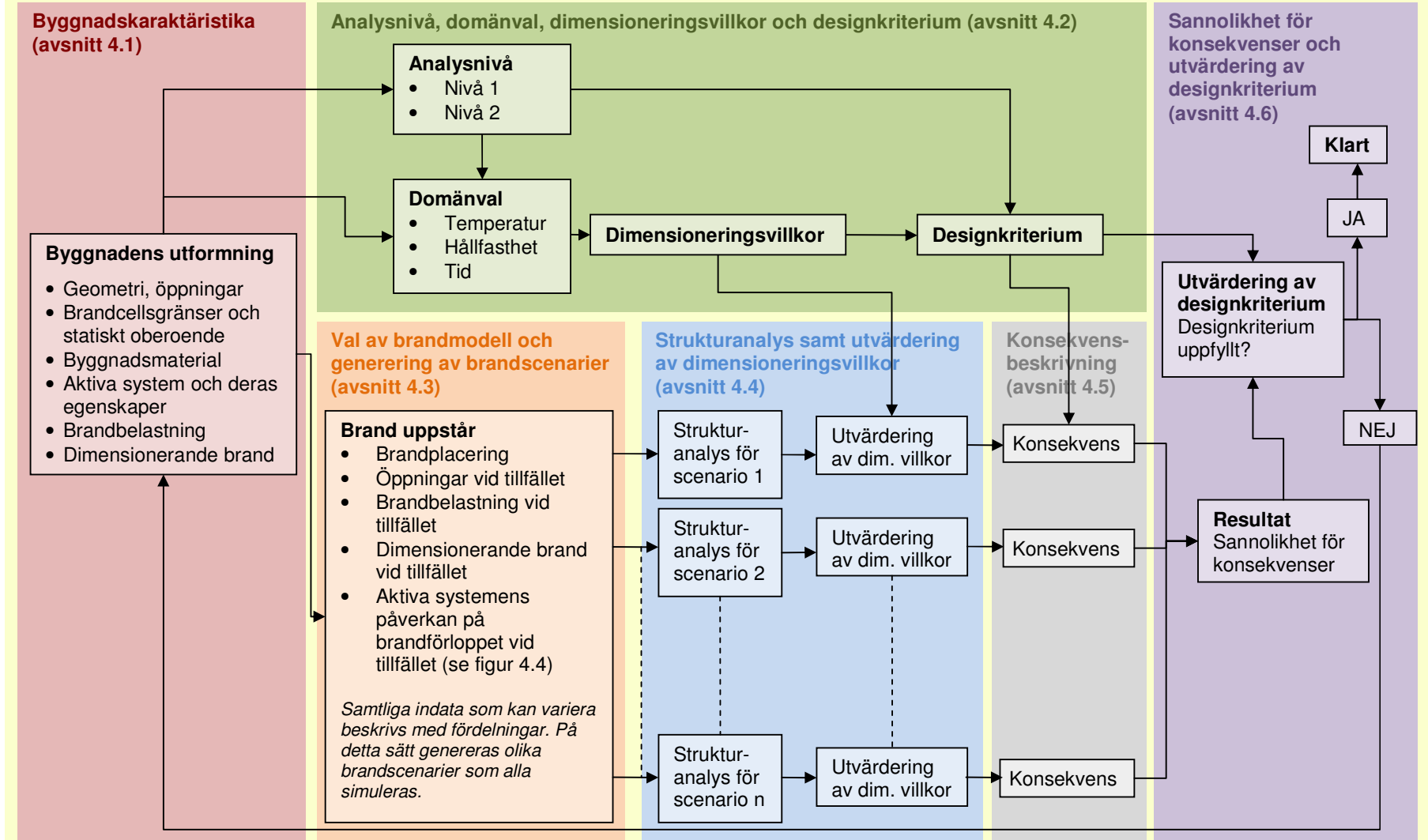
Dimensionering baserad på modell av naturligt brandförlopp erbjuder en mer detaljerad analys än dimensionering genom klassificering. Detta medför att dimensioneringen bättre anpassas till de specifika förhållandena för byggnaden såväl när det gäller konstruktionen som brandförloppet. Ett fullständigt brandförlopp kan innebära att branden blir övertänd eller att branden inte blir övertänd och är därmed istället lokalt begränsad. Det framgår dock att dimensionering skall ske för ett fullständigt brandförlopp.

Det görs i metoden skillnad på dimensionering då övertändning kan förväntas ske och då det är möjligt att dimensionera efter effekterna av en lokal brand. Fungerar inte sprinkler innebär detta att en övertändning kan inträffa och eftersom sprinkler har en felfunktion blir därför det övertända fallet dimensionerande. För att ta hänsyn till sprinklers funktion förespråkas en fiktiv reducering av brandbelastningen med resonemanget att risken blir oförändrad. Detta innebär att dimensioneringen utförs för ett fiktivt osannolikt brandförlopp. Brandbelastningen är samma även om sprinkler fungerar eller ej, det som varierar är brandens effektutveckling beroende på hur sprinklern påverkar branden.

## **4 Metod för dimensionering av bärförmåga vid brand med riskanalys**

Målet med att dimensionera med riskanalys är att kvantifiera och presentera risken i händelse av brand med avseende på de konsekvenser som uppstår vid kollaps, detta för att kunna vidta eventuella riskreducerande åtgärder så att en rimlig risknivå erhålls. Utgångspunkten är byggnadens utformning med de aktiva och passiva system som finns i byggnaden. Partialkoefficientmetoden bygger på ett riskbaserat tänkande där dimensionering utförs så att risken för kollaps är under en fastställd nivå beroende på typ av byggnad och verksamhet. Koefficienter används för att kompensera för osäkerheter i ingångsparametrarna, vid brand sätts dessa till ett, se avsnitt 3.2.1. Vid brandteknisk dimensionering med traditionella metoder är utgångspunkten alltså en implicit fastställd risknivå och resultatet en konstruktion som svarar mot denna. Vid brandteknisk dimensionering med riskanalys finns större möjligheter att optimera konstruktionen mot en acceptabel risknivå genom införande av riskreducerande åtgärder, lösningen blir därmed mer nyanserad och specifik för den aktuella byggnaden. Metoden medför alltså möjlighet till mer flexibla lösningar och därmed också en högre utnyttjandegrad vid användningen. Med en riskanalys bestäms risknivån explicit. Det är därför lättare att avgöra hur riskreducerande åtgärder påverkar riskbilden. I en dimensioneringsmetod med riskanalys kan i princip alla faktorer som är intressanta vägas in, detta gör att metoden kan göras mer detaljerad än dagens partialkoefficientmetod. Principskillnaden mellan dimensionering med riskanalys och traditionell dimensionering av bärförmåga vid brand presenterades i figur 1:1. Nedan presenteras en metod för hur dimensionering av bärförmåga vid brand kan utföras med riskanalys. Metoden följer det flödesschema som presenteras på nästa sida.

# Dimensionering av bärförååa vid brand med riskanalys



Figur 4:1 Flödesschema för dimensionering av bärförååa vid brand med riskanalys.



Figur 4:1 visar arbetsgången vid dimensionering med riskanalys, i figuren syns också i vilka avsnitt som de olika delarna beskrivs. Avsnitten innefattar mer än ett steg i flödesschemat eftersom de ingående delarna i dessa fall är kopplade till och beroende av varandra.

Det första steget är att beskriva byggnaden och de förutsättningar som beror på byggnadens utformning, till exempel konstruktionens uppbyggnad, byggnadsmaterial och brännbart material. Därefter måste det klargöras hur analysen skall genomföras (domänval) och hur detaljerat resultatet skall vara (analysnivå). Analysnivå påverkar domänval som ger upphov till ett dimensioneringsvillkor, enligt avsnitt 3.1, och ett designkriterium. Sedan struktureras möjliga händelseförlopp vilka karaktäriserar olika brandscenarion (val av brandmodell och generering av brandscenarier). Varje brandscenario är en sluthändelse i ett händelseträd och scenariot simuleras med avseende på uppkommen temperatur som kan påverka konstruktionen. Varje brandscenario ger upphov till en påverkan på konstruktionen som analyseras med en strukturmodell och därefter avgörs om uppfyllnad av dimensioneringsvillkoret föreligger (strukturanalys samt utvärdering av dimensioneringsvillkor). Nästa steg är att beskriva konsekvenserna för varje simulerat scenario med avseende på huruvida bärförmågan varit större än lasteffekten under hela brandförloppet. Om detta inte är fallet måste konsekvensen beskrivas (konsekvensbeskrivning). Slutligen beräknas sannolikheten för de olika konsekvenserna och designkriteriet utvärderas (sannolikhet för konsekvenser och utvärdering av designkriterium). Om designkriteriet är uppfyllt så är dimensioneringen klar och om designkriteriet inte är uppfyllt krävs att analysen genomförs på nytt med ändrade förutsättningar för att öka den bärande konstruktionens brandmotstånd.

#### **4.1 Byggnadskaraktäristika**

Det första steget i flödesschemat är att beskriva byggnaden, dess utformning och övriga saker som kan komma att påverka brandförlopp och konstruktion i händelse av brand. Byggnadens karaktäristika definierar ingångsvärdena för den fortsatta utvärderingen av bärförmågan vid brand, det är viktigt att noggrant beskriva byggnaden och de förutsättningar som påverkar brandförlopp och konstruktion. Då informationen om byggnaden och dess användningsområde är känd kan de regelmässiga förutsättningarna för dimensioneringen bestämmas. I BKR definieras kravet på hur länge konstruktionens minsta bärförmåga under ett fullständigt brandförlopp skall vara större än lasteffekten, tiden varierar med byggnadens utformning och verksamhet. För byggnader med ett bärighetskrav på R 60 och större, enligt dimensionering genom klassificering, skall dimensioneras för ett fullständigt brandförlopp. För byggnader med lägre bärighetskrav avbryts det fullständiga brandförloppet efter den tid som klassificeringen anger.

Beskrivning av byggnadskaraktäristika är i viss mån en iterativ process. Beroende på de modeller som ska användas vid genereringen av scenarier och i strukturanalysen kan olika indata vara nödvändigt. Det kan därför vara nödvändigt att återgå till detta steg då det är fastställt vilka beräkningsmodeller som ska användas.

Beroende på vilka beräkningsmodeller som används varierar vilka typer av indata som kan behövas. Följande byggnadskaraktäristika kan vara av vikt vid tillämpandet av metoden:

- Geometri, öppningar
- Brandteknisk byggnadsklass
- Byggnadsmaterial
- Brandcellsgränser och statistiskt oberoende
- Lastutnyttjandegrad

- Aktiva system och deras egenskaper
- Brandförlopp
  - Brännbart material
  - Brandbelastning
  - Tillväxthastighet
  - Effektutveckling per areaenhet
  - Effektutveckling

Byggnadens geometri och dess öppningar påverkar brandförloppet samt hur stor sannolikheten för övertändning är. Beroende på hur den bärande konstruktionen är utformad kommer avståndet från branden till bärande delar att variera. Detta påverkar främst vid lokal flampåverkan och hur stor synfaktorn är.

Den brandtekniska byggnadsklassen styr vilka krav som finns på bärförmåga vid brand. I de fall den brandtekniska byggnadsklassen samt brandbelastning resulterar i brandteknisk klass R 60 och högre vid dimensionering genom klassificering skall byggnadsdelar dimensioneras under fullständigt brandförlopp inklusive avsvälning, se avsnitt 2. Då den brandtekniska klassen är lägre än R 60 får dimensionering ske under den tid som klassbeteckningen anger.

Byggnadsmaterialet inverkar på brandförloppet då materialet påverkar värmebalansen i brandrummet. Vidare är det bärförmågan hos de bärande delarna som ska analyseras varför både byggnadsmaterialets termiska och mekaniska egenskaper måste vara kända.

Brandcellsgränserna i byggnaden kan medföra att problemet kan avgränsas. Det kan vara möjligt att analysera en eller ett fåtal brandceller var för sig, dock måste samtliga brandceller analyseras utifrån den sannolikhet som finns att brand uppstår i respektive brandcell. Kan dessutom statistiskt oberoende mellan olika bärande konstruktioner påvisas kan ytterligare avgränsningar göras. Detta underlättar beräkningsgången då det är lättare att beskriva konsekvensen för mindre byggnader och då antalet beräkningar eventuellt kan minskas.

Lastutnyttjandegraden påverkar hur stor brandpåfrestning konstruktionen kan utsättas för och ändå upprätthålla sin funktion. När temperaturen i konstruktionen stiger medför detta att bärförmågan minskar och lastutnyttjandegraden stiger. En låg initial lastutnyttjandegrad medför därmed att konstruktionen tål en högre temperatur och därmed större brandpåfrestning.

Aktiva system som är av vikt vid dimensionering av bärförmåga vid brand är de som påverkar brandförloppet. De aktiva systemens egenskaper i byggnaden måste vara kända, såsom RTI (response time index, det vill säga ett värde som beskriver termisk tröghet hos sprinklerbulben) och aktiveringstemperatur för sprinkler. Samma gäller till exempel brandgasventilation då denna kan aktiveras på olika sätt. För att på ett adekvat sätt kunna ta hänsyn till de aktiva systemens inverkan måste tillförlitligheten samt hur systemet påverkar brandförloppet vara känt. Andra system som påverkar konstruktionen genom till exempel kylning eller isolering och som medför att konstruktionens förmåga att motstå brand ökar behandlas i strukturanalysen. Sådana system kan till exempel vara brandskyddsmålning av stålkonstruktioner. Dessa systems egenskaper måste analyseras och beskrivas.

Det brännbara materialets mängd och energinnehåll avgör brandbelastningen vilken påverkar tiden som brandförloppet pågår, framförallt då branden är ventilationskontrollerad. Vid brandförlopp med lägre effektutvecklingar kan det tänkas att

branden avtar tidigare då brandspridningen kanske begränsas. Det brännbara materialet påverkar även effektutvecklingen. Hur snabbt branden tillväxer beror dels på materialet och hur materialet är lagrat. Väsentlig information kan vara en uppskattning av effektutvecklingen per areaenhet, detta för att kunna göra en uppskattning av brandens fysiska utbredning, vilket behövs i till exempel modeller för lokal flampåverkan. Med egenskaperna för det brännbara materialet och dess lagringskonfiguration kan en medelbrand uppskattas. Branden beskrivs lämpligen med en fördelning med en standardavvikelse och ett medelvärde. Vid deterministisk dimensionering används ofta det som kallas värsta troliga brandscenario, men vid dimensionering med riskanalys anser författarna att fördelningen skall spegla de möjliga bränderna i byggnaden och dess sannolikheter. Vidare är det i BKR definierat att brandbelastningen skall ökas med 50 % vid dimensionering genom beräkning om kravet enligt dimensionering genom klassificering är R 90. Detta resulterar i en mindre sannolikhet för kollaps i denna typ av byggnad. Ökningen görs för att ta hänsyn till aktuell säkerhetsklass och i dessa fall är  $\gamma_n$  skiljt från 1 (Jönsson och Lundin, 2005). Vid dimensionering med riskanalys anser författarna att detta angreppssätt inte är tillämpligt då angreppssättet vid dimensionering med riskanalys är att beräkna en så verklighetstrogen risk som möjligt och därför skall analysen utgå från de verkliga värdena i byggnaden. Den ökning av säkerheten som en ökning av brandbelastningen med 50 % ger bör vid dimensionering med riskanalys ta sig uttryck i den acceptabla risken för kollaps för den aktuella byggnaden. Den acceptabla risken innefattar alla konsekvenser vid kollaps. Risken för personskador, som säkerhetsklassen bygger på, är således redan inbyggd i nivån på den acceptabla risken och behöver inte behandlas på nytt.

## **4.2 Analysnivå, domänval, dimensioneringsvillkor och designkriterium**

Andra steget i arbetsgången är att bestämma på vilken analysnivå som analysen skall utföras. Nedan ges en beskrivning av de olika nivåerna och i avsnittet 4.2.1.3 presenteras en vägledning när de olika nivåerna är användbara. I detta steg i arbetsgången skall också dimensioneringsvillkoret  $R \geq S$  definieras, vilket skall vara uppfyllt under den tid som varje enskilt brandscenario studeras. Dimensioneringsvillkoret kan formuleras i *temperatur-, hållfasthets- och tidsdomänen*. I detta skede måste alltså analysnivå, domän och designkriterium bestämmas.

### **4.2.1 Analysnivå - Från deterministisk dimensionering till dimensionering genom riskanalys**

Dimensioneringsvillkoret, enligt tabell 3:1 kan utvärderas i flera olika nivåer där varje högre nivå är beroende av resultat från den lägre. Lägsta nivån är en deterministisk utvärdering av dimensioneringsvillkoret, med för konstruktionen och branden valda dimensionerande värden, vilket innebär att en riskanalys aldrig kan utföras på nivå 0, varför nivå 0 inte behandlas vidare i denna rapport. Nivå 0 finns dock med i tabellen nedan eftersom de två högre nivåerna bygger på att ett flertal analyser på nivå 0 genomförs med varierande indata. På nivå 1 utvärderas sannolikheten för uppfyllelse av dimensioneringsvillkoret. Den högsta nivån (2) ger sannolikheten och konsekvensen för varje scenario vid icke uppfyllnad av dimensioneringsvillkoret. Jämförelsen med traditionella riskanalyser inom säkerhet kan göras för nivå 1 och 2. Analysnivå 1 kan jämföras med individrisk där bara sannolikheten för skada beräknas utan att beakta skadans omfattning, vid dimensionering av bärande konstruktioner är alltså enbart konsekvensen kollaps intressant. Nivå 2 kan jämföras med samhällsrisk där hänsyn tas både till skadans frekvens och också dess konsekvensstorlek. Tabell 4:1 visar den hierarkiska nivåindelningen för utvärdering av dimensioneringsvillkoret. För att nå resultat på den högsta utvärderingsnivån måste således sannolikheten för varje konsekvens utvärderas. Resultatet från en sådan utvärdering kan till

exempel presenteras i ett konsekvens-frekvensdiagram. Utvärderingen kan på varje nivå utföras i vald domän.

Tabell 4:1 Hierarkisk nivåindelning för utvärdering av dimensioneringsvillkoret

Nivå	Utvärderingskomponent	$R_i \geq S_i$
0	Icke uppfyllnad av dimensioneringsvillkor	$R_i \geq S_i$
1	Sannolikheten för icke uppfyllnad av dimensioneringsvillkor	$P((R_i < S_i)   \text{brand})$
2	Sannolikhet för varje konsekvens för icke uppfyllnad av dimensioneringsvillkor	$P((K > k)   \text{brand})$

#### 4.2.1.1 Utvärdering på nivå 1

Vid probabilistisk utvärdering av dimensioneringsvillkoret beräknas sannolikheten för att dimensioneringsvillkoret inte är uppfyllt för någon konstruktionsdel. Kriteriet för utvärderingen följer ekvation 4:1.  $p_{\text{acceptabel}}$  är den sannolikhet för kollaps som kan accepteras för den studerade byggnaden givet att brand inträffat.

$$p_{\text{acceptabel}} \geq P(\min(R_i - S_i) < 0 | \text{brand}), \quad (4:1)$$

$$i = 1, 2, 3, \dots, (n-1), n$$

$$\frac{N(\min(R_i - S_i) < 0 | \text{brand})}{N(\text{brand})} \rightarrow P(\min(R_i - S_i) < 0 | \text{brand}), \quad (4:2)$$

$$\text{då } N(\text{brand}) \rightarrow \infty \text{ och } i = 1, 2, 3, \dots, (n-1), n$$

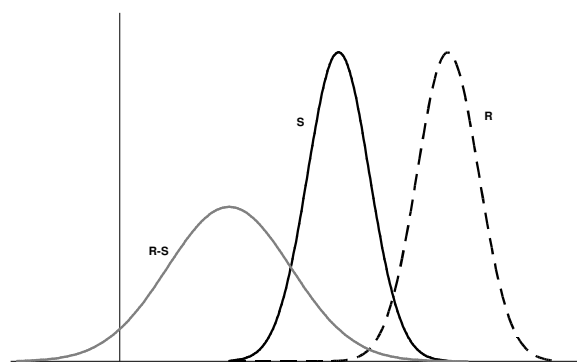
Som definierats i avsnitt 3.1 står index  $i$  för enskilda element, delkonstruktioner eller en hel konstruktion. Det som avses i ekvation 4:1 är sannolikheten att någon del av konstruktionen kollapsar i händelse av något brandscenario. Index  $i$  följer av hur konstruktionen i byggnaden studeras. Om hela konstruktionen studeras i ett och samma steg så är  $i$  ett. I de fall enskilda element analyseras går  $i$  från 1 till  $n$  för varje brandscenario. Det totala antalet element som studeras är då  $n$ . Anledningen till att  $\min$  studeras är att på analysnivå 1 studeras bara sannolikheten för att någon konstruktionsdel inte skall uppfylla dimensioneringsvillkoret. Detta innebär att om någon konstruktionsdel av 1 till  $n$  inte uppfyller dimensioneringsvillkoret i det studerade brandscenariot anses detta scenario orsaka kollaps. Det är därmed vid utvärdering på nivå 1 bara intressant att analysera den konstruktionsdel som har minst differens mellan  $R$  och  $S$ .

Ekvation 4:2 syftar på de antal brandscenarier som studeras. Totalt antal studerade brandscenarier är  $N(\text{brand})$  och de fall där kollaps inträffar för någon studerad konstruktionsdel är  $N(\min(R-S) < 0 | \text{brand})$ . Då antalet brandscenarier som studeras ( $N$ ) går mot oändligheten går också ekvation 4:2 mot ekvation 4:1. Ekvation 4:2 är alltså kvoten mellan antalet brandscenarier där dimensioneringsvillkoret inte uppfylls för någon studerad konstruktionsdel och det totala antalet studerade brandscenarier. För att erhålla sannolikheten för kollaps givet brand krävs att olika brandscenarier studeras och att det för dessa utreds om dimensioneringsvillkoret uppfylls för varje studerad konstruktionsdel i

varje enskilt scenario. Detta innebär att flera analyser på nivå 0 måste genomföras för att ta reda på i hur stor andel av scenarierna som kollaps inträffar. Detta innebär att genom att genomföra flera analyser baserade på modell av naturligt brandförlopp kan utvärderingen flyttas uppåt i den hierarkiska nivåindelningen.

### Fullt probabilistisk utvärdering

Vid en fullt probabilistisk utvärdering av dimensioneringsvillkoret beskrivs både brandmotståndet och brandpåfrestningen med fördelningar. Figur 4:2 visar schematiskt grundtanken. Valet av fördelning på brandmotstånd och brandpåfrestning är viktigt. Ramachandran (1995 och 2003) föreslår antingen en exponentialfördelning eller en normalfördelning för brandpåfrestningen och hävdar att en normalfördelning ger en större säkerhetsmarginal än en exponentialfördelning. För brandmotståndet föreslår Ramachandran (1995) antingen en log-normalfördelning eller en exponentialfördelning, vilket han grundar på ett heuristiskt resonemang. Vid dimensionering med riskanalys kan det krävas ett antagande av brandmotståndet hos konstruktionen. Brandpåfrestningen å andra sidan är det som beräknas vid dimensioneringen.



Figur 4:2 Tähetsfunktion för brandmotstånd ( $R$ ) och brandpåfrestning ( $S$ )

### Semiprobabilistisk utvärdering

Vid en semiprobabilistisk utvärdering fördelas endast brandpåfrestningen medan brandmotståndet antas vara konstant. Variationerna i materialegenskaperna, det vill säga variationen av  $R$ , är små i förhållande till variationerna i brandpåfrestningen ( $S$ ) varför detta antagande ofta är fullt tillräckligt för en analys. Vidare är osäkerheten för värdet på  $R$  är liten i förhållande till osäkerheten i  $S$ . Hur  $S$  varierar kan dock vara känt, men det är fortfarande osäkert vilket värde  $S$  antar vid det studerade tillfället, det vill säga en stokastisk osäkerhet. Variation av  $R$  skall dock inte förväxlas med att variera lastutnyttjandegraden. Lastutnyttjandegraden kan variera till stor del beroende på olika variabla laster vid det studerade tillfället. Variationer i lastutnyttjandegraden beror alltså på att lasterna ökar eller minskar till följd av variabla laster. Variationer i lastutnyttjandegrad mellan olika konstruktionsdelar hanteras genom att studera fler konstruktionsdelar.

#### 4.2.1.2 Utvärdering på nivå 2

På nivå 2 analyseras konsekvensen mer detaljerat och en beskrivning av sannolikhet kopplat till konsekvensens allvarlighet beskrivs. Konsekvensen kan då beskrivas i sannolikhet för att mer än en viss andel av konstruktionen kollapsar eller för att mer än en viss area av byggnaden skadas. Ekvation 4:3 ger sannolikheten för en konsekvens större än  $k$  givet att brand inträffat.

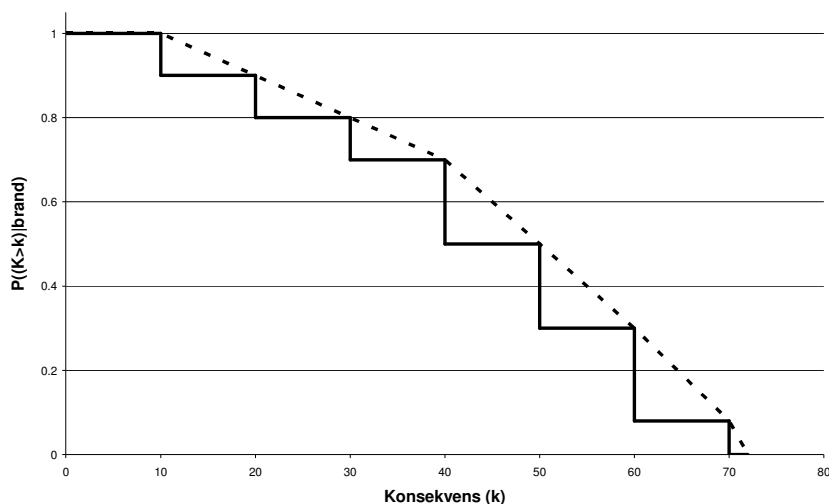
$$P((K > k) | brand) \quad (4:3)$$

Ekvation 4:3 kan presenteras diskret, se ekvation 4:4, och visar sannolikheten för en konsekvens som överstiger  $k$  givet brand. Vid många analyser är det lämpligt att använda den diskreta tillämpningen av ekvationen då skadeutfallet enbart kan beskrivas med diskreta tal.

$$P((K > k) | brand) = \sum_{K > k} p_i \quad (4:4)$$

$$p_i = P(K = k | brand) \quad i \in Z^+$$

Figur 4:3 visar ett exempel på ett kontinuerligt och ett diskret sannolikhetskonsekvensdiagram.



Figur 4:3 Sannolikheten för  $K > k$  givet brand, (—diskret, ---kontinuerlig)

#### 4.2.1.3 Slutsatser

Vid dimensionering av bärförmåga vid brand med riskanalys utvärderas varje enskilt studerat brandscenario på nivå 0. För att föra analysen uppåt i nivåindelningen krävs att ett stort antal analyser genomförs på nivå 0. Beroende på hur konsekvensen beskrivs kan dessa analyser möjliggöra utvärdering av den bärande konstruktionen på antingen nivå 1 eller 2.

I de fall då endast sannolikheten för kollaps är intressant krävs inte fullständig utvärdering på nivå 1. Det vill säga, om sannolikhetsfördelningen inte skall genereras utan endast ett värde på sannolikheten för kollaps av någon konstruktionsdel ska tas fram är det inte nödvändigt att i resterande beräkningar ta reda på hur nära kollaps var att inträffa eller hur mycket den kritiska gränsen överskridits. Om däremot en sannolikhetsfördelning skall genereras är det nödvändigt att identifiera hur nära det var att överskrida bärförmågan respektive med hur mycket bärförmågan överskreds. Vidare påverkar också vilken nivå som analysen utförs på hur avancerade beräkningsmodellerna måste vara. Ju högre nivå analysen utförs på desto mer avancerade modeller krävs. I detta skede ska det också bestämmas om utvärderingen av dimensioneringsvillkoret skall vara semiprobabilistisk eller fullt probabilistisk. Anledning till att utföra en fullt probabilistisk utvärdering kan vara att analysen skall vara så detaljerad att hänsyn måste tas till imperfektioner i byggnadsmaterial. Att göra en fullt probabilistisk analys medför att en sannolikhetsfördelning för bärförmågan ( $R$ ) måste antas. Variationer i bärförmågan på grund av imperfektion anses vara liten i förhållande till variationer i brandpåfrestningen ( $S$ ) och ofta är det därför tillräckligt att utföra en semiprobabilistisk utvärdering.

#### 4.2.2 Domänval och dimensioneringsvillkor

I avsnitt 3.1 behandlades att dimensioneringsvillkoret kan formuleras i *temperatur-*, *hållfasthets-* eller *tidsdomän*. Vilken domän som väljs påverkar hur utvärderingen av dimensioneringsvillkoret sker. Vid val av domän måste en rad olika faktorer beaktas, såsom konstruktionsmaterial, beräkningens komplexitet och omfattning, noggrannhet med mera,

Som framgår i avsnitt 3.1 går utvärdering i hållfasthetsdomänen via utvärdering i temperaturdomänen. Likaså kräver en bra analys i tidsdomänen att temperaturen i konstruktionen är kartlagd. Användningsområdet för utvärdering i tidsdomänen anses vara begränsad till då dimensioneringens resultat skall uttryckas i brandteknisk klass.

Utvärdering på nivå 2 kräver att storleken på konsekvensen kartläggs vilket innebär att större krav ställs på de strukturberäkningar som genomförs. Om analys av till exempel fortskridande ras eller hur en kollapsad konstruktionsdel påverkar övriga konstruktionsdelar krävs utvärdering i hållfasthetsdomänen. I fall då konstruktionen består av statiskt oberoende delar, vilka kan kollapsa oberoende av varandra, kan analysen eventuellt utföras i temperaturdomänen eftersom dessa delar kan anses kollapsa oberoende av varandra och hänsyn till fortskridande ras inte behöver tas.

I det fall en kritisk temperatur för respektive konstruktionsdel kan ansättas och utvärderingen görs på analysnivå 1 förefaller utvärdering i temperaturdomänen vara tillräcklig och den minst beräkningskrävande. Analysnivån styr alltså till vis del vilken domän som kan användas.

Då domänen är vald ska dimensioneringsvillkoret definieras, detta görs enligt tabell 3:1 i avsnitt 3.1. Vidare i analysen är det sen detta dimensioneringsvillkor som utvärderas.

#### 4.2.3 Designkriterium

Designkriteriet är beroende av vilken analysnivå som dimensioneringen genomförs på. På nivå 0 utgör dimensioneringsvillkoret även designkriterium. På nivå 1 utgör den acceptabla sannolikheten för kollaps designkriterium. Detta kriterium definieras för respektive byggnad och varierar med hänsyn till de konsekvenser som kan uppstå. Hur kriteriet skall bestämmas analyseras inte vidare i denna rapport, det är dock författarnas uppfattning att kriteriet bör variera mellan varje enskild byggnad.

På nivå 2 blir designkriteriet än mer komplext än på nivå 1, här ska sannolikheten i större utsträckning kopplas till konsekvensen och acceptabel risk ska bestämmas. Det är alltså acceptabel risk som utgör designkriterium på nivå 2 medan det på nivå 1 är acceptabel sannolikhet för kollaps av någon byggnadsdel.

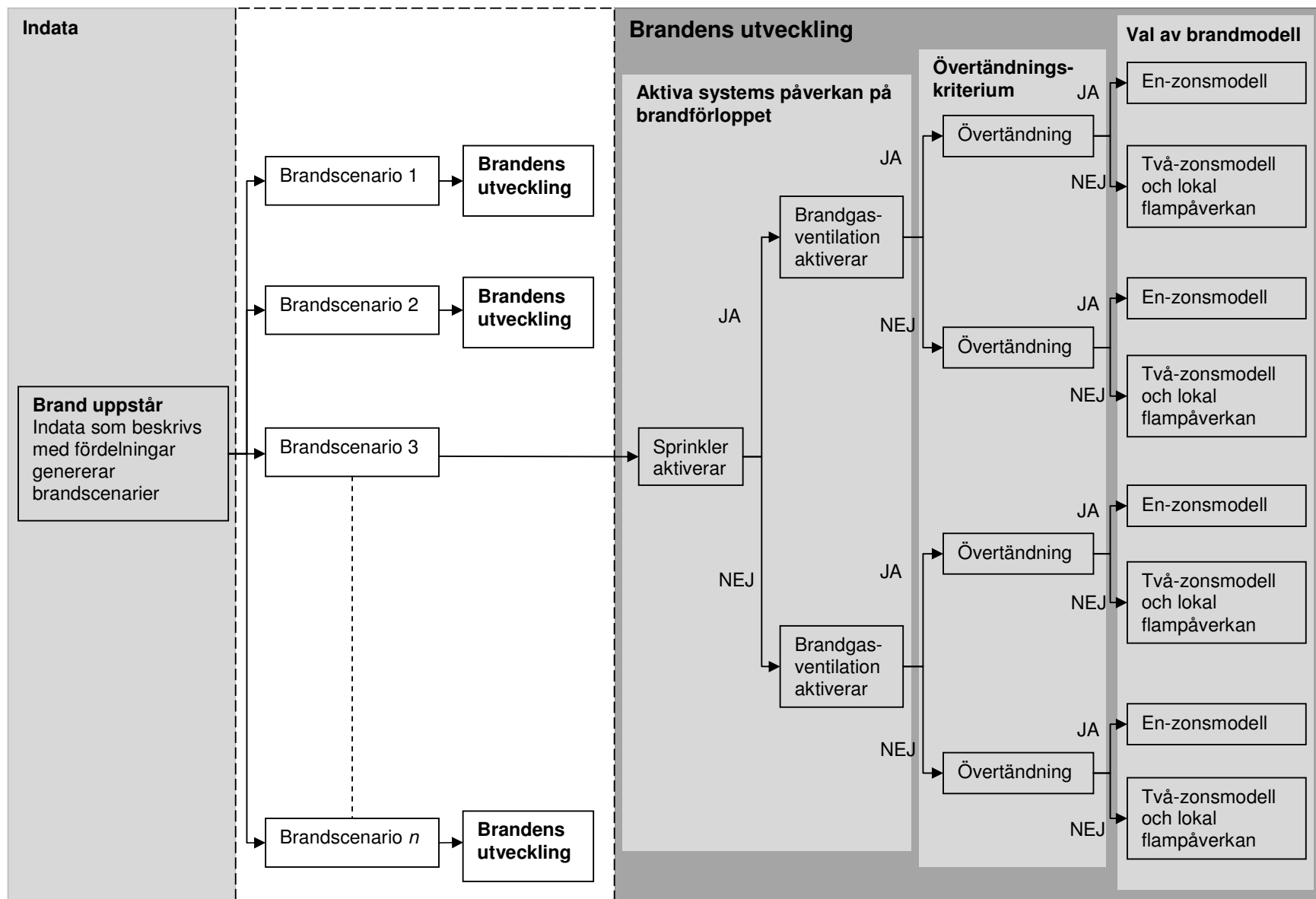
Designkriterierna på nivå 1 och 2 har stora möjligheter att ta hänsyn till alla typer av konsekvenser till exempel personskador och egendomsskador. Till skillnad från riskmåtten i partialkoefficientmetoden, se Boverket (2003), kan hänsyn tas till andra skador än personskador.  $\beta$ -värdet i partialkoefficientmetoden bestäms beroende på vilken säkerhetsklass byggnaden tillhör och säkerhetsklassen beror på hur stor risken är för personskador, egendomsskador beaktas ej explicit utan endast genom det skydd som personsäkerheten ger.

### **4.3 Val av brandmodeller och generering av brandscenarier**

Vid dimensionering av bärande konstruktioner baserad på modell av naturligt brandförlopp särskiljs två olika fall. Ett dimensioneringsfall där övertändning inte väntas ske och dimensioneringen utgörs då av lokal flampåverkan. Det andra fallet är då övertändning inte kan uteslutas och dimensioneringen utgörs av ett övertänt brandförlopp. Denna uppdelning kan även vara lämplig vid dimensionering med riskanalys för att underlätta valet av brandmodell, det krävs då att det utreds för varje enskilt brandscenario om övertändning inträffar eller ej, vilket görs med ett lämpligt kriterium. Eftersom det för varje scenario utreds om övertändning inträffar eller ej krävs inte en fiktiv reducering av brandbelastningen för att ta hänsyn till sprinkler. I varje enskilt scenario kan istället effektutvecklingen anpassas till sprinklernas effekt och även sprinklernas felfunktion kan modelleras.

Brandförlopp i en byggnad påverkas av olika variabler, en del av dessa är konstanta för byggnaden och andra varierar över tiden. De aktiva systemen påverkar brandförloppet och kommer tillsammans med byggnadens övriga förutsättningar bestämma hur varje enskilt brandförlopp utvecklas. Figur 4:4 är indelad i fyra steg vilka tillsammans karaktäriserar brandförloppet. Det första steget, indata, innehåller information som kommer från byggnadskaraktäristikan, steg 1 i arbetsgången. Dessa parametrar påverkas inte av branden utan är istället förutsättningar för densamma. Parametrarna är dock behäftade med osäkerheter eftersom de varierar med varandra och tiden. Nästa steg beskriver de aktiva systemens påverkan på brandförloppet, dessa gör sig aktuella först då brand utbrutit i byggnaden. Det finns en mängd aktiva system som påverkar brandförloppet, nedan visas sprinkler och brandgasventilation. Då all indata samt hur de aktiva systemen påverkar brandförloppet är känt kontrolleras om övertändning väntas inträffa. Slutligen skall en *brandmodell*, en modell för att simulera brandförloppet, väljas. Brandmodeller sträcker sig från enkla handberäkningsmetoder till avancerade datormodeller. De avancerade datormodellerna kräver ofta stor datorkraft och lång tid för att simulera varje enskilt brandförlopp. Brandförloppet är indelat i två fall övertänt och icke övertänt. Denna indelning överensstämmer med den föreskrivna distinktionen mellan tänkbara brandförlopp som görs i BBR. Detta ger upphov till två typer av brandfall, en-zons- och två-zonsfall. I två-zonsfallet kombineras modeller för lokal flampåverkan med en två-zonsmodell.





Figur 4:4 Flödesschema för scenariogenerering.

### 4.3.1 Indata

Geometrin för den studerade byggnaden förutsätts vara känd och väl definierad, vilket också är en förutsättning för brandmodellerna. Brandcellsgränser och statistiskt oberoende kan medföra att problemet kan reduceras till mindre enheter och möjligen begränsa antalet beräkningar. Öppningar, såsom dörrar, portar och fönster måste vara kända då dessa påverkar brandförloppet. Noggrannheten i definitionen av öppningarna varierar beroende på vilka brandmodeller som avses användas. Vid avancerade simuleringar med datormodeller måste placering av öppningarna vara kända medan vid enklare handberäkningsmodeller kan det vara tillräckligt att veta area och höjd på öppningarna. Vidare finns det ofta variation i vilka öppningar som de facto är öppna då branden utbryter. För att ta hänsyn till detta kan öppningarna beskrivas med en diskret fördelning där chansen för olika öppningsareor återspeglar verkligheten. Sannolikheten för antalet öppna dörrar och fönster kan variera över tiden, samtidigt som sannolikheten för brand kan variera. Fördelningen för öppningsarean måste spegla sannolikheten för hur stor öppningsarean är givet att brand har inträffat eftersom det i arbetsgången förutsätts att brand inträffat.

Byggnadsmaterialet påverkar, som nämnts ovan, värmebalansen i brandrummet. De storheter som påverkar värmebalansen är: värmekapacitet, densitet och värmeledningsförmåga. Dessa storheter förutsätts vara kända och beroende på hur noggrant beräkningarna ska utföras kan det vara nödvändigt att beskriva hur storheterna varierar med temperaturen.

Aktiva system påverkar brandförloppet på olika sätt. Det är viktigt att känna till hur de aktiva systemen aktiveras samt hur de påverkar brandförloppet. Sprinkler dimensioneras för att släcka alternativt begränsa branden. Brandgasventilation installeras för att minska temperaturen i brandrummet. I avancerade datormodeller finns möjlighet att introducera brandgasventilation för att se hur detta påverkar brandförloppet. I detta arbete behandlas endast brandgasventilation och sprinkler då dessa är de vanligaste aktiva systemen, men arbetsgången kan anpassas för att ta hänsyn till andra aktiva system såsom till exempel fasta gassläcksystem. Alla aktiva system har en viss felfrekvens som i detta steg skall definieras. Enklast uttrycks sannolikheten för att systemet fungerar med ett fast värde, alternativt anges sannolikheten för att systemet fungerar som en fördelning med medelvärde och standardavvikelse. I komplicerade analyser kan funktionen för de aktiva systemen beskrivas med sannolikhet för olika grader av funktion.

Brandbelastningen är ingångsvärde i många brandmodeller och avgörande för hur länge branden kan pågå. Då brandbelastningen inte är helt känd och eventuellt varierar över tiden kan fördelningar användas. Buchanan (2001) skriver att lognormala fördelningar bäst beskriver brandbelastningen. Medelvärden och percentilvärden för brandbelastning i byggnader med olika användning redovisas av bland annat Anderberg och Pettersson (1991). Statistisk data presenteras oftast för grupper av byggnader, vilket medför att det inte alltid är möjligt att beskriva brandbelastningens variation i den aktuella byggnaden med denna typ av data.

En brand kan beskrivas av flera ingående parametrar. Vid dimensionering med riskanalys väljs inte en dimensionerande brand utan branden måste beskrivas med fördelningar, där olika variabler beskrivs med ett förväntat värde och en spridning kring detta. Värden väljs utifrån de specifika förhållanden som råder i den studerade byggnaden. Brandens tillväxtfas kan till exempel beskrivas med en  $\alpha$ - $t^2$  kurva. Osäkerheten i tillväxthastigheten kan i detta fall återges genom att fördela alfa-värdet. Branden måste också innefatta en förväntad maximal effektutveckling där tillväxten av branden avstannar. Det som åsyftas är den

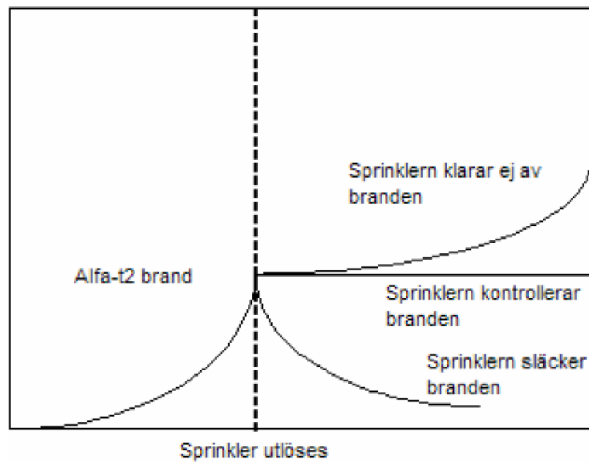
maximala effektutvecklingen då övertändning inte har inträffat och effektutvecklingen begränsas av brandarean och brandspridningen. Denna förväntade maximala effektutveckling råder i två-zonsfallet. Om övertändning inträffar blir effektutvecklingen större och branden ventilationskontrollerad. Skulle branden inte bli övertänd är den maximala effektutvecklingen alltså den effektutveckling som styrs av brandarean och brandspridningen. Denna maximala effektutveckling kan med fördel beskrivas med en fördelning.

Brandens placering i byggnaden är väsentlig för flera av de beräkningar som ingår i dimensioneringsmetoden. Brandens placering avgör vilka konstruktionsdelar som påverkas direkt av flamman. Detta då synfaktorn kraftigt påverkas av avståndet mellan flamman och konstruktionen. Brandplaceringen är också direkt avgörande för detektionstiden för aktiva system. Att beskriva brandens placering i rummet och därefter avgöra vilka konstruktionsdelar med vilken lastutnyttjandegrad som blir påverkade är dock svårt. Ett enklare angreppssätt är att fördela brandens avstånd till närmsta bärande konstruktionsdel och även fördela lastutnyttjandegraden för denna del. På samma sätt kan avståndet till närmsta detektor eller sprinklerbulb simuleras.

#### **4.3.2 Aktiva systems påverkan på brandförloppet**

Då brand inträffat skall de aktiva systemens funktion utvärderas. Figur 4:4 ovan visar ett förslag på hur beräkningsgången kan vara då sprinklerna och brandgasventilationens funktion utvärderas. Beräkningsgången börjar med sprinkler eftersom i de fall då både brandgasventilation och sprinkler finns i byggnaden förutsätts att dessa har dimensionerats på ett sådant sätt att sprinkler skall aktivera först. Brandgasventilationen begränsar temperaturen och skulle denna aktivera först kan det innebära att sprinklerna och dess brandspridningsbegränsande funktion uteblir. En vanlig lösning vid projektering är att endast tillåta manuell aktivering av brandgasventilationen, alternativt aktivering med smältbläck med ett högre RTI-värde och aktiveringstemperatur än sprinklern. Beräkningsgången varierar för olika aktiva system och kombinationer av dessa beroende på systemens utformning.

Sprinklernas felfrekvens skall vara beskriven i indatan. Om sprinklern aktiveras skall dess påverkan på brandförloppet beskrivas, vilket kan göras genom att bestämma hur effektutvecklingen påverkas. Förenklat finns det tre sätt på vilka sprinklern kan påverka effektutvecklingen, se figur 4:5. Oberoende av sprinklernas förmåga att påverka effektutvecklingen måste tiden då sprinklern utlöser bestämmas. Simuleras brandförloppet med avancerade datormodeller kan aktiveringen samt effekten av sprinklern simuleras. Dessa datormodeller bygger i viss mån på jämviktsekvationer men också på empiriska korrelationer. Enklare metoder är att använda sig av datorprogram som beräknar aktiveringstiden, till exempel Detact t2 (BFRL, 2006). Huruvida sprinklern kontrollerar, släcker eller ej klarar av att kontrollera branden beror på effektutvecklingen då sprinklern aktiveras samt hur mycket vatten sprinklern avger. Ett möjligt sätt att beskriva sprinklernas effekt är med fördelningar för verkningsgraden hos sprinklern. Detta görs då med fördel med olika fördelningar beroende på effektutvecklingen då sprinklern aktiveras, ju lägre effektutveckling då sprinklern aktiveras desto större möjlighet att släck/kontrollera branden har sprinklern.



Figur 4:5 Sprinklerns påverkan på effektutvecklingen (Särdqvist, 1992)

### 4.3.3 Övertändningskriterium

Övertändning definieras enligt ISO som ”Den snabba övergången till ett tillstånd där alla ytor av brännbart material i brandrummet blir involverat i branden” (Karlsson och Quintiere, 2000). En kvalitativ beskrivning av övertändning är då flammor slår ut genom brandrummets öppningar (Peacock, Reneke, Bukowski och Babrauskas, 1999).

Tabell 4:2 Observerade temperaturer och strålning mot golv då övertändning inträffar (Peacock et al., 1999)

Källa	Temperatur (°C)	Strålning (kW/m <sup>2</sup> )
Häggland	600	-
Fang	450-650	17-33
Budnick och Klein	673-771 634-734	15
Lee och Breese	650	17-30
Babrauskas	600	20
Fang och Breese	706 ± 92	20
Quintiere och McCaffrey	600	17,7-25
Thomas	520	22
Parker och Lee	-	20

Genom att definiera en temperatur vid vilken övertändning anses inträffa kan MQH-metoden, se avsnitt 4.3.4.1, utvecklad av McCaffrey, Quintiere och Harkleroad, användas för att beräkna om övertändning kan inträffa inom en given tid med en given effektutvecklingskurva (Peacock et al., 1999). Karlsson och Quintiere (2000) föreslår ett konservativt värde där övertändning anses inträffa då brandgastemperaturen är 500°C över omgivningstemperaturen.

#### 4.3.4 Val av brandmodell

För att kunna analysera temperaturen i en konstruktionsdel krävs vetskap om temperaturen i omgivande medium. För att uppskatta denna krävs modeller, nedan sker en beskrivning av olika modeller som är tillämpliga i olika fall, indelning sker i övertända respektive icke övertända scenarion.

##### 4.3.4.1 Modeller för att simulera icke övertända brandscenarion (lokal flampåverkan och två-zon)

###### Modell för lokal flampåverkan

Vid de fall då övertändning inte kan väntas ske kan dimensionering genomföras genom att effekterna från en lokal brand analyseras (Boverket, 2003). Eurocode (2002) ger en beräkningsgång för den termiska påverkan som en lokal flamma har på en konstruktionsdel, den fullständiga beskrivningen av denna metod redovisas i Bilaga A. Kortfattat beskriver metoden temperaturen i flammen och nettovärmeöverföringen genom konvektion och strålning beräknas.

###### Två-zonsmodeller

I detta fall antas brandrummet vara indelat i två zoner, ett övre varmt lager med brandgaser och ett undre kallt lager som antas ha samma temperatur som den omgivande luften utanför brandrummet (Karlsson och Quintiere, 2000). För uppskattning av temperaturen i det övre brandgaslagret kan handberäkningsmetoder eller datormodeller användas.

###### MQH-metoden

MQH-metoden är en handberäkningsmetod, utvecklad av McCaffrey, Quintiere och Harkleroad, som kan användas för att uppskatta temperaturen i det övre lagret (Walton och Thomas, 1995). Metoden utgår från enkla uttryck för energibalans och är korrelerad med data från experiment. Med anledning av detta har den ett antal begränsningar (Karlsson och Quintiere, 2000), se lista nedan.

1. Temperaturen i brandgaslagret måste vara mellan 20 och 600°C över omgivningstemperaturen.
2. Metoden är tillämplig för både transienta och stationära brandförlopp, effektutvecklingen måste vara känd.
3. Metoden förutsätter värmeförluster på grund av massflöde ut genom öppningar.
4. Den ansatta effektutvecklingen måste vara den energi som frigörs i brandrummet, förbränning utanför brandrummet skall ej tas med i effektutvecklingen.
5. Ekvationerna gäller för en fri flamma, koefficienterna måste ändras om flammen är belägen intill en vägg eller i ett hörn.

Punkt 3 ovan medför att metoden inte är tillämplig i lokaler där det tar lång tid innan varma brandgaser flödar ut ur rummet.

Övertändning anses inträffa då temperaturen i brandgaslagret är mellan 500 och 600°C (Karlsson och Quintiere, 2000) och därefter kan en en-zonsmodell förutsättas. Om temperaturen i brandgaslagret är mindre än 20°C över omgivningstemperaturen kommer konstruktionen inte påverkas. Med anledning av detta utgör punkt 1 ovan ingen begränsning vid analys av bärförmåga vid brand.

Metoden beskrivs fullständigt i Bilaga A

## Datormodeller

En två-zons datormodell används för att simulera brandförlopp. Det grundläggande antagandet är att det bildas en tydlig skiktning mellan det varma övre brandgaslagret och det undre kalla lagret, skiktningen beror på densitetsskillnaden mellan de två lagren. I datorprogrammen delas rummet in i två kontrollvolymner (övre och undre lagret) och ekvationer för massans, energins och ämnens bevarande mellan kontrollvolymerna och dess randvillkor löses, rörelsemängdens bevarande löses empiriskt (Karlsson och Quintiere, 2000). I en del zonmodeller utgör brandplymen en tredje kontrollvolym, CFAST är ett sådant exempel (Jones, Peacock, Forney och Reneke, 2006). I modellerna görs förenklingar varav de som anses viktigast för att analysera temperaturen i konstruktionsdelar presenteras nedan, hämtade från (Karlsson och Quintiere, 2000).

1. Temperaturerna i brandgaslagret och i det undre lagret är homogena inom respektive lager.
2. Transporter sker momentant, det vill säga brandplymen når taket direkt och sprids momentant över hela rummet samtidigt som värmetransport till omgivande tak och väggar startar.
3. Tydlig skiktning mellan det varma brandgaslagret och det kalla undre lagret.

Då en tydlig skiktning ska uppstå krävs att effektutvecklingen är inom vissa gränser i förhållande till rummets storlek. För liten effektutveckling kan innebära att densitetsskillnaden mellan det övre och undre lagret är för liten för att en skiktning skall uppstå, är effektutvecklingen för stor kan en en-zonsmodell uppstå istället (Karlsson och Quintiere, 2000). Två-zonsmodeller antar dock alltid en tydlig skiktning. Om rummet är försedd med sprinkler kommer brandgaserna att kylas och omblandas, två-zonsmodellen är då inte giltig längre i närheten av de aktiverade sprinklerna. Då transport sker momentant är modellerna inte giltiga i långa korridorer och tillämpliga förhållanden för byggnadens geometri redovisas oftast i handböcker till datorprogrammen. Tabell 4:3 redovisar begränsningar för två-zonsprogrammet CFAST.

Tabell 4:3 Begränsningar för geometri i CFAST,  
 $L$ =längd,  $W$ =bredd,  $H$ =höjd (Jones et al., 2006)

	Acceptabelt	Speciell avvägning krävs
Geometri L/W	$L/W < 3$	$3 < L/W < 5$
Geometri L/H	$L/H < 3$	$3 < L/H < 6$
Geometri W/H	$W/H > 0,4$	$0,2 < W/H < 0,4$

## CFD-modeller

Ett annat sätt att simulera icke övertända bränder är med CFD-modeller. CFD (computational fluid dynamics) kan användas för att simulera transienta brandförlopp i en byggnad. Med CFD-simuleringar kan analyser av bland annat temperaturer på olika platser i rummet och brandgasspridning genomföras. Tekniken är baserad på en fullständig, tredimensionell lösning av Navier-Stokes ekvationer (Karlsson och Quintiere, 2000). Ekvationerna löses med numeriska metoder och den studerade volymen delas in i mindre volymer (grid) för att lösa ekvationerna mellan dessa, jämför finita elementmetoden avsnitt 4.4.2.4. Brandsimuleringar med CFD innefattar mer än bara flöde av fluider och värmetransport, till exempel förbränning, kemiska reaktioner med mera. Detta medför att det finns empiriska modeller, i de datorprogram som idag används för CFD, för att modellera dessa processer (Karlsson och Quintiere, 2000). Empiriska modeller som finns inkluderade är bland annat modeller för turbulens, strålning, sot och förbränning. Fördelen

med CFD är att komplexa geometrier kan analyseras samt att det inte är begränsat till två-zonsindelningen.

#### **Användningsområde i dimensioneringsmetoden**

I Bilaga C, jämförs två-zonsmodellerna ovan med resultat från CFD-modellen FDS. Resultatet visar att MQH-metoden bäst korrelerar mot beräkningarna utförda med FDS. Jämförelsen är begränsad till en geometri och ett brandförlopp och bör därför inte ses som någon generell slutsats. Denna metod kan dessutom relativt enkelt automatiseras i ett Matlabskript. Handberäkningsmetoden utvecklad av McCaffrey, Quintiere och Harkleroad är därmed i detta fall att föredra framför beräkningar med Cfast.

I de fall den konstruktionsdel som studeras befinner sig i det varma brandgaslagret krävs att hänsyn tas till den uppvärmning som sker på grund av de varma brandgaserna samtidigt som den lokala flammen påverkar konstruktionen även här. Då övertändning inte inträffar krävs alltså en kombination av lokal flampåverkan och någon modell för att simulera brandgastemperaturer.

CFD-modellernas användningsområde i metoden anses vara begränsade då dessa är väldigt beräkningsintensiva och det därmed blir svårt att simulera många scenarier.

#### **4.3.4.2 Modeller för att simulera övertända brandscenarion (en-zon)**

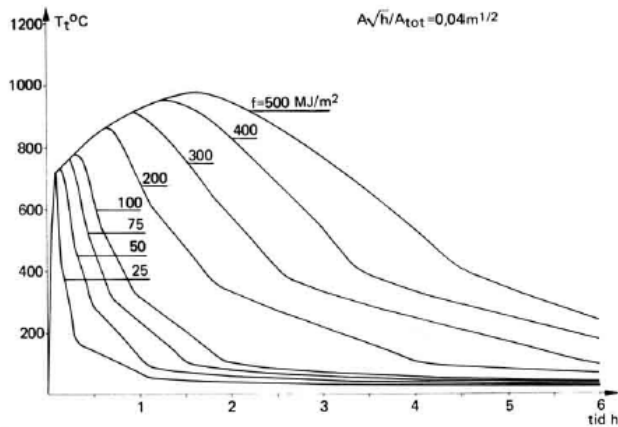
Brandgaserna i brandrummet antas i en-zonsmodeller ha samma temperatur i hela rummet och brandgaserna antas därmed vara väl omblandade (Karlsson och Quintiere, 2000). Modellerna begränsas därför till fall med kalla brandgaser eller efter det att övertändning inträffat.

#### **Magnussons och Thelanderssons metod**

Metoden av Magnusson och Thelandersson inkluderar hela brandförloppet, det vill säga även tillväxt och avsvlningsfas (Magnusson och Thelandersson, 1970). Resultatet kan dock inte ges som ett polynom utan måste utläsas ur diagram eller tabeller. Metoden bygger på följande förenklingar (Karlsson och Quintiere, 2000).

- Effektutvecklingen är ventilationskontrollerad under den fullt utvecklade branden, men grundas på experimentella data under tillväxtsfasen
- Förbränningen är fullständig och sker i brandrummet
- Temperaturen är likformig i hela brandrummet
- En värmeövergångskoefficient för hela den omslutande konstruktionen ansätts
- Värmetransporten genom omslutande material är endimensionell

Metoden ger temperatur/tidkurvor för ett fullständigt brandförlopp om brandbelastning, ventilationsförhållanden och omgivande konstruktions termiska egenskaper är kända. Resultatet utläses ur temperatur/tidkurvor i diagram men är också tillgänglig i tabellform. Figur 4:6 visar ett exempel på en temperatur/tidkurva, för ett fullständigt brandförlopp, av Magnusson och Thelandersson.



Figur 4:6 Temperatur/tidkurvor, för olika brandbelastning och öppningsfaktor  $0,04 \text{ m}^{1/2}$  (Magnusson och Thelandersson, 1970)

Vid beräkning av öppningsfaktorn förutsätts även att alla fönster går sönder vid brandens utbrott, om detta inte är troligt bör öppningsarean reduceras (Andberg och Petterson, 1991)

Magnusson och Thelanderssons försök är utförda i rum med en omslutningsarea som är mindre än  $100 \text{ m}^2$  (Magnusson och Thelandersson, 1970). Modellen som är dock den mest refererade metoden för att beskriva temperatur över tiden i ett brandrum där övertändning inträffar (Karlsson och Quintiere, 2000). Denna metod hade varit bra att använda för att beskriva dessa typer av brandförlopp. Metoden är dock opraktisk då det gäller att automatiskt generera mycket data, vilket är aktuellt vid dimensionering av bärförmåga vid brand med riskanalys.

#### Parametriska temperatur/tidkurvor

Eurocodes parametric temperature-time curves är en modell för att uppskatta temperaturen över tiden för fullt utvecklade bränder (Feasey och Buchanan, 2002). Modellen är giltig för brandrum med en golvarea upp till  $500 \text{ m}^2$ , utan öppningar i taket och en maximal takhöjd på 4 meter (Eurocode, 2002). Äldre versioner av Eurocode skiljer sig något från den senaste versionen, båda metoderna finns beskrivna i detalj i Bilaga A.

Anderberg och Petterson (1991) beskriver en metod liknande Eurocode, det som skiljer sig från Eurocode är bestämning av när brandens avsvlningsfas börjar och i vissa fall också formen på avsvlningen. Även denna metod finns beskriven i Bilaga A.

#### Datormodeller för fullt utvecklade bränder

Det finns även datormodeller för att analysera ett brandförlopp som genomgår övertändning och blir ventilationskontrollerad. COMPF-2 är en av dessa modeller som beskriver temperaturen i brandgaserna över tiden. Modellen är begränsad till en enda öppning (Babrauskas, 1979).

#### Användningsområde i dimensioneringsmetoden

De två parametriska metoderna beskriver matematiskt temperaturen över tiden i ett brandrum där övertändning inträffar. Dessa är betydligt enklare att använda än COMPF-2 och Magnusson och Thelanderssons metod då mycket data skall genereras. Den äldre versionen av Eurocode har visat sig beskriva Magnusson och Thelanderssons kurvor bäst, vilket redovisas i Bilaga B.



## **4.4 Strukturanalys samt utvärdering av dimensioneringsvillkor**

Nedan beskrivs hur strukturanalysen kan genomföras, avsnitten följer en arbetsgång från indata tills det att analysen är slutförd. Sista steget är att utvärdera dimensioneringsvillkoret.

### **4.4.1 Indata**

Indata till strukturanalysen utgörs av två delar, konstruktionens utformning samt brandpåverkan. Brandpåverkan representeras av beräkningar som utförts med representativ brandmodell för det aktuella scenariot, indata till strukturanalysen består då i en eller flera temperatur/tidkurvor för varje scenario. Olika temperatur/tidkurvor för samma scenario kan vara aktuellt beroende på var de konstruktionsdelar som ska analyseras befinner sig i rummet.

Vidare skall också de konstruktionsdelar som analyseras beskrivas. Det kan vara aktuellt att utsätta olika konstruktionsdelar för samma temperatur/tidkurva. Anledningar till detta kan vara att konstruktionsdelarna är av olika material, har olika lastutnyttjandegrad, har olika geometri samt att exponeringen skiljer sig åt. Vissa konstruktionsdelar kan exponeras från alla sidor samtidigt medan andra endast exponeras på en eller ett fåtal sidor. Med anledning av detta krävs följande indata till strukturanalysen för konstruktionsdelarna:

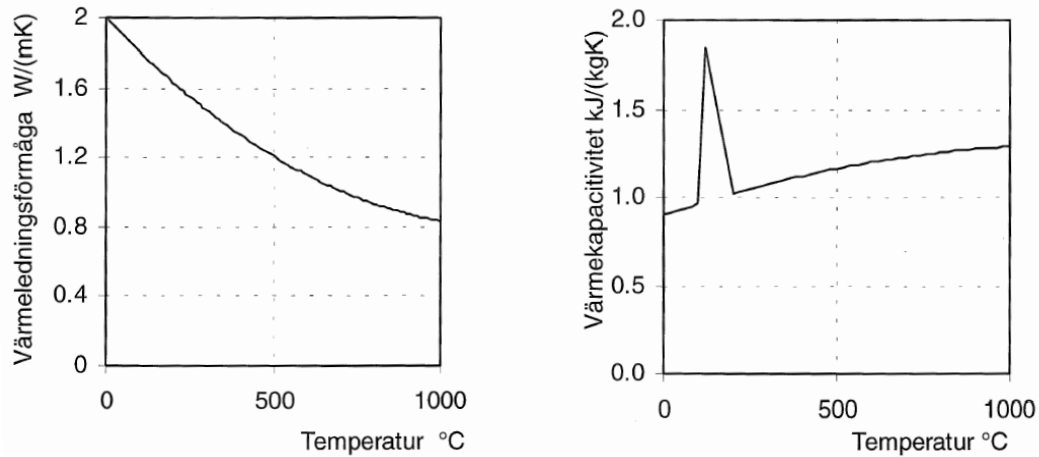
- Bärande konstruktioners material samt de olika materialens termiska och mekaniska egenskaper
- Konstruktionsdelarnas lastutnyttjandegrad
- Konstruktionsdelarnas geometri och positioner i rummet

### **4.4.2 Temperatur i konstruktionsdelar**

Temperatur/tidkurvorna givna av brandmodellerna i föregående avsnitt tillsammans med de termiska egenskaperna för materialet samt geometri och position för de studerade konstruktionsdelarna möjliggör analys av temperatur/tidfält i dessa. Beroende på materialets termiska egenskaper är olika typer av beräkningsmodeller lämpliga för temperaturanalysen.

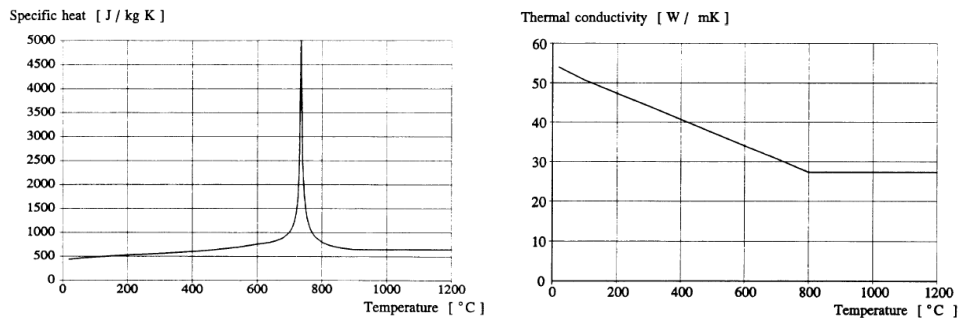
#### **4.4.2.1 Termiska egenskaper**

Vid beräkning av temperaturer i brandutsatta konstruktionsdelar med angiven gastemperatur/tidkurva, krävs kännedom om de ingående materialens termiska egenskaper. Dessa karakteriseras av värmekonduktivitet, specifik värmekapacitet samt densitet. Såväl värmekonduktivitet som värmekapacitet (produkten av specifik värmekapacitet och densitet) varierar i det allmänna fallet med temperaturen. Rapporten begränsas till att innefatta konstruktioner av stål och betong varför dessas termiska egenskaper redovisas i figur 4:7 och figur 4:8.



Figur 4:7 Termiska egenskaper för högpresterande betong (Anderberg, 2000)

Toppen i värmekapaciteten runt 100 °C uppstår då vatten i betongen förångas, se figur 4:7.



Figur 4:8 Termiska egenskaper för stål (Eurocode, 1995)

Toppen i värmekapaciteten runt 730 °C beror på en metallurgisk förändring i stålet (figur 4:8) (Buchanan, 2001).

#### 4.4.2.2 Ekvivalent temperatur

För oskyddade stålkonstruktioner kan en ekvivalent likformig temperatur genom tvärsnittet antas (Eurocode, 1995). Ekvation 4:5 ger temperaturökningen för varje tidssteg.

$$\Delta T_{a,t} = \frac{A_m/V}{c_a \rho_a} \dot{q}_{net}'' \Delta t \quad (4:5)$$

$$\Delta T_{a,t} = \text{Temperaturökning under intervall } \Delta t \quad [K]$$

$$\Delta t = \text{tid} \quad [s]$$

$$A_m = \text{exponerad area per längdenhet} \quad [m]$$

$$V = \text{exponerad volym per längdenhet} \quad [m^2]$$

$$\rho_a = \text{strukturens densitet} \quad [kg\ m^{-3}]$$

$$c_a = \text{strukturens värmekapacitet} \quad [J\ (kg\ K)^{-1}]$$

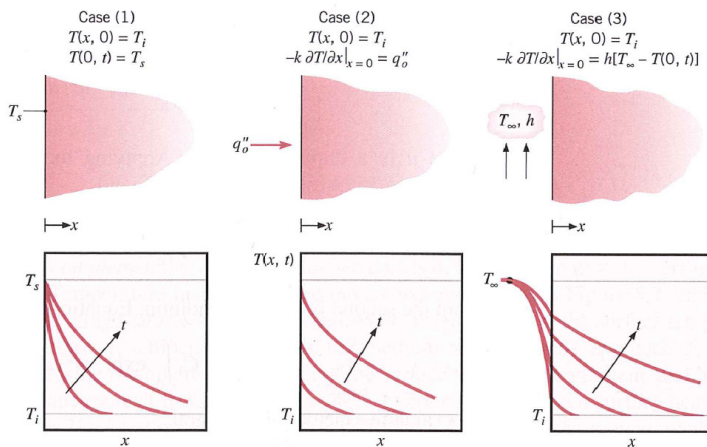
$$\dot{q}_{net}'' = \text{infallande värme} \quad [MJ\ m^{-2}]$$

Infallande värme beräknas till exempel med någon av metoderna beskrivna i avsnitt 4.3.4. Enligt Eurocode (1995) ska tidsstegen vara mindre än 5 sekunder.  $A_m/V$  utgör en sektionsfaktor som för enkla konstruktioner med likformig tjocklek kan ersättas med  $1/d$  där  $d$  är tjockleken på materialet. Denna förenkling kan till exempel appliceras på rund- eller fyrkantsstål. I ekvation 4:5 förekommer inte värmeledningstalet för stålet, detta beroende på att det i metoden antas att värmeledningen sker momentant. Ekvation 4:5 kan utvecklas för att även kunna användas på stålkonstruktioner isolerade med brandskyddsmaterial.

För att kunna i temperaturdomänen avgöra om temperaturökningen leder till att dimensioneringsvillkoret inte uppfylls jämförs  $\Delta T_{a,t}$  med en kritisk temperatur.

#### 4.4.2.3 Halvoändlighet

Ett förenklat sätt att beskriva temperaturen i en konstruktionsdel är att beskriva konstruktionsdelen som halvoändlig. Temperaturen på ett visst djup i konstruktionen kan då beskrivas som en funktion av tiden. Grundläggande antagande är att värmeledningen kan anses vara endimensionell och temperaturhöjningen på den icke exponerade sidan inte blir signifikant över omgivningstemperaturen, signifikant i detta fall anses vara 0,5 % av temperaturhöjningen på den brandutsatta sidan (Drysdale, 1999). Vidare skall temperaturstegringen alternativt värmestrålningsstegringen ske momentant (Incropera och DeWitt, 2002). Lösningen ser olika ut beroende på vilket randvillkor som är aktuellt, det finns lösningar för tre fall. Figur 4:9 visar dessa tre fall, där fall 2 och 3 kan anses vara aktuella vid brandpåverkan. För mer detaljerad beskrivning se Bilaga A.



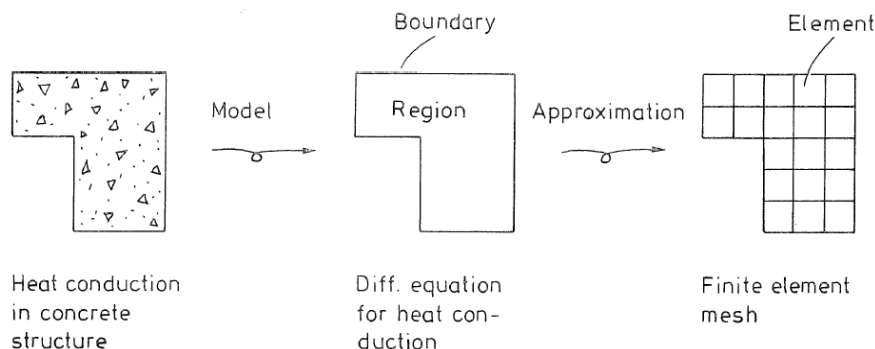
Figur 4:9 Transienta temperaturfördelningar i halvoändliga byggnadsdelar för tre olika randvillkor, konstant yttemperatur, konstant värmestrålning och konvektiv värmeöverföring (Incropera och DeWitt, 2002).

Metoden kan vara lämplig till exempel då analys av armeringsjärnens temperatur i betong ska utföras, detta på grund av den termiska trögheten hos betong. Metoden är inte lämplig för oskyddade stålkonstruktioner.

#### 4.4.2.4 Finit elementmetod

Metoderna ekvivalent temperatur (material med låg termisk tröghet) och halvoändlighet (material med hög termisk tröghet) är två ytterligheter, som är lämpliga inom sina begränsningar. I övriga fall utgör finita elementmetoden en lösning.

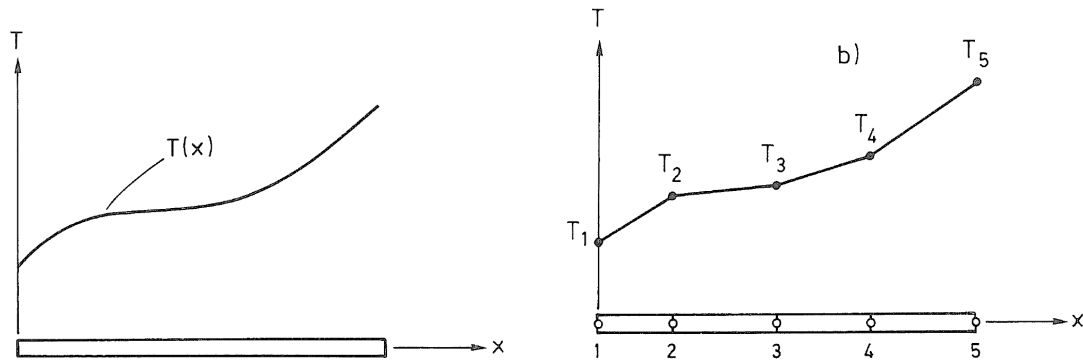
Då värmeledningsekvationen, ekvation 4:6, skall lösas för en konstruktionsdel är analytisk lösning av denna oftast för komplicerad. Finita elementmetoden är ett numeriskt angreppssätt som erbjuder en approximation av den exakta lösningen av partiella differentialekvationer (Zienkiewicz och Taylor, 1994). Metoden är lämplig för analys av temperaturprofiler i konstruktionsdelar. Nedan beskrivs tillvägagångssättet vid tillämpning av finita elementmetoden.



Figur 4:10 Schematisk beskrivning av finita elementmetoden (Ottosen och Petersson, 1992)

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q} = \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (4:6)$$

Det första steget i metoden är att definiera problemet och därefter skapa en modell av verkligheten för att sen generera en elementindelning. I steget elementindelning ingår att avgränsa den fysiska del som ska studeras, samt att dela in denna i mindre element. Temperaturen inom den fysiska del som studeras kan vara starkt olinjär, men det kan vara en god approximation att anta att temperaturen varierar till exempel linjärt inom varje enskilt element eller enligt ett polynom (Ottosen och Petersson, 1992). Approximationen består i någon form av interpolering och det antas att den studerade variabeln, i detta fall temperaturen, är känd i vissa punkter, noder, hos elementet. Noderna ligger oftast på randen av elementet. Genom användning av speciella regler utförs en analys av varje element, varje elements egenskap (i detta fall temperatur) beror på randen till elementet, det vill säga antingen omgivningen eller närliggande element. Detta medför att processen blir iterativ och tillslut erhålls ett jämviktsläge för det studerade tidssteget och temperaturprofilen är då känd för detta tidssteg (Ottosen och Petersson, 1992).



Figur 4:11 Kontinuerlig temperaturfördelning i en konstruktionsdel (vänstra bilden) och en linjär approximation enligt finita elementmetoden (högra bilden) (Ottosen och Peterson, 1992)

Figur 4:11 (högra bilden) visar att om elementens storlek minskas ökar antalet noder i den studerade konstruktionsdelen och approximationen går mot den kontinuerliga temperaturfördelningen då antalet element går mot oändligheten. Approximationen måste göras för varje tidssteg och till sist erhålls en temperaturprofil för konstruktionsdelen över tiden. På samma sätt gäller att då tidsstegen minskas ökar noggrannheten vid transienta förlopp. Elementindelningen är inte bunden till kvadratiska former, i princip kan alla geometrier användas och elementindelning kan ske även av komplexa geometrier.

#### 4.4.2.5 Användningsområde i dimensioneringsmetoden

En fördel med finita elementmetoden är att den alltid kan användas för temperaturanalysen, metoden är emellertid beräkningsintensiv om noggrannheten skall vara stor. I en del fall kan finita elementmetoden anses vara överflödigt om materialet tillåter förenklingar som halvoändlighet eller ekvivalent temperatur, särskilt om enkla brandmodeller använts i föregående steg. Ytterligare en fördel med finita elementmetoden är att det finns stora möjligheter att ta hänsyn till att de termiska egenskaperna varierar med temperaturen. Finita elementmetoden kan förenklat användas genom att analysera konstruktionen endimensionellt över dess tjocklek. På detta sätt kan hänsyn tas till variationen i de termiska egenskaperna samtidigt som beräkningsintensiteten minskas. För stål är metoden ekvivalent temperatur lämplig, även denna kan kombineras med finita elementmetoden. För betong kan ett enkelt sätt att göra temperaturanalysen vara att anta halvoändlighet och titta på armeringsjärnets temperatur. Detta är dock inte lämpligt för pelare då det är tryckkrafterna som oftast är dimensionerande och armeringsjärnen är till för att öka draghållfastheten.

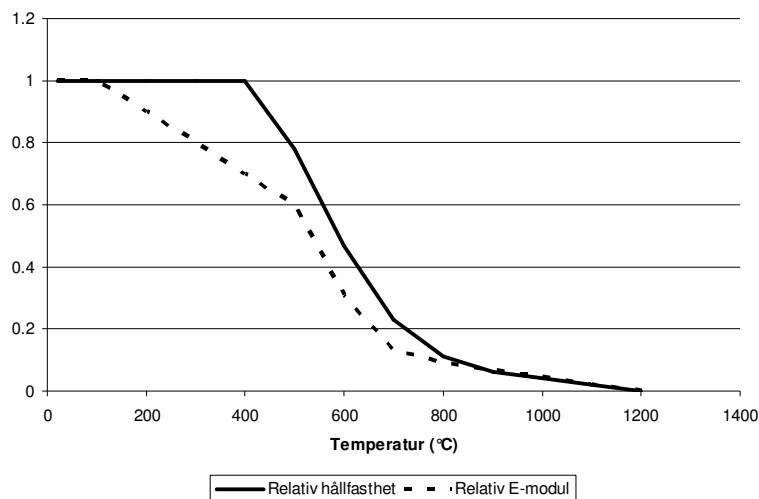
#### 4.4.3 Bärförmåga hos konstruktionen

Vid brand utsätts en konstruktion för termisk påverkan med resultatet att temperaturen i materialet successivt höjs. Detta medför en minskning av bärförmågan beroende på konstruktionens temperatur/tidfält. Hur denna minskning av bärförmågan utvecklas avgörs av materialets mekaniska egenskaper. Därför måste de ingående materialens mekaniska egenskaper vid höga temperaturer klargöras.

Dimensionering av bärförmåga vid brand dimensioneras motsvarande "olyckslast" vilket medför att högre utnyttjande av materialegenskaperna och högre påkänning tillåts eftersom detta fall har liten sannolikhet. Likaså tillåts högre deformationer i brandtillstånd än normalt. De dimensionerande materialparametrarna regleras i BKR 2:115 genom partialkoefficienter, vilka i brandfallet är ett.

### 4.4.3.1 Mekaniska egenskaper för stål

Temperaturen påverkar kraftigt ståls mekaniska egenskaper. Elasticitetsmodul, sträck- och brottgräns reduceras alla med stigande temperatur vilket medför att stålets bärförmåga minskar. Figur 4:12 visar denna variation över olika temperaturer.



Figur 4:12 *Temperaturens effekt på konstruktionsstål, relativ hållfasthet och relativ elasticitetsmodul (Eurocode, 1995).*

För temperaturökningar mellan tre och femtio grader per minut kan reduktionsfaktorer för olika parametrarna utläsas ur tabell 4:4 (Eurocode, 1995). Tabellen kan användas vid dimensionering av bärförmåga vid brand med riskanalys, detta är ett enkelt sätt att erhålla de kritiska temperaturerna för de fenomen och konstruktionsdelar som studeras och blir därmed lämplig att använda i temperaturdomänen.

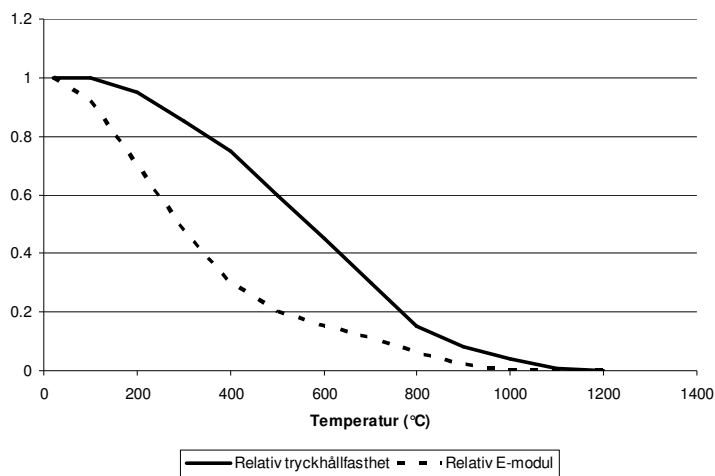
Tabell 4:4 Reduktionsfaktorer enligt Eurocode (1995)

Stål temperatur $T_i$ (°C)	Reduktionsfaktorer vid temperaturen $T_i$ relativt till 20°C			
	Reduktionsfaktor för brottgränsen $k_{y,T}$	Reduktionsfaktor på grund av deformationskrav $k_{x,T}$	Reduktionsfaktor för sträckgränsen $k_{p,T}$	Reduktionsfaktor för elasticitetsmodulen $k_{E,T}$
20	1	1	1	1
100	1	1	1	1
200	1	0,922	0,807	0,900
300	1	0,845	0,613	0,800
400	1	0,770	0,420	0,700
500	0,780	0,615	0,360	0,600
600	0,470	0,354	0,180	0,310
700	0,230	0,167	0,075	0,130
800	0,110	0,087	0,050	0,090
900	0,060	0,051	0,0375	0,0675
1000	0,040	0,034	0,0250	0,0450
1100	0,020	0,017	0,0125	0,0225
1200	0	0	0	0

Linjär interpolering är tillåten mellan givna temperaturer

#### 4.4.3.2 Mekaniska egenskaper för betong

Bärförmåga vid brand blir mer komplext att analysera då konstruktionen är av betong. I de fall betongbjälklag analyseras kan det vara lämpligt att studera armeringsjärnets hållfasthet vid temperaturpåverkan då det är dessa som till störst del bidrar till draghållfasthet, för varmvalsade armeringsjärn kan tabell 4:4 användas. Då det gäller pelare måste dessutom tryckhållfastheten beaktas. Figur 4:13 visar temperaturberoendet för tryckhållfasthet och elasticitetsmodul.



Figur 4:13 Temperaturens effekt på betong, relativ hållfasthet (Eurocode, 2004) och relativ elasticitetsmodul (Anderberg, 2000).

Vid termisk påverkan av betong kan även spjälkning inträffa. Spjälkningsbenägenheten hos betong beror i hög grad på hur höga ång- eller vattentryck som bildas vid uppvärmningen (beror bl a på permeabilitet) och ökar i närvaro av tryckpåkänning från yttre last (Anderberg och Pettersson, 1991). Uppvärmningshastigheten är dessutom av stor betydelse för risken och omfattningen av spjälkningen. Det skall även poängteras att även hastig avkylning i samband med släckinsats kan öka risken för spjälkning. Försöksresultat och praktiska erfarenheter visar att risken för spjälkning är oberoende av brandens varaktighet (Anderberg och Pettersson, 1991). Fem år efter produktion har betongens fukthalt sjunkit avsevärt och därmed risken för betongavspjälkning (Anderberg och Pettersson, 1991). Vidare menar Anderberg och Pettersson att sannolikheten för att brand inträffar under de första fem åren av en byggnads livslängd är liten i förhållande till hela livslängden. På grund av detta kan det vid dimensionering oftast bortses från spjälkningsfenomenet.

#### **4.4.4 Utvärdering av dimensioneringsvillkor**

Temperatur/tidfält i konstruktionsdelarna tillsammans med dess mekaniska egenskaper och lastutnyttjandegrad möjliggör analys av huruvida dimensioneringsvillkoret uppfylls eller ej. Enligt avsnitt 3.1 antar dimensioneringsvillkoret olika form beroende på i vilken domän analysen genomförs.

För utvärdering i temperaturdomänen krävs att en kritisk temperatur för respektive konstruktionsdel identifierats, vilken beror på lastutnyttjandegraden. Detta kan för stål göras enligt tabell 4:4, vilken också kan användas då varmvalsade armeringsjärn i betong analyseras (Eurocode, 2004). Då detta är känt kontrolleras för varje scenario och konstruktionsdel om dimensioneringsvillkoret enligt tabell 3:1 är uppfyllt eller ej.

Utvärdering i hållfasthetsdomänen sker på liknande sätt som för temperaturdomänen med skillnaden att förändring i lastutnyttjandegrad studeras. I hållfasthetsdomänen finns dessutom möjlighet att ta hänsyn till hur en ökande lastutnyttjandegrad för en konstruktionsdel påverkar andra konstruktionsdelar. I hållfasthetsdomänen finns också möjlighet att ta hänsyn till termiska fenomen såsom hur termisk förlängning av en balk påverkar pelarna den är infäst i. I denna domän kan också inre spänningar, på grund av temperaturförändringar, i materialet studeras. Slutligen kan det utredas hur kollaps av en konstruktionsdel påverkar övriga konstruktionsdelar. Hållfasthetsdomänen kan med andra ord ge möjlighet till större noggrannhet i analysen, jämfört med temperaturdomänen, speciellt då fortskridande ras studeras.

För en adekvat utvärdering i tidsdomänen så måste analys i antingen hållfasthets- eller temperaturdomänen ha genomförts, se avsnitt 3.1.3. Analysen fördjupas genom att studera efter vilken tidpunkt som kollaps sker. Denna tidpunkt jämförs sedan med den tidpunkt då påverkan av standardbrandkurvan skullen ha givit samma temperatur/lastutnyttjandegrad i konstruktionen. Detta möjliggör sedan jämförelse med testade konstruktioner och de krav som ställs enligt lagstiftningen för förenklad dimensionering. Enklaste sättet att genomföra en utvärdering i tidsdomänen är att tillämpa de tidsekvivalenta formlerna i avsnitt 3.1.3, dessa formler anses dock vara otillräckliga enligt resonemang i samma avsnitt.

Skall konsekvensen beskrivas i detalj, det vill säga utvärdering på nivå 2, måste alla brandpåverkade konstruktionsdelar analyseras, se vidare avsnitt 4.5.



## 4.5 Konsekvensbeskrivning

Om det kan visas vid analys på nivå 1 att personsäkerheten är tillfredställande men att ytterligare riskreducerande åtgärder är av betydelse för egendomsskydd kan kvantifiering av graden av kollaps ge ett bra beslutsunderlag. Vid en sådan detaljerad beskrivning av konsekvensen gäller det att för varje scenario definiera hur stor del av byggnaden som kollapsar. Om hänsyn ska tas till fortskridande ras av andra byggnadsdelar än den som primärt kollapsar på grund av brandpåverkan blir analysen komplicerad och kan inte lösas med relativt enkla metoder. För att göra detta måste hänsyn tas till de mekaniska egenskaperna hos konstruktionen, denna typ av kollaps skulle kunna utredas med finita elementmetoder i hållfasthetsdomänen.

Med enklare geometrier såsom tunnlar där geometrin kan anses vara två-dimensionell kan analys ske av hur värmen sprids i konstruktionen över tiden. En förenkling som kan göras är att försumma fortskridande ras av konstruktionen och endast titta på var i konstruktionen kritiska temperaturer uppstår och där dessa uppnåtts anses kollaps ha inträffat. Ytterligare ett sätt kan vara att analysera statistiskt oberoende delar var för sig. När någon del inom en statistiskt oberoende del inte uppfyller dimensioneringsvillkoret anses hela detta statistiskt oberoende område kollapsa.

Vidare måste sannolikheten att varje scenario inträffar bestämmas vilket görs då genereringen av brandscenerierna genomförs. Varje genererat scenario anses vara lika troliga och följer av valda fördelningar på osäker indata.

## 4.6 Sannolikhet för konsekvenser och utvärdering av designkriterium

Arbetet med att ta fram sannolikhet för konsekvenser skiljer sig åt beroende på vilken analysnivå som används i analysen.

### 4.6.1 Analysnivå 1

Sannolikheten för att konstruktionen ska kollapsa kan som beskrivet tidigare definieras enligt ekvation 4:7. För att ekvationen ska vara giltig krävs att scenarierna genereras slumpmässigt och för att få noggrannhet i beräkningen krävs ett stort antal scenarion.

$$\frac{N(\min(R_i - S_i) < 0 | brand)}{N(brand)} \approx P(\min(R_i - S_i) < 0 | brand) \quad (4:7)$$

Skall fördelningen för  $R-S$  analyseras krävs kunskap om det numeriska värdet på minimum av  $R-S$  för varje simulerat scenario, index  $i$  är identiteten på den studerade strukturdelen. Minimum analyseras eftersom det är detta som beskriver hur nära byggnaden var att kollapsa alternativt med hur mycket den kritiska gränsen överskreds i det specifika scenariot. När detta är känt, för varje enskilt brandscenario, kan en diskret fördelning av resultaten genereras och eventuellt kan denna approximeras med en fördelning som kan beskrivas matematiskt.

Den empiriska kumulativa diskreta sannolikhetsfördelningen för ett stort antal observerade utfall definieras enligt ekvation 4:8 (Rychlik & Rydén, 2006). Indexeringen  $j$  i ekvationerna utgör identiteten på det specifika scenariot.

$$F_n(x) = \frac{N(x_j < x)}{N} \quad (4:8)$$

$$x_j = \min(R_i - S_i)$$

Den empiriska sannolikhetsfördelningen ( $F_n(x)$ ) konvergerar med den verkliga sannolikhetsfördelningen ( $F_x(x)$ ) när antalet observationer går mot oändligheten. I verkligheten kommer dock alltid antalet observationer vara begränsat. Mängden observationer är starkt avhängt på komplexiteten i de modeller som väljs för att beskriva branden och dess påverkan på konstruktionen. Ju mer avancerade modeller som används desto färre genererade värden finns att observera efter samma arbetsinsats. För att kunna uppskatta sannolikheter utanför de observerade värdena kan den empiriska fördelningen användas. Om antagande om fördelningens utseende kan göras, till exempel en normalfördelning, begränsas problemet till att identifiera skalnings- och positionsparametrar för den valda fördelningen (Rychlik & Rydén, 2006).

#### 4.6.2 Analysnivå 2

På nivå 2 analyseras konsekvensen mer detaljerat än på analysnivå 1. På denna nivå analyseras inte bara sannolikheten för att dimensioneringsvillkoret inte uppfylls utan även vilken konsekvens detta medför. Konsekvensen för varje enskilt scenario utreds enligt avsnitt 4.5. När konsekvensen för samtliga scenarier är utredd kan den diskreta sannolikhets- konsekvensdiagram för att mer än en viss del av konstruktionen kollapsar återges enligt ekvation 4:9.

$$P((K > k) | brand) = \sum_{K > k} p_i \quad (4:9)$$

$$p_i = P(K = k | brand) \quad i \in Z^+$$

### 4.7 Behandling av osäkerheter och känslighetsanalys

I metoden finns olika typer av osäkerheter, kunskapsosäkerhet, modellosäkerhet och osäkerheter på grund av "naturliga" variationer samt osäkerheter i analysen beroende på hur många simuleringar som genomförts. Ofta delas osäkerheter in i två olika typer av osäkerheter, kunskapsosäkerheter och stokastiska osäkerheter (Morgan och Henrion, 1990). Modellosäkerheter kan tillskrivas kunskapsosäkerheter och de naturliga variationerna kan tillskrivas de stokastiska osäkerheterna. De stokastiska osäkerheterna varierar i det avseende att dess utfall alltid är osäkert, medan kunskapsosäkerheterna är osäkerheter som kan minskas genom att skaffa bättre information.

Modellosäkerheterna är svåra att kvantifiera. I Bilaga A, Bilaga C och Bilaga D har dock viss verifiering gjorts av de modeller som används i tillämpningsexemplen i avsnitt 5 och 6. De enklare modellerna har jämförts med mer avancerade modeller för att se om liknande resultat erhålls med de olika modellerna. Detta är ett sätt att hantera modellosäkerheterna. Om liknande resultat erhålls med de olika modellerna är det troligare att modellerna stämmer överens med verkligheten. Beroende på hur modellen ser ut kan känslighetsanalyser genomföras olika lätt. CFD-modeller är svåra att kvantifiera känsligheten i utan att genomföra många olika simuleringar. I de enklare modellerna som beskriver brandförlopp med ett matematiskt uttryck eller en serie av matematiska uttryck kan känsligheten i beräkningarna analyseras med till exempel intervall- eller regressionsanalys. Denna typ av känslighetsanalys kan upprättas i datorprogram som @Risk. Analysen görs för att se vilka variabler som påverkar resultatet i störst utsträckning. Vidare är det viktigt att minska osäkerheterna i de variabler som resultatet är mest känsligt

för. Även om enklare modeller används för att simulera brandförloppen så kan en fullständig känslighetsanalys vara svår att genomföra. Används finita element-metoden för att analysera temperaturen i konstruktionsdelarna så kan denna metod inte på ett enkelt sätt beskrivas i matematiska formler eftersom metoden är iterativ. Därmed kan inte känsligheten i analysen beskrivas på ett enkelt sätt. Risken för kollaps är självklart större då högre temperaturer uppnås. Eftersom all indata endast påverkar brandförloppet så är det ett bra sätt att kontrollera känsligheten i analysen genom att kontrollera vilka variabler som till störst del styr hur hög temperaturen blir i brandrummet. Känslighetsanalys för hela analysen kan dock alltid genomföras manuellt.

Osäkerheter på grund av naturliga variationer och kunskapsosäkerheter behandlar delvis samma variabler. En kunskapsosäkerhet kan minskas genom att skaffa bättre information om den aktuella variabeln medan modellosäkerhet är en typ av kunskapsosäkerhet som kan minskas genom att använda mer tillförlitliga modeller eller genom att ha vetskap om hur modellen beter sig. Brandbelastning är en variabel som kan bestämmas med liten osäkerhet för till exempel ett specifikt kontor eller liknande där variationen av brännbart material över tiden är liten. I detta fall kan alltså kunskapen om brandbelastningen vara i stort sett fullständig. Om analys däremot utförs för ett lager kan det förekomma stora naturliga variationer i brandbelastningen över tiden. Kunskapsosäkerheten kan här också minskas genom att ta reda på mellan vilka värden brandbelastningen varierar. I det senare fallet är dock brandbelastningen en stokastisk osäkerhet och det kommer att råda stor osäkerhet om hur stor brandbelastningen är då brand väl inträffar. Vissa variabler kan alltså i en del fall bestämmas i det närmaste exakt och i vissa fall förekommer en variation som i metoden tas omhand genom att fördela variabeln.

På grund av de osäkerheter som förekommer i indata och modeller kommer även resultatet att vara osäkert. Vidare gäller det att då sannolikheten för kollaps skall vara liten så krävs många simuleringar för att osäkerheten i värdet på den studerade sannolikheten skall vara liten. Sannolikheten för kollaps, som beräknas i metoden, kan sägas vara binomialfördelad.

Resonemanget nedan är hämtat från Rychlik och Rydén (2006). Säg att det utförs  $n$  simuleringar, i en analys på nivå 1, där  $K$  är det antal fall där kollaps inträffar och sannolikheten för kollaps är  $p$ . En skattning av  $p$  är då  $K/n$ , det är detta som görs i metoden.  $K$  är binomialfördelat enligt ekvation 4:10. Om villkoret i ekvation 4:11 är uppfyllt kan  $K$  approximeras med en normalfördelning enligt ekvation 4:11. För att ekvation 4:10 ska vara giltig krävs att samma utfall studeras i samtliga scenarion.

$$K \in \text{Bin}(n, p) \quad (4:10)$$

$$\begin{aligned} &\text{då } np(1-p) > 10 \text{ så är } K \text{ approximativt normalfördelat} \\ &\text{med } N(np, np(1-p)) \end{aligned} \quad (4:11)$$

Antalet simuleringars som måste göras för att sannolikheten  $p$  skall uppskattas med ett konfidensintervall  $1-\alpha$  och med det relativa felet  $q$  definieras enligt ekvation 4:12. Det relativa felet kan bara beräknas då binomialfördelningen kan approximeras med en normalfördelning.

$$n \geq \frac{1-p}{p} \left( \frac{\lambda_{\alpha/2}}{q} \right)^2 \quad (4:12)$$

Detta fel kan göras relativt litet då antalet simuleringar i metoden kan göras stort och den största osäkerheten i metoden beror därmed inte på antalet simuleringar. Den största osäkerheten i metoden ligger förmodligen i förmågan hos modellerna att på ett bra sätt beskriva verkligheten samt osäkerheter i indata. Det är dock viktigt att kvantifiera hur stort det relativa felet är vid uppskattning av sannolikheten för kollaps och ha vetskap inom vilket intervall sannolikheten befinner sig.

Dimensionering med riskanalys bygger på ett händelsetråd och på att osäkra variabler fördelas. Detta angreppssätt är en metod att hantera osäkerheter på och att resultatet är en sannolikhet innebär att osäkerheten kvantifieras (Morgan och Henrion, 1990). I de fall en sannolikhetsfördelning, enligt avsnitt 4.6, genereras måste det kvantifieras hur nära kollaps är att inträffa eller hur mycket den kritiska gränsen för kollaps överskridits i varje enskilt fall. Den genererade sannolikhetsfördelningen kan liknas vid en riskprofil där det troligaste värdet kan utläsas samt sannolikheten för kollaps. Även detta är ett sätt att hantera osäkerheter, vilket kan liknas vid Paté-Cornells (1996) fjärde nivå vid hantering av osäkerheter. Denna fjärde nivå innebär att en kvantitativ riskanalys genomförs och en riskprofil presenteras där det förväntade värdet kan utläsas. Riskprofilen kan vara antingen diskret eller kontinuerlig (Johansson, 2000). I metoden erhålls en sannolikhetsfördelning som är diskret och denna kan eventuellt approximeras med en kontinuerlig fördelning, vilket anses vara rimligt då ett stort antal simuleringar genomförs.

Sammanfattningsvis kan det konstateras att osäkerheter hanteras genom att osäkra variabler fördelas och en riskprofil, i detta fall en sannolikhetsfördelning, presenteras. Då det gäller modellosäkerheterna har dessa i tillämpningsexemplen i avsnitt 5 och 6 försökts minskas genom att visa på liknande resultat vid användning av olika modeller.

## 5 Tillämpning av dimensionering med riskanalys

### Exempel 1

För att exemplifiera dimensionering med riskanalys har rimliga värden valts utan någon djupare analys. Värdena skall inte ses som vägledande utan är endast fiktiva. I detta exempel analyseras en byggnad som är tänkt att vara en detaljvaruhandel med låg brandbelastning, det skulle till exempel kunna vara en järnhandel. Byggnaden är i ett plan och är utförd som samlingslokal. Det analyseras inte i exemplet om sannolikheten för kollaps är acceptabel, detta då en av rapportens avgränsningar är att detta inte behandlas. Exemplet följer metoden utvecklad i avsnitt 4, se särskilt flödesscheman i figur 4:1 och figur 4:4.

#### 5.1 Byggnadskaraktäristika

Byggnaden är i ett plan, utrustat med sprinkler och brandgasventilation.

- Geometri och öppningar (öppningar fördelas)
  - Längd 40 meter, bredd 30 meter, höjd 4 meter
  - 2 st. portar a 3 x 4 meter
  - 2 st utrymningsdörrar a 2,2 x 1,2 meter
- Brandteknisk byggnadsklass
  - Br2
- Byggnadsmaterial
  - Bärande konstruktion
    - Stål (IPE och HEB balkar)
  - Väggar och tak
    - Isolerade med mineralull
- Brandcellsgränser och statistiskt oberoende
  - Byggnaden är utförd som en brandcell
  - Inga delar av byggnaden är statistiskt oberoende
- Lastutnyttjandegrad
  - Byggnaden är dimensionerad med lastutnyttjandegrad:
    - Pelare 0,4
    - Balkar 0,3
- Aktiva system och deras egenskaper
  - Sprinkler (felfunktion ansätts och avstånd till sprinkler fördelas)
    - RTI 50 (m s)<sup>1/2</sup>
    - Aktiveringstemperatur 68°C
    - Sprinkleravstånd 3,5 m
  - Brandgasventilation (felfunktionen ansätts)
    - Öppningsarea 24 m<sup>2</sup>
    - Aktiveras manuellt
- Brandförlopp
  - Global brand (brandbelastning, tillväxthastighet och maximal effektutveckling fördelas)
    - Brännbart material: trä
    - Brandbelastning 180 MJ/m<sup>2</sup>
    - Tillväxthastighet "fast"
    - "Maximal" effektutveckling 7 MW
  - Lokal brand (tillväxthastighet, effektutveckling per areaenhet och maximal effektutveckling fördelas)

- Brännbart material: stycke gods
- Tillväxthastighet "fast"
- Effektutveckling per areaenhet 500 kW/m<sup>2</sup>
- "Maximal" effektutveckling 0,7 MW

## 5.2 Analysnivå, domänval och dimensioneringsvillkor

I analysen kommer inte graden av kollaps att bestämmas utan förenklingen görs att om en konstruktionsdel inte uppfyller dimensioneringsvillkoret anses hela byggnaden kollapsa. Denna förenkling görs då inga statistiskt oberoende delar av konstruktionen finns. Analysen kommer således att genomföras på nivå 1.

Den bärande konstruktionen är byggd av stål. Då stål har hög värmeledningskapacitet kommer temperaturen i konstruktionen vara jämt fördelad och kan approximeras med en medeltemperatur för vilken den relativa hållfastheten kan beräknas. Tabell 4:4 visar hur bärförmågan hos stål förändras med ökad temperatur. Eftersom denna översättning av temperatur och bärförmåga är möjlig för stål genomförs analysen i temperaturdomänen. Dimensioneringsvillkoret blir därmed enligt ekvation 5:1.

$$T_{kollaps} \geq T_{max} \quad (5:1)$$

Designkriteriet på analysnivå 1 anges som en acceptabel sannolikhet för kollaps enligt ekvation 4:1. Då storleken på detta kriterium ligger utanför rapportens avgränsningar sätts inget specifikt värde.

## 5.3 Val av brandmodell och generering av brandscenarier

Då byggnaden är utrustad med sprinkler och brandgasventilation kan generering av brandscenarier byggas upp enligt det föreslagna händelseträdet i avsnitt 4.3.

### 5.3.1 Indata

Sannolikheten för att brand ska inträffa i byggnaden är störst då verksamheten är igång, i detta fall bedrivs verksamhet dygnet runt i samma omfattning.

#### 5.3.1.1 Geometri och öppningar

- Längd 40 meter, bredd 30 meter, höjd 4 meter
- 2 st. portar a 3 x 4 meter:
- 2 st utrymningsdörrar á 2,2 x 1,2 meter.

En av portarna antas stå öppen cirka 30 % av tiden och båda cirka 10 % av tiden.

Båda utrymningsdörrarna förväntas användas vid brand då portarna är stängda, i annat fall bedöms sannolikheten för att en är öppen vara 50 % och 25 % för att båda är öppna. Tabell 5:1 ger den sammanlagda öppningsarean exklusive brandgasventilation. Den minsta möjliga öppningsarean på grund av läckage, ventilation och liknande antas vara 4 m<sup>2</sup>.

Tabell 5:1 Öppningsarea ( $A_{O_k}$ ) med tillhörande vägd öppnings höjd ( $HO_{v,k}$ )

Öppningsarea (m <sup>2</sup> )	Öppnings höjd (m)	Sannolikhet
4	1	30 %
6,88	1,46	30 %
16	2,5	15 %
17,44	2,57	7,5 %
18,88	2,63	7,5 %
28	2,71	5 %
29,44	2,75	2,5 %
30,88	2,78	2,5 %

$HO_{v,k}$  vägs för varje öppningsarea enligt ekvation 5:2

$$HO_{v,k} = \frac{\sum_{k=1}^n (HO_k A_{O_k})}{\sum_{k=1}^n A_{O_k}} \quad (5:2)$$

Vid övertändning väntas portarna gå sönder och öppningsarean blir därmed 28 m<sup>2</sup> och öppningshöjden 2,71 m.

### 5.3.1.2 Brandceller och statistiskt oberoende

Byggnaden är utförd i en brandcell och inga delar är statistiskt oberoende.

### 5.3.1.3 Byggnadsmaterial

Byggnadens bärande delar är utförda i stål och byggnadens väggar samt tak är isolerade med mineralull. Pelare exponeras för brand på alla sidor medan balkar endast exponeras på tre sidor. Mineralullens isolerande förmåga är avgörande för brandförloppet och ingångsvärden som beskriver dess material egenskaper redovisas i tabell 5:2.

Tabell 5:2 Isolerande material egenskaper

Mineralull	
k W/(m K)	0,041
ρ kg/m <sup>3</sup>	100
c J/(kg K)	880
d (tjocklek) m	0,09

Värmeledningstalet för mineralull varierar kraftigt med temperaturen. Värmeledningstalet som anges är för en temperatur på 20 °C, vid högre temperaturer ökar mineralullens värmeledningsförmåga vilket gör att valet av värmeledningstal är konservativt då det är temperaturen i brandrummet som beräknas.

#### 5.3.1.4 Aktiva system och deras egenskaper

Sprinklerhuvudena har en aktiveringstemperatur på 68°C, RTI 50 (ms)<sup>1/2</sup> och avstånd mellan dem är 3,5 meter. Sprinklerna aktiveringstid beräknas enligt polynomet framtaget i Bilaga E. Sprinklern förväntas ha en tillförlitlighet på 90 % (Koffel, 2005).

Brandgasventilationen har en öppningsarea på 24 m<sup>2</sup> och öppnas manuellt en minut efter det att sprinklern aktiverar. Då brandgasventilationen aktiveras manuellt antas sprinkler och brandgasventilationen fungera oberoende av varandra. Brandgasventilationens aktivering är avhängt på att personalen reagerar enligt instruktion och är förknippad med stor osäkerhet. I detta exempel ansätts tillförlitligheten till 70 %. Personalen väntas inte öppna någon speciell tilluft till brandgasventilationen utan öppningsarean beskriven tidigare utgör tilluftsarea.

#### 5.3.1.5 Global brand

Den globala branden ger den totala effektutvecklingen i brandrummet. Brandbelastningens väntevärde är 180 MJ/m<sup>2</sup>, brandbelastningen fördelas med en lognormal fördelning enligt nedan. Fördelningens utseende bygges på de värden som föreslås av Melinek (1993).

Tabell 5:3 Brandbelastning

Brandbelastning	
E(X) MJ/m <sup>2</sup>	180
σ MJ/m <sup>2</sup>	81

Den maximala effektutvecklingen definieras som den effektutveckling som maximalt kan uppnås i ett icke övertänt scenario. Denna maximala effektutveckling bestäms på samma sätt som traditionella dimensionerande bränder. I detta fall är den troligaste antagna maximala effektutvecklingen 7 MW och osäkerheten återges som en normalfördelning med en standardavvikelse på 2 MW. Detta innebär att 90 % av bränderna väntas ha en effektutveckling innan övertändning som understiger 10,3 MW. Fördelningen är dessutom trunkerad vid 0,5 och 40 MW. Då detta är en fiktiv byggnad ges ingen närmre motivering till de valda effektutvecklingarna. I ett verkligt fall skall effektutvecklingen och dess fördelning spegla förhållandena i den aktuella byggnaden.

Tillväxtshastigheten på den globala branden antas vara fast då det brännbara materialet till stor utsträckning kommer bestå av pallagrat styckegods. Tillväxtshastigheten återges med en normalfördelning med väntevärde på 47 W s<sup>-2</sup> (fast) och standardavvikelse 10 W s<sup>-2</sup>. Fördelningen är dessutom trunkerad mellan medium (12 W s<sup>-2</sup>) och ultra fast (190 W s<sup>-2</sup>).

#### 5.3.1.6 Lokal brand

Den lokala branden antas tillväxa oberoende av den globala och fördelas med samma värden. Effektutvecklingen från den lokala branden ingår dock alltid i den globala och adderas inte till densamma.

Den maximala effektutvecklingen på den lokala branden antas vara normalfördelad med medelvärde 0,7 MW och standardavvikelse på 0,3 MW. Detta motsvarar cirka två sopsäckar skräp. Varaktigheten på den lokala branden ansätts vara normalfördelad med ett väntevärde på 400 sekunder och en standardavvikelse på 50 sekunder.



Effektutveckling per kvadratmeter ansätts till en normalfördelning med medelvärde 500 kW m<sup>-2</sup> och standardavvikelse 250 kW m<sup>-2</sup>. En tvådimensionell bränsleyta av cellulosa ger cirka 250 kW m<sup>-2</sup> detta värde har ökats för att ta hänsyn till lagringskonfigurationen.

#### 5.3.1.7 Brandposition

I detta tillämpningsexempel behövs brandpositionen för att kunna avgöra när sprinklersystemet aktiveras. Hela byggnaden är sprinklad och avståndet mellan sprinklerhuvudena är 3,5 meter. Det är dessutom lika troligt att brand uppstår på samtliga platser i lokalen. Dessa två faktorer innebär att brandpositionen kan förenklas till ett horisontellt avstånd till närmsta sprinklerbulb, ett avstånd som kan variera mellan 0 och 2,5 meter. Då sannolikheten är lika över hela sträckan återges brandpositionen som en likformig fördelning.

#### 5.3.1.8 Brandteknisk byggnadsklass

Byggnaden klassas som Br2 vilket innebär att föreskrivet krav på byggnaden är att den ska klara 80 % av brandbelastningen ur ett representativt statistiskt material i 30 minuter.

### 5.3.2 Aktiva systems påverkan på brandförloppet

Byggnaden har tre aktiva system, sprinkler, brandgasventilation och utrymningslarm. Brandgasventilationen aktiveras manuellt efter det att sprinklern aktiverat, detta för att säkerställa att sprinklern aktiveras. Vidare är det tänkt att ett utrymningslarm aktiveras av sprinklern.

Sprinklerns aktiveringstid är framförallt beroende av brandens tillväxthastighet, avståndet till sprinklern samt takhöjden. För att simulera aktiveringstiden används det polynom som tagits fram i Bilaga E, vilket är giltigt för RTI 50 (ms)<sup>1/2</sup> samt en aktiveringstemperatur på 68°C. Sprinklerns påverkan på branden är svår att förutse, som diskuterats i avsnitt 4.3.2 kan sprinklerns påverkan på brandförloppet simuleras med en reducering av effektutvecklingen. I en studie redovisad av Koffel (2005) varierar andelen bränder som släcks av sprinkler (i byggnader försedda med sprinkler) mellan 8,5 % och 33 %. I en del fall klarar sprinklern inte av att kontrollera branden, utan denna fortsätter att växa. I detta tillämpningsexempel antas att sprinklern alltid kontrollerar branden i de fall då sprinklern aktiveras. Detta ses som ett rimligt antagande då det förekommer fall som är både värre och gynnsammare för byggnadens konstruktion än att sprinklern kontrollerar branden.

Brandgasventilationen i byggnaden antas aktivera cirka en minut efter det att sprinklern aktiverat eller skulle ha aktiverat, det vill säga en minut efter det att personal i byggnaden fått vetskap om branden från utrymningslarmet. Brandgasventilationen simuleras som en större öppningsarea i två-zons modellen, se Bilaga D. Om brandgasventilationen fungerar och övertändning ändå inträffar sker en momentan förändring av temperaturen i temperatur/tidkurvorna då aktivering sker.

Genereringen av brandscenarier i detta steg kommer att innebära att beroende på huruvida sprinkler och brandgasventilation fungerar eller ej så erhålls olika värden, i varje enskilt fall, för maximal effektutveckling, öppningsarea och höjd på öppningsarean. Den maximala effektutvecklingen i scenariot kommer att skilja sig från den maximala effektutveckling specificerad i avsnitt 5.3.1.5 i de fall sprinklern aktiveras innan branden genomgått sin fullständiga tillväxtfas.

### 5.3.3 Övertändningskriterium

MQH-metoden används i detta exempel för att avgöra om övertändning inträffar eller ej. Metoden beskrevs i avsnitt 4.3.4.1, där det framgår att en temperatur för då övertändning inträffar samt en karaktäristisk tid måste antas. Här följs Karlsson och Quintieres (2000) rekommendationer med en bortre tidsgräns på 30 minuter och att övertändning inträffar då brandgastemperaturen är 500°C över omgivningstemperaturen. För att avgöra om övertändning inträffar eller ej är det nödvändigt att öppningsarean är känd. Denna varierar då brandgasventilationen aktiverar. Simuleringstekniskt har det gjorts två tester med MQH-metoden för att kontrollera om övertändning inträffar. Det första testet kontrollerar om övertändning inträffar innan brandgasventilationen aktiverar och den karaktäristiska tiden antas då vara aktiveringstiden för brandgasventilationen. Det andra testet kontrollerar om övertändning inträffar inom 30 minuter med en öppningsarea som motsvarar att brandgasventilationen är öppen under hela förloppet. Dessa två fall täcker in huruvida övertändning inträffar eller ej eftersom en ökning i öppningsarean motsvarar en momentan temperatursänkning i brandgaslagret.

### 5.3.4 Val av brandmodell

För att generera temperatur/tidkurvor krävs enligt tidigare resonemang två olika brandmodeller. En då övertändning inträffar och en då övertändning inte inträffar. I fallet då övertändning inte inträffar utgör brandmodellen en kombination av en två-zonsmodell och modell för lokal flampåverkan.

#### 5.3.4.1 En-zonsmodell

Enligt resonemang i avsnitt 4.3.4.2 används i detta exempel ”parametric temperature-time curves” från Eurocode (1994) för att simulera det övertända fallet. Denna modell är som beskrivet tidigare en matematiskt enkel modell som väl beskriver de empiriska naturliga brandförloppen framtagna av Magnusson Thelandersson (se Bilaga A). Effekten av att använda Eurocode utanför dess givna giltighetsområde utreds då resultatet från beräkningarna med denna metod är klara, se avsnitt 5.7.2.

#### 5.3.4.2 Två-zonsmodell och lokal flampåverkan

Vid simulering av de fall som inte leder till övertändning används MQH-metoden kompletterad med Eurocodes formler för lokal flampåverkan. MQH-metoden möjliggör stora mängder beräkningar och korrelerar bra med CFD-simuleringar för liknande geometri, se Bilaga C. Då MQH-metoden ger en temperatur i hela brandgaslagret har den kompletterats med en modell för lokal flampåverkan. Dessa två modeller kommer tillsammans att ge två temperatur/tidkurvor för varje brandscenario, som inte leder till övertändning. En temperatur/tidkurva i brandgaslagret där temperaturen ges som den maximala från de två modellerna, och en temperatur/tidkurva under brandgaslagret där temperaturen ges av den lokala branden.

Problematiken med lokal brandpåverkan på konstruktionen kan i detta fall, då alla balkar respektive pelare har samma lastutnyttjandegrad, hanteras något förenklat. Det grundläggande antagandet är att någon balk och pelare någon gång under simuleringstiden kommer att utsättas för en lokal brand. Vid detta tillfälle kommer branden att befinna sig rakt under balken eller runt hela pelaren. Detta konservativa antagande kompenseras med att det bara är under denna tid som konstruktionen påverkas direkt av flammen, övrig tid påverkas konstruktionen endast av den globala branden. Påverkan från den lokala branden adderas således till påverkan från den globala branden. För att återge det minst gynnsamma scenariot antas påverkan från den lokala branden inträffa i slutet av det globala

brandförloppet. Problemet med påverkan från lokala bränder hanteras inte då övertändning väntas inträffa.

Vid mycket små bränder kan temperaturerna i brandgaserna bli för låga för att ge en klar skiktning. Brandrummets temperatur återges i dessa fall bäst av en en-zonsmodell. Då små bränder inte kommer leda till övertändning kommer dessa beräkningstekniskt att hanteras som två-zonsfall och därmed leda till en överskattning av den temperatur som påverkar konstruktionen. Att dessa små bränder skulle leda till en så stor överskattning av temperaturen att felaktiga felfunktioner av bärförmågan skulle inträffa hålls dock som osannolikt.

#### 5.3.4.3 Kommentarer

Då de enkla brandförloppsmodeller, som används för beräkningarna, inte är giltiga för öppningar i taket kommer brandgasventilationen att simuleras som öppningar i sidorna. Detta ger en något högre temperatur i brandgaslagret än motsvarande öppningsarea i taket, se Bilaga D. Detta konservativa antagande kommer därmed att resultera i en något högre felfrekvens hos dimensioneringsvillkoret än motsvarande beräkningar med brandgasventilation placerad i taket.

## **5.4 Strukturanalys samt utvärdering av dimensioneringsvillkor**

### **5.4.1 Indata**

Indata till strukturanalysen utgörs av två delar, brandpåverkan och konstruktionens utformning vilket återges i punktlistan nedan.

- Materialet i den bärande konstruktionen är stål. Ståls termiska och mekaniska egenskaper finns beskrivna i avsnitt 4.4.2.1 respektive 4.4.3.1.
- I den aktuella byggnaden finns pelare och balkar med olika lastutnyttjandegrad.
  - Samtliga pelare har en initial lastutnyttjandegrad 0,4.
  - Samtliga balkar har en initial lastutnyttjandegrad 0,3.
- Samtliga pelare är av samma typ, HEB-balk (HEB 240 med fyrsidig exponering ger  $F/A$ -värdet  $130 \text{ m}^{-1}$ ), och har samma dimensioner. Samma sak gäller balkar fast en IPE-balk (IPE 360 med tresidig exponering ger  $F/A$ -värdet  $162 \text{ m}^{-1}$ ).

### **5.4.2 Temperatur i konstruktionsdelar**

Temperaturen i konstruktionen beror på den termiska påverkan (av branden) som konstruktionen utsätts för. För varje position i rummet finns en representativ temperatur/tidkurva för det aktuella scenariot. I varje scenario finns två positioner, nära tak och nära golv. En pelare utsätts för brandpåverkan nere vid golvet i flammen samt nära taket där konstruktionsdelen dessutom är omgiven av varma brandgaser. Pelare studeras därför på dessa två ställen. Balkar utsätts för samma temperatur/tidkurva som pelardelen nära taket. Sammanlagt genomförs alltså tre analyser av temperaturen i konstruktionen och temperaturen i brandrummet representeras av två temperatur/tidkurvor. I fallet då övertändning inträffar representeras branden av en temperatur/tidkurva varför temperaturanalysen i konstruktionen reduceras till två beräkningar. För temperaturanalysen används metoden ekvivalent temperatur som är lämplig då konstruktionen är utförd i stål. Ekvivalent temperatur beräknas med finita elementmetoden. Balkar har en tresidig brandpåverkan och pelare exponeras på fyra sidor.

### 5.4.3 Bärförmåga hos konstruktionen

Då analysen genomförs i temperaturdomänen krävs endast en översättning av temperaturen i konstruktionen till relativ bärförmåga. Denna översättning görs för den maximalt uppnådda medeltemperaturen för varje analyserad konstruktionsdel. Den maximala medeltemperaturen ger sedan enligt tabell 4:4 den relativa bärförmågan för konstruktionsdelen.

### 5.4.4 Utvärdering av dimensioneringsvillkor

Analysen genomförs på nivå 1 och endast konsekvensen kollaps utreds. Kollaps innebär på nivå 1 att en eller flera av de studerade konstruktionsdelarna inte uppfyller dimensioneringsvillkoret. För varje brandscenario utvärderas dimensioneringsvillkoret enligt ekvation 5:3.

$$\text{Min}(R_i - S_i) \geq 0 \quad i = 1, 2, \dots, n \quad (5:3)$$

## 5.5 Konsekvensbeskrivning

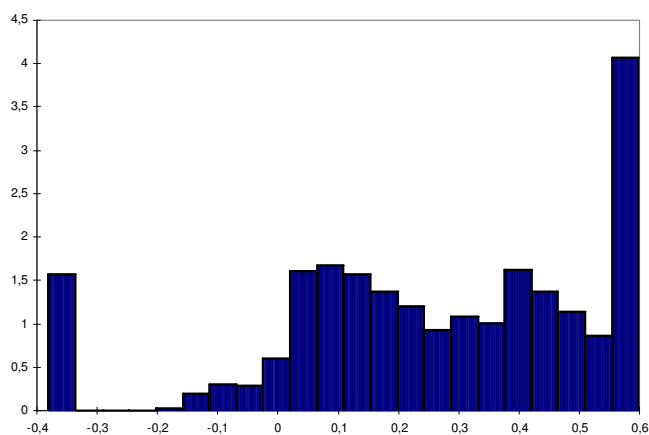
Då analysen genomförs på analysnivå 1 i detta exempel beskrivs konsekvensen inte i detalj. Den enda konsekvens som kan inträffa är kollaps, detta anses inträffa då någon konstruktionsdel inte uppfyller dimensioneringsvillkoret.

## 5.6 Sannolikhet för konsekvenser och utvärdering av designkriterium

Nedan presenteras resultaten av analysen, en diskussion förs också kring hur sannolikheten för kollaps kan minskas i detta exempel om designkriteriet inte är uppfyllt.

### 5.6.1 Sannolikhet för kollaps

Designkriteriet kräver att sannolikheten för kollaps givet brand utreds. I exemplet blev denna sannolikhet, uträknad enligt ekvation 4:7, cirka 11,5 %. Tabell 5:4 nedan ger ett utdrag ur resultaten från varje scenario och figur 5:1 visar samtliga resultat grafiskt. Den högra stapeln i figur 5:1 representerar scenarion där den relativa bärförmågan inte reducerats, vilket beror på ståls egenskaper från tabell 4:4 där stål antas vara opåverkad upp till 400°C. Stapeln längst till vänster representerar de övertända fallen där stålet utsatts för så stor brandpåverkan att den relativa bärförmågan är noll.



Figur 5:1 Diskret täthetsfunktion av  $\text{min}(R_i - S_i)$  givet brand.

Tabell 5:4 Utdrag av resultat från beräkningarna.

Index	Övertänt	Sprinkler	Balk	Pelare nere	Pelare uppe	Min (Ri-Si)	Dimensioneringsvillkoret uppfyllt
1	0	1	0,6966	0,3673	0,5968	0,3673	1
2	0	1	0,6968	-0,0105	0,5971	-0,0105	0
3	0	1	0,6968	0,5957	0,5970	0,5957	1
4	0	1	0,6967	0,5915	0,5969	0,5915	1
5	0	1	0,6980	0,4049	0,5982	0,4049	1
6	0	1	0,6979	0,2849	0,5980	0,2849	1
7	0	1	0,6977	0,5901	0,5979	0,5901	1
8	0	1	0,6957	0,5919	0,5960	0,5919	1
.							
.							
9997	0	1	0,6957	0,4672	0,5960	0,4672	1
9998	0	1	0,6976	0,4012	0,5978	0,4012	1
9999	1	0	-0,2805	-0,3805	-0,3805	-0,3805	0
10000	0	1	0,6980	0,5903	0,5982	0,5903	1

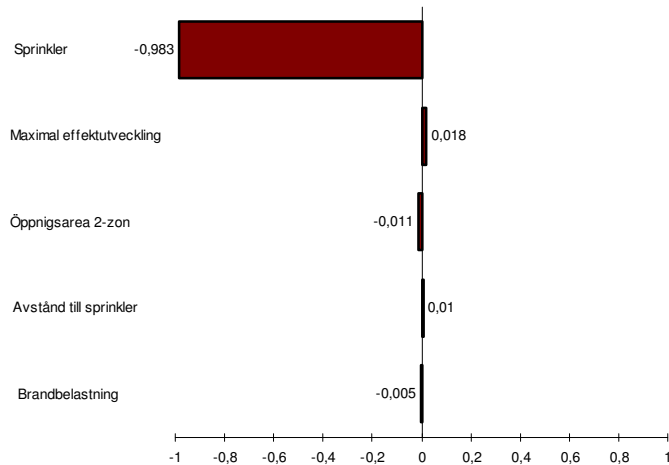
## 5.6.2 Designkriterium

Resultat från simuleringarna visar också att alla övertända scenarier inneburit kollaps, ca 60 % av alla kollapse kan härledas till övertända scenarier. Den mest effektiva åtgärden för att minska antalet kollapse blir därmed att minska sannolikheten för övertändning. Resterande kollapse kan härledas till att nedre delarna på pelarna inte uppfyllt dimensioneringsvillkoret. Denna sannolikhet kan minskas genom att till exempel måla de nedre delarna av pelarna med brandskyddsfärg eller genom att minska sannolikheten för att brand uppstår nära pelare. Vidare utvärdering av designkriteriet (ekvation 4:1) sker inte i exemplet då ställning inte tas till vad som anses vara acceptabel sannolikhet för kollaps.

## 5.7 Behandling av osäkerheter och känslighetsanalys

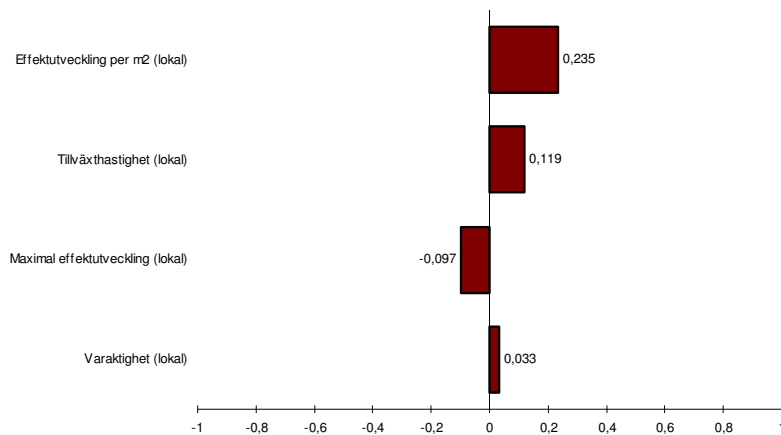
### 5.7.1 Känslighetsanalys

I resultaten från scenarierna kan en tydlig trend utläsas, alla övertända scenarier medför kollaps av konstruktionen. Totalt bidrar de övertända fallen till 60 % av alla kollapse. Det är därför intressant att avgöra vilka variabler som påverkar om övertändning inträffar eller inte. En sådan analys kan göras i @Risk där övertändningsvillkoret också definierats enligt beräkningsgången beskriven tidigare. Analysen görs i programmet genom en regressionsanalys av vilka variabler som påverkar övertändningsvillkoret. Figur 5:2 visar resultatet av denna analys. Det framgår tydligt att sprinklerns felfrekvens är den klart viktigaste variabeln för om övertändning ska inträffa eller ej. Analogt med resonemanget tidigare blir därmed sprinklerfunktionen den viktigaste variabeln för huruvida en brand i byggnaden ska leda till kollaps eller ej.



Figur 5:2 Regressionsanalys av övertändningsvillkor.

I scenarion som inte leder till övertändning beror inträffade kollapser på att pelaren inte uppfyllt dimensioneringsvillkoret nära golvet. Ingående variabler i Eurocodes (2002) modell för lokal flampåverkan har studerats att i @Risk för att avgör hur dessa påverkar flamtemperaturen. I figur 5:3 visas resultatet grafiskt. Av figuren framgår att effektutveckling per kvadratmeter påverkar temperaturen i störst utsträckning. Effektutveckling per kvadratmeter användes för att avgöra brandens utbredning, i formlerna angiven som diameter, vilken påverkar temperaturen i flammen.



Figur 5:3 Regressionsanalys av lokal flampåverkan under brandgaslagret.

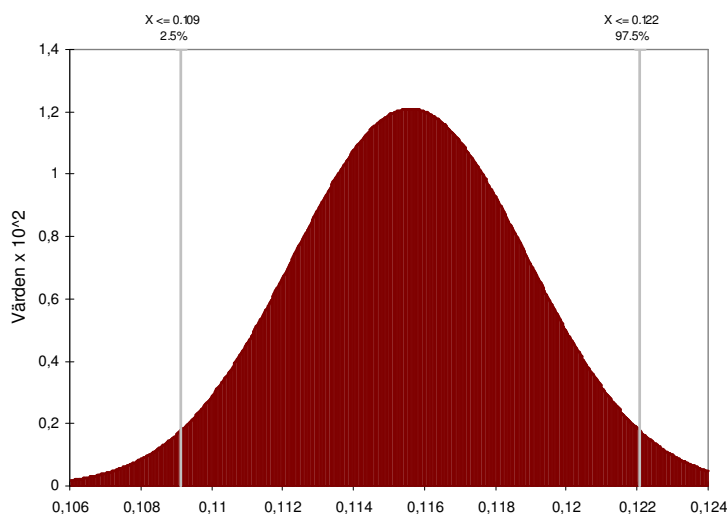
### 5.7.2 Osäkerheter

I tillämpningsexemplet har Eurocodes (1994) parametric temperature-time curves använts för att simulera övertända bränder. Golvarean har i detta fall legat klart över den maximala area för vilken modellen är giltig. Då alla övertända fall har inneburit kollaps har användningen av modellen inte inneburit att konstruktionsdelar felaktigt uppfyllt dimensioneringsvillkoret. Huruvida användningen av modellen, utöver dess begränsningar, har inneburit att konstruktionsdelar kollapsat trots att de i verkligheten hade klarat det studerade brandscenariot är svårt att utreda. I de övertända scenarierna har temperaturen i konstruktionen alltid nått över 1100°C. Även temperaturer runt 700°C hade inneburit kollaps. En oskyddad stålkonstruktion klarar med andra ord inte en övertänd brand varför användandet av den valda modellen i detta fall var av underordnad betydelse.

Det finns osäkerheter även i övriga använda modeller. MQH-metoden som använts för att simulera icke övertända brandscenarion är inte utvecklad för att användas i stora byggnader med ventilation i taket. Dessa osäkerheter har dock hanterats genom jämförelsen med resultat från CFD-simuleringen som redovisas i Bilaga C. Hur väl Eurocodes (2002) modell för lokal flampåverkan återger verklig brandpåverkan är svårt att härleda då informationen om modellen i Eurocode är sparsam. Modellen är dock en accepterad dimensioneringsmetod som används för att dimensionera bärande konstruktioners motstånd mot lokal flampåverkan.

Det är även viktigt att utreda hur osäkerheter i indata påverkar resultatet. I känslighetsanalysen framgår att viktiga variabler att utreda är sprinklernas funktion och effektutvecklingen per kvadratmeter då lokal brand inträffar.

Sannolikheten för att kollaps ska inträffa vid brand kan uttryckas som en binomialfördelning,  $\text{Bin}(10000;0,115)$ . Eftersom villkoret i ekvation 4:11 är uppfyllt kan denna binomialfördelningen approximeras med en normalfördelning. Därmed kan ett konfidensintervall enligt ekvation 4:12 beräknas. Sannolikheten för kollaps vid ett oändligt antal beräknade scenarier kommer med 95 % sannolikhet att ligga mellan 10,9 och 12,2 %, se även figur 5:4.



Figur 5:4 Täthetsfunktion av sannolikheten för kollaps givet brand

## 5.8 Beräkning av ett scenario

Nedan ges en beskrivning av hur beräkningarna för varje brandscenario har genomförts. Beräkningarna varierar med valda modeller och därför ges bara en relativt generell beskrivning. För att kunna hantera stora mängder scenarier har beräkningarna genomförts i Matlab och @Risk har bara använts för att generera indata till brandmodellerna. I exemplet analyseras 10 000 scenarier.

### 5.8.1 Generering och val av brandmodell

All indata till varje scenario genereras med datorprogrammet @Risk. Programmet drar slumpvis värden från varje definierad fördelning, på så vis blir alla beräknade scenarion lika sannolika. Dock kommer fler scenarion innehålla värden från fördelningarna som ligger nära fördelningens väntevärde. För att kunna specificera indata till de valda modellerna krävs att programmet utför flera steg av logiska tester för att avgöra vilka värden variabler, som är beroende av varandra, ska anta för varje scenario. Variabler som är beroende av varandra är

till exempel den maximala effektutveckling som beror på om och när sprinklern aktiverar, sprinklerns aktiveringstid beror i sin tur på brandens placering och tillväxthastighet.

För att avgöra vilka scenarion som kan leda till övertändning har det händelseträdet som redovisats i avsnitt 4.3.2 lagts in i programmet. I händelseträdet slumpas det om de aktiva systemen fungerar eller ej. Beroende på resultatet i detta beräknas eventuella aktiveringstider och i de fall sprinkler aktiverar antas branden sluta tillväxa vid aktiveringstiden. Händelseträdet tillsammans med initialt slumpad indata utgör nödvändig information för att avgöra om övertändning inträffar eller ej. Ett logiskt test genomförs som avgör om övertändning definierat enligt avsnitt 5.3.3 inträffar. Övertändningskriteriet avgör sedan vilken brandmodell som ska användas för det specifika scenariot.

Från programmet ges sedan utdata i tabellform som för varje scenario ger aktuell brandmodell samt all indata som behövs för att simulera ett brandscenario.

### **5.8.2 Strukturanalys**

I tabellen från @Risk är varje scenario beskrivet med indata som en rad. Denna rad ger all information om brandförloppet. Eftersom temperaturen är olika på olika platser i rummet (i detta exempel beroende på om konstruktionsdelen befinner sig över eller under brandgaslagret i det icke övertända fallet) krävs att en temperatur/tidkurva för varje konstruktionsdel beräknas. Denna beräkning görs i Matlab enligt metoder valda i avsnitt 5.3.4.

Konstruktionsdelen exponeras sedan för den givna temperatur/tidkurvan och temperaturen i konstruktionen beräknas i Matlab med finita elementmetoden. När temperaturen i konstruktionen är beräknad tas det maximala medelvärdet genom konstruktionens tjocklek över tiden. Temperaturen översätts via tabell 4:4 till en relativ bärförmåga vilken jämförs med aktuell lastutnyttjandegrad. Beräkningarna upprepas för alla i scenariot av brand exponerade konstruktionsdelar. Sedan kontrolleras om dimensioneringsvillkoret enligt ekvation 5:1 är uppfyllt eller ej. Dimensioneringsvillkoret ger svar på om kollaps inträffat under det studerade scenariot.



## 6 Tillämpning av dimensionering med riskanalys

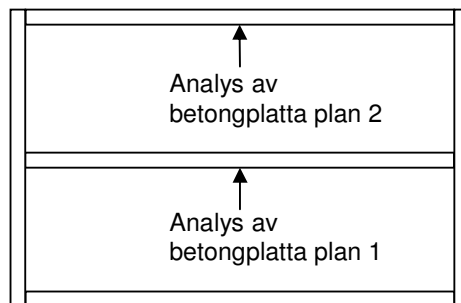
### Exempel 2

I detta exempel analyseras en byggnad i två plan med samlingslokal på plan 2 och ett galleri på bottenplan. Även i detta exempel har rimliga värden valts utan någon djupare analys. Värdena skall inte ses som vägledande utan är fiktiva. Vidare analyseras det inte huruvida sannolikheten för kollaps är acceptabel eller ej, detta då rapporten inte behandlar vad som är acceptabel risk. Exemplet följer metoden utvecklad i avsnitt 4.

#### 6.1 Byggnadskaraktäristika

Byggnaden är i två plan, brandtekniskt avskilda från varandra. På plan 2 finns en samlingslokal och på bottenplan finns kontor. Inget trapphus finns mellan de två planen, endast två utvändiga trappor.

- Geometri och öppningar (öppningar samt på vilken våning brand inträffar fördelas)
  - De två planens geometri är lika
  - Längd 20 meter, bredd 20 meter, takhöjd 2,4 meter
  - 2 st. dörrar á 2,2 x 1,2 meter i varje plan
  - På bottenplan finns totalt 16 fönster á 1 x 1,2 meter
  - På våning två finns totalt 4 fönster á 3 x 2 meter
- Brandteknisk byggnadsklass
  - Br1
- Byggnadsmaterial
  - Bärande konstruktion
    - Pelare av stål och plattor utförda i betong
  - Väggar och tak
    - Väggar och tak är av betong utvändigt isolerade med mineralull.
- Brandcellsgränser och statistiskt oberoende
  - Byggnaden är utförd som två brandceller, brandcellerna är separerade med en betongplatta
  - Inga delar av byggnaden är statistiskt oberoende
- Lastutnyttjandegrad
  - Byggnaden är dimensionerad med lastutnyttjandegrad:
    - Pelare: 0,45 på bottenplan och 0,3 på våning 2
    - Platta: 0,4 på bottenplan och 0,3 på våning 2
- Aktiva system och deras egenskaper
  - Sprinkler (felfunktion ansätts och avstånd till sprinkler fördelas)
    - RTI 50 (m s)<sup>1/2</sup>
    - Aktiveringstemperatur 68°C
    - Sprinkleravstånd 3,5 m
- Brandförlopp
  - Global brand (brandbelastning, tillväxthastighet och maximal effektutveckling fördelas)
    - Brännbart material: trä
    - Brandbelastning 100 MJ/m<sup>2</sup>



- Tillväxthastighet "medium"
- Effektutveckling per areaenhet 250 kW/m<sup>2</sup>
- Maximal effektutveckling 4 MW
- Lokal brand (tillväxthastighet, effektutveckling per areaenhet och maximal effektutveckling fördelas)
  - Brännbart material: stolar, bord och soffor
  - Tillväxthastighet "medium"
  - Effektutveckling per areaenhet 250 kW/m<sup>2</sup>
  - Maximal effektutveckling 0,7 MW

## **6.2 Analysnivå, domänval och dimensioneringsvillkor**

I analysen kommer inte konsekvensen beskrivas i detalj. Det antas att om en konstruktionsdel inte uppfyller dimensioneringsvillkoret så kollapsar hela byggnaden. Analysen genomförs således på analysnivå 1.

Den bärande konstruktionen är uppbyggd av stålpelare och betongplattor. För stålpelarna kan relativt enkelt en uppnådd temperatur ge en relativ hållfasthet. Då betongplattans bärförmåga är avhängd på hållfastheten på armeringsjärnen kan samma "översättning" av armeringsjärnets temperatur till relativ hållfasthet för hela betongplattan göras. Analysen kommer därför att genomföras i temperaturdomänen.

Designkriteriet på analysnivå 1 anges som en acceptabel sannolikhet för kollaps. Då storleken på detta kriterium ligger utanför rapportens avgränsningar sätts inget specifikt värde.

## **6.3 Val av brandmodell och generering av brandscenarion**

Då byggnaden är utrustad med sprinkler kan genereringen av scenarier med några förenklingar följa den beskrivna gången i "dimensionering av bärförmåga vid brand med "riskanalys". Förenklingen innebär att grenen för brandgasventilation i figur 4:4 tas bort.

### **6.3.1 Indata**

Sannolikheten för brand bedöms vara lika på de båda planen.

- Geometri och öppningar
  - Längd 20 meter, bredd 20 meter, takhöjd 2,4 meter
  - 2 st. dörrar á 2,2 x 1,2 meter i varje plan
  - På bottenplan finns totalt 16 fönster á 1,2 x 1 meter
  - På våning två finns totalt 4 fönster á 3 x 1 meter

De två dörrarna på vardera plan antas öppnas direkt i samband med brand om det är verksamhet i lokalerna, eftersom dessa fungerar som utrymningsvägar. Öppningsarean från fönster fördelas med en diskret fördelning för båda planen. Sannolikheten att en brand inträffar då ingen verksamhet bedrivs i lokalen bedöms vara 10 %. Den minsta möjliga öppningsarean på grund av läckage, ventilation och liknande antas vara 2 m<sup>2</sup>. Tabell 6:1 och tabell 6:2 ger indata för öppningars storlek och höjd vid brand.

Tabell 6:1 Öppningsarea ( $A_0$ ) med tillhörande vägd öppnings höjd ( $HO_v$ ) vid brand på bottenplan.

Brand på bottenplan		
Öppningsarea (m <sup>2</sup> )	Öppnings höjd (m)	Sannolikhet (%)
2	1.00	10
7.28	1.87	10
8.48	1.78	5
9.68	1.70	5
10.88	1.65	5
12.08	1.60	5
13.28	1.57	5
14.48	1.54	5
15.68	1.51	5
16.88	1.49	5
18.08	1.47	5
19.28	1.45	5
20.48	1.44	5
21.68	1.43	5
22.88	1.41	5
24.08	1.40	5
25.28	1.39	5
26.48	1.38	5

Tabell 6:2 Öppningsarea ( $A_{0i}$ ) med tillhörande vägd öppnings höjd ( $HO_{v,i}$ ) vid brand på våning två.

Brand på våning två		
Öppningsarea (m <sup>2</sup> )	Öppnings höjd (m)	Sannolikhet (%)
2	1	10
7.28	1.87	10
13.28	1.93	20
19.28	1.95	20
25.28	1.96	20
31.28	1.97	20

$HO_{v,i}$  vägs för varje öppningsarea enligt ekvation 5:2

Vid övertändning väntas samtliga fönster i respektive brandcell gå sönder. Öppningsarean och öppningshöjden blir då för bottenplan 21,2 m<sup>2</sup> respektive 1,18 meter. För plan två blir öppningsarean 26 m<sup>2</sup> och öppningshöjden 1,92 meter.

### 6.3.1.1 Brandceller och statistiskt oberoende

Byggnaden är utförd i två brandceller och inga delar är statistiskt oberoende.

### 6.3.1.2 Byggnadsmaterial

Byggnadens bärande delar är utförda i betong och stål. Byggnadens väggar samt tak är utförda i betong isolerade med mineralull. Oisolerade pelare, av stål, exponeras för brand på alla sidor medan betongplattor som utgör tak och golv endast exponeras på en sida.

Tabell 6:3 *Materialegenskaper*

	Betong	Isolering	Vägt värde
k W/(m K)	1	0,041	0.039385 resp. 0,00327*
$\rho$ kg/m <sup>3</sup>	2100	100	1100
c J/(kg K)	880	800	840
d (tjocklek) m	0,1	0,1	0,2

\* Fiktivt k värde för MQH-metoden.

Det fiktiva k-värdet är framtaget för att kompensera för den tidsberoende variabeln  $h_k$  i MQH-metoden. Genom att ansätta ett fiktivt k-värde behöver  $h_k$  inte vägas för varje tidssteg i beräkningarna. Det fiktiva k-värdet är en förenkling av metoden som kan leda till en liten underskattning av värmeflödet genom väggarna sent i brandförloppet, se Karlsson och Quintiere (2000). Vidare varierar k-värdet för mineralull med temperaturen, se resonemang i föregående exempel.

### 6.3.1.3 Aktiva system och deras egenskaper

Sprinklerhuvudena har en aktiveringstemperatur på 68°C, RTI 50 och avstånd mellan dem är 3,5 meter. Sprinklerns aktiveringstid beräknas enligt polynomet framtaget i Bilaga E. Sprinklern förväntas ha en tillförlitlighet på 90 % (Koffel, 2005).

### 6.3.1.4 Global brand

Brandbelastningens väntevärde är 100 MJ/m<sup>2</sup>, brandbelastningen fördelas med en log-normalfördelning enligt nedan. Fördelningens utseende bygger på de värden som föreslås av Melinek (1993).

Tabell 6:4 *Brandbelastning*

Brandbelastning	
E(X) MJ/m <sup>2</sup>	100
$\sigma$ MJ/m <sup>2</sup>	45

Den maximala effektutvecklingen som kan uppnås i ett icke övertänt scenario ansätts till 4 MW och osäkerheten återges som en normalfördelning med en standardavvikelse på 1,5 MW. Då detta är en fiktiv byggnad ges ingen närmre motivering till de valda effektutvecklingarna. I ett verkligt fall skall effektutvecklingen och dess fördelning spegla förhållandena i den aktuella byggnaden.

Tillväxtshastigheten på den globala branden antas vara medium då det brännbara materialet till stor utsträckning kommer bestå av trä möbler. Tillväxtshastigheten återges med en normalfördelning med väntevärde på 12 W s<sup>-2</sup> (medium) och en standardavvikelse på 5 W s<sup>-2</sup>. Vidare är fördelningen trunkerad med ett högsta värde på 47 W s<sup>-2</sup> (fast) och lägsta på 3 W s<sup>-2</sup> (slow).

### 6.3.1.5 Lokal brand

Den lokala branden antas tillväxa oberoende av den globala och fördelas med samma värden. Effektutvecklingen från den lokala branden ingår dock alltid i den globala och adderas inte till densamma.

Den maximala effektutvecklingen på den lokala branden antas vara normalfördelad med medelvärde 0,7 MW och standardavvikelse på 0,3 MW. Detta motsvarar cirka två sopsäckar skräp. Varaktigheten på branden antas vara normalfördelad med ett väntevärde 400 sekunder och en standardavvikelse på 100 sekunder. Fördelningen är trunkerad mellan 100 och 1000 sekunder.

Effektutveckling per kvadratmeter ansätts till en normalfördelning med medelvärde  $250 \text{ kW m}^{-2}$  och standardavvikelse  $125 \text{ kW m}^{-2}$ . Detta värde motsvarar en tvådimensionell bränsleyta av cellulosa.

#### 6.3.1.6 Brandposition

För att beräkna aktiveringstiden för sprinkler måste brandpositionen bestämmas. Hela byggnaden är sprinklad och avståndet mellan sprinklerhuvudena är 3,5 meter. Det är dessutom lika troligt att brand uppstår på samtliga platser i lokalen (innefattar båda våningarna). Dessa två faktorer innebär att brandpositionen kan förenklas till ett horisontellt avstånd till närmsta sprinklerbulb, ett avstånd som kan variera mellan 0 och 2,5 meter. Då sannolikheten är lika över hela sträckan återges brandpositionen som en likformig fördelning mellan 0,5 och 2,5 meter, detta eftersom regressionen enligt Bilaga E inte är giltig på avståndet 0 meter.

#### 6.3.1.7 Brandteknisk byggnadsklass

Byggnaden klassas som Br1 med en brandbelastning som förväntas understiga  $200 \text{ MJ/m}^2$  vilket innebär att föreskrivet krav på byggnaden är att den ska klara ett fullständigt brandförlopp.

För att kunna genomföra strukturanalysen måste dock en bortre tidsgräns för brandens varaktighet ansättas. För icke övertända bränder väntas räddningstjänsten påbörjat en insats inom 60 minuter. För att ta hänsyn till betongs termiska tröghet analyseras konstruktionen i detta fall under 90 minuter. Vid övertända bränder antas inte räddningstjänsten påverka brandförloppet vilket ger ett maximalt brandförlopp på 3,5 timmar. Denna tid är framtagen genom att i metoden för att simulera övertända fall ansätta minst gynnsamma värden för brandens varaktighet, det vill säga de värden som ger längst varaktighet, och på så vis erhålla ett gränsvärde.

### 6.3.2 Aktiva systems påverkan på brandförloppet

Byggnaden är utrustad med ett aktivt system, sprinkler. Sprinklernas aktiveringstid beror på brandens tillväxthastighet, horisontellt avstånd till sprinklerhuvud samt takhöjd. För att simulera aktiveringstiden används det polynom som tagits fram i Bilaga E, vilket är giltigt för  $RTI 50 \text{ (ms)}^{1/2}$  samt en aktiveringstemperatur på  $68^\circ\text{C}$ . Sprinklern antas analogt med resonemanget i föregående exempel begränsa branden. Detta löses tekniskt med att brandens effektutveckling blir konstant då sprinklern aktiverar.

Genereringen av brandscenarier i detta steg kommer att innebära att beroende på huruvida sprinkler aktiverar eller ej så erhålls olika värden, i varje enskilt fall, för maximal effektutveckling, öppningsarea och öppningshöjd.

### 6.3.3 Övertändningskriterium

MQH-metoden används för att avgöra om övertändning sker. En karaktäristisk tid om 30 minuter används och en kritisk temperatur om  $500^\circ\text{C}$  i brandgaslagret. Har inte temperaturen uppnåtts inom denna tid väntas övertändning inte inträffa (Karlsson och Quintere, 2000)

### 6.3.4 Val av brandmodell

För att beräkningstekniskt kunna hantera brandsimuleringarna och generera temperatur/tidkurvor görs en indelning i bränder som går till övertändning respektive de bränder som inte gör det.

#### 6.3.4.1 En-zonsmodell

Vid simulering i det fall övertändning inträffar används även i detta exempel Eurocodes (1994) parametric temperature-time curves.

#### 6.3.4.2 Två-zonsmodell och lokal flampåverkan

Vid simulering av de fall som inte leder till övertändning används även i detta fall MQH-metoden kompletterad med Eurocodes formler för lokal flampåverkan.

Problematiken med lokal flampåverkan förenklas enligt följande: Någon pelare på planet där brand uppstår kommer under brandförloppet utsättas för lokal flampåverkan. Denna förenklning kan göras då samtliga pelare inom samma våningsplan har samma lastutnyttjandegrad. Branden kommer då att omsluta pelaren och därmed ha synfaktor ett. Även plattan i taket på det brandutsatta planet kommer att påverkas från en lokal flamma. Då betong leder värme relativt långsamt kan antagandet göras att uppvärmningen från den lokala branden kommer vara så lokal att området utanför inte påverkas. Hela plattan är dessutom statsikt beroende och likformig. Detta innebär att påverkan från lokal flamma kan hanteras med två temperatur/tidkurvorna, en i brandgaslagret och en under brandgaslagret.

Vid mycket små bränder kan temperaturerna i brandgaserna bli för låga för att ge en klar skiktning. Brandrummets temperatur återges i dessa fall bäst av en en-zonsmodell. Då små bränder inte kommer leda till övertändning kommer dessa beräkningstekniskt att hanteras som två-zonsfall och därmed leda till en överskattning av den temperatur som påverkar konstruktionen. Att dessa små bränder skulle leda till en så stor överskattning av temperaturen att felaktiga felfunktioner av bärfunktionen skulle inträffa hålls dock som osannolikt.

Problemet med påverkan från lokala bränder hanteras inte då övertändning väntas inträffa.

## 6.4 Strukturanalys samt utvärdering av dimensioneringsvillkor

### 6.4.1 Indata

Indata till strukturanalysen utgörs av två delar, brandpåverkan och konstruktionens utformning vilket återges i punktlistan nedan.

- Den bärande konstruktionen är av stålpelare och betongplattor. Ståls termiska och mekaniska egenskaper finns beskrivna i avsnitt 4.4.2.1 respektive 4.4.3.1 och betongs i avsnitt 4.4.2.1 respektive 4.4.3.2.
- I den aktuella byggnaden finns pelare och balkar med olika lastutnyttjandegrad.
  - Pelare har följande initial lastutnyttjandegrad: 0,45 på bottenplan och 0,3 på våning 2.
  - Betongplattorna har följande initial lastutnyttjandegrad: 0,4 på bottenplan och 0,3 på våning 2.

- Samtliga pelare är av samma typ, HEB-balk (HEB 240 med fyrsidig exponering ger  $F/A$ -värdet  $130 \text{ m}^{-1}$ ), och har samma dimensioner. Betongplattan är 200 millimeter tjock med ett armeringsdjup på 20 millimeter och armerat med varmvalsade armeringsjärn.

#### 6.4.2 Temperatur i konstruktionsdelar

Temperaturen i konstruktionen beror på termisk påverkan av branden. För varje position finns en representativ temperatur/tidkurva för det aktuella scenariot. I varje scenario finns två positioner, nära tak och nära golv, som ger olika temperatur/tidkurvor. En pelare utsätts för brandpåverkan nere vid golvet, i flammen. Betongplattan och pelaren utsätts för brandpåverkan nära taket där konstruktionsdelen dessutom är omgiven av varma brandgaser. Pelare studeras därför på två ställen och betongplattan på ett ställe. Sammanlagt genomförs alltså tre analyser av temperaturen i konstruktionen och temperaturen i brandrummet representeras av två temperatur/tidkurvor. I fallet då övertändning inträffar representeras branden av en temperatur/tidkurva varför temperaturanalysen i konstruktionen reduceras till två beräkningar. För temperaturanalysen används metoden ekvivalent temperatur för pelarna som beräknas med finita elementmetoden. För temperaturanalysen i betongplattan används metoden halvoändlighet som beräknas med finita elementmetoden. Betongplattan har en ensidig brandpåverkan och pelare exponeras på fyra sidor.

#### 6.4.3 Bärförmåga hos konstruktionen

Då analysen genomförs i temperaturdomänen krävs endast en översättning av temperaturen i konstruktionen till relativ bärförmåga. För pelarna görs denna översättning för den maximalt uppnådda medeltemperaturen för varje analyserad konstruktionsdel. Den maximala medeltemperaturen ger sedan enligt tabell 4:4 den relativa bärförmågan för konstruktionsdelen.

Då det gäller betongplattan är det taket i brandrummet som studeras och draghållfastheten anses vara dimensionerande (Anderberg och Pettersson, 1991). Därmed kan analysen begränsas till att beräkna armeringsjärnets temperatur. Eftersom varmvalsade armeringsjärn används kan tabell 4:4 användas för att bestämma den relativa hållfastheten i armeringsjärnen. Temperaturen i armeringsjärnen beräknas som en medeltemperatur enligt ovan, i betongen analyseras temperaturen på ett antal punkter innan och efter armeringsjärnets placering.

I överkant på en betongplatta är det betongens förmåga att ta upp tryckklaster som är avgörande för bärförmågan. Då betong är ett termiskt trögt antas att kritiska temperaturer inte kommer att leda ner så långt i plattans tryckzon att den relativa tryckhållfastheten understiger 30 % under den tid som en lokal brand varar. I de övertända fallen kommer pelarna av stål att kollapsa innan golvet. Inga beräkningar av golvets bärförmåga kommer därför att göras.

#### 6.4.4 Utvärdering av dimensioneringsvillkor

Analysen genomförs på nivå 1 och endast konsekvensen kollaps utreds. Kollaps innebär på nivå 1 att en eller flera av de studerade konstruktionsdelarna inte uppfyller dimensioneringsvillkoret. För varje brandscenario utvärderas dimensioneringsvillkoret enligt ekvation 5:3.

## 6.5 Konsekvensbeskrivning

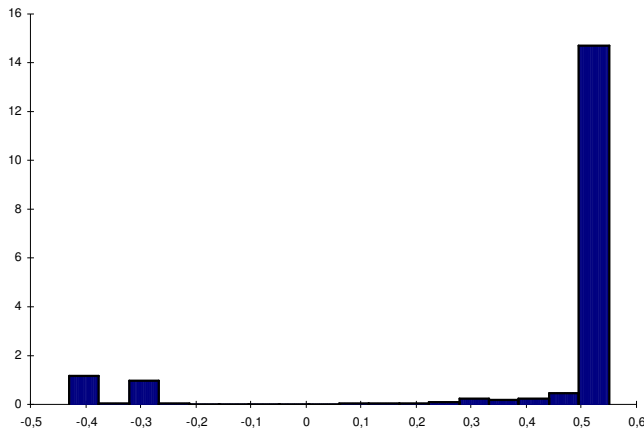
Då analysen genomförs på analysnivå 1 i detta exempel beskrivs konsekvensen inte i detalj. Den enda konsekvens som kan inträffa är kollaps, detta anses inträffa då någon konstruktionsdel inte uppfyller dimensioneringsvillkoret.

## 6.6 Sannolikhet för konsekvenser och utvärdering av designkriterium

Nedan presenteras resultaten av analysen, en diskussion förs också kring hur sannolikheten för kollaps kan minskas i detta exempel om designkriteriet inte är uppfyllt.

### 6.6.1 Sannolikhet för kollaps

Sannolikheten för kollaps givet brand beräknas enligt ekvation 4:7, detta kan också utläsas ur figur 6:1. Sannolikheten för kollaps givet brand är i detta exempel 7,6 %. Den högra stapeln representerar scenarion där den relativa bärförmågan inte reducerats. Detta beror på ståls egenskaper från tabell 4:4 där stål antas vara opåverkad upp till 400°C. De två små staplarna till vänster representerar de övertända fallen på respektive våning där stålets utsatts för så stor brandpåverkan att den relativa bärförmågan är noll. Tabell 6:5 visar exempel på utdata från beräkningarna.



Figur 6:1 Diskret täthetsfunktion av  $\min(R_i - S_i)$  givet brand.

Tabell 6:5 Utdrag av resultat från beräkningarna.

Index	Övertänt	Sprinkler	Platta	Pelare nere	Pelare uppe	Platta	Pelare nere	Pelare uppe	Minsta värdet	Dimensioneringsvillkoret uppfyllt
1	0	1	0.5984	0.5494	0.5461	0.7000	0.7000	0.7000	0.5461	1.0000
2	0	1	0.6000	0.5500	0.5500	0.6988	0.6971	0.6972	0.5500	1.0000
3	0	1	0.6000	0.5500	0.5500	0.6981	0.5622	0.6953	0.5500	1.0000
4	0	1	0.5982	0.5485	0.5456	0.7000	0.7000	0.7000	0.5456	1.0000
5	0	1	0.5982	0.5489	0.5458	0.7000	0.7000	0.7000	0.5458	1.0000
.										
.										
2996	1	0	0.6000	0.5500	0.5500	0.2896	-0.280	-0.280	-0.280	0.0000
2997	0	1	0.5963	0.5484	0.5414	0.7000	0.7000	0.7000	0.5414	1.0000
2998	0	1	0.5981	0.5497	0.5454	0.7000	0.7000	0.7000	0.5454	1.0000
2999	0	1	0.6000	0.5500	0.5500	0.6959	0.6990	0.6907	0.5500	1.0000
3000	0	1	0.6000	0.5500	0.5500	0.6984	0.6914	0.6962	0.5500	1.0000



## 6.6.2 Designkriterium

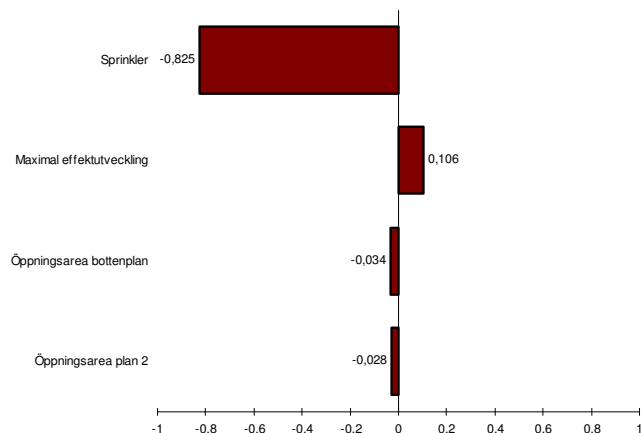
Designkriteriet definierat i ekvation 4:1 kräver att sannolikheten för kollaps givet brand ska vara mindre än den acceptabla sannolikheten, då den acceptabla sannolikheten inte utreds i denna rapport följer här en diskussion om hur sannolikheten för kollaps kan reduceras.

Betongen har som beskrivits tidigare en mycket större termisk tröghet än stål. Skillnaden i de termiska egenskaperna syns tydligt i resultatet från beräkningarna. Betongplattorna uppfyller sitt dimensioneringsvillkor i 99,3 % av alla fall, ståpelarna är därmed den konstruktionsdel som inte klarar brandpåfrestningen. Vidare sker 95,2 % av alla kollapser då övertändning inträffar. För att minska sannolikheten för kollaps bör åtgärder vidtas som minskar sannolikheten för övertändning. Kan inte denna sannolikhet reduceras i tillräcklig omfattning kan ståpelarna skyddas med till exempel brandskyddsfärg. Alternativt i ett projekteringskede kan det vara lämpligt att utföra även pelarna i betong.

## 6.7 Behandling av osäkerheter och känslighetsanalys

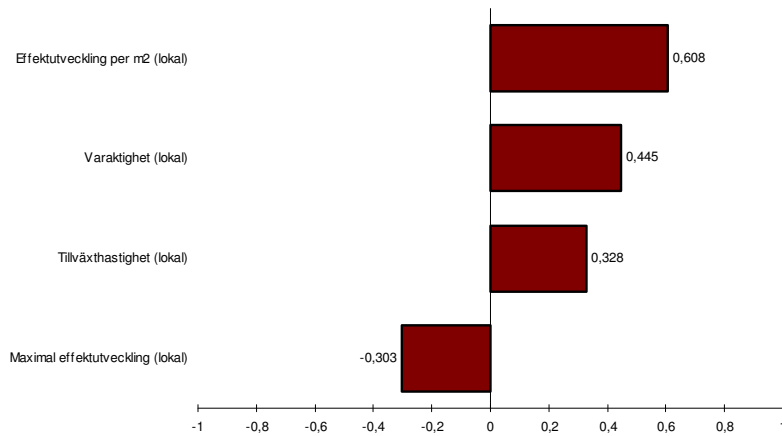
### 6.7.1 Känslighetsanalys

I resultaten från scenarierna kan en tydlig trend utläsas, alla övertända scenarier resulterar i kollaps av konstruktionen, precis som i exempel 1. Totalt bidrar de övertända fallen till 95,2 % av alla kollapser. Med anledning av detta utreds därför vilka variabler som påverkar övertändningskriteriet, detta görs på samma sätt som i exempel 1. Figur 6:2 visar resultatet av denna analys. Det framgår tydligt att sprinklernas felfrekvens är den klart viktigaste variabeln för om övertändning ska inträffa eller ej. Analogt med resonemanget tidigare blir därmed sprinklerfunktionen den viktigaste variabeln för huruvida en brand i byggnaden ska leda till kollaps eller ej.



Figur 6:2 Regressionsanalys av övertändningsvillkor.

I scenarion som inte leder till övertändning är det endast 0,4 % som resulterar i kollaps, även då detta värde är litet så är det viktigt att veta hur känsligt resultatet är beroende på valda fördelningar på variablerna. Figur 6:3 visar resultatet från denna analys, i figuren nedan visas att resultatet är känsligt för skattningen av effektutvecklingen per kvadratmeter, analysen har genomförts på samma sätt som i exempel 1. Det är därför viktigt att vara säker på denna skattning. Om effektutvecklingen per kvadratmeter underskattats innebär detta i modellen att diametern på branden överskattas vilket resulterar i låga temperaturer.



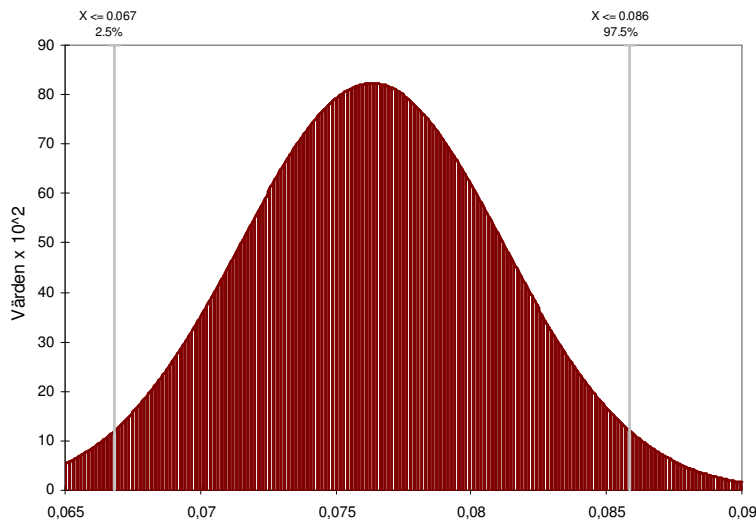
Figur 6:3 Regressionsanalys av lokal flampåverkan under brandgaslagret.

### 6.7.2 Osäkerheter

I detta exempel har samtliga modeller använts inom sina begränsningar. Modellosäkerheter finns dock alltid men studeras inte närmre i detta exempel. Viss validering finns i Bilaga B och Bilaga C. Se även diskussion angående lokal flampåverkan i avsnitt 5.7.2.

Det är även viktigt att utreda hur osäkerheter i indata påverkar resultatet. I känslighetsanalysen framgår att även i detta exempel är viktiga variabler att utreda sprinklerns funktion och effektutvecklingen per kvadratmeter då lokal brand inträffar.

Sannolikheten för att kollaps ska inträffa vid brand kan uttryckas som en binomialfördelning,  $\text{Bin}(3000;0,07633)$ . Eftersom villkoret i ekvation 4:11 är uppfyllt kan denna binomialfördelning approximeras med en normalfördelning. Därmed kan ett konfidensintervall enligt ekvation 4:12 beräknas. Sannolikheten för kollaps vid ett oändligt antal beräknade scenarier kommer med 95 % sannolikhet att ligga mellan 6,7 och 8,6 %. Figur 6:4 visar fördelningen av sannolikheten för kollaps givet brand.



Figur 6:4 Täthetsfunktion av sannolikheten för kollaps givet brand.

## **6.8 Beräkning av ett scenario**

Beräkningsmässigt skiljer sig inte exempel 1 och 2 åt i någon större utsträckning. Nedan poängteras därför endast det som skiljer sig från exempel 1. I exemplet beräknas brandpåverkan från 3 000 scenarier.

### **6.8.1 Generering och val av brandmodell**

På samma sätt som i exempel 1 används ett händelsetråd för att avgöra om övertändning inträffar. Då brandgasventilation inte finns i detta exempel är dessa grenar borttagna ur händelsetrådet. Vidare slumpas också om brand inträffar på ovanvåningen eller på bottenplan.

### **6.8.2 Strukturanalys**

Precis som i exempel 1 krävs en temperatur/tidkurva för varje brandpåverkad konstruktionsdel. Det som skiljer sig åt är att det i detta fall finns två modeller för att beräkna temperaturen i konstruktionsdelarna. En för stålpelarna och en för betongplattan. Bärförmågan för betongplattan analyseras genom att översätta temperaturen i armeringsjärnen till relativ hållfasthet enligt tabell 4:4.

## 7 Diskussion och slutsatser

I detta avsnitt diskuteras för- och nackdelar med metoden för dimensionering av bärförmåga vid brand med riskanalys. Diskussionen är baserad på erfarenheter från avsnitt 5 och 6. Vidare identifieras de utvecklingsbehov som finns för att kunna förbättra metoden.

### 7.1 För- och nackdelar med metoden

Den primära fördelen med metoden är att risken för kollaps uttrycks explicit vilket medför att resultaten kan utnyttjas för att se effekten av olika, för brandskyddet, riskreducerande åtgärder. Vidare kan det då också avgöras om det är kostnadseffektivt att introducera alternativt minska antalet riskreducerande åtgärder. Framförallt kan de aktiva systemens inverkan på riskbilden utredas. Passiva system kan också behandlas i modellen, men detta kan även göras i de deterministiska metoderna och ses därmed inte som en unik fördel för just den riskanalytiska metoden. Däremot kan osäkerheter i de passiva systemen behandlas, såsom till exempel att brandskyddsfärg inte har rätt tjocklek överallt.

Dimensioneringsmetoden kan också användas för att visa att installation av ett tekniskt system tillsammans med en lägre bärförmåga vid brand ger samma risk som då det tekniska systemet inte finns och bärförmågan är högre. Detta kräver två separata analyser med de olika förutsättningarna. Med anledning av detta kan dimensionering med riskanalys vara ett sätt att visa på att byggnadens totala brandskydd inte försämras enligt BBR 5:11.

Modellen kan kompletteras med den totala sannolikheten för kollaps på grund av brand, vilket kräver att det är utrett hur ofta bränder inträffar i den aktuella byggnaden. Om detta görs kan det vara möjligt att minska alternativt finna det nödvändigt att öka kravet på brandskydd av den bärande konstruktionen beroende på hur ofta brand inträffar. Här kan också organisatoriska faktorer vägas in, ett väl utvecklat ledningssystem för arbetet med brandskydd kan minska sannolikheten att brand inträffar och öka sannolikheten för att branden snabbt bekämpas av personalen i byggnaden.

Fördelarna ovan bygger på att analysen sker utifrån den specifika byggnaden. Att metoden har denna utgångspunkt medför att brandskyddet kan göras mer flexibelt och objektsanpassat för att uppnå en optimal nivå på brandskyddet.

Metoden per se är inte begränsad till att analysera bärförmåga vid brand. Mer allmänt kan ekvation 3:1 användas. Om kriterier för denna funktion kan sättas upp för andra ändamål än bärförmåga kan risken för den studerade parametern utredas. Ett användningsområde kan vara för avskiljande och isolerande konstruktioner.

Metoden behandlar osäkerheterna i viss utsträckning genom att osäker indata fördelas. Likväl behandlas felfunktioner i aktiva system. Ytterligare en fördel med metoden är att den behandlar ett stort antal möjliga bränder i byggnaden. Om fördelningarna är riktigt valda och antalet simuleringar är stort så kommer resultatet att spegla en stor andel av alla bränder som kan inträffa. Det är dock svårt att se hur antaganden och förenklingar fortplantas i metoden då denna innefattar flera fristående, ibland komplexa, beräkningsmetoder.

En nackdel med metoden är att den kräver många beräkningar vilket gör att det med dagens datorkapacitet är svårt att använda sofistikerade modeller som är beräkningsintensiva. Metoden blir därmed begränsad till enkla modeller som eventuellt inte beskriver

brandförloppen i tillräcklig detalj. Enkla modeller medför att förenklingar måste göras i de fall geometrierna är komplexa, vilket byggnaderna ofta är då en dimensioneringsmetod med riskanalys skulle vara extra intressant. Detaljerade brandmodeller är speciellt viktiga då konsekvenserna skall nyanseras och graden av kollaps ska kvantifieras. Vidare gör det stora antalet beräkningar att analysen snabbt blir komplex och att spårbarheten blir låg.

## **7.2 Utvecklingsbehov**

För att metoden skall kunna användas fullt ut krävs bättre beräkningskapacitet än vad som finns tillgängligt med dagens datorkraft, alternativt mer tillförlitliga förenklade modeller för att beskriva brandförlopp i en byggnad. De beräkningsmetoder som presenterats som praktiskt användbara med dagens datorkraft samt med möjlighet till automatisering i avsnitt 4.3.4 är metoder som förenklat beskriver brandförloppet. En homogen temperatur antas i antingen hela brandrummet eller i två olika zoner.

I Bilaga B visas att Eurocode är alltför ickekonservativ för fullständiga brandförlopp med höga brandbelastningar och stor öppningsfaktor vid jämförelse med Magnusson och Thelanderssons metod baserad på experiment. MQH-metoden har jämförts i Bilaga C för specifika fall med CFD-modelleringar och två-zonsmodellering, huruvida MQH-metoden adekvat beskriver brandförlopp för andra geometrier är oklart. Ett utvecklingsbehov föreligger alltså då det gäller användbara metoder som kräver liten datorkapacitet, eftersom många simuleringar behöver genomföras. Ett sätt skulle kunna vara att utveckla metamodeller eller regressionsanalyser baserade på avancerade modeller.

Ytterligare ett sätt att minska problematiken beskriven ovan hade varit med datormodeller för två-zonsfallet där möjlighet till automatisering finns. Med sådana hade det varit möjligt att integrera datormodeller för två-zonsmodellering i det utvecklade Matlab-scriptet. Med en två-zonsmodell kan det avgöras om och när övertändning inträffar och även brandgastemperaturen i brandgaslagret kan bestämmas. Detta kan alltså utnyttjas dels i genereringen av brandscenarier samt som delmoment för att bestämma temperatur/tid-kurvan då effekterna av en lokal brand analyseras.

För att kunna utnyttja CFD-modeller i metoden krävs betydligt större datorkapacitet än vad som finns tillgängligt idag. Detta eftersom ett stort antal beräkningar skall genomföras för att kunna beräkna sannolikheten för kollaps. Dessutom klarar de CFD-modeller som finns idag inte av att beskriva övertändning eftersom flamspridningsmodellerna som finns inte är tillräckliga. Ett utvecklingsbehov finns alltså även då det gäller modellering av det övertända fallet. Idealt hade varit ett program som klarar av att beskriva såväl två-zon som en-zon och övertändning. Även den använda metoden för lokal flampåverkan är förenklad i tillämpningsexemplen. Som den används där tas det inte hänsyn till synfaktor för strålning. Även i detta fall hade det varit behjälpligt med ett simuleringsprogram som på ett adekvat sätt kan beskriva flamspridning.

Då känslighetsanalys och osäkerhetsanalys skall genomföras måste detta göras i steg och i stor utsträckning manuellt. Det bästa sättet att utföra metoden hade varit med ett program där allt finns integrerat, från generering av scenarier till strukturanalys. Om detta kan uppnås finns en större möjlighet att kvantifiera de osäkerheter som fortplantar sig genom analysen.

Även om ovanstående problem hade kunnat överkommas så återstår problemet med vad som är en acceptabel risk för kollaps för olika typer av byggnader. Det är författarnas uppfattning att en avvägning för varje enskild byggnad måste göras för att bestämma den

acceptabla risken. Det bör dock arbetas fram riktlinjer och råd för hur den acceptabla risken för en specifik byggnad skall fastställas.

För att kunna detaljerat beskriva konsekvenserna på ett bra sätt krävs analyser med finita elementmetoden som är långt mer avancerade än en temperaturanalys. Enklare modeller på detta område hade ökat potentialen för analys på nivå 2.

Den sannolikhet för kollaps som erhålles med dimensionering av bärförmåga vid brand med riskanalys hade varit intressant att jämföra med sannolikheten för kollaps med en byggnad dimensionerad med partialkoefficientmetoden. I praktiken är det så att konstruktionen först dimensioneras med partialkoefficientmetoden i normaltillståndet och det sedan sker en konvertering av lastutnyttjandegraderna till brandfallet. Detta innebär att det blir en blandning av två metoder vilket medför att en jämförelse inte är möjlig. Problemet är alltså att en del säkerhetsfaktorer från partialkoefficientmetoden finns med i ingångsvärdena vid dimensionering med riskanalys. Den beräknade sannolikheten för kollaps (vid dimensionering med riskanalys) är därmed troligtvis högre än den verkliga sannolikheten. För att komma runt detta problem behöver den verkliga lastutnyttjandegraden vara beskriven. Med detta synsätt hade en fullständigt probabilistisk analys varit nödvändig eftersom de variabla lasterna hade behövts beskrivas som funktion av tiden.

### **7.3 Uppfyllnad av rapportens syfte och mål**

Målet med rapporten var att formulera en metod för dimensionering av bärförmåga vid brand med riskanalys, som kvantifierar risken för kollaps av bärande konstruktioner i händelse av brand. I rapporten har presenterats ett flödesschema för hur en sådan dimensionering kan utföras. Detta flödesschema är ett embryo för fortsatt utveckling och flödesschemat kan förfinas och utvecklas efter de behov som finns. Vidare avsågs att exemplifiera metoden samt att identifiera problemområden där vidare utveckling kan behövas. Det största problem som stöttes på var att hitta praktiskt användbara modeller för att simulera brandförlopp.

Ett av syftena var att visa på beräkningsmetoder som kan användas vid dimensionering med riskanalys. De beräkningsmetoder som är användbara är endast giltiga för enkla geometrier och mer avancerade modeller behövs för att beskriva brandförlopp i komplexa byggnader. Sådana modeller finns idag men är beräkningsintensiva och svåra att integrera i en riskanalys.

Ytterligare ett syfte var att visa att det var möjligt att dimensionera bärförmåga vid brand med riskanalys. Detta har gjorts genom att presentera en metod och sedan tillämpa den i två beräkningsexempel. Det kan konstateras att det är möjligt, men metoden blir komplex och kräver utveckling enligt diskussionen ovan.

## 8 Referenser

Anderberg, Y. (2000). Brand. I N. Peterson (Red.), *Betonghandbok – Högpresterande betong – Material och utförande*. (pp. 335-350) Stockholm: AB Svensk byggtjänst.

Anderberg, Y. (Red.) (1983) *Properties of materials at high temperatures – steel*. Lund: Division of building fire safety and technology, Lund institute of technology.

Anderberg, Y., & Pettersson, O. (1991). *Brandteknisk dimensionering av betongkonstruktioner – del 1*. Stockholm: Statens råd för byggforskning.

Babrauskas, V. (1979). *COMPFF-2: A Program for Calculating Post-Flashover Fire Temperatures. Final Report*. USA: National Bureau of Standards

Bengtson, S., Lundin, J., & Johansson, H. (2005). Brandskyddsteknisk projektering. I S. Bengtson, H. Frantzich & R. Jönsson (Red.), *Brandskyddshandboken (Rapport 3134)*. (pp. 21-49). Lund: Brandteknik, Lunds tekniska högskola.

Boverket (2003). *Regelsamling för konstruktion – Boverkets konstruktionsregler, BKR*. Karlskrona: Boverket.

Boverket (2006). *Regelsamling för byggande – Boverkets byggregler, BBR*. Karlskrona: Boverket.

Buchanan, A. H. (1994). *Fire engineering design guide* (1<sup>st</sup> ed.). Christchurch: Centre for Advanced Engineering, University of Canterbury.

Buchanan, A. H. (2001). *Structural design for fire safety*. Chichester: John Wiley & Sons Ltd.

Eurocode 1. (2002). Actions on structures – Part 1-2: General actions - Actions on structures exposed to fire, EN 1991-1-2. CEN Brussels.

Eurocode 1. (1994). Basis of design and actions on structures – Part 2-2: Actions on structures exposed to fire, EN 1991-2-2. CEN Brussels.

Eurocode 2. (2004). Design of concrete structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design, EN 1992-1-2. CEN Brussels.

Eurocode 3. (1995). Design of steel structures – Part 1-2: General rules – Structural fire design, ENV 1993-1-2. CEN Brussels.

Feasey, R., & Buchanan, A. (2002). Post-flashover fires for structural design. *Fire Safety Journal*, 37, (1), 83-105.

Förordning om tekniska egenskapskrav på byggnadsverk med mera, 1994:1215

Incropera, F. P., & DeWitt, D. P. (2002). *Fundamentals of heat and mass transfer* (5<sup>th</sup> ed.). USA: John Wiley & Sons, Inc.

*International – Fire engineering design for steel structures: State of the art*. (1993). Brussels: International iron and steel institute.

- Johansson, H. (2000). *Osäkerhetshantering i riskanalyser avseende brandskydd (Rapport 3113)*. Lund: Brandteknik, Lunds tekniska högskola.
- Jones, W. W., Peacock, R. D., Forney, G. P., & Reneke, P. A. (2006). *CFAST – Consolidated Model of Fire Growth and Smoke Transport (Version 6) Technical Reference Guide*. (NIST Special Publication 1026) Washington: National Institute of Standards and Technology, US department of commerce.
- Jönsson, R., & Lundin, J. (2005). Bärförmåga vid brand. I S. Bengtson, H. Frantzich & R. Jönsson (Red.), *Brandskyddshandboken (Rapport 3134)*. (pp. 154-163). Lund: Brandteknik, Lunds tekniska högskola.
- Kaplan, S. (1997). The Words of Risk Analysis. *Risk Analysis*, 17, (4), 407-417.
- Karlsson, B., & Quintiere, J. G. (2000). *Enclosure fire dynamics*. USA: CRC Press LLC.
- Koffel, W., E. (2005) *Reliability of Automatic Sprinkler Systems* [www dokument]. URL [http://www.pfpa.com.au/docs/sprinklers/reliability\\_of\\_Automatic\\_Sprinkler\\_Systems\\_final.pdf](http://www.pfpa.com.au/docs/sprinklers/reliability_of_Automatic_Sprinkler_Systems_final.pdf)
- Lag om tekniska egenskapskrav på byggnadsverk med mera, 1994:847
- Langesten, B. (1995). *Byggkonstruktion 1 – Byggnadsstatik*. Stockholm: Liber Utbildning.
- Langesten, B. (2003). *Byggkonstruktion 2 – Hållfasthetslära – Tillämpning på trä och stål*. Stockholm: Liber Utbildning.
- Lundin, K. (1991). Dimensionering. I J. Hedin & K. Lundin (Red.), *Stålbyggnad* (pp. 63-174) Stockholm: Stålbyggnadsinstitutet.
- Magnusson, S. E., & Thelandersson, S. (1970). *Temperature-time curves of complete process of fire development*. Lund: Division of Structural Mechanics and Concrete Construction, Lund Institute of Technology.
- Melinek, S. J. (1993). The Distribution of Fire Load. *Fire Safety Journal*, 20, (1), 83-88.
- Morgan, M. G., & Henrion, M. (1990). *Uncertainty – A guide to dealing with uncertainty in quantitative risk and policy analysis*. Cambridge: Cambridge University Press.
- BFRL, Building and Fire Research Laboratory (2006), online: <http://www.bfrl.nist.gov/866/fmabbs.html#DETT2> hämtad: 2007-06-13
- Ottosen, N., & Petersson, H. (1992). *Introduction to the finite element method*. Hemel Hempstead: Prentice Hall Europe.
- Paté-Cornell, M. E. (1996). Uncertainties in risk analysis: Six levels of treatment. *Reliability Engineering and System Safety*, 54, (2-3), 95-111.
- Pettersson, O. (1996). *The parametric temperature-time curves according to ENV 1991-2-2: 1995 E – A summary evaluation* International organization for standardization ISO/TC92/SC2/WG2 N261 Lund: Department of fire safety engineering, Lund University



- Pettersson, O., & Witteveen, J. (1980). On the fire resistance of structural steel elements derived from standard fire tests or by calculation. *Fire Safety Journal*, 2, (1), 73-87.
- Pettersson, O., & Ödeen, K. (1978). *Brandteknisk dimensionering – principer, underlag, exempel*. Stockholm: Liber
- Ramachandran, G. (1995). Extreme value theory. In P. J. DiNunno, C. L. Beyler, R. L. P. Custer, W. D. Walton, J. M. Watts, D. Drysdale & J. R. Hall (Eds.), *The SFPE handbook of fire protection engineering* (pp. 5-27 – 5-32). USA: National Fire Protection Association.
- Ramachandran, G. (2003). Probabilistic models for fire resistance evaluation. In *Designing structures for fire* (pp. 105 – 112). Baltimore, Maryland.
- Runesson, K., Samuelsson, A., & Wiberg, N. E. (1992) *Byggnadsmekanik – Knäckning*. Lund: Studentlitteratur
- Rychlik, I., & Rydén, J. (2006). *Introduction to probabilistic modelling in risk analysis*. Lund: Centre for Mathematical Sciences, Mathematical Statistics, Lund University
- SP Sveriges Tekniska Forskningsinstitut (2007), online:  
<http://www.sp.se/fire/sv/konstruktion/Standardbrandkurva.htm> hämtad: 2007-03-28
- SS-EN 13501-2, 2007. Brandteknisk klassificering av byggprodukter och byggnadselement - Del 2: Klassificering baserad på provningsdata från metoder som mäter brandmotstånd, utom för produkter för ventilationssystem. Stockholm: SIS Förlag AB
- Särdqvist, S. (1992). *Vatten och andra släckmedel*. Karlstad: Räddningsverket
- Walton, D., & Thomas, P. H. (1995). Estimating temperatures in compartment fire. In P. J. DiNunno, C. L. Beyler, R. L. P. Custer, W. D. Walton, J. M. Watts, D. Drysdale & J. R. Hall (Eds.), *The SFPE handbook of fire protection engineering* (pp. 3-134 – 3-147). USA: National Fire Protection Association.
- Thomas, P.H. (1986) Design guide: Structure fire safety CIB W14 Workshop report, *Fire Safety Journal*, 10, (2), 77-137
- Ugural, A., C., & Fenster, S., K. (1987) *Advanced strength and applied elasticity second SI edition*. USA: PTR Prentice-Hall, Inc.
- Zienkiewicz, O., C., & Taylor, R., L. (1994). *The finite element method – Volume 1, Basic formulation and linear problems* (4<sup>th</sup> ed.). Maidenhead: McGraw-Hill Book Company Europe



## Bilaga A Beräkningsmetoder

I denna bilaga återges beräkningsmetoder för temperaturer i ett brandrum, mer utförliga beskrivningar finns att hämta i referenserna.

### Lokal flampåverkan

Vid de fall då övertändning inte kan väntas ske kan dimensionering genomföras genom att effekterna från en lokal brand analyseras (Boverket, 2003). Eurocode (2002) ger en beräkningsgång enligt nedan för den termiska påverkan som en lokal flamma har på en konstruktionsdel. Nettovärmen ( $\dot{q}_{net}''$ ) överförs till konstruktionen enligt ekvation A:1.

$$\dot{q}_{net}'' = \dot{q}_{c,net}'' + \dot{q}_{r,net}'' \quad [W m^{-2}] \quad (A:1)$$

Konvektionen ( $\dot{q}_{c,net}''$ ) ges av ekvation A:2.

$$\dot{q}_{c,net}'' = h_c (T_g - T_s) \quad [W m^{-2}] \quad (A:2)$$

$$h_c = \text{konvektivt värmeövergångstal} \quad [W m^{-2} K^{-1}]$$
$$T_g = \text{brandgastemperatur som omger strukturen} \quad [K]$$
$$T_s = \text{yttemperatur hos strukturen} \quad [K]$$

$T_s$  kan ges av till exempel MQH-metoden, se avsnitt nedan.

Strålningen ( $\dot{q}_{r,net}''$ ) ges av ekvation A:3.

$$\dot{q}_{r,net}'' = \Phi \varepsilon_s \varepsilon_f \sigma (T_f^4 - T_s^4) \quad [W m^{-2}] \quad (A:3)$$

$$\Phi = \text{synfaktor från flamma till struktur} \quad [-]$$
$$\varepsilon_s = \text{strukturens emissivitet} \quad [-]$$
$$\varepsilon_f = \text{flammans emissivitet} \quad [-]$$
$$\sigma = \text{Stefan Boltzmanns konstant} \quad [W m^{-2} K^{-4}]$$
$$T_f = \text{flamtemperatur} \quad [K]$$

Lokal flampåverkan delas in i två olika delmetoder, första metoden är giltig till dess att flamhöjden ( $L_f$ ) är lika hög som takhöjden ( $H$ ), se ekvation A:4.

$$L_f < H \quad (A:4)$$

Flamhöjden definieras enligt ekvation A:5.

$$L_f = -1,02D + 0,0148Q^{2/5} \quad [m] \quad (A:5)$$

$$D = \text{brandens diameter} \quad [m]$$
$$Q = \text{brandens effektutveckling} \quad [W]$$

Om villkoret (A:4) uppfylls kan flamtemperaturen beräknas enligt ekvation A:6.  $Z_0$ , ekvation A:7 utgör här virtuellt origo för flamman.

$$T_f(Z) = 293 + 0,25Q_c^{2/3}(Z - Z_0)^{-5/3} \leq 1193 \quad [K] \quad (A:6)$$

$$Z_0 = -1,02D + 0,00524Q^{2/5} \quad [m] \quad (A:7)$$

$Z$  = höjd vid vilken flamtemperaturen studeras  $[m]$

$Q_c$  = konvektiv del av effektutvecklingen  $[W]$

$Q_c$  antas normalt vara 80% av den totala effektutvecklingen (Eurocode, 2002).

Om flamman når taket, det vill säga villkor (A:4) inte är uppfyllt ges istället totala värmeöverföringen till konstruktionen av ekvation A:8. För att ekvation A:8 ska vara giltig får brandens diameter inte överstiga 10 meter samt att effektutvecklingen inte får överstiga 50 MW.

$$\begin{aligned} \dot{q}'' &= 100000 \quad \text{då } y \leq 0,30 \quad [W m^{-2}] \\ \dot{q}'' &= 136300 - 121000y \quad \text{då } 0,30 < y < 1,0 \quad [W m^{-2}] \\ \dot{q}'' &= 15000y^{-3.7} \quad \text{då } y \geq 1,0 \quad [W m^{-2}] \end{aligned} \quad (A:8)$$

Där

$$y = \frac{r + H + z'}{L_h + H + z'} \quad (A:9)$$

$r$  = horisontellt avstånd från centrum på flamman till den punkt där värmeöverföringen beräknas  $[m]$

$L_h$  är den horisontella längden på flamman, se ekvation A:10.

$$L_h = (2,9H(Q_H^*)^{0,33}) - H \quad [m] \quad (A:10)$$

$Q_H^*$  är den normerade effektutvecklingen, se ekvation A:11.

$$Q_H^* = \frac{Q}{1,11 \cdot 10^6 H^{2,5}} \quad [-] \quad (A:11)$$

$z'$  är höjden på den virtuella värmekällan, se ekvation A:12.

$$\begin{aligned} z' &= 2,4D(Q_D^{*2/5} - Q_D^{*2/3}) \quad \text{då } Q_D^* < 1,0 \quad [m] \\ z' &= 2,4D(1,0 - Q_D^{*2/5}) \quad \text{då } Q_D^* \geq 1,0 \quad [m] \\ Q_D^* &= \frac{Q}{1,11 \cdot 10^6 D^{2,5}} \quad [-] \end{aligned} \quad (A:12)$$

Slutligen kan nettovärmeöverföringen till konstruktionen beräknas genom ekvation A:13.

$$\dot{q}_{net}'' = \dot{q}'' - h_c(T_s - 293) - \Phi \varepsilon_s \varepsilon_b \sigma (T_s^4 - 293^4) \quad [W m^{-2}] \quad (A:13)$$

### **Två-zonsmodell enligt MQH-metoden**

MQH-metoden, utvecklad av McCaffrey, Quintiere och Harkleroad kan användas för att uppskatta temperaturen i det övre lagret (Walton och Thomas, 1995), se ekvation A:14, A:15, A:16 och A:17.

$$T_g = 480 \left( \frac{Q}{\sqrt{g c_p \rho_a T_a A_0 \sqrt{H_0}}} \right)^{2/3} \left( \frac{h_k A_T}{\sqrt{g c_p \rho_a A_0 \sqrt{H_0}}} \right)^{-1/3} + T_a \quad [K] \quad (A:14)$$

$$h_k = \frac{k}{\delta} \quad \text{då } t > t_p \quad [kW (m K)^{-1}] \quad (A:15)$$

$$h_k = \sqrt{\frac{k \rho c}{t}} \quad \text{då } t \leq t_p \quad [kW (m K)^{-1}] \quad (A:16)$$

$$t_p = \frac{\rho c}{k} \left( \frac{\delta}{2} \right)^2 \quad [s] \quad (A:17)$$

$Q$  = effektutveckling  $[kW]$

$H_0$  = öppningshöjd  $[m]$

$A_0$  = öppningsarea  $[m^2]$

$A_T$  = omslutningsarea (exklusive öppningsarea)  $[m^2]$

$T_a$  = omgivningstemperatur  $[K]$

$c_p$  = brandgasernas specifika värme  $[kJ(kg K)^{-1}]$

$\rho_a$  = omgivande lufts densitet  $[kg m^{-3}]$

$g$  = gravitationskonstant  $[m s^{-2}]$

$h_k$  = effektiv värmeövergångskoefficient  $[kW (m K)^{-1}]$

$k$  = omslutande materials värmeledningstal  $[kW (m K)^{-1}]$

$\delta$  = omslutande materials tjocklek  $[m]$

$\rho$  = omslutande materials densitet  $[kg m^{-3}]$

$c$  = omslutande materials specifika värmekapacitet  $[J (kg K)^{-1}]$

$t$  = exponeringstid  $[s]$

$t_p$  = termisk penetreringstid  $[s]$

Metoden kan också användas till att analysera om övertändning inträffar. I ekvationerna ovan kan ses att antingen måste effektutvecklingen vara känd och det kan då analyseras efter vilken tid övertändning inträffar. Alternativt kan det analyseras vilken effektutveckling som

krävs för att övertändning ska inträffa inom en given tid. Detta kräver dock att det finns en definierad temperatur vid vilken övertändning inträffar.

## En-zonsmodeller

Nedan beskrivs i detalj de en-zonsmodeller som översiktligt beskrevs i avsnitt 4.3.4.2.

### Magnusson och Thelanderssons metod

De temperatur/tidkurvor som är framtagna av Magnusson och Thelandersson är angivna för ett standardbrandrum (Magnusson och Thelandersson, 1970). För att ta hänsyn till termiska egenskaper hos omslutande konstruktion krävs omräkning av öppningsfaktor och brandbelastning (Karlsson & Quintiere, 2000). Tabell A:1 visar omräkningsfaktorerna. I modellen är brandbelastningen given i energi per omslutningsarea och öppningsfaktorn definieras enligt ekvation A:18.

$$O = \frac{A\sqrt{H_0}}{A_t} \quad (\text{A:18})$$

$$O = \text{öppningsfaktor} \quad [m^{1/2}]$$

$$A_0 = \text{öppningsarea} \quad [m^2]$$

$$H_0 = \text{öppningarnas höjd} \quad [m]$$

$$A_t = \text{omslutningsarea} \quad [m^2]$$

Tabell A:1 Konvertering av öppningsfaktor och brandbelastning med hänsyn till omgivande konstruktion (Karlsson & Quintiere, 2000)

Brandrum		Omvandlingsfaktor $K_f$					
		Verklig öppningsfaktor					
Rums- typ	Beskrivning	0,02	0,04	0,06	0,08	0,1	0,12
A	Standard brandrum	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0
B	Betong	0,85	0,85	0,85	0,85	0,85	0,85
C	Lättbetong	3,0	3,0	3,0	3,0	3,0	3,0
D	50% lättbetong och 50 % betong	1,35	1,35	1,35	1,35	1,35	1,35
E	50% lättbetong, 33 % betong och 17 % (gipsskivor med mineralullsisolering	1,65	1,5	1,35	1,5	1,75	2,0
F	80 % isolerat stål och 20 % betong	1,0- 0,5	1,0-0,5	0,8-0,5	0,7-0,5	0,7-0,5	0,7-0,5
G	20 % betong 80 % (2*13 mm gipsskivor med luftspalt)	1,5	1,45	1,35	1,25	1,15	1,05
H	Stål isolerat med 100 mm mineralull	3,0	3,0	3,0	3,0	3,0	2,5

Ekvivalent brandbelastning =  $K_f$  \* verklig brandbelastning, ekvivalent öppningsarea =  $K_f$  \* verklig öppningsarea

## Parametriska temperatur/tidkurvor

Eurocodes parametric temperature-time curves är en modell för att uppskatta temperaturen över tiden för fullt utvecklade bränder (Feasey och Buchanan, 2002). Modellen är giltig för brandrum med en golvarea upp till 500 m<sup>2</sup>, utan öppningar i taket och en maximal takhöjd på 4 meter (Eurocode, 2002). Det antas att allt bränsle i brandrummet förbrukas och formlerna nedan gäller där bränslet främst utgörs av cellulostatyp. Ekvation A:19 gäller för uppvärmningsfasen av brandförloppet, tiden då uppvärmningsfasen pågår definieras enligt ekvation A:24. Litterering redovisas i slutet av detta avsnitt.

$$T_g = 293 + 1325 \left( 1 - 0,324e^{-0,2t^*} - 0,204e^{-1,7t^*} - 0,472e^{-19t^*} \right) \quad [K] \quad (A:19)$$

$$t^* = t\Gamma \quad [tim] \quad (A:20)$$

$$\Gamma = \left( \frac{O/b}{0,04/1160} \right)^2 \quad [-] \quad (A:21)$$

$$b = \sqrt{k\rho c} \quad 100 \leq b \leq 2200 \quad [J m^{-2} s^{-1/2} K^{-1}] \quad (A:22)$$

$$O = \frac{A_0 \sqrt{H_0}}{A_t} \quad [m^{1/2}] \quad (A:23)$$

Formlerna ovan gäller för ett och samma omslutningsmaterial, korrigeringar kan göras för material i flera lager och för olika material i väggar, tak och golv (Eurocode, 2002).

Den maximala temperaturen,  $T_{\max}$ , under brandförloppet uppnås då  $t^* = t_{\max}^*$

$$t_{\max}^* = t_{\max} \Gamma \quad \text{där } t_{\max} = \max \left[ 0,2 \cdot 10^{-3} \frac{q_{t,d}}{O}; t_{\lim} \right] \quad [tim] \quad (A:24)$$

$$q_{t,d} = q_{f,d} \frac{A_f}{A_t} \quad 50 \leq q_{t,d} \leq 1000 \quad [MJ m^{-2}] \quad (A:25)$$

$$t^* = t\Gamma_{\lim} \quad \text{då } t_{\max} = t_{\lim} \quad [tim] \\ \text{med } \Gamma_{\lim} = \left( \frac{O_{\lim}/b}{0,04/1160} \right)^2 \quad \text{och } O_{\lim} = \frac{0,1 \cdot 10^{-3} q_{t,d}}{t_{\lim}} \quad (A:26)$$

Ekvation A:20 ersätts med ekvation A:26 om kravet i ekvation A:26 är uppfyllt. Då branden tillväxer enligt en  $\alpha t^2$ -kurva med tillväxthastighet: slow är  $t_{\lim} = 25$  min; medium är  $t_{\lim} = 20$  min; fast är  $t_{\lim} = 15$  min.

Om ( $O > 0,04 \text{ m}^{1/2}$  och  $q_{t,d} < 75 \text{ MJ m}^{-2}$  och  $b < 1160 \text{ J m}^{-2} \text{ s}^{-1/2} \text{ K}^{-1}$ ) ska  $\Gamma_{\text{lim}}$  i ekvation A:26 multipliceras med en faktor  $k$  enligt ekvation A:27.

$$k = 1 + \left( \frac{O - 0,04}{0,04} \right) \left( \frac{q_{t,d} - 75}{75} \right) \left( \frac{1160 - b}{1160} \right) \quad (\text{A:27})$$

Avsvalningsfasen beskrivs enligt ekvation A:28-A:30.

$$T_g = T_{\text{max}} - 625(t^* - t_{\text{max}}^* x) \quad \text{då } t_{\text{max}}^* \leq 0,5 \quad [K] \quad (\text{A:28})$$

$$T_g = T_{\text{max}} - 250(3 - t_{\text{max}}^*) (t^* - t_{\text{max}}^* x) \quad \text{då } 0,5 \leq t_{\text{max}}^* \leq 2 \quad [K] \quad (\text{A:29})$$

$$T_g = T_{\text{max}} - 250(t^* - t_{\text{max}}^* x) \quad \text{då } t_{\text{max}}^* \geq 2 \quad [K] \quad (\text{A:30})$$

där  $t^*$  ges av ekvation A:20 och  $t_{\text{max}}^* = 0,2 \cdot 10^{-3} \frac{q_{t,d}}{O} \Gamma$  och

$$x = 1,0 \text{ om } t_{\text{max}} > t_{\text{lim}}, \text{ eller } x = \frac{t_{\text{lim}} \Gamma}{t_{\text{max}}^*} \text{ om } t_{\text{max}} = t_{\text{lim}}.$$

I äldre versioner av Eurocode definieras  $t_{\text{max}}^*$  enligt ekvation A:31 (Eurocode, 1994)

$$t_{\text{max}}^* = 0,13 \cdot 10^{-3} \frac{q_{t,d}}{O} \Gamma \quad (\text{A:31})$$

Anderberg och Pettersson (1991) använder sig av samma metod för uppvärmningsfasen som Eurocode. Beskrivning av  $t_{\text{max}}^*$  skiljer sig dock från Eurocode och beskrivs enligt ekvation A:32. För specialfallet då öppningsfaktorn är  $0,04 \text{ m}^{1/2}$  använder de sig dessutom av en annan avsvalningsfas, denna beskrivs av ekvation A:33, i övriga fall beskrivs avsvalningsfasen på samma sätt som i Eurocode.

$$t_{\text{max}}^* = 0,00325 q_{t,d} \Gamma \quad (\text{A:32})$$

$$dT = 800 e^{-0,9t^*} \quad (\text{A:33})$$



$$\begin{aligned}
T_g &= \text{temperatur i brandrummet} \quad [K] \\
t &= \text{tid} \quad [tim] \\
t^* &= \text{karaktäristisk tid} \quad [tim] \\
b &= \text{termisk tröghet} \quad [J m^{-2} s^{-1/2} K^{-1}] \\
k &= \text{omslutande materials värmeledningstal} \quad [W(m K)^{-1}] \\
\rho &= \text{omslutande materials densitet} \quad [kg m^{-3}] \\
c &= \text{omslutande materials värmekapacitet} \quad [J(kg K)^{-1}] \\
O &= \text{öppningsfaktor} \quad [m^{1/2}] \\
A_0 &= \text{area på vertikala öppningar} \quad [m^2] \\
H_0 &= \text{viktat medelvärde av höjd på vertikala öppningar} \quad [m] \\
A_t &= \text{omslutningsarea inklusive öppningar} \quad [m^2] \\
A_f &= \text{golvarea} \quad [m^2] \\
q_{f,d} &= \text{brandbelastning relaterat till golvarea} \quad [MJ m^{-2}] \\
q_{t,d} &= \text{brandbelastning relaterat till omslutningsarea} \quad [MJ m^{-2}]
\end{aligned}$$

## Metoder för beräkning av temperatur i struktur

Nedan redovisas tillämpbara formler för beräkning av temperatur i konstruktionsdelar.

### Ekvivalent temperatur (Eurocode, 1995)

Den temperatur uppnådd i en stålkonstruktion enligt ekvation 4:5 i avsnitt 4.4.2.2 skall jämföras med en kritisk temperatur. Den kritiska temperaturen kan beräknas enligt ekvationerna nedan.

$$T_{a,cr} = 39,19 \ln \left( \frac{1}{0,9674 \mu_0^{3,833}} - 1 \right) + 482 \quad (A:34)$$

$$\mu_0 = \frac{E_{f_i,d}}{R_{f_i,d,0}} \quad (A:35)$$

$$\begin{aligned}
T_{a,cr} &= \text{kritisk temperatur} \quad [^{\circ}C] \\
\mu_0 &= \text{nyttjandegrad vid tiden } t = 0 \quad [-] \\
E_{f_i,d} &= \text{summan av dimensionerade laster på analyserad strukturdelen} \quad [N] \\
R_{f_i,d,0} &= \text{dimensionerad bärförmåga hos analyserad strukturdelen vid tiden } t = 0 \quad [N]
\end{aligned}$$

### Halvoändlighet

Kriteriet för den maximalt tillåtna temperaturstegringen i brandfallet, diskuterad i avsnitt 4.4.2.3, definieras enligt ekvation A:36 (Drysdale, 1999).

$$L > 2\sqrt{\alpha t} \quad (A:36)$$

$L = \text{studerad strukturdels tjocklek} \quad [m]$

$\alpha = \text{termisk tröghet} \quad [m^2 s^{-1}]$

$t = \text{tid} \quad [s]$

Lösningen för fallet med konstant infallande värmestrålning utgörs av ekvation A:37 och för fallet med konvektiv värmeöverföring av ekvation A:38.

$$T(x,t) - T_i = \frac{2\dot{q}_0''\sqrt{\alpha t/\pi}}{k} e^{-\frac{x^2}{4\alpha t}} - \frac{\dot{q}_0'' x}{k} \operatorname{erfc}\left(\frac{x}{2\sqrt{\alpha t}}\right) \quad (\text{A:37})$$

$$\frac{T(x,t) - T_i}{T_\infty - T_i} = \operatorname{erfc}\left(\frac{x}{2\sqrt{\alpha t}}\right) - e^{-\frac{hx}{k} + \frac{h^2\alpha t}{k^2}} e^{\frac{x}{2\sqrt{\alpha t}} + \frac{h\sqrt{\alpha t}}{k}} \quad (\text{A:38})$$

$x = \text{avstånd in i strukturdelen} \quad [m]$

$T(x,t) = \text{temperatur vid tiden } t \text{ på avstånd } x \quad [K]$

$T_i = \text{initialtemperatur i strukturen} \quad [K]$

$\dot{q}_0'' = \text{värmestrålning vid ytan på strukturen} \quad [W m^{-2}]$

$k = \text{materialens värmeledningstal} \quad [W (m K)^{-1}]$

$T_\infty = \text{omgivningstemperatur} \quad [K]$

$h = \text{konvektiv värmeövergångstal} \quad [W m^{-2} K^{-1}]$

## Bilaga B Jämförelse en-zonsmodeller

Enligt avsnittet om lagliga förutsättningar skall temperaturen i brandgaslagret beräknas ur värme- och massbalansekvationer. Det framgår därmed också att det är brandbelastningen tillsammans med ventilationsförhållanden och egenskaper hos den omgivande konstruktionen som avgör temperaturen i brandgaslagret. Den mest refererade modellen för att lösa temperaturen över tiden i ett brandrum med känd brandbelastning och öppningsfaktor är Magnussons och Thelanderssons modell (Karlsson & Quintiere, 2000; Pettersson, 1996). Modellen är dock svår att hantera vid stora mängder beräkningar då den inte kan uttryckas matematiskt utan kräver avläsning i tabell eller diagram för varje tidssteg. Det finns idag ett antal metoder för att beskriva ett fullständigt brandförlopp en del av dessa redovisas i avsnitt 4.3.4.2. Både parametric temperature-time curves (Eurocode 1994 och 2002) och Anderbergs och Petterssons (1991) metod utgör modeller där stora mängder data kan generas och är därför av stort intresse i vid dimensionering av bärförmåga vid brand med riskanalys. Metoderna är till viss del jämförda av Pettersson (1996) och han menar att Eurocode (1994) eventuellt (baserat på en undersökning) underskattar brandpåfrestningen. Dessa modeller har därför jämförts ytterligare med värden från Magnusson och Thelandersson. Underlag för jämförelsen presenteras nedan i figur B:1 – figur B:9 och jämförelsen är sammanställd i tabell B:1.  $S_e$  är residualspridningen och är ett mått på den spridning som data från Magnussons och Thelanderssons modell, av naturligt brandförlopp, ger kring den regressionslinje som utgörs av respektive beräkningsmodell.  $S_e$  beräknas enligt ekvation B:1:

$$S_e = \sqrt{\frac{\sum (y_{M\&T} - y_m)^2}{n - 2}} \quad (\text{B:1})$$

$S_e$  = residualspridning

$y_{M\&T}$  = Temperatur givet av Magnussons och Thelanderssons modell

$y_m$  = Temperatur givet av respektive beräkningsmetod

$n$  = Antal observationer

### Anderberg och Petterssons modell

Anderberg och Petterssons modell har återgets i Bilaga A. Modellen ger vid öppningsfaktorer mindre än  $0,04 \text{ m}^{1/2}$  genomgående lägre temperaturer än referensdata. Vid större öppningsfaktorer ger beräkningsmodellen istället konservativa värden i form av genomgående för höga temperaturer. Anledningen till detta kan vara att modellen vid beräkning av  $t_{\max}$  inte tar hänsyn till öppningsarean utan är framtagna för öppningsfaktor  $0,04 \text{ m}^{1/2}$ . Beräkningsmodellen skall dock vara giltig för andra öppningsfaktorer (Anderberg & Pettersson, 1991). Enligt figurer och tabell nedan är beräkningsmetodens maxtemperaturer och tid till maxtemperatur alltför avvikande för att metoden skall vara användbar utanför öppningsfaktor  $0,04 \text{ m}^{1/2}$ .

### Eurocode

I Bilaga A redogörs för Eurocode (1994) och Eurocode (2002) formler för parametriska bränder. Det som skiljer formlerna åt är som beskrivet tidigare tid till maximal temperatur i brandrummet. Detta medför i sin tur att Eurocode (2002) alltid ger högre temperaturer och därmed mer konservativa värden än Eurocode (1994).

Vid studie av figur B:7 inses att Eurocode (2002) dessutom ger mer konservativa lösningar än dimensionering genom klassificering. En Br 1 byggnad med brandbelastning på upp till och med 400 MJ/m<sup>2</sup> skall uppföras i brandteknisk klass R 120 (Boverket, 2006). Vid dimensionering genom beräkning skall samma byggnad dimensioneras för ett fullständigt brandförlopp. Eftersom Eurocodes (2002) parametriska kurva följer ISO 834 i 120 minuter och därefter avsvagnar linjärt kommer lösningar på bärförmågan med denna metod att resultera i högre brandteknisk klass än motsvarande dimensionering genom klassificering.

Eurocode (1994 och 2002) ger, jämfört med Magnussons och Thelanderssons kurvor, konservativa värden under avsvagningsfasen vid brandbelastningar under 200 MJ/m<sup>2</sup> och icke konservativa temperaturer för mycket höga brandbelastningar. I figurerna framgår att även Eurocode (1994) i många fall ger högre temperaturer än de i Magnussons och Thelanderssons modell. Avvikelsen i maximal temperatur och tid till maximal temperatur är mycket mindre, se tabell B:1. Slutligen beskriver enligt residualspridningen Eurocode (1994) Magnussons och Thelandersson värden bättre.

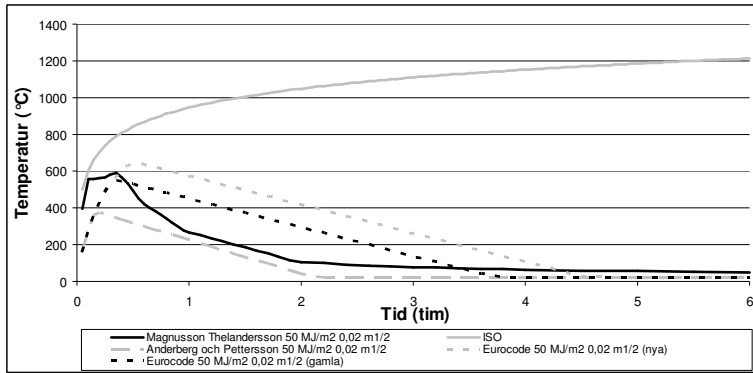
### **Slutsats**

I tabell B:1 framgår att den beräkningsmodell som har minst avvikande maximal temperatur ( $T_{\max}$ ) från Magnussons och Thelanderssons modell är Eurocode (1994). Det är också denna som ger bäst beskrivning av när denna maximala temperatur inträffar ( $t_{\max}$ ). Residualspridningen är ett mått på hur bra beräkningsmetoden beskriver Magnussons och Thelanderssons temperaturkurvor och det framgår att Eurocode (2002) ger mer avvikande resultat än de övriga två beräkningsmetoderna. I tillämpningen av metoden för dimensionering med riskanalys kommer därför fall då övertändning kan väntas inträffa att beräknas enligt Eurocode (1994). Den valda metoden ger ickekonservativa temperaturer vid mycket höga brandbelastningar, varför exemplifieringen av metoden genomförs på byggnader där mycket höga brandbelastningar är osannolika. Beräkningsmodellerna är bara giltiga i de fall övertändning väntas inträffa och då maximal effektutveckling styrs av öppningsarean, det vill säga branden är ventilationskontrollerad under sin maximala effektutveckling.

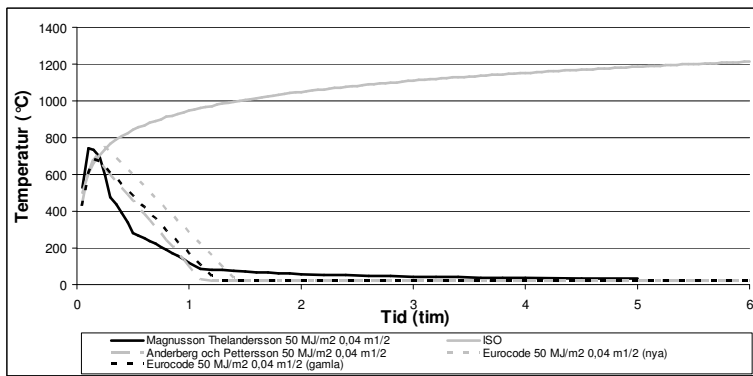
Tabell B:1 Sammanställning över jämförelse av modeller som beskriver ett fullständigt brandförlopp

Modell	Eurocode (2002)					Eurocode (1994)					
	Brandbelastning (MJ/m <sup>2</sup> ) / Öppningsfaktor (m <sup>1/2</sup> )	T <sub>max</sub> (°C)	t <sub>max</sub> (h)	\Delta T <sub>max</sub>   (°C)	\Delta t <sub>max</sub>   (h)	S <sub>e</sub>	T <sub>max</sub> (°C)	t <sub>max</sub>	\Delta T <sub>max</sub>   (°C)	\Delta t <sub>max</sub>   (h)	S <sub>e</sub>
50 / 0,02		650	0,50	58	0,15	228	554	0,33	38	0,03	139
50 / 0,04		755	0,25	13	0,15	157	696	0,16	46	0,06	91
100 / 0,02		755	1,00	100	0,35	199	696	0,65	41	0,00	126
100 / 0,04		841	0,50	49	0,15	133	786	0,33	6	0,03	73
200 / 0,02		841	2,00	92	0,70	134	786	1,30	37	0,00	81
200 / 0,04		944	1,00	80	0,35	141	879	0,65	15	0,00	121
400 / 0,04		1048	2,00	97	0,70	143	984	1,30	33	0,00	159
400 / 0,08		1152	1,00	121	0,35	166	1087	0,65	56	0,00	166
600 / 0,06		1170	2,00	130	0,70	131	1104	1,30	64	0,00	186
Medel				76	0,40	159			37	0,01	127

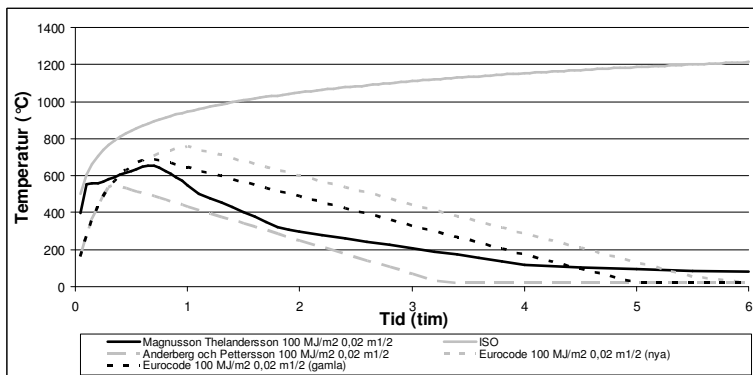
Modell	Andeberg och Pettersson					Magnusson och Thelandersson	
	Brandbelastning (MJ/m <sup>2</sup> ) / Öppningsfaktor (m <sup>1/2</sup> )	T <sub>max</sub> (°C)	t <sub>max</sub> (h)	\Delta T <sub>max</sub>   (°C)	\Delta t <sub>max</sub>   (h)	S <sub>e</sub>	T <sub>max</sub> (°C) t <sub>max</sub> (h)
50 / 0,02		378	0,16	214	0,19	125	592 0,35
50 / 0,04		696	0,16	46	0,06	76	742 0,10
100 / 0,02		554	0,33	101	0,33	125	655 0,65
100 / 0,04		786	0,33	6	0,03	75	792 0,35
200 / 0,02		696	0,65	53	0,65	171	749 1,30
200 / 0,04		879	0,65	15	0,00	121	864 0,65
400 / 0,04		984	1,30	33	0,00	61	951 1,30
400 / 0,08		1193	1,30	162	0,65	246	1031 0,65
600 / 0,06		1166	1,95	126	0,65	129	1040 1,30
Medel				84	0,28	125	



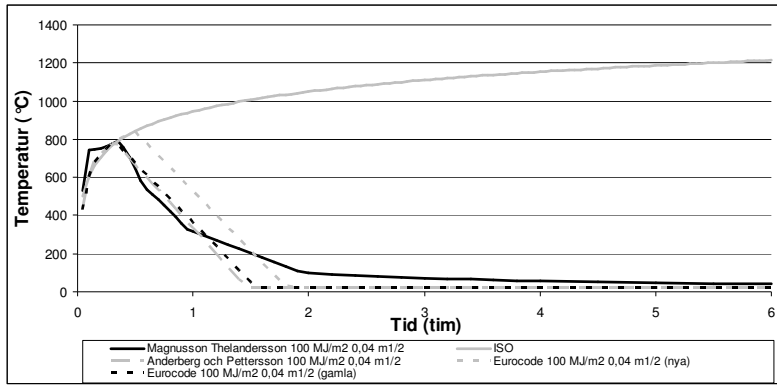
Figur B:1 Modelljämförelse 50 MJ/m<sup>2</sup> och öppningsfaktor 0,02 m<sup>1/2</sup>



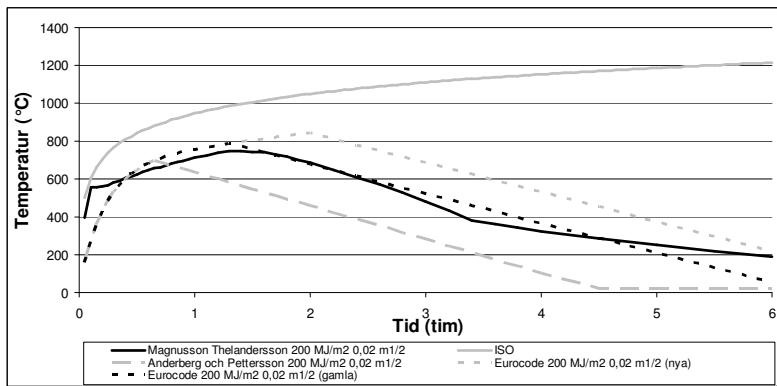
Figur B:2 Modelljämförelse 50 MJ/m<sup>2</sup> och öppningsfaktor 0,04 m<sup>1/2</sup>



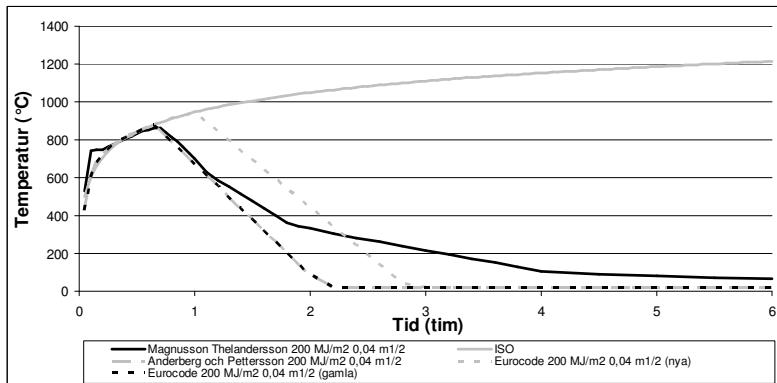
Figur B:3 Modelljämförelse 100 MJ/m<sup>2</sup> och öppningsfaktor 0,02 m<sup>1/2</sup>



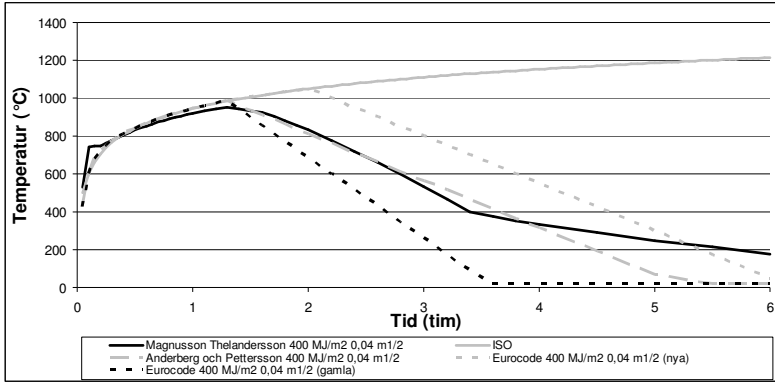
Figur B.4 Modelljämförelse 100 MJ/m<sup>2</sup> och öppningsfaktor 0,04 m<sup>1/2</sup>



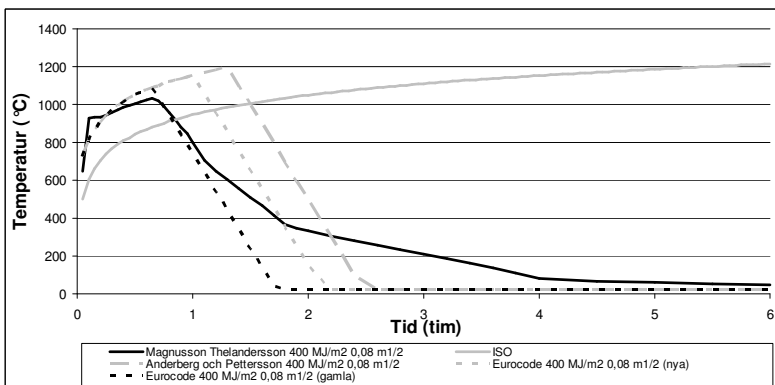
Figur B.5 Modelljämförelse 200 MJ/m<sup>2</sup> och öppningsfaktor 0,02 m<sup>1/2</sup>



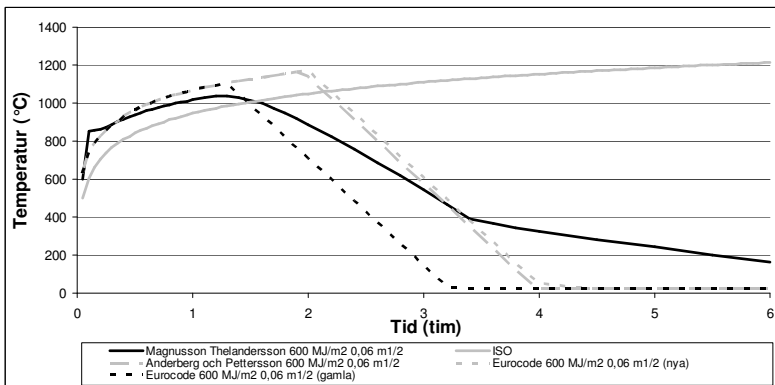
Figur B.6 Modelljämförelse 200 MJ/m<sup>2</sup> och öppningsfaktor 0,04 m<sup>1/2</sup>



Figur B:7 Modelljämförelse 400 MJ/m<sup>2</sup> och öppningsfaktor 0,04 m<sup>1/2</sup>



Figur B:8 Modelljämförelse 400 MJ/m<sup>2</sup> och öppningsfaktor 0,08 m<sup>1/2</sup>



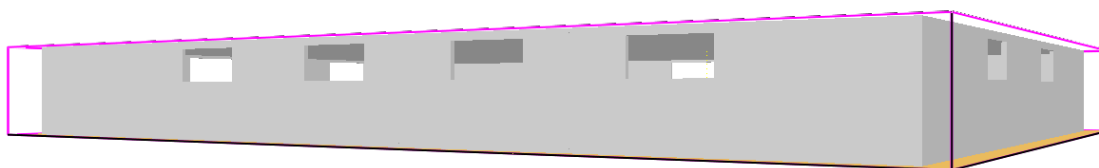
Figur B:9 Modelljämförelse 600 MJ/m<sup>2</sup> och öppningsfaktor 0,06 m<sup>1/2</sup>



## Bilaga C Jämförelse av två-zonsmodeller

I avsnittet om regelmässiga förutsättningar redovisas utdrag ur BKR 10:222 vilken ger att då övertändning inte kan förväntas ske får gastemperaturen i brandrummet ges av brandarean och effektutvecklingen och inte av brandbelastningen. För att genomföra beräkningar på det icke övertända fallet krävs två olika modeller. En modell för lokal flampåverkan som klargör hur konstruktionen nära flamman påverkas. Likväl behövs en modell för hur konstruktionen påverkas relativt långt ifrån flamman. Två-zonsmodeller kan här utgöra ett bra alternativ. Eftersom en riskanalytisk dimensioneringsmetod kräver stora mängder beräkningar är enkla beräkningsmodeller att föredra. Nedan redovisas en jämförelse av MQH-metoden och två-zonsmodellen Cfast med datorprogrammet FDS (beräkningsmetoderna finns beskrivna i avsnitt 4.3.4.1 och Bilaga A)

Jämförelsen grundas på geometrin visad i figur C:1. Jämförelsen är också begränsad till en effektutveckling och en öppningsarea. Det faktum att jämförelsen enbart bygger på en simulering medför att validiteten är klart begränsad och inte bör ses som giltig utanför dessa givna ingångsvärden.



Figur C:1 Geometri:  $b=30\text{ m}$ ,  $l=40\text{ m}$ ,  $h=4\text{ m}$   
Öppningsfaktor= $0,02\text{ m}^{1/2}$

Brandförloppet simulerades med en "fast"  $\alpha$ - $t^2$  kurva och en maximal effektutveckling på 5 MW.

### **Beräkningar enligt MQH-metoden.**

Brandgastemperaturen beräknad enligt MQH-metoden redovisas i tabell nedan. Celler markerad med grå färg utgör indata till modellen. Effektutvecklingen är beskriven med en  $\alpha$ - $t^2$  kurva som har  $\alpha$ -värde  $47\text{ W s}^{-2}$  och en maximal effektutveckling på 5 MW. Simuleringstiden var 1800s.

Temperaturen i brandgaserna ökar till dess att jämvikt uppstår i brandrummet, det vill säga att lika mycket energi som frigörs i branden flödar ut ur den simulerade geometrin. Vid denna beräkning infaller jämvikt senare än 1800 s, varför temperaturen stiger under hela brandförloppet. Figur C:3 återger grafiskt resultatet från beräkningarna.

### **Cfast simulering**

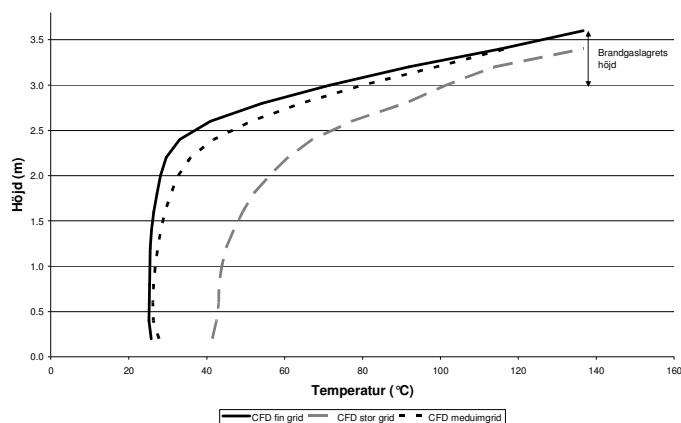
Eftersom Cfast är en tvåzonsmodell och därmed inte tar hänsyn till positionen på öppningarna har de tolv öppningar i figur C:1 ersatts med två öppningar med samma totala area. Figur C:4 visar den indatafil som Cfast simulerades med. Branden som i indatafilen benämns "5 MW fast" utgör precis som i MQH-metoden, ovan, en  $\alpha$ - $t^2$  kurva med  $\alpha$ -värde  $0,047\text{ W s}^{-2}$  och en maximal effekt på 5 MW.

Figur C:3 återger grafiskt resultatet av simuleringen. Den redovisade temperaturen är temperaturen i brandgaslagret som i simuleringen låg på cirka 3,2 meter.

## **FDS simulering**

Simulering av brandförloppet i FDS genomfördes med indatafil genererad av PyroSim. PyroSim är ett program som underlättar generering av indatafiler till FDS-simuleringar. För att verifiera resultatet från FDS har simulering med tre olika gridstorlekar genomförts. Resultatet från dessa tre simuleringar varierar något. Den största gridstorleken ger mellan 20 och 40 grader högre medeltemperatur än den finaste griden, se figur C:2. Mediumgridens resultat ligger mycket närmre resultatet från simuleringen med den fina griden än resultatet från den stora griden. Detta tyder på att även om simuleringarna inte är helt oberoende av storleken på griden så kommer en ytterligare förfining av cellernas storlek att inte leda till någon större förändring av resultatet.

Figur C:5 visar indatafilen för simuleringen med den fina griden. FDS är en CFD-modell som ger temperaturen över tiden på flera punkter i brandrummet. För att resultatet skall kunna jämföras med de enklare modellerna har en medelvärdesanalys av utdata genomförts, där medelvärdet från alla de termoelement, som registrerar temperaturer, ovanför det antagna brandgaslagret har beräknats över tiden. Denna medelvärdes analys blir beroende av den ansatta höjden på brandgaslagret. Hög antagen höjd på brandgaslagret genererar högre medelvärden i analysen. Figur C:2 visar den antagna höjden på brandgaslagret. Figur C:3 visar grafiskt temperaturen över tiden i brandgaslagret för de olika modellerna.



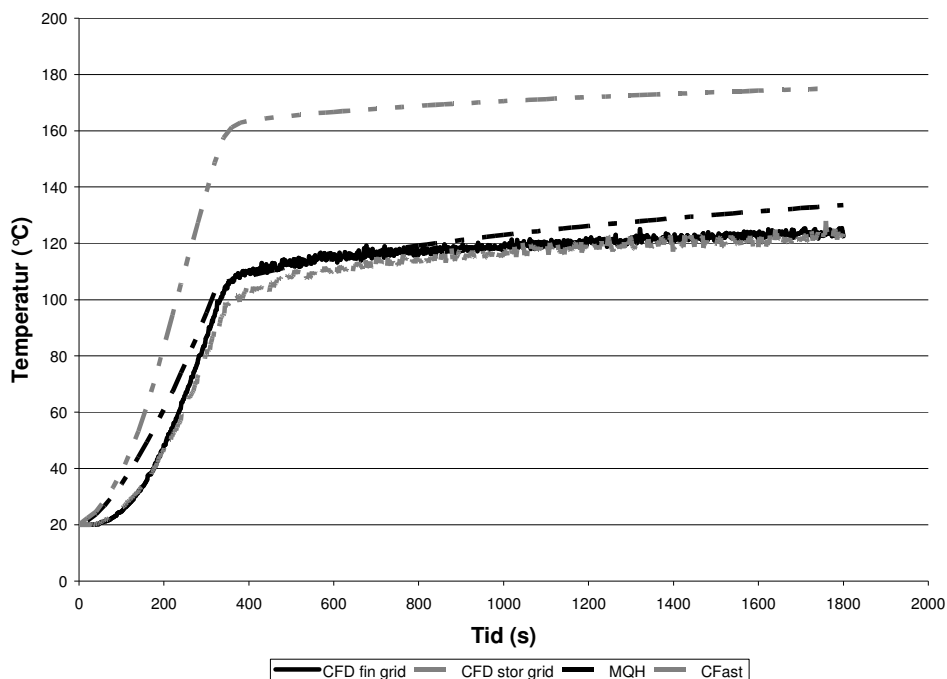
Figur C:2 Medeltemperaturen på olika höjder i brandrummet.

## **Slutsats**

Resultatet för den givna geometrin tyder på att Cfast ger ett för högt värde på temperaturen i brandgaslagret, i alla fall i jämfört med CFD-simuleringen. Resultatet från CFD-simuleringen ska inte per automatik betraktas som mest rätt. Det faktum att två olika modeller ger liknande svar gör det dock troligare att dessa överensstämmer med verkligheten, se avsnitt 4.7 om modellosäkerheter. MQH-metoden ger ett något högre värden än CFD-simuleringen med den ansatta brandgashöjden 3,0 meter. Om denna höjd förskjuts uppåt kommer temperaturen från CFD-simuleringen att höjas något. Två-zonsmodellerna ger ett medelvärde av temperaturen i brandgaslagret och tar därmed inte hänsyn till lokala effekter av branden. Detta medför att tvåzonsmodellerna måste

kompletteras med en modell för lokal flampåverkan för att ge relevanta temperaturer som påverkar konstruktionen.

MQH-metodens resultat korrelerar bäst mot beräkningarna utförda med FDS. Denna metod kan dessutom relativt enkelt automatiseras i ett Matlabskript. Handberäkningsmetoden utvecklad av McCaffrey, Quintiere och Harkleroad är därmed att föredra framför beräkningar med Cfast.



Figur C:3 Resultat av jämförelse mellan två-zonsmodeller.

Jämförelsen är kraftigt begränsad men en mer uttömmande jämförelse är inte möjlig med den tidsram som arbetet ålagts. Se avsnitt 1.4 angående avgränsningar.

## Indata

Tabell C:1 MQH-metoden

tid (s)	Tg (°C)	hk (kW/(m2 K))	Q (kW)
20	21	0.304	18.8
40	24	0.215	75.2
60	27	0.175	169.2
80	30	0.152	300.8
100	35	0.136	470
120	39	0.124	676.8
140	44	0.115	921.2
160	49	0.107	1203.2
180	55	0.101	1522.8
200	61	0.096	1880
220	67	0.092	2274.8
240	74	0.088	2707.2
260	81	0.084	3177.2
280	88	0.081	3684.8
300	95	0.078	4230

Bredd	39.6	m
höjd	3.8	m
längd	29.6	m
AT	2870.24	m2
H0	1.4	m2
A0	50.4	m2
krc	1848000	w2s/(m4K2)
d	0.2	m
rå	2100	kg/m3
k	1	w/(m k)
c	880	J/(kg K)
tp	18480	s
alfa	0.047	kW/s2
Max		
effekt	5000	kW

320	103	0.076	4812.8
340	106	0.074	5000
360	107	0.072	5000
380	108	0.070	5000
400	108	0.068	5000
420	109	0.066	5000
440	110	0.065	5000
460	110	0.063	5000
480	111	0.062	5000
500	112	0.061	5000
520	112	0.060	5000
540	113	0.058	5000
560	113	0.057	5000
580	114	0.056	5000
600	115	0.055	5000
620	115	0.055	5000
640	116	0.054	5000
660	116	0.053	5000
680	117	0.052	5000
700	117	0.051	5000
720	117	0.051	5000
740	118	0.050	5000
760	118	0.049	5000
780	119	0.049	5000
800	119	0.048	5000
820	120	0.047	5000
840	120	0.047	5000
860	120	0.046	5000
880	121	0.046	5000
900	121	0.045	5000
920	122	0.045	5000
940	122	0.044	5000
960	122	0.044	5000
980	123	0.043	5000
1000	123	0.043	5000
1020	123	0.043	5000
1040	124	0.042	5000
1060	124	0.042	5000
1080	124	0.041	5000
1100	125	0.041	5000
1120	125	0.041	5000
1140	125	0.040	5000
1160	126	0.040	5000
1180	126	0.040	5000
1200	126	0.039	5000
1220	126	0.039	5000
1240	127	0.039	5000
1260	127	0.038	5000
1280	127	0.038	5000
1300	128	0.038	5000
1320	128	0.037	5000
1340	128	0.037	5000
1360	128	0.037	5000
1380	129	0.037	5000

t (max)	326 s
---------	-------

1400	129	0.036	5000
1420	129	0.036	5000
1440	129	0.036	5000
1460	130	0.036	5000
1480	130	0.035	5000
1500	130	0.035	5000
1520	130	0.035	5000
1540	131	0.035	5000
1560	131	0.034	5000
1580	131	0.034	5000
1600	131	0.034	5000
1620	132	0.034	5000
1640	132	0.034	5000
1660	132	0.033	5000
1680	132	0.033	5000
1700	133	0.033	5000
1720	133	0.033	5000
1740	133	0.033	5000
1760	133	0.032	5000
1780	133	0.032	5000
1800	134	0.032	5000

```

VERSN,6,CFAST Simulation
!!
!!Environmental Keywords
!!
TIMES,1800,-20,0,10,20
EAMB,293.15,101300,0
TAMB,293.15,101300,0,50
CJET,WALLS
CHEMI,10,393.15
WIND,0,10,0.16
!!
!!Compartment keywords
!!
COMPA,zonmodel,39.6,29.6,3.8,0,0,0,CONCRETE,OFF,CONCRETE
!!
!!vent keywords
!!
HVENT,1,2,1,18,3.7,2.3,1,0,0,1,1
HVENT,1,2,2,18,3.7,2.3,1,0,0,3,1
!!
!!fire keywords
!!
OBJECT,5 MW fast,1,-1,-1,-1,1,1,0,0,0,1

```

Figur C:4 Indata Cfast.

0\_02opening  
Generated by PyroSim - Version 2005.1 (c) 2002-2005  
2007-maj-25 15:01:01

-----PyroSim-generated Section-----

&GRID IBAR=250 JBAR=192 KBAR=27/ Fire

&PDIM XBAR0=0.00 YBAR0=0.00 ZBAR0=0.00 XBAR=42.00 YBAR=32.00 ZBAR=4.00/ Fire

&HEAD CHID='0\_02opening'/

&HOLE XB=7.00, 10.00, 0.60, 1.60, 2.30, 3.70/ Hole

&HOLE XB=14.00, 17.00, 0.60, 1.60, 2.30, 3.70/ Hole[1]

&HOLE XB=21.00, 24.00, 0.60, 1.60, 2.30, 3.70/ Hole[2]

&HOLE XB=28.00, 31.00, 0.60, 1.60, 2.30, 3.70/ Hole[3]

&HOLE XB=7.00, 10.00, 30.40, 31.40, 2.30, 3.70/ Hole[1]

&HOLE XB=14.00, 17.00, 30.40, 31.40, 2.30, 3.70/ Hole[1][1]

&HOLE XB=21.00, 24.00, 30.40, 31.40, 2.30, 3.70/ Hole[2][1]

&HOLE XB=28.00, 31.00, 30.40, 31.40, 2.30, 3.70/ Hole[3][1]

&HOLE XB=0.60, 1.60, 10.00, 13.00, 2.30, 3.70/ Hole

&HOLE XB=0.60, 1.60, 20.00, 23.00, 2.30, 3.70/ Hole[1]

&HOLE XB=40.20, 41.60, 10.00, 13.00, 2.30, 3.70/ Hole[1]

&HOLE XB=40.20, 41.60, 20.00, 23.00, 2.30, 3.70/ Hole[1][1]

&OBST XB=1.00, 41.00, 1.00, 1.20, 0.00, 4.00 SURF\_ID='CONCRETE' PERMIT\_HOLE=.TRUE.

SAWTOOTH=.TRUE. THICKEN=.TRUE./ Obstruction

&OBST XB=1.00, 1.20, 1.20, 30.80, 0.00, 4.00 SURF\_ID='CONCRETE' PERMIT\_HOLE=.TRUE.

SAWTOOTH=.TRUE. THICKEN=.TRUE./ Obstruction

&OBST XB=40.80, 41.00, 1.20, 30.80, 0.00, 4.00 SURF\_ID='CONCRETE' PERMIT\_HOLE=.TRUE.

SAWTOOTH=.TRUE. THICKEN=.TRUE./ Obstruction[1]

&OBST XB=1.00, 41.00, 30.80, 31.00, 0.00, 4.00 SURF\_ID='CONCRETE' PERMIT\_HOLE=.TRUE.

SAWTOOTH=.TRUE. THICKEN=.TRUE./ Obstruction[1]

&OBST XB=1.00, 41.00, 1.00, 31.00, 3.80, 4.00 SURF\_ID='CONCRETE' PERMIT\_HOLE=.TRUE.

SAWTOOTH=.TRUE. THICKEN=.TRUE./ Obstruction

&OBST XB=1.00, 41.00, 1.00, 31.00, 0.00, 0.2000 SURF\_ID='CONCRETE' PERMIT\_HOLE=.TRUE.

SAWTOOTH=.TRUE. THICKEN=.TRUE./ Obstruction

&OBST XB=20.00, 23.00, 14.00, 16.00, 0.2000, 0.4000 RGB=1.00, 0.00, 0.00

SURF\_IDS='HEPTANE', 'INERT', 'INERT' PERMIT\_HOLE=.TRUE. SAWTOOTH=.TRUE.

THICKEN=.FALSE./ Branden

&PL3D QUANTITIES='W-VELOCITY', 'U-VELOCITY', 'V-VELOCITY', 'HRRPUV', 'TEMPERATURE'

WRITE\_XYZ=.FALSE./

&SLCF PBX=5.00 QUANTITY='TEMPERATURE'/

&SLCF PBX=10.00 QUANTITY='TEMPERATURE'/

&SLCF PBX=15.00 QUANTITY='TEMPERATURE'/

&SLCF PBX=20.00 QUANTITY='TEMPERATURE'/

&SLCF PBX=25.00 QUANTITY='TEMPERATURE'/

&SLCF PBX=30.00 QUANTITY='TEMPERATURE'/

&SLCF PBX=35.00 QUANTITY='TEMPERATURE'/

&SLCF PBY=5.00 QUANTITY='TEMPERATURE'/

&SLCF PBY=10.00 QUANTITY='TEMPERATURE'/

&SLCF PBY=15.00 QUANTITY='TEMPERATURE'/

&SLCF PBY=20.00 QUANTITY='TEMPERATURE'/

&SLCF PBY=25.00 QUANTITY='TEMPERATURE'/

&SURF ID='HEPTANE' RGB=0.4000, 0.4000, 0.4000 HEAT\_OF\_COMBUSTION=4.611200E004

POROSITY=0.00 FUEL\_FRACTION=1.00 TAU\_Q=-326.00 HRRPUA=850.00

E\_COEFFICIENT=0.00/

&SURF ID='CONCRETE' RGB=0.66, 0.66, 0.66 TEXTURE\_MAP='concrete.jpg'

TEXTURE\_WIDTH=0.50 TEXTURE\_HEIGHT=0.50 KS=1.00 C\_P=0.88 DENSITY=2.100000E003

DELTA=0.1000/









```

&THCP XYZ=15.00, 25.00, 2.00 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='181'/
&THCP XYZ=15.00, 25.00, 2.20 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='182'/
&THCP XYZ=15.00, 25.00, 2.40 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='183'/
&THCP XYZ=15.00, 25.00, 2.60 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='184'/
&THCP XYZ=15.00, 25.00, 2.80 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='185'/
&THCP XYZ=15.00, 25.00, 3.00 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='186'/
&THCP XYZ=15.00, 25.00, 3.20 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='187'/
&THCP XYZ=15.00, 25.00, 3.40 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='188'/
&THCP XYZ=15.00, 25.00, 3.60 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='189'/
&THCP XYZ=15.00, 25.00, 3.80 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='190'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 0.2000 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='191'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 0.4000 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='192'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 0.60 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='193'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 0.80 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='194'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 1.00 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='195'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 1.20 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='196'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 1.40 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='197'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 1.60 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='198'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 1.80 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='199'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 2.00 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='200'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 2.20 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='201'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 2.40 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='202'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 2.60 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='203'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 2.80 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='204'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 3.00 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='205'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 3.20 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='206'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 3.40 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='207'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 3.60 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='208'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 3.80 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='209'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 0.2000 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='210'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 0.4000 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='211'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 0.60 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='212'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 0.80 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='213'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 1.00 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='214'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 1.20 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='215'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 1.40 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='216'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 1.60 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='217'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 1.80 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='218'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 2.00 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='219'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 2.20 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='220'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 2.40 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='221'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 2.60 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='222'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 2.80 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='223'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 3.00 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='224'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 3.20 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='225'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 3.40 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='226'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 3.60 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='227'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 3.80 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='228'/

&TIME TWFIN=1.800000E003/

&VENT XB=0.00, 42.00, 0.00, 32.00, 4.00, 4.00 SURF_ID='OPEN'/ Vent
&VENT XB=0.00, 42.00, 0.00, 0.00, 0.00, 4.00 SURF_ID='OPEN'/ Vent
&VENT XB=0.00, 42.00, 32.00, 32.00, 0.00, 4.00 SURF_ID='OPEN'/ Vent
&VENT XB=0.00, 0.00, 0.00, 32.00, 0.00, 4.00 SURF_ID='OPEN'/ Vent
&VENT XB=42.00, 42.00, 0.00, 32.00, 0.00, 4.00 SURF_ID='OPEN'/ Vent

```

Figur C:5 Indata till FDS.

## **Bilaga D Brandgasventilation**

MQH-metoden som används för att simulera icke övertända fall är enbart definierad för vertikala öppningar. Eftersom byggnaden i tillämpningsexempel 1 är utrustad med brandgasventilation i taket måste vissa förenklingar göras. Ett sätt att hantera denna problematik är att fiktivt placera dessa öppningar för brandgasventilationen högt upp längs väggarna men med samma area som de i taket. Hur mycket temperaturen i brandrummet förändras på grund av denna förenkling utvärderas i FDS. Resultaten från FDS jämförs även med resultat från MQH-metoden. Först presenteras förutsättningar och de intressanta utdata som erhållits från simuleringarna, därefter ges slutsatser och sist i bilagan återges indatafilerna för de olika simuleringarna.

### ***Indata***

Två geometrier med samma längd, bredd, höjd och öppningsarea har genererats. Skillnaden mellan geometrierna är bara placeringen av brandgasventilationen. I det ena fallet, som benämns Tak, är ventilationen placerad i taket. I det andra fallet, analogt benämnt Vägg, är brandgasventilationen placerad högst upp på väggarna. Branden representeras av en "fast"  $\alpha^2$ -kurva med en maximal effektutveckling på 5 MW och en varaktighet på 1800 sekunder.

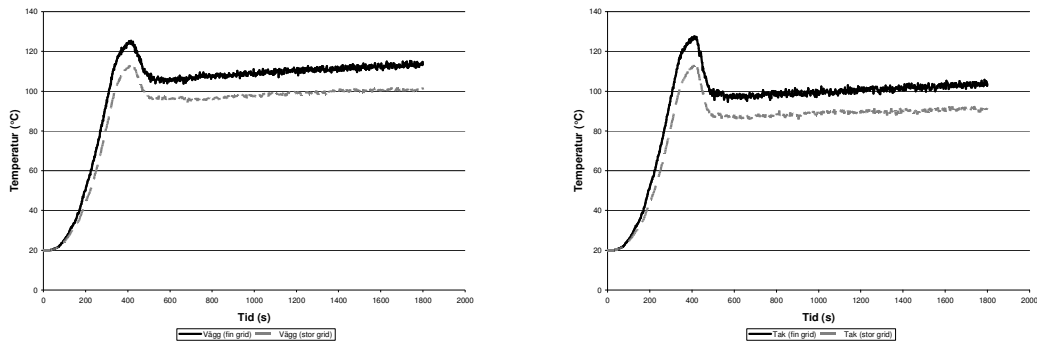
Dimensionering av byggnaden följer beskriven indata i avsnittet till exempel 1. Den sammanlagda arean på brandgasventilationen är 24 m<sup>2</sup> vilket motsvarar 2 % av golvarean. Vid simuleringarna med brandgasventilationen i väggarna har öppningarna höjden 0,9 meter och är placerade precis under taket. Brandgasventilationen antas öppna efter 420 sekunder medan portarna står öppna under hela brandförloppet.

Vid beräkning med MQH-metoden används indata lik den i FDS simuleringen "Vägg". I MQH-metoden kan dock inte själva placeringen av öppningarna anges.

### ***Utdata***

Simuleringarna i FDS syftar till att kontrollera om temperaturen i brandgaslagret skiljer sig nämnvärt åt vid de olika placeringarna av brandgasventilationen. Då brandförloppen som inte leder till övertändning ska simuleras med en två-zonsmodell kombinerat med en modell för lokal flampåverkan är det förändringen av medeltemperaturen i brandgaslagret som är intressant att studera.

Både fallet med brandgasventilationen placerad i taket och placerad i väggarna har simulerats med olika storlekar på griden för att kontrollera om lösningarna är beroende av gridstorleken. Figur D:1 ger temperaturens variation över tiden för två olika gridstorlekar. Brandgasventilationen är här placerad i taket. Av diagrammet kan man utläsa att den fina gridstorleken ger högre temperaturer än den stora. Sannolikt kommer en ytterligare förfinad grid ge något högre temperaturer. Figuren visar på samma fenomen för simuleringarna med brandgasventilationen i väggarna.

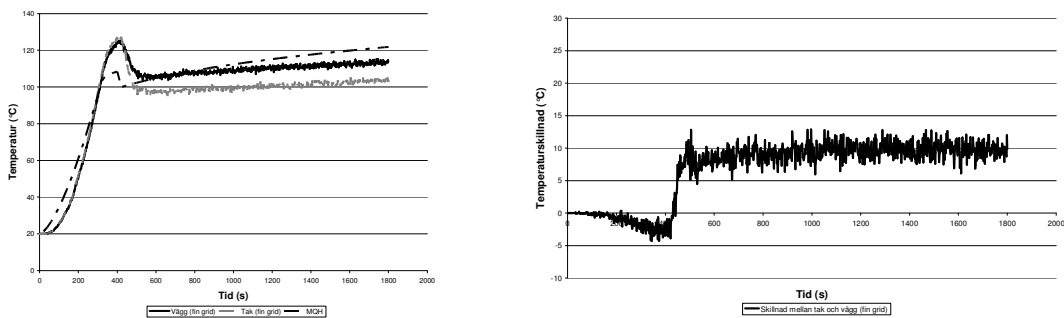


Figur D:1 Gridstorlekens betydelse för medeltemperaturen i brandgaslagret.

Att medeltemperaturen analyseras medför att temperaturskillnader i brandgaserna nära och långt från branden inte beaktas. Detta kan innebära att gridoberoendet ytterligare kan ifrågasättas vid närmre studie av utdata från simuleringarna. I detta fall är det dock skillnaden mellan två olika lösningsprinciper som analyseras varför dessa fel blir av underordnad betydelse.

### Slutsats

Skillnaden mellan de båda lösningarna medförde att medeltemperaturen i brandgaslagret blev något högre när brandgasventilationen placerades i väggarna. Att temperaturen skulle bli något högre när brandgasventilationen placerades i väggarna är ganska väntad då brandgaserna får längre transportväg i brandrummet och tryckskillnaden över öppningarna totalt sett blir mindre än då brandgasventilationen är placerad i taket. Temperaturskillnaden uppgår som mest till ca 10 grader. Figur D:2 visar denna skillnad grafiskt.



Figur D:2 Skillnaden mellan medeltemperaturen i brandgaslagret beroende på var brandgasventilationen är placerad.

Lösningar med brandgasventilationen fiktivt placerad i väggarna kommer i många fall ge högre temperaturer i brandgaserna, än då de är placerade i taket, från den globala branden. I figur D:2 är även resultatet från MQH-metoden inlagt, denna metod ger något högre temperatur i brandgaslagret sent i brandförloppet än simuleringarna i FDS. I icke övertända fall kommer dock den största temperaturpåfrestningen för strukturen att komma från den lokala flammans varför skillnaden i brandgastemperatur från den globala branden inte i någon större utsträckning påverkar resultatet. Dessutom kommer en eventuell påverkan att vara konservativ. Mot bakgrund av detta kommer i exempel med brandgasventilation, luckorna att fiktivt placeras i väggarna och beräknas med MQH-metoden.

## **Indatafiler**

Indatafilerna till simuleringarna är genererade med PyroSim. Alla indatafiler har samma uppbyggnad samt placering av termoelement. Då det enbart är gridstorlek och placering av brandgasventilationens öppningar som varierar redovisas här endast en indatafil samt de beskrivna skillnaderna.

```
bvvagg.data
Generated by PyroSim - Version 2005.1 (c) 2002-2005
2007-jun-13 09:44:01

-----PyroSim-generated Section-----

&GRID IBAR=288 JBAR=216 KBAR=27/ Fire
&PDIM XBAR0=-1.20 YBAR0=-1.20 ZBAR0=0.00 XBAR=42.00 YBAR=31.20
ZBAR=4.20/ Fire

&HEAD CHID='bvvagg'/

&HOLE XB=27.00, 31.20, 29.40, 28.50, 0.3000, 3.30/ Hole[3][1]
&HOLE XB=9.00, 13.20, 29.40, 28.50, 0.3000, 3.30/ Hole[3][1][1]
&HOLE XB=18.60, 22.80, 28.50, 29.40, 2.70, 3.60 T_CREATE=420.00/ Hole
&HOLE XB=18.60, 22.80, -0.3000, 0.60, 2.70, 3.60 T_CREATE=420.00/ Hole[1]
&HOLE XB=30.60, 34.80, -0.3000, 0.60, 2.70, 3.60 T_CREATE=420.00/ Hole[1][1]
&HOLE XB=6.60, 10.80, -0.3000, 0.60, 2.70, 3.60 T_CREATE=420.00/ Hole[1][1]
&HOLE XB=-0.3000, 0.60, 12.90, 17.10, 2.70, 3.60 T_CREATE=420.00/ Hole
&HOLE XB=39.90, 40.80, 12.90, 17.10, 2.70, 3.60 T_CREATE=420.00/ Hole[1]

&OBST XB=0.00, 40.50, 0.00, 0.3000, 0.00, 3.90 SURF_ID='CONCRETE'
PERMIT_HOLE=.TRUE. SAWTOOTH=.TRUE. THICKEN=.TRUE./ Obstruction
&OBST XB=0.00, 0.3000, 0.3000, 28.80, 0.00, 3.90 SURF_ID='CONCRETE'
PERMIT_HOLE=.TRUE. SAWTOOTH=.TRUE. THICKEN=.TRUE./ Obstruction
&OBST XB=40.20, 40.50, 0.3000, 28.80, 0.00, 3.90 SURF_ID='CONCRETE'
PERMIT_HOLE=.TRUE. SAWTOOTH=.TRUE. THICKEN=.TRUE./ Obstruction[1]
&OBST XB=0.00, 40.50, 28.80, 29.10, 0.00, 3.90 SURF_ID='CONCRETE'
PERMIT_HOLE=.TRUE. SAWTOOTH=.TRUE. THICKEN=.TRUE./ Obstruction[1]
&OBST XB=0.00, 40.50, 0.00, 29.10, 3.60, 3.90 SURF_ID='CONCRETE'
PERMIT_HOLE=.TRUE. SAWTOOTH=.TRUE. THICKEN=.TRUE./ Obstruction
&OBST XB=0.00, 40.50, 0.00, 29.10, 0.00, 0.3000 SURF_ID='CONCRETE'
PERMIT_HOLE=.TRUE. SAWTOOTH=.TRUE. THICKEN=.TRUE./ Obstruction
&OBST XB=18.90, 21.90, 12.90, 15.00, 0.3000, 0.60 RGB=1.00, 0.00, 0.00
SURF_IDS='HEPTANE', 'INERT', 'INERT' PERMIT_HOLE=.TRUE.
SAWTOOTH=.TRUE. THICKEN=.FALSE./ Branden

&PL3D QUANTITIES='W-VELOCITY', 'U-VELOCITY', 'V-VELOCITY', 'HRRPUV',
'TEMPERATURE' WRITE_XYZ=.FALSE./

&SLCF PBX=5.00 QUANTITY='TEMPERATURE'/
&SLCF PBX=10.00 QUANTITY='TEMPERATURE'/
&SLCF PBX=15.00 QUANTITY='TEMPERATURE'/
&SLCF PBX=20.00 QUANTITY='TEMPERATURE'/
```

```

&SLCF PBX=25.00 QUANTITY='TEMPERATURE'/
&SLCF PBX=30.00 QUANTITY='TEMPERATURE'/
&SLCF PBX=35.00 QUANTITY='TEMPERATURE'/
&SLCF PBY=5.00 QUANTITY='TEMPERATURE'/
&SLCF PBY=10.00 QUANTITY='TEMPERATURE'/
&SLCF PBY=15.00 QUANTITY='TEMPERATURE'/
&SLCF PBY=20.00 QUANTITY='TEMPERATURE'/
&SLCF PBY=25.00 QUANTITY='TEMPERATURE'/

&SURF ID='CONCRETE' RGB=0.66, 0.66, 0.66 TEXTURE_MAP='concrete.jpg'
TEXTURE_WIDTH=0.50 TEXTURE_HEIGHT=0.50 KS=1.00 C_P=0.88
DENSITY=2.100000E003 DELTA=0.1000/
&SURF ID='HEPTANE' RGB=0.4000, 0.4000, 0.4000
HEAT_OF_COMBUSTION=4.611200E004 POROSITY=0.00 FUEL_FRACTION=1.00
TAU_Q=-326.00 HRRPUA=793.65 E_COEFFICIENT=0.00/

&THCP XYZ=5.00, 5.00, 0.2000 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='1'/
&THCP XYZ=5.00, 5.00, 0.4000 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='2'/
&THCP XYZ=5.00, 5.00, 0.60 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='3'/
&THCP XYZ=5.00, 5.00, 0.80 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='4'/
&THCP XYZ=5.00, 5.00, 1.00 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='5'/
&THCP XYZ=5.00, 5.00, 1.20 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='6'/
&THCP XYZ=5.00, 5.00, 1.40 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='7'/
&THCP XYZ=5.00, 5.00, 1.60 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='8'/
&THCP XYZ=5.00, 5.00, 1.80 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='9'/
&THCP XYZ=5.00, 5.00, 2.00 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='10'/
&THCP XYZ=5.00, 5.00, 2.20 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='11'/
&THCP XYZ=5.00, 5.00, 2.40 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='12'/
&THCP XYZ=5.00, 5.00, 2.60 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='13'/
&THCP XYZ=5.00, 5.00, 2.80 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='14'/
&THCP XYZ=5.00, 5.00, 3.00 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='15'/
&THCP XYZ=5.00, 5.00, 3.20 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='16'/
&THCP XYZ=5.00, 5.00, 3.40 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='17'/
&THCP XYZ=5.00, 5.00, 3.60 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='18'/
&THCP XYZ=5.00, 5.00, 3.80 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='19'/
&THCP XYZ=15.00, 5.00, 0.2000 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='20'/
&THCP XYZ=15.00, 5.00, 0.4000 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='21'/
&THCP XYZ=15.00, 5.00, 0.60 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='22'/
&THCP XYZ=15.00, 5.00, 0.80 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='23'/
&THCP XYZ=15.00, 5.00, 1.00 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='24'/
&THCP XYZ=15.00, 5.00, 1.20 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='25'/
&THCP XYZ=15.00, 5.00, 1.40 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='26'/
&THCP XYZ=15.00, 5.00, 1.60 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='27'/
&THCP XYZ=15.00, 5.00, 1.80 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='28'/
&THCP XYZ=15.00, 5.00, 2.00 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='29'/
&THCP XYZ=15.00, 5.00, 2.20 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='30'/
&THCP XYZ=15.00, 5.00, 2.40 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='31'/
&THCP XYZ=15.00, 5.00, 2.60 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='32'/
&THCP XYZ=15.00, 5.00, 2.80 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='33'/
&THCP XYZ=15.00, 5.00, 3.00 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='34'/
&THCP XYZ=15.00, 5.00, 3.20 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='35'/
&THCP XYZ=15.00, 5.00, 3.40 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='36'/

```









```

&THCP XYZ=25.00, 25.00, 0.60 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='193'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 0.80 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='194'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 1.00 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='195'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 1.20 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='196'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 1.40 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='197'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 1.60 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='198'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 1.80 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='199'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 2.00 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='200'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 2.20 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='201'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 2.40 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='202'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 2.60 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='203'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 2.80 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='204'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 3.00 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='205'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 3.20 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='206'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 3.40 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='207'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 3.60 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='208'/
&THCP XYZ=25.00, 25.00, 3.80 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='209'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 0.2000 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='210'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 0.4000 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='211'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 0.60 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='212'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 0.80 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='213'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 1.00 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='214'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 1.20 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='215'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 1.40 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='216'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 1.60 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='217'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 1.80 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='218'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 2.00 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='219'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 2.20 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='220'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 2.40 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='221'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 2.60 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='222'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 2.80 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='223'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 3.00 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='224'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 3.20 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='225'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 3.40 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='226'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 3.60 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='227'/
&THCP XYZ=35.00, 25.00, 3.80 QUANTITY='TEMPERATURE' LABEL='228'/

&TIME TWFIN=1.800000E003/

&VENT XB=-1.20, 42.00, -1.20, 31.20, 4.20, 4.20 SURF_ID='OPEN'/ Vent
&VENT XB=-1.20, 42.00, -1.20, -1.20, 0.00, 4.20 SURF_ID='OPEN'/ Vent
&VENT XB=-1.20, 42.00, 31.20, 31.20, 0.00, 4.20 SURF_ID='OPEN'/ Vent
&VENT XB=-1.20, -1.20, -1.20, 31.20, 0.00, 4.20 SURF_ID='OPEN'/ Vent
&VENT XB=42.00, 42.00, -1.20, 31.20, 0.00, 4.20 SURF_ID='OPEN'/ Vent

```

Figur D:3 Indata till brandgasventilation i vägg med fin grid.

-----PyroSim-generated Section-----

```

&GRID IBAR=144 JBAR=108 KBAR=15/ Fire
&PDIM XBAR0=-1.20 YBAR0=-1.20 ZBAR0=0.00 XBAR=42.00 YBAR=31.20 ZBAR=4.50/ Fire

```

Figur D:4 Gridstorlek grov grid.

```
&HOLE XB=5.70, 7.80, 6.30, 8.10, 3.30, 4.20 T_CREATE=420.00/ Hole  
&HOLE XB=19.20, 21.30, 6.30, 8.10, 3.30, 4.20 T_CREATE=420.00/ Hole[1]  
&HOLE XB=32.70, 34.80, 6.30, 8.10, 3.30, 4.20 T_CREATE=420.00/ Hole[2]  
&HOLE XB=5.70, 7.80, 20.70, 22.50, 3.30, 4.20 T_CREATE=420.00/ Hole[1]  
&HOLE XB=19.20, 21.30, 20.70, 22.50, 3.30, 4.20 T_CREATE=420.00/ Hole[1][1]  
&HOLE XB=32.70, 34.80, 20.70, 22.50, 3.30, 4.20 T_CREATE=420.00/ Hole[2][1]
```

*Figur D:5 Ventilationens placering i tak.*



## Bilaga E Aktiveringstid för sprinkler

Då metoden för dimensionering av bärformåga vid brand med riskanalys bygger på att beräkningar för ett stort antal brandscenarion genomförs är det av intresse att använda enkla modeller med möjlighet till automatisering eller som kan skrivas som polynom i Matlab. I exemplifieringen antas effektutvecklingen momentant avstanna och bli konstant vid den tidpunkt då sprinklerna aktiveras. Aktiveringstiden för ett sprinklersystem kan för varje tillväxthastighet beräknas med programmet "detact t2". För att undvika att behöva köra "detact t2" för varje brandscenario har ett antal simuleringar med olika avstånd till närmsta sprinklerhuvud, olika tillväxthastigheter och olika takhöjd genomförts. Resultaten från dessa simuleringar har legat till grund för den regressionsanalys som genomförts i Excel. Polynomet som beskriver aktiveringstiden som en funktion av tillväxthastighet, horisontellt avstånd till sprinkler och takhöjd antas ha utseendet enligt ekvation E:1.

$$t_{akt,sprk} = k \cdot \alpha^{k_\alpha} \cdot a^{k_a} \cdot H^{k_H} \quad (E:1)$$

$$t_{akt,sprk} = \text{aktiveringstid} \quad [s]$$

$$\alpha = \text{tillväxthastighet} \quad [kW s^{-2}]$$

$$a = \text{horisontellt avstånd från branden till sprinkler} \quad [m]$$

$$H = \text{takhöjd} \quad [m]$$

Då Excel enbart kan göra regressionsanalys på linjära samband har funktionen logaritmerats med den naturliga logaritmen, se ekvation E:2.

$$\ln(t_{akt,sprk}) = \ln(k) + k_\alpha \ln(\alpha) + k_a \ln(a) + k_H \ln(H) \quad (E:2)$$

Resultatet av regressionsanalysen som genomförts redovisas som ekvation E:3. Utdata från analysen redovisas i tabell E:1 och tabell E:2 och indata för regressionen i tabell E:3 nedan.

$$t_{akt,sprk} = 19,64 \cdot \alpha^{-0,3688} \cdot a^{0,4436} \cdot H^{0,4342} \quad (E:3)$$

Avståndet till sprinklerhuvudet definieras i "detact t2" enligt ekvation E:4. där "spacing" är det vinkelräta avståndet mellan sprinklerhuvuden.

$$a = \frac{1}{2} \sqrt{2} \cdot \text{spacing} \quad (E:4)$$

Regressionen är bara giltig för horisontella avstånd till närmsta sprinkler som är större än noll då det horisontella avståndet 0 meter genererar momentan aktivering av sprinklern.

Tabell E:1 Regressionsstatistik,

Regressionsstatistik	
Multipel-R	0,994753121
R-kvadrat	0,989533772
Justerad R-kvadrat	0,989263094
Standardfel	0,068413561
Observationer	120

Tabell E:2 Resultat av regression

k	19,63752591
$k_{\alpha}$	-0,368840999
$k_a$	0,443620793
$K_H$	0,434158315

Tabell E:3 Indata för regressionsanalys

$\alpha [kW s^{-2}]$	$a [m]$	Spacing	$H [m]$	$t_{akt, sprk} [s]$	Indata	
0,003	0,707	1	4	287,4	Omgivningstemperatur [ $^{\circ}C$ ]	20
0,003	1,414	2	4	345	RTI [ $(ms)^{1/2}$ ]	50
0,003	2,121	3	4	404,4	Aktiveringstemperatur [ $^{\circ}C$ ]	68
0,003	2,828	4	4	463,2		
0,003	3,536	5	4	521,4		
0,003	4,243	6	4	579,6		
0,003	4,950	7	4	637,2		
0,003	5,657	8	4	694,8		
0,003	6,364	9	4	752,4		
0,003	7,071	10	4	809,4		
0,012	0,707	1	4	167,4		
0,012	1,414	2	4	199,2		
0,012	2,121	3	4	232,8		
0,012	2,828	4	4	265,2		
0,012	3,536	5	4	297,6		
0,012	4,243	6	4	329,4		
0,012	4,950	7	4	361,2		
0,012	5,657	8	4	393		
0,012	6,364	9	4	424,2		
0,012	7,071	10	4	455,4		
0,047	0,707	1	4	103,2		
0,047	1,414	2	4	121,2		

0,047	2,121	3	4	141
0,047	2,828	4	4	160,2
0,047	3,536	5	4	179,4
0,047	4,243	6	4	197,4
0,047	4,950	7	4	216
0,047	5,657	8	4	234
0,047	6,364	9	4	252
0,047	7,071	10	4	270
0,19	0,707	1	4	66
0,19	1,414	2	4	76,8
0,19	2,121	3	4	89,4
0,19	2,828	4	4	101,4
0,19	3,536	5	4	112,8
0,19	4,243	6	4	124,2
0,19	4,950	7	4	135
0,19	5,657	8	4	146,4
0,19	6,364	9	4	157,2
0,19	7,071	10	4	168
0,003	0,707	1	5	349,2
0,003	1,414	2	5	407,4
0,003	2,121	3	5	469,2
0,003	2,828	4	5	530,4
0,003	3,536	5	5	590,4
0,003	4,243	6	5	651
0,003	4,950	7	5	711
0,003	5,657	8	5	771
0,003	6,364	9	5	830,4
0,003	7,071	10	5	890,4
0,012	0,707	1	5	200,4
0,012	1,414	2	5	231,6
0,012	2,121	3	5	265,2
0,012	2,828	4	5	298,8
0,012	3,536	5	5	331,8
0,012	4,243	6	5	364,8
0,012	4,950	7	5	397,2
0,012	5,657	8	5	429,6
0,012	6,364	9	5	462
0,012	7,071	10	5	494,4
0,047	0,707	1	5	121,2

0,047	1,414	2	5	138,6
0,047	2,121	3	5	158,4
0,047	2,828	4	5	177,6
0,047	3,536	5	5	196,2
0,047	4,243	6	5	215,4
0,047	4,950	7	5	234
0,047	5,657	8	5	252
0,047	6,364	9	5	270
0,047	7,071	10	5	288,6
0,19	0,707	1	5	76,8
0,19	1,414	2	5	87
0,19	2,121	3	5	99
0,19	2,828	4	5	111
0,19	3,536	5	5	122,4
0,19	4,243	6	5	133,2
0,19	4,950	7	5	144,6
0,19	5,657	8	5	155,4
0,19	6,364	9	5	166,2
0,19	7,071	10	5	177
0,003	0,707	1	3	228
0,003	1,414	2	3	285,6
0,003	2,121	3	3	342,6
0,003	2,828	4	3	399
0,003	3,536	5	3	454,8
0,003	4,243	6	3	510,6
0,003	4,950	7	3	565,8
0,003	5,657	8	3	620,4
0,003	6,364	9	3	675
0,003	7,071	10	3	729,6
0,012	0,707	1	3	136,2
0,012	1,414	2	3	169,2
0,012	2,121	3	3	201,6
0,012	2,828	4	3	234
0,012	3,536	5	3	265,2
0,012	4,243	6	3	296,4
0,012	4,950	7	3	327
0,012	5,657	8	3	357,6
0,012	6,364	9	3	387,6
0,012	7,071	10	3	418,2



0,047	0,707	1	3	85,2
0,047	1,414	2	3	105
0,047	2,121	3	3	124,8
0,047	2,828	4	3	144
0,047	3,536	5	3	162,6
0,047	4,243	6	3	181,2
0,047	4,950	7	3	199,2
0,047	5,657	8	3	217,2
0,047	6,364	9	3	234,6
0,047	7,071	10	3	252,6
0,19	0,707	1	3	55,2
0,19	1,414	2	3	67,8
0,19	2,121	3	3	79,8
0,19	2,828	4	3	91,8
0,19	3,536	5	3	103,8
0,19	4,243	6	3	115,2
0,19	4,950	7	3	126,6
0,19	5,657	8	3	137,4
0,19	6,364	9	3	148,2
0,19	7,071	10	3	159