LUND UNIVERSITY

Brandförlopp och brandspridning i stora lokaler : en vägledning förval av beräkningsmodeller : översikt utförd på uppdrag av BRANDFORSK

Magnusson, Sven Erik

1988

Link to publication

Citation for published version (APA):
Magnusson, S. E. (1988). *Brandförlopp och brandspridning i stora lokaler : en vägledning förval av beräkningsmodeller : översikt utförd på uppdrag av BRANDFORSK*. (LUTVDG/TVBB--3044--SE; Vol. 3044). Department of Fire Safety Engineering and Systems Safety, Lund University.

Total number of authors:
1

General rights
Unless other specific re-use rights are stated the following general rights apply:
Copyright and moral rights for the publications made accessible in the public portal are retained by the authors and/or other copyright owners and it is a condition of accessing publications that users recognise and abide by the legal requirements associated with these rights.
• Users may download and print one copy of any publication from the public portal for the purpose of private study or research.
• You may not further distribute the material or use it for any profit-making activity or commercial gain
• You may freely distribute the URL identifying the publication in the public portal

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

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

LUND UNIVERSITY

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

Download date: 19. Dec. 2025

LUND UNIVERSITY · SWEDEN
INSTITUTE OF SCIENCE AND TECHNOLOGY
DEPARTMENT OF FIRE SAFETY ENGINEERING
CODEN: SE-LUTVDG/TVBB-3044
ISSN 0284-933X

SVEN-ERIK MAGNUSSON

BRANDFÖRLOPP OCH BRANDSPRIDNING I STORA LOKALER

En vägledning för val av beräkningsmodeller

Översikt utförd på uppdrag av BRANDFORSK

LUND 1988

INNEHÅLLSFÖRTECKNING

1. PROBLEM DEFINITION, UPPDRAGETS GENOMFÖRANDE

1.1 Begreppet "stora lokaler". Olika typer av utrymmen
1.2 Uppdragets genomförande

2. ÖVERSIKT AV BERÄKNINGSMODELLER OCH BERÄKNINGSUNDERLAG
2.1 Tillämpningar av klassisk fysik
2.2 Brandprocesser beskrivna av enklare och enstaka matematiska samband
2.2.1 Enskilda delprocesser - handräkning
2.2.2 Mer komplexa förlopp - handräkning
2.3 Zon-modeller
2.4 Fältmodeller
2.5 En fragmentarisk jämförelse mellan olika beräkningsmodeller
2.5.1 DSLAYV - FIRST - handräkning, större rum
2.5.2 DSLAYV - handräkning, mindre rum
2.6 Sammanfattning av de jämförande beräkningarna. Zon-modellers begränsning
2.6.1 Stighöjd för plymer och maximal rumshöjd för användning av zon-modell
2.6.2 Stora golvytor och icke-homogena övre gaslager

3. NÅGRA PRAKTISKA TILLÄMPNINGAR
3.1 Statistisk modell av brandtillväxt /37/
3.2 Dansk metod för brandteknisk riskvärdering av industrier /29/
3.3 Utvärdering av brandskyddsanordningar /27/
3.4 Oljespillbränder i kärnkraftverk
3.5 Branden på Dupont Plaza Hotel /46/

4. SAMMANFATTNING OCH FÖRSLAG TILL VIDARE UTVECKLINGS-ARBETE

5. NÅGRA SLUTANMÄRKNINGAR

REFERENSER

APPENDIX A

APPENDIX B

APPENDIX C

1. PROBLEM DEFINITION, UPPDRAGETS GENOMFÖRANDE

1.1 Begreppet "stora lokaler". Olika typer av utrymmen

Under hösten 1984 tilldelades dåvarande avdelningen för byggnadstekniskt brandskydd ett anslag för programarbete på området "Brandspridning och brandförlopp i stora lokaler". Med begreppet "stora lokaler" kan avses olika typer av utrymmen med åtminstone delvis specifika brandskyddsproblem och -lösningar. En sådan kategori utgörs av publika utrymmen av typen idrottshallar, utställningshallar, överglasade gårdar, affärskvarter och andra varianter av atrier. Problemet är här bl a att dimensionera takventilation eller fläktsystem så att utrymningsvägar hålls rökfria. Dessa byggnader kan nå en sådan höjd eller volym att den vanliga använda dimensioneringstekniken, byggd på en tvåzonsmodell av rökfyllnadsprocessen, blir tveksam. En studie via s.k. fältmodeller, avsnitt 2.4, förefaller f.n. vara enda utvägen.

Typ nummer två av "stora lokaler" gäller rökspridning i bergrum, tunnlar, etc där flera särdrag måste beaktas vid teoretisk modellering

- rummen kan som i kategorin ovan ha mycket stor volym, vilket gör en beräkning över zonmodeller osäker. Dessa förutsätter bildning av ett övre varmt gaslager med en väldefinierad genomsnittstemperatur. Om förhållandet mellan brandeffekt och rumsarea blir för liten är denna approximation tvivelaktig (vilket närmare kommer att diskuteras i avsnitt 2.6.2)

- den mekaniska ventilationen i exempelvis gruvor är synnerligen kraftig, övertryck av storleksordningen kPa och fläkteffekter av storleksordningen MW kan förekomma med luftflöden upp till hundratals m^3/s. Vid sådana fläkteffekter styrs tryckförhållandena och gasströmning av den mekaniska ventilationen

- om den mekaniska ventilationen dominerar får en brand huvudsakligen två effekter på ventilationssystemet: en strypeffekt på grund av volymexpansion av uppvärmd luft och den effekt som skapas av den termiska drivkraften. Överväger branden i förhållande till ventilationen kan tryckfördelningen ändras också på grund av rökfyllnad (hydrostatiskt tryck) och/eller förhindrad gasexpansion

- genom värmeförluster in i omgivande tak och väggar avtar samtliga dessa effekter snabbt från brandplatsen.

En tredje och sista kategori av "stora lokaler" avser industri- och lagerbyggnader i allmänhet. Det är till övervägande delen denna typ av lokaler som kommer att beröras i denna rapport i fortsättningen.

1.2 Uppdragets genomförande

Studiet av det ostörda brandförloppet i stora lokaler av typen industrihallar och lagerbyggnader kan delas upp i två delar. Den första avser brandens spridnings- och tillväxtprocess och är av huvudsakligen förbränningsteknisk art. Den andra avser mer renodlat fluid-mekaniken, dvs bestämning av massflöde, temperatur- och hastighetsprofiler i brandplymer och gasflöden under tak. Kännedom om dessa förlopp är avgörande vid den praktiska utformningen av en rad brandskyddsåtgärder som utrymningsvägar, larmanordningar, brandventilation, sprinkleranläggning. För samtliga gäller att nuvarande råd och anvisningar i stor utsträckning har fått utformas på bedömningsmässiga grunder och ej tar hänsyn till de nyare forskningsresultat som åstadkommits under de senaste 15 årens intensifierade brandforskning. I projektbeskrivningen från 1981 anges projektets syfte nämligen sålunda

> "Projektet har i första hand syftet att sammanställa och utvärdera det brandfysikaliska kunskapsläget be-

träffande brand i lokaler av typen industrihallar och lagerbyggnader, identifiera behoven av forskning och föreslå lämpliga insatser.

Projektet är avsett lämna underlag primärt för ett fortsatt forskningsarbete men ska också, där så är möjligt, använda framtaget material för att kritiskt granska gällande råd och anvisningar för brandskyddsåtgärder som brandventilation, sektionering, brandlarmläggningar och sprinklers."

Sedan projektbeskrivningen utformades har delproblem undersökts och sammanställningar gjorts av ett antal institutioner nationellt och internationellt. Helt eller delvis Brandforsk-finansierade projekt med anknytning till projektet är bl a

- FOA:s pågående experimentella arbeten och framtagandet av datormodellen DSLAYV /25/

- projektet "Åtgärder mot brand och explosion vid varulagring" som utförs vid laboratoriet för brandteknik, SP /16/

- projektet "Samverkan mellan sprinkler och brandventilation" /28/

- den sammanställning med beräkningsexempel som gjorts vid SBF "Utvärdering av brandskyddsanordningar" /27/

- den rapport som sammanställts vid LTH "Detector environment and detector response" /14/

Samtliga dessa arbeten bygger på en tillämpning av brandfysikaliska modeller i praktiken. De täcker som synes ett synnerligen brett ämnesområde och de olika delproblemen befinner sig på helt olika utvecklingsstadier vad gäller användning i en praktisk projektering. De belyser också den mycket snabba ut-

veckling som skett sedan projektbeskrivningen gjordes och som fortfarande pågår. En konsekvens av denna utveckling är att antalet beräkningsmodeller kraftigt vuxit. Komplexitet och giltighetsområde varierar starkt från modell till modell, och modellernas begränsningar är dessutom långt ifrån alltid klart utsagda. Val av beräkningsmodell beror ofta på historiska eller lokala erfarenheter och utan hänsynstagande till den totala kunskapsbasen. Eftersom brandtekniken som vetenskapsgren är av mycket ungt datum är antalet personer som kan bedöma olika modellers lämplighet starkt begränsat och osäkerheten och tveksamheten inför modellernas praktiska användning stor. Som en konsekvens av dess förhållanden har utredningens målsättning delvis ändrats och kommer att primärt inriktas på att klarlägga olika beräkningsmetoders begränsningar och tillförlitlighet.

Rapporten har därför fått följande huvudsakliga innehåll. I kapitel 2 görs en allmän modellöversikt med uppdelning i handräkningsmetoder, zon- och fältmodeller. Vad gäller handräkningsmetoder ges anvisning om i vilka referenser man kan finna enklare samband eller ekvationer som direkt beskriver antingen enskilda delprocesser, typ massflöde i gasplymer, eller mer komplexa förlopp, typ rökfyllnad av rum. Avsnitt 2.6 ägnas åt en sammanställning av zon-modellernas begränsningar speciellt för lokaler av mycket stora geometriska dimensioner. Kapitel 3 sammanfattar och diskuterar den praktiska användningen av handräkningsmetoder och zon-modeller i tre helt nyligen publicerade nordiska rapporter /29/, /27/ och /30/. Genomgången visar på ett antal slutsatser, bl a att en allmänt giltig beräkningsmetod för närvarande ej existerar. Använda som riskbedömningsverktyg är de använda modellerna oprecisa och/eller ofullständiga. Slutresultatet blir därför ofta en riskbedömning som utelämnar viktiga delkomponenter av brandspridningen eller brandtillväxten. Utgångspunkten för denna rapport måste vara att beskriva en metodik att, med utgångspunkt från existerande kunskapsläge, konstruera en mer heltäckande och realistisk beräkningsgång. I kapitel 4 görs därför en genomgång av några av de frågeställningar eller problem som vid en risk-

bedömning i det specifika, enskilda fallet kan vara avgörande men där antingen kunskaperna är mycket osäkra eller processen i sig själv en utpräglat slumpmässig natur. I dessa fall är kunskaperna oftast uttryckbara i kvalitativa termer och kapitlet avslutas med att skissera hur metodiken med expertsystem kan användas för att integrera kvantitativ och kvalitativ kunskap och därmed få riskanalysen att bättre anknyta till verkligheten. I samband härmed hänvisas till en nyligen av Brandforsk genomförd förundersökning på området /40/.

2. ÖVERSIKT AV BERÄKNINGSMODELLER OCH BERÄKNINGSUNDERLAG

Modellområdet har delats in i fyra olika sektorer: handräkningssamband som närmast utgör en tillämpning av klassisk fysik, enskilda brandprocesser beskrivna genom enklare matematiska uttryck, zon-modeller samt fältmodeller. De två första typerna förutsätts kunna användas med tillgång enbart till en miniräknare. Zon-modeller kräver minst en persondator samt fältmodeller minst kraftfull minidator, helst superdator för beräkningar i det tredimensionella, instationära fallet.

2.1 Tillämpning av klassisk fysik /1/

Primärt är brandfysiken uppbyggd som tillämpningar av klassiska samband inom framförallt värmetransportteori, fluid-mekanik, termodynamik och förbränningskemi.

De enskilda exemplen är alltför talrika för att kunna räknas upp, det räcker med att nämna bestämningen av sådana grundläggande storheter eller processer som värmeövergångstal, uppvärmning av system med koncentrerad massa, uppvärmning av halvoändlig kropp, bestämning av synfaktorer och energitransport mellan ytor av olika temperatur, gasströmning genom större eller mindre öppningar, hydrostatisk tryckuppbyggnad, ljusabsorption och ljusspridning i aerosoler, etc. Det var länge en utpräglad brist att en koordinerad och samlad framställning av dessa samband saknades och publiceringen av den första

läroboken inom brandområdet, referens 1, utgör därför ett viktigt steg i brandvetenskapens utveckling. Helt nyligen (september -88) har en ny milstolpe passerats genom att Society of Fire Protection Engineering publicerat en "Handbook of Fire Protection Engineering" som för lång tid kommer att bli en basreferens inom brandingenjörsområdet. I 50 delkapitel behandlas fundamenta av ovan uppräknat slag, branddynamik, dimensioneringsberäkningar och riskanalys /41/.

2.2 Brandprocesser beskrivna av enklare och enstaka matematiska samband

Nedan ges en uppräkning av de samband man kan finna i litteraturen som beskriver enskilda delprocesser inom brandens uppkomst och utveckling. Uppräkningen är givetvis ofullständig och bör ses främst som en förteckning av de kvantitativa delarna av ett eventuellt framtida expertsystem, se vidare rapportens slutsatskapitel.

2.2.1 Enskilda delprocesser - handräkning

Antändning av fasta material

En serie komplexa delproblem måste beskrivas, bl.a. värmeledning i den upphettade kroppen. Relativt lätthanterlig analytisk lösning existerar (under förenklade förutsättningar) för två geometrier, halvoändlig kropp samt kroppar av så liten storlek att de kan behandlas som "system med koncentrerad massa". Se vidare kapitel 6, referens /1/.

Flamspridning

Med flamspridning avses här spridning längs vertikala eller horisontella ytor, exempelvis väggbeklädnader eller kabelförläggningar. Allmänt sett kan spridningshastigheten V_f tecknas

$$V_f \sim \frac{(T_f - T_{ig})^2}{k\rho c(T_{ig} - T_s)^2} \qquad (2.1)$$

där

T_f = flamtemperatur (som bl a beror av tillgänglig syre)
T_{ig} = materialets antändningstemperatur
T_s = yttemperaturen strax innan flamman passerrar
$k\rho c$ = produkten av värmeledningstal, densitet och specifikt värme

Det är viktigt att observera att ekvation (2.1) är principiell till sin uppbyggnad och att förloppen i realiteten ser helt annorlunda ut för exempelvis vertikal flamspridning uppför en vägg jämfört med samma förlopp nedåt. För det senare fallet kan resultat från IMO/ISO-flamspridningstest användas i en beräkningsalgorithm /31/, för det förstnämnda har korrelationssamband härletts enbart för specifika spridningssituationer. Förhållandena beskrivs i kapitel 7, referens /1/ samt t ex i /32/.

Effektutveckling

Ett flertal sammanställningar har publicerats över förbränningshastighet eller effektutveckling för olika brinnande fasta material eller vätskor, produkter, olika typer av lagrade varor, se exempelvis /27/, /33/ och /41/.

Flamhöjder, flamgeometri

Formler för flamhöjder (bränsle fristående, bränsleytan nära vägg, bränsleytan i ett hörn) finns återgivna i /2/ och /6/. Den förstnämnda referensen ger också formel för takflammans utbredning för det fall den fria flamhöjden överstiger avståndet bränsleyta - innertak. Mer komplicerade uttryck för takflammans yta finns i /8/. En experimentell undersökning i

modellskala vid LTH /9/ visade överraskande god överensstämmelse.

Flamhöjder från brinnande vertikala ytor ges bl a i /10/ och /11/. Den förra referensen ger också flamhöjder från typiskt endimensionella bränder, s k linjebränder.

Plymekvationer, takstrålar

Användning av uttryck för plymer och takstrålar faller inom två generella kategorier: värmetransport till föremål (exempelvis sprinklerlänkar) samt transport till övre gaslager av värme, massa och diverse kemiska föreningar. Den mest utförliga och heltäckande översikten är förmodligen den som publicerats i /12/. Som ett exempel återges här en tabell 2.1 som ger olika uttryck för massflöde i flamma. Ekvationer för takstrålar (temperatur och hastigheter) hämtade från /13/ återfinns i /14/. Vi återkommer senare till problemet att med utgångspunkt från dessa ekvationer beräkna aktivering av sprinkler och detektorer.

Tokunaga *et al.* [12] — *intermittent region* —
$m = 0.07\sqrt{DQ}[(Z/Q^{2/5}) - 0.0337]$
Heskestad [22] — *plume* —
$m = 0.071Q_c^{1/3}(Z - Z_0)^{5/3}(1 + 0.026Q_c^{1/3}(Z - Z_0)^{5/3})$ $\quad Z > Z_0 + 0.166Q_c^{2/5}$
Heskestad [22] — *flame* —
$m = 0.054Q_cZ/(0.166Q_c^{2/5} + Z_0)$ $\quad Z < Z_0 + 0.166Q_c^{2/5}$
McCaffrey [5] — *continuous flaming region* —
$0 < Z/Q^{2/5} < 0.08$
$m = 0.011Q(Z/Q^{2/5})^{0.566}$
McCaffrey [5] — *intermittent region* —
$0.08 < Z/Q^{2/5} < 0.20$
$m = 0.026Q(Z/Q^{2/5})^{0.909}$
Cox and Chitty [30]
$0.03 < Z/Q^{2/5} < 0.08$
$m = 0.284Q\tan^{-1}[3.34(Z/Q^{2/5})]^{1/2}[(Z/Q^{2/5})^{5/2} + 0.32(Z/Q^{2/5})^{3/2} + 0.0256(Z/Q^{2/5})^{1/2}]$
$0.08 < Z/Q^{2/5} < 0.20$
$m = 0.272Q\tan^{-1}[0.266(Z/Q^{2/5})^{-1}]^{1/2}[(Z/Q^{2/5})^{5/2} + 0.32(Z/Q^{2/5})^{3/2} + 0.0256(Z/Q^{2/5})^{1/2}]$
$Z/Q^{2/5} > 0.20$
$m = 0.289Q\tan^{-1}[0.0805(Z/Q^{2/5})^{-5/3}]^{1/2}[(Z/Q^{2/5})^{5/2} + 0.32(Z/Q^{2/5})^{3/2} + 0.0256(Z/Q^{2/5})^{1/2}]$
McCaffrey and Cox [31]
$Z/Q^{2/5} < 0.2$
$m = 0.053Q^{0.48}Z^{1.3}$
Cetegen *et al.* [24, 25]
$m_1 = 0.536DZ^{3/4}$
$m_2 = 0.076Z_v^{5/2}(Q^{1/3}Z_{vf}^{-5/6})$
$Z_v = Z + Z_0 \quad Z_{vf} = L_m + Z_0$ match zone 1 and 2 by equating — if match height is less than max. flame height, use zones 1, 2 and plume, otherwise use zone 1 and plume.
Beyler [32, 33]
$m = 0.38D(Z - 0.06)^{5/4} \quad Z < 2D$

Tabell 2.1 Uttryck för massflöde i flamma /12/

Flamhöjder och massflöden i öppningar till brand

Formler för massflöden i olika typer av öppningar återges i /5/. Detta gäller såväl öppningar med liten yta, typ läckageareor runt dörrar, som fönsteröppningar, etc. I det senare fallet ges formler dels för fullt utvecklad brand, dels för den icke övertända branden. I /43/ ges den förmodligen mest tillförlitliga formeln för bestämning av utvändiga takflammor.

2.2.2 Mer komplexa förlopp - handräkning

Nedan listas ett urval av processer som relativt enkelt kan beräknas utan programmering.

Rökfyllnad av rum, ökning av CO-koncentration

Som redovisas i /5/ kan rökfyllnadstider för olika rumsgeometrier och olika konstanta brandstorlekar direkt avläsas från diagram eller genom att numeriskt lösa en första ordningens ordinär differentialekvation. Ursprungsreferens är /4/, som också bl a ger uttryck för genomsnittlig temperatur i övre gaslager. Med rökfyllnadstid avses den tid det tar för röklagret att nå överdelen av exempelvis en dörröppning eller en läckagearea i golvnivå. Referens /15/ ger rökfyllnadstider när brandeffekten $\dot{Q}$ kan skrivas

$$\dot{Q} \sim t^n$$

I den samling av beräkningsuttryck som finns beskrivna i /2/ ingår också en metod att approximativt uppskatta kritisk tid till kolmonoxid-förgiftning för en glödbrand i stängt rum. I /14/ har denna tid via handräkning jämförts med tid till aktivering av rökdetektor.

Rökspridning i korridor

Uttryck för utbredningshastigheten för en rökgasfront utmed en korridor i förbindelse med en brandcell kan hämtas från /2/.

Aktivering av sprinkler och detektorer

Utvecklingsarbetet inom detta område har nått betydande resultat den senaste tio-årsperioden och pågår fortfarande vid ett antal forskningsinstitutioner. En översikt ges i /14/. En mer detaljerad bakgrundsbeskrivning av modell för aktivering av sprinkler ges i /16/. Möjlighet att jämföra tid till rökfyllnad med tid till aktivering av t ex rökdetektor redovisas i /14/.

Beräkning av temperatur i övre gaslager för övertändning

I de datorprogram som baseras på zon-modeller är vanligen temperatur T_g i övre gaslager den primärt beräknade variabeln och den som oftast använts för att jämföra teori och experiment. Detta är naturligt eftersom strålning och andra feedback-mekanismer är starkt beroende av gastemperaturen. Ska datorberäkningarna kunna ersättas med förenklade handräkningsmodeller måste i uppsättningen av de senare ingå ett uttryck som möjliggör en bestämning av T_g. Det var därför ett stort steg framåt när det i referens 17 demonstrerades via regerssionsanalys att T_g för kända ventilationsförhållanden, material i omslutande konstruktioner och känd effektutveckling kunde beskrivas med ett enkelt potensuttryck. Detta gällde för naturligt ventilerade bränder. Senare visades i /18/ att samma typ av uttryck kunde användas för bestämning av T_g för brandceller med enbart mekanisk ventilation.

Genom att definiera begreppet övertändning som uppnåendet av ett visst kritiskt värde på T_g erhålles ur uttrycken ovan omedelbart en bestämning av den effektnivå som erfordras för att övertändning skall inträffa.

Temperaturer för den fullt utvecklade branden

Om övertändning skulle inträffa ges i referens /19/ uttryck för en direkt, approximativ bestämning av brandgastemperatur för den fullt utvecklade branden. Denna och andra metoder sammanfattas i kap. 2.2, referens 41.

Kritiska temperaturer, bärverk

När brandpåverkan är känd och konstant kan temperaturer i oisolerade och isolerade stålbärverk direkt bestämmas och kritisk brandbelastning beräknas, se exempelvis /3/.

I /34/ visas hur via två enkla diagram kan beräknas temperaturer i brandutsatta betongkonstruktioner som funktion av brandbelastning, ventilationsförhållanden och materialegenskaper.

2.3 Zon-modeller

Den första zonmodellen publicerades 1976 /20/ och beskrivs schematiskt i figur 2.1.

Ny luft tillförs rummet via öppningens nedre del, går in i bränslets förbränningskon, värms upp och strömmar ut i öppningens övre del. Förbränningskonen värmer lokalt upp sin omgivning och en varm, väl omrörd gasvolym byggs upp i brandcellens övre del. Denna gasvolym värmer i sin tur upp brandcellens väggar och tak genom konvektion och strålning och brandcellens golv genom strålning. Brandens tillväxt regleras av tillgången till bränsle och genom resulterande värmetransport till andra brännbara komponenter i brandcellen. I den matematiska behandlingen spaltas modellens mekanismer på de tre processerna

(1) brandcellens och förbränningskonens gasflöden,
(2) värmetransport inom brandcellen och

(3) återföring av värme till bränslet och konsekvenserna härav för förbränningshastighet, flamspridning och antändning.

Energitransportanalysen omfattar i modellen de tre volymerna CV1 (bränslets volym), CV2 (förbränningskonens volym) och CV3 (det varma gaslagrets volym). Därvid betecknar Xd ett termiskt diskontinuitetsplan, eller, enklare uttryckt, rökgaslagrets höjd över golvet.

Från modellen erhålles jämviktssamband mellan bränsleyta, förbränningshastighet och temperatur i övre rökgaslager. Dessutom beräknar modellen t ex strålning infallande mot brännbara, icke antända inredningskomponenter. Tillsammans ger dessa data en god möjlighet att bedöma risken för att brand t ex i oljespill skall orsaka övertändning av ett helt brandrum.

Byggd på den beskrivna modellen och vidare utvecklingar av denna har en rad datorprogram tagits fram för olika behov. Det ur brandfysiksynpunkt mest avancerade har utvecklats vid Harvard University och kallas FIRST /21/.I tidigare versioner var benämningen HARVARD. Ett program speciellt framtaget vid UCLA för att analysera bränder i kärnkraftverk kallas COMPBRN /22/. En flerrumsversion från NBS huvudsakligen avsedd för studium av röktransport kallas FAST /23/. I Sverige har såvitt känt publicerats två modeller: en vid ASEA-ATOM kallad BRAND /24/ och en vid FOA kallad DSLAYV /25/. En detaljerad jämförelse mellan FIRST, COMPBRN och FAST görs i referens /26/, en annan jämförelse mellan DSLAYV, COMPBRN och BRAND görs i rapport ASEA-ATOM RVB 86-59 "Jämförelse mellan datorprogram för analys av brandförlopp". En god sammanfattning av modellen DSLAYV:s möjligheter och begränsningar ges i /27/.

Den jämförelse som genomfördes i /26/ var uppdelad i sex generella kategorier: användning av numeriska metoder, dokumentation, detaljeringsgrad för brandfysiken, jämförelse med experiment, modifierbarhet, andra faktorer. De i appendix B inför-

da beteckningarna Mark 5, Mark 5.2, Mark 5.3 och Mark 6 är benämningen på olika versioner av FIRST eller HARVARD. Appendix B listar dels de olika faktorerna, dels i tabellform hur jämförelse utfallit. I detta värdefulla arbete lämnar författaren också en lista på de förbättringar som borde göras för FIRST, sammanlagt 17 stycket. Bland dessa märks: antändning och förbränning av objekt inom övre gaslager måste tillåtas, antändning av det heta gaslagret inkluderas när temperatur och gassammansättning gör att lagret är innanför brännbarhetsgränserna, effekten av takstrålar på detektorer och sprinklers beaktas, takventilation inkluderas, etc. Liknande förslag lämnas för COMPBRN och FAST. För COMPBRN noteras dessutom att modellen i vissa fall kan ge rent felaktiga svar utan att någon varning lämnas till användaren. Generellt gäller för samtliga modeller att de kräver indata rörande materials brandegenskaper som kan vara svåra att precisera eller överhuvudtaget uppskatta i det praktiska fallet.

2.4 Fältmodeller

I föregående avsnitt berördes några av de svagheter, som finns i existerande zon-modeller. En metodik att erhålla mer realistiska och detaljrika beräkningsresultat erbjuder de s k fältmodellerna, där de partiella differentialekvationer, som beskriver balansen av massa, rörelsemängd, energi och ämneskoncentration, ställs upp, diskretiseras och löses via dator. Metoden är under utveckling, och det kommer att dröja länge innan den kan tillämpas på mer generella brandförlopp. Redan nu kan man emellertid skönja vissa tillämpningar, som är av stor betydelse för flera områden inom brand- och släckmedelsforskning. Det är ändamålsenligt, att dela in tillgängliga datorprogram i två kategorier: rökspridningsmodeller och rumsbrandmodeller.

Rökspridning

Utvecklingsarbete med fältmodeller har pågått ca ett tiotal år, bl a vid Fire Research Station, U.K. Den senaste ver-

sionen, JASMINE, är 3-dimensionell och transient, och har validerats mot en rad fullskaleförsök (brandrum med mekanisk ventilation, vårdrum utan ventilation, järnvägstunnel) och visat sig ge lovande resultat. Genom programmet beräknas strömningshastigheter, temperaturer, gaskoncentration, etc, i ett stort antal punkter i rummet. Metoden kan därför användas till att kontrollera de förutsättningar som görs i zon-modellerna, t ex FAST. Kortfattad modellbeskrivning samt valideringsberäkningar redovisas i /35/. Nuvarande modells svaghet gäller bl a beskrivningen av brandhärden, interaktionen mellan turbulens - förbränning samt värmetransport till omslutande ytor. Ett avgörande problem kan vara att metoden kräver beräkningskapacitet som ligger på gränsen till nuvarande datorers. Nyligen genomfördes vid Brandteknik, LTH, en beräkning av detektionsmiljö med användande av JASMINE /36/. För att simulera ett tre minuters brandförlopp krävdes 22 körtimmar på en medelsnabb minidator. Å andra sidan gav beräkningarna strömningsfält och temperaturtillstånd med mycket hög detaljeringsgrad.

Rumsbrandmodell

Denna typ av beräkningsprogram koncentrerar sig på förbränningsrummet. Bl a analyseras värmetransport mellan flamma och bränsleyta, värmetransport och förbränningsförlopp inom flamma och luftströmning i förbränningsrummet. I brandtekniska sammanhang är metoderna nya och föremål för utvecklingsarbete bl a vid Norges Tekniska Högskola /46/. Exempel på problemställningar som börjat studeras med fältmodeller är: tidsförloppet vid brand i rum med kontinuerligt gasutsläpp och tidsförloppet vid poolbrand i rum. Exempel på problemställningar som kan behandlas med fältmodeller är: inhomogeniteter i det övre gaslagret, väggplymer, förbränning i det övre gaslagret och flamutbredning vid hörn, dvs viktiga problemställningar, som berör de begränsningar zon-modeller har för analys av brandförlopp.

Utöver dessa två kategorier kan fältmodeller användas inom flera andra brandforskningsområden, där zon-modeller är otillräckliga. Exempel är förutsägelser av aktivering av rökdetektorer och sprinkler, sprinklers effektivitet, samverkan mellan brandventilation och sprinkler och släckmedels förångning och penetrering genom flammor.

Fältmodeller har sedan några år rönt stort intresse för beskrivning av förbränning i ugnar, pannor, motorer etc. Mycket av denna kunskap kan överföras till brandforskningsområdet. En kompetensuppbyggnad är under utveckling vid Brandteknik, LTH.

2.5 En fragmentarisk jämförelse mellan olika beräkningsmodeller

2.5.1 DSLAYV - FIRST - handräkning, större rum

Kondensatpumprum T-9916/T-9917 i Barsebäcksverket (se appendix A) har dimensionerna 22 m * 8 m * 6 m med en dörröppning 1 m * 2 m. 3 olika beräkningsprogram har använts: DSLAYV /25/, FIRST /21/ och OSFIC (en serie handräkningsmetoder, se appendix A). Gasbränder med tre olika effekter 1, 3 och 5 MW har studerats dels för fallet dörren öppen, dels för fallet stängd dörr och golvläckage. För det första scenariot ger figurerna 2.2 a, b och c temperaturkurvor för övre gaslager. Dessa visar genomgående att handräkningsmetoden, ekvation (6) i appendix A, ger högre värden. För scenario nummer två ger figur 2.3 a och b beräknade rökfyllnadstider (för brandeffekter 1 och 3 MW) och figur 2.4 a, b och c beräknade gastemperaturkurvor. Beträffande rökfyllnadstider är resultaten i stort identiska, medan gastemperaturkurvor enligt handräkningsmetod, ekv (11) i appendix A, får ett helt annorlunda karakteristiskt utseende jämfört med DSLAYV och FIRST. Handräkningsformeln utgår från att en fix, förutbestämd del av den frigjorda brandenergin går ut genom väggar och tak /4/. Samma antagande görs t ex i zonmodellen ASETB /38/. Handräkningskurvan slutar vid den tidpunkt då hela rummet rökfyllts. Sluttemperaturen överensstäm-

mer väl med datormodellernas. För fallet nästan stängt rum och effekt = 5 MW gav DSLAYV inget resultat.

2.5.2 DSLAYV - handräkning, mindre rum

Det standardiserade fullskaletest-rummet Nordtest 025 har dimensionerna 3.6 m * 2.4 m * 2.4 m (längd * bredd * höjd). Vid standardtest är dörröppningen 2.0 * 0.8 m. Med hjälp av DSLAYV och ekvation (11) i appendix A har tidkurvan för gastemperaturen beräknats för tre fall av öppningshöjd: 2.0 m, 1.0 m samt 0.5 m. Effekten i samtliga fall = 500 kW. Figur 2.5 a, b och c ger resultaten. Dessa är likartade, men demonstrerar att en jämförelse inte kan göras mot bakgrund av en enstaka beräkning. För de större öppningarna ger DSLAYV högre temperaturer, medan förhållandet är omvänt för H = 0.5. (I det sistnämnda fallet kan tryckökning i rummet till följd av förhindrad termisk utvidgning bli så stor att tvåzonsströmning i öppningen omöjliggörs vilket strängt taget utesluter användning av ekvation (11) i appendix A). En jämförelse mellan figurerna 2.4 och 2.5 indikerar att handräkningsmetoden kan ge för höga temperaturer för större rum.

2.6 Sammanfattning av de jämförande beräkningarna. Zon-modellers begränsning

De ovan använda modellerna, både datormodeller och handräkningsmetoder är olika former av zon-modeller.

Resultatet av de fragmentariska beräkningarna indikerar vissa skillnader mellan metoderna. Dessa är emellertid inte systematiska utan tycks ändras med scenario. En mer metodisk och utförlig utvärdering, byggd på jämförelse med genomförda försök, är nödvändig.

En annan mycket viktig faktor som ännu ej berörts gäller zon-modellers giltighet när lokalens geometriska dimensioner växer. När höjd och/eller golvyta överstiger en viss gräns

måste approximationen att temperaturen i övre gaslager är densamma i varje punkt bli oacceptabel. Avsnitt 2.6 kommer att ägnas åt att försöka behandla detta problem.

2.6.1 Stighöjd för plymer och maximal rumshöjd för användning av zon-modell

Som framgår av ekvation 24, appendix A är temperaturhöjning ΔT_o i en plym

$$\Delta T_o \sim Q^{2/3} * Z^{-5/3}$$

där

Q = brandeffekten
Z = höjd över brandkällan

Detta innebär att begreppet "stor" endast har mening i förbindelse med en definierad brandstorlek. En glödbrand på 1 kW producerar teoretiskt samma plymtemperatur i ett rum med takhöjden 2.4 m som en 10 MW brand i ett rum med höjden 96 m. I taknivå blir i båda fallen $\Delta T_o = 6.1^oC$ och en användning av zon-modell tveksam eftersom temperaturhöjning till följd av normal uppvärmning kan vara av samma storleksordning.

Vad som begränsar användningen av plymekvationer för mycket "höga" lokaler är den temperaturskiktning som finns i rum eller byggnader p g a normal uppvärmning eller solinstrålning. Situationen beskrivs i figuren 2.6 a nedan /42/ där rumsluftens densitet förutsätts lineärt minska med höjden. Lösningen till problemet ges i figur 2.6 b, också hämtad från referens 42. Här betyder

Λ = ett mått på densitetsskillnad mellan plym och omgivning $= g(\rho - \rho_\infty)/\rho_\infty$
u = hastighet i plymens centralaxel
b = plymradie

Vertikala axelns dimensionslösa höjd $\hat{x}$ relaterad till höjd x genom relationen

$$x = \left[\frac{\lambda^2}{1+\lambda^2}\right]^{1/4} 2^{-9/8}\, \pi^{-1/4}\, \alpha^{-1/2}\, F_o^{1/4}\, G^{-3/8}\, \hat{x}$$

där

λ = ett relativt mått på kvoten hastighetsradie/temperaturradie = 1.16

α = inträngningskonstant $\approx$ 0.10

F_o = källstyrka uttryckt som densitetsunderskott (för detaljer se referens 42)

G = $\frac{g}{\rho_\infty} \frac{d}{dx} \rho_a$ = omgivningens densitetsändring per höjdenhet

Av figuren 2.6 b framgår att plymen får samma densitet som omgivningen för $\hat{x}$ = 2 och att tröghetsfaktorn gör att plymen når höjden $\hat{x}$ = 2.8 där hastigheten blir noll. Mellan $\hat{x}$ = 2 och $\hat{x}$ = 2.8 kommer plymen att sjunka nedåt och spridas åt sidan, se figur 2.6 a. Antag en hundra meter hög byggnad, att temperaturen lineärt stiger 10°C för dessa 100 m samt en brand på 1 MW. $\hat{x}$ = 2.8 svarar då mot en maximal stighöjd = 91.8 m och en utbredningsnivå i sidled ($\hat{x}$ = 2.0) = 65.7 m. Det är att observera att för $\hat{x}$ = 2, d v s densitetsdifferensen lika med noll, gasströmningen helt kommer att styras av strömningsförhållanden alstrade av ventilation och normal uppvärmning. $\hat{x}$ = 2 utgör därför en övre gräns. Från att dimensionera takluckor för naturlig rökventilation krävs rumshöjder som avsevärt understiger $\hat{x}$ = 2. Det är tveksamt om röken ens med mekanisk ventilation kan evakueras inom rimlig tid för $\hat{x}$-värden överstigande 2.8. En beräkning med fältmodell är nödvändig för att ge en antydan om svaret.

2.6.2 Stora golvytor och icke-homogena övre gaslager

Stark vertikal skiktning inom det övre gaslagret har observerats vid ett antal fullskaleförsök. Ett exempel utgör figur 2.7, tagen från /15/. Experimenten genomfördes i en byggnad med golvyta = 720 m^2 och takhöjd = 26.3 m. Brandeffekt ca 1.3 MW. Temperaturökningen är närmast att beteckna som linjär över rökgaslagret och avviker därmed från den förutsättning som gäller för zon-modeller.

Stratifieringen eller skiktningen beror av en rad faktorer. En beskrivning ges av Zukoski-Kubota i /44/. Faktorer som leder till ökad vertikal skiktning är att tillförsel av allt varmare gas sker närmast undertaket, brandtillväxt som ökar plymtemperaturen generellt samt med tiden minskande värmetransport till tak och väggar. Faktorer som medför ökad omblandning och minskad skiktning är framförallt återcirkulation p g a att gas från det övre lagret sugs in i plymen. Utflöde genom dörr- eller fönsteröppning kommer att ha samma effekt.

Ett avgörande inflytande på skiktningen har dessutom strömningsförhållanden i takstrålen när den når väggen. Det dimensionslösa R i taket definieras

$$Ri = \frac{\Delta\rho \; g \; \delta_c}{\rho_c \; v_c^2}$$

där

$\Delta\rho$ = densitetsdifferens mellan takstråle och närmaste skikt i det övre gaslagret

δ = takstrålens tjocklek

ρ_c = takstrålens densitet

v_c = takstrålens karakteristika

Om Ri $\lesssim$ 1, som t ex i den region där plymen träffar taket, är hastigheten relativt stor och inblandningen till följd av turbulens kraftig. Om Ri-talet fortfarande är lågt när takstrålen når väggen är dess rörelsemängd så stor att den kan vända 90° och tränga nedåt i gaslagret en distans motsvarande flera takstråletjocklekar. En kraftig omröring och temperaturjämning blir följden, se figur 2.8 a.

Ökar rummets dimensioner kommer Ri-talet för takstrålen till följd av friktionskrafter och gasinträngning att successivt öka. När takstrålen når väggen måste den fortfarande vända neråt men den minskade rörelsemängden minskar genomträngningdjupet nedåt och gasflödet kommer att vända tillbaks mot plymen omedelbart under den utåtgående takstrålen, se figur 2.8 b. Zukoski-Kubota föreslår som omslagspunkt mellan välblandat och skiktat övre gaslager

$$\sqrt{S}/H_p \approx 1 - 2$$

där S är golvyta och H_p avståndet brand-tak. De japanska försöken i figur 2.7 har kvoten $\sqrt{S}/H_p \approx 1$.

Det kan således konstateras att antagandet om homogen temperatur långt ifrån alltid är uppfyllt. Samtidigt bör påpekas att den representativa genomsnittstemperatur som beräknas via en zon-modell i många fall är en god approximation t ex för beräkning av flöden genom takventilatorer, strålning mot objekt nedanför gaslagret, etc.

Slutsatsen blir att fältmodeller borde appliceras för att ge en realistisk beskrivning av temperatur- och strömningsförhållanden i övre gaslager och underlag för en bedömning av zon-modellers giltighetsområde när brandrummets golvyta alltmer ökar.

3. NÅGRA PRAKTISKA TILLÄMPNINGAR

I detta kapitel skall redovisas några mer utförliga användningar av beräkningsmodeller i riskbedömningsmetoder. Fyra olika angreppssätt redovisas i ett projekt genomfört av Dansk Brandvärnskomite, en rapport sammanställd vid Svenska Brandförsvarsföreningen, en analys av brandrisker av oljespillbränder i kärnkraftverk utförd vid Brandteknik, LTH. Eftersom de båda förstnämnda till stor del bygger på att brandtillväxten bestäms via en nyligen genomförd engelsk undersökning ges först en redovisning av denna samt slutligen en analys av en stor hotellbrand (the Dupont Plaza Hotel Fire).

3.1 Statistisk modell av brandtillväxt /37/

1985 redovisades i /37/ resultatet av en svensk-engelsk statistisk undersökning om tillväxthastigheten i industribränder. Brandkårer i Storbrittanien lämnar regelmässigt efter en uttryckning data om branden bl a uppskattad tid till upptäckt, förstörd brandarea och tid till kontroll av branden. Materialet sorteras sedan på åtta olika typer av industrier (livsmedel, kemisk, metall, mekanisk eller elektrisk, textil, konfektion, trä eller möbler, papper) och tre verksamhetsområden (produktion, lager, övrigt). När så kan ske, identifieras det material eller den produkt där branden startade. Det undersökta materialet hänför sig till åren 1979 och 1980 och antalet bränder per grupp varierade mellan 78 (lagring, konfektion) till 1103 (produktion, metallverkstad). Den undersökta modellen skrevs

$$A(t) = A_o \, e^{\beta_A t_A + \beta_B t_B}$$

där

A = totalt brandskadad golvarea (inkluderande rök- och vattenskador)

A_o = initiellt värde på A

t_A = tid från antändning till ankomst av brandkår

t_B = tid från ankomst till dess branden är under kontroll

β_1, β_2 = tillväxtparametrar att bestämmas via regressionsanalysen

För exempelvis tidsperioden t_A kan beräknas en fördubblingstid

$$d_A = 1/\beta_A \ln 2$$

Tabell 3.1 visar β_A och d_A (förväntat värde, konfidensintervall 2.5% till 97.5%) för två typer av industrier och olika först antända material. Viktigt med en riskanalys är den stora statistiska spridningen. Uppsatsen /37/ betonar också att det är svårt att identifiera den "genomsnittliga" byggnad där de förväntade värdena skulle kunna användas och för förändringar i brandbelastning, etc som ger de största avvikelserna från detta.

Emellertid kan värdena i tabellen användas för att via deterministiska modeller studera inverkan av ändringar i brandcellens geometri eller av olika brandskyddsåtgärder i sprinklersystem, automatiskt larm, brandventilation. Referens /27/ ger dels en grundlig beskrivning av den statistiska modellen ovan, dels ett flertal exempel på en sådan nyanserad brandteknisk dimensionering, se avsnitt 3.3.

Tabell 3.1 Material ignited first - fire growth rate and doubling time

Industry/Area	Material	Parameter	β_A	d_A (min)
Timber, furniture				
Production	Dust powder, flour	(a)	0.052	13.33
		(b)	0.069	10.05
		(c)	0.035	19.80
	Raw materials	(a)	0.038	18.24
		(b)	0.069	10.05
		(c)	0.006	115.53
Storage	Dust powder, flour	(a)	0.017	40.77
		(b)	0.057	12.16
		(c)	-	-
	Raw materials	(a)	0.150	4.62
		(b)	0.246	2.82
		(c)	0.054	12.84
Other	Dust powder, flour	(a)	0.037	18.73
		(b)	0.064	10.83
		(c)	0.010	69.32
Textiles				
Production	Textiles	(a)	0.045	15.40
		(b)	0.068	10.19
		(c)	0.022	31.51
	Raw materials	(a)	0.095	7.30
		(b)	0.183	3.79
		(c)	0.007	99.02
Storage	Packaging	(a)	0.010	69.32
		(b)	0.105	6.60
		(c)	-	-
Other	Textiles	(a)	0.007	99.02
		(b)	0.064	10.83
		(c)	-	-
	Electrical	(a)	0.094	7.37
		(b)	0.145	4.78
		(c)	0.043	16.12

(a) Expected value
(b) Upper confidence limit
(c) Lower confidence limit
\- negative value (inadmissible)

3.2 Dansk metod för brandteknisk riskvärdering av industrier /29/

Under 1987 presenterades av Dansk Brandvaerns-Komite en beräkningsmetod för brandteknisk riskbedömning. Avsikten är att metoden skall tjäna som ett praktiskt verktyg för att bedöma

effekten av exempelvis sektionering, automatisk brandventilation, brandlarm och sprinkleranläggning. Följande delmodeller ingår i totalmodellen

- skadevärderingsmodell för bestämning av brandskador för olika stadier av brandförloppet

- brandfrekvensmodell för bestämning av antalet brandtillfällen/år

- brandutvecklingsmodell för beräkning av brandens tidsmässiga förlopp

- modeller som beskriver effekten av olika aktiva och passiva brandskyddsanordningar

Skadevärderingsmodell

Varor, maskiner och byggnadsdelar indelas i tre skadekänslighetsklasser med hänsyn till rök, värme och släckmedel. Dessutom är fastlagt den förväntade skadegraden i procent av anskaffningsvärdet för brandförloppets olika faser.

Brandfrekvensmodell

Fyra huvudsakliga typer och frekvenser av brandorsaker har angivits: personers oförsiktighet, felfunktion i fasta installationer, felfunktion i produktionsprocess, yttre orsaker.

Brandförloppmodell

I brandutvecklingsmodellen beräknas brandförloppet från det branden startar tills det sektionerade området är utbränt. I en första beräkningsomgång försummas effekten av aktiva och passiva brandskyddsåtgärder. Ingångsparameterar är storlek på initialbranden och tidkurvan för brandeffektutvecklingen, även dessa data i huvudsak hämtade från /37/. För att beräkna övre

gaslagers temperatur och tjocklek används programmet ASETB /38/. I beräkningarna ingår också en bestämning av flamhöjden, flamstrålning samt värmestrålning från övre gaslager. Om branden går till övertändning fortsätter beräkningarna med programmet COMPF /39/ för den fullt utvecklade branden.

Effekt av aktiva och passiva brandskyddsåtgärder

För att bedöma effekten av olika brandskyddsåtgärder används ovan nämnda beräkningsmodeller än en gång. Modellerna är i och för sig oförändrade, bedömningen görs genom att indata ändras. Dessa kan t ex hänföra sig till en ändring av varaktigheterna av förloppets olika faser, till en ändring i brandfrekvensen eller i uppkommen brandskada.

Databas och användning av "standarddata"

Till beräkningsmodellen hör en databas, som för 11 typer av industrier, 10 olika verksamhetsområde samt 5 olika typer av lager, ger specificerade data eller s k standarddata enligt nedanstående tabell 3.2.

	"Standarddata" faste	kan ændres	"Virksomheds-bestemte data"
BRANDPARAMETRE:			
Startbrandens størrelse	x	(x)	
Startbrandens udvikling	x	(x)	
Totale brandbelastning	x		
Totale brandfrekvens	x		
Brandfrekvens, årsagsfordeling	x	(x)	
VARER OG OPLAG			
Sammensætning	x	x	
Værdikoncentration	x	x	
Skadefølsomhed	x		
MASKINER OG ANLÆG			
Sammensætning	(x)		x
Værdi/priser	x	x	
Brandfrekvens pr maskine	x		
Skadefølsomhed	x		
BYGNINGSDATA			
Brandsektionens dimensioner			x
Bygningsdele og konstruktioner			x
Byggepriser	x		
Skadefølsomhed	x		
SIKRINGSANLÆG			
Geometriske data (placering mv.)			x
Responskarakteristika	x	x	
Pålidelighed	x		
Effekt på brandforløb	x		
BRANDVÆSENETS INDSATS			
Indsatstid			x
Vandforsyning			x
Effekt på brandforløbet	x		

Tabell 3.2 Översikt av ingångsdata /29/

3.3 Utvärdering av brandskyddsanordningar /27/

I /27/ demonstreras hur en zonmodell, DSLAYV, kan användas i rationell brandteknisk projektering. De olika stegen i denna dimensionering omfattar bestämning av brandtillväxten, t ex genom att använda resultaten från /37/, beräkna miljöparametrar som gastemperaturer, höjd till rökgaslager och strålningspåverkan samt slutligen, en beräkning av effekten av olika skyddsåtgärder. Bl a visas beräkningsresultat från samlingslokaler och kontor (rökfyllnad), textilindustri (effekt av automatiskt brandlarm, brandventilation), stor industrihall

(påverkan på stålkonstruktion). Det poängteras att resultaten inte skall användas okritiskt utan som en del av det totala bedömningsunderlaget. En känslighetsanalys är nödvändig för att visa inverkan av olika antaganden beträffande t ex brandtillväxten.

3.4 Oljespillbränder i kärnkraftverk

Tidigare har hänvisats till ett appendix A, som redovisar beräkningsuttryck för ett antal fenomen och processer som inträffar under en rumsbrand. Beräkningsuttrycken har sammanställts till ett datorprogram och använts för att probabilistiskt bestämma skaderisken för komponenter som kablar och pumpar. För närmare beskrivning av scenarios, frekvensfunktioner för brandkällans storlek och placering, etc se /45/

3.4 Branden på Dupont Plaza Hotel /46/

Den 31 december 1986 inträffade en anlagd brand på ett hotell i San Juan, Puerto Rico. Antalet dödsoffer var 96, flertalet påträffade i hotellets kasino. Branden hade sitt ursprung i en balsal, spred sig via en öppning till en annan balsal, orsakade övertändning av denna och spred sig via glasmellanväggar vidare till foaje och kasino. Nelson och Quintiere från Center for Fire Research genomförde under ett antal dagars besök på platsen en ingenjörsmässig analys av brandförloppet, utnyttjande bärbara datorer och inprogrammerade zon-modeller och vad vi här har kallat handräkningsuttryck /47/. Deras beräkningar ledde fram till brandförlopp som väl överensstämde med ögonvittnesberättelser. De kunde också via modeller visa hur brandförloppet och dess konsekvenser hade förändrats om detektorer, sprinkler eller mer brandhärdiga mellanväggar varit installerade. En sammanställning av använda modeller och uttryck ges i tabell 3.3, hämtad från /47/.

Tabell 3.3

FIRE MODELS AND EQUATIONS USED IN THE ANALYSIS OF THE DUPONT PLAZA HOTEL FIRE

Element of Analysis	"Tool(s)" Used
Mass Burning rate	Pre-Flashover - $\dot{m}_f = \dot{q}\Delta H_c$
	- FIRST [5]
	Post Flashover- $\dot{m}_f = \dot{q}_f''/L_v$
	- $\dot{m}_f = \dot{m}_a \Delta H_c$
Rate of Heat Release	Pre-Flashover - Free Burn Test Data
	- $\dot{q} = \dot{m}_f \Delta H_c$
	- $\dot{q} = \dot{m}_f C_p \Delta T$
Smoke Layer Temperature	Quintiere Correlation - $\Delta T = K(q^2/(A_o h_o^{1/2} h_k A_s))^{1/3}$
	- ASETB [6]
Smoke Layer Depth	ASETB; ROOMFIR [7]
	FIRST; HOTVENT [8]
Velocity of Smoke/Flame Front	HOTVENT
Mass Product in Smoke Layer	ROOMFIR - $m_p = (\Sigma q/H_c)/V$
Oxygen Concentration in Smoke	ROOMFIR - $O_2 = 21((.23\rho T_o/T_s) - (.77 m_p \Delta H_c/V))/(.23\rho T_o/T_s)$
Visibility in Smoke	ROOMFIR - $V_s = 3/(C_s m_p)$
Flame Length	Drysdale [9] - $L = .23 q_c^{2/5}$
	Thomas [10] - $L_w = 18.6(R/W)^{2/3}$
Flame Spread	Quintiere & Harkleroad [11] - $V_f = (\Phi/k\rho c)/(T_i - T_{su})^2$
Potential Sprinkler Response	DETACT-QS [12]
Potential Smoke Detector Response	DETACT-QS Heskestad[13]
Fire Duration	$t_f = m_f/\dot{m}_f$ (for duration of flashover)

List of Symbols

- A_o - Area of Opening
- A_s - Surface Area of Room Lining
- c - Specific Heat
- C_s - Specific Extinction Coefficient
- C_p - Specific Heat (of air)
- h_o - Height of Opening
- h_k - Eff. Encl. Conductance
- k - Thermal Conductivity
- K - a constant
- L - Flame Length (pool fire)
- L_w - Flame Length (above an Opening
- m_a - Mass of Air
- m_f - Mass of Fuel
- m_p - Mass Product Concentration
- O_2 - Oxygen Concentration
- q - Heat Energy
- q_c - Convective Energy
- t_f - Fire Duration
- T_i - Ignition Temperature
- T_o - Ambient Temperature
- T_s - Smoke Temperature
- T_{su} - Surface Temperature
- R - Mass Burning Rate
- V - Smoke Volume
- V_f - Flame Velocity (counter flow)
- V_s - Distance at which Light is Reduced 95%
- W - Width (of opening)
- ΔH_c - Heat of Combustion
- ΔT - Temperature Difference
- Φ - Empirical Flame Parameter
- ρ - Density

NOTES:

- ASET - A simple room fire growth model.
- DETACT-QS - A ceiling jet and heat transfer model.
- FIRST - A sophisticated room fire growth model.
- HOTVENT - Iterative procedure for estimating post flashover, flows and neutral plane in a vent (doorway).
- ROOMFIR - An adaptation of ASETB, DETACT-QS and various other procedures combined into a single computation.

4. SAMMANFATTNING OCH FÖRSLAG TILL VIDARE UTVECKLINGSARBETE

4.1 Sammanfattning

Området industribränder kan som det redovisats i denna rapport sammanfattas i bl a följande punkter

- det existerar ett antal principiellt skilda beräkningsmetoder

- dessa inkluderar okomplicerade beräkningsuttryck, zon-modeller och fältmodeller

- val av metod måste bero på ändamålet med beräkningen. Någon universalmetod eller universaldatorprogram existerar inte och kan inte ens skönjas. En väl genomförd analys kräver ofta att de olika typerna av beräkningsgångar används parallellt och interaktivt

- av modelltyperna är fältmodellerna dyra att använda och kräver specifik expertis vid framtagandet av beräkningsresultat. Användning i praktisk projektering är därför ännu så länge begränsad till ett fåtal fall. I synnerhet modellering av olika förbränningssituationer kommer att kräva många års utvecklingsarbete. Ökande arbetsinsatser på området såväl som ökad beräkningskapacitet medför emellertid en snabbt tillväxande praktisk användning, framförallt för studier av rökspridning i stora volymer.

- de bästa av zon-modellerna, framförallt FIRST, är utomordentligt väl framtagna med hänsyn till kunskapsläget inom brandfysiken

- dock saknas ett antal för brandtillväxt och brandspridning viktiga delprocesser, se appendix C /21/

- programmet är redan nu, trots en konsekvent moduluppbyggnad så komplext och omfångsrikt att en nyprogrammering för att inkludera de i appendix C redovisade begränsningarna kräver en stor arbetsinsats

- av appendix C följer att FIRST och i än högre grad övriga zon-modeller (COMPBRN, FAST, DSLAYV, ASET etc) bara kan ge en relativ och ofullständig beskrivning av brandprocessen

- både urvalet av beräkningsmetod och tolkningen av beräkningsresultaten kräver en sakkunnig expert.

Sammanfattas ovanstående punkter blir slutsatsen att ett snabbt genombrott på beräkningsområdet ter sig osannolikt. Förbättringar av existerande zon-modeller är möjliga och kommer säkert också att utföras. Samtidigt ökar emellertid modellernas komplexitet och minskar tillgängligheten för den yrkesverksamma brandteknikern.

Utredningen har gjort ett försök att sammanställa en rekommendation för val av zon-modell (datorprogram) för en rad praktiska situationer. Det visade sig emellertid svårt att ge entydiga råd; alltför mycket beror på beräkningsingenjörens enskilda kompetens och den arbetsinsats som ur ekonomisk synvinkel kan avsättas till dimensioneringsuppgiften. En möjlig utväg ur detta dilemma och en metod att förbättra riskbedömningssituationen skulle kunna vara användningen av s k expertsystem. Ett utkast till uppbyggnaden av ett sådant system redovisas nedan. Huvudsakligen hämtat från den helt nyligen publicerade rapporten /40/.

4.2 Principiell uppbyggnad av ett expertsystem för brand i industribyggnader

1 Start, antändningsmodell

På grundval av statistik eller annan information väljs antändningsmekanism och fortsatt antändningsförlopp.

2 Val av ventilationsförhållanden

Beroende på brandstorlek beräknas den största öppningsyta som medför att hela brandcellen kommer att stå under övertryck och därför enbart utflöde förekomma. Den beräknade öppningsytan jämförs med den reella och programmet väljer därefter brandmodell.

3 Brand i nästan stängt utrymme

Vi antar att brandutrymmets lufttillförsel är ingen eller ringa och att tillgängligt syre därför bestäms av brandrummets volym. Förbränningshastigheten mp tillsammans med förbränningsvärmet ΔHc ger en utvecklad brandeffekt Q.

4 Tillståndsparametrar

Tillgängligt underlag i form av explicita beräkningsuttryck, inprogrammerade subrutiner eller inmatade resultatkurvor ger tidsvariationen av följande storheter:

- övertryck
- rökfyllnad
- gastemperatur
- (gassammansättning)

"Gassammansättning" är satt inom parantes på grund av ingångsdatas otillförlitlighet. Sannolikt får en subjektiv bedömning på säkra sidan tillgripas.

5 Bedömning av spridningsrisk

Med ledning av trycksituationen i brandrummet bedöms spridningsrisken till angränsande utrymmen via exempelvis ventilationssystem eller andra typer av läckageareor och den grad av utspädning med luft som kan förväntas. Detta är ett av de områden där expertsystemets förmåga att lagra slutledningsmekanismer och fatta beslut under osäkerhet kommer till nytta.

6 Explosion i angränsande utrymme

Om gassammansättningen i primärbrandrummet ligger ovanför brännbarhetsgränsen kan utspädning vid utflöde i angränsande rum medföra risk för explosion i dessa utrymmen. Överslagsmässiga beräkningar av tryckstegringar bör ingå i analysen.

7 Ändring av ventilationen i primärbrandrum

Antingen genom övertryck i primärbrandrummet (innebärande att glasruta spricker, etc) eller genom explosion i angränsande utrymmen kan lufttillförsel till det förstnämnda rummet abrupt ändras. Detta kan få som konsekvens att den inneslutna gasblandningen hamnar innanför brännbarhetsområdet och en deflagrationsbrand blir följden.

8 Branden upphör till följd av syrebrist

Om lufttillförseln ej ändras fortsätter branden så länge O_2-koncentrationen ligger ovanför ett definierat gränsvärde, ca 10%. Under detta värde räcker inte syrehalten i den inneslutna gasblandningen till för att underhålla en flamförbränning. Som slutresultat erhålls värden på maximal gastemperatur samt den termiska påverkan på kritiska komponenter som blir följden. Ur litteraturen kan erhållas skadekriteria för kablar, pumpar, motorer, etc. Beträffande korrosion, se slutanmärkningar.

9 Brand med större ventilationsarea av typen fönster, dörrar

För en brand av den typ som finns beskriven i avsnitt 3.2 om zon-modeller ger en kännedom om öppningsareor, brandeffekt och material i omslutande konstruktioner ett värde på övre gastemperatur. Tjocklek av övre gaslager bestäms av öppningarnas placering.

10 Spridnings- och tillväxtmodell

Brandtillväxt inom initiell brandhärd är i vissa fall beräkningsbar (exempel horisontella kabelförläggningar), kan i andra fall hämtas från fullskaleförsök (vätskebränder, olika lag-

rade produkter, etc) eller får slutligen, uppskattas subjektivt. Regler och slutledningsmekanismer kan med fördel lagras i ett expertsystem.

Flamstrålning plus strålning från övre gaslager, eventuellt sammankopplad med en konvektiv uppvärmning, ger infallande värmeflöde mot övriga antändbara objekt och möjlighet att beräkna tid till antändning. Andra spridningsmekanismer utgör direkt flamkontakt samt material som smälter och därefter droppar eller rinner.

Vid bestämning av flamstrålningen måste hänsyn tas till rumsutformningen kring flamman. Överstiger flamhöjden avståndet till innertak åstadkomms en takflamma som kan ge kraftigt ökad strålningsåterföring. Begränsad lufttillförsel som i en korridor medför långa flamlängder vid bränsleöverskott i övre gaslager.

11 Övertändning

Enkla beräkningsformler ger information om risk för övertändning.

12 Fullt utvecklat brandförlopp

Ett övertänt brandrum medför en momentan och i regel avgörande förändring av hotbilden. Primärbrandcellen hotas av totalförstöring och risken för spridning till ännu ej involverade brandceller i byggnaden är överhängande. Avgörande blir bl a byggnadens utformning vad gäller bärande och avskiljande funktion. För flervåningsbyggnader blir fasadflammans storlek av stor betydelse.

13 Bärande funktion under fullt utvecklat brandförlopp

Närmeformler för temperaturpåverkan och ekvivalent brandvaraktighet ger tillsammans med data om konstruktionens brandtekniska klass en uppfattning om risk för kollaps av byggnadsdelar.

14 Slutanmärkningar

Figuren ger bara en första uppfattning om hur slutledningsmekanismer och databas bör konstrueras. De delar eller "boxar" av analysgången som särskilt kräver resonemang av icke-kvantitativ och delvis subjektiv natur är markerade med tjockare ramar. Speciellt här bör ett expertsystem vara till stor hjälp.

Modeller som ännu saknas i den beskrivna analysgången inkluderar sådana som beaktar brandgasernas korrosiva verkan samt naturligtvis påverkan av detekterande och släckande system.

Det ovan beskrivna berör således branduppkomstens, brandutvecklingens och brandspridningens fysikaliska egenskaper. I modellen tas hänsyn till inverkan av passivt brandskydd på brandens förlopp. Vad som återstår att ta i beaktande då man strävar efter en helhetssyn på själva brandförloppet är i vilken mån förloppet påverkas av aktivt brandskydd, främst då manuell och automatisk detektering och släckning.

5. NÅGRA SLUTANMÄRKNINGAR

Som framgått av rapporten är användningen av analytiska modeller för brandtekniska beräkningar dels snabbt ökande, dels mycket mångsidig och olikartad. Volymen tillgängliga modeller är så stor att en översikt kräver en mycket betydande arbetsinsats, se exempelvis den förut nämnda SFPE Handbook of Fire Protection Engineering /41/. Förhoppningsvis har genom tillkomsten av /41/ skapats en någorlunda heltäckande och koordinerad kunskapsbas. Det är från den praktiserande ingenjörens sida mycket viktigt att en uppsättning av standardiserade eller "typgodkända" beräkningsprocedurer finns att tillgå och handboken kan därför bli ett betydelsefullt steg i brandteknikens utveckling mot en mogen och accepterad gren av ingenjörskonsten.

Eftersom det f n finns mycket få brandtekniker utbildade på högskolenivå kvarstår emellertid problemet att i den rutinmässiga dimensioneringen utnyttja den samlade kunskapen. Den i denna rapport föreslagna metodiken med expertsystem är en utväg ur detta dilemma.

REFERENSER

1 Drysdale, D., An Introduction to Fire Dynamics, John Wiley, 1985

2 Lawson, J.R. and Quintiere, J.G., Slide Rule Estimates of Fire Growth, Fire Technology, Vol 21, No 4, Dec 1985, p 267

3 Alpert, R.L. and Ward, E.J., Evaluation of Unsprinklered Fire Hazards, Fire Safety Journal, Vol 7, 1984, p 127

4 Zukoski, E.E., Development of a Stratified Ceiling Layer in the Early Stages of a Closed-Room Fire, Fire and Materials, Vol 2, No 2, 1978

5 Magnusson, S.E., Rökspridning i byggnader: Kunskapsöversikt och Forskningsbehov, Div. of Building Fire Safety and Technology, Lund Institute of Technology, Lund 1983

6 Heskestad, G., Engineering Relations for Fire Plumes, Fire Safety Journal, Vol 7, 1984, p 25

7 Heskestad, G., Smoke Movement and Venting, Fire Safety Journal, Vol 11, 1986, p 77

8 Babrauskas, V., Flame Lengths under Ceilings, Fire and Materials, Vol 4, No 3, 1980, p 119

9 Andersson, C - Giacomelli, C., Ett Modellrum i Lågor, Examensarbete, Byggnadstekniskt Brandskydd, LTH 1985

10 Delichatsios, M.A., Flame Heights in Turbulent Wall Fires with Significant Flame Radiation. Comb. Science Technology, Vol 39, 1984, p 195

11 Hasemi, Y., Thermal Modelling of Upward Wall Flame Spread, 1st Intern'l Symposium, October 7-11, 1985

12 Beyler, C.L., Fire Plumes and Ceiling Jets, Fire Safety Journal, Vol 11, 1986, p 53

13 Beyler, C.L., A Design Method for Flaming Fire Detection, Fire Technology, Vol 20, No 4, p 5

14 Holmstedt, G. - Magnusson, S.E. - Thomas, P.H., Detector Environment and Detector Response, Dept of Fire Safety Engineering, Lund University, Lund 1987

15 Tanaka, T. - Yamana, T., Smoke Control in Large Scale Spaces, Fire Science and Technology, Vol 5, No 1, 1985

16 Göransson, U. - Persson, H. - Ryderman, A., Snabbare Sprinkler och Säkrare Godsklassificering, Brandteknik, SP Rapport 1988:05, Borås, ISBN 91-7848-092-2, ISSN 0284-5172

17 Quintiere, J.G., A Simple Correlation for Predicting Temperature in a Room Fire, NBSIR 83-2712, National Bureau of Standards, Washington, DC 20234, June 1983

18 Foote, K.L. - Pagni, P.J. - Alvarez, N.J., Temperature Correlations for Forced-Ventilated Compartment Fires, 1st Intern'l Symposium, October 7-11, 1985

19 Babrauskas, B., A Closed Form Approximation for Post-Flashover Compartment Fire Temperatures

20 Quintiere, J.G., Growth of Fire in Building Compartments, ASTM STP 614, 1977

21 Mitler, H.E. - Rockett, J.A., User's Guide to FIRST, A Comprehensive Single-Room Fire Model, NBSIR 87-3595, National Bureau of Standards, Gaithersburg, MD 20899, Sept 1987

22 Siu, N.O., COMPBRN - A Computer Code for Modelling Compartment Fires, UCLA-ENG-8257 (1982) and NUREG/CR-3239 (1983)

23 Jones, W.W., A Multicompartment Model for the Spread of Fire, Smoke and Toxic Gases, Fire Safety Journal, Vol 9, No 1-2, 1985, p 55

24 Nordgren - Eriksen - Molin, Beräkningsprogram för Beräkning av Brandspridning och Temperaturförlopp i ett rum, ASEA-ATOM KV 82-36

25 Hägglund, B., Simulating Fires in Natural and Forced Ventilated Enclosures, FOA Rapport C 20637 - 2.4, Dec 1986, Stockholm

26 Mitler, H.E., Comparison of Several Compartment Fire Models: An Interim Report. NBSIR 85-3233, National Bureau of Standards, Gaithersburg, MD 20899, Oct 1985

27 Bengtson, S., Utvärdering av Brandskyddsanordningar, Slutrapport 87-04-13, SBF-Teknik, Stockholm

28 Gardiner, A.J., Third Report in the Interaction Between Sprinkler Sprays and the Thermally Bouyant Layers of Gases from Fires, Brandforsk, Stockholm 1988

29 Dansk Brandvaerns komite, Brandteknisk Risikovurdering, 1987

30 Karlsson, B., A Deterministic and Probabilistic Model for Oilspill Fires in Nuclear Power Plants. Report to National Swedish Nuclear Power Inspectorate, 1988

31 Magnusson, S.E. et al, Room Fires and Combustible Linings, Advance information report to the CIB W14 Workshop on fire modelling, Berlin, March 16-17, 1987

32 Quintiere, J.G., The Application of Flame Spread, Theory to Predict Material Performance, Journal of Research of the National Bureau of Standards, Vol 93, No 1, 1988

33 Delichatsios, M.A., A Scientific Analysis of Stored Plastic Fire Test, Fire Science and Technology, Vol 1, No 3, 1983, p 73

34 Wickström, U., Application of the Standard Fire Curve for Expressing Natural Fires for Design Purposes, ASTM STP 882, T.Z. Harmathy, editor, 1984

35 Cox, G. - Kumar, S. - Markatos, N.C., Some Field Model Validation Studies, 1st Intern'l Symposium, October 7-11, 1985, p 159

36 Vannerberg, C., Numerisk simulering av detektionsmiljö med fältmodeller, LTH April 1988, Under tryckning

37 Ramachandran, G., Exponential Model of Fire Growth, 1st Intern'l Symposium, October 7-11, 1985, p 657

38 Cooper, L.Y. - Stroup, D.W., ASET - A Computer Program for Calculating Available Safe Egress Time, Fire Safety Journal, Vol 9, 1985, p 29

39 Babrauskas, V., COMPF2 - A Program for Calculating Post-Flashover Fire Temperatures, NBS Technical Note 991, National Bureau of Standards, June 1979

40 Knochenhauer, M. - Magnusson, S.E., Evaluering av industribränder med expertsystem. ASEA-ATOM, 1988

41 SFPE Handbook of Fire Protection Engineering. SFPE-NFPA, 1 Batterymarch Park, Quincy, MA 02269 USA

42 Morton, B.R. - Taylor, G. - Turner, J.S., Turbulent Gravitational Convection from Maintained and Instantaneous Sources, Proc. Roy. Soc., A234, 1-23, 1956

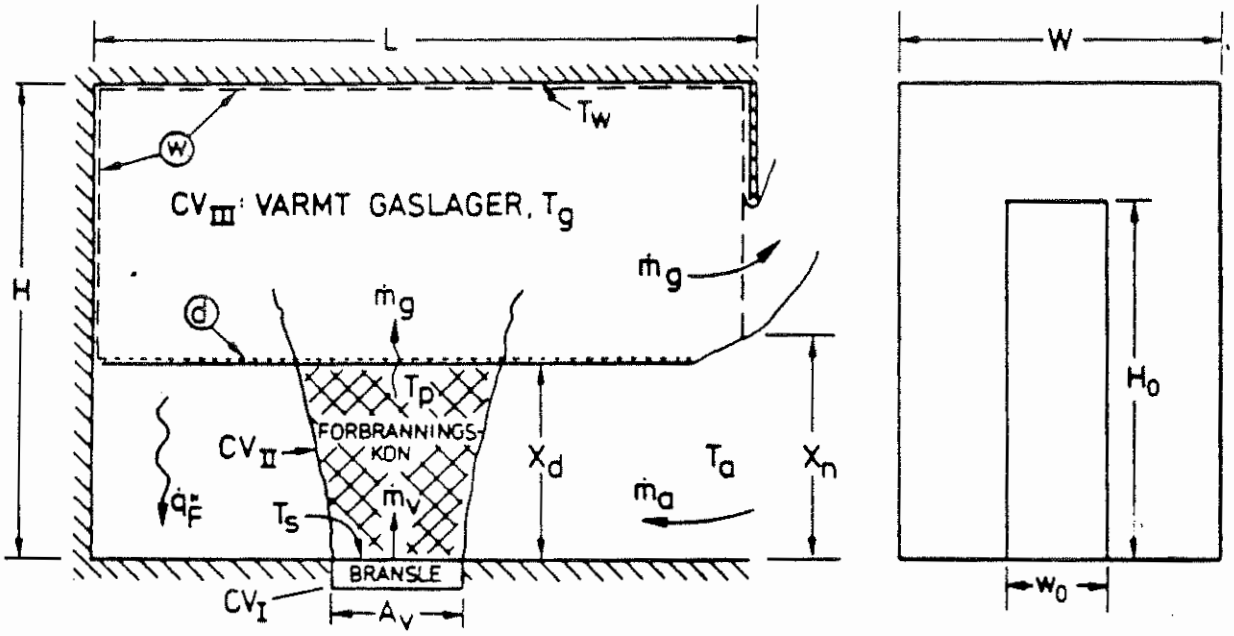
43 Thomas, P.H., On Flames Out of Vertical Openings, Department of Fire Safety Engineering, Lund University, Lund Sweden, Report LUTVDG/(TVBB-3026), 1986

44 Zukoski, E.E., Smoke Movement and Mixing in Two Layer Fire Models, 8th US - Japan Panel on Fire Research and Safety, 1985

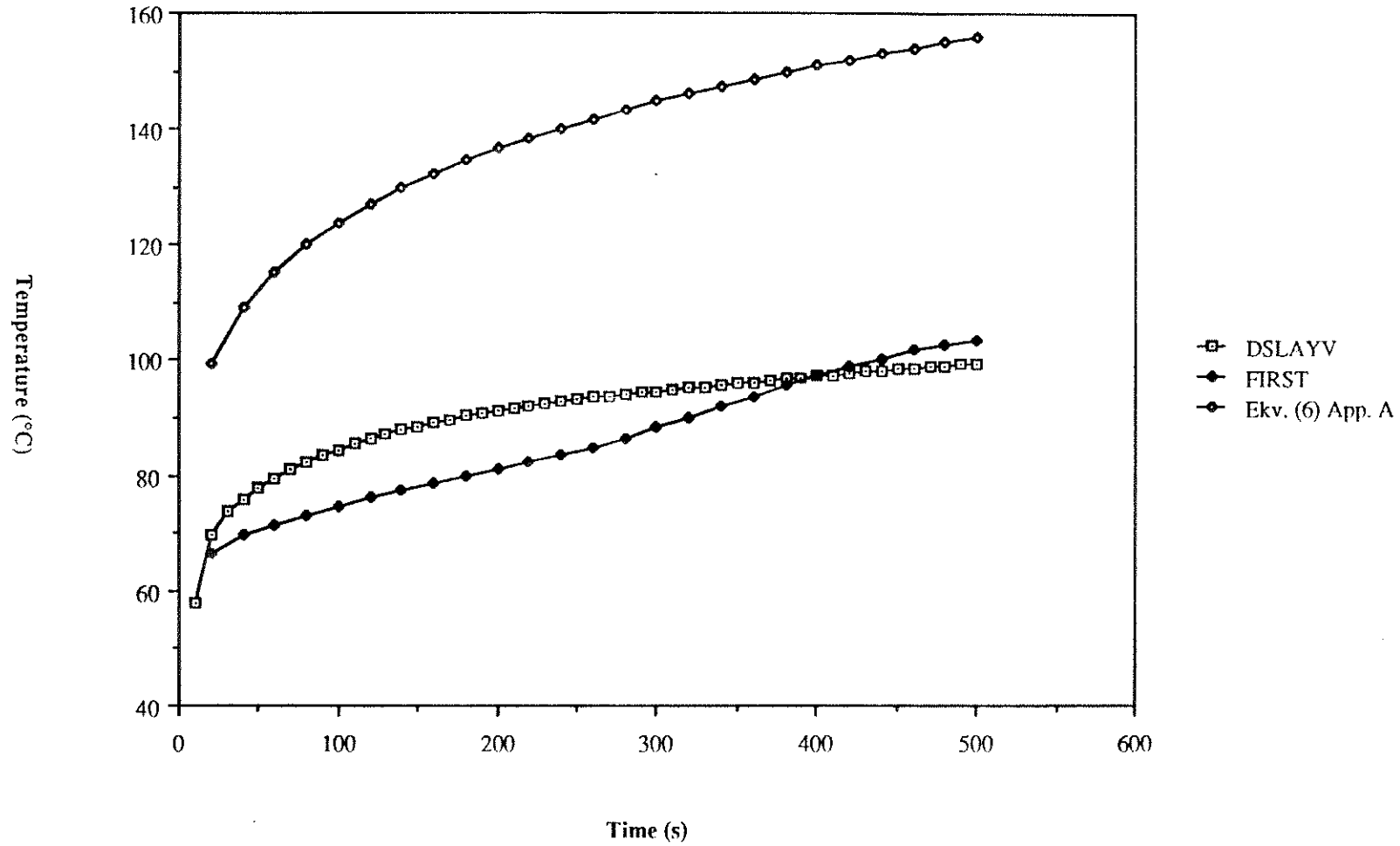
45 Karlsson, B., A Deterministic and Probabilistic Model for Oilspill Fires in Nuclear Power Plants. Department of Fire Safety Engineering, Institute of Science and Technology, Lund University, Sweden (in press)

46 Broström, M.F., Time Dependent Numerical Calculations of Pool Fire Development in Enclosed Space, Division of Thermodynamics, University of Trondheim, Norway, Dr of Engineering Thesis, August 1987

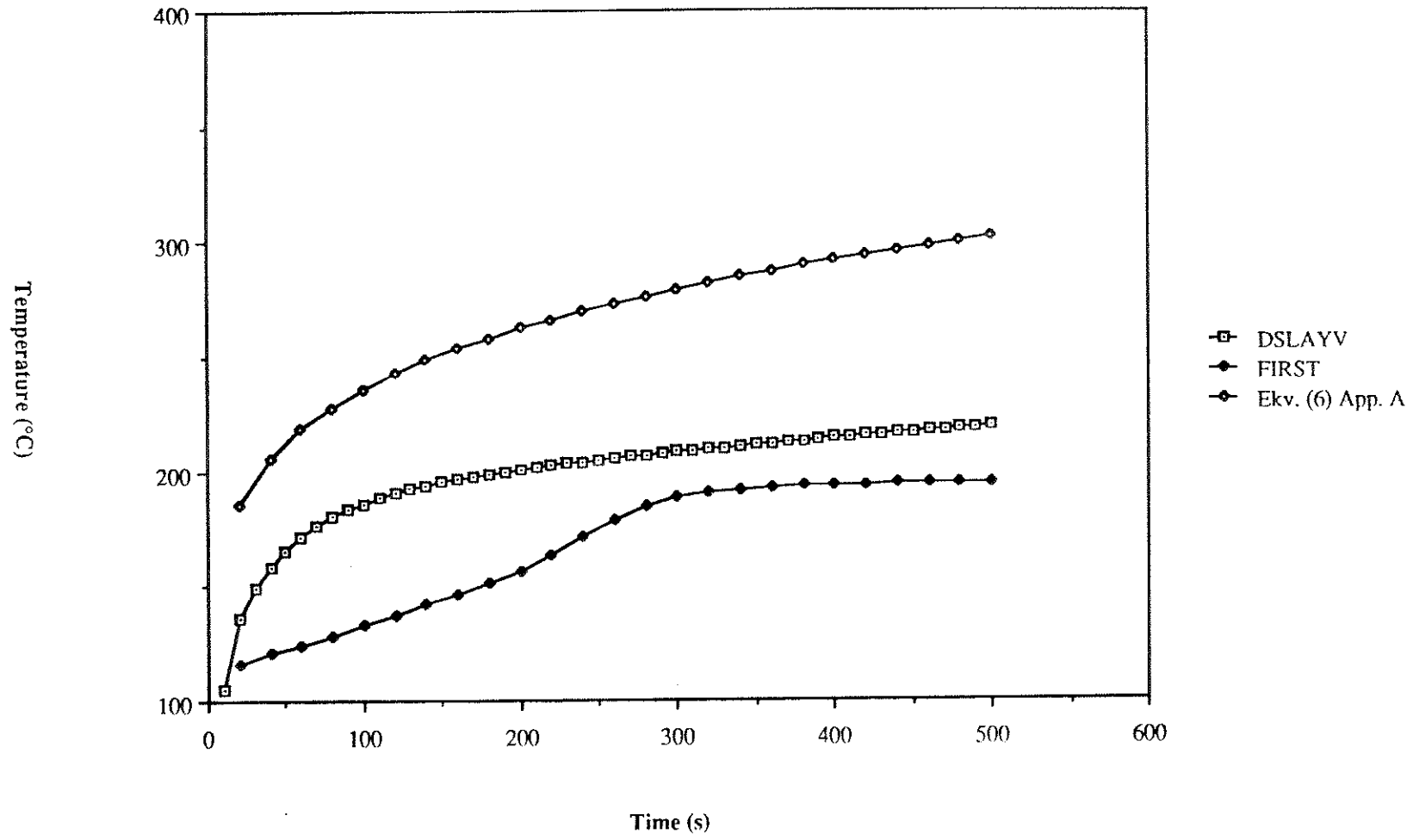
47 Snell, J.E. - Nelson, H.E., Summary of the National Bureau of Standards Analysis of the Dupont Plaza Hotel Fire. Interflam 88, p 98



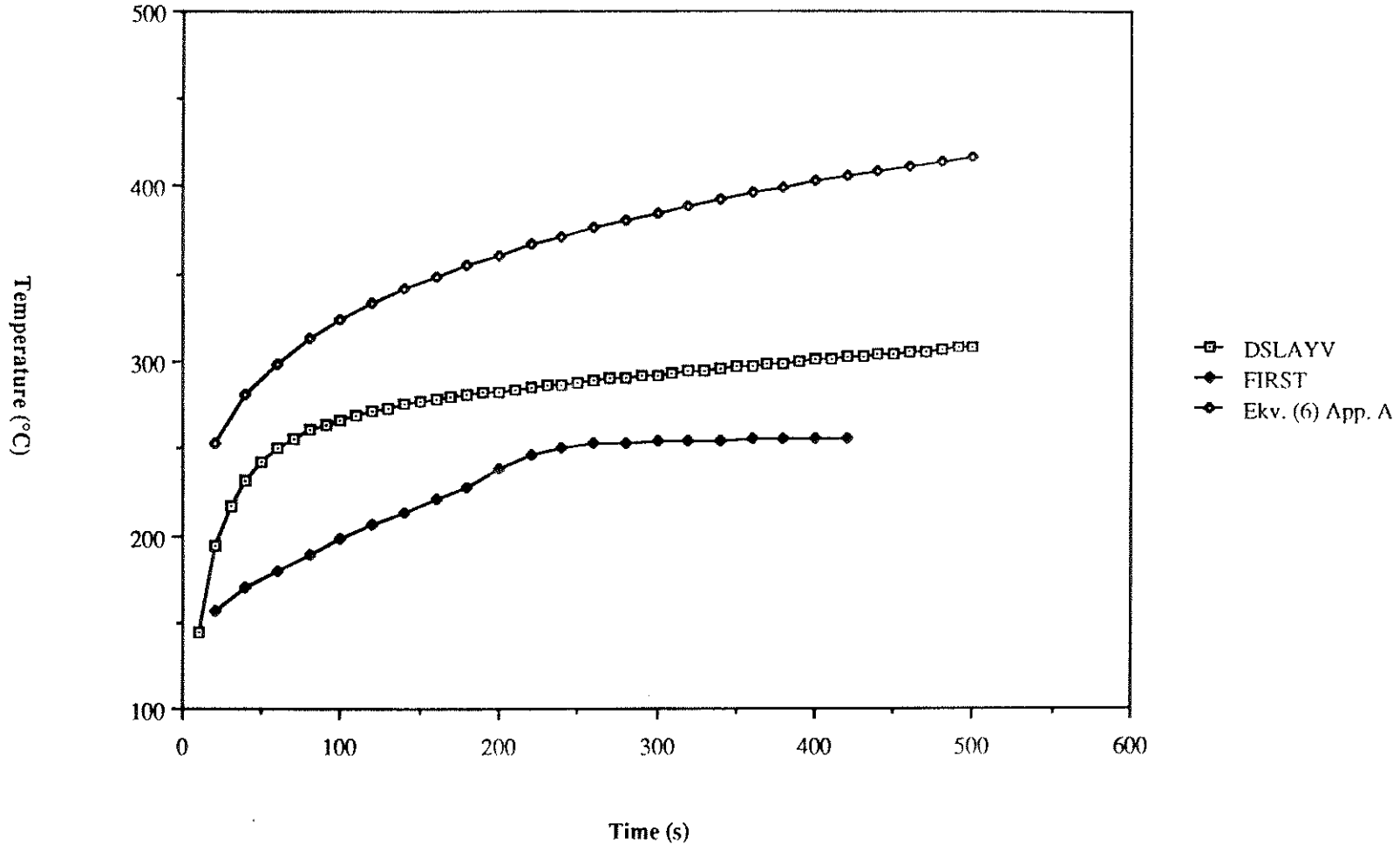
Figur 2.1 Termisk och aerodynamisk modell för brandförloppets tidiga skede



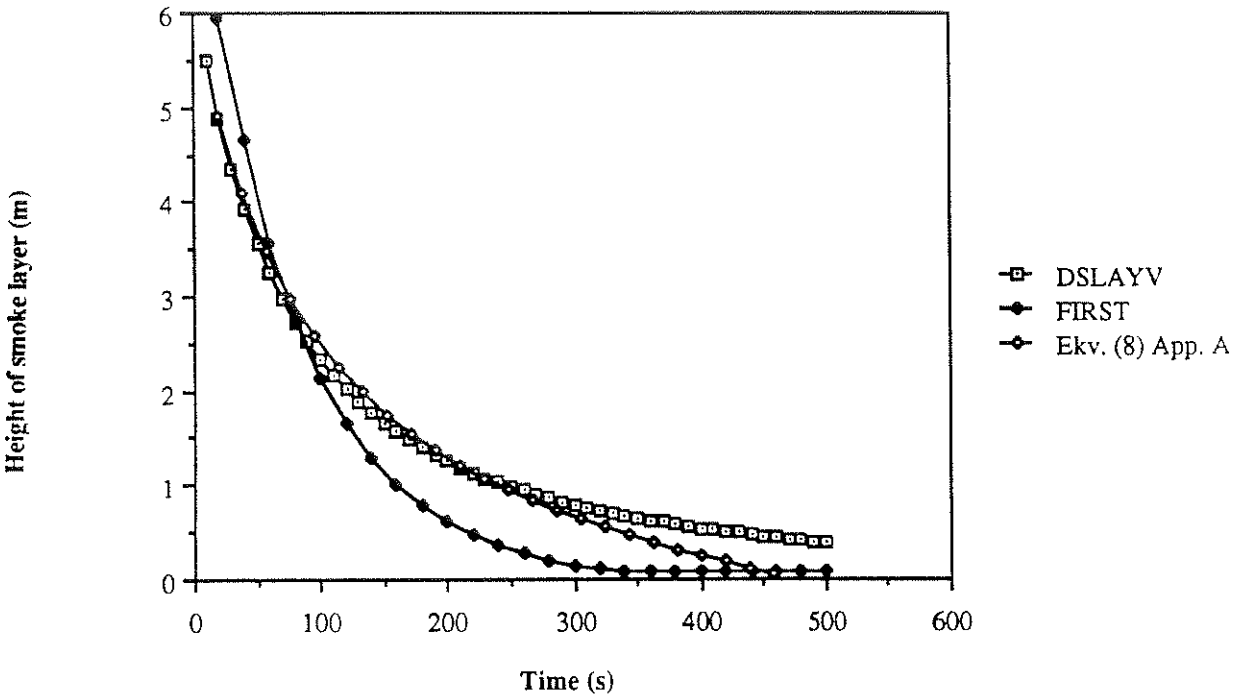
Figur 2.2a Gastemperaturkurvor beräknade med 3 metoder: DSLAYV, FIRST och ekv (6), appendix A. Scenario: öppen dörr. Brandeffekt 1 MW



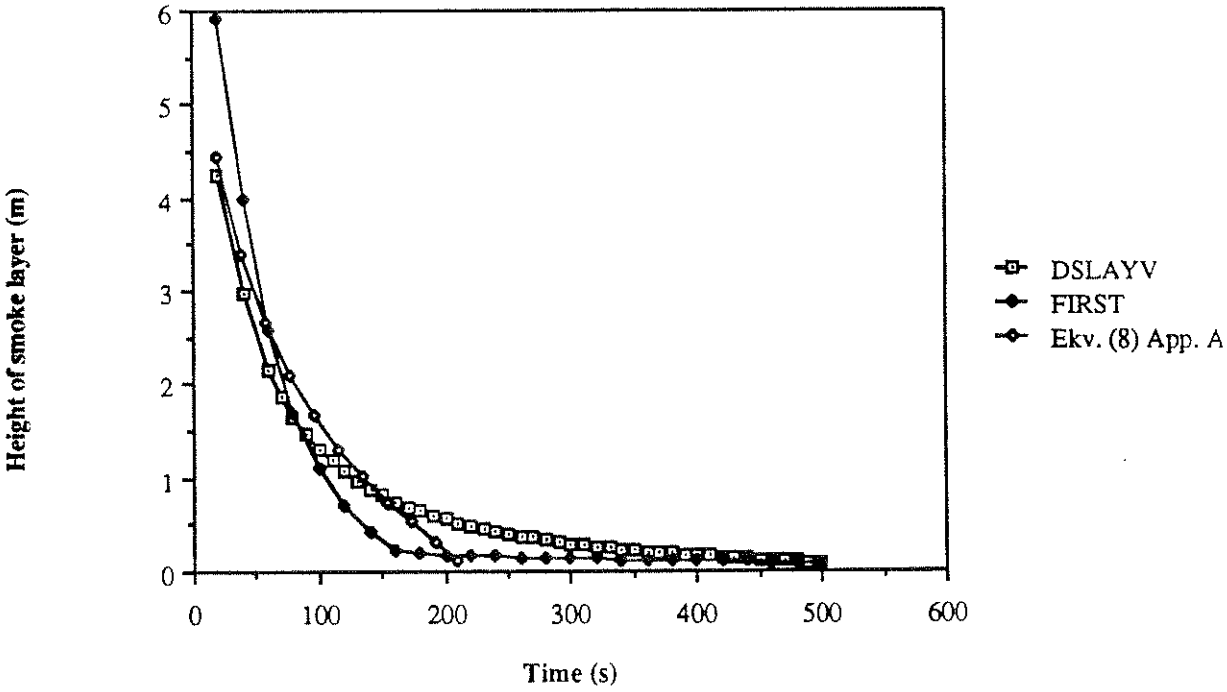
Figur 2.2b Brandeffekt 3 MW



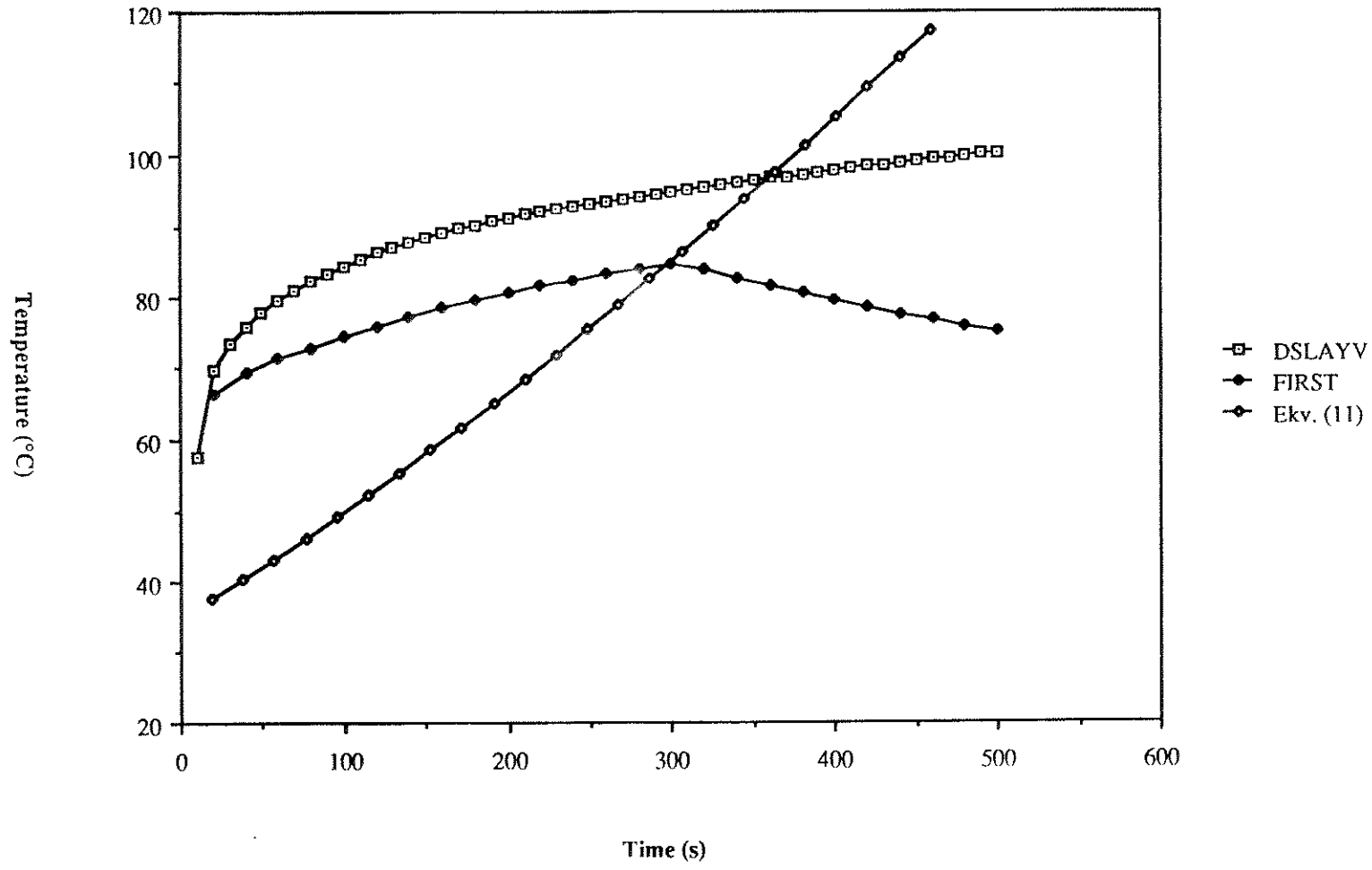
Figur 2.2c Brandeffekt 5 MW



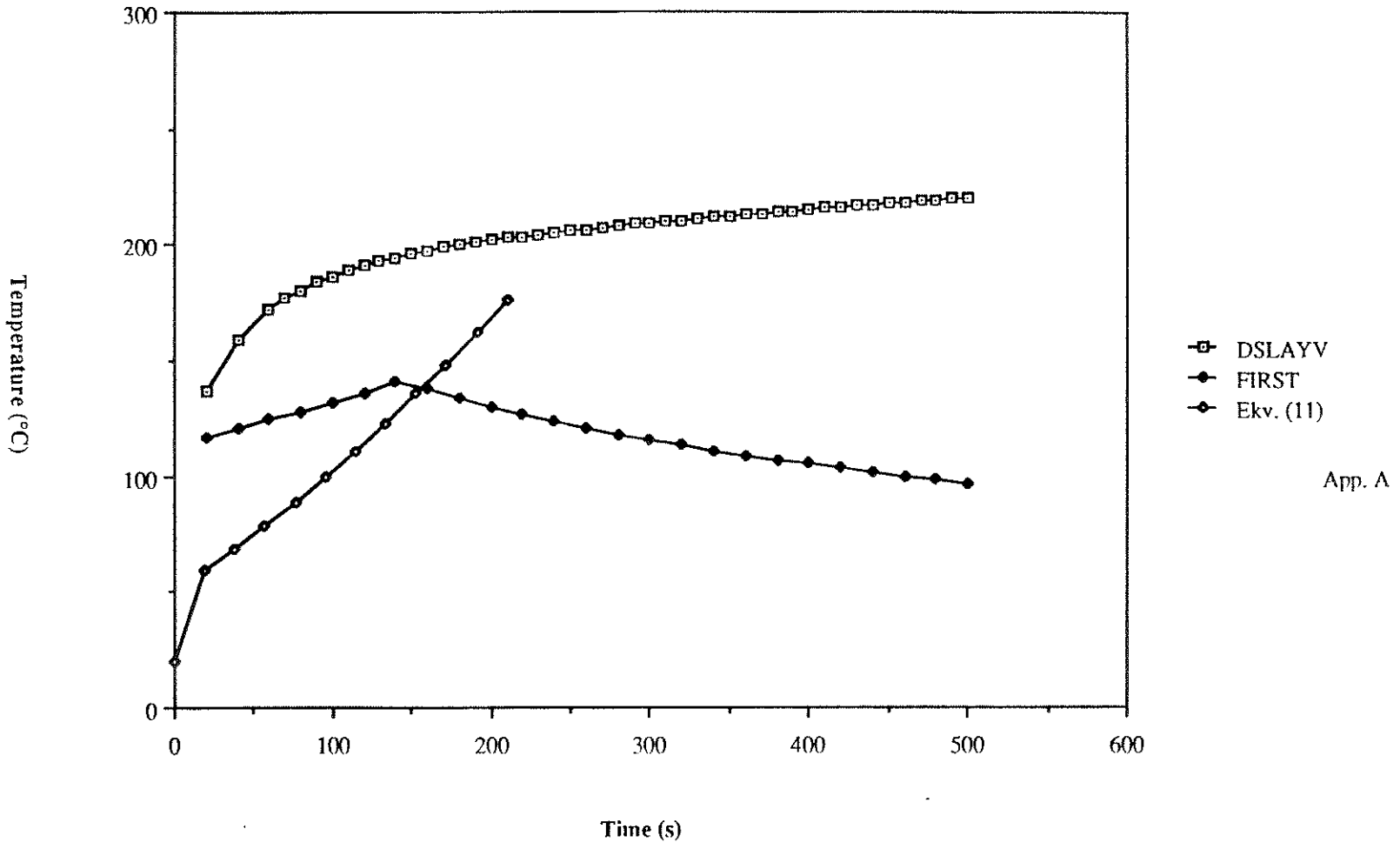
Figur 2.3a Beräknade rökfyllnadstider med 3 metoder. Scenario: Stängd dörr med golvläckage. Brandeffekt 1 MW



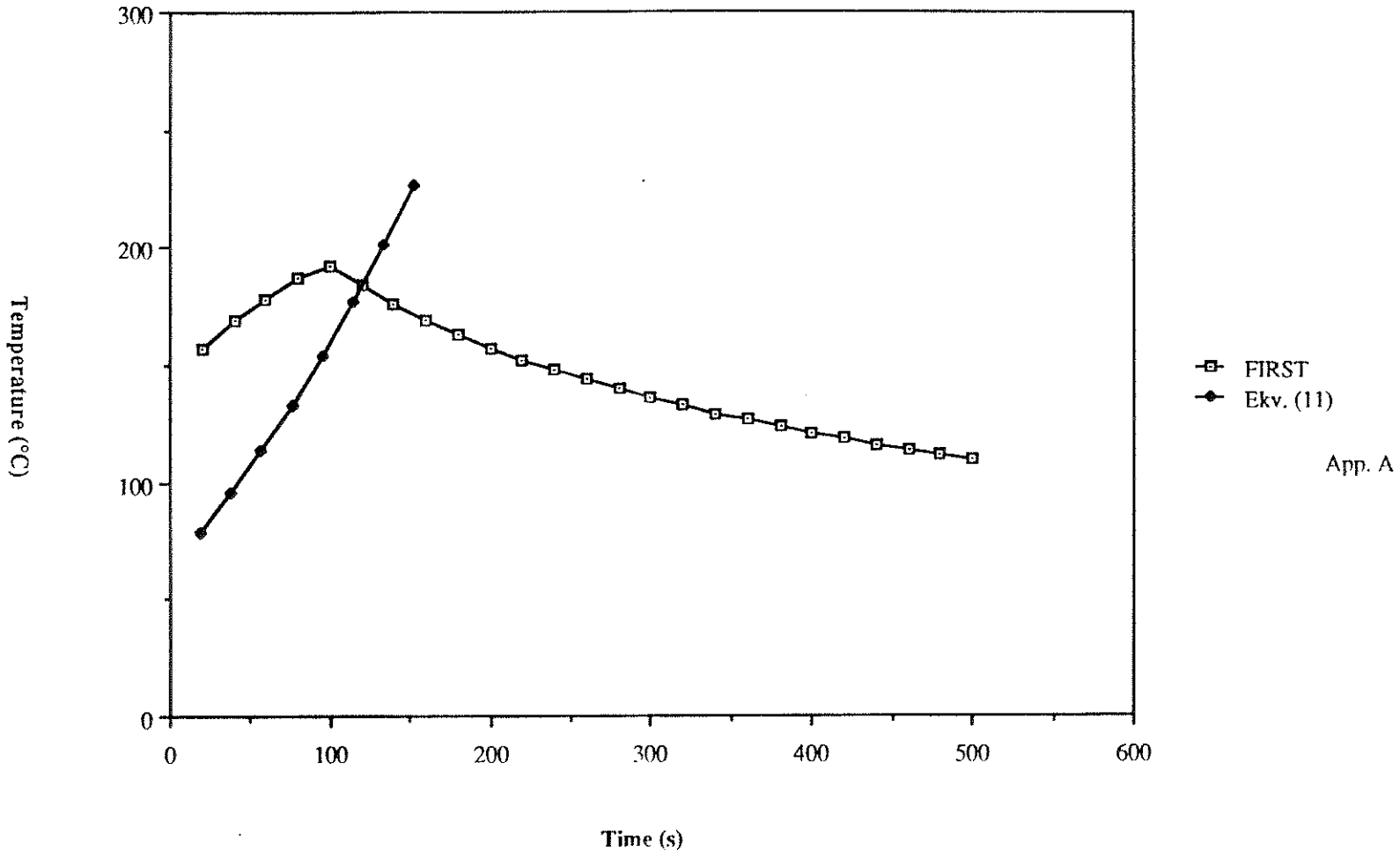
Figur 2.3b Brandeffekt 3 MW



Figur 2.4a Beräknade gastemperatur-tidkurvor för scenario med stängd dörr. Brandeffekt 1 MW

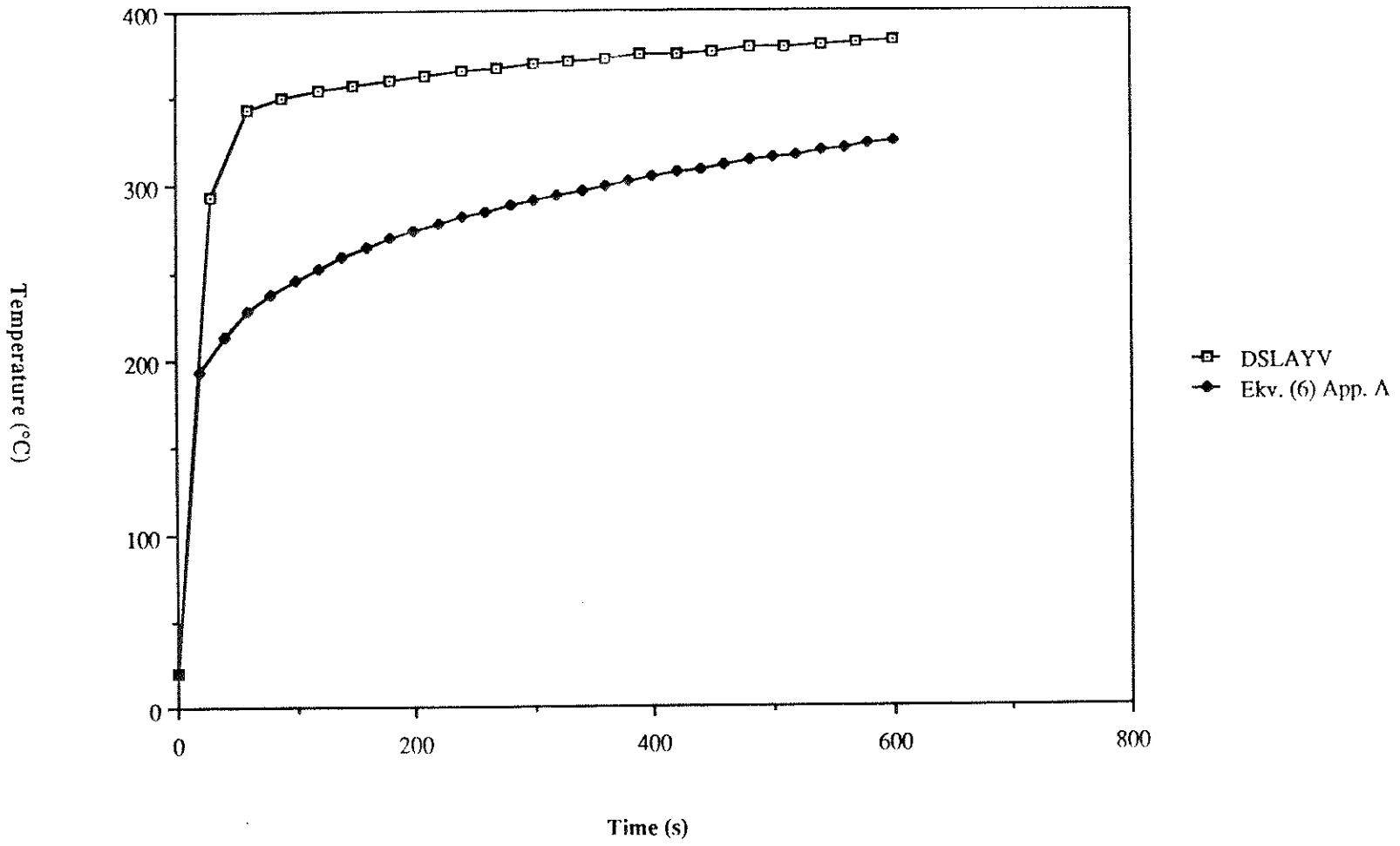


Figur 2.4b Brandeffekt 3 MW

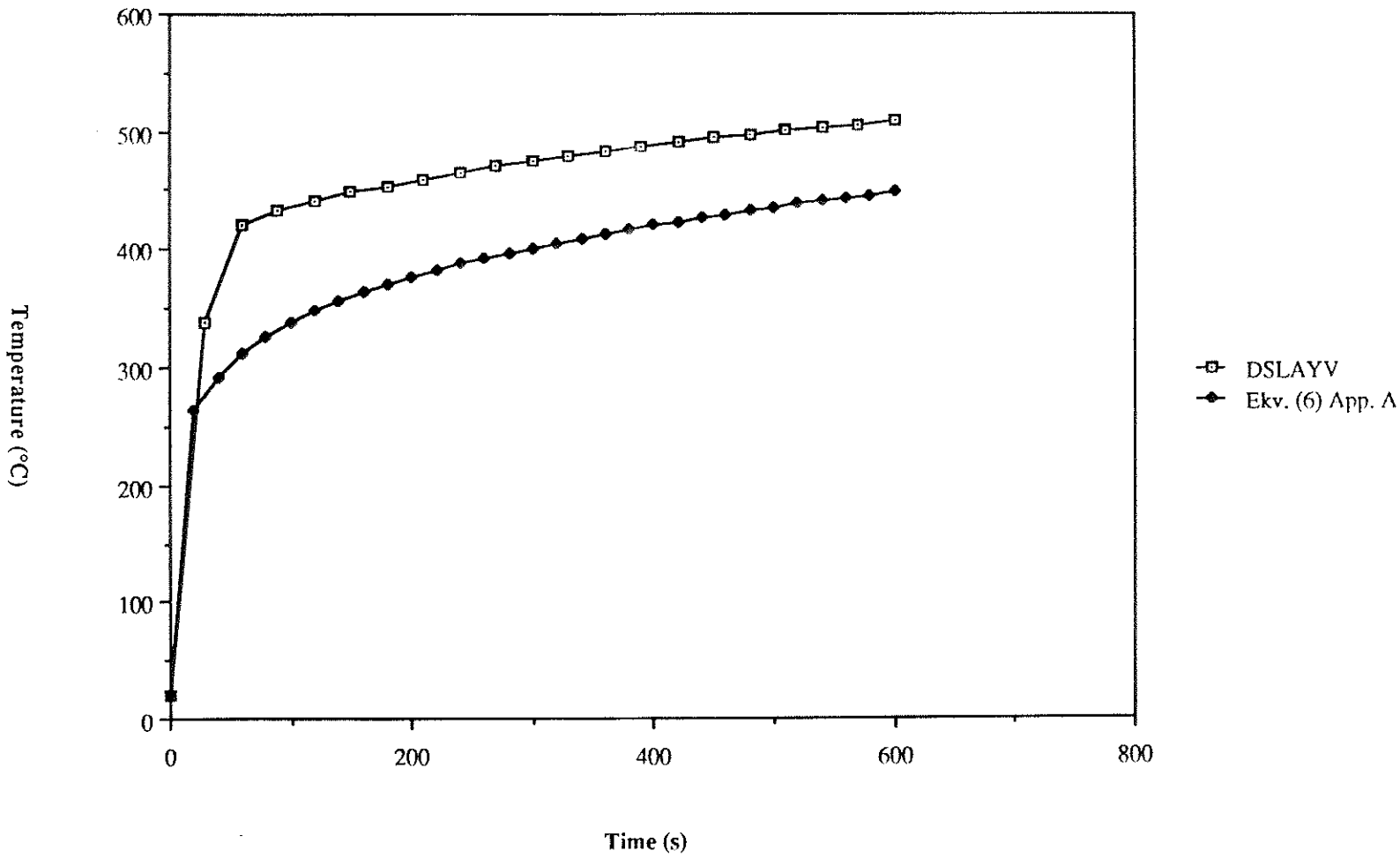


App. A

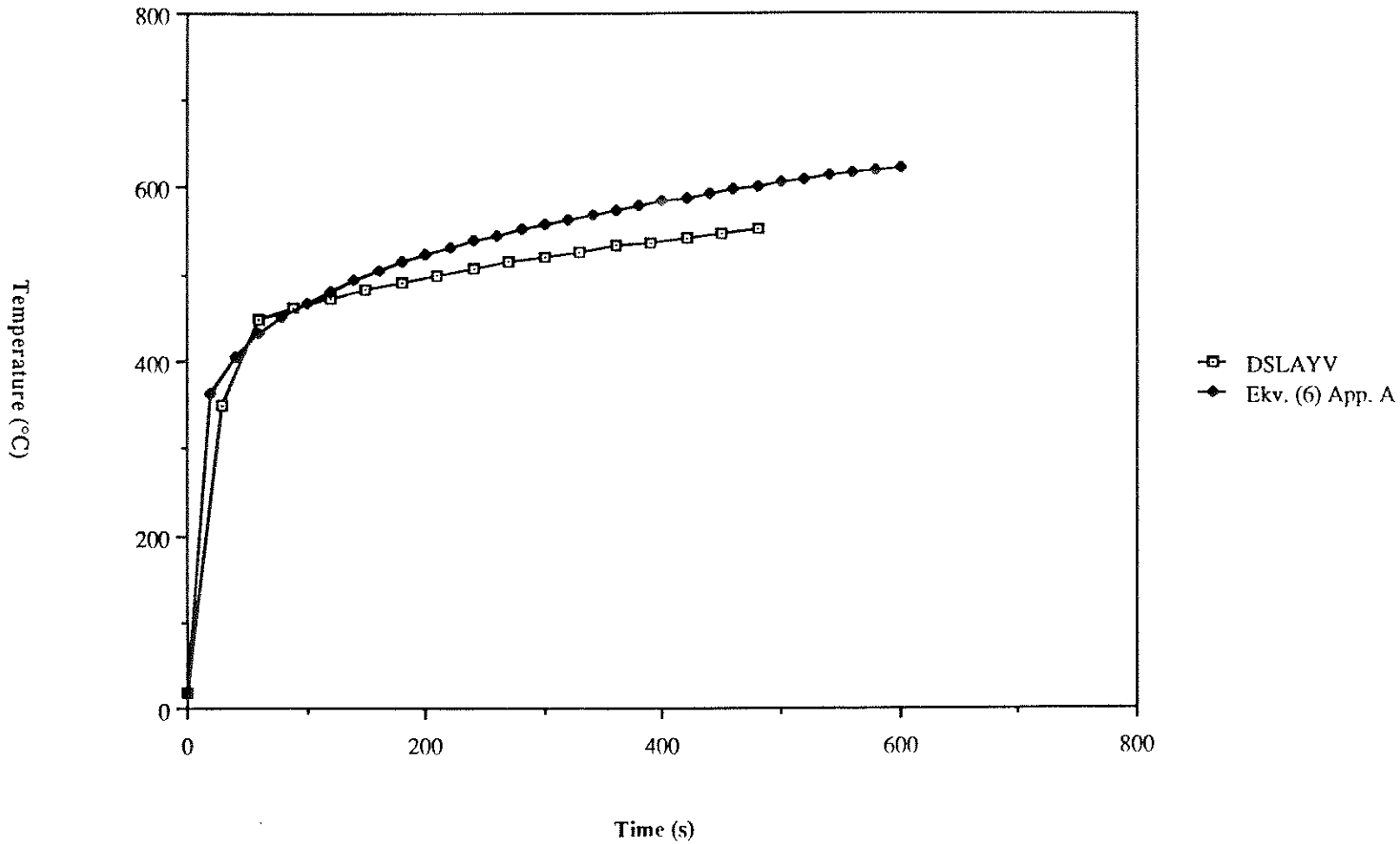
Figur 2.4c Brandeffekt 5 MW



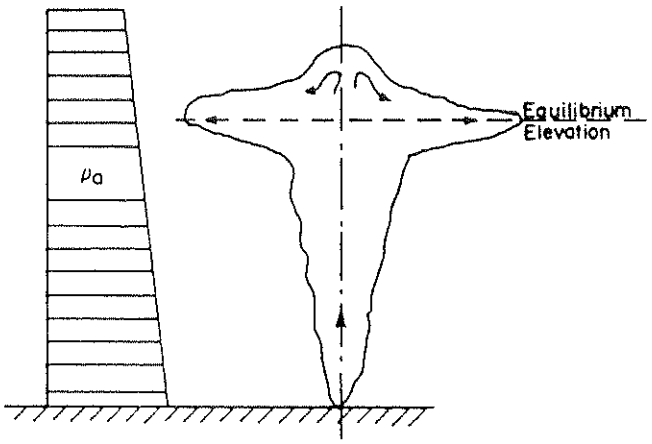
Figur 2.5a Tidkurva för temperatur i övre gaslager för standardtestrum NT 025. Effekt = 500 kW och dörrhöjd H_0 (Jfr Figur 2.1)) = 2 m



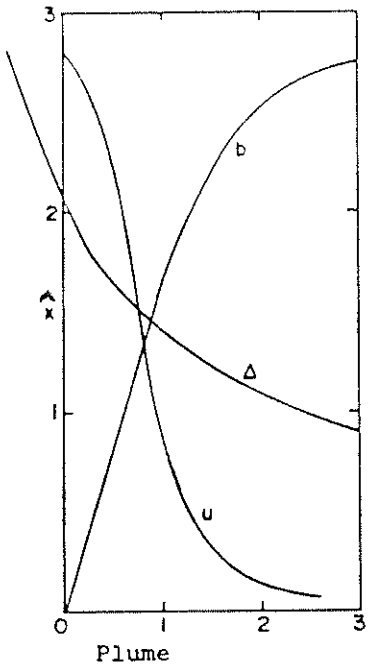
Figur 2.5b H_O = 1 m



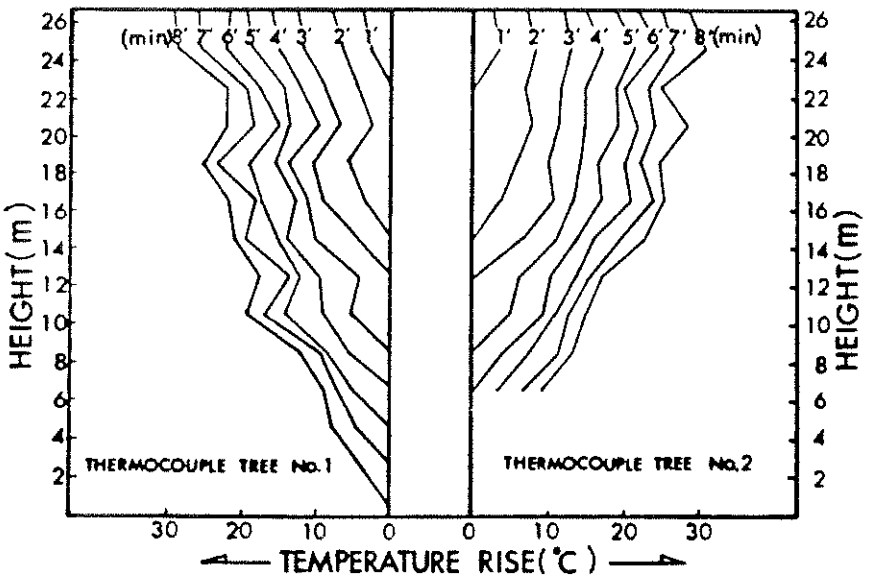
Figur 2.5c H_o = 0.5 m



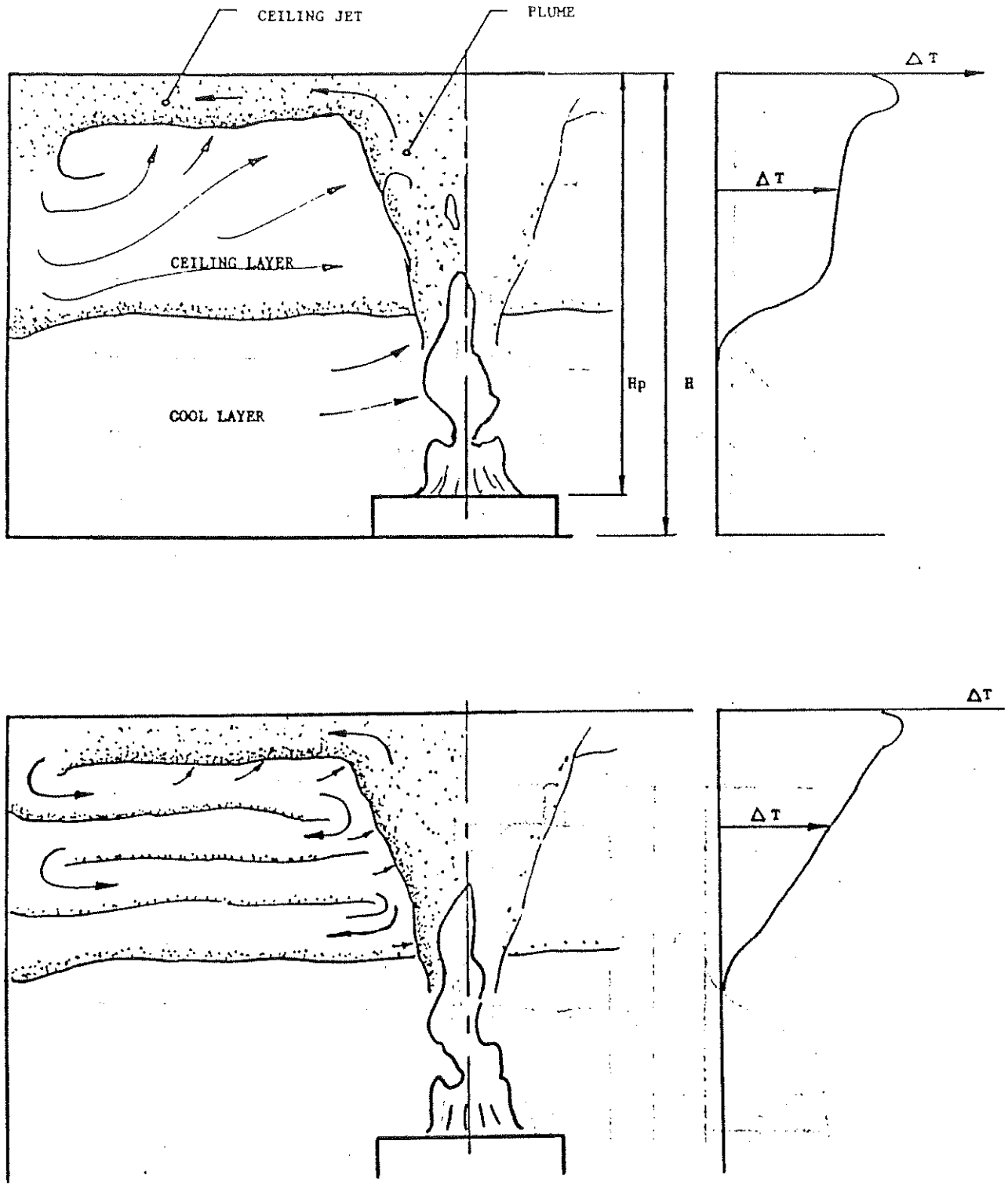
Figur 2.6 a Plymer i hög lokal med temperaturgradient



Figur 2.6 b Vertikal axel = dimensionslös höjd $\hat{x}$. Horisontell axel visar densitetsunderskott, maximal plymhastighet och plymradie som funktion av $\hat{x}$ /42/



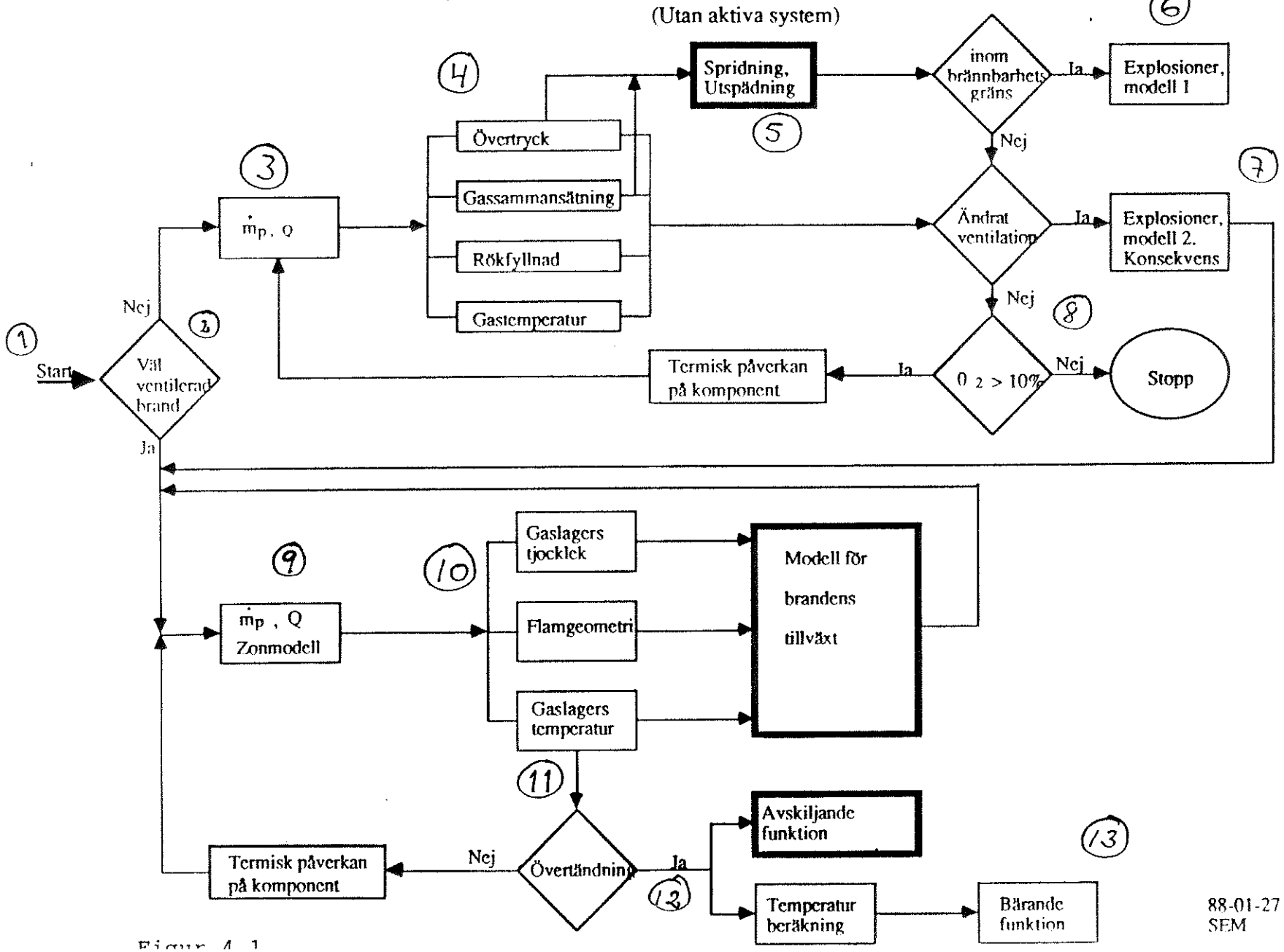
Figur 2.7 Temperaturprofiler i övre gaslager vid full-skaleförsök /15/



Figur 2.8 a och b. Schematisk bild av strömningsförhållandena i ett övre gaslager med homogen temperatur respektive utpräglad temperaturskiktning /44/

Organisation av kunskapsbas "Industribränder"

(Utan aktiva system)



88-01-27
SEM

Figur 4.1

DEPARTMENT OF FIRE SAFETY ENGINEERING
Institute of Science and Technology
Lund University
Box 118
S-221 00 LUND, Sweden
Telephone +46 46 107360

Appendix A

Utdrag ur

Karlsson, B.,

A Deterministic and Probabilistic Model for Oilspill Fires in Nuclear Power Plants

Report prepared for The Swedish Nuclear Power Inspectorate (under tryckning)

Lund April 1988

Table of contents

		page
	Abstract	2
	List of symbols	3
1	Introduction	4
2	Deterministic model for oilspill fires	6
2.1	Open compartments	6
2.2	Closed compartments	8
2.3	Heat transfer	11
2.4	Results from the deterministic model	16
3	Probabilistic model for oilspill fires	17
3.1	Oilspill position	17
3.2	Oilspill size	21
4	Results from the computer code OSFIC	22
4.1	Rooms T-9916 and T-9917	22
4.2	Room T-0316	25
4.3	Room T-9915	27
4.4	Conclusions	27
5	Hydrogen leakage scenarios	28
5.1	Room T-0101	28
5.2	Room E-0325	28
	Bibliography	29
	Figures	30

Appendix A "Brandscenario i kärnkraftverk"

Appendix B "Vätgasscenario för batterirum och driftejektorutrymme"

Appendix C "Synfaktorer"

Appendix D "Rökfyllnad, jämförelse mellan experiment och teori"

Abstract

A deterministic and probabilistic model for oilspill fires in nuclear power plant compartments has been developed. It's objective is to predict whether certain components in the compartment will cease to function as a result of the fire and to give the probability of failure. Results are presented for several scenaros in two compartments. The model has been implimented in the computer code OSFIC, a tool for safety engineers to compare various component configurations in different compartments.

List of symbols

A	=	Area
C_p	=	Heat capacity (of air unless otherwise stated)
D	=	Diameter
d	=	Thickness
F	=	Configuration factor
g	=	Gravitational acceleration
H	=	Height
ΔH	=	Heat of combustion
h_k	=	Convection coefficient
k	=	Thermal conductivity
$k\beta$	=	Factor in equation [2]
$k\rho c$	=	Thermal inertia
L	=	Length
m''	=	Mass burning rate per area
m_{air}	=	Mass flow rate of air
M	=	Mass
Δp	=	Pressure rise
q''	=	Radiative heat transfer per area
Q	=	Energy release rate
Q^*	=	Nondimentionalized energy release rate
Q_c	=	Convective energy release rate
S	=	Floor surface area
t	=	Time
T	=	Temperature
T_p	=	Plume temperature
y	=	Ratio of room height to gaslayer height
α	=	Thermal diffusivity (also a factor in equation [8])
χ	=	Combustion efficiency factor
ρ	=	Density (of air unless otherwise stated)
τ	=	Nondimentionalized time
σ	=	Stefan-Boltzmann constant
ε	=	Emissivity

Other subscripts:

b	=	Burn-out	ox	=	oxygen
f	=	fire	s	=	surface
g	=	gas	0	=	ambient
o	=	opening	∞	=	infinity

2. Deterministic model for oilspill fires.

The proposed model uses two different procedures to calculate the fire characteristics depending on the type of compartment. The first is the case of open doors, where the fire has access to sufficient amounts of oxygen to ensure continuous burning. The second is the case of closed doors where the fire may suffocate due to lack of oxygen.

2.1 Open compartment

For a fire in a compartment with open doors a two zone model is used. When it starts, hot gases rise from the burning oil towards the ceiling and spread across it, forming a distinct layer of hot gases near the ceiling. This layer gradually becomes thicker and finally reaches the top of the opening where the hot gases start flowing out, stabilizing the thickness of the layer.

For the compartment sizes and energy outputs considered in this study the time this takes is relatively short (in the order of seconds) and the conservative assumption is made that at the start of the fire the layer is already stabilized at the top of the opening.

2.1.1 Energy release rate

The rate at which energy is released in a fire is the single most important factor characterizing its behavior. It is a key factor for calculating other fire characteristics associated with fire growth, such as gastemperatures, flame heights and time to burn-out.

For many fuels it is difficult to estimate this growth rate. Furnishings, piles of wood and other materials can show a very varying burning rate. In this study we are however only concerned with oilspill fires, showing a much more consistent burning rate.

Once an oilspill has ignited, the time history of the fire can be divided into the periods of growth, fully developed burning and decay.

In the growth period the fire spreads over the oilspill in a comparatively short time. This period is neglected in the current study, the fire is assumed to exhibit fully developed burning at ignition.

The second period is characterized by a burning rate where the fire is either limited by available ventilation or by fuel surface area. Accordingly, the fire is then said to be

ventilation controlled or fuel bed controlled.

For fuel bed controlled fires the energy release rate can be given by an expression of the form (Drysdale (3)):

$$\dot{Q} = \chi \dot{m}'' A_f \Delta H \qquad [1]$$

Babrauskas (4) has recommended that the burning rate for pool fires with diameter larger than 0.2 m be given by the expression:

$$\dot{m}'' = \dot{m}''_{\infty} \left(1 - e^{-k\beta D}\right) \qquad [2]$$

He also gave experimentally determined values for the above quantities for different liquid fuels. His data on hydrocarbon transformer oil is used in this study.

For ventilation controlled fires the burning rate is limited by the amount of oxygen available, 1kg oxygen used in combustion releases approximately 13.2 MJ. Kawagoe (5) gave an expression for estimating the mass of air entering through the opening:

$$\dot{m}_{air} = 0.5\, A_o \sqrt{H_o} \qquad [4]$$

This gives an upper limit to the mass rate of inflowing air and assumes that the fuel mass loss rate is small compared with the incoming air flow rate. A more accurate result can be achieved by combining plume equations with equations describing the flow at the opening. However, simple hand-calculations have shown that equation [4] gives reasonable results for the range of ventilation openings and mass loss rates considered in this paper.

The burning rate can thus be estimated from the expression (Lawson and Quintiere (6)):

$$\dot{Q} = 0.232\, \dot{m}_{air}\, \Delta H_{ox} \qquad [3]$$

This again is a maximum value, assuming maximum flow and complete mixing.

2.1.2 Time to burn-out

If one knows the total amount of oil spilled and it's mass loss rate it is a simple matter to calculate how long time it takes to evaporate all of the available oil. The following

expression gives the time to burn-out:

$$t_b = \frac{M_f}{\dot{m}''\ A_f} \qquad [5]$$

2.1.3 Gastemperatures

McCaffrey et al. (7) suggested that the upper layer temperature rise could be approximated from the regression formula:

$$\frac{\Delta T}{T_0} = 1.6\left(\frac{\dot{Q}}{\sqrt{g}\ c_p \rho_o T_o A_o \sqrt{H_o}}\right)^{2/3}\left(\frac{h_k A_w}{\sqrt{g}\ c_p \rho_o A_o \sqrt{H_o}}\right)^{-1/3} \qquad [6]$$

Alvares et al. (8) have presented a similar correlation for force-ventilated compartments, following the methods used by McCaffrey et al.

The gastemperature is here dependent on how long the fire has been burning in the enclosure, increasing very slightly with time. In the current study the gastemperature is evaluated at the time of burn-out and the conservative assumption is made that it remains constant at this value from the start of the fire till burn-out.

The effective enclosure conductance, h_k, is assumed to equal to 30 W/m^2 °C.

2.2 Closed compartment

The rate of pressure rise in a closed compartment is often kept small by gas leakage through cracks around windows and doors. Zukosky (9) developed a procedure to calculate the fire characteristics in compartments where the time to reach a steady state pressure is small compared with the time it takes to fill the compartment with smoke.

The procedure proposed in this paper builds on Zukoski's approach. When a fire starts the hot gases rise to the ceiling and as long as the oil burns the ceiling layer continues to grow both in depth and temperature. It is assumed that there is a relatively sharp interface between the hot upper layer and the ambient air in the lower part of the room. While the upper layer grows, ambient air is pushed out through the leakage at the floor level due to the expansion of the heated gases. The fire is assumed to go out when the hot layer reaches the floor.

If the steady state pressure rise is very high the door to the compartment might fail.

The computer program presented here calculates the pressure rise and if it is above a certain value the computations are aborted with the message that the model is not valid for such a large energy effect. However, for most of the cases considered in this study the steady state pressure rise is not very high.

Zukoski (9) gives an expression to calculate the steady state pressure rise:

$$\Delta p = \left(\frac{\dot{Q}}{c_p T_0 A_0}\right)^2 \frac{1}{2\rho_0} \qquad [7]$$

2.2.1 Energy release

The energy released in the fire is assumed to be as if it were a fuel bed controlled fire, ie calculated according to equation [1]. It is then considered to be constant at this value till the fire suffocates due to lack of oxygen.

This would look a bit different in reality. As the oxygen concentration decreases, the burning rate slows down. Instead of getting a fire with a high, constant energy output for a short time one would get a fire with a high energy output, decreasing with the decrease in oxygen concentration and finally suffocating.

2.2.2 Gastemperatures

Zukoski (9) applied the first law of thermodynamics to determine the time required to fill a room with products of combustion from a fire. The room was assumed to have a small leakage opening at the floor level. He suggested that the process was governed by the differential equation:

$$\frac{dy}{d\tau} + Q^* + \alpha\,(Q^*)^{1/3}\,(y)^{5/3} = 0 \qquad [8]$$

where

$$\tau = t\sqrt{\frac{g}{H}}\left(\frac{H^2}{S}\right) \qquad [9]$$

and

$$Q^* = \frac{\dot{Q}}{c_p \rho_o T_o \sqrt{gH}\, H^2} \qquad [10]$$

Zukoski (9) also gave an expression for the ceiling layer density:

$$\frac{\rho}{\rho_0} = 1 - \frac{Q^* \tau}{1 - y} \qquad [11]$$

This can easily be rearranged to give the temperature of the hot gases for some specific layer height. We are interested in the gastemperature and the time it takes for the layer to reach the floor. Having substituted temperatures for densities, equation [11] reduces to (for y = 0):

$$T = \frac{T_0}{1 - Q^* \tau_{floor}} \qquad [12]$$

Q^* can be found from equation [10] but a knowledge of τ_{floor} requires the solution of the differential equation [8] which has to be solved numerically. To avoid this in the computer program the equation was solved for y = 0 with the simulation language SIMNON. τ_{floor} was plotted versus Q^* and a logarithmic curve was fitted to the results, see fig 1. This gives τ_{floor} as a function of Q^*:

$$\tau_{floor} = 1.045\ (Q^*)^{-0.85} \qquad [13]$$

Thus it is possible to calculate the time it takes for the layer to reach floor level by rearranging equation [9]. The gastemperature at this time can be found from equation [12].

2.2.3 Time to burn-out

The time to burn-out is calculated according to the process described above ie. from equations [9] and [13]. The term burn-out is here ambiguous and can mean both the cessation of combustion due to lack of fuel and the suffocation of the fire due to lack of oxygen.

Like explained above, in reality the fire does not have a constant, high energy output but decreases as the oxygen concentration falls. This has the effect that the fire may go on for a longer period than calculated from above, but with a steadily decreasing intensity. The total energy release will however remain basically the same.

Zukoski's theoretical model was compared with experimental results, showing a good agreement (see Appendix D).

2.3 Heat transfer

Once the size of the oilspill has been defined, the energy output and the resulting gastemperature, flameheight and time to burn-out can be calculated from the procedure given above. Knowing the gastemperature one can calculate the heat transfer from the hot layer to the cable and pump and the time it takes to heat the surface of these components up to a certain critical surface temperature at which the component is assumed to fail.

If the position of the fire in the compartment is also known the heat transfer from the flames to the components can similarily be calculated. As a result, the time it takes to heat the component up to the critical surface temperature can be found.

A typical compartment in Barsebäck has two or three pumps in it which are defined to be the critical components, along with the cables supplying the electricity to them. The procedure suggested here considers each of these pumps in turn, and the cable supplying it, and defines the five following modes in which these components may become damaged and cease to function:

1) The radiation from the hot layer to the cable causes the cable to reach a predefined critical surface temperature, resulting in function failure.
2) Similarly, the hot layer radiates to the pump causing elevated surface temperatures and function failure.
3) If the fire is directly under the cable the plume temperature can cause cable failure.
4) The flame radiates to the pump, causing elevated surface temperatures and failure.
5) In some cases the electrical supply is from a cable emerging from the floor, entering the pump at around the height of one meter from the floor. This cable can be subjected to radiation from the flame, resulting in cable failure.

The combined heat transfer of two modes is not taken into account. For example, the gaslayer radiates mainly to the top of the pump and comparatively little to the sides. Similarily, the flame radiates mainly to the sides of the pump and comparatively little to the top of it. This is therefore assumed to be a reasonable assumption considering the purposes of the model.

Having calculated the time to failure for each of the modes, the smallest of the times is the critical time to failure, t_{crit}.

2.3.1 Heat transfer from gaslayer to cables.

There are generally two ways to connect a cable to a pump in the compartments at

Barsebäck; either it enters the room through a wall at some height which is equal to or higher than the door; or it enters through the floor. In the latter case the cable may be subjected to radiation from the flame, this case is treated in a later section. The cables entering through the wall are considered to be emerged in the hot layer whether the door is open or not. In this case the lumped thermal capacity method is used to calculate the heat transfer to the cables.

Since the cables are made of various materials in different layers a problem arises when trying to determine their overall density, heat capacity and thermal conductivity. The cables considered here consist of three materials; a thick aluminum core surrounded by PVC, a thin copper layer and finally a coat of PVC. The overall cable diameter is around 8 cm and it is not contained in a cable tray.

The problem is solved in a similar way in which on would solve the problem of heat transfer to an insulated steel column. The PVC is considered to be the insulator and not to have any heat capacity. The core is assumed to consist of the combined copper and aluminum. The temperature gradients within the core are neglected, it is considered to be of a uniform temperature throughout.

The solution of the differential equation governing this type of heat conduction is (Holman (10)):

$$\frac{T_s - T_g}{T_0 - T_g} = e^{-t/t_c} \qquad [14]$$

where

$$t_c = \frac{c_p V \rho d_{pvc}}{A k_{pvc}} \qquad [15]$$

The c_p, V, ρ and A refer to the core of the cable.

Equation [14] can be rearranged to give the time required for the cable to reach a certain critical temperature:

$$t = - t_c \, Ln\left(1 - \frac{T_s - T_g}{T_0 - T_g}\right) \qquad [16]$$

2.3.2 Heat transfer from gaslayer to pump

To analyse this case the pump is assumed to be a semi-infinite solid and convective heat losses are taken into account. The solution of the differential equation governing this,

solved for the temperature at the surface is (Holman (10)):

$$T_s - T_0 = \frac{\dot{q}''}{h_k}\left(1 - e^{z^2}\mathrm{erfc}\,(z)\right) \qquad [17]$$

where

$$z = h_k\sqrt{\frac{t}{k\rho c}} \qquad [18]$$

The error function can be approximated from (Claesson et al. (11)):

$$e^{z^2}\mathrm{erfc}\,(z) = \frac{2 + z}{2 + \left(1 + 4/\pi\right)z + \sqrt{\pi}\,z^2} \qquad [19]$$

The rate of heat transfer is:

$$\dot{q}'' = \left(T_g^4 - T_0^4\right)\sigma\,\varepsilon\,F \qquad [20]$$

The configuration factor from the gaslayer to the pump is calculated in a standard manner, see Appendix C.

The above equations can be combined and solved by the Newton-Raphson method to give the time to reach the critical surface temperature. The convection heat transfer coefficient is again set to be constant at 30 W/m^2 °C for all cases. The material constants are assumed to be those of steel.

This method of analyses is only valid for a certain combination of a minimum thickness of material and for a maximum time. This minimum thickness or maximum time can be evaluated from:

$$L > 2\sqrt{\alpha\,t} \qquad [21]$$

The thermal diffusivity of steel is relatively high but we are only concerned with very short periods of time which gives an acceptable thickness of material.

One of the five modes of heat transfer mentioned above will have caused a critical surface temperature on a component within a few minutes. In some cases it takes a very long time for the gaslayer to heat the surface of the pump up to the critical

temperature, resulting in an unacceptable minimum thickness of material. The resulting time from these calculations is therefore not valid but one of the other modes of heat transfer has already supplied a much shorter time and it is this short time we are interested in.

This method of analyses is therefore considered to be valid when this mode supplies the shortest time and therefore an acceptable minimum thickness. Furthermore, the pumps studied in this paper are relatively solid constructions resulting in an acceptable thickness.

2.3.3 Heat transfer from plume to cable

To calculate the heat transfer from the plume to the cable one must know the position of the plume and the cable, the height of the cables, the plume radius and the plume temperature at this height. The height and position of the cable is supplied as input to the program, the position of the plume will be dealt with in the next chapter.

Heskestad (12) has given the plume radius at a certain height to be:

$$b_{\Delta T} = 0.12 \left(T_p / T_0 \right)^{1/2} (z - z_0) \qquad [22]$$

where

$$z_0 = -1.02\, D + 0.083\, \dot{Q}^{2/5} \qquad [23]$$

He expressed the temperature rise in the plume at this height to be:

$$\Delta T_p = 9.1 \left(\frac{T_0}{g\, c_p^2\, \rho_0^2} \right)^{1/3} \dot{Q}_c^{2/3} (z - z_0)^{-5/3} \qquad [24]$$

ΔT was defined as the centerline temperature rise and $b_{\Delta T}$ was the radius at which this temperature had declined to half of ΔT. In the proposed model the cable is assumed to be subjected to the centerline temperature if it is within the plume radius, if it is outside this radius it is assumed to be subjected to the gastemperature.

The time to damage is calculated from equation [16] as in section 2.3.1 with plume temperature substituted for gastemperature.

2.3.4 Heat transfer from the flame to the pump

The heat transfer from the flame to the pump can be calculated using the same type of analyses as in section 2.3.2, equations [17], [18], [19] and [20]. In this case however one needs to know a number of additional parameters such as the height and shape of the flame, it's temperature and emissivity and the configuration factor from the flame to the pump.

Here, the flame is considered to be of a cylindrical shape. Heskestad (12) gave the following approximate relation for the flame height:

$$L = -1.02\,D + 0.23\,\dot{Q}^{2/5} \qquad [25]$$

In order to calculate the configuration factor one must know where on the pump the most critical point is to be able to find the distance from the flame to this point. In this study the point is assumed to be the one closest to the flame, at any height on the pump. Whether it is on a corner of the pump or on one of the sides is assumed immaterial.

The formula for calculating the configuration factor is given in Appendix C. This expression gives the configuration factor from a cylinder to a parallel surface element at the height of the cylinder top. To find the configuration factor from the center of the flame to the pump it is first evaluated for half the cylinder height and then doubled.

The radiation from the flame to the pump can be evaluated from equation [20]. Due to the fourth power dependence of the flame temperature, the radiation is sensitive to its choice. Modak (12) reports the effective radiation temperature for most heights above the fuel surface to be around 1300° K and this value is used here. The emissivity factor is conservatively taken to be 0,95. The convective cooling coefficient is assumed to be constant for all cases at 30 W/m^2 °C.

2.3.5 Heat transfer from the flame to the cable.

The calculation of the time to critical cable surface temperature due to radiation from the flame is based on the lumped thermal capacity method of analyses. The solution of the differential equation governing this process is slightly different from the one presented in section 2.3.1 since the cable is not immersed in the gaslayer but subjected to radiation from a distant flame.

Here, convection heat losses are taken into account as well as the PVC insulator. Thus there are two time constants involved in the analyses, one taking account of the insulator and another of the convection heat losses.

The resulting equation is:

$$T_s = T_0 + \frac{\dot{q}''}{h_k}\left(1 - e^{-t/(t_{C1}\, t_{C2})}\right) \qquad [26]$$

where $$t_{C1} = \frac{\rho\, c_p\, V}{A\, h_k} \qquad [27]$$

and $$t_{C2} = 1 + \frac{h_k\, d_{pvc}}{k_{pvc}} \qquad [28]$$

The c_p, V, ρ and A refer to the core of the cable.

The configuration factor is calculated in the same way as in section 2.3.4, the flame temperature, emissivity and material constants are also from that section.

Appendix B

Utdrag ur referens 26:

Mitler, H.

Comparison of Several Compartment Fire Models; An Interim Report

3. QUESTIONS TO BE ADDRESSED IN ANALYZING A COMPARTMENT FIRE MODEL

The capabilities of a model can be understood in terms of the answers to a series of questions. These questions are here separated into six general categories:

I. Numerics
II. Documentation
III. Physics
IV. Validation
V. Structure
VI. Other Factors

The starred items below (*) are of special interest to NRC/SANDIA. The rest are of more general interest, and are listed in what is estimated to be decreasing order of importance.

---

*A good deal of validation work has been done on FAST in the past year, however.

I. Numerics

1. How robust are the numerics? i.e., are the numerical computations stable, and convergent 98% of the time?

2. How accurate is the numerical method? Can a certain level of accuracy be guaranteed?

3. Can the desired accuracy be prescribed?

4. Can a different "math pack" be substituted if desired?

II. Documentation

1. Is there good documentation to support the program?

2. Is there a good user manual?

3. Is the internal documentation (in the program) good?

III. Physics

*1. Does it give the variation of the depth and temperature of the hot gas layer?

*2. Does it handle temperature gradients in the hot gas layer?

*3. Does it handle forced ventilation? How well?

*4. Can it handle multiple rooms? How many?

*5. Modeling of fuel source(s):

a. How many fuel sources does it permit? Simultaneously?
b. crib fire
c. wall fire
d. corner fire
e. slab (horizontal) fire, growing
f. solid pool
g. liquid pool
h. burner
i. moving source

*6. Does it determine when a second source ignites? How?

*7. Does it give species concentrations in the hot layer? In particular:

a. O_2
b. CO_2
c. CO
d. THC (total hydrocarbons)
e. unburnt fuel
f. smoke
g. H_2O
h. HCl
i. other

*8. How well does it handle different target configurations?

*9. Does it adequately treat the convective and radiative heat transfers to an object immersed in the hot gas layer, which cannot "see" the flame?

*10. Does it consider the mixing of (hot and cold) layers at vents? How well?

*11. What is the effect of beams or partitions on the modeling accuracy?

*12. Can it handle oddly-shaped rooms? How well?

*13. What is the number of dimensions handled by the program? (is it two-dimensional or three-dimensional)?

14. Does it permit the user to prescribe an arbitrary fire?

15. Can it handle fires other than prescribed ones?

16. Is the model static or dynamic (time-dependent)?

17. Does it determine radiative heat transfers? How well?

18. Does it determine convective heat transfers? How well?

19. Does it give the spread rate of a fire on an object?

20. Does it determine the heating of objects? How well?

21. Does it determine the heating of the ceiling?

22. Does it determine the heating of the walls?

23. Does it determine the heating of the floor?

24. Does it predict fire detection?

25. Can it handle burnout? How well?

26. Does it consider the temperature and composition of the lower layer?

27. Does it consider burning in vitiated air?

28. Does it handle ceiling venting?

29. Does it give ceiling ignition?

30. Does it predict layer ignition?

31. Does it predict ignition in a room other than the room of origin?

32. Can it handle charring fuels?

33. Does it consider different ignition modes? How well?

34. Can a vent be opened or closed <u>during</u> the fire?

35. Can it handle rooms on more than one floor? How well?

36. Does it describe fire suppression?

37. Can it handle leaning plumes (which are inclined because of wind)?

38. In general, how much of the important physics involved is included?

39. How well does it treat the physics it <u>does</u> consider?

IV. <u>Validation</u>

*1a. How thoroughly has the <u>overall model</u> been tested ("validated") against real fires?

*1b. How well did it perform?

2. How well have the algorithms for <u>each physical process</u> been validated? (see item III. 39)

V. <u>Structure</u>

1. How modular is the program?

2. How easily can it be modified? With:

   a. New algorithm(s)
   b. New variable(s)
   c. Changes in I/O
   d. Changes in numerics

3. How transportable is it?

4. How well has it been "idiot-proofed"?

VI. Other Factors

*1. What is the "computer power" required? i.e. how large a machine is required?

*2. What are typical run times?

*3. What are the parameter limits within which it is valid?

*4. What is the quality and availability of required input data?

5. Is it user-friendly? How easy is it to use?

6. What are the parameter limits within which it will converge?

7. What are the principal advantages of the model?

8. What are the principal drawbacks of the model?

9. Can it be run interactively?

10. Can it be run in batch mode?

11. Does it have graphics capability?

4. Table I. Brief answers to the points and questions raised in items I to VI, for the several compartment models considered. The symbols have the following meanings: C = see comments following Table. D = dynamic. E = excellent. F = fair. G = good. M = maybe. NA = not applicable. P = poor. QS = quasistatic. U = unknown. VG = very good. ✓ = yes. x = no.

		Mark 5	Mark 5.2	Mark 5.3	Mark 6	COMPBRN II	FAST
I. Numerics	1 Stable & convergent?	✓	✓	✓	✓	✓	✓
	2 Accurate? Guaranteeable?	G,✓	G,✓	G,✓	E,✓	F-G,x	G,✓
	3 Is accuracy prescribable?	✓	✓	✓	✓	x	✓
	4 Other "math packs"?	x	x	x	M,C	x	M,C
II. Documentation							
	1 Program documentation?	E	VG	VG	G	P-F	F-G
	2 User manual?	F	F	F	G	G	G
	3 Internal documentation?	G	G	G	F	P	G
III. Physics	*1 Depth & T of layer?	✓	✓	✓	✓	✓	✓
	*2 Temp. gradients?	x	x	x	x	x	x
	*3 Forced ventilation?	x	x	✓VG	x	✓P	x
	*4 Multiple rooms?	x	x	x	✓E,5	x	✓E,II
	*5a No. of fuel sources?	5	5	5	5	≥25	I
	* b crib fire?	P	P	P	P	✓	x
	* c wall fire?	P	F	P	P	✓	✓,C
	* d,i corner fire? moving?	x	x	x	x	x	✓,x,C
	* e growing horizontal fire?	✓	✓	✓	✓	x	x
	* f,h solid pool, burner?	✓	✓	✓	✓	✓	x
	* g liquid pool fire?	✓	✓	✓	✓	x	x
	*6 Ignition?	✓	✓	✓	✓	✓	x
	*7 Species concentrations:	✓	✓	✓	✓	x	✓
	O_2, CO_2, CO, smoke H_2O	✓	✓	✓	✓	x	✓
	THC, unburnt fuel	x	x	✓	x	x	✓
	HCl, other	x	x	x	x	x	✓
	*8 Complex targets?	F	F	F	F	G	x
	*9 Heat transfers to immersed object?	✓	✓	✓	✓	F	x
	*10 Layer mixing?	x	✓	x	U	x	✓G
	*11 Effect of beams?	C	C	C	C	C	C
	*12 Odd-shaped rooms?	✓P	✓P	✓P	✓E	✓F	M
	*13 2D or 3D?	3D	3D	3D	3D	3D	3D
	14 Prescribed fire?	x	✓	✓	✓	x	✓
	15 Non-prescribed fires?	✓	✓	✓	✓	✓	x

Table 1, cont'd

			Mark 5	Mark 5.2	Mark 5.3	Mark 6	COMPBRN II	FAST
III.	Physics 16	Dynamic?	D	D	D	D	QS	D
	17	Radiation heat transfer?	E	E	E	E	F	C
	18	Convective heat transfer?	G	G	G	G	F	G
	19	Fire spread rate?	✓	✓	✓	✓	✓	x
	20	Object heating?	E	E	E	E	E	x
	21,22	Ceiling, wall heating?	✓	✓	✓	✓	C	✓
	23	Floor heating?	C	C	C	C	C	✓
	24	Fire detection?	x	x	✓	x	x	x
	25	Burnout?	G	G	G	G	P	M
	26	Lower layer T?	x	✓	x	x	x	✓
	*27	Burning in vitiated air?	x	x	x	x	x	x
	28	Ceiling venting?	F	F	F	F	x	x
	29	Ceiling ignition?	C	C	C	C	C	x
	30	Layer ignition?	x	x	x	x	x	x
	31	Second-room ignitions?	x	x	x	✓	C	x
	32	Charring fuels?	x	x	x	x	x	✓
	33	Different ignition modes?	x	x	x	x	x	x
	34	Vent opening?	x	✓	x	x	x	✓
	35	Multiple floors?	NA	NA	NA	M	x	✓
	36	Fire suppression?	x	x	x	x	x	x
	37	Leaning plumes?	x	x	x	x	x	x
	38	Comprehensive physics?	G	VG	VG	G	F	G
	39	Adequacy of physics?	F-E	F-E	F-E	F-E	F	G
IV.	Validation							
	*1a	Degree of validation?	G,C	G,C	G,C	G,C	F	G
	*1b	Performance?	----------P To E; generally, G---------				P-G	F
	*2	Algorithm validation?	G	G	G	G	F	G
V.	Structure 1	Modular?	G	G	C	E	G	E
	2a	Add new algorithms?	F-G	F-G	F-G	F-G	P-G	G
	b	Add new variables?					G	G
	c	Can change I/O?	G	G	G	F	U	P
	d	Can change numerics?	P	P	P	F	U	P
	3	Transportable?	E	E	G	G	G-E	E
	4	Idiot-proofed?	G	F	E	F	P	F

Table 1, cont'd

	Mark 5	Mark 5.2	Mark 5.3	Mark 6	COMPBRN II	FAST
VI. Other Factors						
*1 Computer Power?						
*2 Run times?	C	C	C	C	C	C
*3 Parameter limits?						
*4 Input data?						
5 User-friendly?	P-G	G	G	G	P	G
6 Convergence limits?						
7 Principal advantages?	C	C	C	C	C	C
8 Principal drawbacks?						
9 Run interactively?	✓	✓	✓	✓	x	x
10 Can it run in batch?	P	P	P	P	✓	✓
11 Graphics capability?	x	✓	x	✓	x	E

Appendix C

Utdrag ur referens 26, se appendix B

6. DEVELOPMENTS NEEDED

Each of these models needs improvements of various kinds, some of which are easy to infer from glancing at the table of section 4. Consider first the Harvard models, Mark 5.2 and 5.3, since they are already enriched in desirable directions.

a. The enrichments in 5.2 and 5.3 should be merged.

b. Floor heating should be properly implemented in 5.2 and 5.3

c. Ignition and burning entirely within the vitiated layer must be allowed.

d. A good wall-fire algorithm should be incorporated.

e. The burning of a fuel which is long and narrow must be considered and incorporated.

f. Ignition of the hot layer should be included.

g. Inclusion of a "materials handbook" which is built into the program, similar to what is now in Mark 6. This should include the thermophysical constants for at least two of the cable types most commonly used in nuclear plants.

h. A better treatment of multi-layered target objects, such as laminates or cables with several layers, should be included.

i. The effect of the ceiling jet on detectors, sprinklers, or cable trays should be explicitly incorporated.

j. A good user manual should be written for each of the "codes".

k. Ceiling burning should be included.

l. Modeling of fuel sources with a complex geometry should (eventually!) be done; preferably in a way which is better than that used in COMPBRN.

m. A liquid-pool fire algorithm should be explicitly written.

n. Ceiling venting should be included.

o. A "communications matrix" similar to that in COMPBRN would be a very useful adjunct, for radiation interchange in complex geometries.

p. Convective heat transfer algorithms should be improved.

q. The forced-ventilation algorithm should be improved by incorporating the fan characteristics and permitting the system to determine the flow rate (see discussion under item III.3.).

All of the above enrichments should also be incorporated into Mark 6, of course.