

Simulering av kabelbränder i sekundära säkerhetssystem med CFD-koden SMAFS

Anders Jonsson
Johan Malmqvist

Department of Fire Safety Engineering
Lund University, Sweden

Brandteknik
Lunds tekniska högskola
Lunds universitet

Report 5175, Lund 2005

**Simulering av kabelbränder i sekundära säkerhetssystem
med CFD-koden SMAFS**

**Anders Jonsson
Johan Malmqvist**

Lund 2005

Authors:

Anders Jonsson
Johan Malmqvist

Report 5175

ISSN: 1402-3504

ISRN: LUTVDG/TVBB--5175--SE

Number of pages: 106

Illustrations:

Anders Jonsson
Johan Malmqvist

Keywords:

Cable fires, cable trays, SMAFS, pre-processor, solver, CFD-models, turbulence, radiation

Sökord:

Kabelbränder, kabelstege, CFD-koder, SMAFS, pre-processor, solver, CFD-modeller, turbulens, strålning

Abstract:

This report contains CFD-simulations of cable tray fires in nuclear power plant applications with the CFD-code SMAFS. Furthermore the report evaluates the use of CFD-codes within this kind of problems. The assessment of this report is that there is a tendency towards the good use of CFD-codes but before using it solely more research has to be done on the subject.

© Copyright: Brandteknik, Lunds tekniska högskola, Lunds universitet, Lund 2005.

Brandteknik
Lunds tekniska högskola
Lunds universitet
Box 118
221 00 Lund

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

Telefon: 046 - 222 73 60
Telefax: 046 - 222 46 12

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

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

Telephone: +46 46 222 73 60
Fax: +46 46 222 46 12

Sammanfattning

Denna rapport har producerats vid Lunds Tekniska Högskola, avdelningen för Brandteknik. Den är ett projektarbete, 10 poäng i kursen brandtekniskt projektarbete. Då två rapportskrivare varit involverade omfattar rapporten således 20 poäng. Rapporten har initierats av Brandteknik och finansierats av Ringhals AB.

Bakgrunden till detta projektarbete är ett internationellt samarbete beträffande brandsäkerhet på kärnkraftverk, där fokuseringen ligger på bränder i kabelstegar till sekundära säkerhetssystem. Syftet med detta projektarbete är att använda CFD-koden SMAFS (Smoke Movement And Flame Spread) på ett antal fiktiva scenarier gällande dessa brandrisker. Syftet har även varit att jämföra de resultat som simuleringarna i SMAFS genererat med resultaten från de fält- och zonmodeller som ingick i det internationella samarbetet. Målet med detta arbete är att undersöka om slutsatser kan dras ur jämförelsen mellan SMAFS och de övriga fält- och zonmodellerna. Med utgång från de förutbestämda scenarierna från det internationella samarbetet har samma scenarier simulerats i SMAFS.

Projektarbetet är uppdelat i två basscenarier varav det ena består av brand i en papperskorg och det andra av brand i kabelstegar. Dessa scenarier varierar bland annat med avseende på brandens placering, ventilation och effektutveckling.

Temperaturen i brandgaslagret, ytemperatur på kabeln och värmefflöde till kabeln är några av de parametrar som har stor inverkan på hur mycket skada en kabel tar av respektive brandscenario. Varje scenario har med utgångspunkt ur de två basscenarierna jämförts och vissa slutsatser har kunnat dras. Vidare har resultaten jämförts med de resultat som det internationella samarbetet kommit fram till.

En noggrann känslighetsanalys har gjorts och detta har gett att resultaten i SMAFS inte är beroende av vare sig gridstorlek, tidstegets storlek eller valet av sub-modeller.

Slutsatsen som kan dras från denna rapport visar att det krävs mer arbete innan en betydelsefull jämförelse är möjlig. Det finns i dagsläget för lite data att bygga jämförelsen på. Det bör även utföras experimentella försök för att utröna om scenarierna är liktydiga med verkligheten. Med rätt kod och modeller samt med tillräcklig datorkraft finns förutsättningar att simulera relevanta och komplexa scenarier. Detta medför att det i framtiden inte behöver utföras fullskaleförsök i lika stor omfattning samt att CFD-simuleringar kan användas som ett kompletterande verktyg inom ett större användningsområde vid riskanalyser.

Summary

This report has been produced at the Department of Fire Safety Engineering, Lund University Sweden and financed by Ringhals AB.

The background to the report is an international collaboration concerning fire safety at nuclear power plant with focus on cable tray fires in redundant safety systems. The purpose with this report is to use the CFD code SMAFS (Smoke Movement And Flame Spread) regarding these fire hazards and to compare the results with other CFD codes and Zone models. In the end the main purpose is to make out if any conclusions can be made from the comparison. Starting from the original scenarios that was used by the collaboration the same scenarios has been simulated with SMAFS.

The report is divided into two base scenarios, a fire in a basket case and a fire in a cable tray. These scenarios are analyzed regarding the fire position, the ventilation and the rate of heat release.

The temperature in the higher gas layer, the surface temperature at the cable and the heat flux to the cable are some of the parameters that have an influence on the damage of the cable. The results from each scenario have been compared with the results from the collaboration and some conclusions have been made.

A sensitive analysis has shown that the results are independent of the grid size, the time step and the choice of sub models.

The conclusion from the report shows that more work will be needed before any meaningful comparison can be made. The amounts of data are not enough to make a descent and just comparison. With the right CFD code, sub models and enough CPU relevant and complex scenarios can be simulated. This will in the future lead to less full scale experiments and a wider use of CFD simulations as a tool in risk analysis.

Förord

Denna rapport har genomförts i samarbete med Ringhals AB och Brandteknik, Lunds Tekniska Högskola. Ett speciellt tack till vår handledare Zhenghua Yan, Brandteknik som har bistått med ovärderlig hjälp och ett beundransvärt tålamod. Ett stort tack också till avdelningen för Brandteknik för lån av kontor med datorer och annan utrustning. Utan detta hade denna rapport inte varit möjlig.

Vi vill också passa på att tacka:


- Göran Holmstedt, professor Brandteknik
- Tommy Magnusson, brandingenjör Ringhals AB
- Ulf Göransson, doktorand Brandteknik
- LUNARC - klustret
- Övrig personal på Enoch Tulin – labbet

Vår förhoppning är att rapporten kommer att ligga till grund och vara till hjälp för fortsatt forskning inom CFD-simulering.

Slutligen vill vi tacka korrekturläsare och alla ni som inte nämnts vid namn, men på något sätt hjälpt och stöttat oss i vårt arbete med denna rapport.



Anders Jonsson



Johan Malmqvist

Innehållsförteckning

SAMMANFATTNING	V
SUMMARY.....	VII
FÖRORD.....	IX
INNEHÅLLSFÖRTECKNING	XI
1 INLEDNING	13
1.1 BAKGRUND.....	13
1.2 SYFTE OCH MÅL	13
1.3 TILLVÄGAGÅNGSSÄTT	14
1.4 AVGRÄNSNINGAR.....	14
1.5 RAPPORTENS STRUKTUR	14
DEL 1: TEORI – KODER OCH MODELLER.....	15
2 CFD - COMPUTATIONAL FLUID DYNAMICS	15
2.1 STEG 1 – PRE-PROCESSOR	15
2.2 STEG 2 – SOLVER	16
3 BRANDFENOMEN OCH DESS CFD - MODELLER.....	21
3.1 TURBULENS	21
3.1.1 RANS och LES	22
3.1.2 RANS-modeller.....	23
3.1.3 LES-modeller	24
3.2 WALL FUNCTIONS	24
3.3 FÖRBRÄNNING.....	27
3.3.1 Flame Sheet.....	27
3.3.2 Eddy Breakup.....	28
3.3.3 EDC – Eddy Dissipation Concept	28
3.4 STRÅLNING.....	29
3.4.1 Strålningstransport.....	29
3.4.2 Strålningsegenskaper.....	30
3.5 SOTPRODUKTION.....	31
4 CFD – KODER.....	33
4.1 SMAFS	33
4.2 FDS	33
4.3 JASMINE.....	33
4.4 CFX.....	34
4.5 SAMMANSTÄLLNING	34
5 ZONMODELL – CFAST.....	35
DEL 2: SIMULERING – RESULTAT OCH JÄMFÖRELSE.....	37
6 BESKRIVNING AV SCENARIER	37
6.1 GRUNDFÖRUTSÄTTNINGAR	37
6.2 SCENARIO I – BRAND I PAPPERSKORG	38
6.3 SCENARIO II – BRAND I KABELSTEGE	39
7 ANTAGANDEN OCH FÖRENKLINGAR.....	41
7.1 EFFEKTUTVECKLING SCENARIO I	41
7.2 EFFEKTUTVECKLING SCENARIO II	42
7.3 GEOMETRI	44
7.4 SYRENIVÅ.....	44
7.5 BORTTAGNA FALL	44
8 INDATA OCH FÖRUTSÄTTNINGAR TILL SMAFS	45
8.1 BERÄKNINGSMETODER OCH FÖRUTSÄTTNINGAR	45
8.2 GRIDSYSTEM	45
8.3 SUBMODELLER	46
8.4 STRÅLNINGSMODELL	46

8.5	RESURSER OCH ÖVRIGA FÖRUTSÄTTNINGAR	46
9	UTDATAHANTERING I SMAFS	47
9.1	TEMPERATUR I ÖVRE BRANDGASLAGRET, HGL	47
9.2	VÄRMEFLÖDE TILL KABELN	47
9.3	KABELTEMPERATURER	47
9.4	TRYCK	47
9.5	MASSFLÖDE I DÖRR OCH DÖRRSPRINGA	47
9.6	SYRENIVÅN	47
10	RESULTAT SMAFS	49
10.1	SCENARIO I – BRAND I PAPPERSKORG	49
10.1.1	Basscenario 1	49
10.1.2	Scenario 1, avstånd till papperskorg	50
10.1.3	Scenario 1, dörr öppen	50
10.1.4	Scenario 1, ventilation på	50
10.2	SCENARIO II – BRAND I KABELSTEGE	50
10.2.1	Basscenario 2	50
10.2.2	Scenario 2, avstånd till kabel	51
10.2.3	Scenario 2, 2 MW	52
10.2.4	Scenario 2, ventilation på och dörr öppen	52
11	KÄNSLIGHETSANALYS OCH VERIFIERING	53
12	JÄMFÖRELSE MED ÖVRIGA KODER	55
12.1	BRISTER I JÄMFÖRANDE UTDATA	55
12.2	TILLVÄGAGÅNGSSÄTT FÖR JÄMFÖRELSE	55
12.3	SCENARIO I	55
12.4	SCENARIO II	56
13	SLUTSATS OCH DISKUSSION	57
14	REFERENSER	59
	BILAGA A – SCENARIOUPPSTÄLLNING	A-1
	BILAGA B – BASSCENARIO 1	B-1
	BILAGA C – SCENARIO 1, AVSTÅND TILL PAPPERSKORG	C-1
	BILAGA D – SCENARIO 1, DÖRR ÖPPEN	D-1
	BILAGA E – SCENARIO 1, VENTILATION PÅ	E-1
	BILAGA F – BASSCENARIO 2	F-1
	BILAGA G – SCENARIO 2, AVSTÅND TILL KABEL	G-1
	BILAGA H – SCENARIO 2, 2 MW	H-1
	BILAGA I – SCENARIO 2, VENTILATION OCH DÖRR	I-1
	BILAGA J – JÄMFÖRELSE SCENARIO I	J-1
	BILAGA K – JÄMFÖRELSE SCENARIO II	K-1
	BILAGA L – KÄNSLIGHETSANALYS OCH VERIFIERING	L-1

1 Inledning

Denna rapport har producerats under hösten 2004 och våren 2005 vid Lunds Tekniska Högskola, avdelningen för Brandteknik. Den är ett projektarbete, 10 poäng i kursen brandtekniskt projektarbete. Då två rapportskrivare varit involverade omfattar rapporten således 20 poäng. Rapporten har initierats av Brandteknik och finansierats av Ringhals AB. Handledare har varit doktor Zhenghua Yan och professor Göran Holmstedt, Lunds Tekniska Högskola.

1.1 Bakgrund

Bakgrunden till detta projektarbete är ett internationellt samarbete beträffande brandsäkerhet på kärnkraftverk, där fokuseringen ligger på bränder i kabelstegar till sekundära säkerhetssystem [8]. Detta samarbete gällande brandsimuleringar med datormodeller innefattar ett antal organisationer där Sverige ej varit representerat tidigare. Eftersom Sverige ligger långt fram i utvecklandet av dessa modeller finns en önskan att jämföra en modell framtagen av Lunds Tekniska Högskola med övriga befintliga modeller. Detta görs genom att jämföra nya simuleringar med tidigare utförda simuleringar.

En av intentionerna till samarbetet är att utvärdera möjligheterna att använda datormodeller för att simulera dylika kabelbränder. En brand i ett utrymme där kablar till säkerhetssystem är belägna skulle kunna leda till driftstörningar eller andra större konsekvenser för verksamheten. Dessa utrymnen är normalt väldigt komplexa där kabelstegar, kablar och stråk ofta är placerade efter tillgång på utrymme. Att simulera detta exakt efter verkligheten är i nuläget alltför komplicerat. Det internationella samarbetet har därför arbetat utifrån ett antal förenklade scenarier för att få vetenskapliga fakta och en grund att stå på.

Då riskanalyser är ett centralt sätt att hantera risker och osäkerheter hos en viss verksamhet behövs det bra metoder och arbetssätt för att göra dessa. Med hjälp av CFD-simuleringar (Computational Fluid Dynamics) kan riskanalysen kompletteras med realistiska scenarier utan att behöva utföra fullskaliga tester. CFD-simuleringar ger även möjligheter att testa och verifiera både nuvarande situationer samt eventuella föreslagna åtgärder.

1.2 Syfte och mål

Syftet med detta projektarbete är att använda CFD-koden SMAFS (Smoke Movement And Flame Spread) på ett antal fiktiva scenarier gällande kabelbränder i kärnkraftverk. SMAFS är utvecklad vid Brandteknik, Lunds Tekniska Högskola av Zhenghua Yan och är en CFD-kod som är inriktad på brandförlopp. Syftet har även varit att jämföra de resultat som simuleringarna i SMAFS genererat med resultaten från de fält- och zonmodeller som ingick i det internationella samarbetet.

Målet med det internationella samarbetet är att ta reda på huruvida datorsimuleringar med CFD-koder överhuvudtaget är en tillämpbar metod vid denna typ av scenarier och problematik. Enligt de organisationer som ingår i samarbetet är tillämpbarheten god om resultaten från de olika koderna stämmer överens. Målet med detta arbete är att undersöka om slutsatser kan dras ur jämförelsen mellan SMAFS och de övriga fält- och zonmodellerna.

1.3 Tillvägagångssätt

Med utgång från de förutbestämda scenarierna med dess geometri och indata samt slutsatser och diskussioner kring resultaten från det internationella samarbetet har samma scenarier satts upp i SMAFS. En noggrann undersökning angående brister och begränsningar med CFD-modellering har gjorts för att minimera osäkerheter beroende på scenarieuppställningar och programspecifika särdrag. Ett platsbesök på Ringhals AB har också gjorts, detta för att underbygga förståelsen kring problematiken och scenarieuppställningarna.

Projektarbetet är uppdelat i två huvudscenarier varav det ena består av en brand i en papperskorg (scenario I) och det andra av en brand i kabelstegar (scenario II). Dessa scenarier varierar med avseende på ventilation, brandens placering, effektutveckling med mera. För mer ingående beskrivning se kapitel 6 *Beskrivning av scenarier*.

1.4 Avgränsningar

Alla simuleringar baseras på den rapport [8] som det internationella samarbetet tagit fram. Det finns således inget material med resultat från experimentella försök, annat än de som hänvisats till i rapporten. Inga kontroller huruvida rapportens resultat är riktiga eller ej har gjorts. Värdering angående resultatens överensstämmelse med verkliga fall har ej heller gjorts utan tyngdpunkten ligger på en jämförelse med de tidigare utförda simuleringarna.

1.5 Rapportens struktur

Rapporten är uppdelad i två huvuddelar. Del 1: *Teori - koder och modeller* behandlar teorin bakom CFD, de koder som använts samt de ingående modellerna. Översiktliga beskrivningar av de ekvationer som ligger till grund för CFD-simulering görs. Vidare utförs en genomgång av de modeller som används för att beräkna olika brandrelaterade fenomen som uppstår. En sammanställning av de olika koder som använts av det internationella samarbetet finns uppställd samt en kort beskrivning av dessa.

Del 2: *Simulering – resultat och jämförelse* behandlar resultaten av simuleringarna och jämförelser mellan de olika kodernas resultat. En beskrivning av scenarierna, dess uppställningar samt de indata som genomgående har använts redovisas. De för SMAFS specifika förutsättningarna och dess indata sammanförs. Resultaten av simuleringarna med SMAFS presenteras och en jämförelse med de andra kodernas resultat sammanställs. Slutligen utförs en känslighetsanalys som följs av en diskussion angående de slutsatser som kan dras utifrån denna rapports resultat.

DEL 1: Teori – koder och modeller

I denna del beskrivs teorin bakom CFD-simulering, de CFD-koder som använts vid det internationella samarbetet och i detta arbete samt de modeller som nyttjats vid dessa simuleringar. Ett kort resonemang förs även över kodernas eventuella styrkor och svagheter.

2 CFD - Computational Fluid Dynamics

CFD står för Computational Fluid Dynamics och är en metod som används för att numeriskt lösa de ekvationer som beskriver en strömmande fluid. I brandsammanhang är syftet med denna metod att kunna förstå, förutsäga och beskriva ett brandförlopp, det vill säga branden och dess interaktion med omgivningen. Detta leder till ytterligare förståelse för de åtgärder som krävs för att förbättra möjligheterna att förebygga och skydda vårt samhälle mot bränder.

Den metodik som CFD följer kan delas in i tre steg. I det första steget, som kallas pre-processor, definieras det problem som ska lösas. Här beskrivs bland annat problemets geometri och de lösningsmodeller som ska användas. I det andra steget, som benämns solver, används den data som ställts upp i det första steget för att hitta en lösning till problemet. I det sista steget, kallat post-processor, undersöks den lösning som tagits fram. I detta kapitel beskrivs enbart det första och det andra steget.

2.1 Steg 1 – Pre-processor

I ett brandförlopp ger branden upphov till en strömmande fluid, ett flöde. Detta flöde kan sägas transportera ett flertal olika komponenter såsom massa, energi, partiklar och rörelsemängd. De ekvationer som beskriver den strömmande fluiden är bland annat ekvationer för massans, energins, partikelkoncentrationens och rörelsemängdens bevarande. Dessa ekvationer beskrivs utförligare i avsnitt 2.2 *Steg 2 - solver*. För att analytiskt kunna lösa dessa ekvationer krävs att fluiden och dess omgivning delas upp i ett antal delvolym, benämnda kontrollvolym. Anledningen till att fluiden delas upp i dessa kontrollvolym är att den numeriska lösningen kräver finita element i tid och rum (en fluid är ett kontinuerligt medium). De uppdelade kontrollvolymerna omger varsin nodpunkt och dessa bildar tillsammans ett gridnät över fluiden och dess omgivning, se bild 2.1 [5]. Det finns ett antal olika sätt att generera gridnätet och forma kontrollvolymerna men i denna rapport behandlas endast gridnät med kontrollvolym i form av rätblock eller kuber. I de bildade nodpunkterna i mitten av varje kontrollvolym löses flödesekvationerna och i dessa punkter lagras flödesvariablerna. De lösta variablerna beror av alla de tre riktningarna x , y och z .

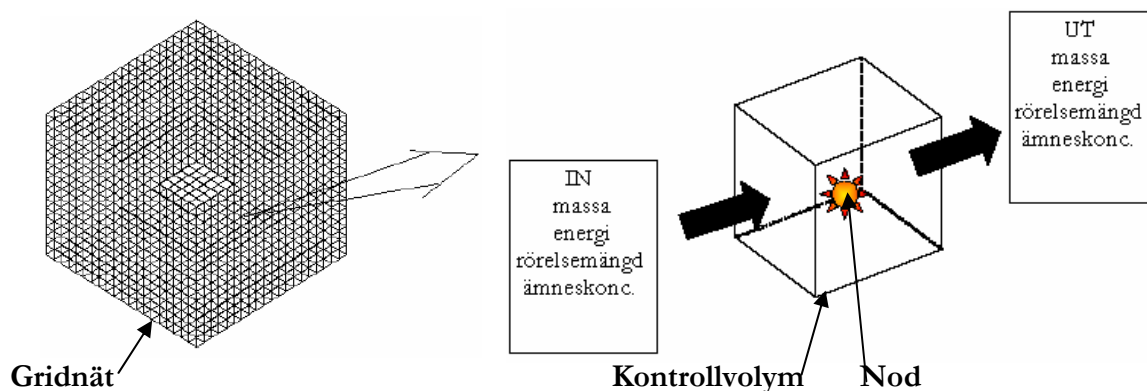


Bild 2.1 Gridnät och kontrollvolym.

Vidare ingår i detta steg att definiera problemets geometri samt att ange de förutsättningar som initialt råder i beräkningsvolymen. Här anges även de lösningsmetoder och submodeller som skall användas.

2.2 Steg 2 – Solver

Som nämndes ovan består detta steg i att hitta en lösning till problemet som ställts upp i det första steget. Med andra ord att beräkna de ekvationer som beskriver flödet.

Utgångspunkt för dessa flödesberäkningar är ekvationerna för massans, energins, partikelkoncentrationens och rörelsemängdens bevarande. Dessa ekvationer bygger på grundläggande fysikaliska lagar som fastställer att den massa, energi, partikelkoncentration och rörelsemängd som transporteras in i en kontrollvolym är lika med den som transporteras ut ur volymen samt ackumuleras, produceras och destrueras inom volymen. Ekvationerna för rörelsemängden benämns Navier-Stokes ekvationer och ekvationen för massan benämns Kontinuitetsekvationen. En vanlig sammanfattande benämning för samtliga ekvationer är transportekvationer eller flödesekvationer. En jämförelse mellan ekvationerna visar att de innehåller likartade termer och kan därför representeras med en enda generell ekvation för en godtycklig variabel ϕ enligt

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\phi) + \frac{\partial}{\partial x}(\rho u\phi) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho v\phi) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho w\phi) = \frac{\partial}{\partial x}\left(\Gamma_\phi \frac{\partial\phi}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\Gamma_\phi \frac{\partial\phi}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\Gamma_\phi \frac{\partial\phi}{\partial z}\right) + S_\phi \quad (1)$$

Variabeln ϕ representerar den lösningsvariabel som avses, exempelvis energi (h) när det är ekvationen för energins bevarande som ska beräknas. För enkelhetens skull studeras nu enbart förändringar i en dimension, x-led. Detta ger ekvationen

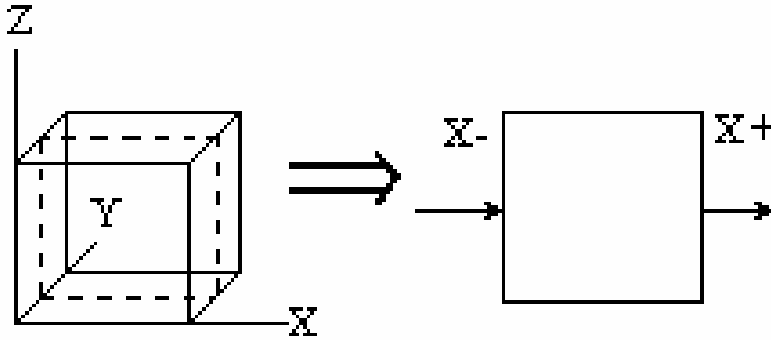
$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\phi) + \frac{\partial}{\partial x}(\rho u\phi) = \frac{\partial}{\partial x}\left(\Gamma_\phi \frac{\partial\phi}{\partial x}\right) + S_\phi \quad (2)$$

Ekvationens termer finns beskrivna i tabell 2.1 nedan

Term	Beskrivning
$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\phi)$	Transient förändring av variabeln ϕ inom kontrollvolymen.
$\frac{\partial}{\partial x}(\rho u\phi)$	Konvektion av variabeln ϕ över kontrollvolymens yta. Konvektion kan ses som transport på makroskopisk nivå.
$\frac{\partial}{\partial x}\left(\Gamma_\phi \frac{\partial\phi}{\partial x}\right)$	Diffusion av variabeln ϕ genom kontrollvolymens yta. Diffusion kan ses som transport på mikroskopisk nivå. Γ_ϕ är en diffusionskoefficient vars utseende beror på vilken variabel ϕ som avses.
S_ϕ	Källterm där de återstående termerna från den avseende grundekvationen ingår. Dess utseende beror på vilken variabel ϕ som avses, exempelvis kan termer för tryck eller gravitation ingå. Källtermen avser förändringar inom kontrollvolymen.

Tabell 2.1 Ingående termer i flödesekvationerna.

Fortsättningsvis studeras enbart transport i en dimension för att på ett enkelt sätt kunna åskådliggöra den metodik som CFD följer. Ur en tredimensionell kontrollvolym plockas därför ett tvådimensionellt snitt där enbart transport i en dimension studeras, se bild 2.2.



Figur 2.2 Transport i en dimension.

För att kunna lösa transportekvationerna finns ett antal numeriska metoder att tillgå. Dessa metoder medför en introducering av numeriska fel i ekvationerna. De numeriska felen samt en av de befintliga lösningsmetoderna finns översiktligt beskrivna nedan. Den lösningsmetod som är beskriven är den finitavolymmetoden [16, 23, 25, 32] som är en av de vanligast förekommande.

En lösning av transportekvationerna enligt den finita volym metoden kräver att ekvationerna integreras över kontrollvolymerna samt över deras ytor. Detta innebär att den första och sista termen i ekvation (2) ovan övergår i volymsintegraler eftersom de avser förändringar inom kontrollvolymen och den andra och tredje termen övergår i ytintegraler eftersom de avser förändringar över kontrollvolymens yta. Den andra och tredje termen från ekvation (2) övergår i vardera två termer eftersom transport i den angivna dimensionen sker över två ytor, X_+ och X_- . Transport i en dimension ger följande ekvation

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V (\rho\phi) dV + \left[\int_S (\rho u\phi) dS \right]_{X_+} - \left[\int_S (\rho u\phi) dS \right]_{X_-} = \left[\int_S \left(\Gamma_\phi \frac{\partial \phi}{\partial x} \right) dS \right]_{X_+} - \left[\int_S \left(\Gamma_\phi \frac{\partial \phi}{\partial x} \right) dS \right]_{X_-} + \int_V S_\phi dV \quad (3)$$

Ekvation (3) uttryckt i kartesiska koordinater ger följande ekvation

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} \int_V (\rho \cdot \phi) dx dy dz + \left[\int_S (\rho \cdot u \cdot \phi) dy dz \right]_{X_+} - \left[\int_S (\rho \cdot u \cdot \phi) dy dz \right]_{X_-} = \\ \left[\int_S \left(\Gamma_\phi \frac{\partial \phi}{\partial x} \right) dy dz \right]_{X_+} - \left[\int_S \left(\Gamma_\phi \frac{\partial \phi}{\partial x} \right) dy dz \right]_{X_-} + \int_V S_\phi dx dy dz \end{aligned} \quad (4)$$

Vidare antas variablerna inom kontrollvolymen samt över dess ytor vara konstanta. Detta innebär att det första numeriska felet introduceras eftersom det skulle krävas väldigt små kontrollvolymmer för att variablerna skulle vara konstanta. Ekvationen övergår nu till följande form

$$\left[\frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t} \right] \Delta V + [(\rho u\phi)\Delta A]_{X_+} - [(\rho u\phi)\Delta A]_{X_-} = \left[\left(\Gamma_\phi \frac{\partial \phi}{\partial x} \right) \Delta A \right]_{X_+} - \left[\left(\Gamma_\phi \frac{\partial \phi}{\partial x} \right) \Delta A \right]_{X_-} + S_\phi \Delta V \quad (5)$$

De variabler som löses på kontrollvolymens ytor behöver nu överföras till noden i mitten av kontrollvolymen. I ekvation (5) ovan är det termerna för diffusion och konvektion (de fyra i mitten) som löses på ytorna. För att göra överföringen av dessa variabler finns olika metoder att tillgå, exempelvis ett antal interpoleringsmetoder såsom Central difference, First order upwind, First order hybrid, PLDS, Second order upwind

(SOUP) och Quadratic upwind (Quick). Val av metod beror bland annat på flödets natur (turbulent eller laminärt) och om det så kallade Reynoldstalet är högt eller lågt. Reynoldstalet finns utförligare beskrivet under avsnitt 3.1 *Turbulens*. Metodvalet beror även på vilken av termerna diffusion eller konvektion som avses. De befintliga metoderna beskrivs inte närmare i denna rapport men för vidare fördjupning finns utförligare litteratur [7, 27]. Överföringen av variabeln från ytan till noden innebär att det andra numeriska felet introduceras eftersom detta medför en approximation av den avsedda variabeln.

En studie av ekvation (5) ovan visar att den första termen innehåller en tidsderivata vilket medför att denna term blir lika med noll vid ett stationärt problem där ingen förändring sker över tiden. Om problemet däremot är transient, vilket betyder en förändring med tiden, krävs även en integrering över tiden. Som nämdes i avsnitt 2.1 krävs att flödet delas upp i finita element i både tid och rum. Detta medför att transportekvationerna måste beräknas med givna tidssteg. Storleken på dessa steg beror på problemets komplexitet samt de lösningsmetoder och modeller som används. En förenkling av ekvation (5) där enbart tidsderivatan studeras ger följande samband

$$\frac{\partial(\phi)}{\partial t} = L(\Phi) \quad (6)$$

Termen $L(\Phi)$ har ersatt alla termer utom tidsderivatan från ekvation (5). En integrering av ekvation (6) med avseende på tiden resulterar i följande samband

$$\int_{t_n}^{t_{n+1}} \frac{\partial(\phi)}{\partial t} dt = \int_{t_n}^{t_{n+1}} L(\Phi) dt \quad (7)$$

Den högra integralen i ekvation (7) måste nu approximeras vilket ger följande ekvation då även den vänstra integralen utvecklats

$$\phi^{n+1} - \phi^n = \alpha L(\Phi^{n+1}) \Delta t + (1 - \alpha) L(\Phi^n) \Delta t \quad (8)$$

Det högra ledet innebär här en viktning av $L(\Phi)$ mellan den föregående och den nya tidpunkten. Två av de metoder som används för att lösa denna ekvation är den implicita och den explicita Euler-metoden. I den implicita metoden är $\alpha = 1$. Detta betyder att ekvationen löses genom iterering inom det angivna tidssteget och på detta sätt är lösningen i stort sett oberoende av stegets storlek. Däremot beror andra fenomen i brandförloppet av storleken på tidssteget, mer om detta under kapitel 3 *Brandfenomen och dess CFD-modeller*. Den explicita metoden innebär att $\alpha = 0$. Detta betyder att ingen iterering krävs inom tidssteget vilket leder till en snabbare lösning för varje steg. Lösningens stabilitet beror i detta fall på tidsstegets storlek vilket innebär att stegen inte bör vara alltför stora, det krävs ett visst förhållande mellan tidsstegen och kontrollvolymerens storlek för att en lösning överhuvudtaget ska kunna tas fram.

Vidare förekommer trycket som en gradient i källtermen S_ϕ för rörelsemängds-ekvationen. För att fastställa detta tryck används en metod där Kontinuitetsekvationen ersätts med en tryckkorrektur (pressure correction). Genom att gissa ett tryck och lösa de båda ekvationerna genom iteration kan ett tryck tas fram som satisfierar både rörelsemängds-ekvationen och tryckkorrekturerna [7]. Även här finns ett antal olika modeller att tillgå där noggrannhet och datorkapacitet kan varieras. En av de mer

grundläggande och enklare modellerna är SIMPLE [24]. Denna modell har utvecklats och gett upphov till modeller såsom SIMPLEST, SIMPLER, SIMPLEC och PISO [7]. Slutligen löses nu transportekvationerna och de lösta variabelvärdena lagras i noderna. För detta sista steg finns ett antal metoder att tillgå. Det är dessa beräkningsmetoder som ofta benämns Solver och några av de befintliga metoderna är TDMA (tridiagonal matrix algorithm), SIP (strongly implicit procedure) och ADI (alternating direction implicit method). Vid ett system av få linjära ekvationer kan en direkt metod (Direct Solution) användas men när ekvationerna är olinjära och många krävs en av de ovan nämnda itereringsmetoderna. För mer information om dessa metoder hänvisas till litteratur [23, 32, 33]. Målet med detta sista steg är att lösa ekvationerna exakt vilket medför att konvergens uppnåtts. I många fall krävs däremot inte en exakt lösning och för att spara tid och datorkraft behöver inte konvergensen vara strikt utan ett visst fel tillåts. Storleken på detta fel beror på hur hög noggrannhet som krävs i lösningen.

Som framgår av diskussionen ovan är lösningen beroende av storleken på kontrollvolymerna (längdskalan) samt storleken på tidsstegen (tidsskalan). Den storlek som krävs beror på det fall som avses samt de lösningsmetoder och modeller som används. Generellt kan sägas att mindre kontrollvolym ger en mindre approximation vid integreringen över ytan och volymen. Detsamma gäller för tidsstegen och integreringen över tiden. Nackdelen med små kontrollvolym och tidssteg är att beräkningarna kräver mer datorkraft och längre simuleringstid.

Noterbart är att vissa variabler som är intressanta i ett brandförlopp, exempelvis temperatur, beräknas genom enklare ekvationer och samband från de variabler som beräknats med transportekvationerna.

3 Brandfenomen och dess CFD - modeller

I ett brandförlopp uppstår ett antal fysikaliska fenomen som har väldigt små längd- och tidsskalor. Som nämnts tidigare är det i dagsläget inte möjligt att utföra en exakt beräkning av dessa inom en rimlig tidsrymd. Detta beror framförallt på otillräcklig datorkapacitet. Istället introduceras ett antal modeller som approximerar de fysikaliska fenomenen till beräkningsbara ekvationer genom att använda empiriska samband och fysikaliska lagar. Nedan presenteras några av de fenomen som uppstår i ett brandförlopp samt ett antal av de befintliga modeller som används för att approximera de avsedda termerna i transportekvationerna.

3.1 Turbulens

I stort sett alla flöden i ett brandförlopp är mer eller mindre oregelbundna och slumpmässiga både i tid och rum. Ett flöde som uppträder på detta vis sägs vara turbulent och medför en ökad omblandning mellan fluidens lager. Ett flöde som däremot är stabilt där ingen omblandning sker sägs vara laminärt. Anledningen till turbulens i ett brandförlopp är att skillnader mellan tryck- och densitetsgradienter ger upphov till små virvlar. Sammanslagning av dessa små virvlar genererar större virvlar. Genom fluidens viskösa krafter (friktion) tas de stora virvlarnas energi upp och om ingen ny energi tillförs bryts de stora virvlarna upp i mindre virvlar som slutligen omvandlas till värme [25].

Ett annat sätt att beskriva uppkomsten av turbulens är att använda Reynoldstalet. Turbulensen uppstår nämligen när detta är tillräckligt högt. Vid låga Reynoldstal är flödet laminärt. När sedan Reynoldstalet ökar blir flödet instabilt och det sker en gradvis övergång mot ett turbulent flöde som börjar generera de turbulenta virvlarna. Reynoldstalet är ett dimensionslöst tal som är definierat genom förhållandet mellan konvektiva och viskösa krafter [5] enligt

$$\text{Re} = \frac{U \cdot \rho \cdot L}{\mu} = \frac{U \cdot L}{\nu} \quad (9)$$

där

U = flödets karakteristiska hastighet (m/s). Ofta flödets medelvärde

ρ = densiteten (kg/m^3). I brandsammanhang är denna

L = flödets karakteristiska längdskala (m). De turbulenta virvlarnas största storlek

μ = dynamisk viskositet (kg/ms)

ν = kinematisk viskositet (m^2/s)

En beräkning av ekvationen ovan med den karakteristiska längdskalan ger ett medelvärde av flödets Reynoldstal. När Reynoldstalet däremot är lika med ett uppträder den minsta längdskalan som kallas Kolmogorovs mikroskala, I_k . Vid denna skala sker den slutliga omvandlingen av de minsta turbulenta virvlarna till värme. Kolmogorovs mikroskala beror naturligtvis på viskositeten och hastigheten men den kan generellt sägas vara i storleksordningen 10^{-6} meter för ett godtyckligt brandförlopp. Detta innebär att kontrollvolymerna måste vara i storleksordningen 10^{-6} meter för att turbulensen ska kunna beräknas exakt. Vidare kan nämnas att turbulensens tidsskala är i storleksordningen 10^{-3} sekunder vilket innebär att en exakt beräkning kräver att tidssteget inte är större än en millisekund [25]. I dagsläget är det inte praktiskt

genomförbart att göra denna beräkning inom en rimlig tidsrymd vilket medför att ett antal andra tekniker utvecklats. Dessa presenteras mer ingående i följande avsnitt.

3.1.1 RANS och LES

De tekniker som tagits fram för att approximera turbulensen är i dagsläget främst uppdelade i två huvudkategorier, LES (Large Eddy Simulation) och RANS (Reynolds Average Navier Stokes). Det finns även ett beräkningssätt som heter DNS (Direct Numerical Solution) som innebär en exakt lösning av transportekvationerna men som tidigare nämnts finns idag inte möjligheten att utföra denna beräkning under en rimlig tid.

För att på ett enkelt sätt förklara skillnaden mellan LES och RANS används bilderna 3.1 till 3.3. nedan [25]. Dessa figurer föreställer ett endimensionellt flöde. I bild 3.1 illustrerar den raka linjen det laminära flödet och den omgivande funktionen motsvarar turbulensen. Turbulensen kan ses som en fluktuation kring det laminära flödet.

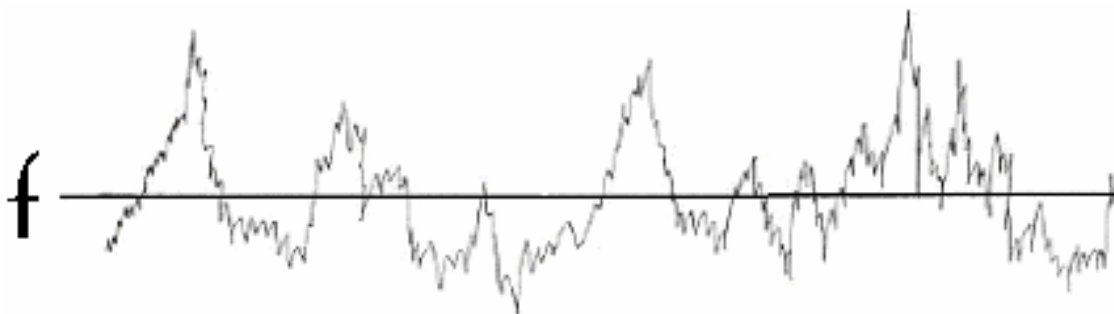


Bild 3.1 1-D flöde

En LES-simulering innebär att de största turbulenta virvlarna beräknas medan de mindre virvlarna approximeras med hjälp av en turbulensmodell. För att kunna separera de stora virvlarna från de små används en filterfunktion. Filterfunktionen bestämmer storleken och strukturen på de små virvlarna och genom en separation fås en funktion för de större virvlarna, se bild 3.2 nedan. Detta betyder att funktionen för de stora virvlarna beräknas medan de små fluktuationerna kring denna funktion modelleras. Ett vanligt uppsatt kriterium för en LES-simulering är att 80 % av den turbulenta energin ska beräknas vilket innefattar de större turbulenta virvlarna [25]. Detta kräver att längd- och tidsskalorna är tillräckligt små för att kunna fånga dessa stora virvlar. Den skalstorlek som krävs beror på det fall som studeras men generellt kan sägas att alla längdskalor som är större än kontrollvolymerna beräknas och de som är mindre approximeras. Samma resonemang gäller för tidsskalorna och tidssteget. När en LES-simulering kontinuerligt minskar längd- och tidsskalan övergår den till slut i en DNS-simulering.

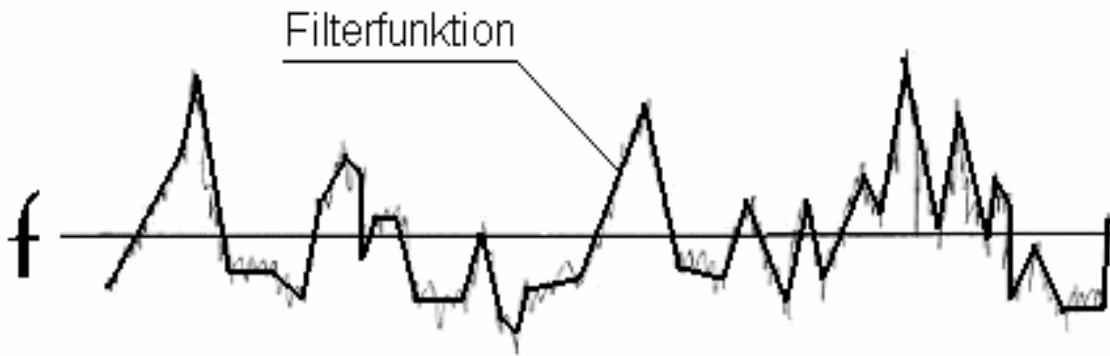


Bild 3.2 LES filter.

I en RANS-simulering beräknas ett medelvärde för det laminära flödet, se bild 3.3 nedan, medan hela den turbulenta fluktuationen approximeras med hjälp av en turbulensmodell. Detta betyder att kontrollvolymerna och tidsstegen kan vara större än vid en LES-simulering vilket innebär att tid och datorkraft kan sparas.

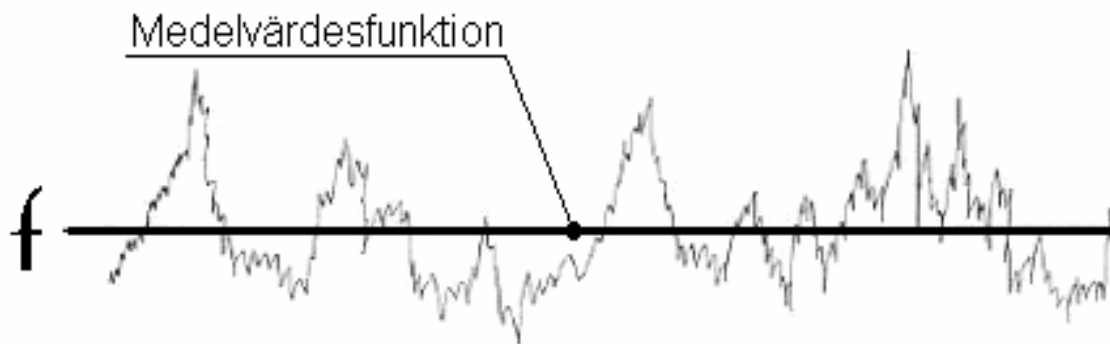


Bild 3.3 RANS medelvärde.

Det finns ett antal olika modeller som används i RANS för att modellera hela den turbulenta fluktuationen samt ett antal modeller som används i LES för att modellera de minsta turbulenta virvlarna. Dessa modeller medför både för- och nackdelar. Några av de vanligaste modellerna presenteras nedan.

3.1.2 RANS-modeller

Som nämnts ovan behöver en turbulensmodell införas för att approximera turbulensen. Tillvägagångssättet för denna approximation i RANS-modellerna beskrivs översiktligt i detta avsnitt.

Först ersätts alla fysikaliska storheter i transportekvationerna med ett medelvärde och en fluktuation och därefter tas ett tidsmedelvärde för alla termer. Detta leder till att ytterligare en term uppkommer i transportekvationerna för rörelsemängd, energi och partikelkoncentration. Denna nya term är det turbulenta bidraget och den har sitt ursprung i diffusionstermen i ekvation (2). Termen, som benämns Reynoldsspänning (Reynolds stress), medför att antalet okända variabler nu är fler än antalet ekvationer. Observera att denna spänning uppkommer vid alla sidorna på kontrollvolymen i de tre dimensionerna x , y och z . En lösning kräver nu att ett nytt samband tas fram. Det är detta samband som turbulensmodellen bidrar med. Genom att använda ett koncept som kallas Boussinesq Eddy Viscosity Concept [32] kan turbulensmodellen reduceras till att enbart omfatta bestämmandet av en viskositet benämnd μ_t (eddy viscosity). För att bestämma denna viskositet finns ett antal modeller, två av dessa presenteras nedan.

K- ϵ modellen

Beroende på flödet finns här två olika val. En modell för höga Reynoldstal och en för låga. Modellerna består av två ekvationer där den turbulenta kinetiska energin k beräknas från dess transportekvation och den turbulenta kinetiska energins upplösningsgrad ϵ beräknas från ett algebraiskt uttryck. Dessa ekvationer medger en approximering av viskositeten μ_t eftersom denna viskositet kan uttryckas som en funktion av k och ϵ .

Turbulensmodellerna medför dock ett antal förenklingar. Användandet av Boussinesq konceptet innebär att turbulensen antas vara isotrop (lika i alla riktningar) vilket naturligtvis inte är fallet i ett brandförlopp. Det är den termiska stignakraften (buoyancy) i flödet som gör turbulensen anisotrop. Här finns dock möjligheten att använda modifierade k- ϵ -modeller [33] som tar hänsyn till turbulensens anisotropi.

K- ω modellen

Denna modell består på samma sätt som k- ϵ modellen av två ekvationer med den skillnaden att turbulensens frekvens ω används istället för upplösningsgraden ϵ .

3.1.3 LES-modeller

Vid en LES-simulering krävs en turbulensmodell som approximerar de minsta skalorna. Dessa modeller benämns SGS vilket står för Sub-Grid-Scale. Med detta menas de skalor som är mindre än den befintliga griden, alltså de små virvlarna. Den viktigaste funktionen med SGS-modellen är att approximationen av energitransporten från de beräknade till de modellerade skalorna sker på ett tillfredsställande sätt. En av de enklare SGS-modellerna finns översiktligt beskriven nedan.

Standard Smagorinsky SGS

Även i denna modell introduceras viskositeten μ_t som beskrevs i RANS-avsnittet ovan. Ett av problemen med denna modell är att den innehåller en konstant som måste specificeras. Denna konstant beror av flödet och varierar därmed med tiden. I denna enklare modell används däremot endast ett specifikt värde för konstanten. Modellen har visat sig ge bra resultat när den turbulenta kinetiska energin i de minsta skalorna är liten i förhållande till den turbulenta energin i den del som beräknas. Men när en större fraktion av den turbulenta kinetiska energin måste approximeras med hjälp av modellen blir resultatet genast sämre. Detta betyder att modellen endast bör användas om kontrollvolymerna och tidsstegen är tillräckligt små.

Smagorinskys SGS modell finns även i ett antal andra utföranden där exempelvis konstanten kan varieras med tiden, men detta kräver naturligtvis ytterligare resurser vad gäller tid och datorkapacitet [3, 21].

3.2 Wall functions

När ett turbulent flöde kommer i kontakt med en yta ändrar det sin turbulenta karaktär. Det sker en gradvis förändring där turbulensen dämpas och flödes hastigheten sjunker tills ett laminärt flöde slutligen uppstår. I detta skikt nära ytan är det de viskösa krafterna som dominerar och transporten av energi och rörelsemängd sker genom molekylär diffusion. Den värmeenergi som finns i det innersta lagret transporteras vidare in i ytan genom ledning.

För att kunna ta hänsyn till denna dämpning av turbulensen och övergången till ett laminärt flöde krävs en annan turbulensmodell än de som använder höga Reynoldstal. En möjlig lösning är att använda en modell som bygger på låga Reynoldstal. För att

kunna använda en dylik modell krävs väldigt små kontrollvolymmer. Detta är ineffektivt vad gäller datorkapacitet och istället har ett effektivare alternativ utvecklats. Detta alternativ är inte lika krävande beträffande kontrollvolymernas storlek men dess noggrannhet begränsas däremot av de antaganden som måste göras angående det turbulenta flödet och dess parametrar. Modellen är en approximation som benämns Wall function. Det finns ett antal olika Wall functions att tillgå som bygger på olika antaganden. Dessa använder olika beräkningssätt för att beräkna turbulensen, friktionen och ytans temperatur.

Metoden som Wall functions följer bygger på att flödet närmast väggen, ytskiktet, antas bestå av fyra olika lager. Dessa presenteras i bild 3.4 nedan.

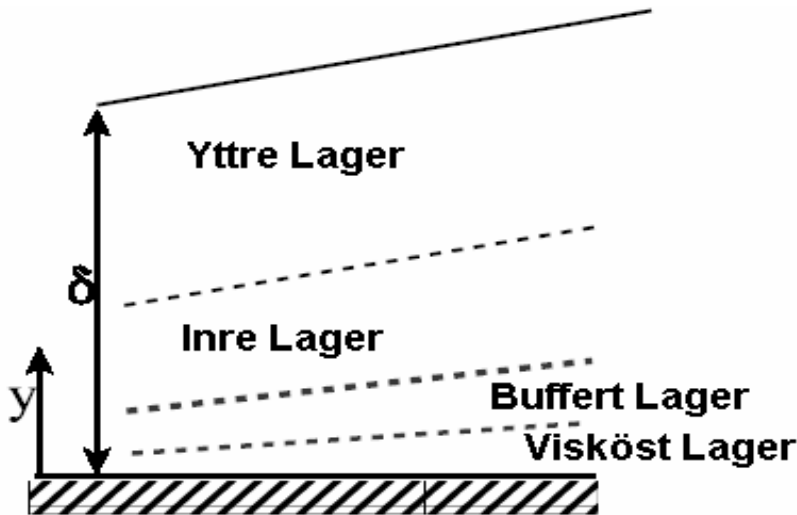


Bild 3.4 Ytskiktets fyra lager.

I det yttre lagret antas de turbulenta virvlarnas storlek vara konstant och proportionell mot ytskiktets tjocklek, δ . I det inre lagret antas virvlarna vara proportionella mot avståndet y . Storleken på virvlarna minskar således med avståndet från väggen. I det nästföljande lagret, som benämns buffertlager, dämpas de turbulenta virvlarna hastigt tills de i stort sett försvinner. Det sista lagret är det viskösa lagret där ingen turbulens förekommer.

Som nämndes ovan sker den största förändringen av flödet i buffertlagret och syftet med modellen är att försöka approximera dämpningen av turbulensen i detta lager. Istället för en modell med låga Reynoldstal som kräver täta noder placeras här den nod som är belägen närmast väggen i det inre lagret där flödet antas vara turbulent och parallellt med väggen. För ett enkelt flöde över en flat yta (väggen) har det visat sig att hastigheten, benämnd U , i det inre lagret är proportionell mot logaritmen på avståndet från väggen ($U \propto \ln y$) samt att hastigheten i det viskösa lagret är linjärt proportionell mot avståndet från väggen ($U \propto y$). Med hjälp av dessa samband kan hastigheten för flödet i buffertlagret approximeras. Detta illustreras i bild 3.5 nedan. Observera att skalan på x-axeln är logaritmisk.

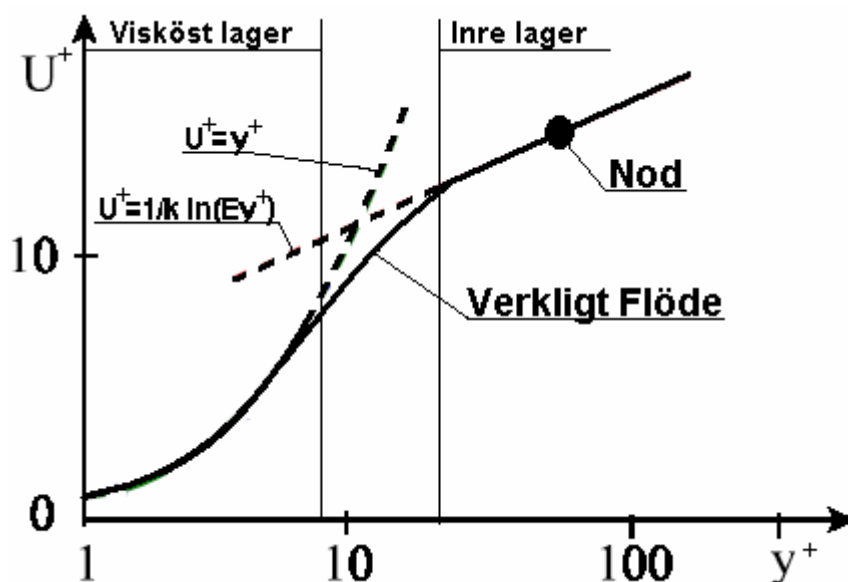


Bild 3.5 Hastighetsprofilen nära ytan.

I figuren ovan är U^+ och y^+ dimensionslösa mått på hastigheten samt avståndet från väggen. E är en parameter som beror av ytans råhet och k är en konstant.

Genom ett antal antaganden och med hjälp av ovanstående samband kan transportekvationerna modifieras till att approximativt beräkna det turbulenta flödet och dess parametrar (exempelvis temperaturen) i närheten av ytor. I denna rapport beskrivs inte modellen och dess antaganden och ekvationer utförligare, istället hänvisas till litteratur [7, 16].

Värt att notera är att turbulensmodeller med låga Reynoldstal kräver ca 20 noder på buffertlagret och det viskösa lagret för att resultatet ska vara tillfredsställande. Vidare kan det dimensionslösa måttet y^+ vid användande av Wall Functions beräknas för att på så vis få information om var noden närmast väggen ska placeras. Ett värde på y^+ i storleksordningen 30-400 [7] medför att noden placeras i det Inre lagret. Följande ekvation beskriver detta

$$y^+ = \frac{\rho \cdot k_p^{1/2} \cdot C_\mu^{1/4} \cdot y_p}{\mu} \quad (10)$$

där

y^+ = dimensionslöst mått på avståndet från väggen

ρ = densitet (kg/m^3)

C_μ = empirisk konstant

k_p = turbulent kinetisk energi i nodpunkten

y_p = avstånd mellan vägg och nod (m)

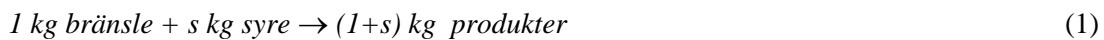
μ = dynamisk viskositet (kg/ms)

3.3 Förbränning

Den förbränning som sker i ett brandförlopp är en väldigt komplex företeelse. Vid förbränningen reagerar det ingående bränslet med syre varvid värme och ett antal förbränningsprodukter avges. I denna reaktion ingår ett flertal intermediära steg där till och med den enklaste formen av bränsle ger ett förbränningsförlopp bestående av över hundra steg med mer än 30 radikaler som bildas och omvandlas. Förbränningsförloppet påverkas även av parametrar såsom turbulens, strålning och syretillgång. Detta gör att en exakt simulering av förbränningen i stort sett är omöjlig att genomföra. Istället införs modeller som på ett eller annat sätt approximerar och förenklar förbränningsförloppet. Ett första steg är att begränsa antalet reaktioner genom en känslighetsanalys och på så sätt kontrollera vilka reaktioner som är de viktigaste. Detta leder till att förbränningen reduceras till endast ett fåtal reaktioner med ett fåtal produkter. I sin tur leder detta till att beräkningen av framförallt transportekvationen för de producerade partiklarna blir mindre krävande.

Reaktionerna i förbränningsförloppet styrs av hur snabbt bränsle och syre blandas med varandra samt av den kemiska kinetiken (de kemiska reaktionernas hastighet). Den styrande parametern av dessa två är blandningen av bränsle och syre eftersom detta sker mycket långsammare än den kemiska kinetiken. Reaktionerna antas med andra ord ske ögonblickligen då bränsle och syre blandas och styrs därmed av masstransporten.

Ett antal olika modeller finns att tillgå för att approximera förbränningsreaktionen varav de vanligaste modellerna presenteras nedan. I båda modellerna har förbränningsförloppet förenklats till att enbart omfatta den stökiometriska reaktionen



där s representerar förhållandet mellan bränsle och syre och produkterna består av koldioxid och vatten [5, 7]. Möjligheten finns att infoga en metod som tar hänsyn till sotproduktion och ofullständig förbränning. Dessa så kallade sotmodeller finns utförligare beskrivna under avsnitt 3.5 *Sotproduktion*.

3.3.1 Flame Sheet

I denna modell antas reaktionen mellan bränsle och syre ske i ett oändligt tunt skikt (flame sheet) där både bränsle och syre går mot noll, se bild 3.6 nedan. Detta tvådimensionella skikt skulle kräva oändligt små kontrollvolymmer vilket inte är möjligt. Istället antas skiktet inneha en viss tjocklek och det är viktigt att kontrollvolymerna är så pass små att de täcker in detta skikt. Genom att använda sig av syrets förbrukningsgrad (gradient) genom skiktet och syrets förbränningsvärme, som i stort sett är konstant för de flesta kolväten, kan den lokala effektutvecklingen uttryckas som en funktion av fraktionen bränsle och syre [13].

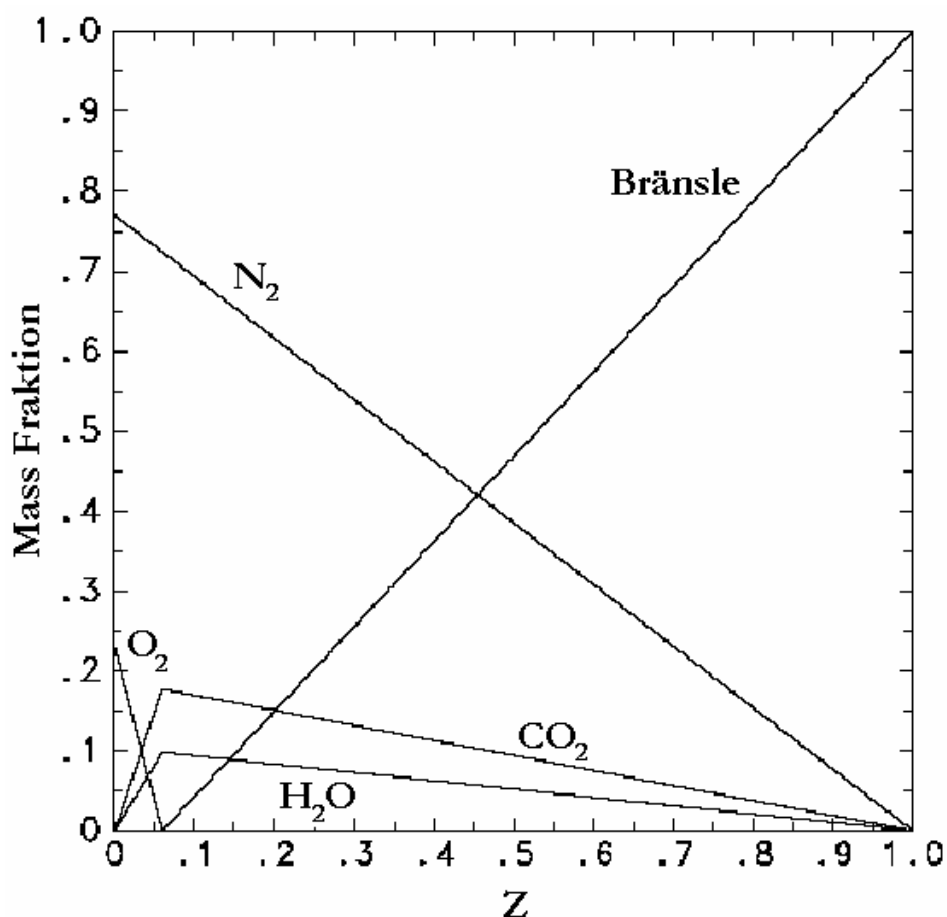


Bild 3.6 Flame sheet.

3.3.2 Eddy Breakup

Denna modell bygger på empiriska samband för reaktionsgraden i reaktion (1) i avsnitt 3.3 ovan. Som nämnts tidigare kontrolleras reaktionsgraden av masstransporten bränsle och syre vilken i sin tur är beroende av turbulensen och de turbulenta virvlarnas upplösningsgrad. En stor skillnad mellan denna modell och den föregående är att denna tar hänsyn till turbulensens inverkan på masstransporten. Eftersom upplösningen av de minsta turbulenta virvlarna och dess övergång till värmeenergi sker på molekylär nivå påverkar det i hög grad masstransporten på molekylär nivå, blandningen av bränsle och syre. Detta medför att Eddy Breakup är mer avancerad än Flame sheet men på liknande sätt beskrivs förbränningen av hur bränsle och syre blandas i den tunna reaktionszonen. För ytterligare fördjupning om de empiriska samband som används för att beskriva reaktionsgraden hänvisas till [7, 26].

3.3.3 EDC – Eddy Dissipation Concept

På samma sätt som i Eddy Breakup ovan modelleras reaktionsgraden med hjälp av ett uttryck för turbulensen och virvlarnas upplösningsgrad. Denna modell och de uttryck som ligger till grund finns utförligare beskrivet i [33].

Värt att notera är att de bägge förbränningsmodellerna Eddy Breakup och EDC är beroende av turbulensens inverkan vilket betyder att användandet av en dålig turbulensmodell leder till en dålig simulering av förbränningsförloppet.

3.4 Strålning

Ett av de fenomen som har störst betydelse för brandförloppet är värmestrålning. Värmestrålning är en form av energitransport bestående av elektromagnetiska vågor som uppstår till följd av en temperaturdifferens mellan en kropp och dess omgivning. Naturen strävar nämligen efter att motverka denna differens och uppnå jämvikt genom att värme transporteras från kroppen till dess omgivning eller i motsatt riktning om kroppen har lägre temperatur än omgivningen. Transporten sker, förutom genom värmestrålning, även genom ledning och konvektion. I bild 3.7 nedan illustreras de våglängder i det elektromagnetiska spektrat som värmestrålningen omfattar.

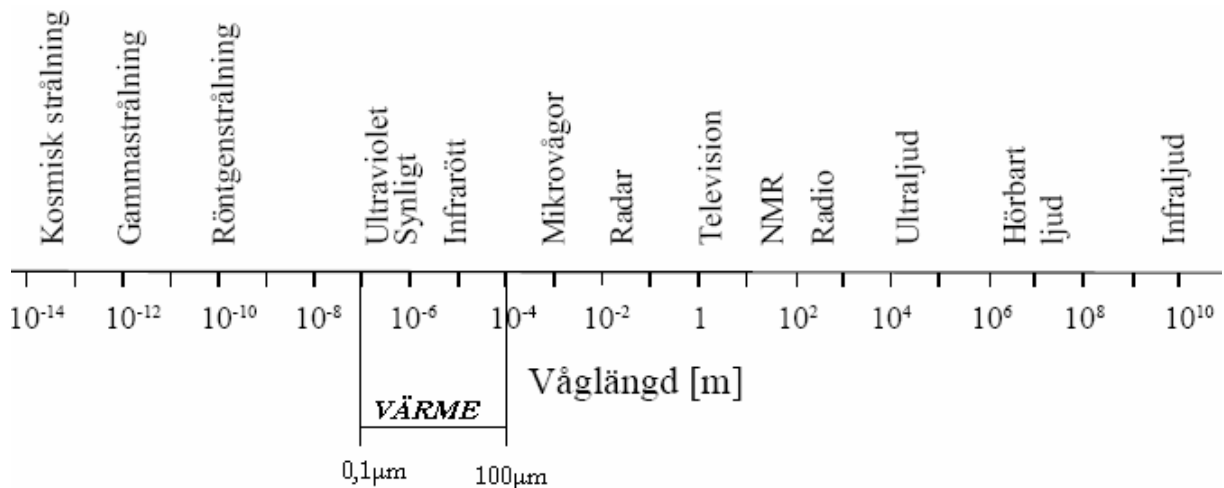


Bild 3.7 Värmestrålningens våglängder.

Värmestrålningen är, till skillnad från de övriga två transportsätten, inte beroende av ett medium. Däremot beror den, som nämnts tidigare, av temperaturen där en högre temperatur ger en högre strålningsintensitet. Intensiteten är den utsända strålningen per yt- och rymdvinkelenhet i en specifik riktning. Andra viktiga parametrar att ta hänsyn till när det gäller strålning är ytors emissivitet, gaspartiklarnas spridning och absorption samt strålningens våglängd.

Värmestrålningen ingår i transportekvationerna i form av en term i ekvationen för energins bevarande. För att beräkna denna term används en strålningsekvation, RTE (Radiant Transfer Equation). I denna ekvation behöver hänsyn tas både till hur strålningen transporteras samt strålningens egenskaper. Med strålningens egenskaper menas de egenskaper hos gaser och sotpartiklar som påverkar strålningsförloppet, exempelvis absorption.

3.4.1 Strålningstransport

För en exakt beräkning av strålningsekvationen krävs en integrering över alla riktningar vilket i dagsläget inte är möjligt. Däremot finns ett antal approximationsmetoder att tillgå.

Six Flux Method

I denna metod antas strålningsintensiteten vara konstant över givna riktningsintervall. Detta medför att strålningsberäkningen kan förenklas till att omfatta ett fåtal ekvationer som anger ett medelvärde för intensiteten. Från varje strålning kontrolllyta i beräkningsvolymen sänds en vinkelrät stråle ut (benämns ofta i engelsk litteratur för ray) längs vilken strålningsekvationen beräknas. Detta medför att det för varje kontrollvolym fås sex strålningsflöden, tre in och tre ut, därav namnet Six Flux Model [7]. Ett tvådimensionellt exempel illustreras i bild 3.8 nedan.

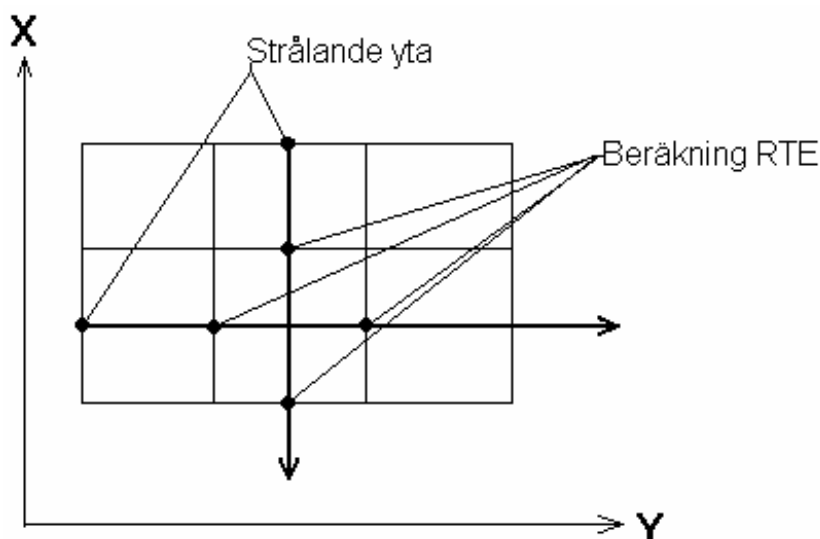


Bild 3.8 Tvådimensionellt strålningsflöde.

Discrete Transfer Radiation - DTR

Denna modell är en hybrid av ett antal olika modeller där metoden, på samma sätt som Six flux method, bygger på att ett givet antal strålar sänds ut från varje strålande kontrolllyta i beräkningsvolymen. Längs dessa strålar beräknas sedan strålningsekvationen och mellan strålarna antas intensiteten vara konstant. Fördelen med denna modell är att hänsyn kan tas till att strålarna inte är vinkelräta mot kontrolllytorna vilket medger att fler strålar kan sändas ut från varje kontrolllyta och inte bara en som i Six flux method. Antalet strålar som sänds ut definieras ofta genom att ange hur många element ett horisontalt och ett halvt vertikalt varv ska delas in i. Detta medför att 360° och 180° delas in i det angivna antalet element vilket resulterar i vinklarna ϕ och θ , se bild 3.9 nedan [5, 25, 33]. Vidare beror modellens noggrannhet på hur många strålar som sänds ut. Fler strålar ger en bättre lösning men blir samtidigt mer krävande vad gäller beräkningstid och datorkraft.

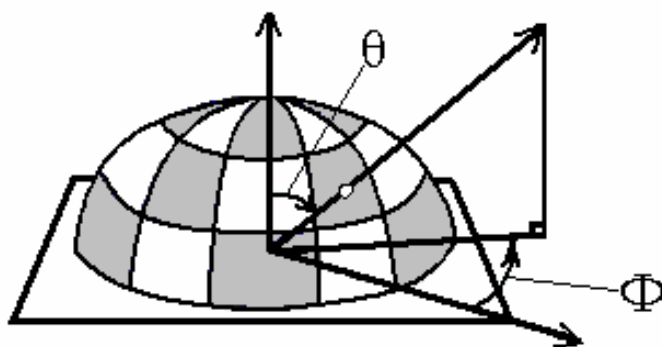


Bild 3.9 Exempel på en stråle i DTR.

3.4.2 Strålningsegenskaper

Oavsett vilken av ovanstående modeller som används behöver hänsyn tas till strålningsegenskaperna. Här finns ett antal modeller att tillgå med varierande noggrannhet. Tillvägagångssättet är dock i stort detsamma. Genom beräknade värden på temperatur och tryck tas strålningsegenskaperna för den aktuella gasen eller partikeln fram.

Ett antal modeller använder sig av värmestrålningens våglängder och delar in våglängdsspektrat i intervall, så kallade band. På detta sätt kan hänsyn tas till att

strålningsegenskaperna varierar med våglängden. Två av de sätt som används för att dela upp spektrat är Wide band och Narrow band. Den noggrannaste av dessa två är Narrow band där spektrat delas upp i fler, smalare band. Detta medför att denna modell är den mest krävande vad gäller tid och datorkraft. Det finns även grövre modeller som innebär en integrering över hela våglängdsspektrat (Total absorbtivity). En enklare modell är WSGG (Weighted Sum of Grey Gas), där fluiden antas bestå av en ”grå gas” vilket medför att endast en våglängd löses [33]. Ett exempel på ett spektrum uppdelat enligt Wide band visas i bild 3.10 nedan. I figuren visas absorptansen för tre olika gaser som en funktion av våglängden. Staplarna symboliserar de uppdelade banden. För mer information om modellerna hänvisas till litteratur [1, 15, 19].

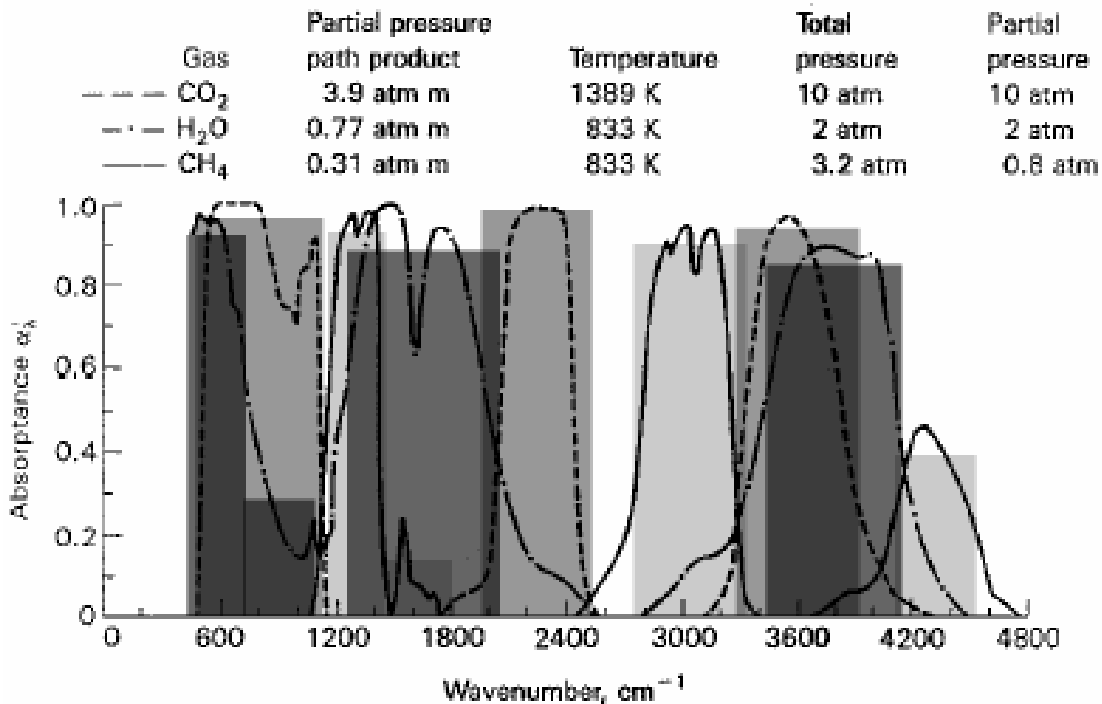


Bild 3.10 Exempel på Wide band spektrum.

Det finns även ett antal empiriska integralmodeller. En av dessa modeller är en modell framtagen av Modak [22] som är en relativt enkel och grov modell. Denna modell behandlar enbart en homogen isoterm blandning av sot, CO₂ och H₂O och tar inte hänsyn till våglängdsspektrat. Modellen finns utförligare beskriven i exempelvis [7, 33].

3.5 Sotproduktion

Som framgår av avsnittet ovan är förbränningspartiklarna av väldigt stor betydelse för strålningsberäkningarna. Det är därför viktigt att sotfraktionen beräknas på ett tillfredsställande vis. Vid förbränning bildas i stort sett alltid en viss del omättade, molekylära partiklar. Förbränningen är alltså inte fullständig. Dessa partiklar polymeriseras och bildar i sin tur aromatiska kolväten som därefter växer samman till polycykliska kolväten och bildar sotpartiklar. Sotproduktionen är beroende av det bränsle som förbränns varav ett fåtal av de befintliga bränslena inte producerar något sot. Ett antal modeller finns att tillgå för att uppskatta sotproduktionen i förbränningsförloppet. Några av de enklaste modellerna är Prescribed source där en given del av bränslet omvandlas till sot vid förbränning samt Soot inflow där en given mängd sot antas flöda ut från det område där förbränningen sker. Det finns även mer avancerade modeller som utvecklade av Truelove, Moss, Mauss och Lindstedt. För mer information om sotmodeller hänvisas till litteratur [30, 33].

4 CFD – koder

De CFD-koder som presenteras i detta avsnitt är nyttjade för att simulera brandförlopp. Det finns en mängd övriga koder förutom dessa, både för brandförlopp och för andra typer av förlopp med strömmande fluider. Koderna är produkter av långtgående forskning och är framtagna genom iterativa processer vad gäller programmering, verifiering och validering.

Den första koden som presenteras nedan har nyttjats till simuleringarna i denna rapport och de övriga har nyttjats av de organisationer som ingår i det internationella samarbetet.

4.1 SMAFS

SMAFS (Smoke Movement And Flame Spread) är framtagen av Zhenghua Yan vid avdelningen för brandteknik vid Lunds Tekniska Högskola [23]. Som namnet antyder är den framförallt framtagen för att simulera brandgas- och flamspridning. Koden är inte i nuläget en kommersiell produkt utan används uteslutande på brandteknik vid Lunds Tekniska Högskola.

SMAFS styrka och originalitet i jämförelse med de flesta andra CFD-koder ligger i dess många valmöjligheter. Koden kan hantera både LES- och RANS-simuleringar och det finns en rad olika modeller och sub-modeller för de mest varierade och detaljerade brandförloppen. Vidare är det möjligt att göra simuleringar med hjälp av flera processorer vilket påskyndar simuleringstiden betydligt. Det finns en post-processor kopplad till koden som gör det möjligt att visualisera resultaten genom tredimensionella bilder, animeringar och grafer.

4.2 FDS

NIST (National Institute of Standards and Technology) har tagit fram CFD-koden FDS (Fire Dynamics Simulator) [7, 17, 18]. Koden är licensfri och finns att ladda ner från NIST:s hemsida. Detta och att den är relativt lättanvänd medför att koden har många användare.

FDS har begränsade valmöjligheter vad gäller modeller, scenarioupställning och parametrar. Den använder exempelvis enbart LES-modellen. För övrigt är många av de modeller och fysikaliska samband som används av det enklare slaget. Nackdelen blir bland annat att användaren inte kan ”skräddarsy” sina simuleringar. Fördelen blir att jämförelser av resultat mellan olika FDS-simuleringar är enkla att göra samt att den är lättarbetad. NIST har även utvecklat en post-processor som kallas Smokview. Denna kan visualisera resultaten på en mängd olika sätt till exempel genom animeringar, tredimensionella bilder, tabeller och grafer.

4.3 JASMINE

JASMINE (Analysis of Smoke Movement In Enclosures) utvecklades för över 20 år sedan av BRE (Building Research Establishment) och är speciellt framtagen för att användas i brandsammanhang [2, 9, 19]. Dess i sammanhanget långa livslängd är unik och då den fortlöpande har utvecklats och förbättrats är den troligtvis en av de mest validerade CFD-koderna för brandsammanhang. Koden är licensbaserad.

JASMINE är framtagen för att beräkna transporter av brand och rök i utrymmen såsom atrium, utställningshallar, varuhus, tunnlar och liknande. Programmet använder sig av RANS-simuleringar och har en mängd andra välverifierade modeller för att beräkna de olika parametrar som hör till ett brandförlopp. Programmet har möjlighet att använda sig av post-processorn Fieldview för att behandla resultaten av simuleringarna. Detta görs på en rad olika sätt med bland annat animeringar, tredimensionella bilder, grafer och tabeller.

4.4 CFX

Ansys har skapat CFD-koden CFX [4, 8]. Den var från början inte framtagen för att användas i brandsammanhang utan användes främst i process- och kemindustrin. Koden, eller programpaketet, är uppbyggt av en mängd olika applikationer som köps loss på licens. På så sätt kan användaren själv bygga upp koden efter det behov som behövs.

CFX är en väldigt komplex CFD-kod. Beroende på hur många applikationer användaren köper loss kan ett stort antal olika scenarier simuleras, allt från fluidberäkningar kring flygplanskroppar, blandning av vätskor i en viss process, till avancerade brandscenarier. Koden har ett lättanvänt gränssnitt med rullgardinsmenyer. Koden har även en post-processor där all tänkbar behandling av resultat och utdata kan göras.

4.5 Sammanställning

I följande tabell finns en sammanställning av de CFD-koder som använts samt de modeller som respektive kod i huvudsak har nyttjat i simuleringarna.

	SMAFS	FDS	JASMINE	CFX
Version	5.0	2	3.1	4.3
Interpolering	PLDS	Central difference	Upwind	****
Tidsintegrering	Implicit	Explicit	Implicit	Implicit
Tryck	SIMPLE	*	SIMPLEST	****
Solver	TDMA	Direct Solution	***	****
LES / RANS	RANS	LES	RANS	RANS
Turbulens	High Reynolds k-ε	SGS Smagorinsky	High Reynolds k-ε	High Reynolds k-ε
Wall-functions	Standard	**	Standard	Standard
Förbränning	EDC	Flame sheet	Eddy breakup	****
Strålningstransport	Discrete transfer	Six-flux model	Six-flux model	****
Strålningsegenskaper	Modak	WSGG	Truelove	****
Noder i scenario I	375 000	ca 100 000	124 000-175 000	28 400
Noder i scenario II	415 000	-	124 000-175 000	11 400

Tabell 4.1 Sammanställning av CFD-koder.

* FDS använder ingen egentlig modell. Istället används en Poisson-ekvation som löses direkt.

** FDS använder ingen egentlig modell. Istället används grundläggande fysikaliska samband för värmetransport till ytor.

*** JASMINE har några olika valmöjligheter och det är oklart vilken solver som har använts

**** CFX har flera olika valmöjligheter och det är oklart vilka specifika modeller som använts i dessa simuleringar.

5 Zonmodell – CFAST

En av de koder som använts vid simuleringarna i det internationella samarbetet och som även jämförs med resultaten i denna rapport är en zonmodell. Denna zonmodell, som benämns CFAST (Consolidated Model of Fire Growth and Smoke Transport) är utvecklad av NIST och beskrivs översiktligt i detta avsnitt. För ytterligare fördjupning hänvisas till [19].

Till skillnad från en CFD-modell delar en zonmodell upp beräkningsvolymen i enbart ett fåtal kontrollvolym, så kallade lager. Inom dessa lager antas de avsedda variablerna vara konstanta. I CFAST delas beräkningsvolymen upp i två lager, det övre och det undre brandgaslagret. Detta medför att ingen horisontell variation kan ske utan endast en variation från golv till tak. Antagandet som ligger till grund för uppdelningen i två lager bygger på experimentella observationer där ofta en tydlig skiktning kan ses. Detta antagande medför att tvåzonsmodellen har ett begränsat användningsområde. I vissa zonmodeller utgör även den bildade brandplymen i brandrummet en kontrollvolym.

CFAST löser de avsedda variablerna (exempelvis tryck och temperatur) med ekvationer som har sin grund i transportekvationerna samt ett antal andra fysikaliska lagar och empiriska samband. Ekvationerna är förenklade för att de ska kunna lösas. Transporten av massa och entalpi mellan branden och de bägge lagren beräknas med hjälp av McCaffreys plymmodell. Denna modell bygger på experimentella korrelationer och finns utförligare beskriven i exempelvis [11, 14]. Vidare används ingen förbränningsmodell, istället måste förbränningsförloppet definieras med hjälp av experimentella data innan simuleringen startar. Effekttvecklingen beräknas med hjälp av ett enkelt samband från massavbrinningen och pyrolysgraden. Dessa anges som tidigare nämnts innan simuleringen startar. Ytterligare empiriska samband och approximationer används för att ta hänsyn till exempelvis ventilation, strålning mellan lager och ytor, blandning mellan lagren, flöden i tak- och dörrjet samt syrenivå.

Svårigheten med en jämförelse mellan en zonmodell och en CFD-modell ligger i den stora skillnaden i antalet beräkningsvolym. En CFD-modell kan simulera både den horisontella och den vertikala variabelvariationen medan en zonmodell enbart kan simulera den vertikala skillnaden mellan de två lagren. Detta måste tas i åtanke vid jämförelsen med resultaten i denna rapport.

DEL 2: Simulering – resultat och jämförelse

I denna del beskrivs de scenarier som ställts upp, deras förutsättningar samt de ingångsparametrar som använts. Vidare beskrivs de antaganden och förenklingar som gjorts vid simuleringarna. En jämförelse görs mellan kodernas resultat och en diskussion förs om de orsaker som ligger bakom skillnaderna. Slutligen presenteras en känslighetsanalys som kontinuerligt har utförts för att upptäcka och åtgärda fel och brister i indata och simuleringar.

6 Beskrivning av scenarier

Det simulerade rummet representerar ett godtyckligt kontrollrum för en tryckvattenreaktor, en PWR (Pressurized Water Reactor). I kontrollrummet löper säkerhetssystemens kraft- och signalkablar i takhöjd genom hela rummet. Analysen syftar till att kontrollera hur dessa kablar påverkas vid en eventuell brand samt att utvärdera CFD-kodens användning vid liknande scenarier. De två huvudscenarierna som analyseras är en brand i en papperskorg på golvet som påverkar en kabel vid taket samt en brand i en kabelstege som påverkar en kabel på ett horisontellt avstånd från denna stege. Dessa två huvudscenarier delas in i olika fall där variabler såsom ventilation (mekanisk och dörr), effektutveckling och avstånd mellan brandkälla och målkabel varieras. Fallen simuleras först i enlighet med de förutsättningar som är framtagna i det internationella samarbetet [8]. På detta sätt fås en jämförelse med övriga CFD-koder som använts i projektet. Därefter simuleras basscenario I och II med mer avancerade modeller med avseende på strålning samt med ett finare gridnät för att kontrollera att lösningarna är gridoberoende. Scenarierna simuleras även med ett kortare tidssteg för att kontrollera att lösningarna är tidsberoende.

6.1 Grundförutsättningar

Kontrollrummet är illustrerat i Bilaga A och dess dimensioner är 15,2 m djupt, 9,1 m brett samt 4,6 m högt. Rummet omsluts av 152 mm tjocka väggar, golv och tak av materialet betong. Termofysikaliska data för betongen finns i tabell 6.1 nedan

Värmekapacitet (J/kgK)	1000
Konduktivitet (W/mK)	1,75
Densitet (kg/m ³)	2200
Emissivitet	0,94

Tabell 6.1 Materialdata för betong.

I en av kontrollrummets kortsidor finns en dörr placerad. Dörrens mått är 2,4 m x 2,4 m och har samma tjocklek som väggen, 152 mm. Dörren är placerad i mitten av väggen och består av en träkärna som är omgiven av ett isolerande material samt ett stålhölje. Termofysikaliska data för dörren finns i tabell 6.2. Simuleringarna är genomförda med både stängd och öppen dörr. I fallet med stängd dörr antas en springa finnas mellan golv och dörr. Springans mått är 2,4 m x 0,005 m.

	Värmekapacitet (J/kgK)	Konduktivitet (W/mK)	Densitet (kg/m ³)
Träkärna	2800	0,147	640
Isolering	800	0,048	240
Stålhölje	473	43	640

Tabell 6.2 Materialdata för dörren.

På långsidans mitt 2.4 m från golvet finns en mekanisk ventilation placerad. Denna har en area på 0.5 m² och en luftväxling på 5 rumsvolymer per timme. Ventilationen har intaget på den ena långsidan och uttaget på motsatta sidan. Simuleringarna är genomförda med både avstängd och funktionell ventilation.

Säkerhetssystemens kraft- och signalkablar löper i kabelstegar längs hela rummets djup. Tre kabelstegar är placerade 0,9 m från den högra långsidan. Den nedre av dessa stegar, med beteckningen A, är placerad 2,3 m från golvet. Nästföljande stege, C1, är placerad 1.1 m ovanför stege A och den sista stegen, C2, är placerad 0,9 m ovanför stege C1. På ett horisontellt avstånd D från dessa 3 kabelstegar är ytterligare en stege placerad. Denna stege, med beteckningen B, är placerad på samma höjd som stege C1, det vill säga på 4 m höjd. I scenario II varieras avståndet D för att kontrollera hur detta påverkar malkabeln som sitter på stege B. Samtliga stegar har måtten 0,6 m x 0,08 m och antas vara adiabatiska, vilket betyder att de inte tar upp någon värme från omgivningen. Kablarna som är placerade i stegarna antas genomgående vara av PVC (Polyvinylklorid, C₂H₃Cl) med en diameter på 50 mm. Termofysikaliska data för PVC samt sotproduktion vid förbränning redovisas i tabell 6.3 nedan, värdena i tabellen är tagna från [28].

Förbränningsvärme (MJ/kg)	16
Densitet (kg/m ³)	1710
Värmekapacitet (J/kgK)	1040
Konduktivitet (W/mK)	0,092
Emissivitet	0.8
Sotproduktion	0,172

Tabell 6.3 Materialdata och partikelproduktion för PVC.

Omgivningens initialvärden samt övriga konstanter finns redovisade i tabell 6.4 nedan

Temperatur (K)	300
Tryck (Pa)	101300
Friktionskoefficient vid dörr	0,68
Konvektivt värmeövergångstal (W/m ² K)	15
Nedre syregräns (%)	12

Tabell 6.4 Ingångsvärden och övriga konstanter.

6.2 Scenario I – Brand i papperskorg

I detta scenario simuleras en brand i en papperskorg där branden påverkar en kabel placerad på kabelstege A. Kabeln är placerad i stegens nedre vänstra hörn och antas antända när kabelns centrumtemperatur når 370°C (643 K). Detta kriterium är taget ur det internationella samarbetets grunduppställning [8], ingen hänsyn är tagen till eventuell funktionsnedsättning i kabeln på grund av värmepåverkan eller liknande. Vidare är anledningen till att enbart en kabel studeras att ett scenario där flera kablar är involverade blir väldigt komplext och i dagsläget är detta svårt att simulera.

Papperskorgen är placerad vid kabelstegens mitt och det horisontella avståndet mellan stege och papperskorg varieras genom de olika fallen enligt tabell 6.6. Papperskorgens volym är 0,121 m³ och dess form är cylindrisk med diametern 0,49 m och höjden 0,62 m. Papperskorgen innehåller en påse av polyetylen (0,04 kg), halm och gräs (1,55 kg) samt eucalyptus (2,47 kg). Effekttutvecklingen finns beskriven i tabell 6.5 och är hämtad från försök utförda i [18, 31] och är på förhand bestämd av det internationella samarbetet. Effekttutvecklingen antas vara linjär mellan mätpunkterna.

Tid (s)	Effektutveckling (kW)
0	0
60	200
120	350
180	340
240	200
300	150
360	100
420	100
480	80
540	75
600	100

Tabell 6.5 Papperskorgens effektutveckling.

Följande fall simuleras där papperskorgens placering, rummets ventilation och dörrens läge varierar. Avståndet från brand innebär det horisontella avståndet mellan papperskorg och kabel.

	Avstånd från brand (m)	Dörrens läge	Ventilation
Basscenario	2,2	Stängd	Av
Fall 1	0,3	Stängd	Av
Fall 2	0,9	Stängd	Av
Fall 3	1,5	Stängd	Av
Fall 4	2,2	Öppen	Av
Fall 5	2,2	Stängd	På

Tabell 6.6 Scenario I.

De data som redovisas från simuleringarna av scenario I är

- Kabelns centrumtemperatur
- Kabelns yttemperatur
- Brandgaslagrets temperatur
- Flöden genom dörr och dörrspringa
- Totalt värmefflöde samt strålning mot kabeln
- Tryckökning
- Effektutveckling

6.3 Scenario II – Brand i kabelstege

I detta scenario simuleras en brand i de tre kabelstegen A, C1 och C2 som påverkar en kabel placerad i kabelstege B. Detta förenklas genom att kabelstegen sätts samman och placeras på den position där kabelstege C2 är belägen. Kabeln är placerad i stege B:s nedre högra hörn och antas ta skada när dess centrumtemperatur når 200°C (473 K). På grund av scenariets komplexitet med en brand som sprider sig i kabelstegen har en del förenklingar införts. Dessa beskrivs närmare i kapitel 7 *Antaganden och förenklingar*, där även effektutvecklingen finns beskriven.

Följande fall simuleras där stege B:s horisontella och vertikala avstånd, rummets ventilation, effektutvecklingen samt dörrens läge varierar, se tabell 6.7. Avstånd i tabellen innebär avståndet mellan den nedersta stegen (plats A) och kabeln (plats B). Detta innebär att i de fall där det vertikala avståndet är 1,1 meter hamnar den brinnande kabelstegen och kabeln på samma höjd eftersom den brinnande stegen är placerad vid C2.

	Eff. utveckling (MW)	Horisontellt avstånd (m)	Vertikalt avstånd (m)	Dörrens läge	Ventilation
Basscenario	1	6,1	1,1	Stängd	Av
Fall 1	1	3,1	1,1	Stängd	Av
Fall 2	1	4,6	1,1	Stängd	Av
Fall 3	2	3,1	1,1	Stängd	Av
Fall 4	2	4,6	1,1	Stängd	Av
Fall 5	2	6,1	1,1	Stängd	Av
Fall 10	1	6,1	1,1	Öppen	På
Fall 11	1	6,1	2,0	Stängd	Av
Fall 12	1	6,1	0	Stängd	Av

Tabell 6.7 Scenario II.

Fall 6, 7, 8, 9 och 13 från det internationella samarbetet [8] har inte simulerats i detta arbete. Anledningen till detta finns närmare beskrivet under avsnitt 7.5 *Borttagna fall*.

De data som redovisas från simuleringarna av scenario II är

- Kabelns centrumtemperatur
- Kabelns yttemperatur
- Brandgaslagrets temperatur
- Flöden genom dörr och dörrspringa
- Totalt värmeflöde samt strålning mot kabeln
- Tryckökning
- Effektutveckling

7 Antaganden och förenklingar

I simuleringarna och dess indatafiler har en del antaganden och förenklingar utförts som skiljer sig från de ursprungliga scenarieuppställningarna. De antaganden och förenklingar som gjorts finns beskrivna i detta kapitel.

7.1 Effektutveckling Scenario I

Bränslet som finns i papperskorgen består av olika sorters organiskt material som ger ett sammanlagt förbränningsvärme på 24,1 MJ/kg. Detta värde är taget från försök utförda i [18, 31]. Eftersom bränslets sammansättning är väldigt komplex och därmed svår att återge i förbränningsmodellen används istället reaktionen för förbränning av propan, C_3H_8 . Propan har ett förbränningsvärme på 46 MJ/kg, vilket betyder att en justering görs för att motsvara papperskorgens 24,1 MJ/kg. Genom att justera propanfraktionen och låta en viss mängd bestå av kvävgas, som inte ger något bidrag till effektutvecklingen, kan förbränningsvärmets anpassas till det önskade värdet. Vidare används ingen egentlig modell för sotproduktion. Istället specificeras andelen sot direkt i utflödet från papperskorgen. Detta betyder att fraktionen propan, kvävgas och sot ska summeras till 1. Andelen sot som antas produceras vid förbränningen av bränslet är satt till att motsvara det sot som produceras vid förbränning av en liten andel polyetylen (ca 1 %) och trä (99 %). Dessa värden är tagna från [12] och den sammanlagda sotproduktionen blir 1,7 %. Med den datorkapacitet och de tidsramar som detta arbete omfattar har det inte varit möjligt att använda mer exakta förbränningsmodeller. De modeller som de övriga koderna använder är även de relativt grova men bygger på samma princip vilket gör en jämförelse möjlig.

Effektutvecklingen anges i den ursprungliga uppställningen som en linjär funktion där lutningen ändras för varje minut. I SMAFS delas effektutvecklingen upp i tidssteg under vilka effektutvecklingen är konstant. Fler tidssteg ger värden närmare den ursprungliga effektutvecklingen. Simuleringarna pågår i 600 sekunder och dessa delas i SMAFS upp i 30 steg. Vidare anges effektutvecklingen med hjälp av en hastighet på den fluid som strömmar ut från papperskorgen. Hastigheten från papperskorgens yta beräknas på följande vis:

$$v = \frac{Q}{A \cdot \rho \cdot \Delta H_c} \quad (11)$$

där

v = Hastighet (m/s)

Q = Effektutveckling (W)

A = Papperskorgens area (m^2)

ρ = Den utströmmande fluidens densitet (kg/m^3)

ΔH_c = Propans förbränningsvärme (J/kg)

Effektutvecklingen i ekvation (11) ovan beräknas genom att ta fram den räta linjens ekvation för varje minut i den ursprungliga uppställningens effektutvecklingskurva och därefter beräkna ett medelvärde för varje tidssteg som ska specificeras i SMAFS. Detta medför att 30 medelvärden på effektutvecklingen beräknas vilket i sin tur ger 30 hastigheter. Den area som anges i ekvationen motsvarar den eller de sidor av papperskorgen där förbränning antas ske. I scenarierna i denna rapport antas förbränningen enbart ske på papperskorgens ovansida. Papperskorgen har i SMAFS

approximerats med en rektangel. I den ursprungliga scenarieuppställningen är papperskorgen cylindrisk.

Effektutvecklingen från den ursprungliga uppställningen (Benchmark) samt från SMAFS redovisas i diagram 7.1 nedan.

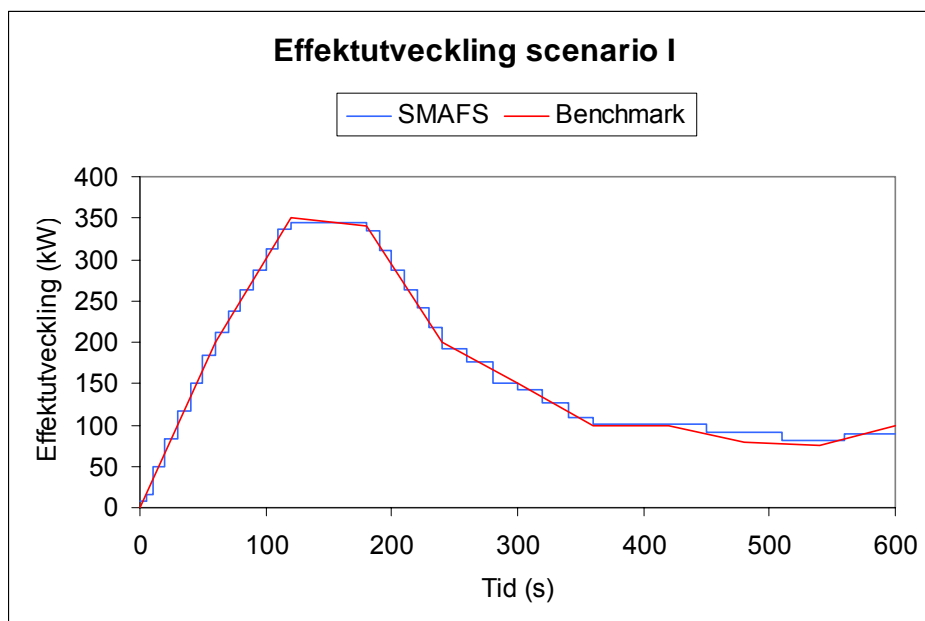


Diagram 7.1 Förenkling av effektutvecklingen.

SMAFS tar hänsyn till att förbränningen till viss del kan ske utanför beräkningsvolymen samt att ofullständigt förbrända partiklar kan lämna beräkningsvolymen. Detta medför att den totala effektutvecklingen kan vara något lägre än den ovan angivna. Dock har det i detta scenario visat sig skilja enbart några kilowatt vilket kan anses försumbart.

7.2 Effektutveckling Scenario II

I scenario II antas kablarna i kabelstegen A, C1 och C2 brinna. Detta förenklas i den ursprungliga uppställningen genom att de tre kabelstegen sätts ihop till en stegen där hela kabelstegen brinner. I simuleringarna i denna rapport definieras detta genom tre ytor (brännare) vilka motsvaras av ovasidan samt de två sidorna på kabelstegen (se bild 7.1 nedan).

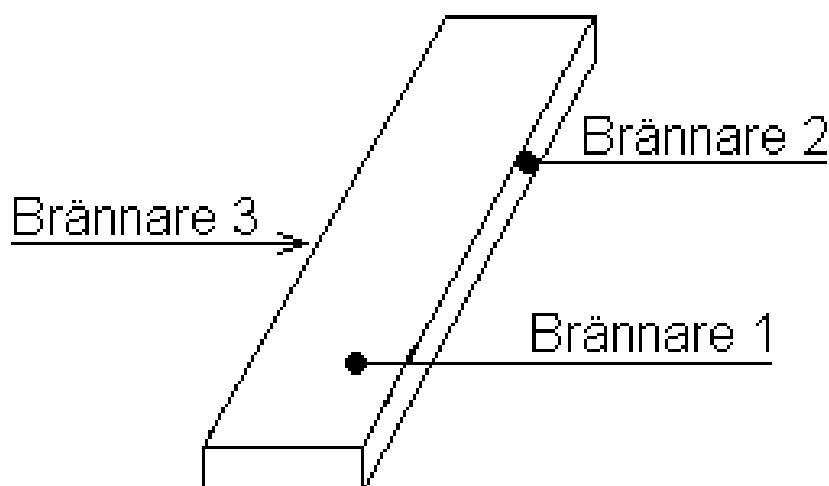


Bild 7.1 Kabelstegen tre brännare.

Effektutvecklingen delas lika på de tre sidorna och hastigheten på den utströmmande fluiden från brännaren beräknas med följande formel

$$v = \frac{Q}{(A_1 + A_2 + A_3) \cdot \rho \cdot \Delta H_c} \quad (12)$$

där

v = Hastighet (m/s)

Q = Effektutveckling (W)

$A_{1,2,3}$ = Kabelstegens tre sidoareor (m²)

ρ = Den utströmmande fluidens densitet (kg/m³)

ΔH_c = Propans förbränningsvärme (J/kg)

Kablarna på stegen antas vara genomgående av PVC som har ett förbränningsvärme på 16 MJ/kg. Effektutvecklingen ges av följande funktion:

$$Q = Q_0 \left(\frac{t}{t_0} \right)^2 \quad (13)$$

där

Q = Effektutveckling (MW)

$Q_0 = 1$ MW

t = Tid (s)

$t_0 = 600$ s

Effektutvecklingen antas stabiliseras efter 10 minuter. Denna tid delas sammanlagt upp i 35 steg under vilka effektutvecklingen antas vara konstant. Tidstegen sammanbinds därefter med räta linjer. Effektutvecklingen beräknas sedan på samma sätt som i scenario I och redovisas i diagram 7.2 nedan. Notera även att kurvan som ska motsvara den ursprungliga uppställningen är en förenkling eftersom linjerna mellan punkterna är approximerade till räta linjer.

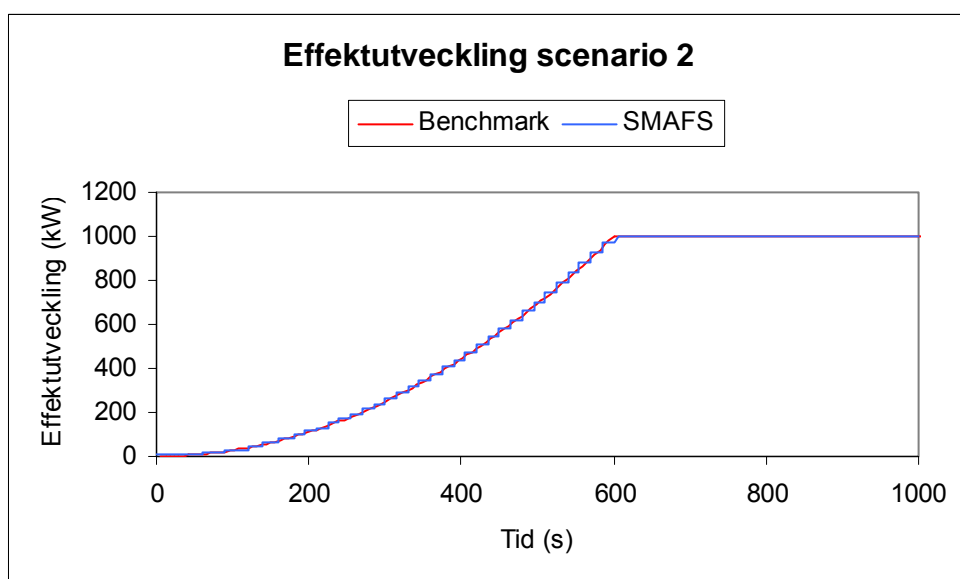


Diagram 7.2 Förenkling av effektutvecklingen.

I de scenarier där effektutvecklingen är 2 MW följer kurvan samma utveckling som ovan men stabiliseras först när den nått 2 MW.

Som nämndes i föregående avsnitt tar SMAFS hänsyn till att förbränningen till viss del kan ske utanför beräkningsvolymen samt att ofullständigt förbrända partiklar kan lämna beräkningsvolymen. Till skillnad från scenario I har det i detta scenario visat sig att effektutvecklingen då blir betydligt lägre än den ovan angivna. Detta beror till största delen på att effektutvecklingen i detta scenario är avsevärt högre än i scenario I. När effektutvecklingen stabiliserat sig är den cirka 200-250 kilowatt lägre. Detta måste tas i åtanke vid den jämförelse som utförs mellan de olika koderna.

7.3 Geometri

I simuleringarna i denna rapport har vissa geometriförenklingar gjorts. Ett kartesiskt gridsystem har använts vilket medför att kontrollvolymerna måste vara av kubisk eller rektangulär form. Vidare har vissa justeringar i objektens placeringar gjorts för att dessa ska passa in i gridsystemet. Detta gäller exempelvis papperskorgen och ventilationssystemets öppningar. Justeringarna är i storleksordningen millimeter och centimeter.

7.4 Syrenivå

I dagsläget finns ingen modell i SMAFS som tar hänsyn till syrenivåns inverkan på effektutvecklingen. Detta betyder att effektutvecklingen inte avtar när tillgången på syre sjunker. I scenario I har detta ingen inverkan eftersom syrenivån inte nämnvärt sjunker men i scenario II förbrukas syret i högre grad och den angivna nivån på 12 % nås efter 750-800 sekunder. I detta läge ska effektutvecklingen börja avta men så är inte fallet i dessa simuleringar. Resultaten är därför inte giltiga efter att denna nivå passerats varvid resultat efter 800 sekunder inte presenteras.

7.5 Borttagna fall

Som nämndes i avsnitt 6.3 *Scenario II – Brand i kabelstege* har inte alla fall från det internationella samarbetet simulerats i denna rapport. Fall 6, 7 och 8 har en effektutveckling som når 3 MW. Eftersom syrenivån sjunker till 12 % strax innan effektutvecklingen nått 2 MW anses dessa fall inte utgöra någon skillnad gentemot de med en maximal effektutveckling på 2 MW. Vidare simuleras inte fall 13 där en annan typ av kabel används. Fall 9 där dörren öppnas och ventilationen stängs av efter 15 minuter har inte analyserats.

8 Indata och förutsättningar till SMAFS

I detta kapitel beskrivs de specifika parametrar och förutsättningar som legat till grund för simuleringarna med SMAFS. Vidare redovisas även de resurser och den tid som använts.

8.1 Beräkningsmetoder och förutsättningar

Vid lösning av transportekvationerna har nedanstående beräkningsmetoder använts. Metoderna och deras användningsområden finns översiktligt beskrivna i kapitel 2 *CFD-Computational fluid dynamics*.

- PLDS (power law difference scheme) för interpolering
- SIMPLE för tryckkorrektion
- TDMA (tri-diagonal matrix algorithm) solver
- Fully implicit för tidsintegrering

Det uppsatta konvergenskriteriet för flödet har satts till 10^{-6} . Det maximala antalet iterationer är under de första fem sekunderna 600 stycken, mellan fem och tio sekunder 300 stycken och därefter 150 stycken. Tidssteget är under de första fem sekunderna satt till 0.5 sekunder och därefter 1 sekund. En känslighetsanalys har utförts för att kontrollera att lösningen är tidsberoende, resultatet finns i kapitel 12 *Känslighetsanalys och verifiering*.

8.2 Gridsystem

Det genererade gridsystemet är kartesiskt och består av kubiska och rektangulära kontrollvolymerna där de största sidorna är 2 decimeter. I de områden i beräkningsvolymen där flödet är mer komplicerat, exempelvis vid branden, är kontrollvolymerna mindre vilket leder till att systemet inte är homogent. Vidare är systemets kontrollvolymerna uppbyggda på ett succesivt växande och minskande vis för att undvika att stora volymer är i direkt anslutning till små. Detta för att lösningen av transportekvationerna inte ska bero av skillnaden mellan intilliggande kontrollvolymers storlek. Antalet kontrollvolymerna är i storleksordningen 400 000 stycken, se bild 8.1 nedan. En känslighetsanalys har utförts för att kontrollera att lösningen är gridberoende, resultatet finns i kapitel 12 *Känslighetsanalys och verifiering*.

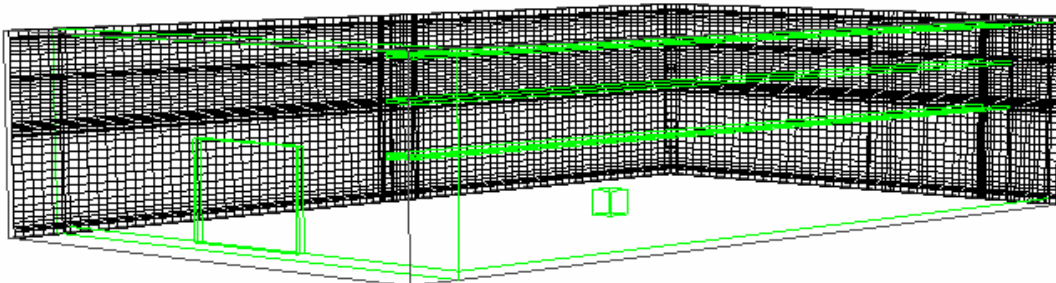


Bild 8.1 Bassscenario1 – Gridsystem.

För att kunna beräkna värmetransporten genom väggar på ett korrekt sätt krävs ett fint gridsystem. I SMAFS finns möjligheten att generera ett separat gridsystem för alla väggar och objekt i beräkningsvolymen. Värmetransporten kan beräknas i antingen en eller tre dimensioner. Dessa simuleringar har använt transport i en dimension, vinkelrät mot väggar och övriga ytor.

8.3 Submodeller

Vid lösning av transportekvationerna har de nedanstående submodellerna använts. Modellerna finns beskrivna i kapitel 3 *Brandfenomen och dess CFD-modeller*.

- RANS Standard HRN k- ϵ model (buoancy modified) för turbulens
- Standard wall function för värmetransport nära ytor
- Soot inflow för den producerade mängden sotpartiklar

8.4 Strålningsmodell

Vid lösning av strålningsekvationen RTE har modellen Discrete Transfer Radiation använts. Modellen finns beskriven i kapitel 3 *Brandfenomen och dess CFD-modeller*. Strålningsberäkningen startar efter 25 iterationer med ett beräkningsintervall på 5 iterationer. Det maximala antalet beräkningar är satt till 10 stycken. Det uppsatta konvergenskriteriet för strålningen har satts till 10^{-8} . Vidare beräknas ekvationen längs 256 strålar för scenario I samt med 64 strålar för scenario II. En mer utförlig diskussion angående detta förs i kapitel 12 *Känslighetsanalys och verifiering* samt kapitel 13 *Resultat och diskussion*.

För beräkning av strålningens egenskaper har en modell framtagen av Modak använts. Eftersom denna modell är relativt enkel har basscenario I simulerats med den mer avancerade modellen Approximate fast narrow band för att kontrollera dess betydelse. Resultatet av dessa simuleringar finns i kapitel 12 *Känslighetsanalys och verifiering*.

8.5 Resurser och övriga förutsättningar

Vid simuleringarna har Lunds Universitets kluster använts. Detta kluster, benämnt Lunarc, består av 210 sammankopplade processorer av typen AMD Opteron 148 2.2 GHz. Eftersom SMAFS har möjligheten att använda multipla processorer har varje simulering nyttjat 8-12 stycken. Basscenario 1 (600 sekunder, 400 000 noder) har med 8 processorer tagit cirka 160 timmar att simulera. Motsvarande tid med strålningsmodellen Approximate fast narrow band istället för Modak är cirka 600 timmar.

9 Utdatahantering i SMAFS

Detta kapitel beskriver hur och var utdata har tagits ut. Tillvägagångssättet är likvärdigt för både scenario I och II. För detta har SMAFS befintliga post-processor använts.

9.1 Temperatur i övre brandgaslagret, HGL

Temperaturer i övre brandgaslagret (higher gas layer, HGL) har tagits ut i 100 punkter jämnt utspridda på två olika höjder, precis under taket och cirka en decimeter från taket. Ett medelvärde för alla punkter har därefter beräknats vilket representerar temperaturen i övre brandgaslagret. Av alla de framtagna punkterna har även den högsta temperaturen redovisats. Detta förfarande har varit exakt likadant för alla simuleringar.

9.2 Värmeflöde till kabeln

Totalt värmeflöde och strålningsflöde till kabeln har redovisats. Totalt värmeflöde är detsamma som nettoflödet dvs. ledning, konvektion och strålning till kabeln minus den värmestrålning som kabeln själv strålar ut. Den strålning som brandgaslagret, branden och de varma ytorna avger bidrar till strålningsflödet.

Då kabeln i simuleringarna är kvadratisk har detta medfört att resultat tagits fram på två olika sidor av kabeln, sidan som är närmast branden (brandsidan) och sidan som är parallell mot golvet (undersidan). Utdata är tagen i 200 punkter på mitten och längs hela kabelns längd för de båda sidorna.

9.3 Kabeltemperaturer

Då SMAFS kan generera ett separat gridnät i kabeln har temperaturer tagits fram var 5:e millimeter från kabelns yta och inåt till dess centrum. Dessa temperaturer har tagits från den sida där den högsta uppnådda temperaturen har förekommit. Ytemperaturer har tagits fram på samma sätt som för värmeflödet till kabeln.

9.4 Tryck

Enbart den tryckökning som genererats av branden har beräknats. Ingen hänsyn har tagits till tryckökning på grund av höjdskillnader eller liknande. Det tryck som redovisas är den maximala tryckökningen i rummet under hela simuleringstiden.

9.5 Massflöde i dörr och dörrspringa

Flödes hastigheten mätt i m/s har tagits ut och räknats om till kg/s med hjälp av gasernas densitet och arean för dörr eller dörrspringa. Den hastighet som redovisas är den maximala hastigheten under hela simuleringstiden i den area som avses.

9.6 Syrenivån

Denna har enbart tagits hänsyn till i scenario II, se avsnitt 7.4 *Syrenivå* för utförligare diskussion angående syrenivån. De noder som har samma värde på syrenivån bildar ett böljande gränsskikt även kallat isoyta. Med hjälp dessa isoytor har tidpunkten då syrenivån når ner till 12 % i brandgaslagret kunnat uppskattas.

10 Resultat SMAFS

I detta kapitel redovisas de resultat som simuleringarna i SMAFS genererat. Resultaten redovisas genom en diskussion med hänvisningar till tabeller, diagram och bilder placerade i bilagorna B – E för scenario I och F – I för scenario II. I kapitel 6 *Beskrivning av scenarier* presenterades de parametrar samt de uppsatta kabelkriterier som ligger till grund för denna diskussion.

10.1 Scenario I – Brand i papperskorg

I detta scenario antogs kabeln ta skada när dess centrumtemperatur nått 643 K. Denna temperatur nåddes inte i något av de simulerade fallen. Nedan redovisas först hela basscenario 1 och därefter analyseras hur kabeln påverkas av avståndet till papperskorgen (fall 1, 2, 3). Den enda skillnaden mellan dessa fall är papperskorgens placering. Därefter analyseras hur en öppen dörr påverkar kabeln (fall 4). Slutligen förs en diskussion om hur en mekanisk ventilation kan påverka förloppet (fall 5). Alla fall analyseras med utgångspunkt från basscenario 1.

10.1.1 Basscenario 1

Den kurva för effektutvecklingen som gäller för detta scenario presenterades i kapitel 7.1 *Effektutveckling Scenario I*. Kurvan når sitt maximala värde efter ungefär 130 sekunder. Värmeflöde och strålning når sina maximala värden strax efteråt följt av HGL (Higher Gas Layer) temperaturen vid 190 sekunder. Den maximala temperaturen på kabelns yta nås efter cirka 220 sekunder vilket kan förklaras med de i kabelmaterialet inneboende parametrarna såsom värmekapacitet och konduktivitet. Resultaten presenteras i tabell B.1. HGL temperaturens förändring över tiden presenteras i diagram B.1 och beskrivning av hur och var denna temperatur tagits fram finns i kapitel 9 *Utdatabehandling i SMAFS*. I bilderna B.1 – B.4 visas temperaturprofiler i rummet vid 190 sekunder respektive 600 sekunder. Noterbart vid de två olika tidpunkterna är brandgaslagrets tjocklek och temperatur då det vid 190 sekunder ses en tydlig skiktning och vid 600 sekunder den direkta motsatsen. Bild B.5 – B.7 visar gasflödet i rummet vid 190 sekunder. Eftersom kabeln är kvadratisk redovisas resultat från två av kabelns sidor, brandsida och undersida. I diagram B.2 – B.5 redovisas värmeflöde och yttemperaturer för kabelns brandsida. Diagram B.6 – B.9 visar värmeflöde och yttemperaturer för kabelns undersida. Diagram B.2, B.4, B.6 och B.8 är plottade mot tiden och framtagna i en punkt mitt på kabeln. Den lilla skillnaden i det totala värmeflödet och strålningen förklaras genom att nettoflödet, i vilken kabelns yttemperatur har inverkan, inte minskar på samma sätt och med samma storlek som effektutvecklingen. Bild B.8 och B.9 ger förklaring till det ”taggiga” utseendet på kurvorna i diagram B.3, B.5, B.7 och B.9 där värdena är plottade mot kabelns längd. Det beror på den strålningsmodell som har använts. För mer ingående resonemang angående detta se kapitel 12 *Känslighetsanalys och verifiering*.

Diagram B.10 visar centrumtemperaturen i en punkt mitt på kabeln. Vid cirka 200 sekunder når värmevägen kabelns centrum och av diagrammet utläses att temperaturökningen sker väldigt långsamt, endast en grad på 300 sekunder. Diagram B.11 visar ett tvärsnitt av temperaturen i en punkt mitt på kabeln vid tidpunkten 600 sekunder.

10.1.2 Scenario 1, avstånd till papperskorg

I denna del varierar avståndet mellan branden och kabeln (fall 1, 2, 3). Eftersom enbart brandens placering varierar ändras bara de parametrar som har med kabeln att göra. Brandgaslagrets temperatur, tryckökningen i rummet och flödet genom dörrspringan är således desamma. Resultaten redovisas i tabell C.1. I diagram C.1 – C.14 redovisas kurvor över värmefflöde och temperaturer för de olika fallen i jämförelse med basscenario 1. Överlag kan det konstateras att ett mindre avstånd mellan branden och kabeln ger högre värden på värmefflöden och temperaturer.

10.1.3 Scenario 1, dörr öppen

I detta fall är dörren öppen (fall 4). Resultaten visas i tabell D.1. Då dörren är öppen blir tryckökningen i rummet mindre och dörrflödet större. Diagram D.1 visar HGL temperaturen över tiden. Kurvan skiljer sig inte mycket från basscenario 1 med undantaget att temperaturen sjunker lite fortare på slutet. Diagram D.2 redovisar dörrflödet där en tydlig bild av tryckprofilen och neutralgaslagret kan ses. Bild D.1 och D.2 visar gasflödet i rummet vid 300 sekunder. Diagram D.3 – D.16 visar kurvor över värmefflöde och temperaturer för detta fall i jämförelse med basscenario 1. Då dörren är öppen fås något lägre värden för alla parametrar.

10.1.4 Scenario 1, ventilation på

I detta fall är ventilationen påslagen och dörren är stängd (fall 5). Resultaten visas i tabell E.1. Diagram E.1 visar HGL temperaturen över tiden där en klart märkbar skillnad ses i jämförelse med basscenario 1. Bild E.1 – E.3 visar hur ventilationen påverkar temperaturprofilen och gasflödet vid 190 sekunder. Diagram E.2 – E.15 visar kurvor över värmefflöde och temperaturer för detta fall i jämförelse med basscenario 1. Ventilationen bidrar till att sänka alla värden.

10.2 Scenario II – Brand i kabelstege

I detta scenario antogs kabeln ta skada när dess centrumtemperatur nått 473 K. Denna temperatur nåddes inte i något av de simulerade fallen. Nedan redovisas först hela basscenario 2 och därefter analyseras hur kabeln påverkas av avståndet till branden (fall 1, 2, 11, 12). Den enda skillnaden mellan dessa fall är kabelns placering. Därefter analyseras hur en högre effektutveckling påverkar kabeln (fall 3, 4, 5). Slutligen förs en diskussion om hur en mekanisk ventilation och en öppen dörr kan påverka förloppet (fall 10). Alla fall analyseras med utgångspunkt från basscenario 2.

10.2.1 Basscenario 2

Den effektutvecklingskurva som legat till grund för simuleringarna av basscenario 2 redovisas i diagram F.1. Vid 800 sekunder har syrenivån sjunkit till ca 12 % vilket var det uppsatta kriteriet för den undre brännbarhetsgränsen [8]. Detta illustreras med hjälp av bild F.1 – F.3 som visar isoytor av syrenivån 12 %. Eftersom det vid dessa simuleringar inte fanns någon modell i SMAFS som kunde ta hänsyn till syrenivåns betydelse för effektutvecklingen har inga resultat tagits ut efter tidpunkten 800 sekunder. Resultatet av simuleringen redovisas i tabell F.1. Temperaturen i det övre brandgaslagret (HGL) plottad mot tiden redovisas i diagram F.2. Här kan nämnas att kort efter att effektutvecklingen stabiliserats, vid 600 sekunder, stabiliserar även temperaturen och ökar därefter endast med någon grad. I bild F.4 och F.5 illustreras temperaturen i rummet vid tidpunkten 800 sekunder då syrenivån sjunkit till 12 %. HGL temperaturen vid denna tidpunkt är 465 K och den maximala temperaturen är 565 K.

Eftersom kabeln är kvadratisk redovisas resultat från två av kabelns sidor, brandsida och undersida. I diagram F.3 – F.6 redovisas värmefflöde och yttemperatur för kabelns brandsida. Diagram F.3 och F.5 är plottade mot tiden och framtagna i en punkt mitt på kabeln. Ur diagram F.4 och F.6 kan tydas att både värmefflöde till kabeln och dess temperatur är något högre närmare väggarna. Detta beror på att varma ytor och brandgaslagret i högre grad bidrar till strålningsflödet. Däremot fås en nedgång alldeles intill väggen beroende på att väggen tar upp energi. Vidare kan nämnas att vid 600 sekunder då effektutvecklingen stabiliseras upphör ökningen av värmefflödet och istället fås en minskning, se diagram F.3. Detta beror på att kabeltemperaturen fortsätter öka, se diagram F.6, vilket påverkar nettoflödet till kabeln och därav minskningen. I bild F.6 visas en profil av gasflödet i rummet där en klar skillnad uppvisas mellan flödet vid brandsida och undersida. En låg gashastighet vid kabelns brandsida ger upphov till en stagnationspunkt vilket medför att värmefflödet från brandgaslagret vid denna sida är lägre än vid undersidan. Detta ger en lägre yttemperatur och ett lägre totalt flöde vid brandsidan än vid undersidan.

I diagram F.7 – F.10 redovisas undersidans värmefflöde och yttemperatur. Som nämndes ovan är skillnaden gentemot brandsidan att det totala värmefflödet och yttemperaturen är något högre. Detta förklarades med hjälp av bild F.6, det konvektiva tillskottet från brandgaslagret är högre. Vidare är strålningen något lägre på undersidan vilket visar att värmefflödet från brandgaslagret ger det största bidraget.

Bild F.7 och F.8 visar strålning mot kabel och tak. Här ses att strålningen är jämn utmed hela kabelns längd.

Diagram F.11 visar centrumtemperaturen i en punkt mitt på kabeln. Vid ca 500 sekunder når värmevägen kabelns centrum och av diagrammet utläses att temperaturökningen sker väldigt långsamt, endast en grad på 300 sekunder. Däremot kan slutsatsen dras att temperaturgradienten i kabelns mitt kommer att öka de närmaste minuterna. Diagram F.12 visar ett tvärsnitt av temperaturen i en punkt mitt på kabeln vid tidpunkten 800 sekunder.

10.2.2 Scenario 2, avstånd till kabel

I denna del varierar avståndet mellan branden och kabeln (fall 1, 2, 11, 12). Resultatet redovisas i tabell G.1. Eftersom enbart kabelns placering varierar ändras bara de parametrar som har med kabeln att göra. Brandgaslagrets temperatur, tryckökningen och flödet genom dörrspringan är således desamma.

Värmefflöde, strålning och yttemperatur redovisas för brandsidan i diagram G.1 – G.6 och för undersidan i diagram G.7 – G.12. Centrumtemperatur och ett tvärsnitt av kabelns temperatur redovisas i diagram G.13 och G.14

Nämnavärt i dessa diagram är att när kabeln flyttas närmare branden sjunker värmefflödet till kabeln och yttemperaturen något, jämför bs2 (6.1 meter), s2f1 (3.1 meter) och s2f2 (4.6 meter). Detta kan förklaras med hjälp av bilderna G.1 – G.5 där kabelns placering visas i förhållande till temperaturen samt bild G.6 – G.10 där kabelns placering visas i förhållande till strålningen. Bilderna visar att värmefflödet och temperaturen är lägre närmare branden. Detta beror på att brandgaserna, på den höjden där kabeln befinner sig, är varmare vid den bortre väggen än i mitten av rummet. När avståndet är 3,1 meter har branden en stor inverkan på värmefflödet. Vid 4,6 meter har strålningen från branden minskat medan strålningen från brandgaslagret ökat därav samma värde på strålningen. Vid 6,1 meter har strålningen från brandgaslagret den avgörande betydelsen.

Skillnaden i det totala värmeflödet mellan 3,1 och 4,6 meter kan bero på att kabelns yttemperatur är högre vid avståndet 3,1 meter vilket ger ett lägre totalt värmeflöde eftersom det är nettoflödet som redovisas.

Vid 600 sekunder stabiliseras effektutvecklingen vilket medför att ökningen av värmeflödet upphör och en minskning fås. Som nämndes tidigare beror detta på att kabeltemperaturen ökar vilket ger ett lägre nettoflöde.

10.2.3 Scenario 2, 2 MW

I detta scenario ökas den maximala effektutvecklingen till 2 MW och det horisontella avstånd mellan branden och kabeln varierar (fall 3, 4, 5). Den effektutvecklingskurva som legat till grund för scenariot redovisas i diagram H.1. I bild H.1 – H.3 visas isoytor där syrenivån är på 12 %. Detta medför att inga utdata efter 750 sekunder behandlas då resultaten inte gäller efter denna tidpunkt vilket är analogt med föregående resonemang. Resultaten redovisas i tabell H.1. Överlag ger den högre effektutvecklingen något högre värden. Vid en jämförelse mellan basscenario 2 och fall 3 där avståndet är 6,1 m respektive 3,1 m visar att i fall 3 är yttemperaturen lägre men värmeflödet högre vilket kan förklaras med att det är nettoflödet som redovisas (se resonemang i avsnittet ovan). I diagram H.2 redovisas HGL temperaturen mot tiden för basscenario 2 och fall 5. Temperaturerna blir lite högre för fall 5 än för basscenario 2. Den högsta temperaturen blir 714 K och medeltemperaturen blir 525 K. I bild H.4 – H.6 visas temperaturprofil samt gasflöde vid 750 sekunder.

Angående variationen av avståndet gäller samma resonemang som i föregående avsnitt, resultaten redovisas i diagram H.3 – H.16.

10.2.4 Scenario 2, ventilation på och dörr öppen

I detta scenario är dörren öppen och ventilationen påslagen (fall 10). Den maximala effektutvecklingen är 1 MW. Bild I.1 – I.3 visar isoytor där syrenivån är på 12 %. Detta ger att resultaten gäller fram till 800 sekunder. Resultaten visas i tabell I.1. Värmeflöde, strålning och temperaturer minskar på grund av tillförsel av kall luft från ventilationen. Tryckökningen i rummet minskar samtidigt som flödet i dörren ökar. I diagram I.1 visas HGL temperaturen mot tiden. Denna ändras inte nämnvärt gentemot basscenario 2 vilket förklaras med att det översta brandgaslagrets parametrar inte skiljer sig åt mellan de olika fallen vilket visas i bild I.4. I diagram I.2 visas flödet i dörren där en tydlig bild av tryckprofilen och neutralgaslagret kan ses. Bilderna I.5 – I.7 visar gasflödet i rummet vid 800 sekunder.

Värmeflöden, strålning och temperaturer i diagram I.3 – I.16 följer samma resonemang som för basscenario 2, men med något lägre värden.

11 Känslighetsanalys och verifiering

Här beskrivs och förklaras hur känslighetsanalysen och verifieringen av resultatet har utförts. Bilder och diagram för analysen finns i bilaga L *Känslighetsanalys och verifiering*.

- Kortare simuleringar har utförts för att konstatera att resultaten går åt rätt håll samt att geometri och flöden är korrekta. Till detta har både visualiseringsprogram och utdata i form av kurvor och tabeller använts.
- Under simuleringstiden har utdatafilerna kontinuerligt granskats för att kontrollera att konvergensen i lösningarna går åt rätt håll samt att den når ner till fastställda krav. I vissa fall har konvergenzkriteriet inte uppnåtts och därför har justeringar i ett antal parametrar gjorts eftersom konvergensen beror av dessa. Parametrarna är i sin tur kopplade till det problem som är aktuellt.
- Konvergenzkriterierna har satts upp så lösningarna på intet sätt kan vara diskutabla, se kapitel 8 *Indata och förutsättningar till SMAFS*. Detta gäller för både flödes- och strålningsberäkningarna. Lösningarna har kontinuerligt kontrollerats mot dessa kriterier. I jämförelse kan nämnas att ett vanligt uppsatt konvergenzkriterium för flödet är i storleksordningen 10^{-3} [25].
- Antalet iterationer har kontrollerats och justerats för att nå ner till konvergenzkriterierna på ett tidseffektivt sätt.
- Basscenario 1 och 2 har simulerats med ca 4 gånger så många kontrollvolymmer. Detta för att kontrollera så att lösningarna är gridoberoende. En jämförelse mellan simuleringarna visar att lösningarna är oberoende av gridstorleken, se diagram L.1 och L.2.
- Basscenario 1 och 2 har simulerats med mindre tidssteg för att verifiera att lösningen är oberoende av tidsstegets storlek. Tidssteget har halverats och resultatet visar att lösningen inte beror av tidssteget, se diagram L.3 och L.4.
- Basscenario 1 har simulerats med en annan strålningsmodell för att verifiera att den valda modellen inte har inverkan på lösningen. Detta eftersom strålningen har en så betydande del i lösningen och den modell som använts (Modak) är en förhållandevis enkel modell som baseras på empiriska data. Den modell som använts för denna analys är Approximate fast narrow band. Resultaten visar att det finns en skillnad mellan strålningsmodellerna men denna är förhållandevis liten, se diagram L.5. På grund av den stora skillnaden i simuleringstid (ca 4 gånger) mellan modellerna har den enklare modellen Modak valts.
- Antalet strålar i strålningsmodellen har varierats för att få ett så riktigt resultat som möjligt. Detta för att framförallt yttemperaturen på kabeln har varit en viktig parameter. Med fler strålar fås ett jämnare värmefflöde utmed kabelns längd. Analysen har utförts på basscenario 1. Resultatet visar att en stor skillnad finns mellan 16 och 64 strålar medan skillnaden mellan 64 och 256 strålar är relativt liten, se diagram L.6 och bild L.1. Eftersom antalet strålar av tidsmässiga skäl inte kan vara oändligt eller ens särskilt många har ett så effektivt antal som möjligt använts både med hänsyn till simuleringstid och lösningens noggrannhet. Det valda antalet är 256 strålar för scenario I och 64 för scenario II. Anledningen till att ett mindre antal strålar använts i scenario II är att branden där löper längs hela kabelrännan vilket medför att branden omfattas av fler kontrollvolymmer. Detta ger ett jämnare

värmefflöde än i scenario I där branden är mer punktformig. Detta visas i bild B-8, B-9 och F-8.

- Vissa enkla handberäkningar har utförts, exempelvis brandgaslagrets höjd över golvet efter en viss tid samt strålningsflöde till en viss punkt på kabeln. Detta för att kontrollera rimligheten i lösningarna på ett tidigt stadium.
- Ingenjörsmässiga bedömningar har använts under arbetets gång för att konstatera rimligheten i resultaten.

12 Jämförelser med övriga koder

I detta kapitel jämförs de resultat som simulerats i SMAFS med de som simulerats i FDS [9], JASMINE [11], CFX [10] och CFAST [9, 11]. Jämförelsen redovisas genom en diskussion med hänvisningar till tabeller och diagram placerade i bilagorna J och K.

12.1 Brister i jämförande utdata

De organisationer som ingår i samarbetet har inte redovisat samma utdata och resultat från simuleringarna med de olika koderna, se exempelvis tabell K.1 i bilaga K för en klarare bild av detta. En knapphändig redovisning av de modeller och förutsättningar som använts i koderna medför att jämförelser inte kan göras på ett objektivt och rättvist sätt. För en del av de värden som redovisas är det oklart vad de egentligen innebär, exempelvis JASMINE:s totala värmefflöde och de maximala tryck som avses.

Värt att nämnas är också att FDS enbart har simulerat scenario I och där bara redovisar enstaka tabellvärden samt några tredimensionella bilder. De resultat som redovisas i diagrammen är från CFAST [9, 11].

Sammantaget kan sägas att det är svårt att göra en riktig jämförelse mellan kodernas resultat och därmed är de slutsatser som dras och de jämförelser som görs utförda med stor försiktighet.

12.2 Tillvägagångssätt för jämförelse

Med de förutsättningar som redovisas i avsnitt 12.1 ovan har en jämförelse utförts. Denna är dels kvantitativ där olika siffervärden ställs mot varandra och dels visuell där diagram och grafer från de olika koderna jämförs.

12.3 Scenario I

De resultat som finns att tillgå är HGL, yttemperaturer, centrumtemperaturer, värmefflöde till kabeln, flöden samt den maximala tryckökningen. Dessa finns redovisade i bilaga J.

HGL temperaturen varierar mellan koderna vad gäller basscenario 1. Det finns dock en samstämmighet mellan FDS och Jasmine samt mellan de båda CFAST-värdena och CFX. SMAFS temperatur ligger mellan dessa båda, se tabell J.1 samt diagram J.1. I tabell J.5 och J.6 redovisas HGL temperaturen då dörren är öppen samt ventilationen på.

Resultaten för yttemperaturen från SMAFS ligger mellan de båda CFAST-resultaten och CFX och har ett liknande värde som i FDS för basscenario 1, se tabell J.1 och diagram J.2. I detta fall kan även nämnas att de två organisationer som använt sig av CFAST har fått skillnader i yttemperaturen på upp till 20 K. Skillnaderna syns främst när papperskorgen flyttas närmare kabeln, se tabell J.2 – J.4. Dessa skillnader beror på olikheter i indata och scenarioupställning.

Centrumtemperaturen är något högre i SMAFS än i CFX, se tabell J.1, J.2 och J.6. Det är dock svårt att säga något om denna eftersom det inte har skett någon nämnvärd temperaturökning i CFX-simuleringarna.

Värmeflödet som simulerats i SMAFS är betydligt större än i CFX. Även här kan nämnas att de båda CFAST-simuleringarna fått skillnader i värmeflödet på drygt 1 kW/m².

Tryckökningen för basscenario 1 är i SMAFS ungefär hälften så stor som i JASMINE och betydligt lägre än både CFAST och FDS, se tabell J.1. Även gasflödena är lägre.

12.4 Scenario II

Med tanke på de alltför knappt redovisade resultaten från scenario II kan inga generella slutsatser dras. De resultat som finns att tillgå är HGL, yttemperaturer, centrumtemperaturer, värmeflöde till kabeln samt den maximala tryckökningen. Dessa finns redovisade i bilaga K.

HGL temperaturen varierar mycket mellan koderna. Detta kan till stor del bero tillvägagångssättet vid framtagandet av dessa temperaturer, se tabell K.1 samt diagram K.1.

Resultaten för yttemperaturen från SMAFS ligger mellan de båda CFAST-simuleringarna, se tabell K.1. De i CFX redovisade yttemperaturerna ligger en bra bit högre för basscenario 2 och fall 10, se diagram K.2 och K.3.

Centrumtemperaturen är lika stor i både SMAFS och CFX för basscenario 2, se tabell K.1. För övrigt är CFX den enda koden förutom SMAFS som redovisat dessa resultat. För fall 10 har CFX en högre centrumtemperatur jämfört med SMAFS, se tabell K.4. CFX har redovisat en centrumtemperatur på 335 K och en HGL på 525 K för scenariot med ventilation och dörr (fall 10) att jämföra med en centrumtemperatur på 301 K och en HGL på 680 K för basscenario 2. Detta är förmodligen inte korrekt eftersom en högre HGL rimligtvis ger en högre centrumtemperatur.

Värmeflödet som simulerats i SMAFS är genomgående i samma storlek som i CFX men det ligger en bra bit under de övriga koderna. Detta gäller alla scenarier, se tabell K.1 – K.6.

Tryckökningen för basscenario 2 är i SMAFS 20 gånger lägre än JASMINE och mer än 50 gånger lägre än CFAST, se tabell K.1.

13 Slutsats och diskussion

Intentionen i det internationella samarbetet var att tillsammans ställa upp ett scenario där alla initialvärden, geometri och dylika parametrar var förutbestämda. Detta för att minska effekten av de skillnader som uppstår då organisationerna ställer upp indata till simuleringarna. Det har dock visat sig att skillnaderna i indata trots allt är stora och vid hanteringen av utdata har ytterligare problem uppstått. Organisationerna har redovisat olika parametrar vilket leder till att en jämförelse är svår att genomföra. Slutsatsen är att om denna typ av undersökning överhuvudtaget ska göras är det viktigt att alla har samma förutsättningar, indata och utdata.

I denna rapport har en jämförelse gjorts med de fältmodeller som använts i samarbetet. I samarbetet har även simuleringar med ett antal zonmodeller utförts där det finns en stor mängd resultat och data redovisade. En jämförelse mellan zon- och fältmodeller är inte att föredra i denna typ av analys där det krävs liknande förutsättningar och en hög noggrannhet. Detta på grund av de stora skillnaderna i modellernas uppbyggnad. I detta arbete har dock en jämförelse med en zonmodell gjorts på grund av de knapphändigt redovisade resultaten från fältmodellerna.

Även om samstämmighet fås mellan kodernas resultat behöver inte detta tyda på att det är en representativ bild av verkligheten eftersom flera av de submodeller som används i koderna är relativt enkla. Exempelvis uppstår svårigheter i de flesta koder vid underventilerade förhållanden då en modell som tar hänsyn till syrenivån och dess inverkan på förbränningsförloppet saknas.

En annan viktig faktor i simulering av brandförlopp är strålning, speciellt när yttemperaturer och dylika variabler ska studeras. Det är i dessa sammanhang av stor betydelse att transportmodell och modell för strålningsegenskaper bidrar till en korrekt beskrivning av strålningsförloppet. Om en strålningsmodell används med få beräkningar i tid och rum kan detta ge ett felaktigt eller svårtolkat resultat. I kapitel 12 *Känslighetsanalys och verifiering* ses betydelsen av detta. Nackdelen med ett stort antal beräkningar är att det krävs mycket datorkapacitet och i dagsläget går det inte att genomföra en exakt simulering inom en rimlig tid.

Nästa steg är att inkludera flamsspridningsmodeller i simuleringarna. Detta är relevant för att kunna simulera mer komplexa och realistiska scenarier och i dagsläget går detta att simulera i SMAFS. Dock förknippas flamsspridningen starkt med materialet i kablarna och ytterligare forskning krävs inom detta område.

Slutsatsen som kan dras från denna rapport visar att det krävs mer arbete innan en betydelsefull jämförelse är möjlig. Det finns i dagsläget för lite data att bygga jämförelsen på. Det bör även utföras experimentella försök för att utröna om scenarierna är liktydiga med verkligheten. Med rätt kod och modeller samt med tillräcklig datorkraft finns förutsättningar att simulera relevanta och komplexa scenarier. Detta medför att det i framtiden inte behöver utföras fullskaleförsök i lika stor omfattning samt att CFD-simuleringar kan användas som ett kompletterande verktyg inom ett större användningsområde vid riskanalyser.

14 Referenser

- [1] Balakrishnan A. & Edwards D. K. (1973) *Thermal Radiation by Combustion Gases*, International Journal for Heat and Mass Transfer, Volume 16
- [2] Bockhorn H., Ed. (1994) *Soot Formation in Combustion – Mechanisms and Models*, Springer-Verlag, Berlin/Heidelberg, Tyskland
- [3] Bou-Zeid E. et al. (2004) *Comparison of Four SGS Models in LES of ABL Flow Over Heterogeneous Terrain*, Geophysical Research Abstracts Volume 6, Center for Environmental and Applied Fluid Mechanics, John Hopkins University, US
- [4] BRE Report. (2003) *JOSEFINE – a description of the fire engineering interface*, Client report number 210074, Building Research Establishment, UK
- [5] Carlsson J. (1999) *Fire modelling using CFD – An introduction for Fire Safety Engineers*, report 5025, Lunds Tekniska Högskola, Lund, Sverige
- [6] CFX-4 Home Page (2004) <http://www-waterloo.ansys.com/cfx/products/cfx-4/>, 2004-06-11
- [7] Cox G. (1995) *Combustion fundamentals of fire*, Academic Press Limited, London, UK
- [8] Dey M.K. (2002) *Evaluation of Fire Models for Nuclear Power Plant Applications: Cable Tray Fires*, report NISTR 6872, National Institute of Standards and Technology, US
- [9] Dey M.K. (2002) *Evaluation of Fire Models for Nuclear Power Plant Applications: Cable Tray Fires Appendix B: Benchmark Analysis with CFAST and FDS*, Dey M, NRC/NIST, USA, report NISTR 6872, National Institute of Standards and Technology, US
- [10] Dey M.K. (2002) *Evaluation of Fire Models for Nuclear Power Plant Applications: Cable Tray Fires Appendix D: Benchmark Analysis with CFX*, Heitsch M, GRS, Germany, report NISTR 6872, National Institute of Standards and Technology, US
- [11] Dey M.K. (2002) *Evaluation of Fire Models for Nuclear Power Plant Applications: Cable Tray Fires Appendix G: Benchmark Analysis with JASMINE and CFAST*, Miles S, BRE, UK report NISTR 6872, National Institute of Standards and Technology, US
- [12] Drysdale D. (1998) *An Introduction to Fire Dynamics 2nd Edition*, John Wiley & Sons, Chichester, UK
- [13] Floyd J. E. et al. (2003) *CFD Fire Simulation Using Mixture Fraction Combustion and Finite Volume Radiative Heat Transfer*, Hughes Associates, US, National Institute of Standards and Technology; US, VTT Building and Transport, Finland
- [14] Forney P. G. et al. (1993) *CFAST, the Consolidated Model of Fire Growth and Smoke Transport*, NISTTN 1299, National Institute of Standards and Technology, US
- [15] Hoffman A. K. & Chiang T. S. (1993) *Computational fluid dynamics for engineers-volume II*, Engineering education system, Wichita, Kansas, US
- [16] Hottel H. C. & Sarofim A. F. (1967) *Radiative Transfer*, McGraw-Hill, New York, US
- [17] Karlsson B. & Quintiere J.G. (1999) *Enclosure Fire Dynamics*, CRC Press LLC, US

- [18] Lee B. T. (1985) *Heat Release Rate Characteristics of Some Combustible Fuel Sources in Nuclear Power Plants*, NBSIR 85-3195, National Bureau of Standards, US
- [19] Ludwig C. et al. (1973) *Handbook of Infrared Radiation from Combustion Gases*, NASA SP-3080, US
- [20] McGratten K.B et al. (2002) *Fire Dynamics Simulator (Version 3)-User's Guide*, NISTIR 6784, National Institute of Standards and Technology, US
- [21] McGratten K.B et al. (2002) *Fire Dynamics Simulator (Version 3)-Technical Reference Guide*, NISTIR 6783, National Institute of Standards and Technology, US
- [22] Modak A. T. (1978/79) *Radiation from the Products of Combustion*, Fire Research, National Institute of Standards and Technology, US
- [23] Patankar S. V. (1980) *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*, Taylor & Francis, UK
- [24] Patankar S. V. & Spalding D. B. (1972) *A calculation procedure for heat, mass and momentum transfer in three dimensional parabolic flows*, International Journal for Heat and Mass Transfer, Volume 15
- [25] Rubini P. (2004) *Introduction to Combustion Modelling*, Kurslitteratur, Simulering av rumsbrand (CFD), School of Engineering, Cranfield University, UK
- [26] Spalding D. B. (1971) *Mixing and chemical reaction in steady state confined turbulent flames*, The Combustion Institute, Pittsburgh, US
- [27] Spalding D. B. (1972) *A novel finite difference formulation for differential expressions involving both first and second derivatives*, International Journal for Numerical Methods in Fluids, Volume 4
- [28] Tewarson A. (1995) *Generation of Heat and Chemical Compounds in Fires*, SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, 2nd Edition, Bethesda Maryland, US
- [29] Touvinen H. (1995) *Simulation of Combustion and Fire-Induced Flows in Enclosures*, KF-Sigma, Lund, Sverige
- [30] Truelove J. S. (1976) *Mixed Grey Gas Model for Flame Radiation*, AERE HL 76/3448, UK
- [31] Van Volkinburg D. R. et al. (1978) *Toward a Standard Ignition Source*, Paper 78-64, Lawrence Berkeley Laboratory, University of California, Berkeley, California, US
- [32] Versteeg H. K. & Malalasekera W. (1995) *An Introduction to Computational Fluid Dynamics – The Finite Volume Method*, Longman Scientific & Technical, Loughborough, UK
- [33] Yan Z. (1999) *Numerical modelling of Turbulent Combustion and Flame spread*, Center of Combustion Science and Technology, Department of Fire Safety Engineering, Lunds Universitet, Lund, Sverige
- [34] Yan Z. (2004) *SMAFS-Smoke Movement And Flame Spread, A User Guide-Draft Version*, Lunds Tekniska Högskola, Lund, Sverige

Bilaga A – Scenarioupställning

Detta är en bild på den geometri av ett kontrollrum för en PWR-reaktor som har använts genomgående av alla organisationer i det internationella samarbetet. De angivna måtten är i meter.

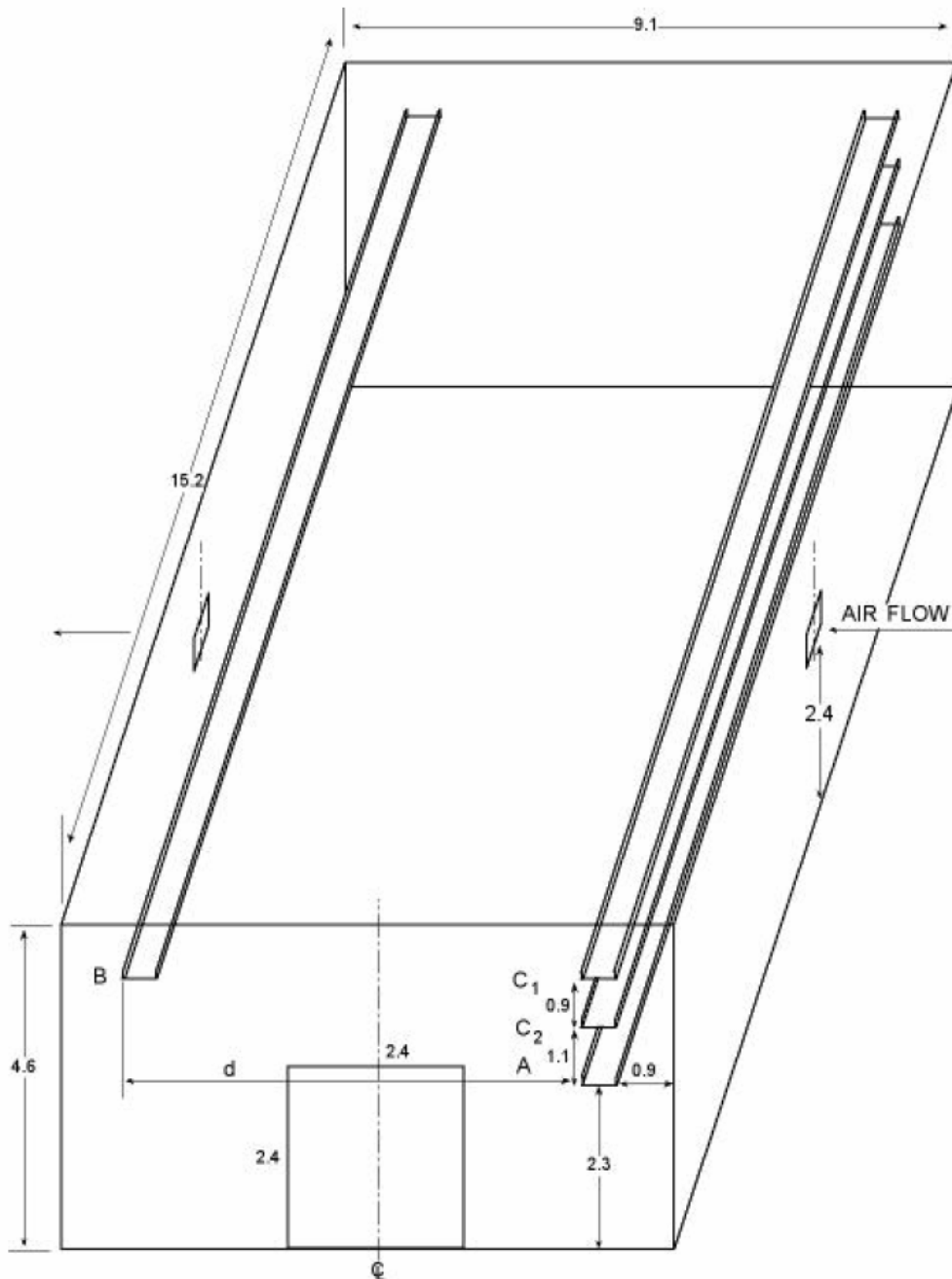


Bild A.1 Schematisk bild av scenarioupställning.

Bilaga B – Basscenario 1

	Basscenario 1
Avstånd (m)	2.2
Temp. HGL (K)	376
Max värmeflöde totalt (W/m ²)	880
Max värmeflöde strålning (W/m ²)	900
Max yttemp. (K)	331
Max centrumtemp. (K)	301.6
Max tryckökning (Pa)	22
Max flöde dörrspringa (kg/s)	0.02

Tabell B.1 Basscenario 1 – resultat.

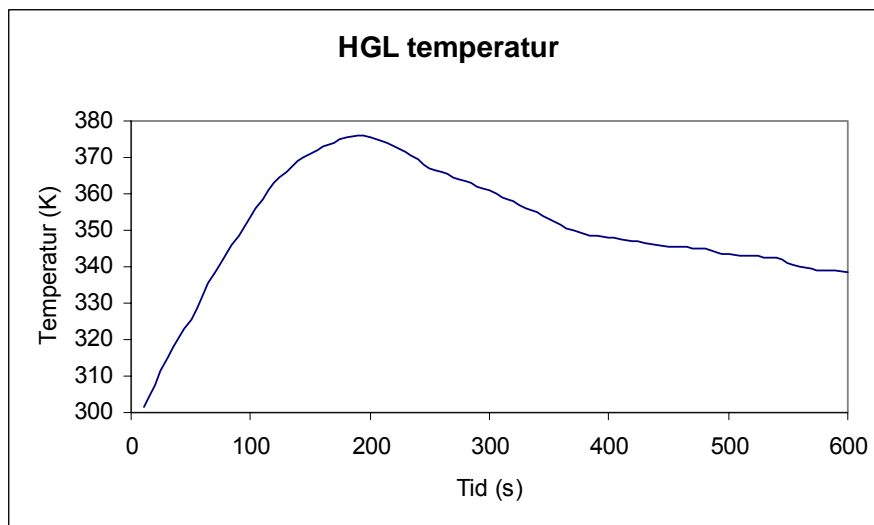


Diagram B.1 Basscenario 1 – medeltemperatur vid taknivå.

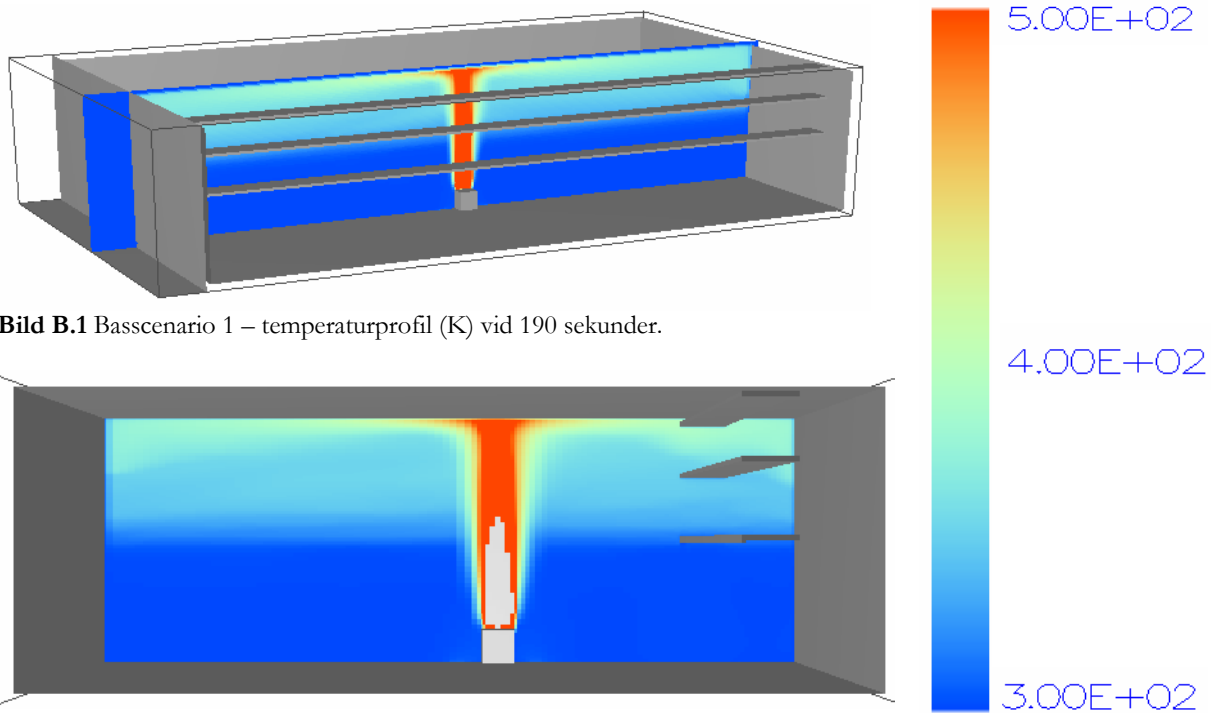


Bild B.1 Basscenario 1 – temperaturprofil (K) vid 190 sekunder.

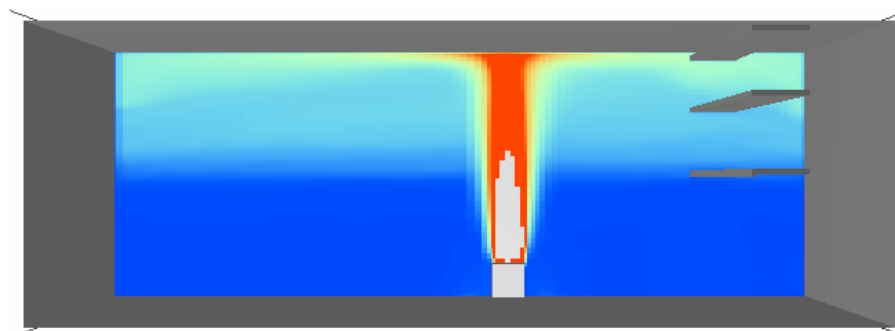


Bild B.2 Basscenario 1 – temperaturprofil (K) vid 190 sekunder.

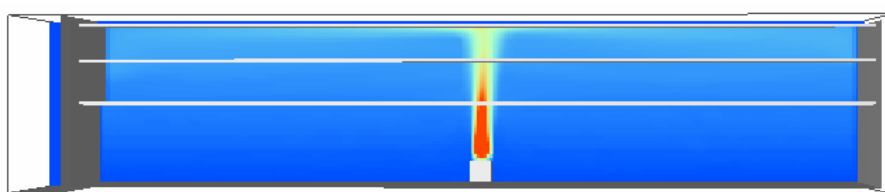


Bild B.3 Basscenario 1 – temperaturprofil (K) vid 600 sekunder.

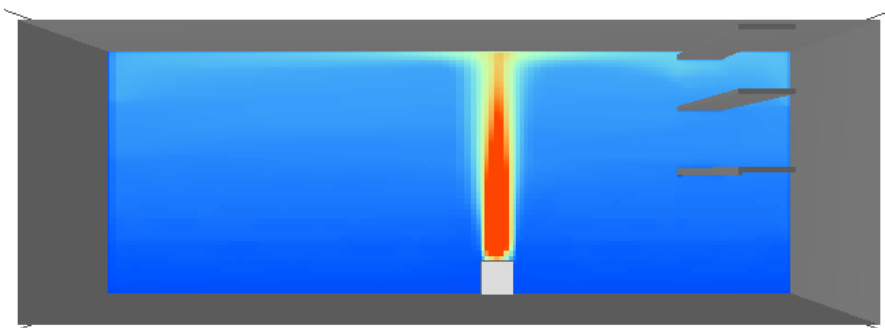


Bild B.4 Basscenario 1 – temperaturprofil (K) vid 600 sekunder.

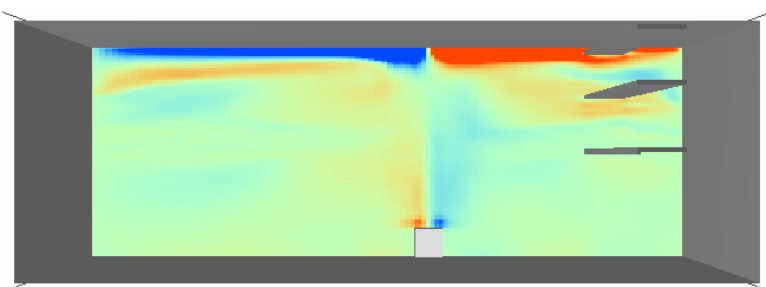


Bild B.5 Basscenario 1 – gasflöde (m/s) vid 190 sekunder.

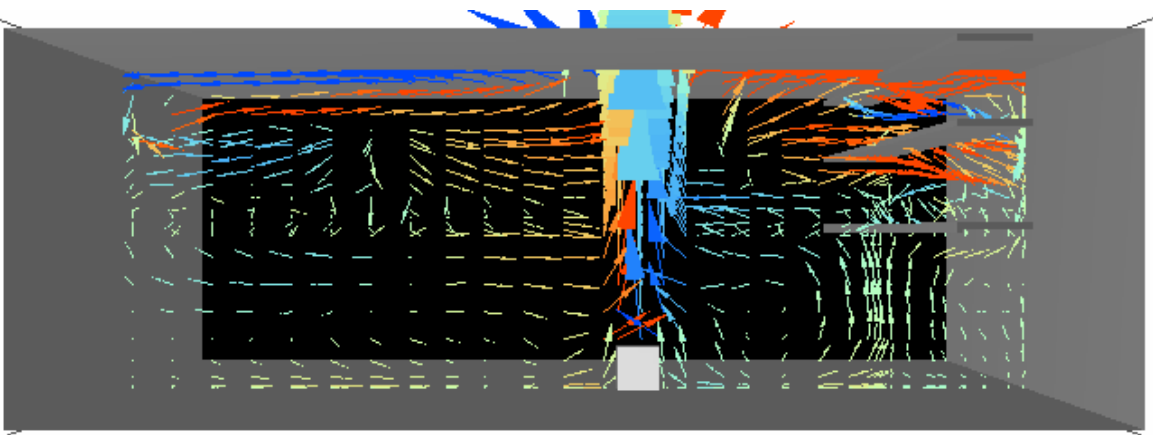
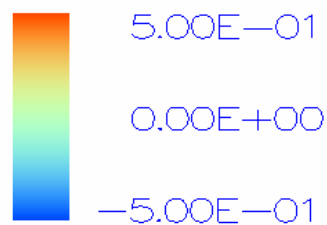


Bild B.6 Basscenario 1 – gasflöde (m/s) vid 190 sekunder.

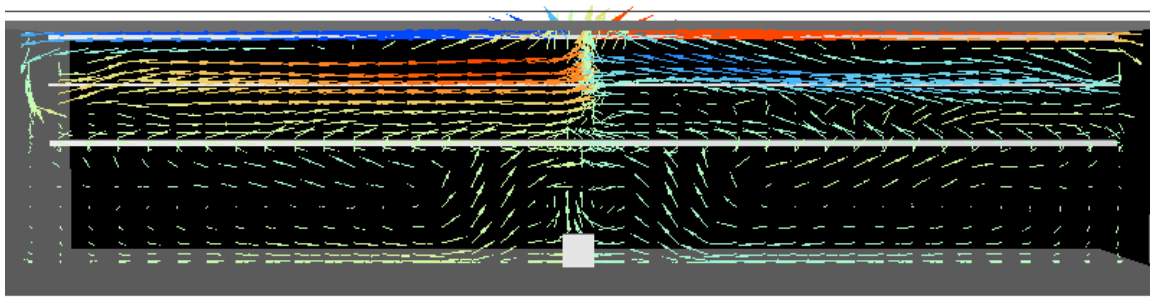


Bild B.7 Basscenario 1 – gasflöde (m/s) vid 190 sekunder.

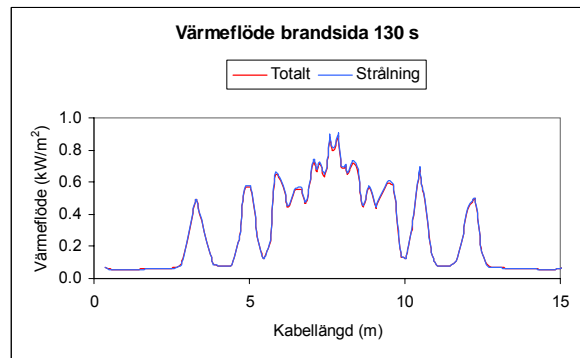
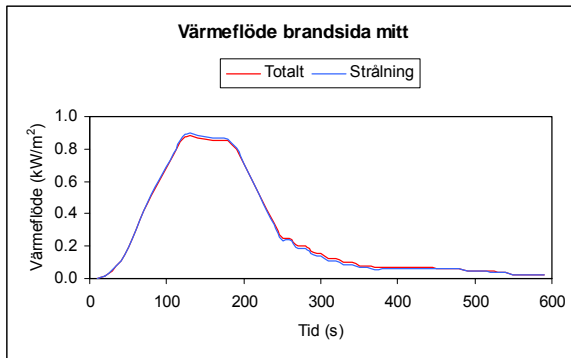


Diagram B.2 Basscenario 1 – värmeflöde mitt på kabel. **Diagram B.3** Basscenario 1 – värmeflöde vid 130 s.

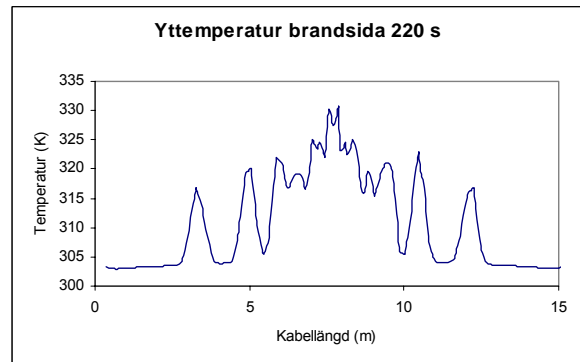
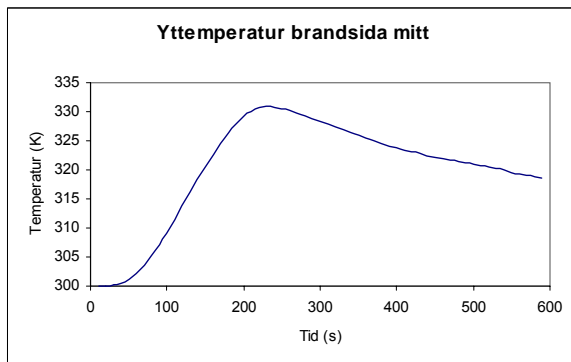


Diagram B.4 Basscenario 1 – yttemperatur på mitten. **Diagram B.5** Basscenario 1 – yttemperatur vid 220 s.

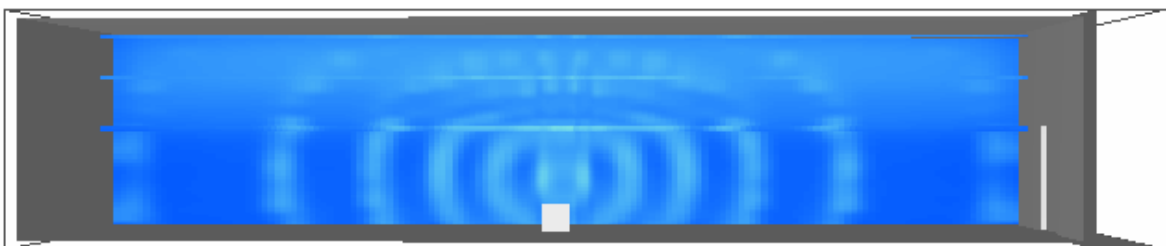
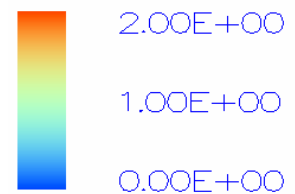


Bild B.8 Basscenario 1 – strålning (kW/m²) mot kabelränna och vägg vid 220 sekunder.

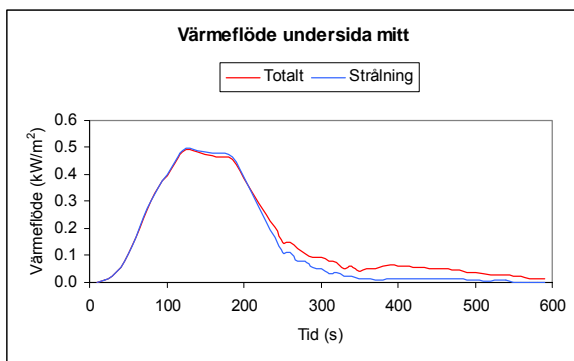


Diagram B.6 Basscenario 1 – värmeflöde mitt på kabel.

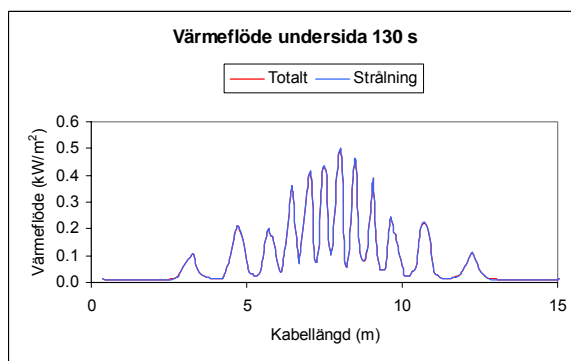


Diagram B.7 Basscenario 1 – värmeflöde vid 130 s.

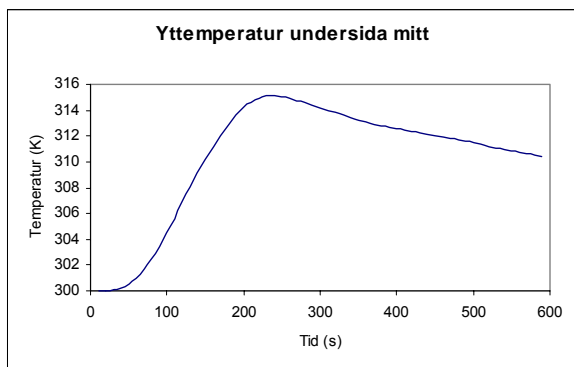


Diagram B.8 Basscenario 1 – yttemperatur på mitten.

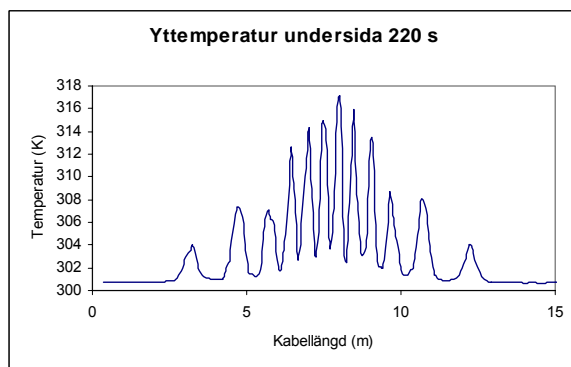


Diagram B.9 Basscenario 1 – yttemperatur vid 220 s.

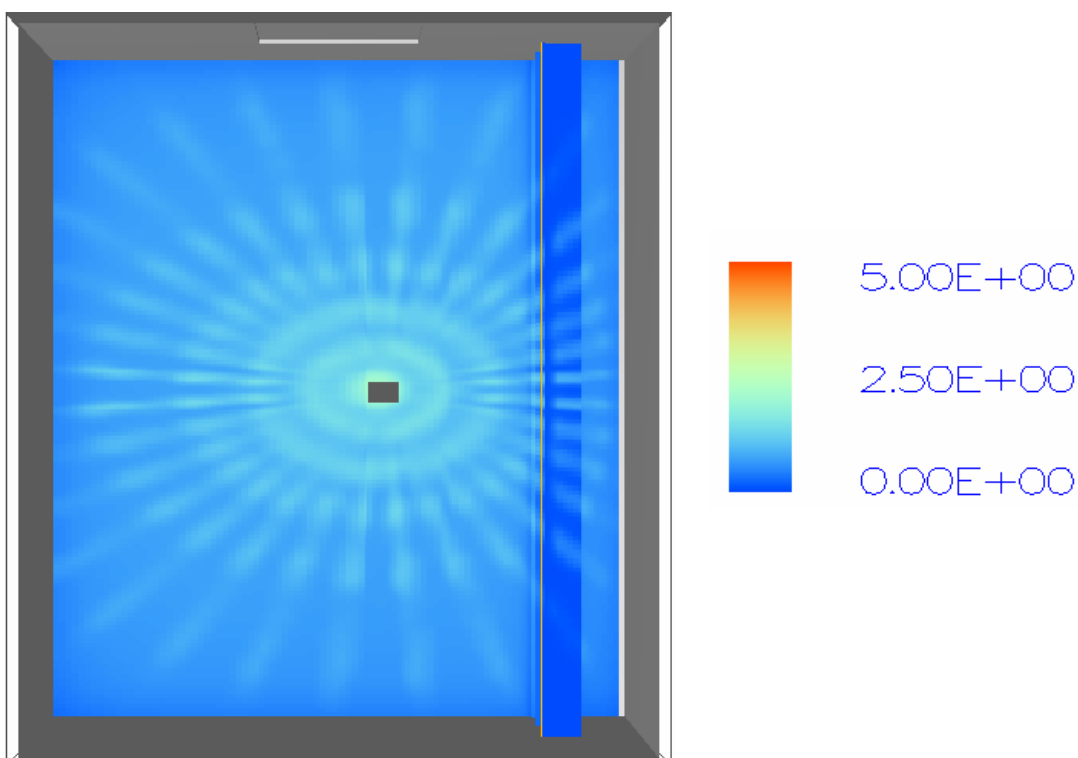


Bild B.9 Basscenario 1 – strålning (kW/m²) mot tak vid 220 sekunder.

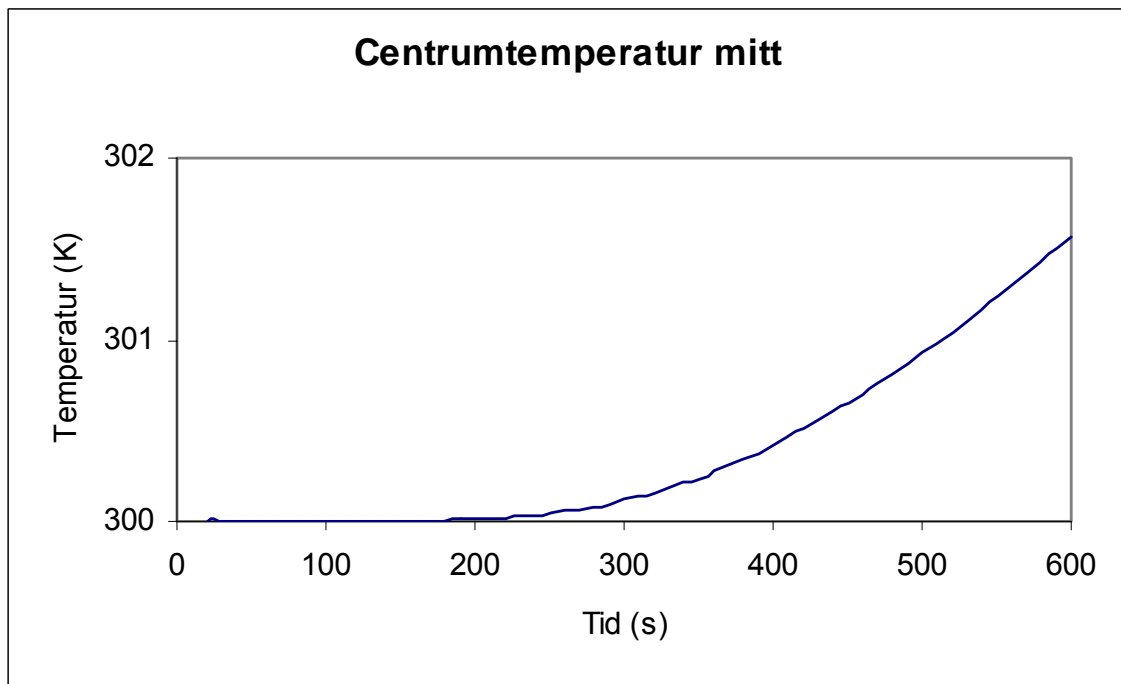


Diagram B.10 Basscenario 1 – centrumtemperatur mitt på kabel.

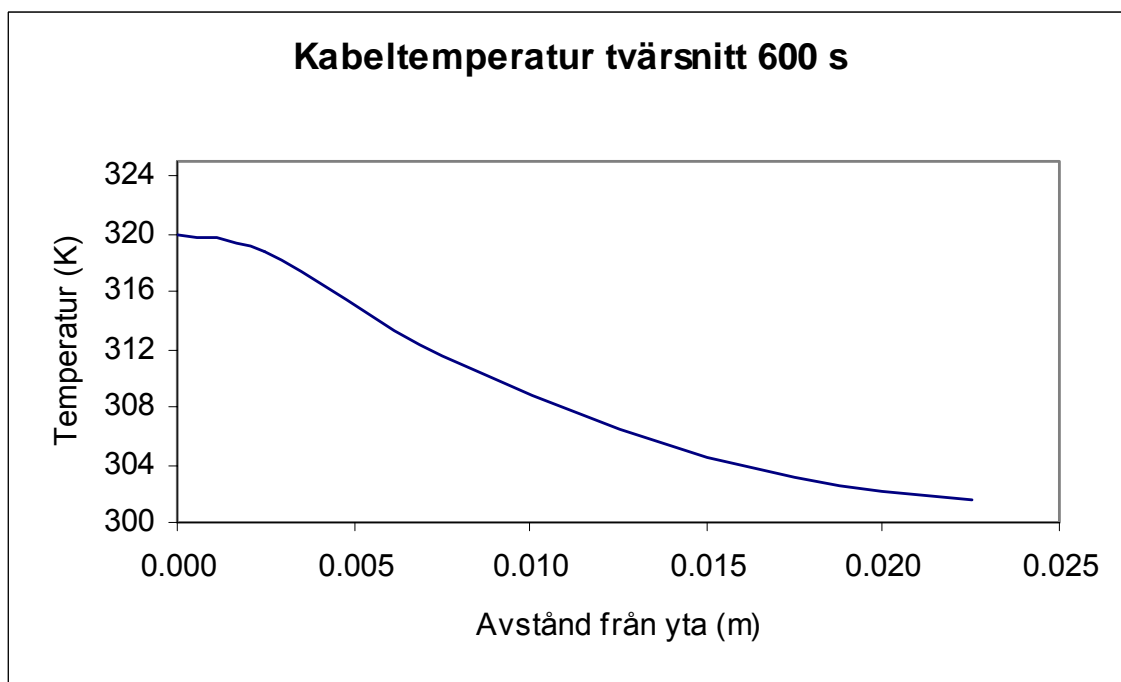


Diagram B.11 Basscenario 1 – tvärsnitt av kabelns temperatur vid mittpunkten och tiden 600 s.

Bilaga C – Scenario 1, avstånd till papperskorg

	Basscenario	Fall 1	Fall 2	Fall 3
Avstånd (m)	2.2	0.3	0.9	1.5
Temp. HGL (K)	376	-	-	-
Max värmefflöde totalt (W/m ²)	880	3890	1920	1180
Max värmefflöde strålning (W/m ²)	900	4260	1970	1200
Max yttemp. (K)	331	422	363	341
Max centrumtemp. (K)	301.6	305.4	303.2	302.1
Max tryckökning (Pa)	21.5	20.6	21.5	21
Max flöde dörrspringa (kg/s)	0.017	0.016	0.017	0.017

Tabell C.1 Resultat – basscenario 1, fall 1-3.

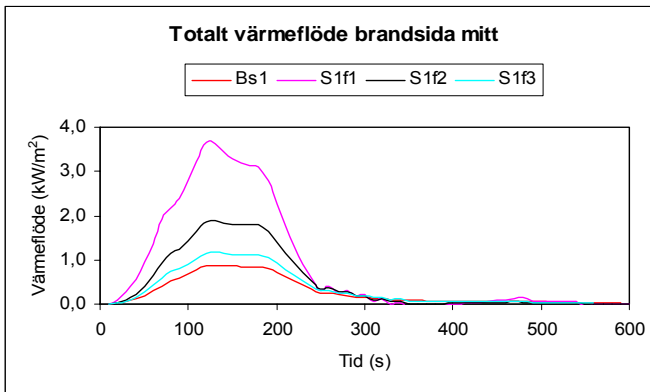


Diagram C.1 Totalt värmefflöde mitt på kabelns brandsida.

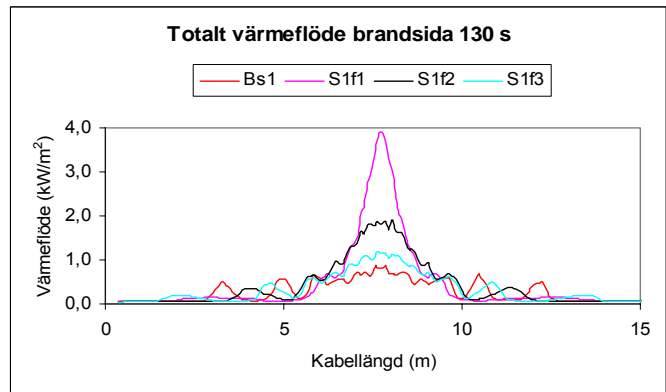


Diagram C.2 Totalt värmefflöde på kabelns brandsida vid 130 s.

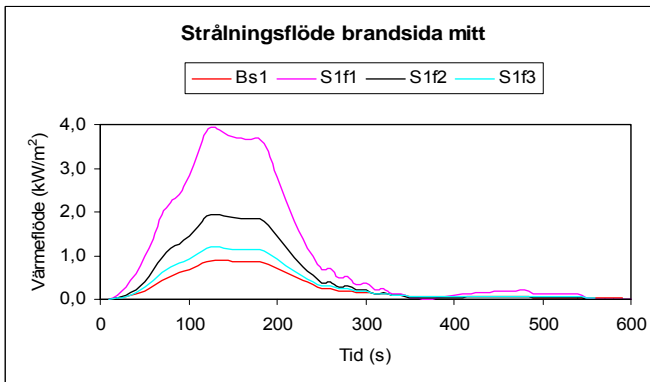


Diagram C.3 Strålningsflöde mitt på kabelns brandsida.

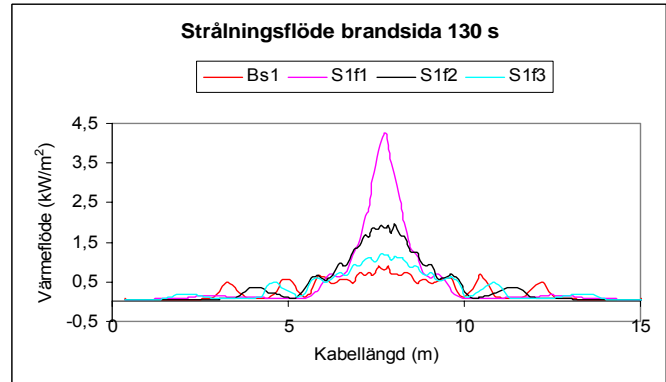


Diagram C.4 Strålningsflöde på kabelns brandsida vid 130 s.

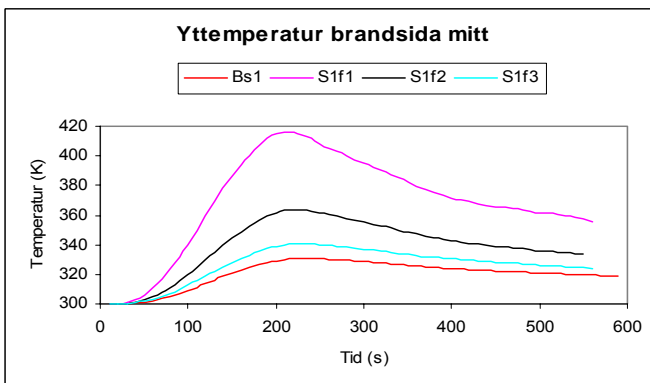


Diagram C.5 Yttemperatur mitt på kabelns brandsida.

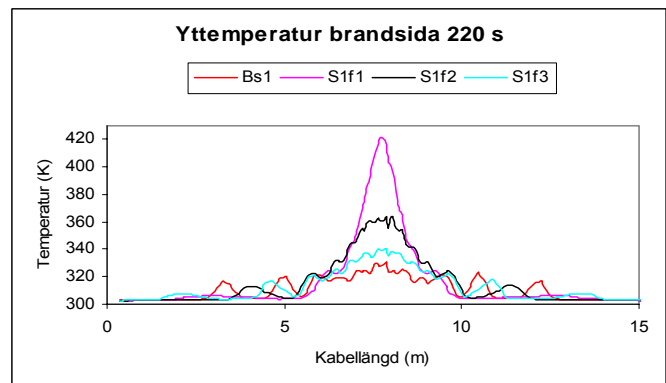


Diagram C.6 Yttemperatur på kabelns brandsida vid 220 s.

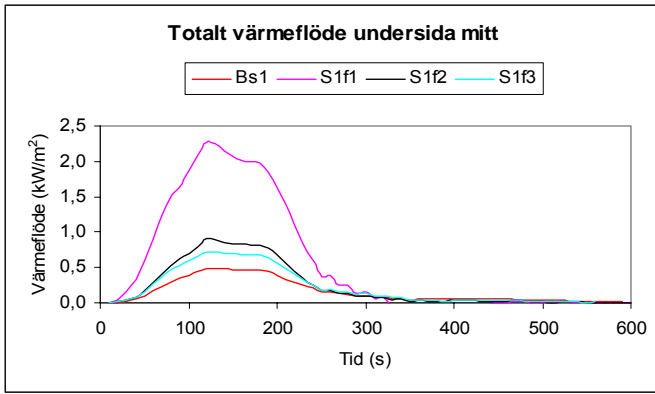


Diagram C.7 Totalt värmeflöde mitt på kabelns undersida.

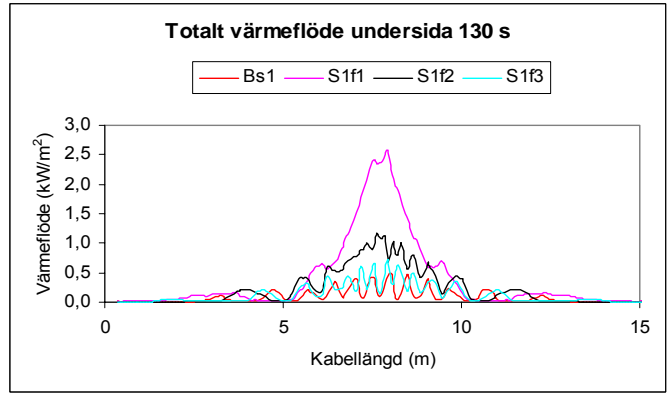


Diagram C.8 Totalt värmeflöde på kabelns undersida vid 140 s.

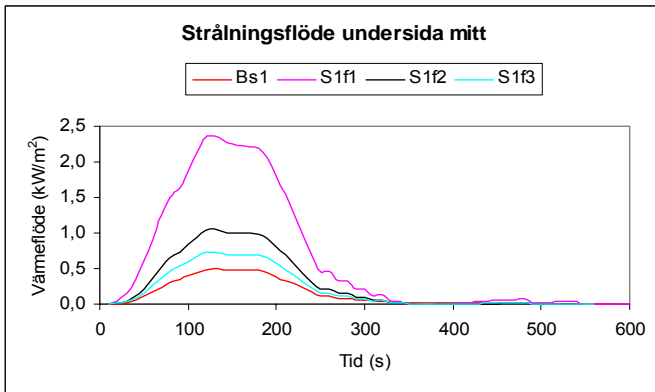


Diagram C.9 Strålningsflöde mitt på kabelns undersida.

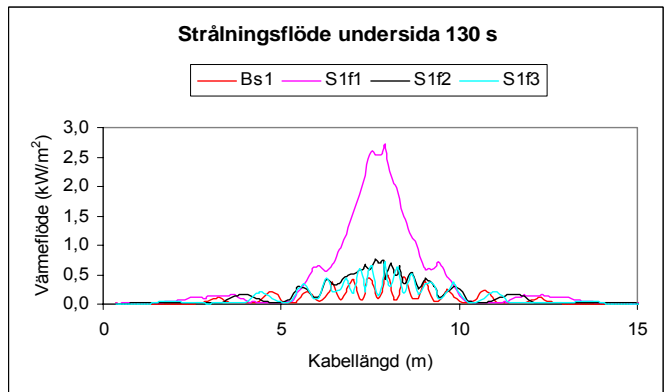


Diagram C.10 Strålningsflöde på kabelns undersida vid 140 s.

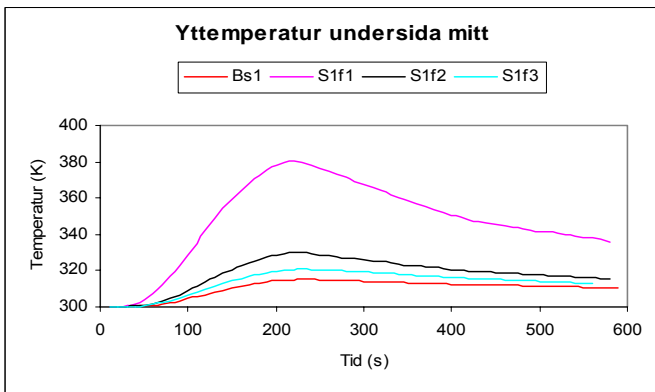


Diagram C.11 Yttemperatur mitt på kabelns undersida.

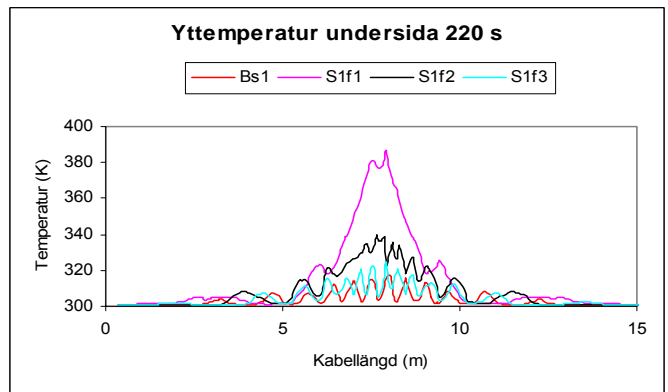


Diagram C.12 Yttemperatur på kabelns undersida vid 220 s.

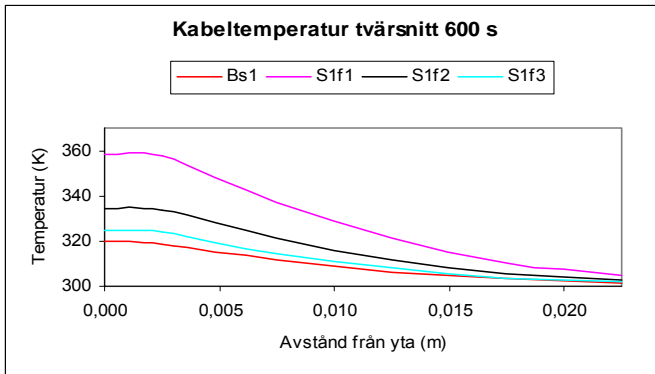


Diagram C.13 Tvärsnitt av kabelns temperatur vid mittpunkten.

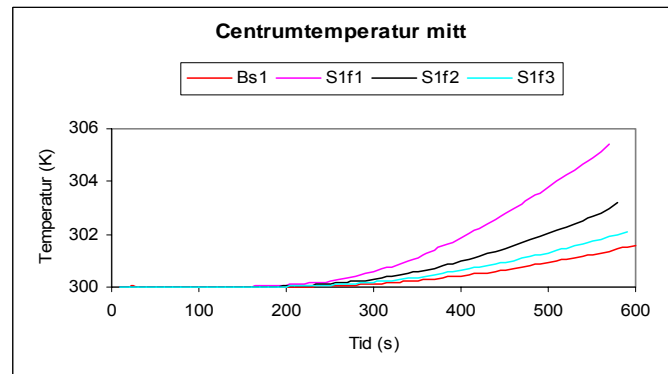


Diagram C.14 Centrumtemperatur mitt på kabel.

Bilaga D – Scenario 1, dörr öppen

	Basscenario	Fall 4
Avstånd (m)	2.2	2.2
Temp. HGL (K)	376	-
Max värmefflöde totalt (W/m ²)	880	870
Max värmefflöde strålning (W/m ²)	900	890
Max yttemp. (K)	331	330
Max centrumtemp. (K)	301.6	301.5
Max tryckökning (Pa)	21.5	17.1

Tabell D.1 Resultat – basscenario 1, fall 4.

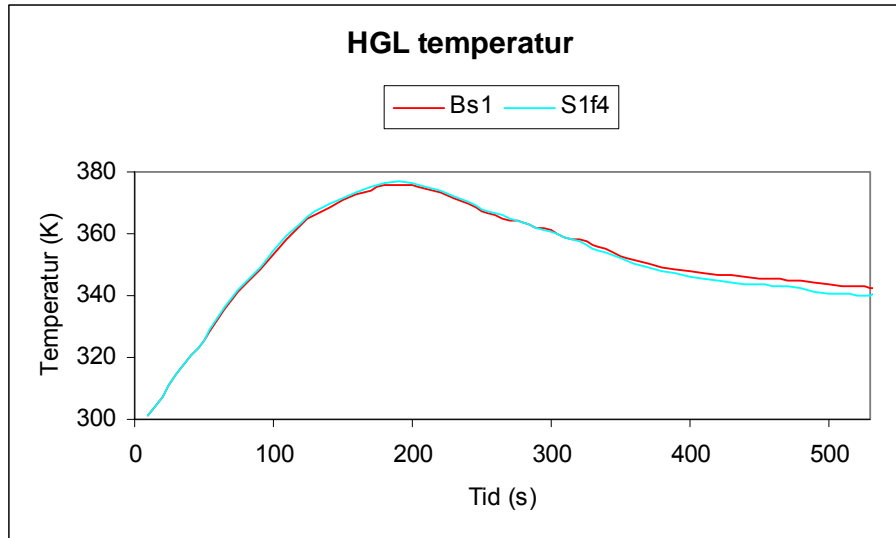


Diagram D.1 Basscenario 1, fall 4 – medeltemperatur vid taknivå.

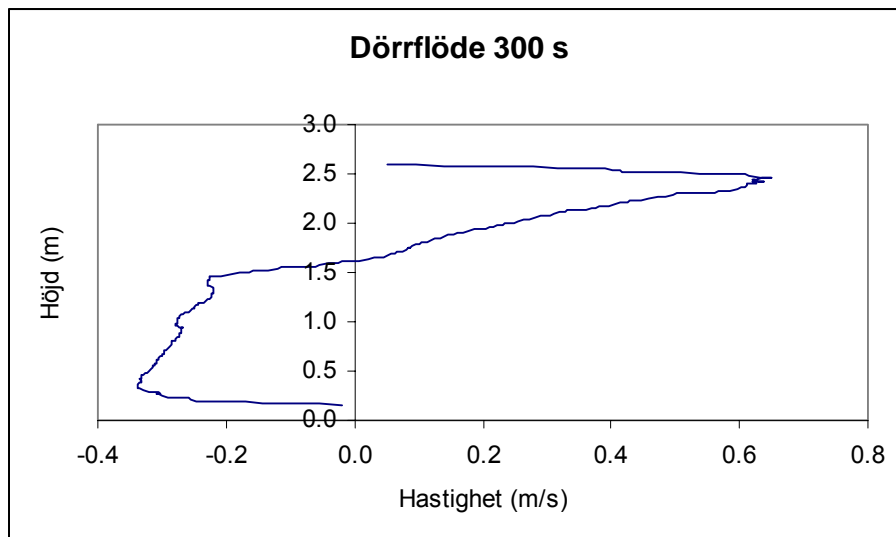


Diagram D.2 Basscenario 1, fall 4 – flöde mitt i dörröppningen vid 300 s.

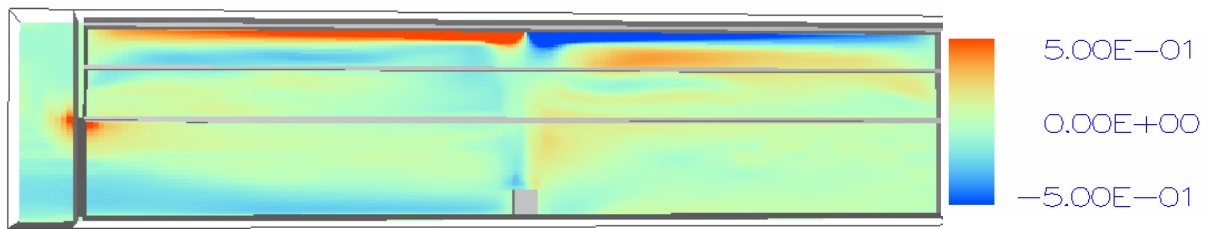


Bild D.1 Scenario 1, fall 4 – gasflöde (m/s) vid 300 sekunder.

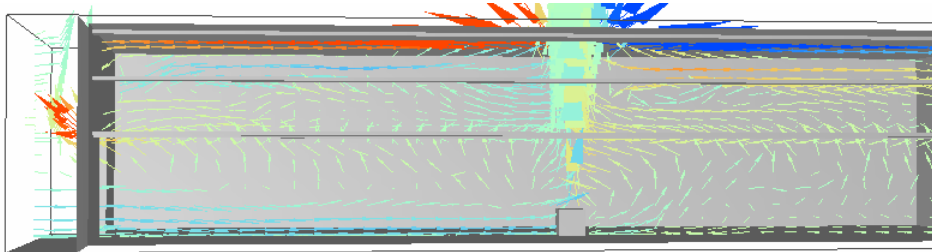


Bild D.2 Scenario 1, fall 4 – gasflöde (m/s) vid 300 sekunder.

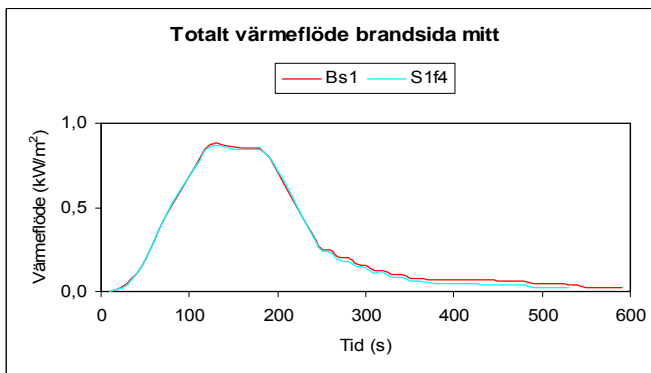


Diagram D.3 Totalt värmefflöde mitt på kabelns brandsida.

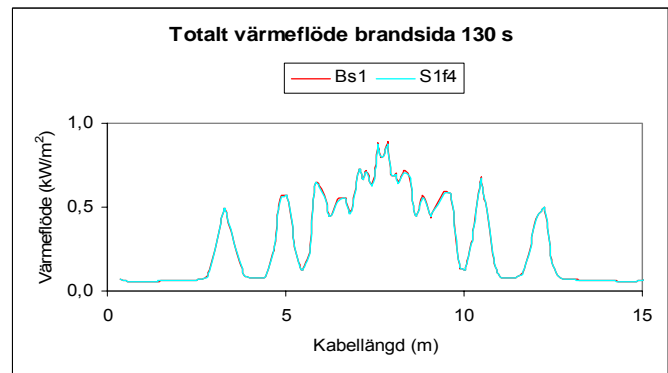


Diagram D.4 Totalt värmefflöde på kabelns brandsida vid 130 s.

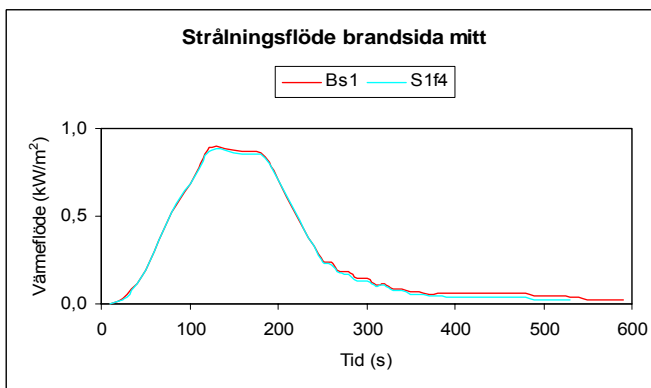


Diagram D.5 Strålningsflöde mitt på kabelns brandsida.

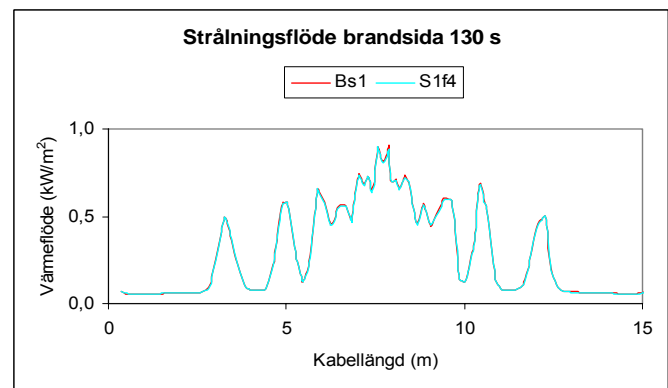


Diagram D.6 Strålningsflöde på kabelns brandsida vid 130 s.

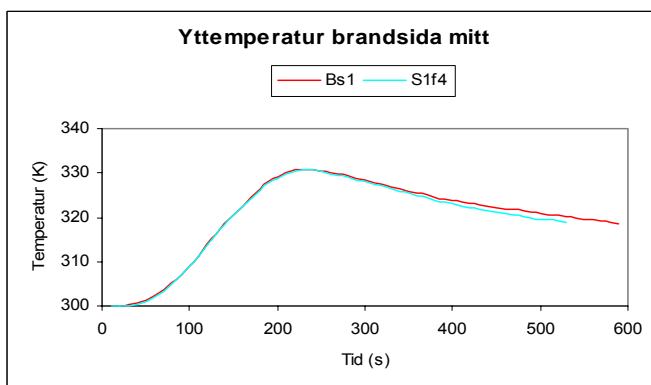


Diagram D.7 Yttemperatur mitt på kabelns brandsida.

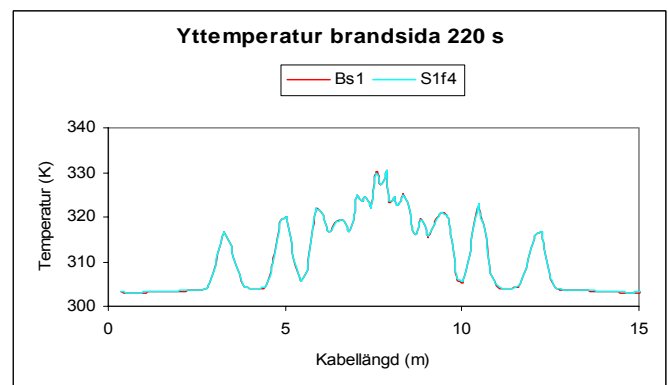


Diagram D.8 Yttemperatur på kabelns brandsida vid 220 s.

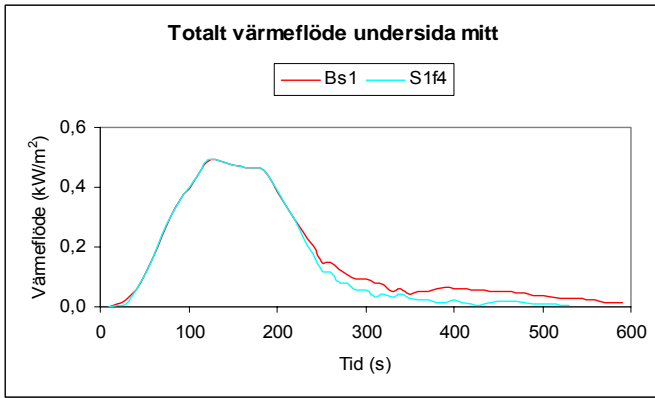


Diagram D.9 Totalt värmefflöde mitt på kabelns undersida.

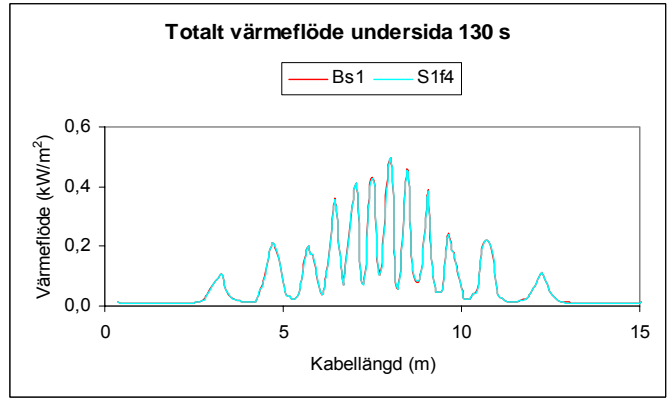


Diagram D.10 Totalt värmefflöde på kabelns undersida vid 130 s.

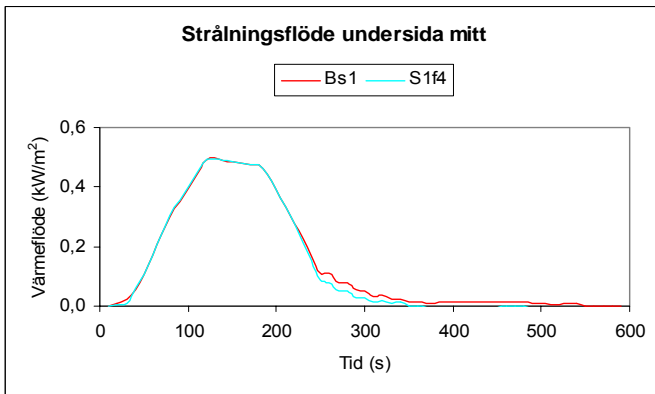


Diagram D.11 Strålningsflöde mitt på kabelns brandsida.

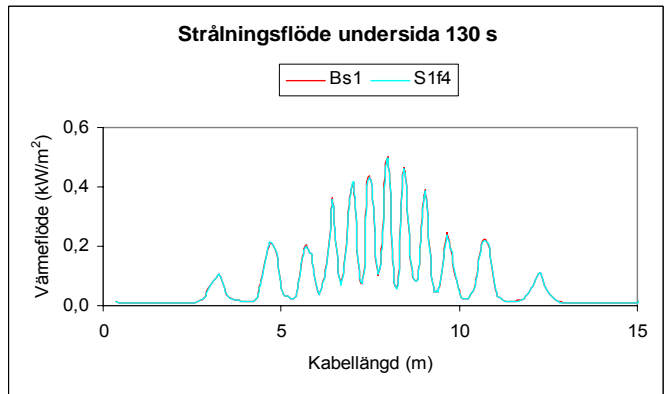


Diagram D.12 Strålningsflöde på kabelns brandsida vid 130 s.

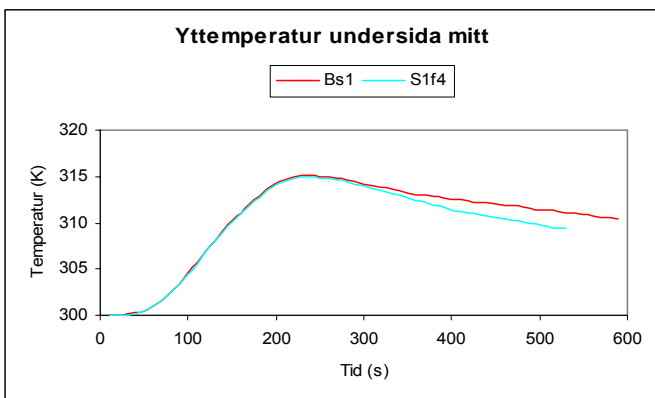


Diagram D.13 Yttemperatur mitt på kabelns undersida.

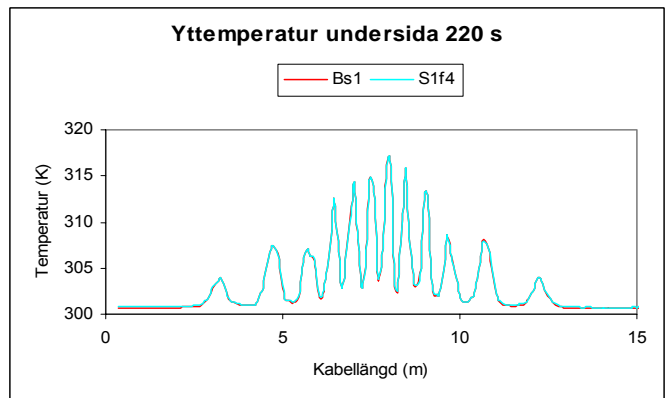


Diagram D.14 Yttemperatur på kabelns undersida vid 220 s.

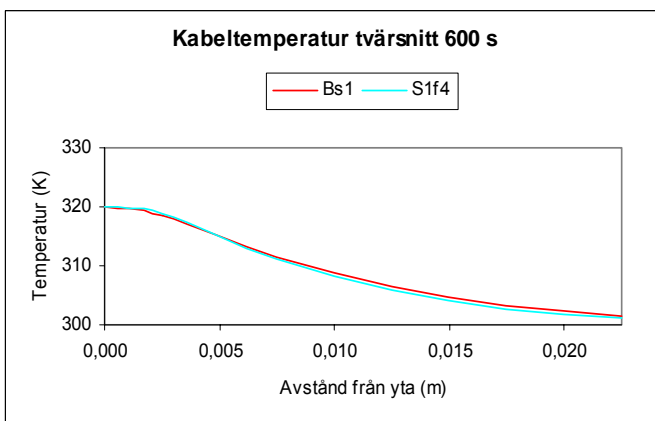


Diagram D.15 Tvärsnitt av kabelns temperatur vid mittpunkten.

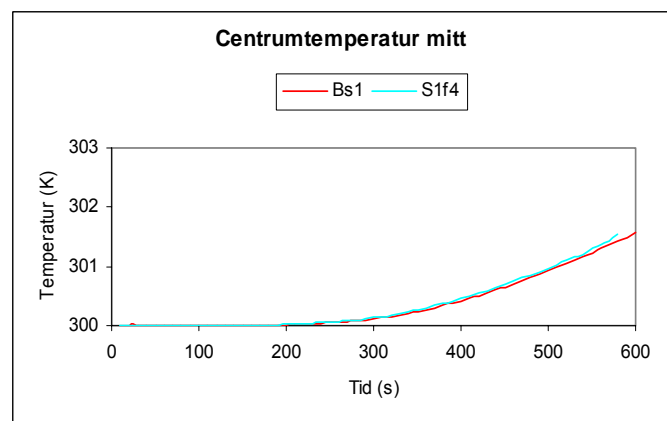


Diagram D.16 Centrumtemperatur mitt på kabel.

Bilaga E – Scenario 1, ventilation på

	Bassscenario	Fall 5
Avstånd (m)	2.2	2.2
Temp. HGL (K)	376	-
Max värmefflöde strålning (W/m ²)	880	790
Max värmefflöde totalt (W/m ²)	900	850
Max yttemp. (K)	331	327
Max centrumtemp. (K)	301.6	301
Max tryckökning (Pa)	21.5	19.2
Max flöde dörrspringa (kg/s)	0.017	0.018

Tabell E.1 Resultat – Bassscenario 1, fall 5.

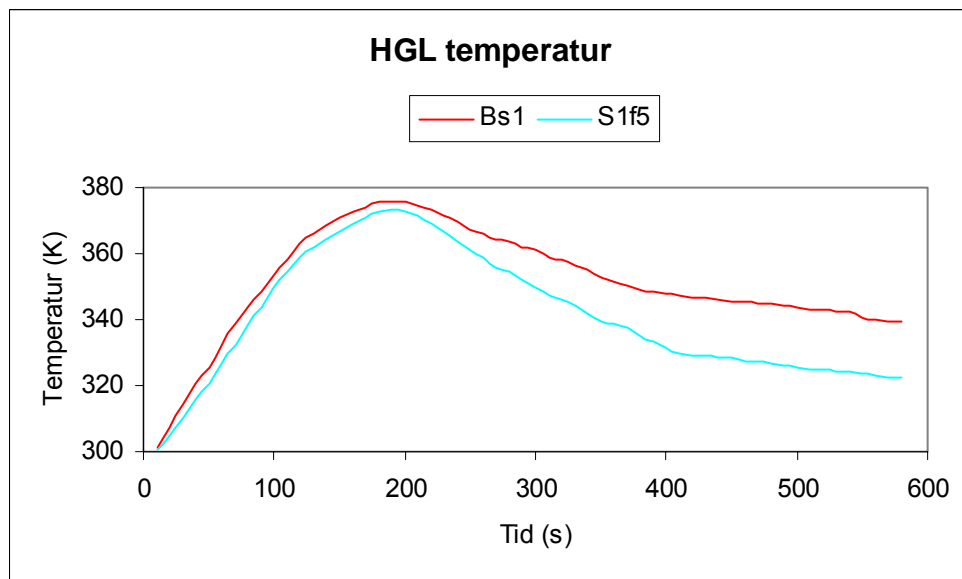


Diagram E.1 Bassscenario 1, fall 5 – medeltemperatur vid taknivå.

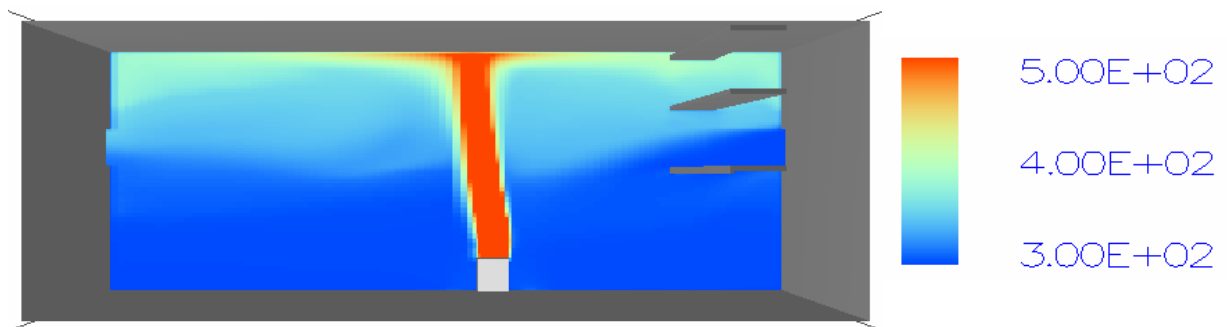


Bild E.1 Scenario 1, fall 5 – temperaturprofil (K) vid 190 sekunder.

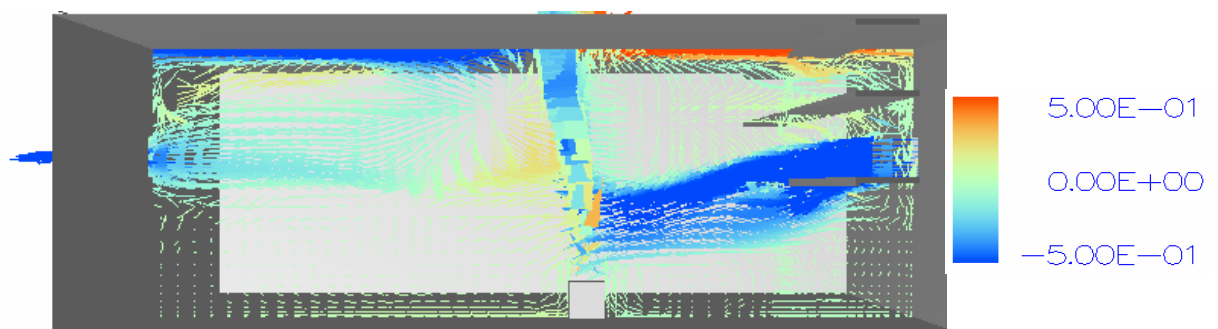


Bild E.2 Scenario 1, fall 5 – gasflöde (m/s) vid 190 sekunder.

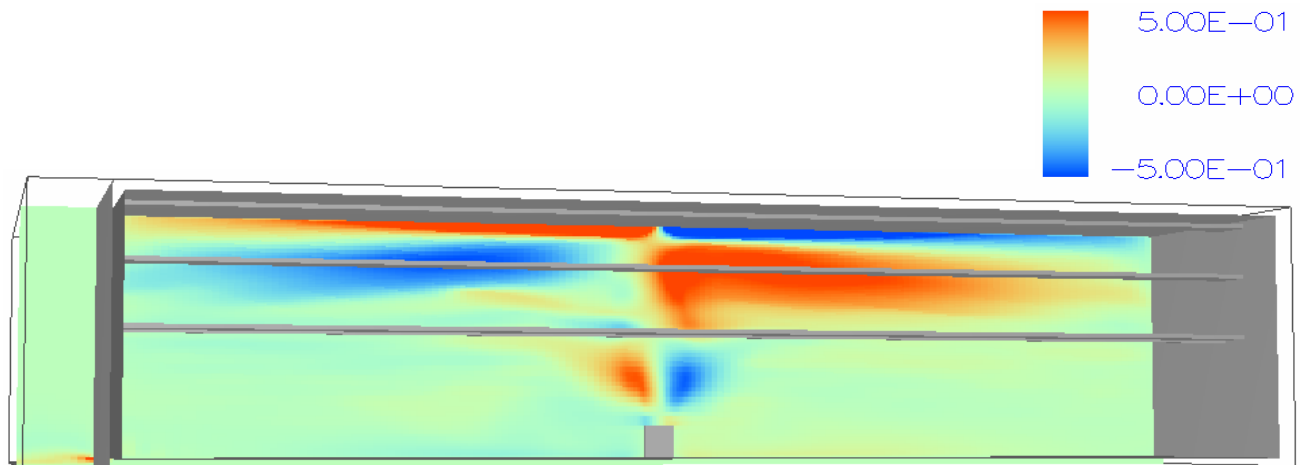


Bild E.3 Scenario 1, fall 5 – gasflöde (m/s) vid 190 sekunder.

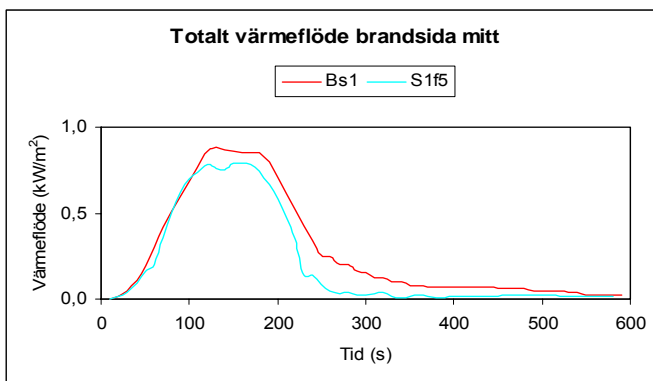


Diagram E.2 Totalt värmefflöde mitt på kabelns brandsida.

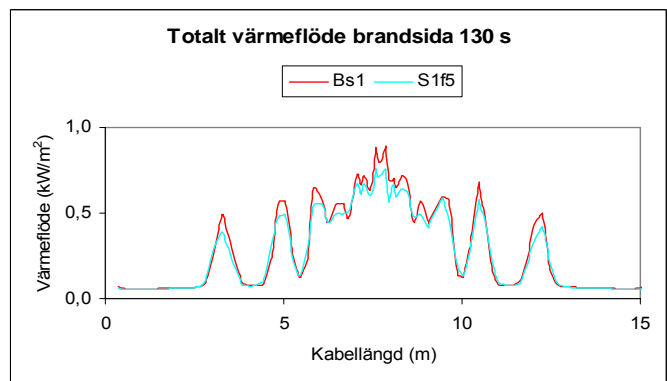


Diagram E.3 Totalt värmefflöde på kabelns brandsida vid 130 s.

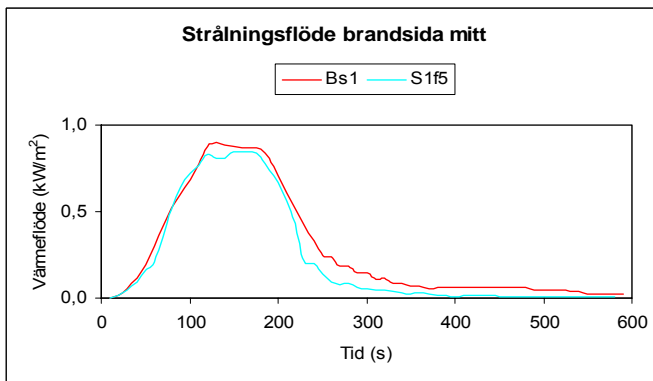


Diagram E.4 Strålningsflöde mitt på kabelns brandsida.

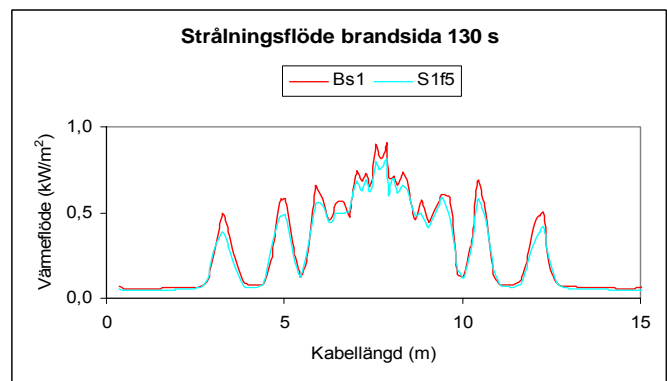


Diagram E.5 Strålningsflöde på kabelns brandsida vid 130 s.

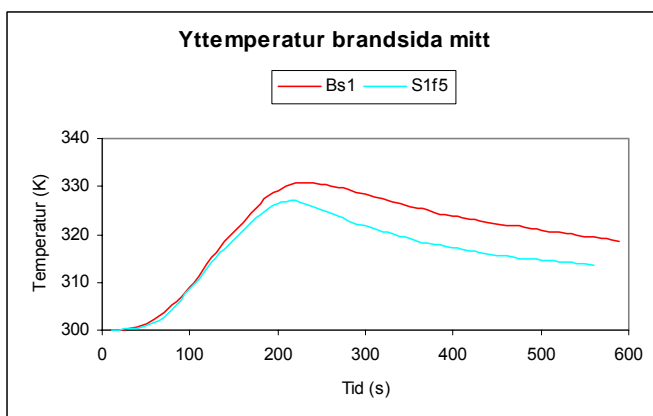


Diagram E.6 Yttemperatur mitt på kabelns brandsida.

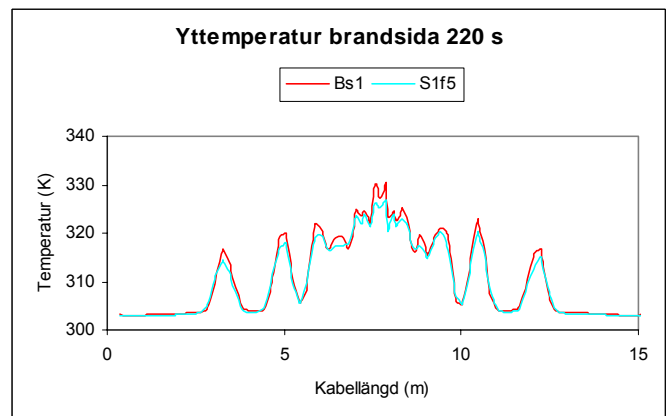


Diagram E.7 Yttemperatur på kabelns brandsida vid 220 s.

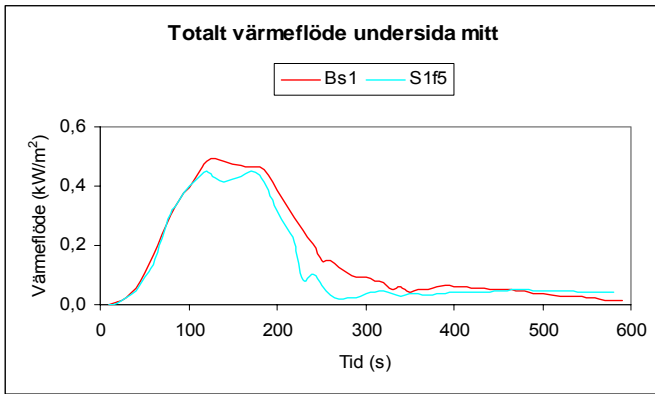


Diagram E.8 Totalt värmefflöde mitt på kabelns undersida.

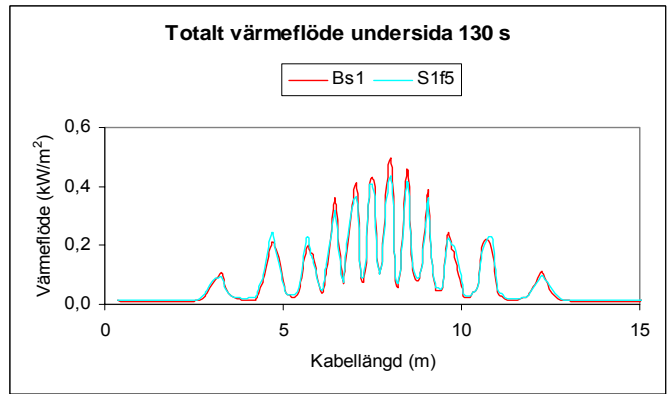


Diagram E.9 Totalt värmefflöde på kabelns undersida vid 130 s.

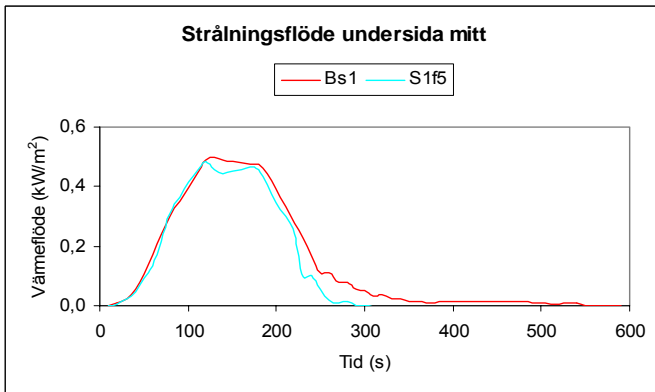


Diagram E.10 Strålningsflöde mitt på kabelns brandsida.

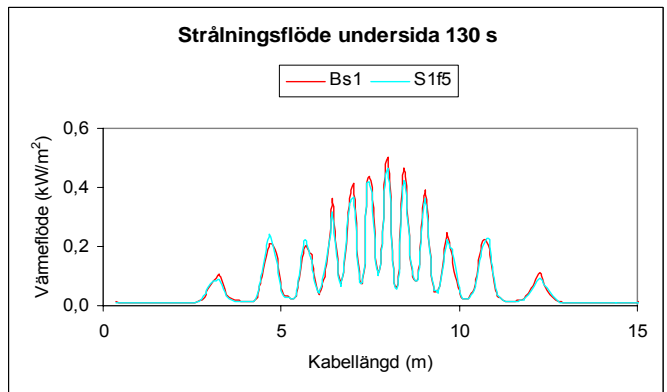


Diagram E.11 Strålningsflöde på kabelns brandsida vid 130 s.

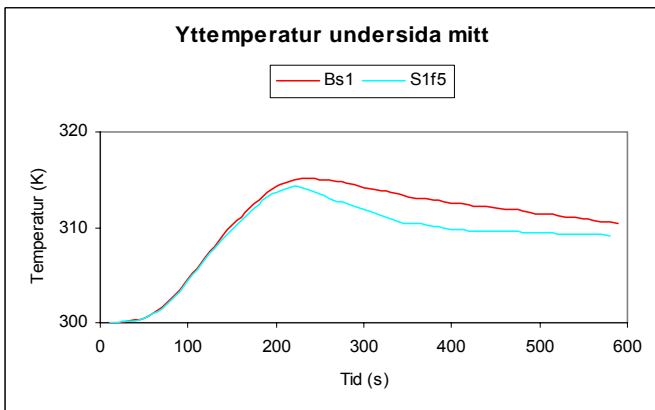


Diagram E.12 Yttemperatur mitt på kabelns undersida.

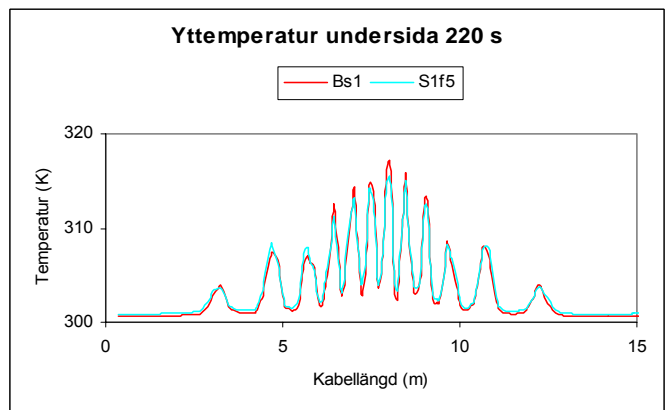


Diagram E.13 Yttemperatur på kabelns undersida vid 220 s.

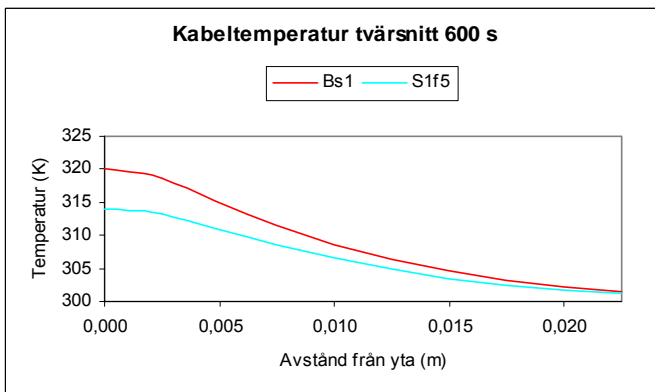


Diagram E.14 Tvärsnitt av kabelns temperatur vid mittpunkten.

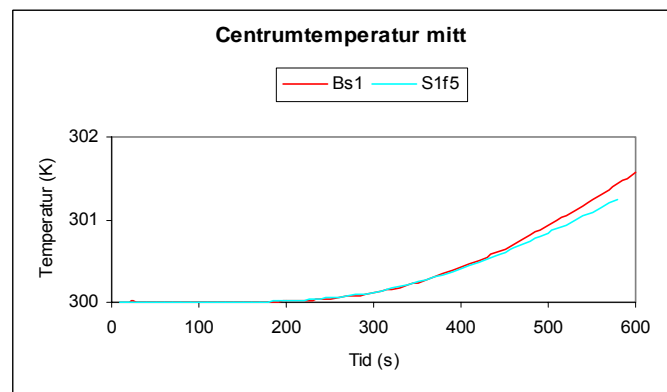


Diagram E.15 Centrumtemperatur mitt på kabel.

Bilaga F – Basscenario 2

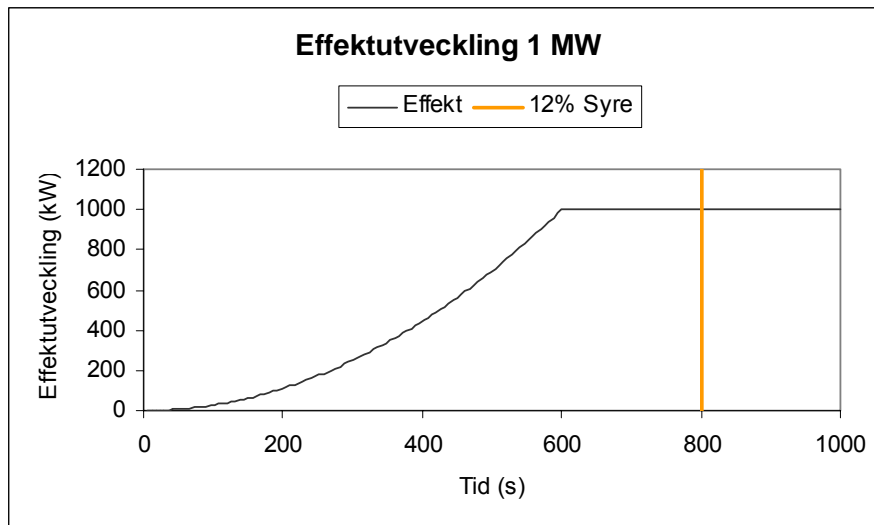


Diagram F.1 Basscenario 2 – effektutveckling.

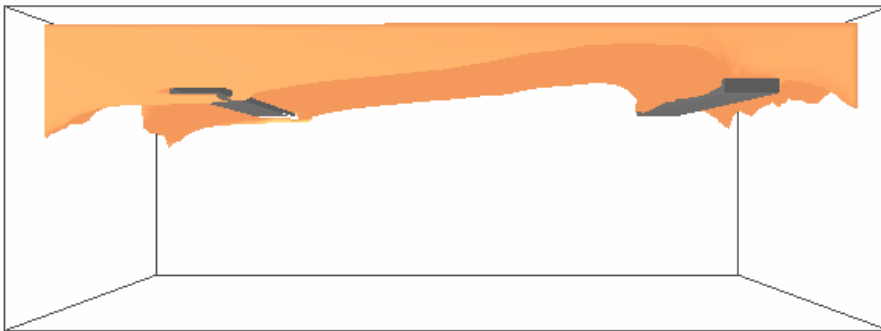


Bild F.1 Basscenario 2 – syrenivå 12 % vid 750 sekunder.



Bild F.2 Basscenario 2 – syrenivå 12 % vid 800 sekunder.



Bild F.3 Basscenario 2 – syrenivå 12 % vid 850 sekunder.

	Bassscenario 2
Avstånd horisontellt / vertikalt (m)	6.1 / 0
Tidpunkt 12% syrenivå (s)	Ca 800
Effekt 12% syrenivå (kW)	1000
Temp. HGL (K)	465 (565*)
Max värmefflöde totalt (W/m ²)	700
Max värmefflöde strålning (W/m ²)	490
Max yttemp. (K)	345
Max centrumtemp. (K)	301
Max tryckökning (Pa)	14
Max flöde dörrspringa (kg/s)	0.02

Tabell F.1 Bassscenario 2 – resultat.

* Högsta temperatur vid taknivå.

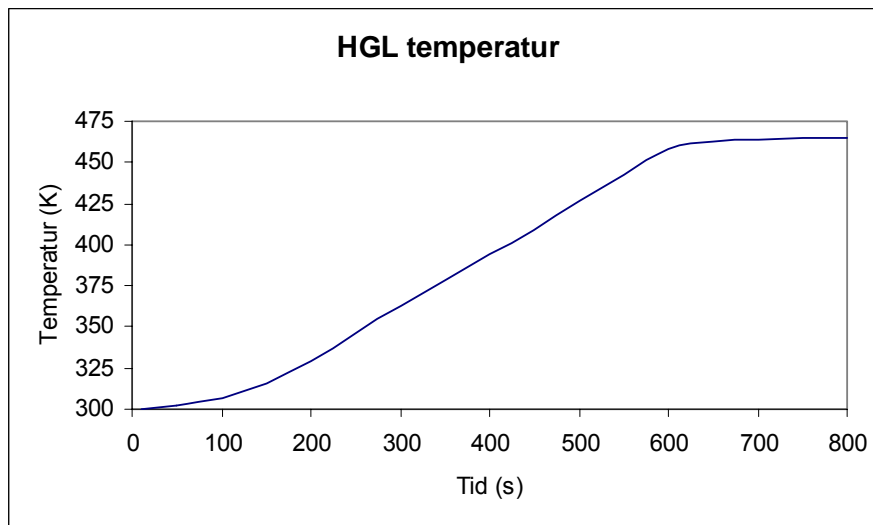


Diagram F.2 Bassscenario 2 – medeltemperatur vid taknivå.

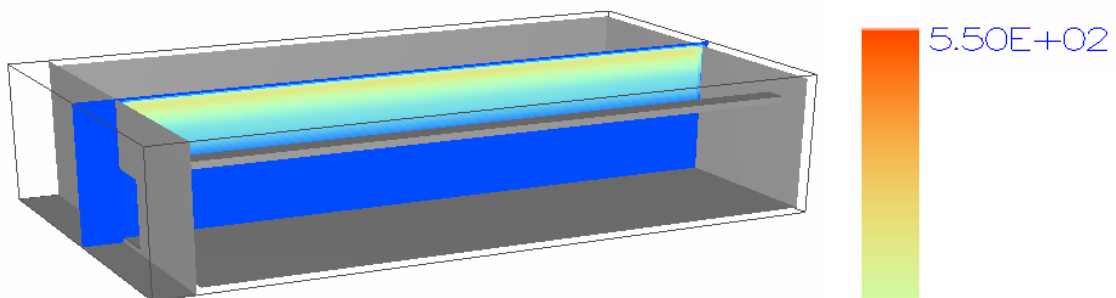


Bild F.4 Bassscenario 2 – temperaturprofil (K) vid 800 sekunder.

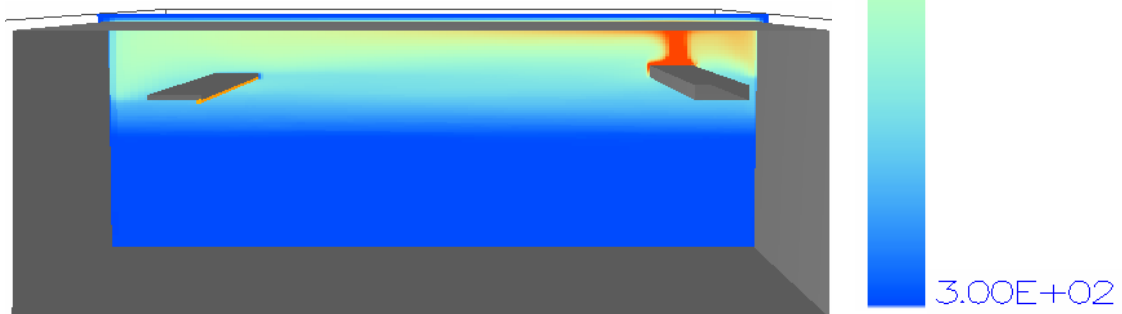


Bild F.5 Bassscenario 2 – temperaturprofil (K) vid 800 sekunder.

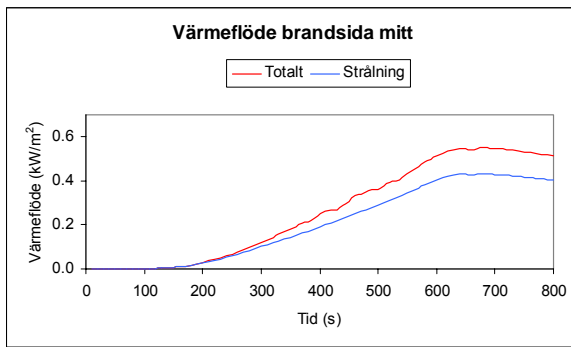


Diagram F.3 Basscenario 2 – värmefflöde mitt på kabel.

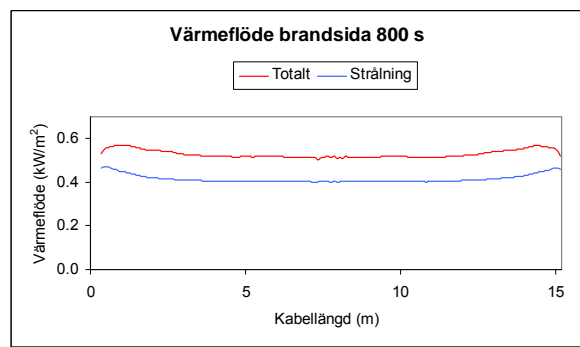


Diagram F.4 Basscenario 2 – värmefflöde vid 800 s.

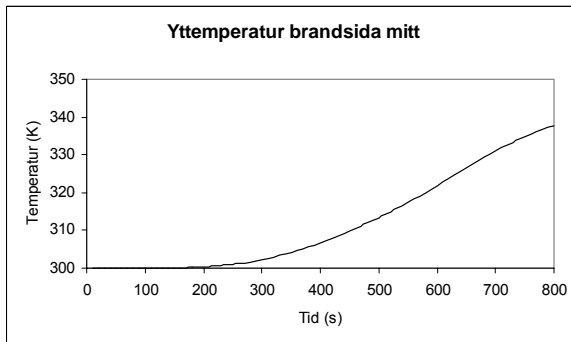


Diagram F.5 Basscenario 2 – yttertemperatur mitt på kabel.

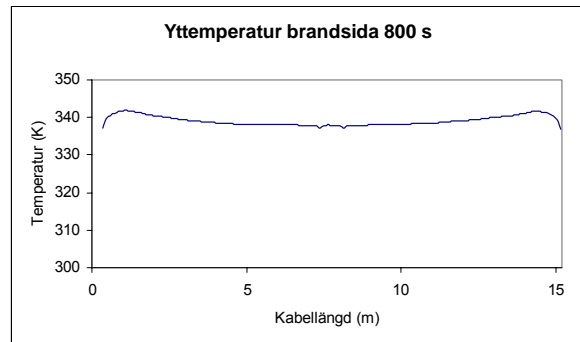


Diagram F.6 Basscenario 2 – yttertemperatur vid 800 s.

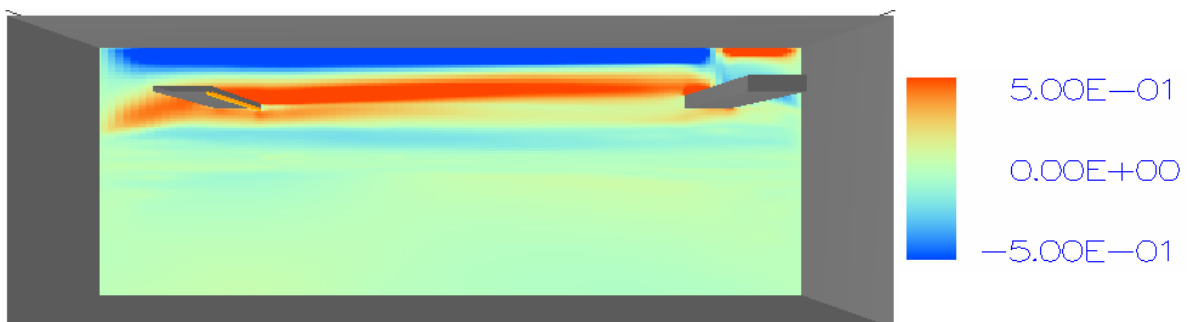


Bild F.6 Basscenario 2 – gasflöde (m/s) vid 800 sekunder.



Bild F.7 Basscenario 2 – strålning (kW/m²) mot kabelränna och vägg vid 800 sekunder.

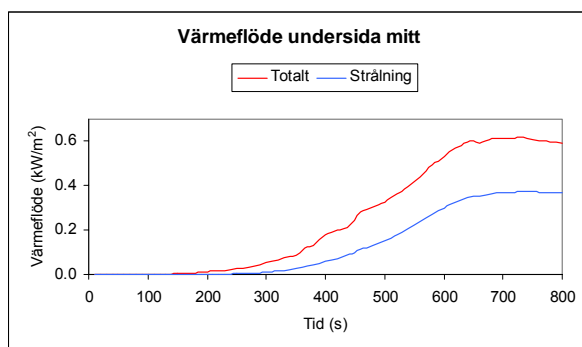


Diagram F.7 Basscenario 2 – värmefflöde mitt på kabel.

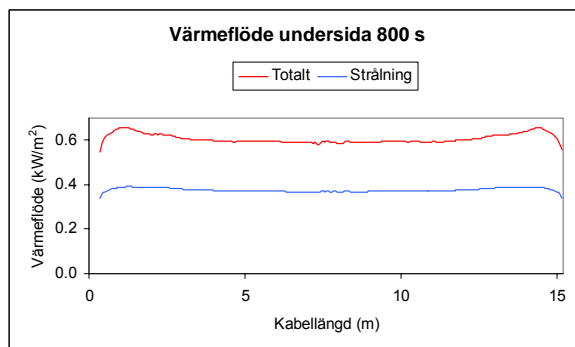


Diagram F.8 Basscenario 2 – värmefflöde vid 800 s.

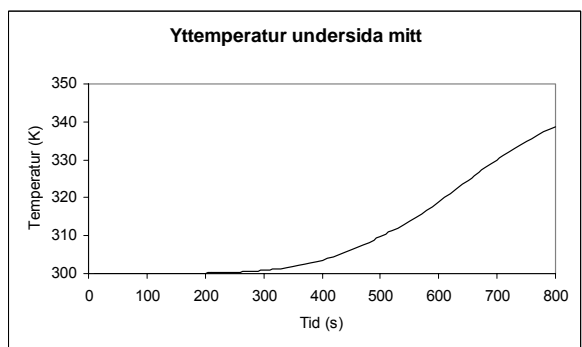


Diagram F.9 Basscenario 2 – yttemperatur mitt på kabel.

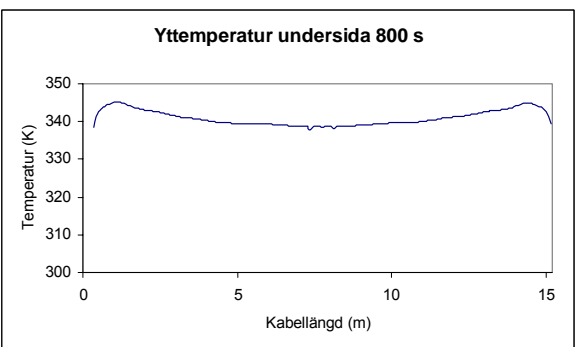


Diagram F.10 Basscenario 2 – yttemperatur vid 800 s.

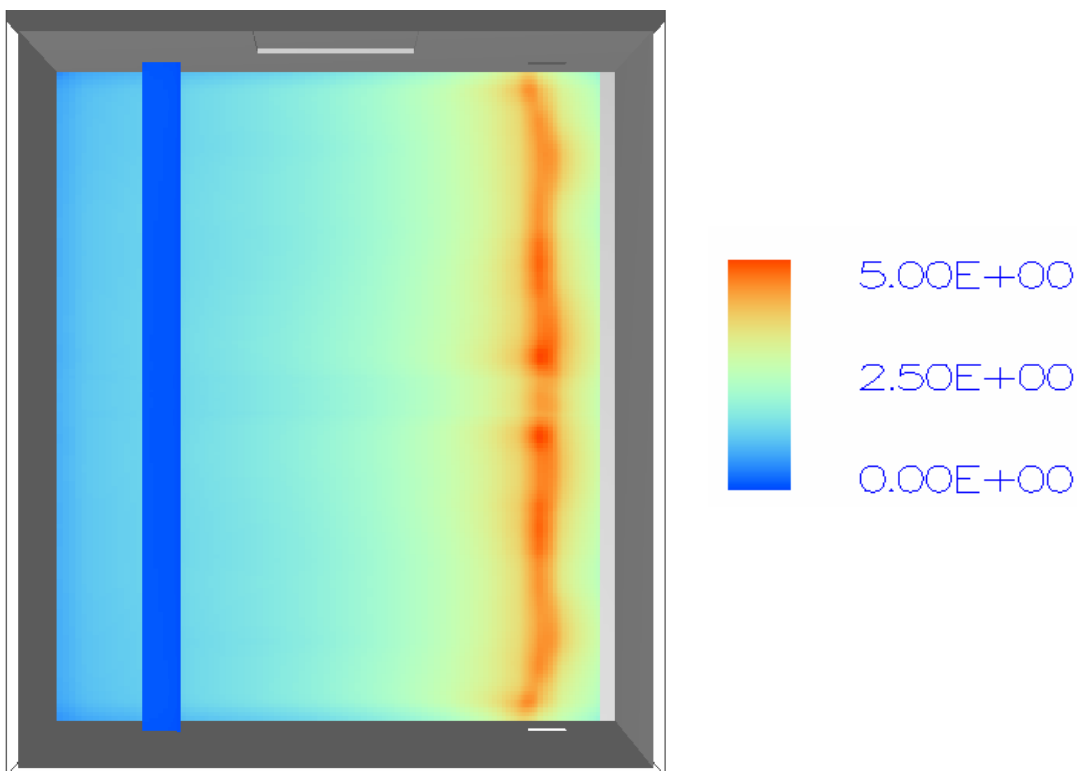


Bild F.8 Basscenario 2 – strålning (kW/m²) mot tak vid 800 sekunder.

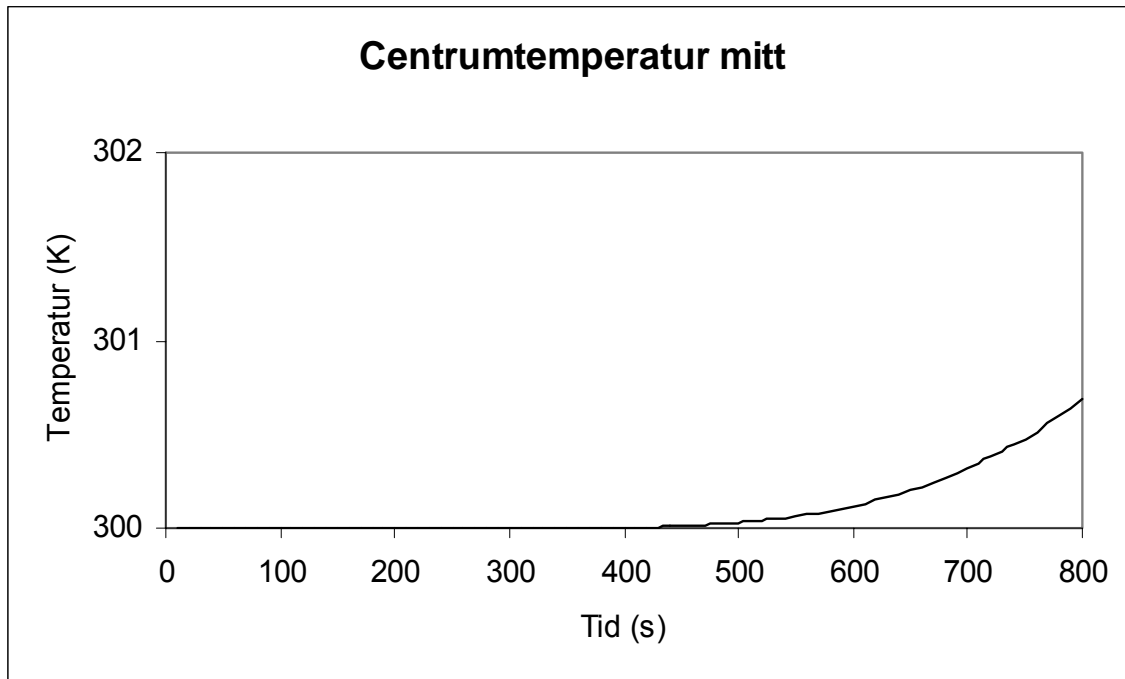


Diagram F.11 Basscenario 2 – centrumtemperatur mitt på kabel.

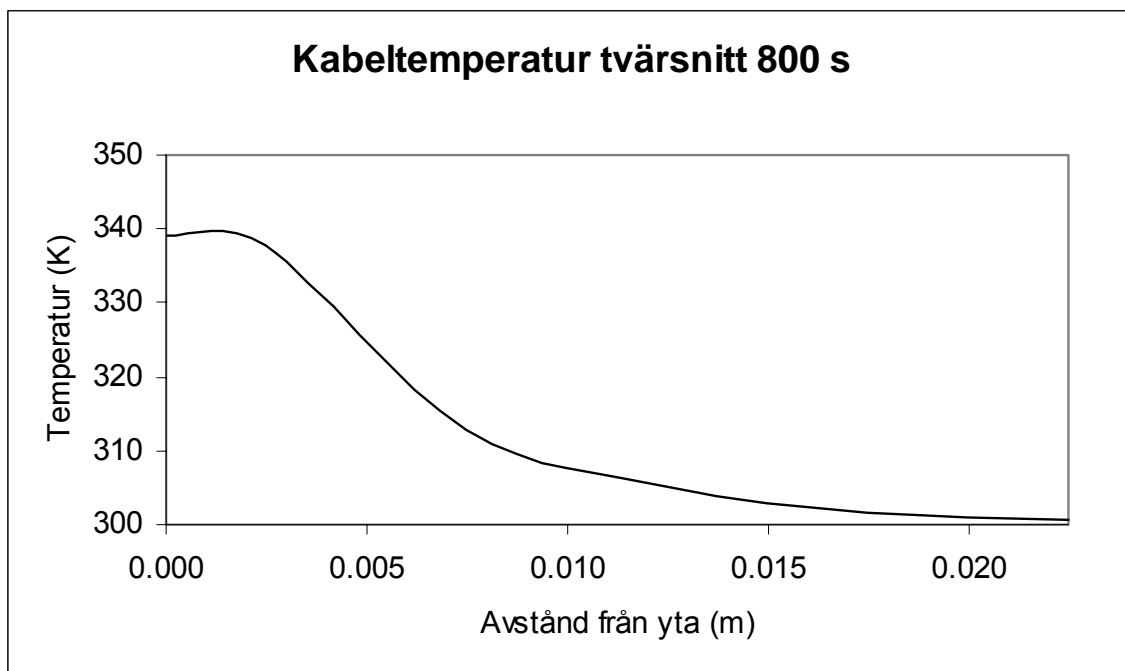


Diagram F.12 Basscenario 2 – tvärsnitt av kabelns temperatur vid mittpunkten och tiden 800 s.

Bilaga G – Scenario 2, avstånd till kabel

	Basscenario 2	Fall 1	Fall 2	Fall 11	Fall 12
Avstånd horisontalt / vertikalt (m)	6.1 / 0	3.1 / 0	4.6 / 0	6.1 / 0.9	6.1 / -1.1
Tidpunkt 12% syrenivå (s)	Ca 800	**	**	**	**
Effekt 12% syrenivå (kW)	1000	**	**	**	**
Temp. HGL (K)	465 (565*)	**	**	**	**
Max värmefflöde totalt (W/m ²)	700	550	600	1365	120
Max värmefflöde strålning (W/m ²)	490	380	380	900	120
Max yttemp. (K)	345	335	334	402	309
Max centrumtemp. (K)	301	301	301	303	300
Max tryckökning (Pa)	14	**	**	**	**
Max flöde dörrspringa (kg/s)	0.02	**	**	**	**

Tabell G.1 Resultat – basscenario 2, fall 1-2, 11-12.

* Högsta temperatur vid taknivå.

** Kabelrännans placering påverkar inte dessa parametrar nämnvärt.

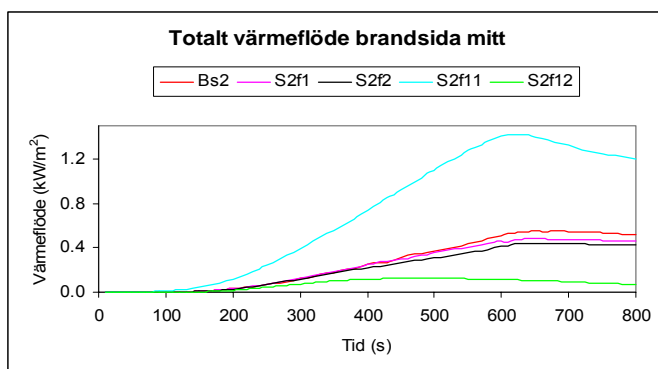


Diagram G.1 Totalt värmefflöde mitt på kabelns brandsida.

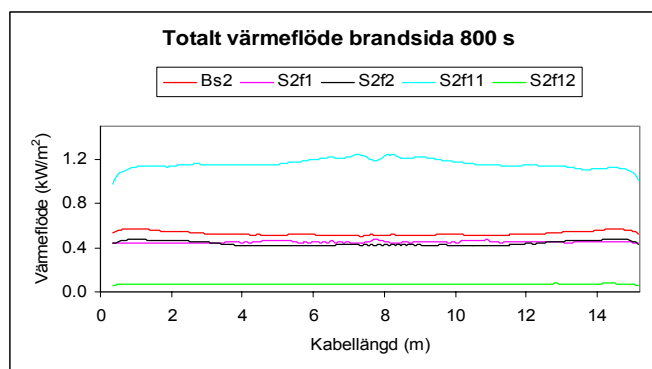


Diagram G.2 Totalt värmefflöde på kabelns brandsida vid 800 s.

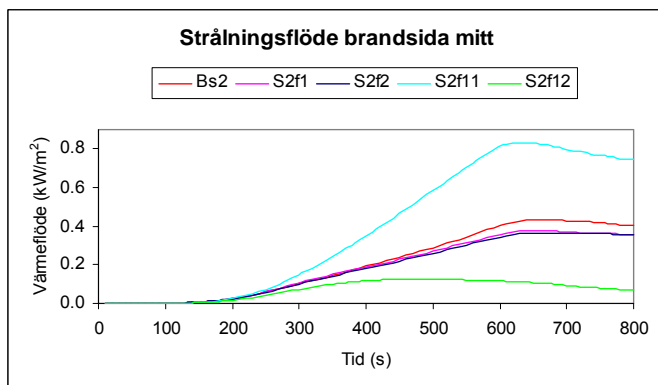


Diagram G.3 Strålningsflöde mitt på kabelns brandsida.

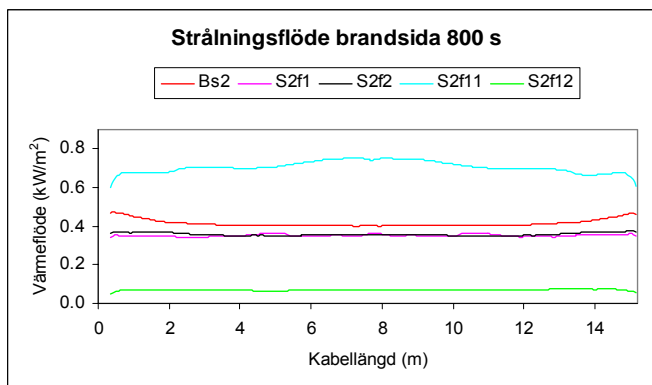


Diagram G.4 Strålningsflöde på kabelns brandsida vid 800 s.

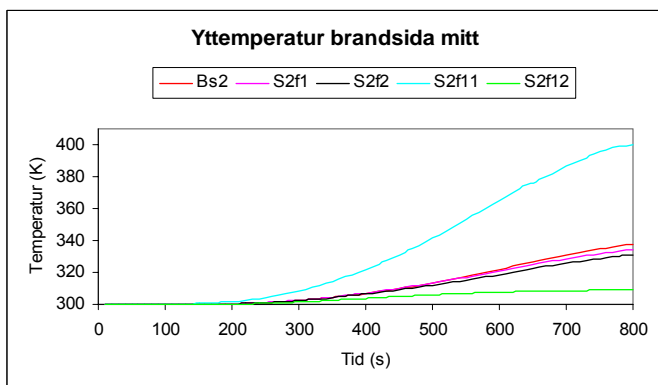


Diagram G.5 Yttemperatur mitt på kabelns brandsida.

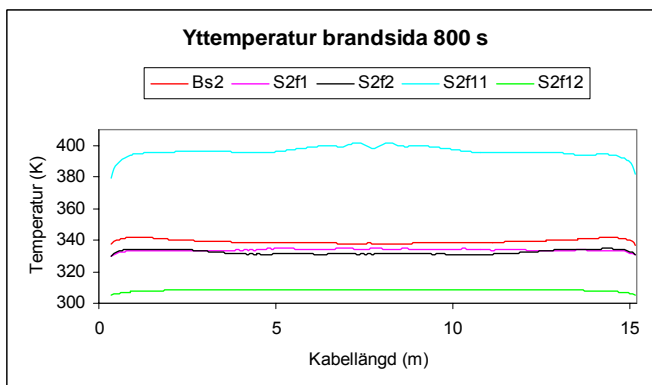


Diagram G.6 Yttemperatur på kabelns brandsida vid 800 s.

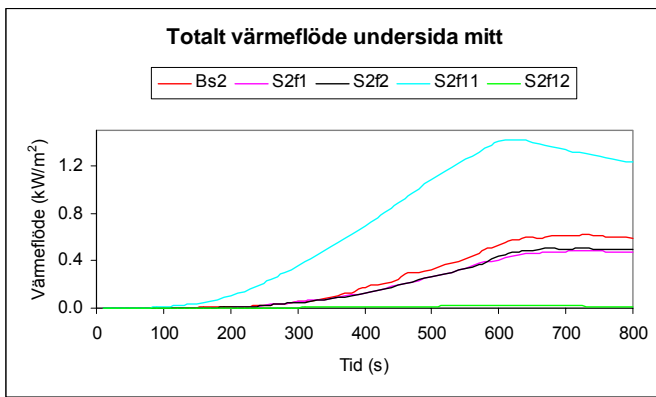


Diagram G.7 Totalt värmefflöde mitt på kabelns undersida

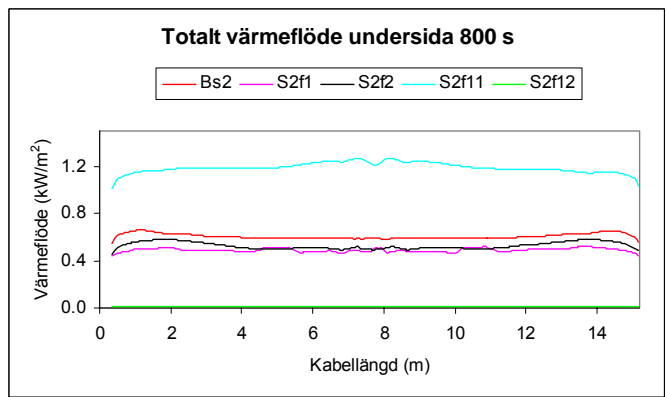


Diagram G.8 Totalt värmefflöde på kabelns undersida vid 800 s.

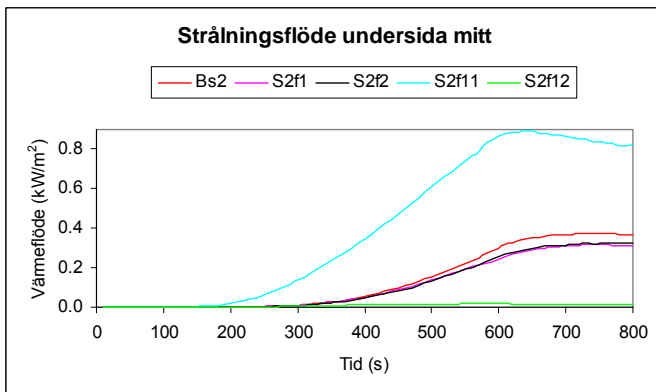


Diagram G.9 Strålningsflöde mitt på kabelns undersida.

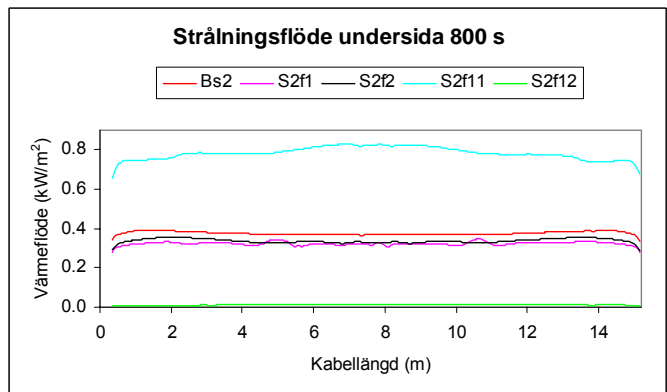


Diagram G.10 Strålningsflöde på kabelns undersida vid 800 s.

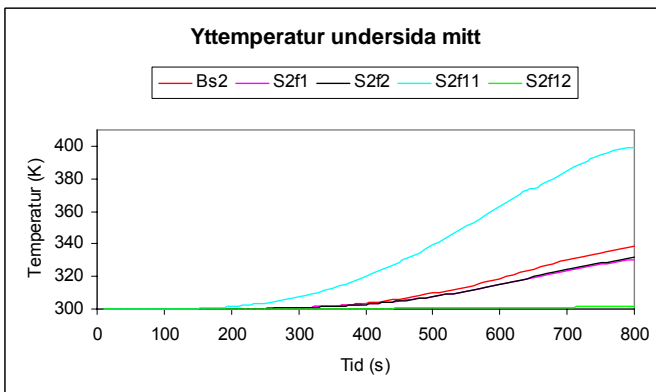


Diagram G.11 Yttertemperatur mitt på kabelns undersida.

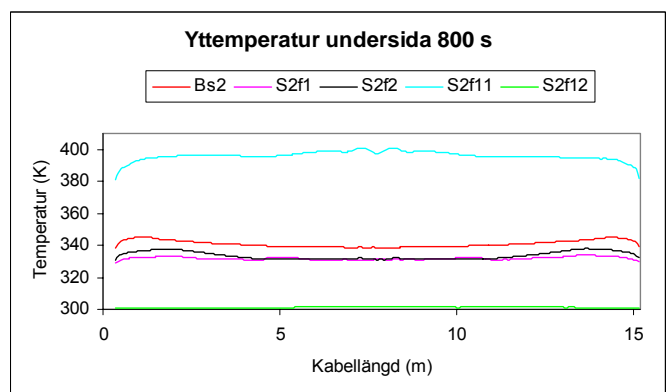


Diagram G.12 Yttertemperatur på kabelns undersida vid 800 s.

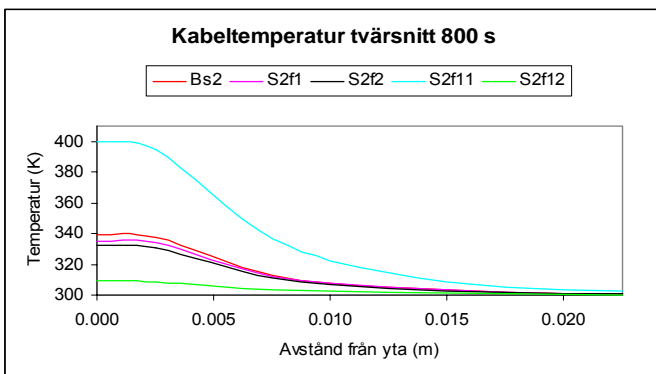


Diagram G.13 Tvärsnitt av kabelns temperatur vid mittpunkten.

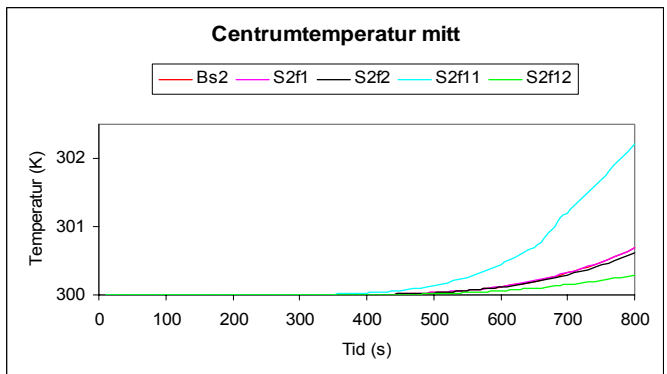


Diagram G.14 Centrumtemperatur mitt på kabel.

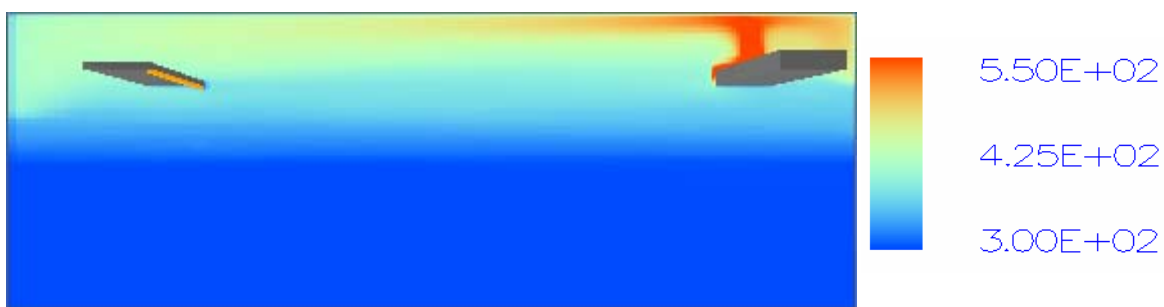


Bild G.1 Bassscenario 2 – temperaturprofil (K) vid 800 sekunder.

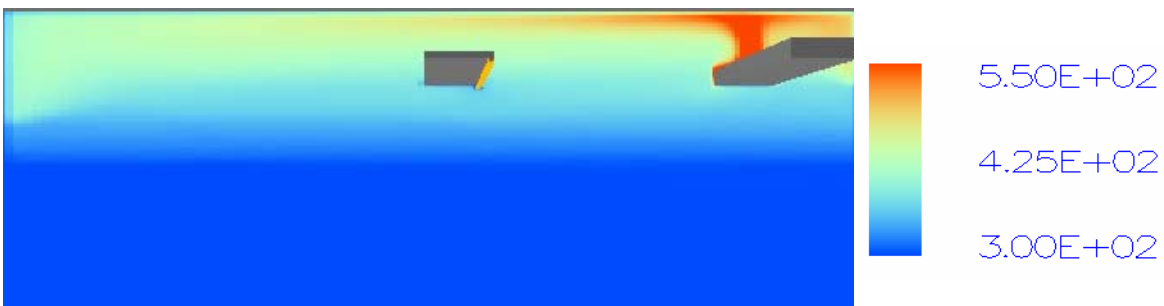


Bild G.2 Scenario 2, fall 1 – temperaturprofil (K) vid 800 sekunder.

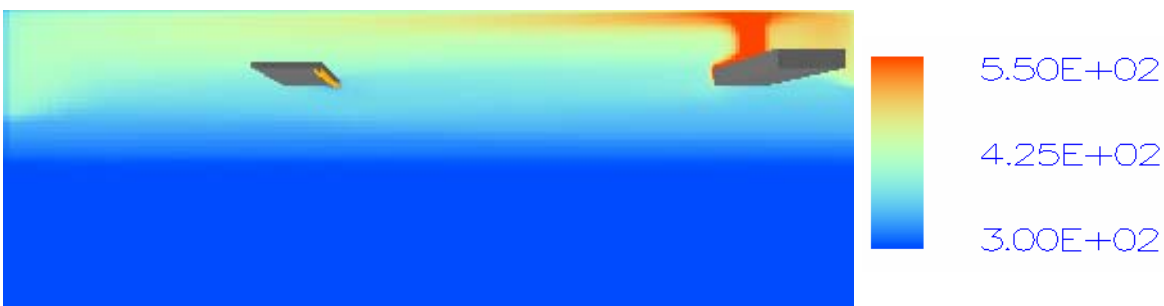


Bild G.3 Scenario 2, fall 2 – temperaturprofil (K) vid 800 sekunder.

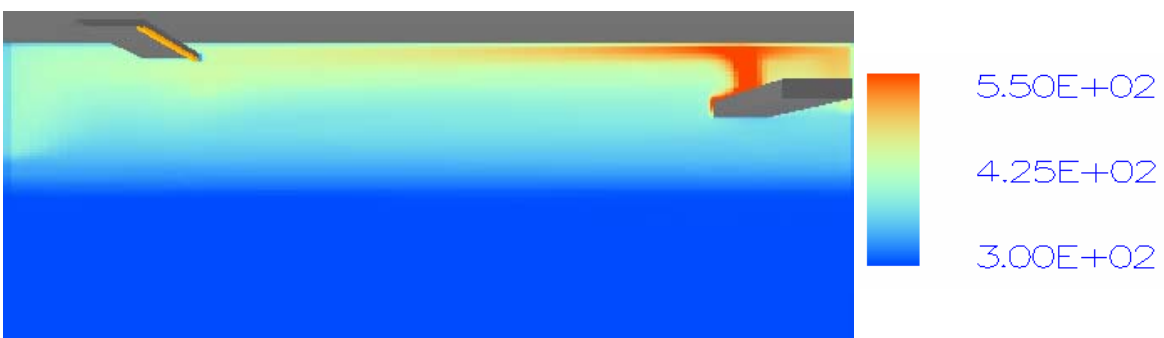


Bild G.4 Scenario 2, fall 11 – temperaturprofil (K) vid 800 sekunder.

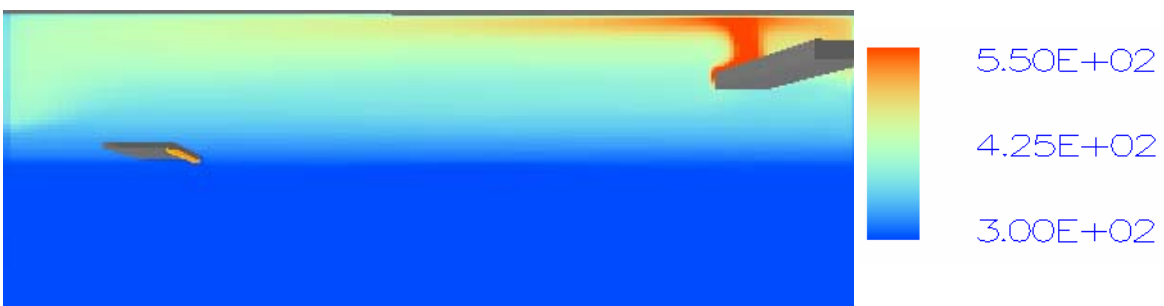


Bild G.5 Scenario 2, fall 12 – temperaturprofil (K) vid 800 sekunder.

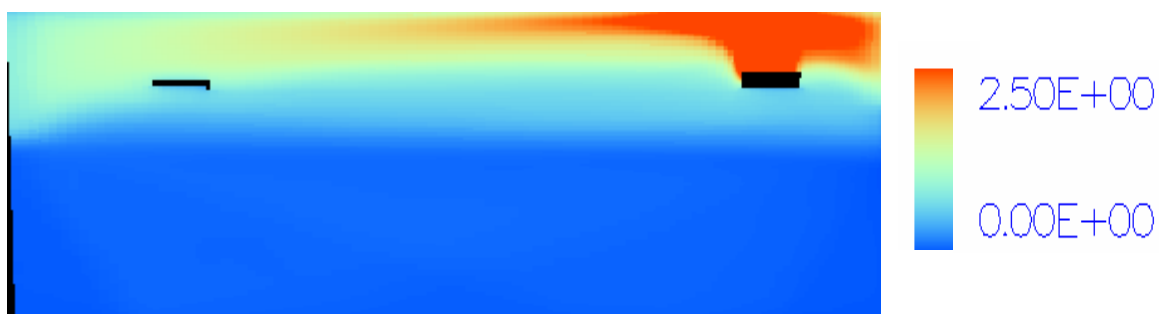


Bild G.6 Bassscenario 2 – strålning (kW/m²) vid 800 sekunder.

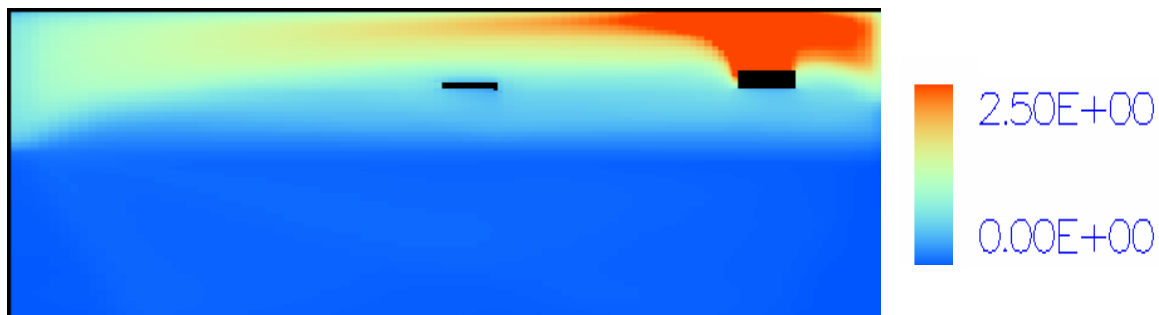


Bild G.7 Scenario 2, fall 1 – strålning (kW/m²) vid 800 sekunder.

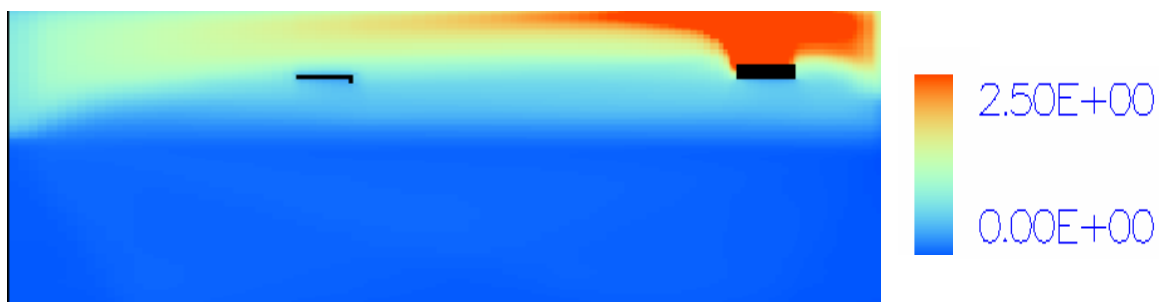


Bild G.8 Scenario 2, fall 2 – strålning (kW/m²) vid 800 sekunder.

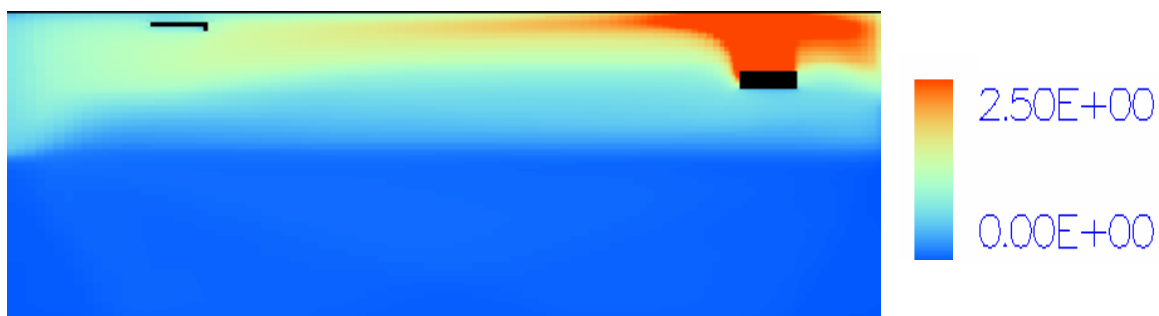


Bild G.9 Scenario 2, fall 11 – strålning (kW/m²) vid 800 sekunder.

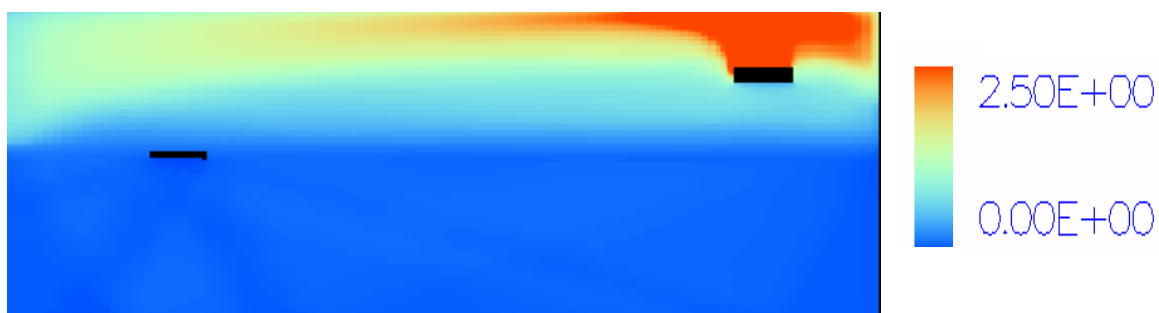


Bild G.10 Scenario 2, fall 12 – strålning (kW/m²) vid 800 sekunder.

Bilaga H – Scenario 2, 2 MW

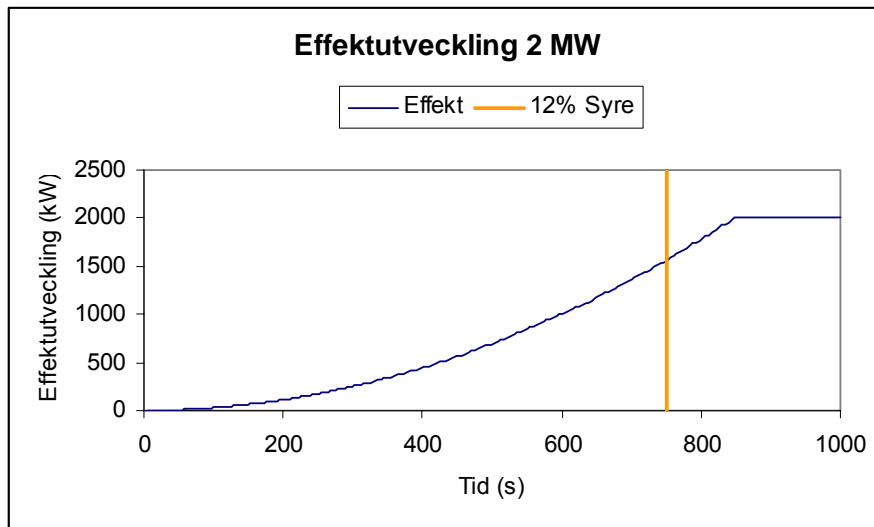


Diagram H.1 Scenario 2, fall 5 – effektutveckling.

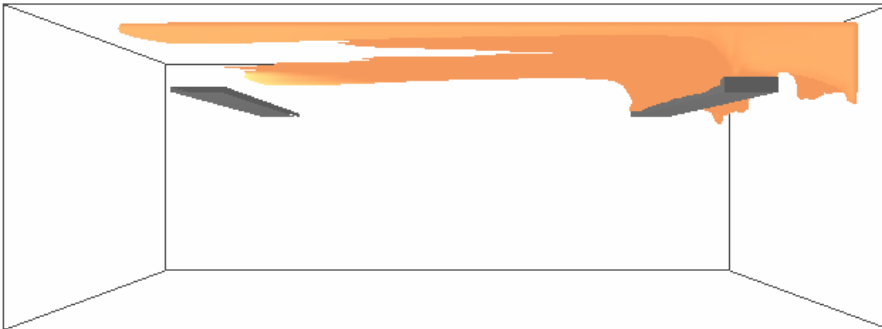


Bild H.1 Scenario 2, fall 5 – syrenivå 12 % vid 700 sekunder.



Bild H.2 Scenario 2, fall 5 – syrenivå 12 % vid 750 sekunder.

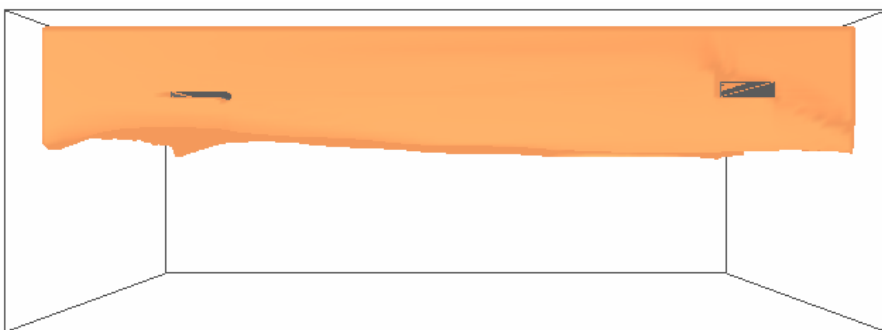


Bild H.3 Scenario 2, fall 5 – syrenivå 12 % vid 800 sekunder.

	Basscenario 2	Fall 3	Fall 4	Fall 5
Avstånd horisontalt / vertikalt (m)	6.1 / 0	3.1 / 0	4.6 / 0	6.1 / 0
Tidpunkt 12% syrenivå (s)	Ca 800	Ca 750	**	**
Effekt 12% syrenivå (kW)	1000	Ca 1600	**	**
Temp. HGL (K)	465 (565*)	525 (714*)	**	**
Max värmefflöde totalt (W/m ²)	700	810	860	970
Max värmefflöde strålning (W/m ²)	490	530	570	650
Max yttemp. (K)	345	340	345	350
Max centrumtemp. (K)	301	301	301	301
Max tryckökning (Pa)	14	18	**	**
Max flöde dörrspringa (kg/s)	0.02	0.03	**	**

Tabell H.1 Resultat – basscenario 2, fall 3-5.

* Högsta temperatur vid taknivå.

** Kabelrännans placering påverkar inte dessa parametrar nämnvärt.

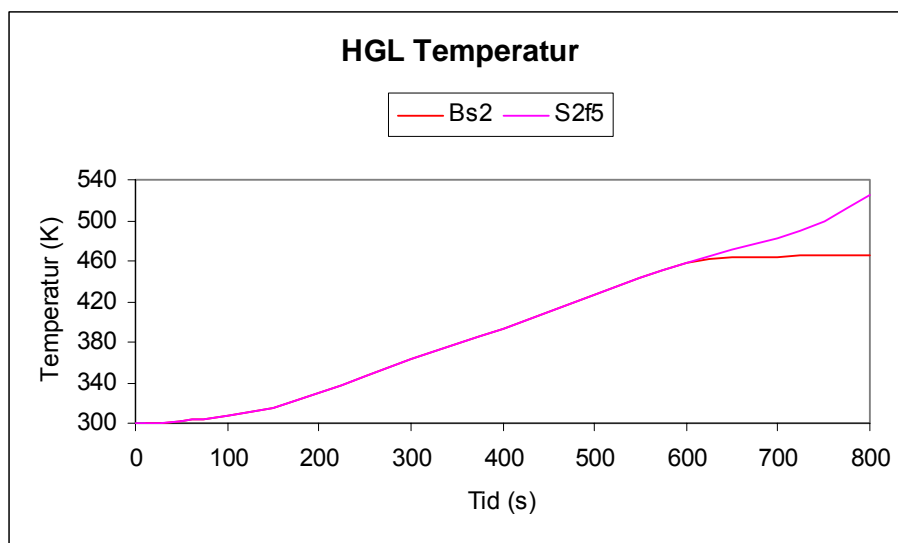


Diagram H.2 Basscenario 2, fall 5 – medeltemperatur vid taknivå.

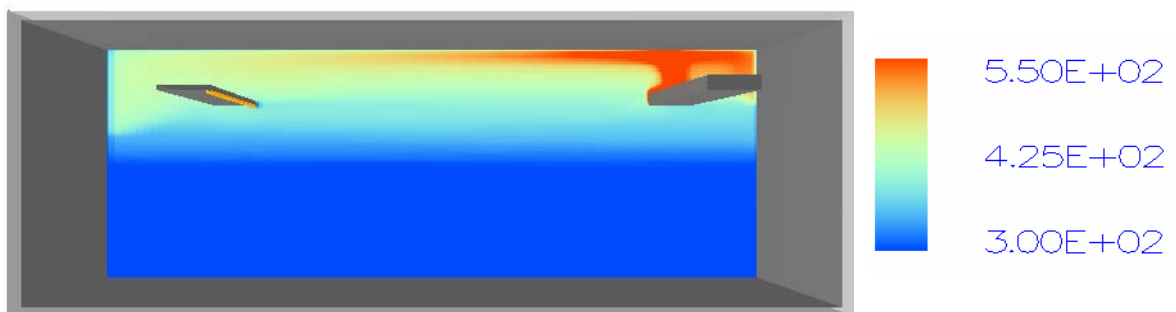


Bild H.4 Scenario 2, fall 5 – temperaturprofil (K) vid 750 sekunder.

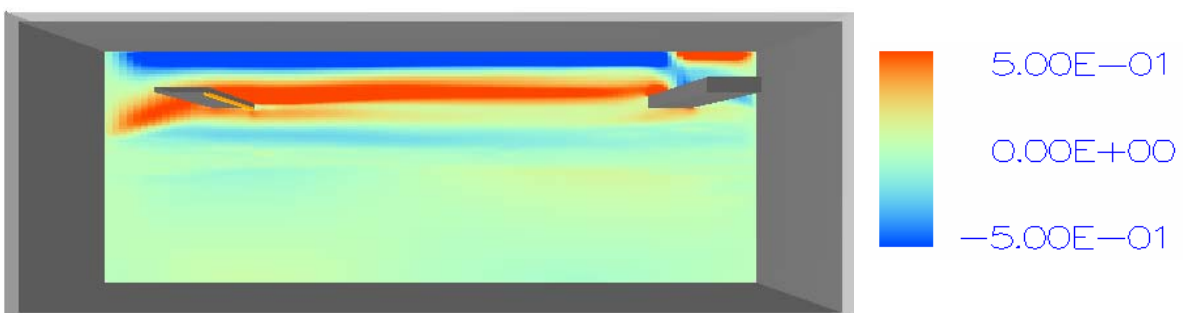


Bild H.5 Scenario 2, fall 5 – gasflöde (m/s) vid 750 sekunder.

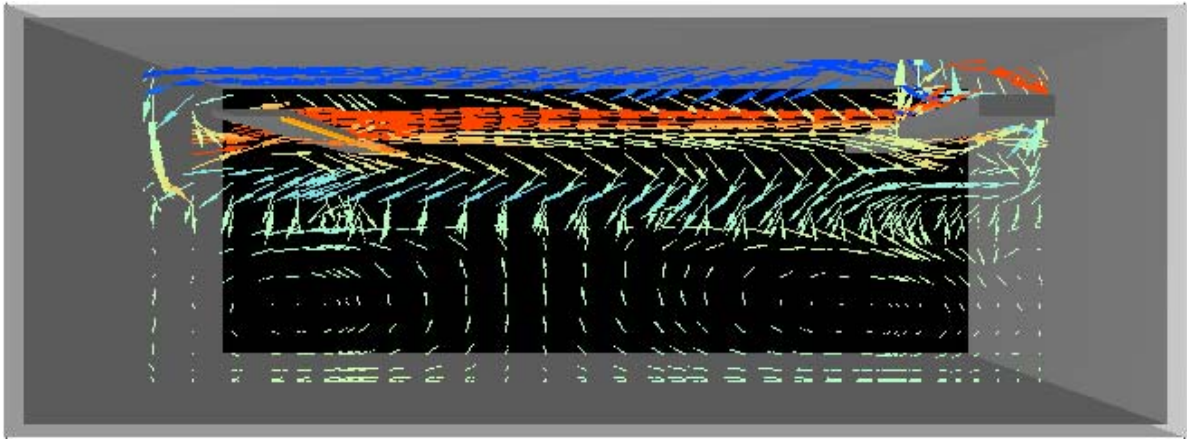


Bild H.6 Scenario 2, fall 5 – gasflöde (m/s) vid 750 sekunder.

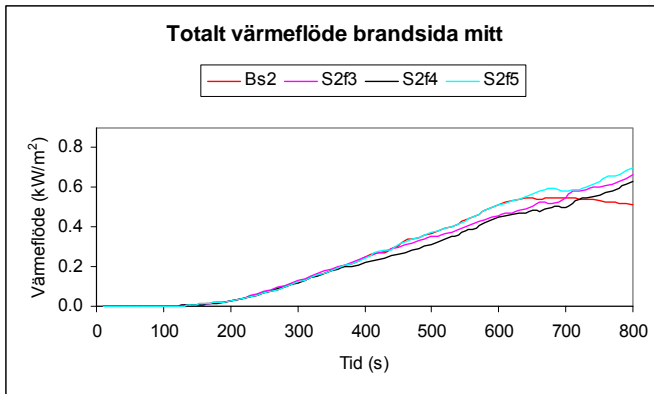


Diagram H.3 Totalt värmefflöde mitt på kabelns brandsida.

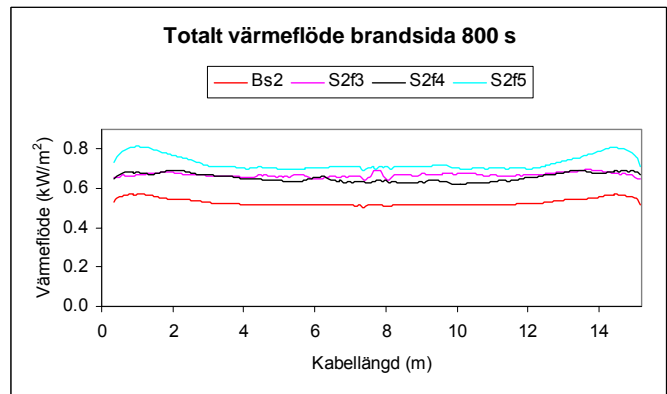


Diagram H.4 Totalt värmefflöde på kabelns brandsida vid 800 s.

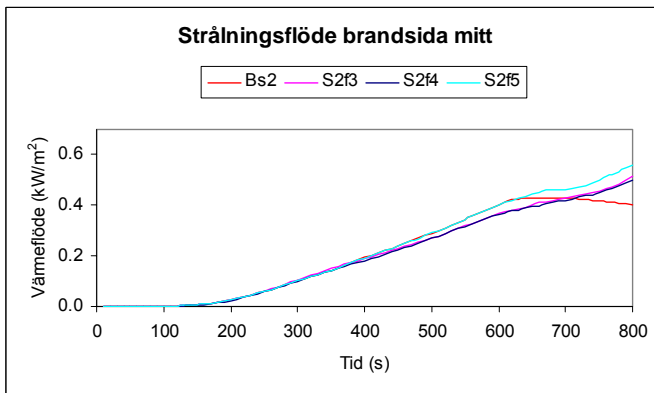


Diagram H.5 Strålningsflöde mitt på kabelns brandsida.

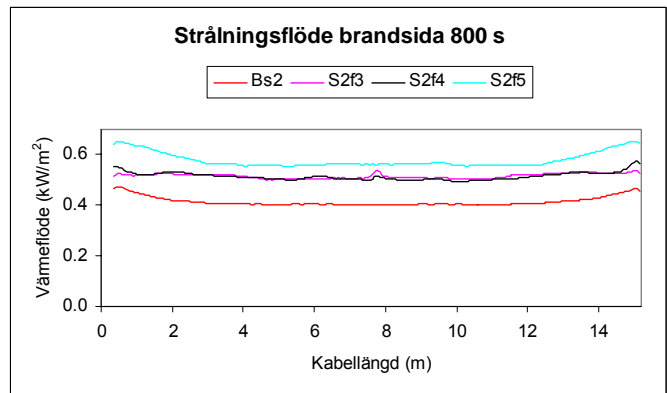


Diagram H.6 Strålningsflöde på kabelns brandsida vid 800 s.

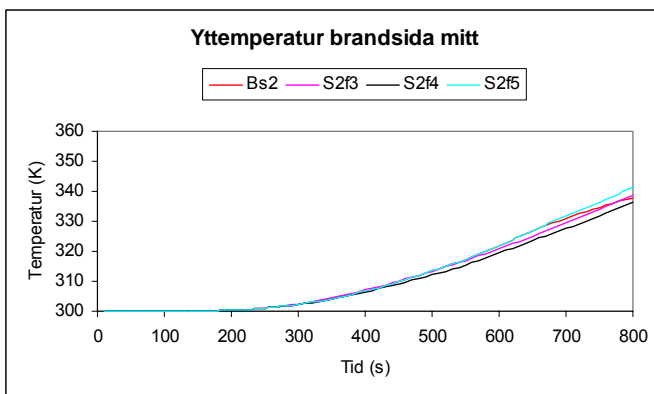


Diagram H.7 Yttemperatur mitt på kabelns brandsida.

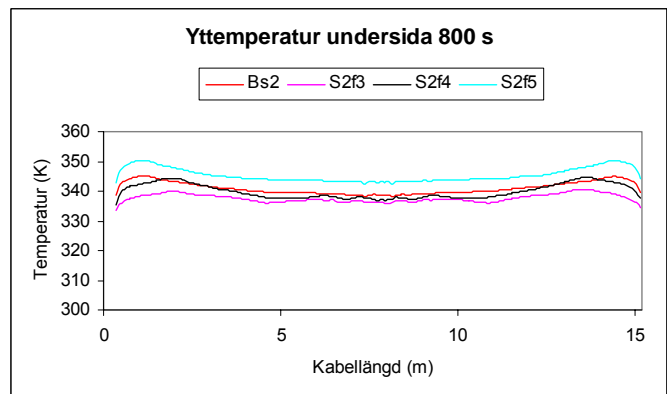


Diagram H.8 Yttemperatur på kabelns brandsida vid 800 s.

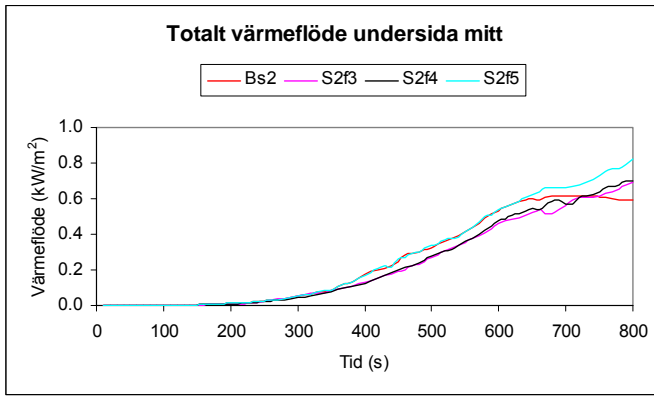


Diagram H.9 Totalt värmeflöde mitt på kabelns undersida.

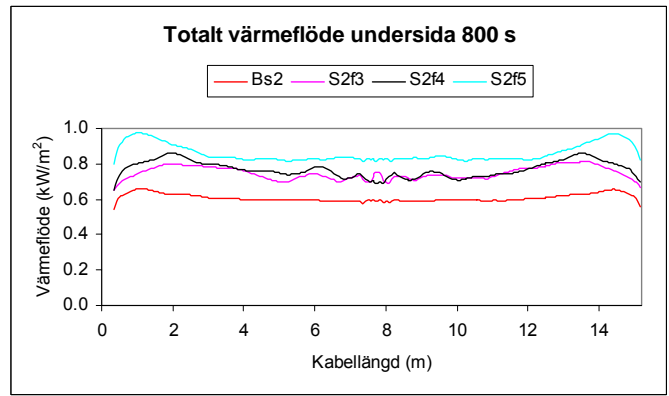


Diagram H.10 Totalt värmeflöde på kabelns undersida vid 800 s.

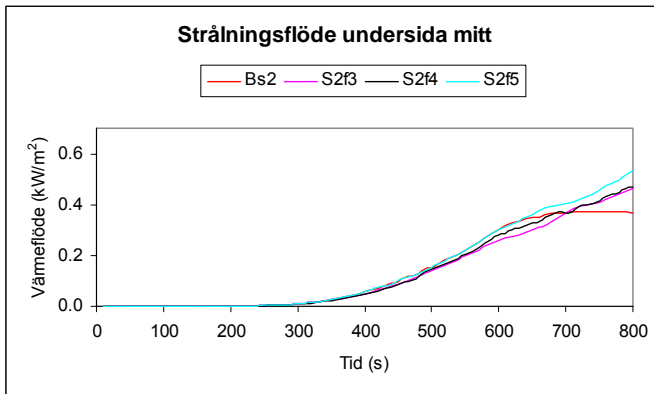


Diagram H.11 Strålningsflöde mitt på kabelns undersida.

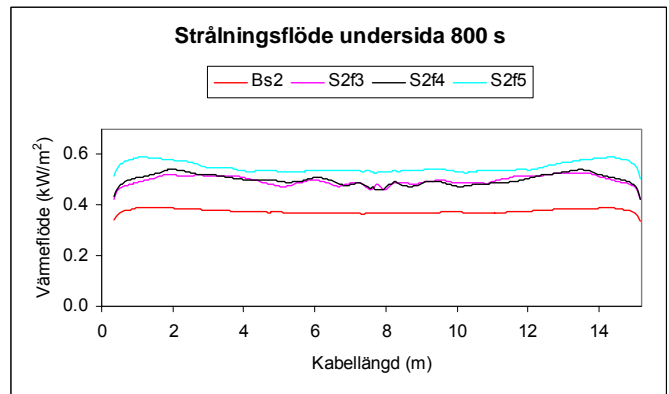


Diagram H.12 Strålningsflöde på kabelns undersida vid 800 s.

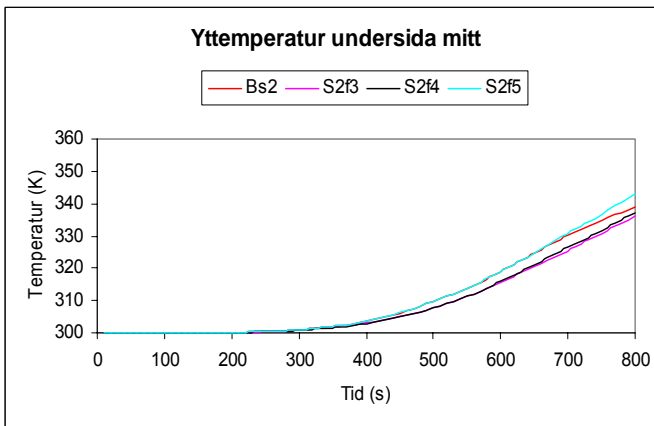


Diagram H.13 Yttertemperatur mitt på kabelns undersida.

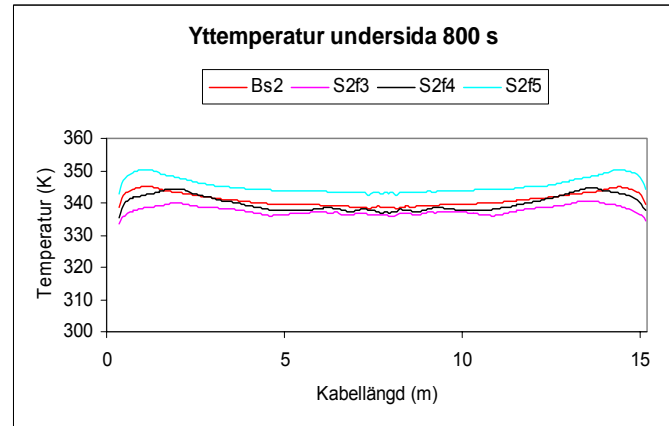


Diagram H.14 Yttertemperatur på kabelns undersida vid 800 s.

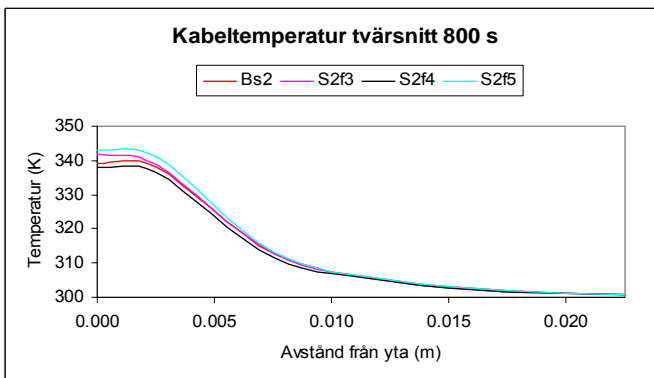


Diagram H.15 Tvärsnitt av kabelns temperatur vid mittpunkten.

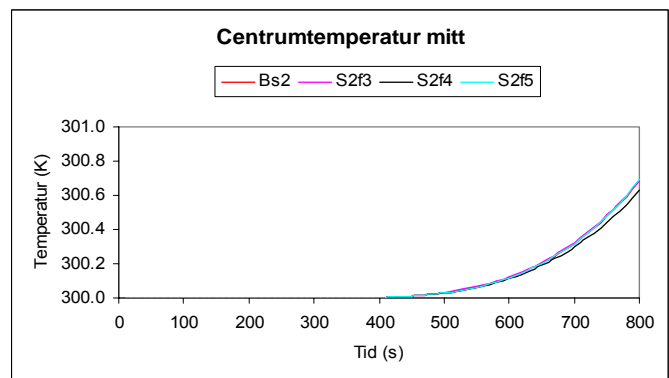


Diagram H.16 Centrumtemperatur mitt på kabel.

Bilaga I – Scenario 2, ventilation och dörr



Bild I.1 Scenario 2, fall 10 – syrenivå 12 % vid 750 sekunder.



Bild I.2 Scenario 2, fall 10 – syrenivå 12 % vid 800 sekunder.



Bild I.3 Scenario 2, fall 10 – syrenivå 12 % vid 900 sekunder.

	Basscenario 2	Fall 10
Avstånd horisontalt / vertikalt (m)	6.1 / 0	6.1 / 0
Tidpunkt 12% syrenivå (s)	Ca 800	Ca 800
Effekt 12% syrenivå (kW)	1000	1000
Temp. HGL (K)	465 (565*)	464 (563*)
Max värmefflöde totalt (W/m ²)	700	630
Max värmefflöde strålning (W/m ²)	490	430
Max yttemp. (K)	345	343
Max centrumtemp. (K)	301	301
Max tryckökning (Pa)	14	9
Max flöde dörröppning (kg/s)	0.02	4.8

Tabell I.1 Resultat – basscenario 2, fall 10.

* Högsta temperatur vid taknivå.

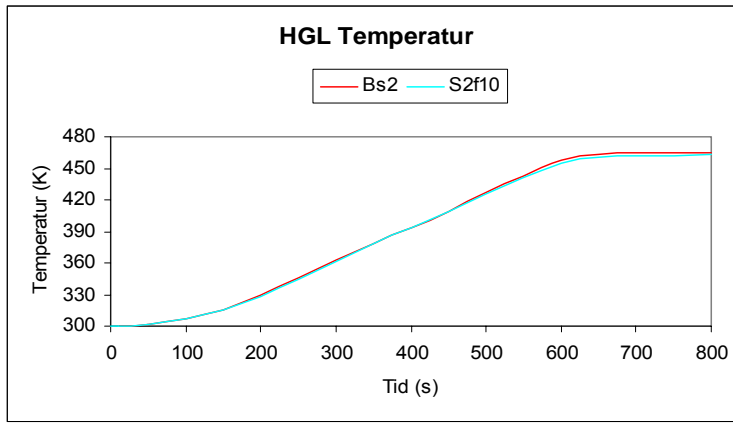


Diagram I.1 Bassscenario 2, fall 10 – medeltemperatur vid taknivå.

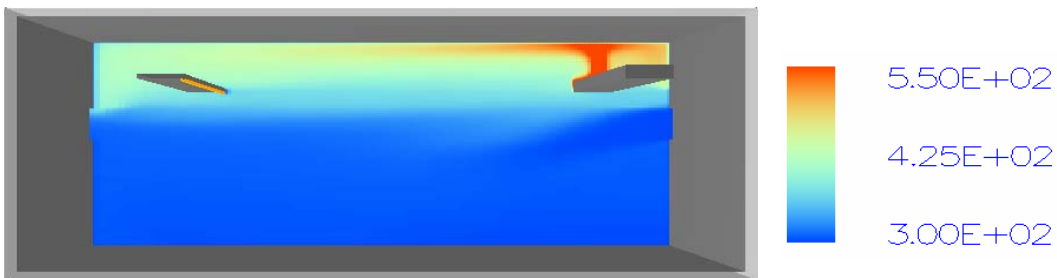


Bild I.4 Scenario 2, fall 10 – temperaturprofil (K) vid 800 sekunder.

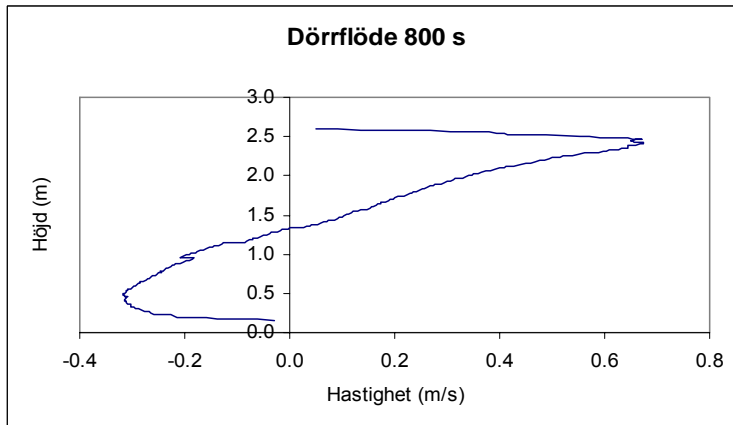


Diagram I.2 Bassscenario 2, fall 10 – flöde mitt i dörröppningen vid 800 s.

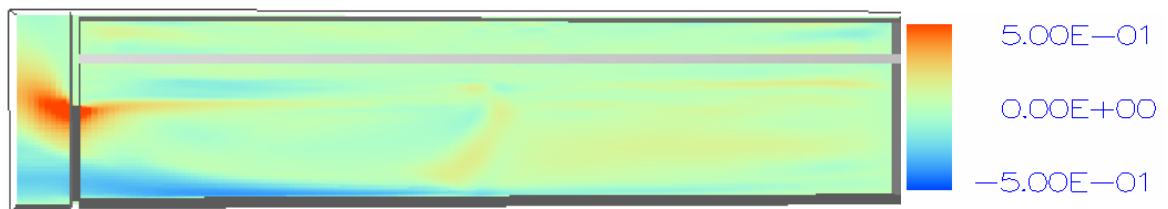


Bild I.5 Scenario 2, fall 10 – gasflöde (m/s) vid 800 sekunder.

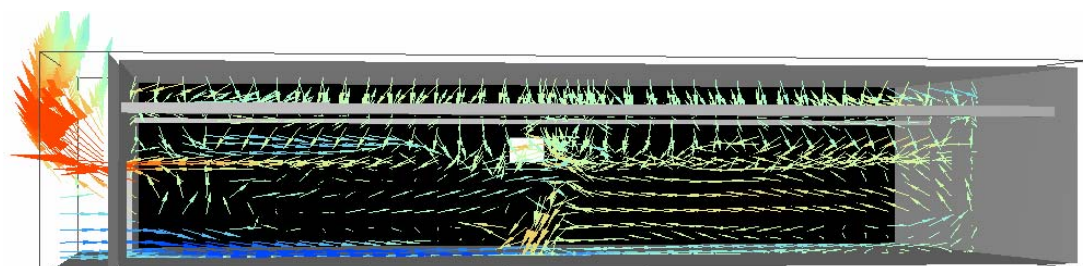


Bild I.6 Scenario 2, fall 10 – gasflöde (m/s) vid 800 sekunder.

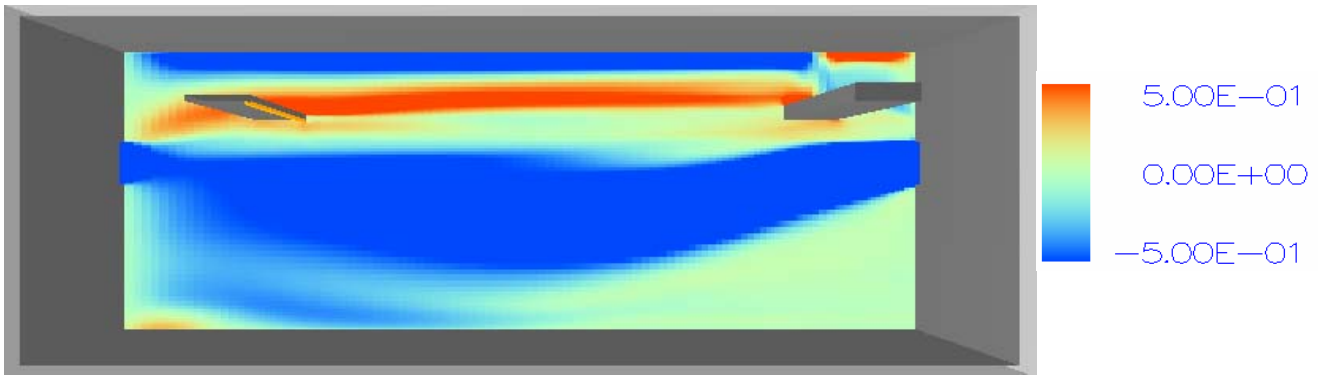


Bild I.7 Scenario 2, fall 10 – gasflöde (m/s) vid 800 sekunder.

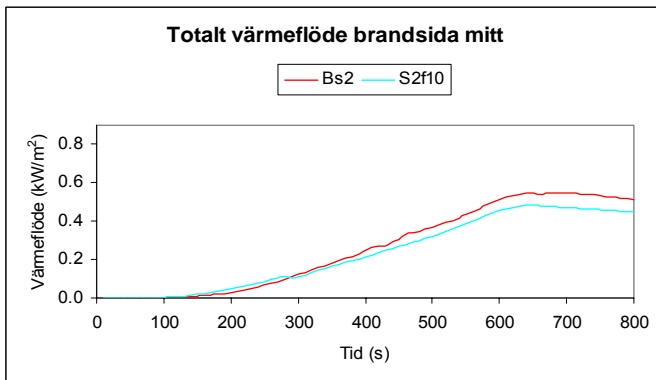


Diagram I.3 Totalt värmefflöde mitt på kabelns brandsida.

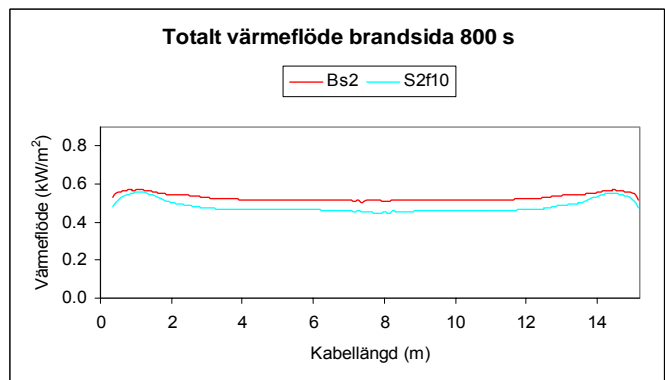


Diagram I.4 Totalt värmefflöde på kabelns brandsida vid 800 s.

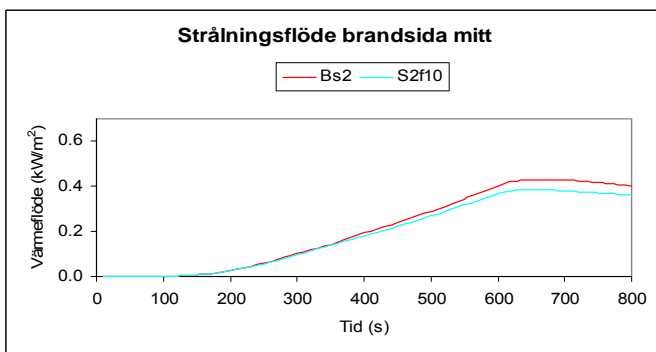


Diagram I.5 Strålningsflöde mitt på kabelns brandsida.

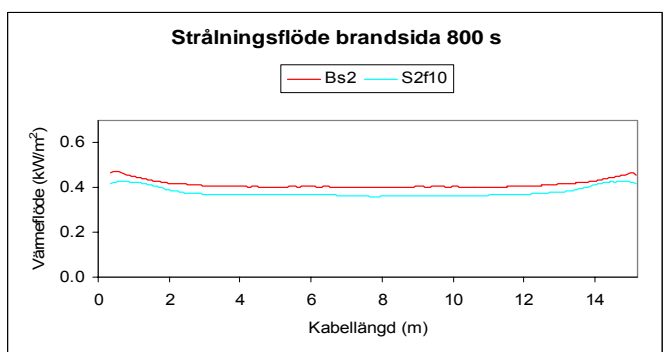


Diagram I.6 Strålningsflöde på kabelns brandsida vid 800 s.

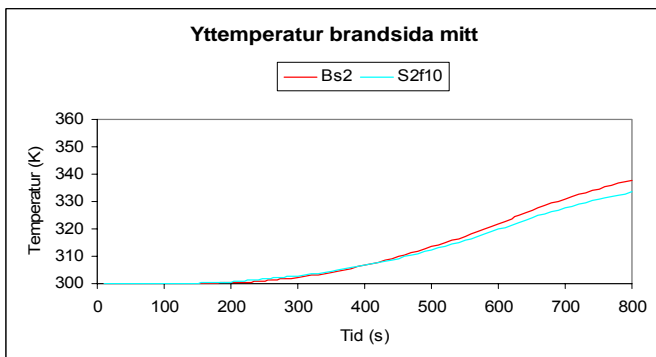


Diagram I.7 Yttemperatur mitt på kabelns brandsida.

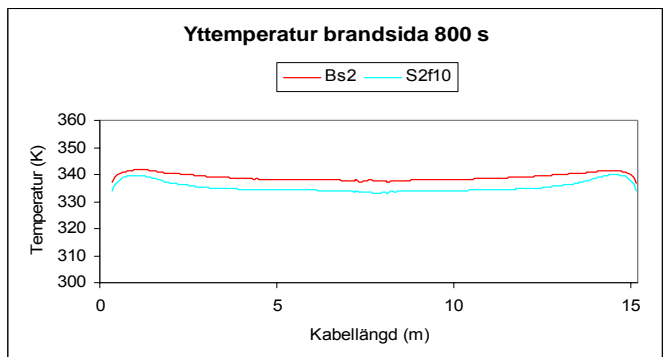


Diagram I.8 Yttemperatur på kabelns brandsida vid 800 s.

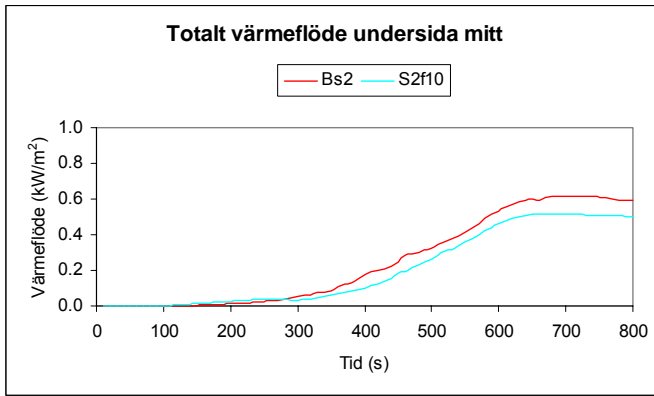


Diagram I.9 Totalt värmeflöde mitt på kabelns undersida.

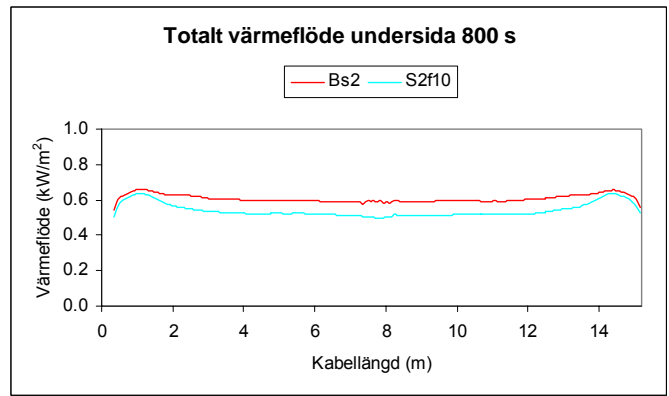


Diagram I.10 Totalt värmeflöde på kabelns undersida vid 800 s.

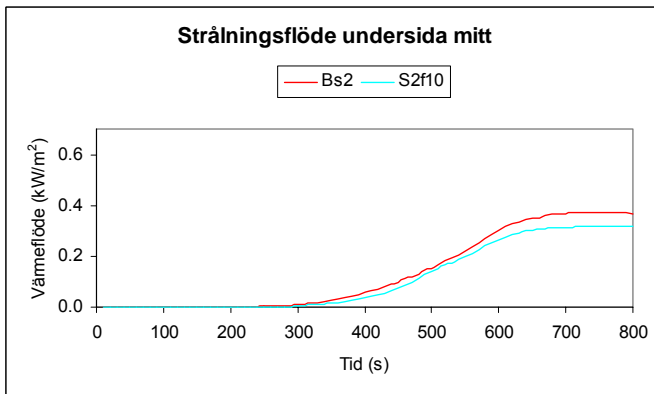


Diagram I.11 Strålningsflöde mitt på kabelns brandsida.

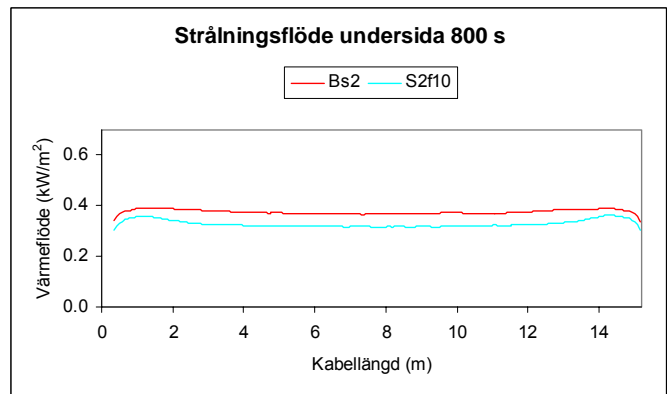


Diagram I.12 Strålningsflöde på kabelns brandsida vid 800 s.

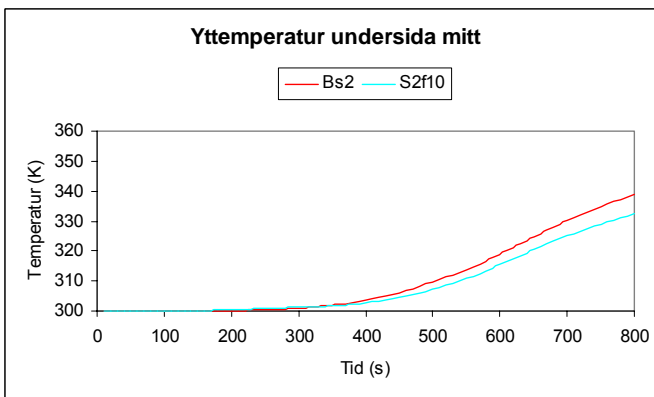


Diagram I.13 Yttemperatur mitt på kabelns undersida.

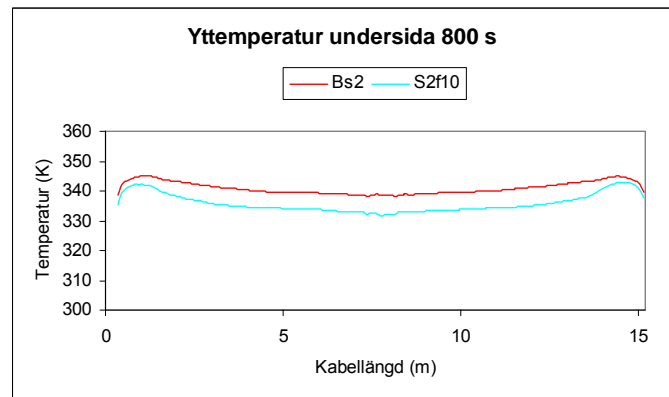


Diagram I.14 Yttemperatur på kabelns undersida vid 800 s.

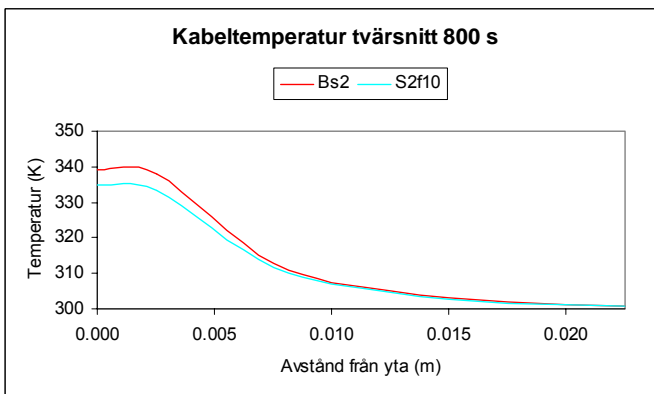


Diagram I.15 Tvärsnitt av kabelns temperatur vid mittpunkten.

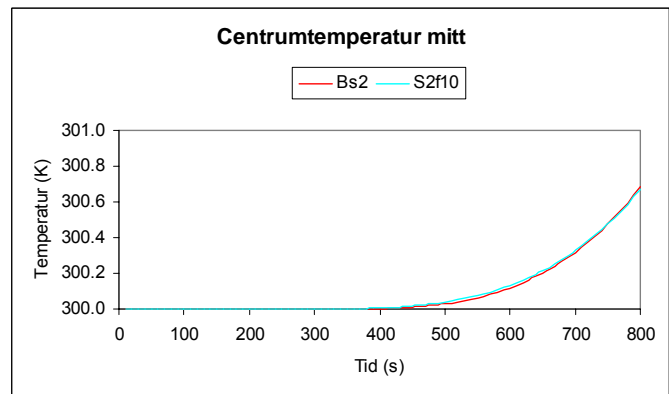


Diagram I.16 Centrumtemperatur mitt på kabel.

Bilaga J – Jämförelse scenario I

BS1	Temp. HGL (K)	Max. yttemp. kabel (K)	Max. centrumtemp. kabel (K)	Max. värmeflöde till kabel (W/m ²)	Max. tryckökning (Pa)	Max. flöde LGL (kg/s)
SMAFS	376	331	301.6	880	22	0.02
FDS	400	333	-	1197	600	-
CFX	360	360	300	210	-	-
JASMINE	400	-	-	4287	46	0.08
CFAST-BRE	359	317	-	1330	1770	0.54
CFAST-NRC/NIST	357	322	-	1257	2057	0.59

Tabell J.1 Bassscenario1

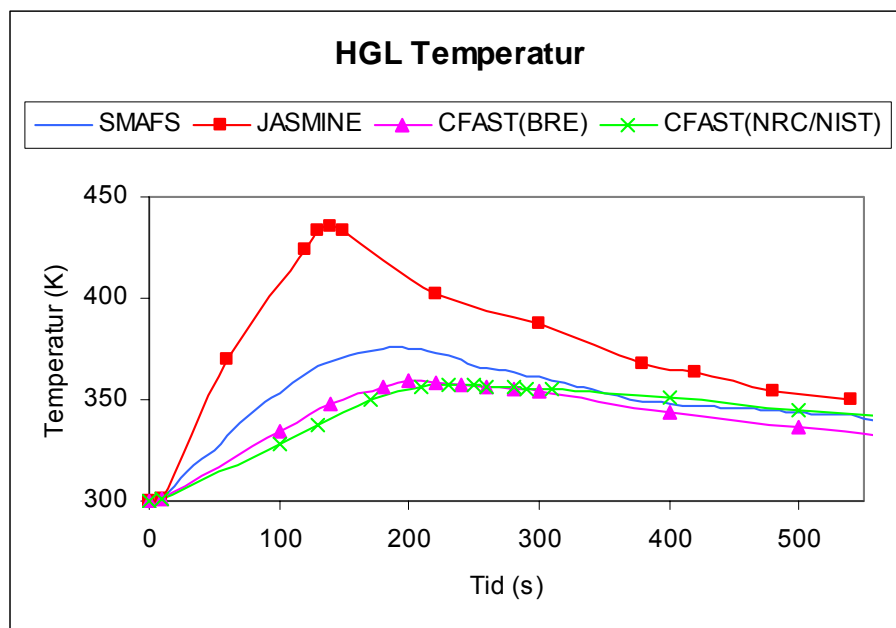


Diagram J.1 Bassscenario 1 – HGL temperatur.

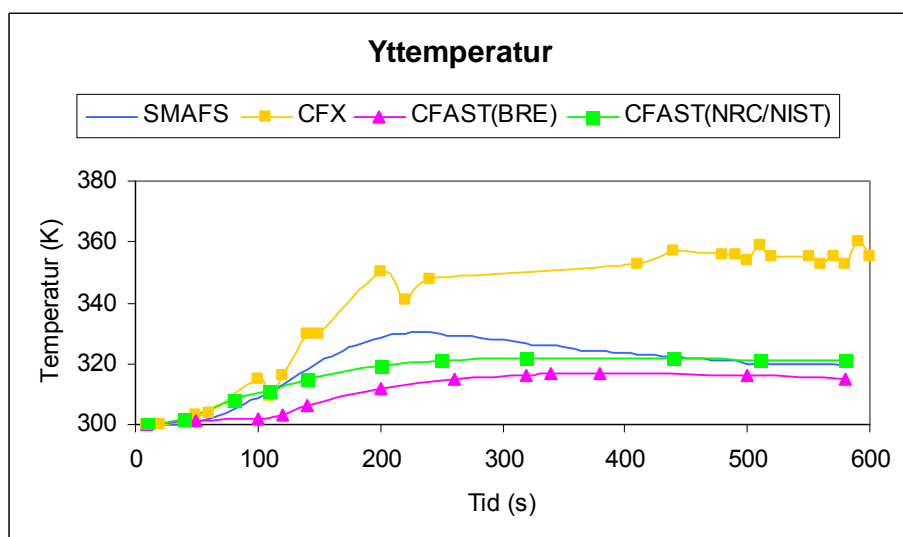


Diagram J.2 Bassscenario 1 – yttemperatur på kabel.

S1F1	Max. yttemp. kabel (K)	Max. centrumtemp. kabel (K)	Max. värmefflöde till kabel (W/m ²)
SMAFS	422	305.4	3890
FDS	-	-	-
CFX	550	300	210
JASMINE	-	-	4029
CFAST-BRE	353	-	3120
CFAST-NRC/NIST	332	-	1932

Tabell J.2 Scenario 1 fall 1.

S1F2	Max. yttemp. kabel (K)	Max. centrumtemp. kabel (K)	Max. värmefflöde till kabel (W/m ²)
SMAFS	363	303.2	1920
FDS	-	-	-
CFX	-	-	-
JASMINE	-	-	-
CFAST-BRE	340	-	2430
CFAST-NRC/NIST	329	-	1808

Tabell J.3 Scenario 1 fall 2.

S1F3	Max. yttemp. kabel (K)	Max. centrumtemp. kabel (K)	Max. värmefflöde till kabel (W/m ²)
SMAFS	341	302.1	1180
FDS	-	-	-
CFX	-	-	-
JASMINE	-	-	-
CFAST-BRE	329	-	1770
CFAST-NRC/NIST	321	-	1537

Tabell J.4 Scenario 1 fall 3.

S1F4	Temp. HGL (K)	Max. yttemp. kabel (K)	Max. centrumtemp. kabel (K)	Max. värmefflöde till kabel (W/m ²)	Max. flöde LGL (kg/s)
SMAFS	376	330	301.5	870	0.018
FDS	-	325	-	981	-
CFX	-	-	-	-	-
JASMINE	400	-	-	4560	0.9
CFAST-BRE	365	322	-	1340	0.92
CFAST-NRC/NIST	357	318	-	1298	1.36

Tabell J.5 Scenario 1 fall 4.

S1F5	Temp. HGL (K)	Max. yttemp. kabel (K)	Max. centrumtemp. kabel (K)	Max. värmefflöde till kabel (W/m ²)	Max. tryckökning (Pa)
SMAFS	370	327	301	790	19.2
FDS	-	319	-	890	-
CFX	350	360	300	210	-
JASMINE	-	-	-	-	-
CFAST-BRE	-	-	-	-	-
CFAST-NRC/NIST	348	319	-	1239	2200

Tabell J.6 Scenario 1 fall 5.

Bilaga K – Jämförelse scenario II

BS2	Temp. HGL (K)	Max. yttemp. kabel (K)	Max. centrumtemp. kabel (K)	Max. värmefflöde till kabel (W/m ²)	Max. tryckökning (Pa)
SMAFS	465 (565*)	345	301	700	14
FDS	-	-	-	-	-
CFX	680	-	301	840	-
JASMINE	500	-	-	2420	305
CFAST-BRE	524	357	-	3170	715
CFAST-NRC/NIST	441	323	-	1594	805

Tabell K.1 Bassscenario 2 – temperaturer, flöde och tryck, vid 800s.

* Högsta temperatur vid taknivå.

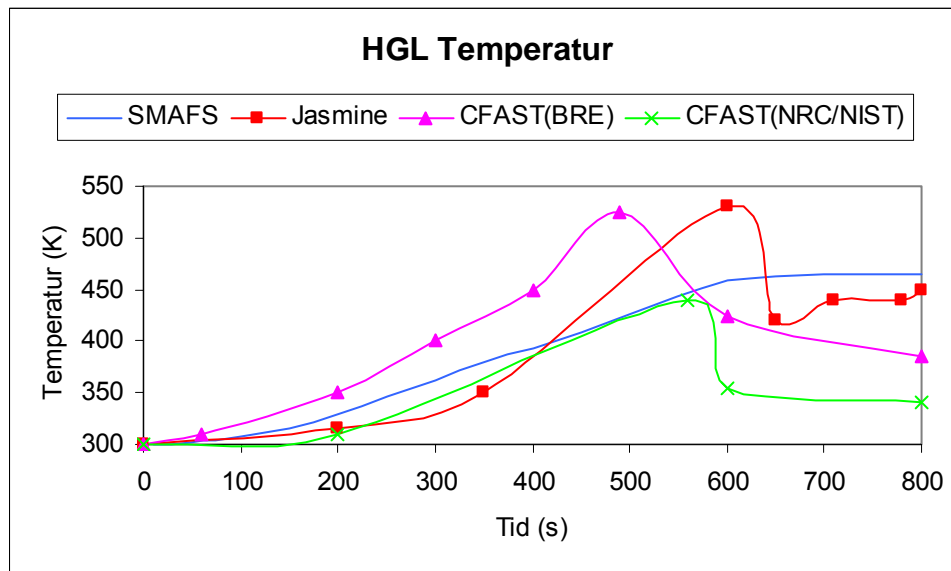


Diagram K.1 Bassscenario 2 – HGL temperatur.

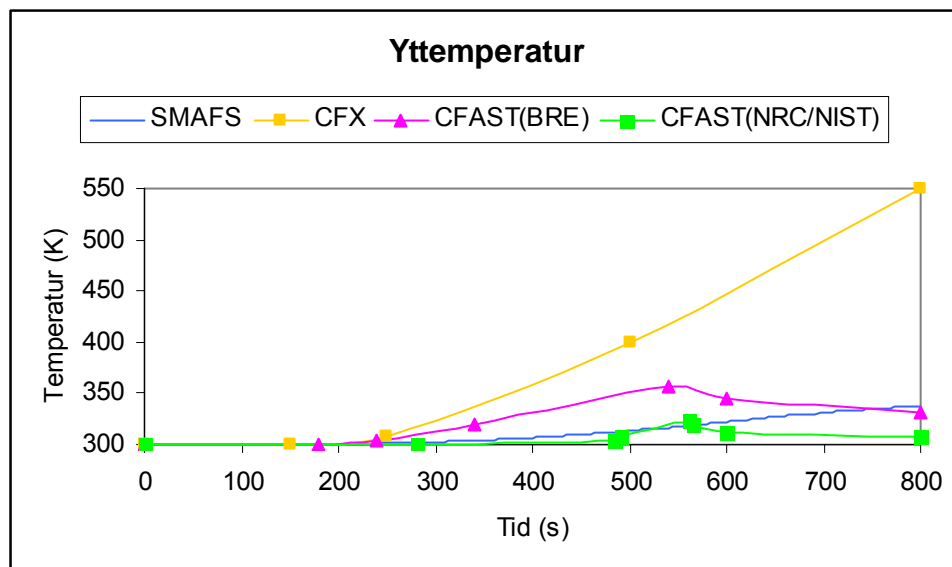


Diagram K.2 Bassscenario 2 – yttemperatur på kabel.

S2F1	Max. yttemp. kabel (K)	Max. centrumtemp. kabel (K)	Max. värmefflöde till kabel (W/m ²)
SMAFS	335	301	520
FDS	-	-	-
CFX	-	-	-
JASMINE	-	-	2620
CFAST-BRE	357	-	2740
CFAST-NRC/NIST	-	-	-

Tabell K.2 Scenario 2 fall 1 – temperaturer och flöde tagna vid 800 s.

S2F2	Max. yttemp. kabel (K)	Max. centrumtemp. kabel (K)	Max. värmefflöde till kabel (W/m ²)
SMAFS	334	301	590
FDS	-	-	-
CFX	-	-	-
JASMINE	-	-	2530
CFAST-BRE	349	-	2500
CFAST-NRC/NIST	-	-	-

Tabell K.3 Scenario 2 fall 2 – temperaturer och flöde tagna vid 800 s.

S2F10	Temp. HGL (K)	Max. yttemp. kabel (K)	Max. centrumtemp. kabel (K)	Max. värmefflöde till kabel (W/m ²)
SMAFS	464 (563*)	340	301	650
FDS	-	-	-	-
CFX	525	-	335	500
JASMINE	550	-	-	3310
CFAST-BRE	-	-	-	-
CFAST-NRC/NIST	448	373	-	2234

Tabell K.4 Scenario 2 fall 10 – temperaturer och flöde tagna vid 800 s.

* Högsta temperatur vid taknivå.

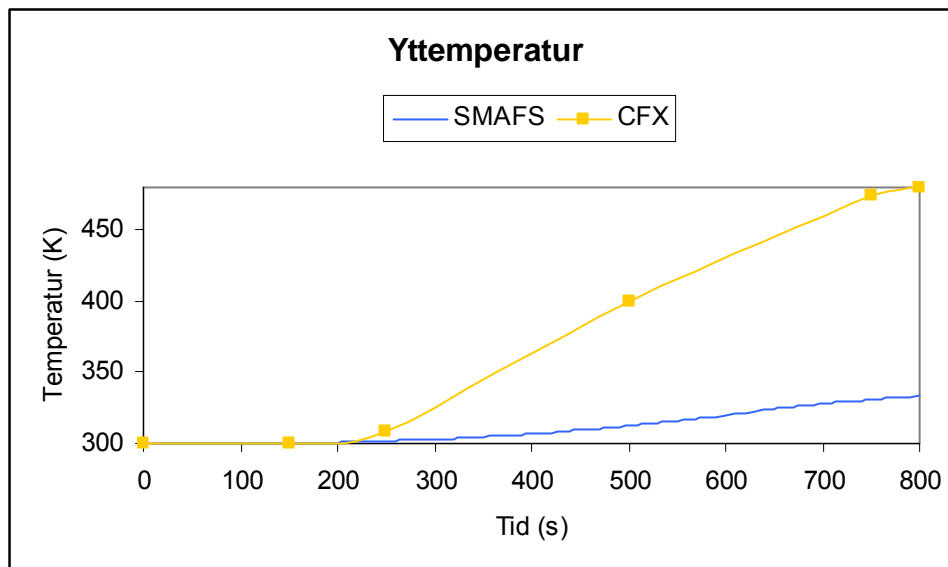


Diagram K.3 Scenario 2 fall 10 – yttemperatur på kabel.

S2F11	Max. yttemp. kabel (K)	Max. centrumtemp. kabel (K)	Max. värmefflöde till kabel (W/m ²)
SMAFS	402	303	1365
FDS	-	-	-
CFX	-	-	-
JASMINE	-	-	3250
CFAST-BRE	387	-	4080
CFAST-NRC/NIST	343	-	2155

Tabell K.5 Scenario 2 fall 11 – temperaturer och flöde tagna vid 800 s.

S2F12	Max. yttemp. kabel (K)	Max. centrumtemp. kabel (K)	Max. värmefflöde till kabel (W/m ²)
SMAFS	309	300	120
FDS	-	-	-
CFX	-	-	-
JASMINE	-	-	1570
CFAST-BRE	345	-	2570
CFAST-NRC/NIST	326	-	1626

Tabell K.6 Scenario 2 fall 12 – temperaturer och flöde tagna vid 800 s.

Bilaga L – Känslighetsanalys och verifiering

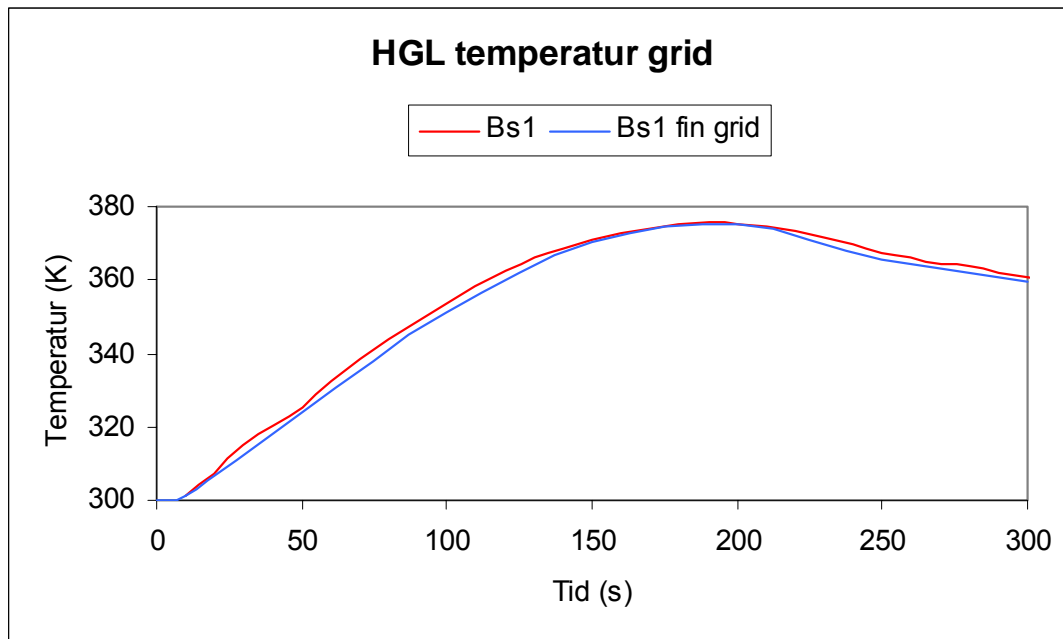


Diagram L.1 Basscenario 1 – HGL temperatur.

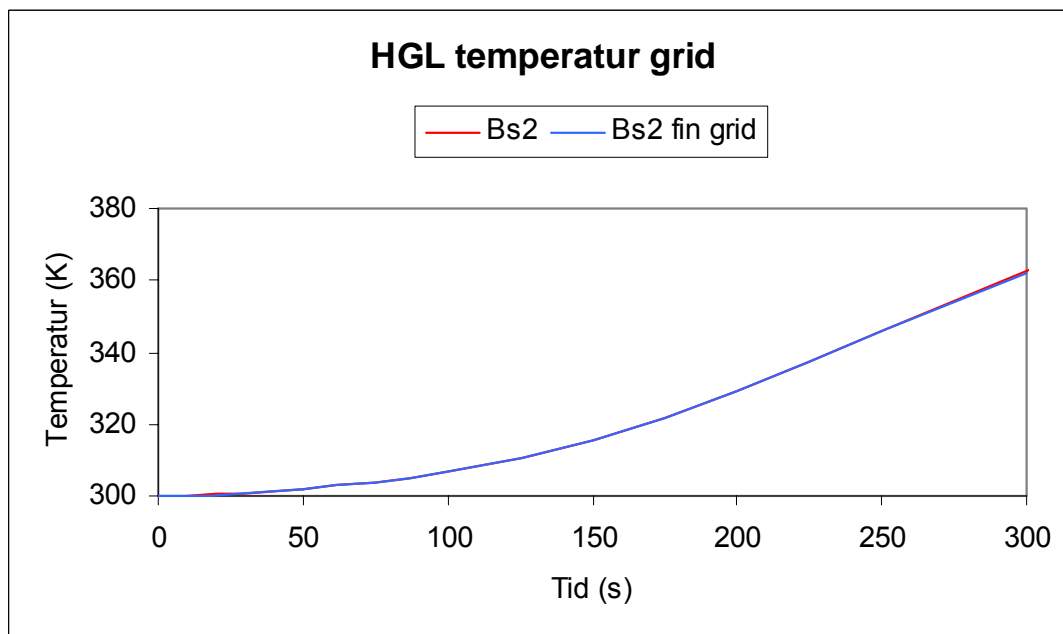


Diagram L.2 Basscenario 2 – HGL temperatur.

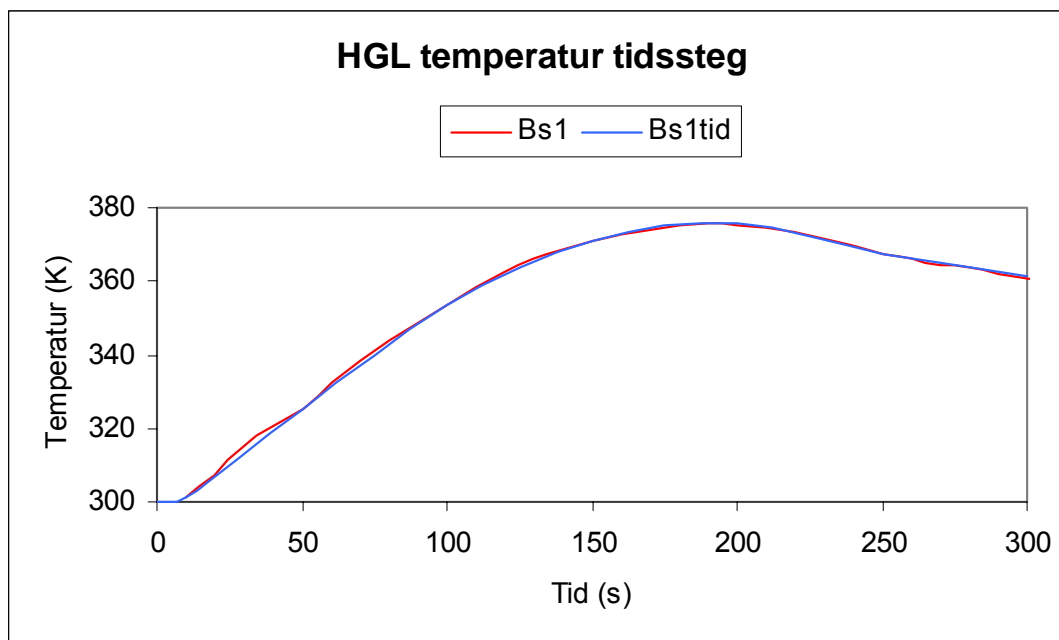


Diagram L.3 Basscenario 1 – HGL temperatur.

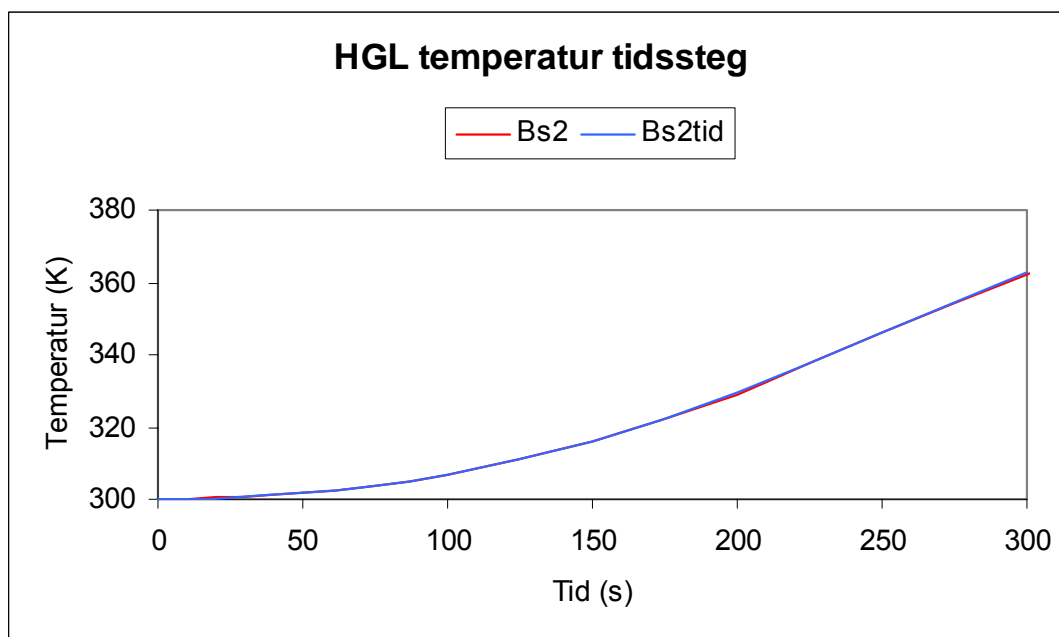


Diagram L.4 Basscenario 2 – HGL temperatur.

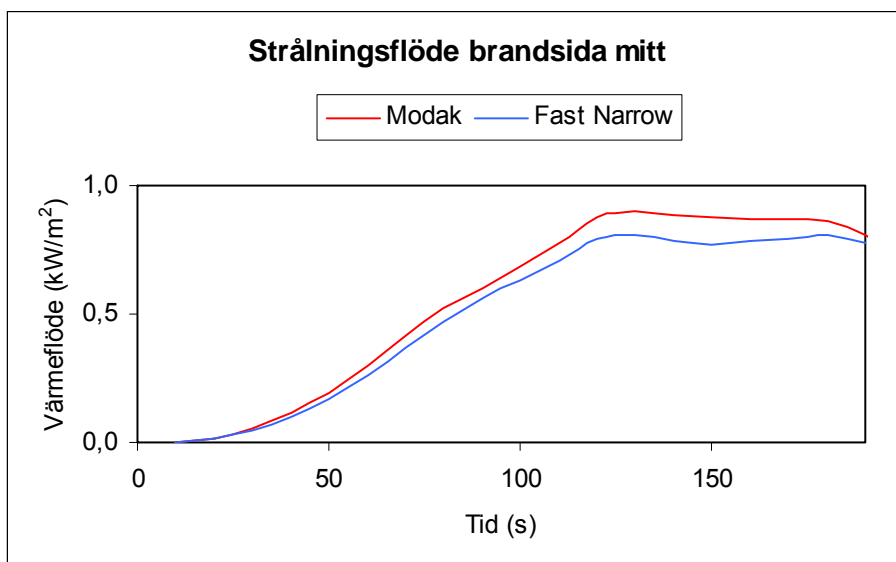


Diagram L.5 Bassscenario 1 – strålningsflöde mitt på kabelns brandsida.

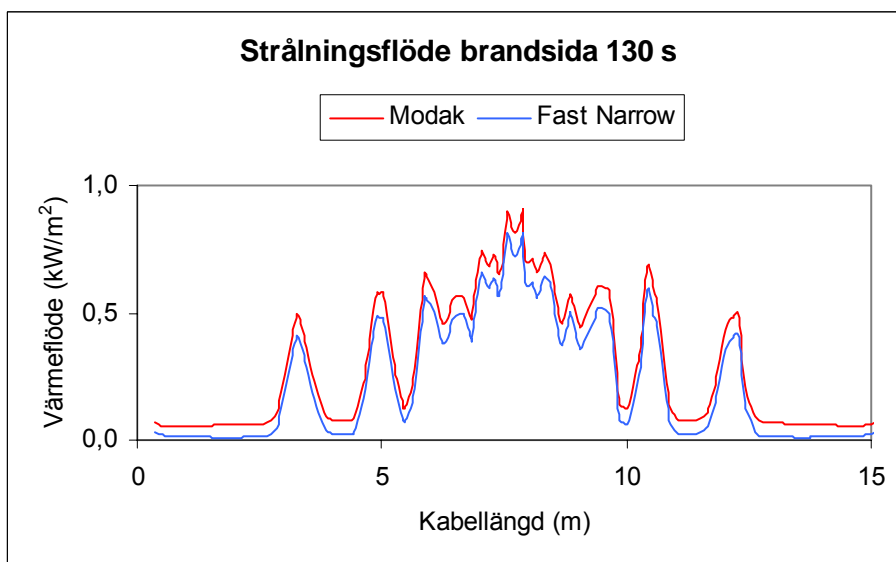


Diagram L.6 Bassscenario 1 – strålningsflöde på kabelns brandsida vid 130 s.

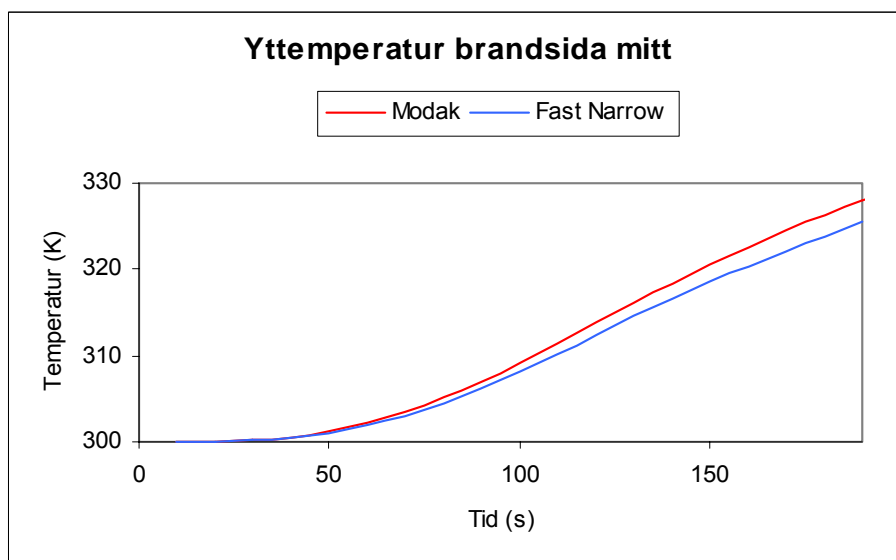


Diagram L.7 Bassscenario 1 – yttemperatur mitt på kabelns brandsida.

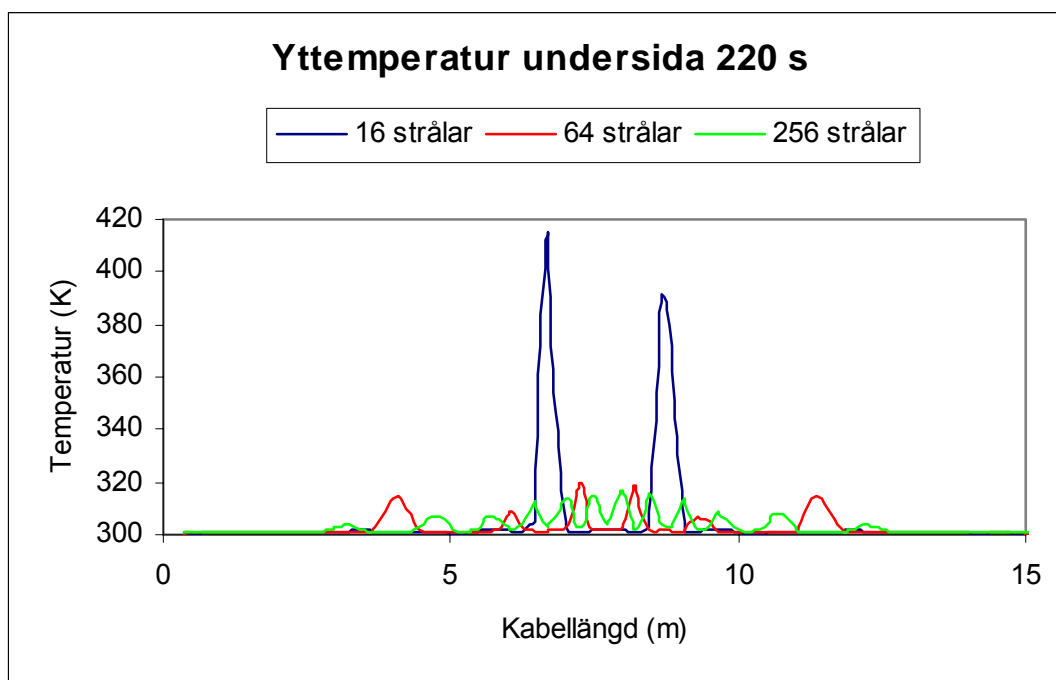


Diagram L.8 Bassscenario 1 – yttemperatur vid 220 s.

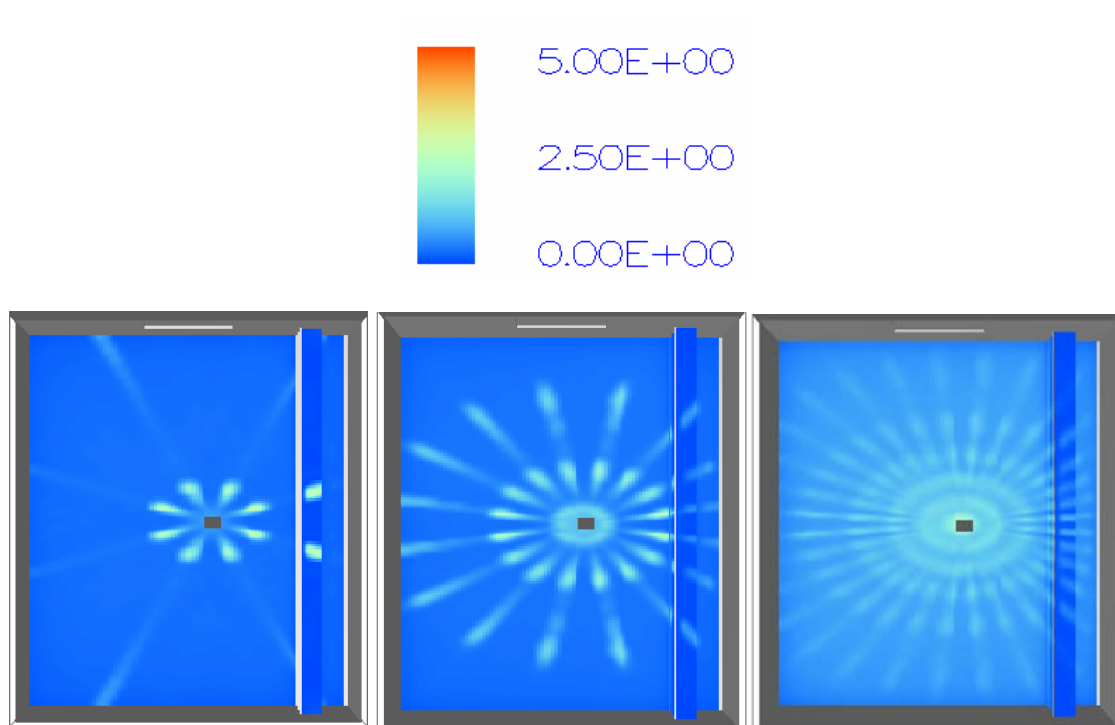


Bild L.1 Bassscenario 1 – strålning (kW/m^2) mot tak med 16, 64 och 256 strålar.