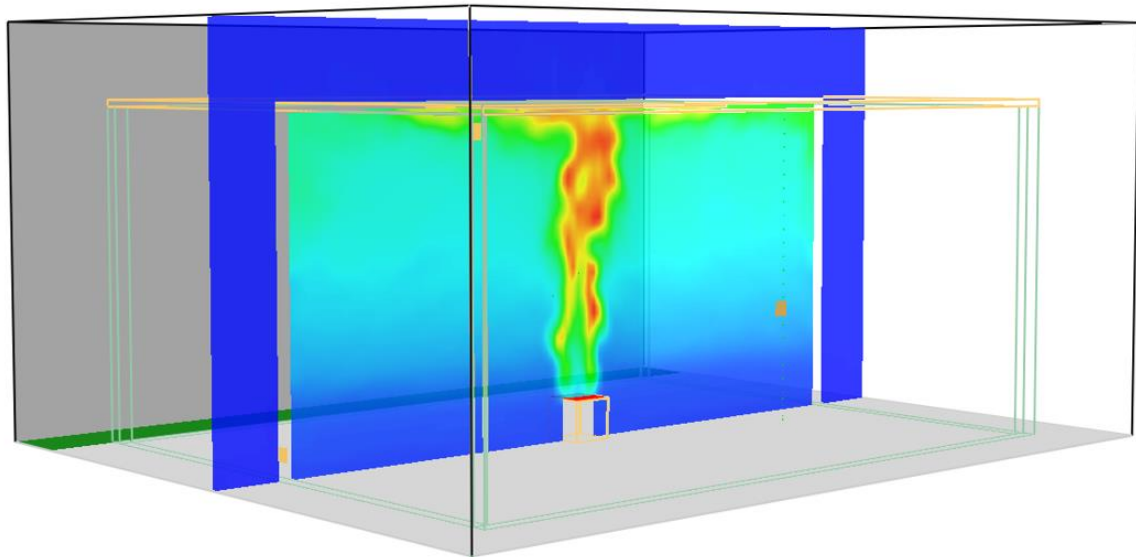


BRANDSKYDD MED LÅGT PLACERADE TILLUFTSDON

Validering av beräkningsmodeller



SBUF-projekt:

14271

Rapportnummer:

2024:2

Deltagande företag:

Bengt Dahlgren, Brandskyddslaget & NCC

Författare: Axel Mossberg, Johan Nilsen, Hans Nyman, Cedrik Persson
& Bengt Gåfväls

Datum: 2024

Finansiär:

 **SVENSKA
BYGGBRANSCHENS
UTVECKLINGSFOND**

Stödjer forskning & utveckling som leder till praktisk handling

SAMMANFATTNING

Idag förekommer flera olika metoder för att begränsa spridningen av brandgaser via ventilationssystem mellan brandceller i byggnader. Några vanliga sådana metoder är olika former av brand- och/eller brandgasspjäll eller att låta fläktarna vara i drift under branden, normalt i kombination med backströmningsskydd på tilluftskanalen. En variant på den senare metoden som diskuterats i handböcker och forskning är att placera tilluftsdonen lågt i rummet istället för att installera ett backsströmningsskydd på tilluftskanalerna.

Grunden till lösningen med lågt sittande tilluftsdon är att branden skapar en tvåzonsskiktning under tryckuppsygnadsfasen, det vill säga den del av brandförloppet då det är störst risk för brandgasspridning via ventilationssystemet. Denna skiktning kommer leda till att den eventuella spridning som sker via ett lågt sittande don till största del kommer vara luft fri från, eller med begränsad mängd, brandgaser. Vid tidpunkten då brandgaser når ner till de lågt sittande donen så har branden börjat syredämpas vilket leder till att den termiskt drivna tryckuppsygnaden i brandrummet, då brandgasspridning genom backströmning i tilluften kan ske, är över eller i sin slutfas. Utformningen bygger på att tilluftsfläkten är i drift och att ett positivt mottryck finns i kanalsystemet. Teorin har prövats i både mellanskala (skala 1:2) samt i fullskala i tidigare projekt. De utförda försöken indikerar att teorin till stor del stämmer och att spridningen av brandgaser med lågt sittande don i de flesta fall är begränsad.

De tidigare utförda försöken utfördes i vad som skulle kunna motsvara ett rum eller en liten lägenhet, men det finns fall som inte täcks in, både kopplat till storlek, komplexitet och brandscenario. För att kunna tillämpa lösningen i praktiken krävdes därför vidare utredningar kopplat till huruvida situationen kan representeras på ett realistiskt sätt i brandtekniska beräkningsmodeller. Aktuellt projekt har undersökt om programvaran Fire Dynamics Simulator, FDS, inkluderat HVAC-modellen, enskilt samt i kombination med beräkningsverktyget PFS kan användas för att återskapa resultaten från fullskaleförsöken och därmed vara användbara modeller för att verifiera lösningar med lågt sittande tilluftsdon.

Genomförda beräkningar visar att båda metoderna på ett bra sätt fångar brandens olika över- och undertrycksfaser. De ger generellt konservativa resultat avseende tryck och flöde i kanalsystemen samt volym brandgaser som trycks ut i tilluften. Beräkningarna i FDS visar på utmaningar med att beräkna toxiciteten i de spridda brandgaserna då brandförloppet fram tills spridning via tilluften upphör innehåller både välventilerade och underventilerade förhållanden.

Mängden brandgaser som trycks ut i tilluften understiger i undersökta fall dock 1% av brandcellens volym, vilket indikerar att metoden kan vara tillämpbar för att påvisa kravet på en maximal spridningsvolym mellan brandceller. Genom att enbart beräkna spridd volym kan osäkerheterna i beräkningen av toxiska gaser i FDS undvikas vid verifiering av en systemutformning med lågt sittande tilluftsdon.

Aktuellt projekt har undersökt ett antal olika inställningar i FDS och PFS och hur de påverkar resultaten. En vägledning för projektörer baserat på dessa simuleringar har tagits fram och presenteras i rapporten.

FÖRORD

Den här rapporten utgör slutrapport i forskningsprojektet *Brandskydd med lågt placerade tilluftsdon – Validering av beräkningsmodeller*. Projektet är finansierat av Svenska Byggbranschens Utvecklingsfond (SBUF) med projektnummer 14271. Projektet har även finansierats av egna insatser från Bengt Dahlgren, Brandskyddslaget och NCC.

Med projektet är författarnas förhoppning att underlätta projekteringsförfarandet när lågt sittande tilluftsdon är tänkta att ingå i brandskyddsstrategin. Tillämpligheten i tillgängliga brandtekniska beräkningsmodeller för att studera fenomenet har hittills inte varit validerat. Denna rapport ger vägledning för projektörer och granskande myndigheter kring hur aktuella beräkningsmodeller kan användas för att undersöka skyddsmetoden med lågt sittande tilluftsdon på ett giltigt sätt.

Utöver arbetsgruppen var även projektets referensgrupp en viktig del av projektets framgång. I referensgruppen ingick:

- Johan Rönnbäck, Briab
- Jonathan Wahlqvist, Lunds Tekniska Högskola
- Lisa Flawn Orpana, Skanska
- Per Nordlund, Serneke
- Robert McNamee, RISE
- Tommy Jansson, Consto AB

Författarna vill rikta ett stort tack till alla medverkande för gott samarbete under projektets gång.

INNEHÅLLSFÖRTECKNING

Sammanfattning	3
Förord.....	5
1. Inledning	8
1.1 Syfte och mål	10
2. Valda beräkningsmodeller	11
2.1 Fire Dynamics Simulator (FDS)	11
2.2 PFS	12
3. Beskrivning av tidigare försök	13
4. Beskrivning av beräkningsmodeller	16
4.1 Gemensamma modellantaganden.....	16
4.1.1 Studerad brand	16
4.1.2 Fläktar	17
4.1.3 Läckage	19
4.2 Modell i FDS	19
4.2.1 Beräkningsmodell	19
4.2.2 Förenklad modell	24
4.3 Modell i PFS.....	25
4.3.1 Beräkningsmodell	25
4.3.2 Läckage	26
4.3.3 Branden	26
4.3.4 Scenarier.....	26
5. Resultat	28
5.1 Resultat från FDS	28
5.1.1 Effektutveckling över tid.....	28
5.1.2 Temperatur i rummet	28
5.1.3 Tryck	29
5.1.4 Volymflöde i tilluftskanal	30
5.1.5 Spridning av toxiska gaser i tilluftskanal.....	31
5.1.6 Gridanalys.....	34
5.1.7 Förenklad modell	36
5.2 Resultat från PFS.....	37
5.2.1 Läckage	37
5.2.2 Frånluftsfläkten	41

5.3 Resultat från sammansättning av modeller	42
6. Diskussion	47
6.1 Diskussion resultat FDS	47
6.2 Diskussion resultat PFS.....	48
6.3 Diskussion resultat från sammansättning av modeller	48
7. Slutsats	50
8. Vägledning för projektörer	52
8.1 FDS-simuleringar	52
8.2 PFS-simuleringar	52
Referenser	54

1. INLEDNING

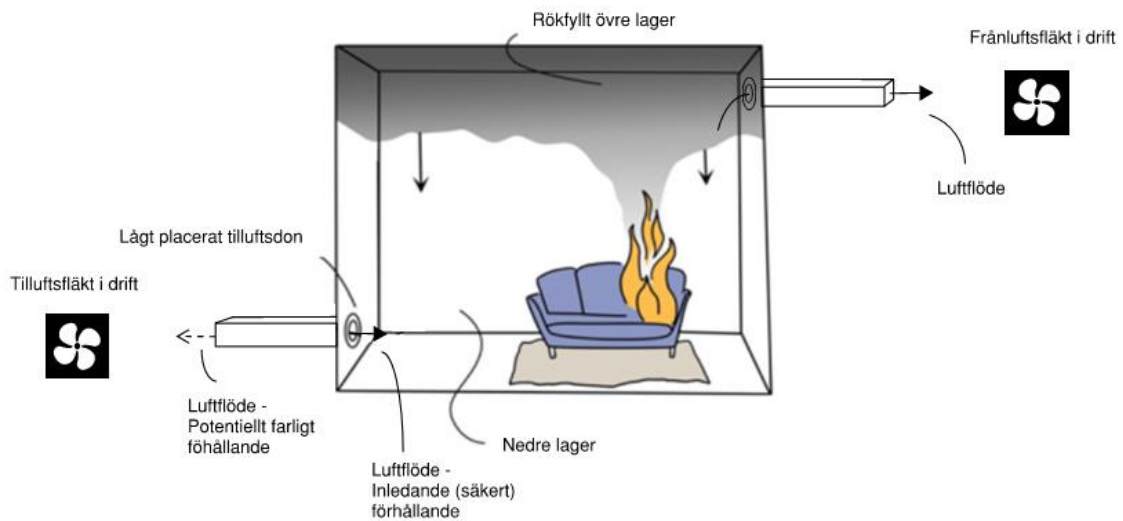
Skydd mot brandgasspridning via ventilationssystemet är en fråga som diskuteras, och undersöks, relativt flitigt i Sverige. Här dimensioneras ofta ventilationssystem med så kallad fläkt-i-drift, vilket innebär att ventilationssystemet tillåts fortgå och verifierande beräkningar utförs för att undvika brandgasspridning i systemet. Den vanligaste metoden för denna typ av dimensionering är att sätta backströmningsspjäll på tilluften för att hindra att brandgaser trycks tillbaka upp i tilluftssystemet och sedan hålla tillräckliga flöden/tryck för att hindra brandgasspridning på frånluftssidan. Den uppenbara fördelen med den här typen av dimensionering är att mängden spjäll för att skydda mot brandgasspridning i princip halveras, i och med att spjällen på frånluftssidan plockas bort. Detta ger både ekonomisk vinning och minskar klimatbelastningen i byggnaderna som tillämpar lösningen.

En ytterligare utveckling av lösningen som åter diskuterats mer och mer på senare år är att även undvika backströmningsspjället på tilluften genom att placera tilluftsdonet lågt. I teorin skulle detta kunna innebära ytterligare besparingar av både resurser och underhåll, samtidigt som det ger ett passivt skydd i byggnaden, då funktionen inte är beroende av ett fungerande backströmningsspjäll.

Lågt placerade tilluftsdon har använts historiskt men då primärt med tanke om så kallade "röklås" där brandgasernas stigkraft skulle förhindra brandgasspridning. I och med uppmärksammandet av det brandtryck som uppstår under brandens tillväxtfas fasades denna lösning ut. I Boverkets skrift Skydd mot brandgasspridning via ventilationssystem med fläkt i drift från 1994 föreslogs backströmningsspjäll som lösning för tilluften vilket sedan dess varit den vanligaste lösningen vid kombination med fläkt-i-drift [1].

Nu gällande Boverkets allmänna råd om analytisk dimensionering (BBRAD) ställer krav på att system med fläkt i drift ska verifieras med beräkning och det har saknats validerade beräkningsmodeller för att påvisa spridning via tilluften vilket utgjort ett hinder för lösningen med lågt placerade tilluftsdon.

Grunden till lösningen med lågt sittande tilluftsdon är att branden skapar en tvåzonsskiktning under tryckuppsygnadsfasen, det vill säga den del av brandförloppet då det är störst risk för brandgasspridning via ventilationssystemet. Denna skiktning kommer leda till att den eventuella spridning som sker via ett lågt sittande don till största del kommer vara luft fri från, eller med begränsad mängd, brandgaser. Vid tidpunkten då brandgaser når ner till de lågt sittande donen så har branden börjat syredämpas vilket leder till att den termiskt drivna tryckuppsygnaden i brandrummet, då brandgasspridning genom backströmning i tilluften kan ske, är över eller i sin slutfas. Detta illustreras i Figur 1 och teorin har prövats i båda mellanskala (skala 1:2) [2], i containerförsök [3] samt i fullskala i ett tidigare projekt som finansierades av SBUF [4]. De utförda försöken indikerar att teorin till stor del stämmer och att spridningen av brandgaser med lågt sittande don i många fall är begränsad.



Figur 1. Schematisk bild över skyddsmetoden med fläktar-i-drift i kombination med lågt sittande tilluftsdon.

De utförda försöken har dock begränsningar och även om fullskaleförsöken utfördes i vad som skulle kunna motsvara ett rum eller en liten lägenhet så finns det fall som inte täcks in både kopplat till storlek, komplexitet och brandscenario. För att kunna tillämpa lösningen i praktiken krävs därför vidare utredningar kopplat till huruvida situationen kan representeras på ett realistiskt sätt i brandtekniska beräkningsmodeller.

Inom området för verifiering av fläkt-i-drift är den mest använda modellen PFS, ett tryck- och flödesberäkningsprogram utvecklat vid Lunds tekniska högskola. Med PFS kan påverkan av brandens tryckupbyggnad på ventilationssystemet och hur stor volym luft som sprids via tilluften vid ett visst övertryck i brandrummet beräknas, men PFS-modellen kan inte avgöra huruvida det är brandgaser från det övre brandgaslagret eller luft från det undre brandgaslagret som sprids. PFS kan inte heller avgöra tryckupbyggnaden i brandrummet över tid eftersom detta beror på temperaturutvecklingen i brandrummet.

Ett sätt att hantera de luckor som finns i PFS är att använda Fire Dynamics Simulator, FDS, som är en flödesmodell för branddrivna termodynamiska flöden [5] och den mest använda modellen inom brandområdet idag. Denna modell har även en tillämpning för brandgasspridning i ventilationssystem. Med hjälp av denna tillämpning har FDS relativt framgångsrikt kunnat representera verkliga försök i liknande situationer, fast med både till- och frånluft placerade högt [6]. Validering för en situation likt den med lågt sittande tilluftsdon saknas dock. Det finns dock vissa kända utmaningar med FDS inom den tillämpning som ska studeras men skulle det inte till fullo fungera att återspegla situationen från de utförda försöken i FDS, så finns även möjlighet att komplettera de beräkningarna med ytterligare beräkningar i PFS.

Det finns alltså behov av att utreda om modellerna enskilt, eller tillsammans, skulle kunna återge de relevanta delarna av brandförloppet beräkningstekniskt.

1.1 Syfte och mål

Syftet med projektet är att studera huruvida de tidigare försöksresultaten [2] kan reproduceras i tillgängliga beräkningsmodeller, med fokus på FDS och PFS. Målet är att utreda under vilka förutsättningar som modellen/modellerna kan användas för att studera lösningar med lågt sittande ventilationsdon i praktiken. Vidare syftar projektet till att ta fram riktlinjer och stöd för hur denna typ av situation ska beräknas, för att ge stöd till praktiserande konsulter och andra utövare som är intresserade av fenomenet.

2. VALDA BERÄKNINGSMODELLER

2.1 Fire Dynamics Simulator (FDS)

Computational Fluid Dynamics (CFD) används inom flertalet yrkesområden med syfte att studera och analysera fluida flöden genom datorsimuleringar. Inom området brandteknisk ingenjörsvetenskap är den mest frekvent använda CFD-modellen världen över Fire Dynamics Simulator (FDS) som är utvecklad av National Institute of Standards and Technology (NIST).

FDS är en CFD-modell som använder numeriska metoder för att lösa Navier-Stokes ekvationer för flödesdynamik. Modellen är särskilt anpassad för låghastighetsflöden ($Mach$ -tal $< 0,3$) som drivs av temperaturvariationer och den är huvudsakligen utvecklad för att modellera hur brandgaser och värme sprids vid bränder [5]. FDS kan generera en omfattande mängd utdata som kan användas för att analysera olika aspekter av branddynamik och brandgasspridning. Utdata presenteras i numeriskt format men kan till viss del även presenteras visuellt genom programmet Smokeview [7].

Beräkningsmodellen i FDS delas upp i ett stort antal celler/kontrollvolymerna för vilka FDS löser Navier-Stokes ekvationer för massa, rörelsemängd och energi för varje cell. Beräkningsdomänen som helhet byggs upp av en eller flera gridnät/mesher innehållande nämnda celler.

FDS använder som standard Large Eddy Simulation (LES) för att beräkna turbulens, men möjlighet finns även att använda Direct Numerical Simulation (DNS) givet att tillräckligt fina celler används. Det vanligast förekommande för konsulterande brandingenjörer är att använda sig av LES.

Då kontinuitetsekvationerna i varje cell löses numeriskt, vilket innebär en viss osäkerhet, är cellernas storlek av stor vikt. Den valda cellstorleken är direkt avgörande för tillförlitligheten av resultaten och är av största vikt i brandens närhet samt i områden med höga flödeshastigheter. En för grov cellstorlek har sin fördel i att simuleringstiden förkortas men det medför samtidigt större uppskattningar och ett potentiellt osäkert resultat.

För att beräkna rimlig cellstorlek kring branden har historiskt sett det dimensionslösa uttrycket $D^*/\delta x$ använts, vilket är ett mått på hur väl upplöst flödesfältet är i brandmeshen. Tidigare studier har visat att detta värde bör ligga kring 10-20 runt branden och om brandrummet har hög rumshöjd ($D^*/H < 0,5$) bör D^*/dx vara minst 15 [8]. $D^*/\delta x$ beror främst av brandens effektutveckling samt den största sidan på kontrollvolymerna kring branden. Nämnda rekommenderade gränsvärden är dock framtagna för FDS 5 [4]. FDS 6 har en annorlunda turbulensmodell än FDS 5, vilken har visat sig ge bra resultat både vid små och lite större gridstorlekar [9].

Någon generalisering gällande vilken cellstorlek som är lämplig att använda vid FDS-simuleringar går ej att göra utan det behöver beaktas i varje enskilt fall och då med hänsyn till syftet med de simuleringar som ska göras. Gridanalys bör genomföras för att visa att valda cellstorlekar är tillfyllest för det aktuella fallet.

FDS har genomgått omfattande verifiering och validering och så görs även för varje uppdatering som sker [10] [11]. Majoriteten av valideringsfallen är för välventilerade bränder, valideringsfall för underventilerade bränder förekommer men det är ett område som inte är lika väl validerat. Vidare förekommer valideringsfall där HVAC-modellen i FDS används men valideringsstudier av underventilerade bränder i kombination med att HVAC-modellen används är få.

FDS släpptes som publik version år 2000 och har sedan dess förbättrats och uppdaterats kontinuerligt. I skrivande stund utgör FDS version 6.9.1 den senaste versionen. För mer information om beräkningsmodellen se [5].

2.2 PFS

PFS är ett beräkningsprogram för installationstekniska flödessystem utvecklat vid Avdelningen för Installations- och klimatiseringslära på Lunds tekniska högskola. Även om programmet kan hantera flertalet medier och kanal-/rörssystem används det primärt för att verifiera så kallad fläkt-i-drift som skyddsmetod mot brandgasspridning via ventilationssystem. Programmet är välanvänt i Sverige för denna tillämpning.

Fläkt-i-drift innebär att fläkten i ett ventilationssystem fortsätter att gå vid brand i byggnaden och ventilationssystemet dimensioneras för att klara de ökade flöden och temperaturer som kan uppstå i ventilationssystemet vid en brand i byggnaden. Internationellt är skyddsmetoden med fläkt-i-drift ovanlig vilket medför att denna typ av beräkningar inte sker i större omfattning i andra länder. Därför finns heller inte några andra välkända programvaror för denna typ av analys.

Vid beräkning av brandpåverkan på ventilationssystem utför PFS beräkningar i två steg. I det första steget beräknas tryckfallet i ventilationssystemet i normal drift. Beräkningarna i detta steg är av samma typ som i programvara så som MagiCAD, AutoCAD MED, Revid MEP och liknande. PFS kan dock även beräkna tryckfallet över byggnadens klimatskal och invändiga konstruktioner, vilket de övriga programvarorna inte kan. Detta tillägg krävs för att möjliggöra beräkningar av brandpåverkan på ventilationssystem.

I steg två i en PFS-beräkning beräknas hur systemet påverkas av en brand. Branden definieras som en högre temperatur i brandrummet, i kombination med antingen ett angivet brandflöde eller ett angivet övertryck i brandrummet. Brandflödet skapas av den volymökning som luften i brandrummet genomgår när den värms upp av branden. Temperaturen i brandrummet och brandflöde eller övertryck utgör indata till beräkningen i PFS och behöver beräknas på annat sätt innan en analys i PFS är möjlig.

Den första versionen av PFS togs fram 1993 [12] och en omfattande revidering kom ut 2008 [13]. Mindre revideringar har därefter utkommit löpande. Tryckfallsberäkningarna i PFS utgörs av välkända fysikaliska samband men valideringen av programvaran avseende tryck och flöde vid brandpåverkan är än så länge relativt begränsad.

3. BESKRIVNING AV TIDIGARE FÖRSÖK

Lågt placerade tilluftsdon har som teknisk lösning diskuterats i många år. I vissa handböcker har metoden redovisats som en möjlig lösning [14] där höjden ovan golv (till överkant don) anges till 50 mm eller så nära 50 mm som donets dimension medger. Själva idén bakom lösningen är att luftmängder tillåts spridas i tilluftssystemet men att det som sprids är relativt rent och påverkar inte omgivningen i andra brandceller på ett avgörande sätt, som också teoretiskt kan stödjas på principerna bakom så kallade två-zons modeller.

De första försöken där brandens expansion studerades var fullskaleförsök utförda vid FOA [15]. Vid dessa försök konstaterades att temperaturen på luftmängderna som trycktes ut vid en brand i ett relativt slutet utrymme var olika beroende på vilken höjd öppningarna var placerade. Ju närmare golv desto lägre temperatur hade de utströmmande luftmängderna.

2014 utfördes försök i modellskala på RISE i Borås [2]. Försöken utfördes i skala 1:2 med dimensionerna 2 x 2,5 x 1,2 svarande mot ett rum med dimensionerna 4 x 5 x 2,4 meter. Till rummet fanns till- och frånluftskanaler anslutna. Frånluftskanalen var högt placerad och tilluftskanalen justerbar i höjddled från golvnivå och upp till halva rumshöjden. Vid mätningarna registrerades temperatur, tryck, flöde och sikt på olika platser i rummet och kanalerna. Branden utgjordes av träribbstaplar som antändes med mindre mängder heptan placerade i kärl. Resultaten visade att branden begränsas av syretillgången i brandrummet samt att tilluftsdonens höjd har stor betydelse för brandgasspridningen via tilluftskanalen. Ju lägre placering, desto mindre spridning av värme och sot. Med fläktanslutna kanaler minskades sot- och temperaturspridningen ytterligare.

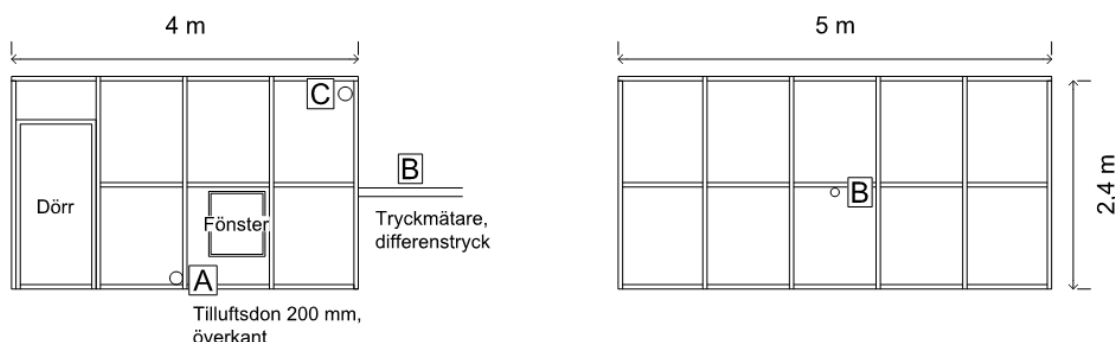
Det har även utförts försök i större skala av Södra Älvsborgs Räddningstjänstförbund som testade skyddsmetoden genom att sammankoppla två containrar om cirka 14 m² vardera med en lågt sittande öppen 125 mm kanal [3]. Även i dessa försök var brandkällan trämaterial och heptan. Tryck och CO-mätningar genomfördes i den icke branddrabbade containern. Resultaten i dessa försök var i linje med de i mellanskala, det vill säga branden begränsades av syrehalten i rummet och det uppmättes ingen spridning av CO i tryckupbyggnadsfasen. Dock uppmättes viss spridning av CO i korta stötar när branden gått över i ett pulserande skede. Denna spridning skedde dock vid väldigt låga tryck över den öppna kanalen, som alltså inte gav något mottryck likt tilluften i ett normalt ventilationssystem.

I rapporten "Säker brandgasspridning vid låga tilluftsdon" [16] analyseras några av ovanstående utredningar och försök. I rapporten konstateras bland annat att brandgasspridningen kan begränsas med lämpliga dontryckfall, men också att brandtrycket inte bestämmer brandgasspridningen utan att brandrummets geometri och tillgång på luft och syre avgör hur stor effekten blir. Brandeffekten i sin tur bestämmer brandflödet som är beroende av tryckfall i ventilationsdon och läckage som i sin tur ger brandtrycket. I rapporten konstateras att "säker brandgasspridning med låga tilluftsdon är möjligt oberoende av brandtrycket".

2021 utfördes fullskaleförsök för att utreda metoden med lågt sittande tilluftsdon vidare på RISE brandlaboratorium i Borås [4]. Försöken utfördes med olika brandbelastning och ventilationslösningar i ett rum med storleken 4 x 5 x 2,4 m. Projektet utfördes av Briab, Brandskyddslaget, Bengt Dahlgren och NCC. Det finansierades av SBUF, Stockholms Kooperativa Bostadsförening, Hallströms och Kriminalvården. Vissa av de testade brandscenarierna var också riktade mot Kriminalvårdens förutsättningar med avseende på brännbart material. Ventilationssystemets utformning varierades avseende tilluftsdonets placering och tryckfallet samt flödet över både till- och frånluftsdon. De olika brandscenarier som användes kan

grovt delas in i tre olika kategorier; Kriminalvårdsbränder, bränder med större mängder brännbart material och bränder med tillväxthastigheter svarande mot de tillväxthastigheter som beskrivs i Boverkets allmänna råd om analytisk dimensionering av byggnaders brandskydd (BBRAD).

Försökupställningen för fullskaleförsöken som den aktuella rapportens valideringsberäkningar är baserade på visas i Figur 2 nedan. Rummet är en fullskaleversion av det rum som användes i tidigare utförda modellförsök beskrivna ovan. Väggar och tak byggdes på stommar av träreglar. Invändigt var stommarna beklädda med skivor av obrännbart material (Promatect). I skarvarna mellan stommarna samt mellan stommar och betonggolv, utfördes isolering med glasull. Tätningsmassa användes för att tätta skarvar och otätheter mellan skivor.



Figur 2. Principskiss av provupställningen för fullskaleförsöken.

I figuren illustrerar A en tilluftskanal med diametern 125 mm och på denna placerades tilluftsdonet. I alla försök utom två var höjden på överkant tilluftsdon 20 cm ovan golv. Donplaceringen justerades i höjddled med hjälp av en 90 böj på insidan av rummet i två av försöken. Donet blev då nedvänt mot golvet med höjden 2,5 cm ovan golv. C illustrerar frånluftskanalen med diametern 125 mm. B illustrerar anslutningen där läckageflödet uppmättes mellan testerna. Temperaturer mättes i kanalerna A och C samt i ett termoelementtråd i brandrummet med termoelement var 10:e cm från golv till tak. Ett antal tryckgivare var också installerade, dels i kanalerna men också för statisk tryckmätning i brandrummet. CO, CO₂ och O₂ mättes i kanalerna A och C samt i brandrummet.

I de fall fläktar användes anslöts dessa till kanalerna A och C. Kanal A anslöts då till en tilluftsfläkt som försåg rummet med luft och C anslöts mot en frånluftsfläkt som drog luft ut ur rummet. I fallen med till- och frånluft justerades flöden och tryckfall över don in på olika nivåer. I både kanal A och C mättes också sikten med hjälp av lasermätare. På både till- och frånluftskanal installerades mätdon för flöde. Injusteringen av tilluftens flöde och tryck utfördes med en kanalfläkt monterad på en tänkt samlingskanal. Kanalen till brandrummet monterades via ett T-stycke. Luften från fläkten fördelas således mellan tilluftskanalen och ut till det fria.

Totalt utfördes 18 brandförsök med olika bränder och olika utformning på ventilationssystemet. Endast i BBRAD-bränderna utgjorde effektutvecklingen en given indata i försöken. I BBRAD-bränderna användes en gasbrännare med måtten 30 cm x 30 cm x 30 cm (längd x bredd x höjd) som förprogrammerades att följa standardiserade tillväxtkurvor (slow, medium, fast). Bränslet bestod i dessa fall av 95 volymprocent propan och 5 volymprocent av metan och doftmedel.

Resultaten från fullskaleförsöken visar att branden kan ge upphov till relativt höga tryck i brandrummet och att branden begränsas av den begränsade syretillgången i brandrummet om inte tryckavlastning sker. Vid kortvarig tryckavlastning/öppning till brandrummet ökar brandeffekten efter detta kortvarigt men sjunker igen när syret åter begränsas. Resultaten visar även att tilluftsdonets placering samt tryckfall och flöde har stor betydelse för spridningen av luft och brandgaser via tilluftssystemet.. När det hänvisas till experimentella data i den här rapporten är det dessa fullskaleförsök som avses.

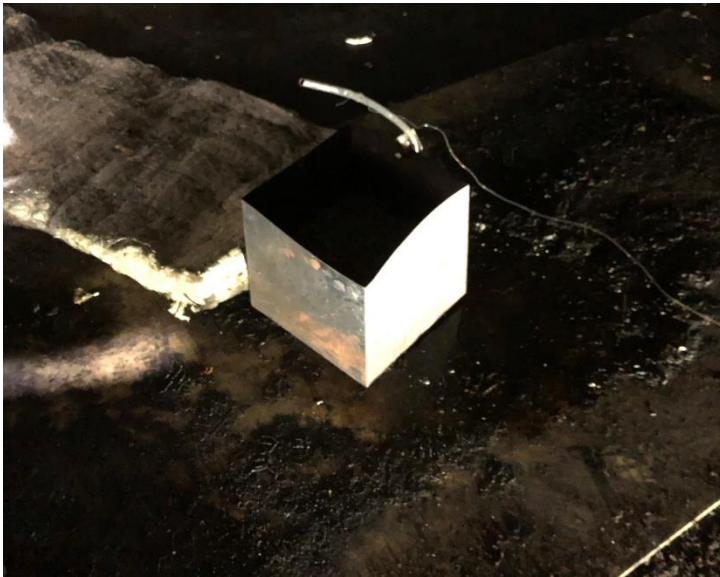
4. BESKRIVNING AV BERÄKNINGSMODELLER

I detta avsnitt redovisas en beskrivning av de beräkningsmodeller som tillämpats i projektet.

4.1 Gemensamma modellantaganden

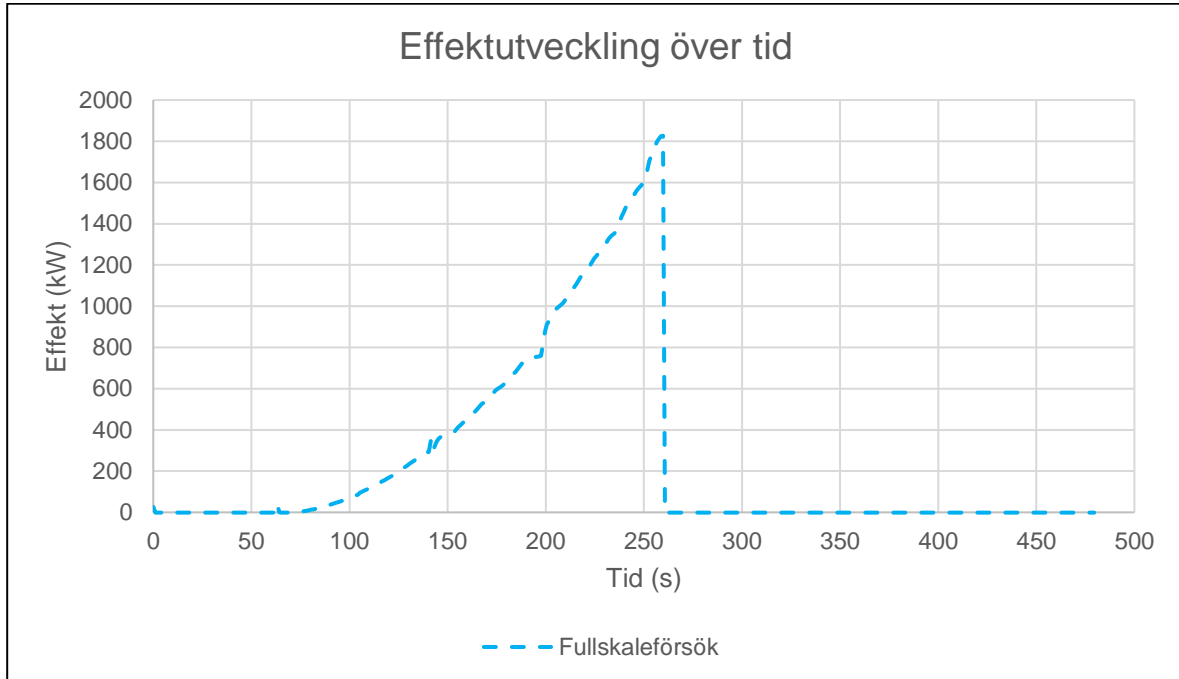
4.1.1 Studerad brand

Då BBRAD-bränderna var de enda bränderna i fullskaleförsöken där effektutvecklingen var given har arbetet avgränsats till dessa bränder. Dessa bränder tilläts i fullskaleförsöken att fortgå till dess att tydliga tecken på underventilerade förhållanden uppvisades, därefter stoppades gasflödet av säkerhetsskäl. Gasbrännare använd i fullskaleförsöken illustreras i Figur 3.



Figur 3. Gasbrännare använd i BBRAD-bränderna i fullskaleförsöken hos RISE.

Av de olika BBRAD-bränderna i fullskaleförsöken valdes en brand ut för mer utförlig analys och valet föll då på brand som benämns *BBRAD8* i [4]. I detta försök var överkant tilluftsdon placerat 200 mm över golv och flöde i till- och frånluft innan brandstart, vid 50 Pa tryckfall över don, uppgick till 25 l/s. Gasbrännaren programmerades att följa en tillväxthastighet om 0,047 kW/s² (fast) och försöket pågick i ca 480 sekunder. I Figur 4 redovisas förprogrammerad effektutvecklingskurva i aktuellt försök. Det bör dock beaktas att den verkliga effektkurvan sannolikt inte följer den förprogrammerade kurvan när branden börjar bli underventilerad, det vill säga i perioden precis innan gasolen stängs av. Bakgrunden till detta är att effektkurvan från fullskaleförsök är en fiktiv effektkurva baserad på bränsletillförsel och givet full syretillgång, vilket inte var fallet i brandförseöket hos RISE.



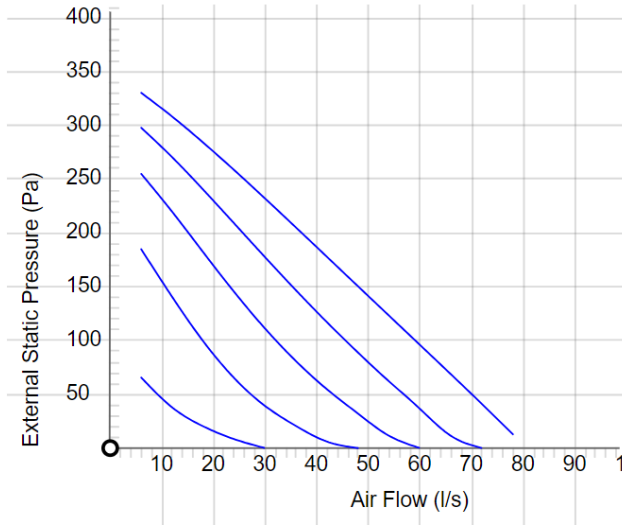
Figur 4. Effektutveckling över tid i försök benämnt BBRAD8 i fullskaleförsöken hos RISE (fiktiv effektkurva baserad på bränsletillförsel).

Vissa FDS-beräkningar har även genomförts för andra bränder än den beskrivna men det som redovisas i denna rapport, och som utgjort indata till PFS-beräkningar, är brand beskriven ovan.

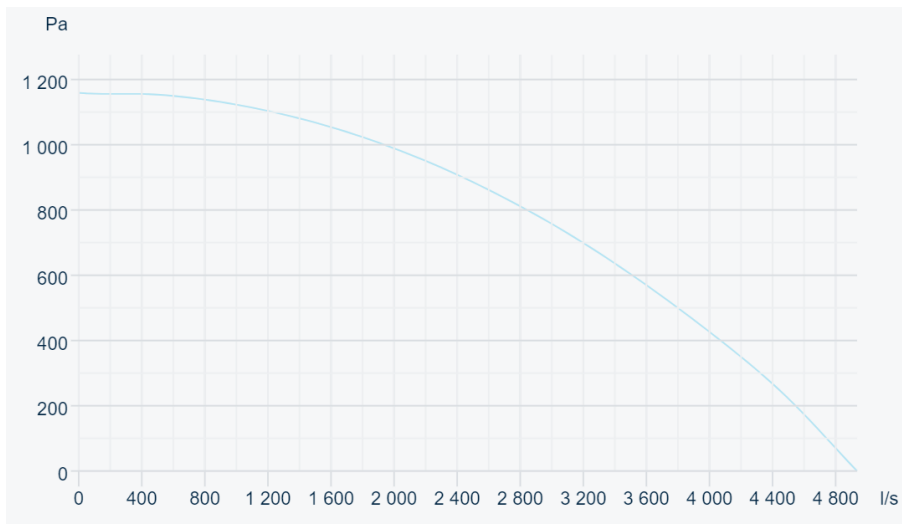
4.1.2 Fläktar

Tilluftsfläkten i försöken utgjordes av CK 100 C från Östbergs Group AB med kapacitetsdiagram enligt Figur 5. Frånluftsfläkten utgjordes av MUB/F 062 630D4-5 HT från Systemair med kapacitetsdiagram enligt Figur 6. I PFS angavs respektive kapacitetskurva med hjälp av PFS-parametern "fan".

Tilluftsfläkten gick på maximal frekvens i fullskaleförsöken. Frånluftsfläkten var frekvensstyrd och enbart en delmängd av flödet utnyttjades. Ett injusteringsspjäll var placerat mellan fläkt och försöksuppställning och strypningen på injusteringsspjället är i efterhand okänd. Därför var det inte möjligt att veta på vilken frekvens frånluftsfläkten arbetade i de olika försöken. Skillnaden i flödet i frånluften för olika frekvenser (25, 50, 75 respektive 100% av frånluftsfläktens maximala frekvens), kombinerat med olika inställningar på injusteringsspjället, beräknades i PFS för att uppskatta osäkerheten som detta innebar. Injusteringsspjällen (samtliga) utgjordes av IRIS-125 med sju inställningar enligt Figur 7. Baserat på resultaten av ovan nämnda beräkningar så simulerades IRIS-spjället som maximalt strypt och frånluftsfläkten på sin maximala kapacitet i övriga beräkningar.

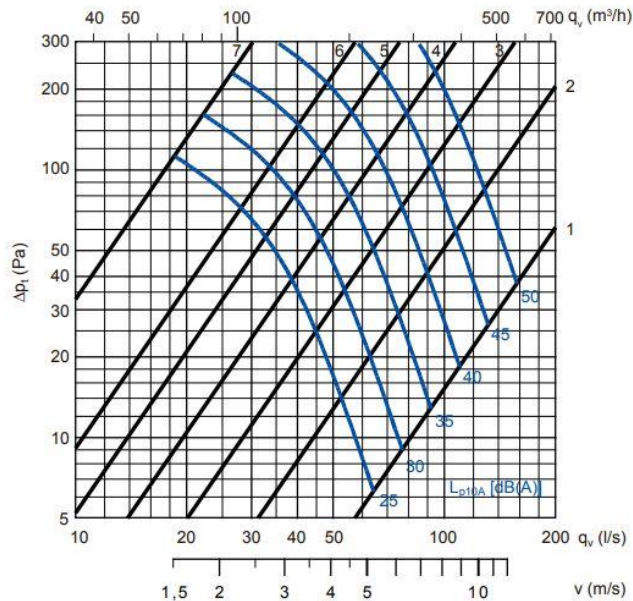


Figur 5. Kapacitetsdiagram för aktuell tilluftsfläkt.



Figur 6. Kapacitetsdiagram för aktuell frånluftsfläkt.

IRIS-125



Figur 7. Tryckfallsdiagram för aktuella injusteringsspjäll.

4.1.3 Läckage

Vid försöken påverkades läckaget av tryckändringarna under testerna. Läckaget från brandrummet efter ett test var högre än före testet. Exakt när under förloppet som läckaget ändrades, eller om det var ännu större vid maximala tryck i brandrummet, är okänt. I beräkningarna användes därför det läckage som uppmättes inför det aktuella fullskaleförsöket.

4.2 Modell i FDS

I detta avsnitt beskrivs använd modell i FDS. Fokus är på modell för utvald brand beskriven i avsnitt 4.1 men även vissa andra bränder från fullskaleförsöken har simulerats under projektets gång.

Simuleringar har utförts med FDS version 6.7.9 [5]. Version 6.7.9 valdes framför version 6.8.0, vilken hade släppts när projektet startade, då version 6.8.0 utgjorde en beta-version inför kommande FDS version 7 och planerades genomgå flertalet justeringar (i skrivande stund utgörs senaste version av version 6.9.1).

4.2.1 Beräkningsmodell

Brandrummet byggdes upp i FDS med dimensioner och materialdata så nära som möjligt fullskaleförsöket på RISE. Skivbeklädnader på väggar och tak utgjordes i fullskaleförsöket av 10 mm Promatect H (lokalt över brännaren fanns även 20 mm isoleringsskiva i taket). Materialegenskaper för nämnda skivor sattes i enlighet med Tabell 1. Dörr och fönster simulerades lika som väggar.

Tabell 1. Använd materialdata för skivor av typ Promatect H.

Densitet [kg/m ³]	Värmekapacitet [kJ/kg · K]	Termisk konduktivitet [W/m · K]	Emissivitet [-]
870	0,92	0,17 vid 20 °C 0,19 vid 100 °C 0,21 vid 200 °C	0,95

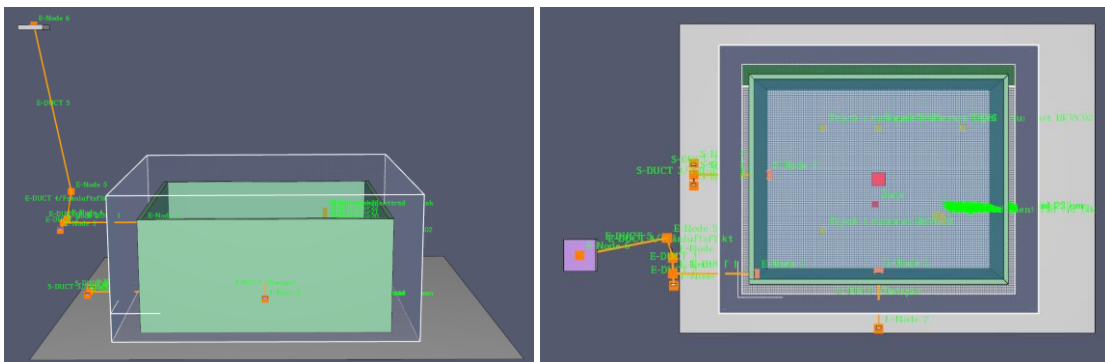
I beräkningarna användes en kubisk grid med en cellstorlek om 5 cm, en mesh användes i beräkningarna för hela beräkningsdomänen. Gridanalys genomfördes för att säkerställa att vald cellstorlek var erforderlig, se vidare avsnitt 5.1.6.

Den omgivande temperaturen som användes i simuleringarna ansattes till den initiala uppmätta temperaturen i tilluftskanalen i varje fullskaleförsök. Den initiala temperaturen i rummet approximerades som medeltemperaturen från termoelementträdets basdata för varje experiment. Den omgivande temperaturen i de studerade scenarierna varierade mellan 20,5 °C och 24,0 °C och den initiala temperaturen i brandrummet varierade mellan 20,6 °C och 34,6 °C.

Mätinstrument placerades enligt experimenten, både i rummet och i kanalerna. Utdata i FDS togs ut i form av individuella mätpunkter både inom brandrum och inom kanaler (&DEVC) samt i form av mätningar över volymer (&DEVC STATISTICS). Vidare studerades vissa utdata i genomskärningar genom beräkningsmodellen (&SLCF) samt på omgivande vägg- och takytor (&BNDF), dessa dock mer för att säkerställa modellens korrekthet än för jämförelse mot experimentella data.

Brandrummet på RISE var placerat inom en stor hall och där tilluftsventilation förekom i golvnivå på utsidan av brandrummets ena långsida. Exakt flöde är inte känt men har i modell ansatts till 1,5 m/s. Beräkningar har även genomförts både utan nämnd ventilation samt med andra flöde hastigheter med slutsats att flödet från golvnivå på utsidan av brandrummet har liten påverkan på resultatet. Den osäkerhet som förekommer kopplat till tilluftsflödet i golv utanför brandrummet bedöms således spela mindre roll.

Figur 8 illustrerar beräkningsmodellen.



Figur 8. Beräkningsmodell i FDS sedd från två olika vinklar.

I beräkningarna användas standardinställningen Very Large-Eddy simulation (VLES) samt standard sub-grid modell för turbulens (Deardorf-modell).

Brandkälla

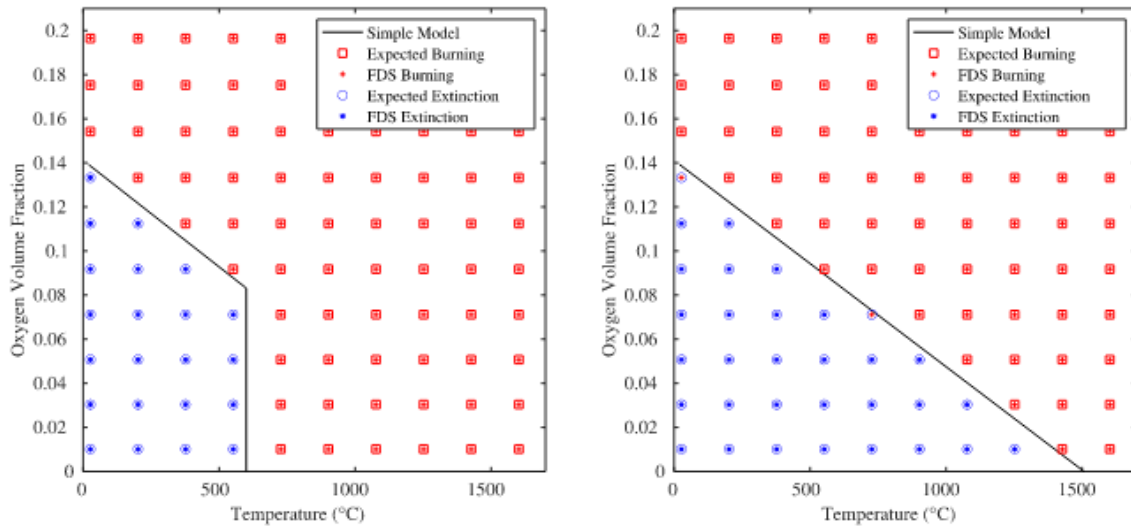
Bränsle i BBRAD-bränderna i fullskaleförsöken utgjordes till 95 volymprocent av propan och

resterande av metan och doftmedel. I beräkningar förenklades bränslet till att bestå av 100 volymprocent propan.

I fullskaleförsöken var brandens tillväxt i BBRAD-bränderna förprogrammerad att följa standardiserade tillväxtkurvor (slow, medium, fast). Identiska tillväxtkurvor ansattes i FDS genom &RAMP.

Extinction model

I FDS finns två olika modeller, med möjlighet till olika inställningar, gällande när förbränning tillåts och inte tillåts ske, så kallade *Extinction models*. Dessa baseras på celltemperaturen samt syre- och bränslekoncentrationer inom beräkningsdomänen. I FDS version 6.7.9 utgör *Extinction model 2* standardinställning vid användande av Very Large-Eddy Simulation (VLES). Detta är sedermera ändrat till *Extinction model 1* från och med FDS version 6.8.0. Den sistnämnda modellen är en förenklad modell i förhållande till den förstnämnda och där förbränning tillåts ske eller ej endast grundas på celltemperaturen och syrekoncentrationen. De olika modellerna illustreras i Figur 9.



Figur 9. Illustration över *Extinction model 1* (till vänster i figur) och *Extinction model 2* (till höger i figur). Figuren är direkt hämtad från [5].

Beräkningar som genomförts inleddes med standardinställningen för version 6.7.9, det vill säga *Extinction model 2*. *Critical flame temperature* (CFT), *Auto ignition temperature* (AIT) i kombination med en exkluderingszon lokalt över brännaren justerades och testades för att hantera att brandens tillväxt begränsas av temperaturen och syre- och bränslekoncentrationer inom rummet, samt för att för att undvika "ghosting flames". I slutändan lämnades dock dessa inställningar orörda och standardvärden användes i alla simuleringar. Den främsta anledningen till detta val är att AIT är mycket gridberoende och en övergripande ambition med projektet var att nå så generaliserbara resultat som möjligt.

Ändringen i standardinställning i FDS, från *Extinction model 2* till *Extinction model 1*, vid användande av VLES, som skedde vid lanseringen av version 6.8.0, har förklarats av tillverkarna av att *Extinction model 2* är avsedd för simuleringar med relativt fina gridnät samt att *Extinction model 2* visat sig resultera i för stor strypning av branden i scenarier med underventilerade bränder och grova gridnät [17]. Eftersom de simuleringar som utförts inom aktuellt projekt använder VLES,

5 cm kubiskt gridnät och simulerar underventilerade förhållanden bedömdes det naturligt att ändra inställning även i genomförda simuleringar, dvs. till *Extinction model 1*.

Den nedre syregränsen för bränslet sattes till 0,127 utifrån propan som bränsle [5] och temperaturen över vilken bränsle och syre brinner fritt sattes till 800 °C. Den senare justerades tills bästa matchning med uppmätt resultat avseende temperatur från fullskaleförsök uppnåddes.

Produktion av sot och kolmonoxid

I FDS anges andelar (yields) för sotproduktion och kolmonoxidproduktion som ett fixt värde, vilket innebär en utmaning när det kommer till att simulera underventilerade bränder. Vid underventilerade bränder kan produktionen av sot, och speciellt, kolmonoxid öka kraftigt när syrehalten minskar [18] och att använda normalt tillvägagångssätt, utifrån hur FDS oftast tillämpas av brandkonsulter i projekt, med yields för välventilerade förhållanden är därför inte representativt. Simuleringar har därför genomförts med olika förbränningsmodeller i FDS, både standardmodellen *one-step simple chemistry* och den alternativa modellen *two-step simple chemistry*. Den sistnämnda har föreslagits, och visat sig fungera bra, för att förutsäga sot- och CO-generering vid underventilerade bränder [19] [20]. De olika modellerna beskrivs mer i [5].

Two-step simple chemistry ledde till en ökning av produktion, och spridning, av toxiska gaser i simuleringarna jämfört med standardinställningen och yields baserat på välventilerade förhållanden. Inställningen ledde dock till en viss underskattning avseende total mängd spridd kolmonoxid i tilluften jämfört med fullskaleförsök. Till följd av detta användes ett annat tillvägagångssätt i form av standardinställning avseende förbränningsmodell (*one-step simple chemistry*) fast med yields baserade på underventilerade förhållanden. De olika använda värdena summeras i Tabell 2.

Tabell 2. Yields använda för CO-produktion och sotproduktion samt yields använda som referens.

	CO-andel [g/g]	Sotandel [g/g]
<i>Single-step simple chemistry</i> , yields baserade på underventilerade förhållanden (använd inställning och värden)	0.23*	0.0288**
<i>Single-step simple chemistry</i> , yields baserade på välventilerade förhållanden (referens)	0.005*	0.024*
<i>Two-step simple chemistry</i> (referens)	0.005*	0.024 *

* Referens [21] och [22].

** 1.2 gånger använt värde för välventilerade förhållanden med [23] som grov referens.

Modellering av ventilationssystem

Ventilationssystemet i FDS modellerades med den inbyggda HVAC-modellen. Noder, kanaler, fläktar och don byggdes upp i enlighet med fullskaleförsöket. Ytråheten inom kanaler sattes till noll, tryckfall hanterades via inställningen LOSS. Flödesförluster mellan varje nod beräknades med samma metod som beskrivs i [6], dvs. förlustkoefficienterna inom systemet beräknades genom att använda utdata från PFS-simuleringar som indata. Tryckfall mellan noder beräknades i PFS och omvandlades sedan till förluster i FDS genom att använda Ekvation 1.

Ekvation 1. Beräkning av förluster till FDS.

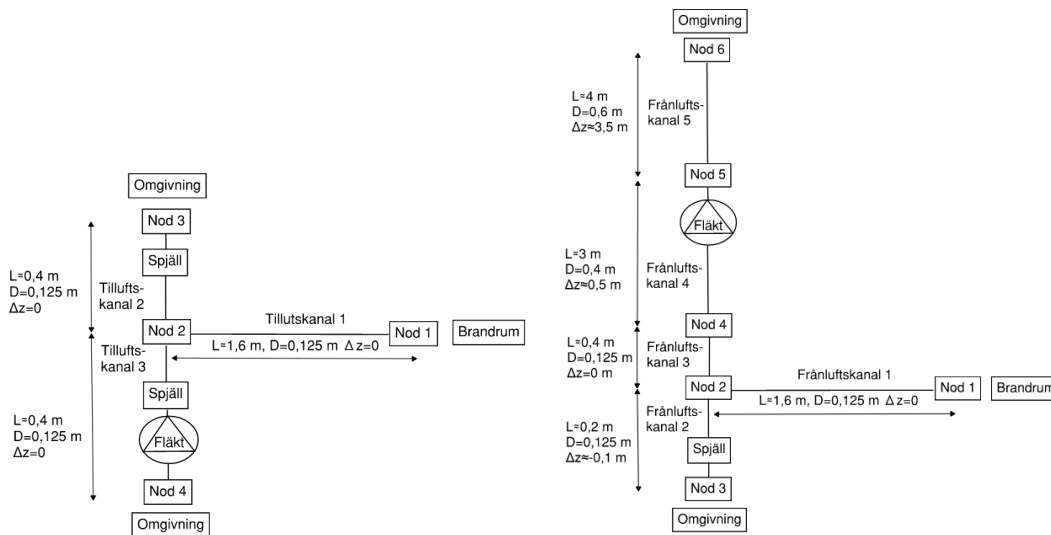
$$K = \frac{2 \cdot \Delta p_{\text{noder}}}{\rho_{\text{luft}} \cdot v_{\text{kanal}}^2}$$

där

K	Förlustkoefficient [-]
Δp_{noder}	Tryckfall mellan noder [Pa]
ρ_{luft}	Luftens densitet innan brandstart [kg/m ³]
V_{kanal}	Flödes hastigheten i varje specifikt kanalsegment [m/s].

Fläktkurvor för till- och frånluftsfläkt simulerades som användarspecificerade fläktkurvor genom &RAMP. Fläktkurvor hämtades från leverantörerna till fläktarna använda i fullskaleförsöken, se avsnitt 4.1.2 för ytterligare information. För att säkerställa korrekta inställningar avseende ventilationssystemets uppbyggnad genomfördes simuleringar utan brand i FDS för att se att erhållna flöden i FDS matchade de från fullskala. Både i fullskaleförsök och i FDS-simuleringarna startades fläktarna cirka 60 sekunder innan brandstart för att säkerställa att flöden stabiliserats.

Figur 10 visar principiell uppbyggnad av ventilationssystemet i FDS.



Figur 10. Principiell uppbyggnad av ventilationssystemet i FDS. Tilluftssystem till vänster i figur, frånluftssystem till höger i figur.

Läckage

Läckage är en viktig faktor att ta hänsyn till då det påverkar tryckuppbyggnaden i brandrummet. Under fullskaleförsöken gjordes läckagetester före varje experiment. Läckaget rapporterades som ett givet volymflöde per kvadratmeter givet ett tryck på 50 Pa. De rapporterade värdena omvandlades till ett givet volymflöde över hela beräkningsdomänens yta och omräknades sedan till en läckagearea använd i FDS med Ekvation 2.

Ekvation 2. Beräkning av läckagearea till FDS.

$$A_L = \frac{\dot{V}_{läckage}}{C_D \cdot \text{sign}(\Delta p) \cdot \sqrt{2 \cdot (|\Delta p| / \rho_\infty)}}$$

där

A_L Läckagearea [m²]

$\dot{V}_{\text{läckage}}$	Volymflödet genom läckaget [m^3/s]
C_D	Strömningskoefficient [-]
Δp	Tryckskillnaden mellan anslutande utrymmen [Pa]
ρ_∞	Omgivande lufts densitet [kg/m^3].

Strömningskoefficienten, C_D , antogs till 1 lika standardinställningen i FDS.

Läckage simulerades som ett bulkläckage genom väggar och tak med hjälp av tryckzoner. Tryckzoner användes istället för lokaliserat läckage eftersom tryckzoner visar sig bättre ge förutsägelse av maximalt tryck inom brandrummet [24]. Under fullskaleförsöken var läckaget som observerades också mer av ett bulkläckage genom fogar än begränsat läckage genom springor vid dörr/fönster. Vidare justerades läckaget i FDS genom att ansätta LEAK_PRESSURE_EXPONENT till 0,8 och LEAK_REFERENCE_PRESSURE till 50 för att ta hänsyn till att läckaget ökar vid ökat tryck samt för att få en bättre överensstämmelse med fullskaleförsök.

4.2.2 Förenklad modell

Då temperaturutvecklingen inom brandrummet är utdata från FDS-beräkningar, som sedermera kan agera indata i PFS-beräkningar, har förenklade beräkningar även genomförts i FDS. Syftet var att studera huruvida temperaturutvecklingen inom brandrummet går att återskapa utan att ventilationssystemet simuleras i FDS. Luftutbyte med omgivningen sker i modellen i dessa fall då endast genom läckage genom omgivande konstruktioner. Tidigare studie har visat att det inte är nödvändigt att simulera ventilationssystemet i FDS för att prediktera temperaturutvecklingen i rummet [25]. Studien gjordes dock med en tidigare version av FDS, FDS 4, varför det är intressant att göra dessa förenklade beräkningar med uppdaterad version.

Två olika förenklade modeller har studerats;

- en modell med läckage lika läckage i grundscenariot
- en modell där läckaget utökats för att ta hänsyn till ventilationsdonen i rummet (till- och frånluft) som inte simuleras. Dvs. "grundläckage" samt utökning för ventilationsdon. Den utökade arean har beräknats enligt Ekvation 3.

Ekvation 3. Beräkning avseende utökad läckage gör ventilationsdon.

$$\frac{P}{\rho g} = \frac{v^2}{2g}$$

$$v = \frac{q}{A} = \sqrt{\frac{2P}{\rho}}$$

$$A = \frac{q}{\sqrt{\frac{2P}{\rho}}}$$

där

P	Tryckfall över don [Pa]
ρ	Luftens densitet innan brandstart [kg/m^3]
g	Tyngdacceleration [m/s^2]

- v Flödes hastighet [m/s]
- q Volymflöde [m³/s]
- A Läckagearea [m²].

Ekvationen ger att vardera don motsvarar en läckagearea om

$$A = \frac{q}{\sqrt{\frac{2P}{\rho}}} = \frac{0,025}{\sqrt{\frac{2 \times 50}{1,2}}} = 0,0027 \text{ m}^2$$

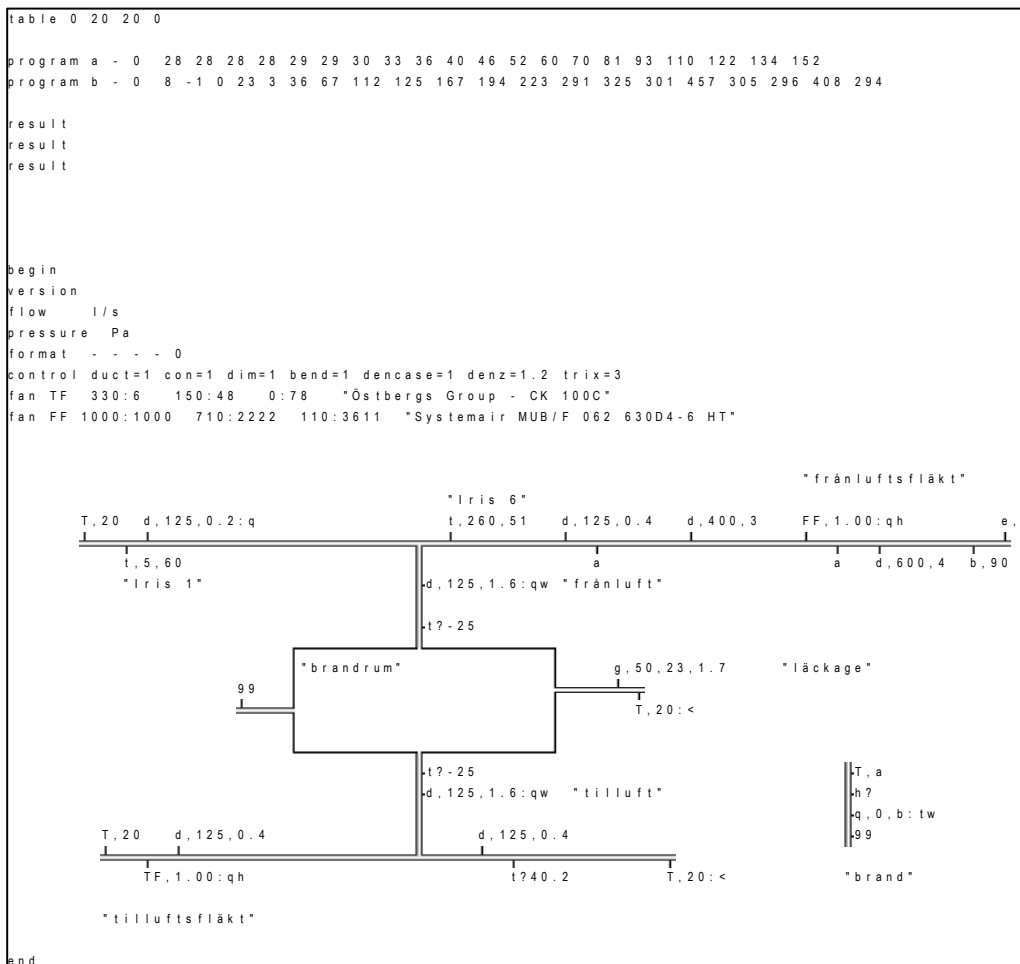
4.3 Modell i PFS

I detta avsnitt beskrivs använd modell i PFS samt valda parametrar och beräkningsscenarier.

4.3.1 Beräkningsmodell

Kanallängder, kanaldimensioner, kanalböjar samt placering av injusteringspjäll i PFS-modellen baserades på försökupställningen enligt fullskaleförsöken [4]. Se Figur 11 för modellen.

Fläktarna simulerades enligt avsnitt 4.1.2.



Figur 11. Uppbyggnaden av PFS-modellen.

4.3.2 Läckage

I PFS anges läckage som ett flöde vid ett visst tryckfall, vilket även utgör hur läckaget mättes vid fullskaleförsöken. Läckaget i modellen baserades på det uppmätta läckaget innan fullskaletestet enligt avsnitt 4.1.3.

Läckaget angavs med g-funktionen i PFS, vilket innebär att tryckfallet beräknas som proportionerligt mot flödet upphöjt till n ($P \sim q^n$). För läckage genom springor kan n variera mellan 1,0 - 2,0 beroende på hur turbulent flödet är [26]. I beräkningarna undersöktes olika värden på n (1.0, 1.2, 1.5, 1.7 respektive 2.0).

4.3.3 Branden

Brandpåverkan angavs som ett brandflöde och en temperatur. Temperaturen utgjordes av medeltemperaturen i brandrummet vid den beräknade tidpunkten.

Brandflödet i respektive tidssteg beräknades enligt Ekvation 4. Temperaturutvecklingen i brandrummet baserades dels på fullskaleförsöken, dels på FDS-modellerna, beroende på scenario. Tidssteget (Δt) var i båda fallen ca 1 sekund.

Ekvation 4. Beräkning av brandflöde utifrån temperaturutvecklingen i brandrummet.

$$q_b = \frac{(T_2 / T_1 - 1) * V}{t_2 - t_1}$$

där

q_b	Brandflöde (m^3/s)
T_i	Genomsnittstemperaturen i brandcellen vid tiden i (K)
V	Brandrummets volym (m^3)
t_i	tid (s)

4.3.4 Scenarier

PFS-beräkningarna utfördes för ett antal olika beräkningsfall. De första baserades på temperaturutvecklingen i brandrummet i det utvalda fullskaleförsöket. Beräkningarna studerade hur följande parametrar påverkade resultaten avseende flöde i till- respektive frånluft samt övertryck i brandrummet:

- Hur läckaget definierades i PFS
- Frånluftsfläktens kapacitet

Därefter utfördes beräkningsfall baserade på temperaturutvecklingen i brandrummet i respektive FDS-beräkning. Ett scenario i FDS gav ett beräkningsfall i PFS.

Varje beräkningsfall i PFS utfördes för ett antal tidpunkter under samma brandförlopp. Fram till dess att brandgaser nådde ner till tilluftsdonet beräknades var 5:e sekund med en PFS-beräkning. Under perioden då det rådde övertryck i brandrummet samtidigt som det var brandgaser vid tilluftsdonet beräknades varje sekund. Efter övertryckfasen var över beräknades återigen var 5:e sekund. Detta medförde ca 60-70 beräkningar för varje studerat scenario.

Inom ett och samma beräkningsfall ändrades enbart temperaturen i brandrummet samt brandflödet i respektive tidssteg.

Tabell 3. Beräknade fall i PFS.

Temperaturutveckling brandrum	Läckage	Frånluftsfläkt
Enligt fullskaleförsök BBRAD 8	$P \sim n^{1,0}$	100 %
Enligt fullskaleförsök BBRAD 8	$P \sim n^{1,2}$	100 %
Enligt fullskaleförsök BBRAD 8	$P \sim n^{1,5}$	100 %
Enligt fullskaleförsök BBRAD 8	$P \sim n^{1,7}$	100 %
Enligt fullskaleförsök BBRAD 8	$P \sim n^{2,0}$	100 %
Enligt fullskaleförsök BBRAD 8	$P \sim n^{2,0}$	75 %
Enligt fullskaleförsök BBRAD 8	$P \sim n^{2,0}$	50 %
Enligt fullskaleförsök BBRAD 8	$P \sim n^{2,0}$	25 %
FDS aktiv ventilation	$P \sim n^{1,7}$	100 %
FDS aktiv ventilation	$P \sim n^{2,0}$	100 %
FDS endast läckage	$P \sim n^{1,7}$	100 %
FDS endast läckage	$P \sim n^{2,0}$	100 %
FDS läckage inkl utökning för kanaler	$P \sim n^{1,7}$	100 %
FDS läckage inkl utökning för kanaler	$P \sim n^{2,0}$	100 %

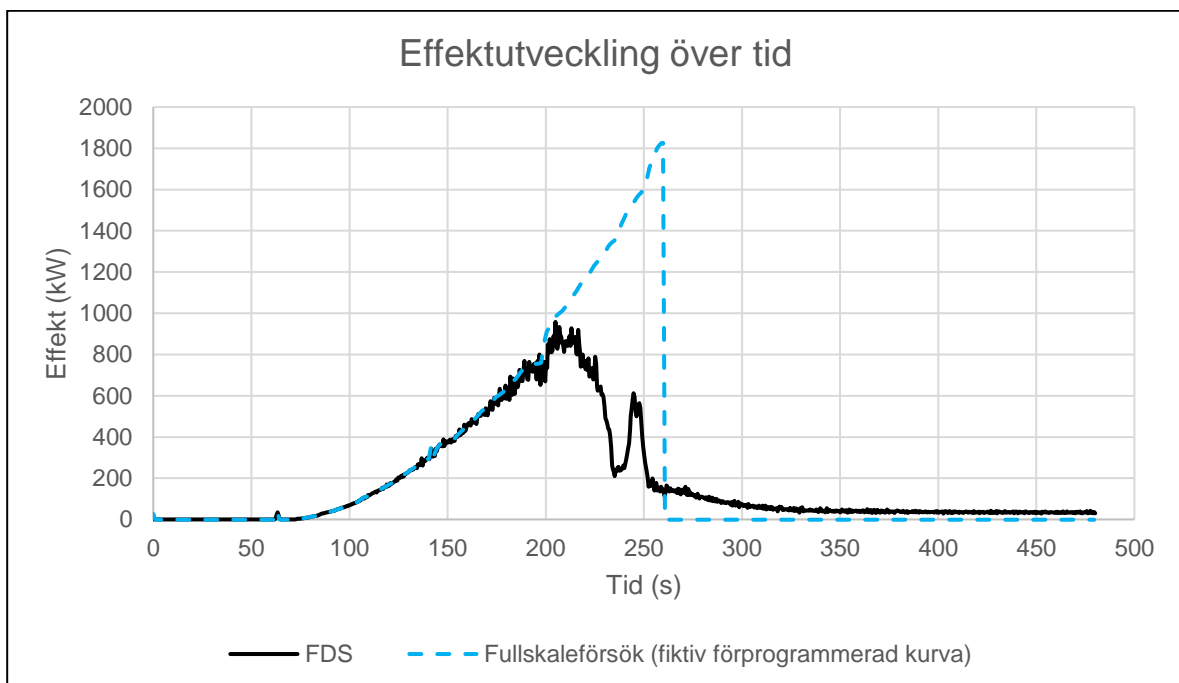
5. RESULTAT

5.1 Resultat från FDS

I detta avsnitt redovisas resultat från FDS-beräkningar inklusive jämförelse mot resultat från fullskaleförsök. Samtliga resultat är för brandscenario beskrivet i avsnitt 4.1.1.

5.1.1 Effektutveckling över tid

Beräkningarna visar att FDS följer den förprogrammerade effektkurvan från fullskaleförsöket väl initialt i brandförloppet, därefter avviker kurvorna markant. Se Figur 12. Bakgrunden till detta är att effektkurvan från fullskaleförsöket är en fiktiv förprogrammerad kurva baserad på gasolflödet och full syretillgång. Under fullskaleförsöken konstaterades att gasolen efter en stund in i brandförloppet inte förbrändes fullständigt till följd av den reducerade syrenivån i rummet. Redovisad effektkurva från fullskaleförsök visar därmed inte den verkliga effekten fullt ut och med andra ord är jämförelsen kurvorna emellan (FDS mot fullskala) endast representativ initialt i brandförloppet.



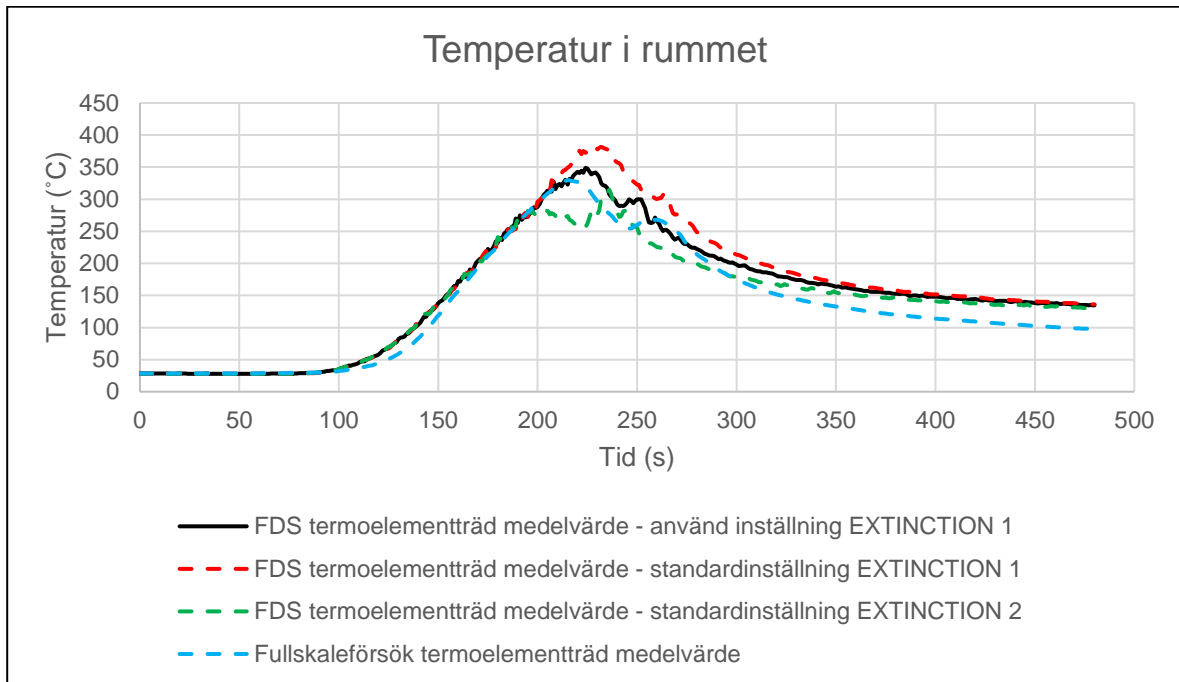
Figur 12. Resultat från FDS samt jämförelse mot fullskaleförsök – effektutveckling över tid.

5.1.2 Temperatur i rummet

Beräkningar i FDS återger medeltemperaturen i brandrummet över tid på ett bra sätt vid använd inställning¹ av *Extinction model 1*. Vid beräkning med standardinställning² avseende *Extinction model 1* respektive *Extinction model 2* överskattas respektive underskattas temperaturen i rummet vid jämförelse mot fullskaleförsök. Se Figur 13.

¹ FREE_BURN_TEMPERATURE=800 och LOWER_OXYGEN_LIMIT=0,127

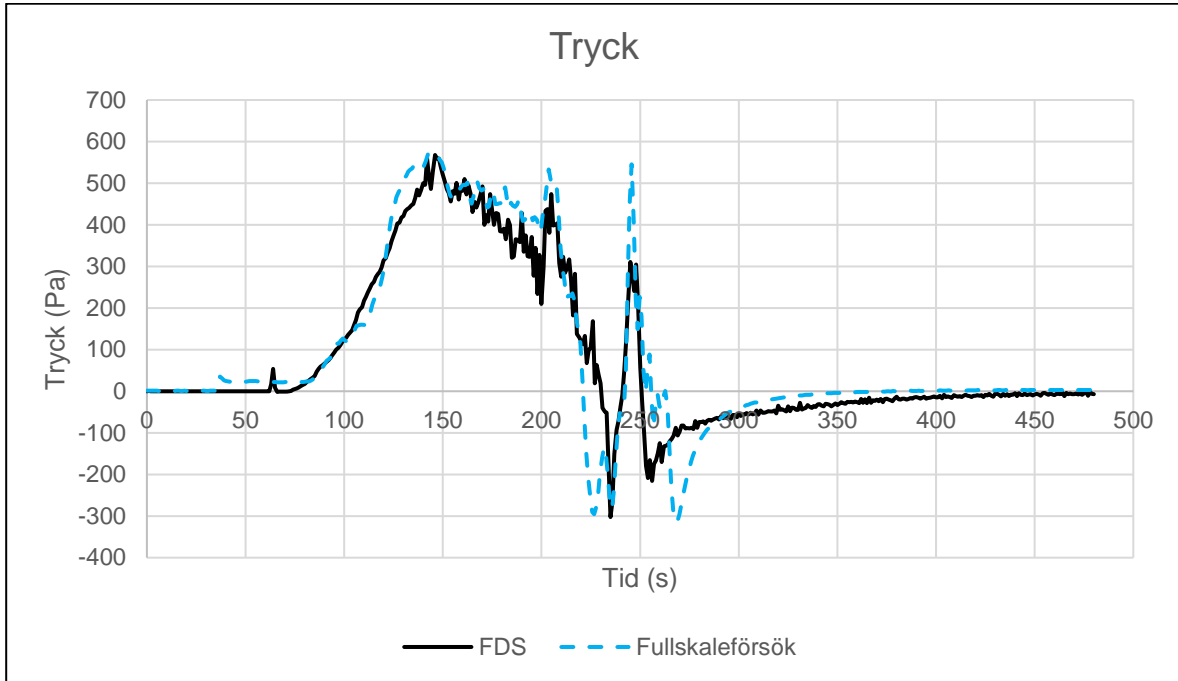
² Ej justering av FREE_BURN_TEMPERATURE, LOWER_OXYGEN_LIMIT, CFT eller AIT.



Figur 13. Resultat från FDS samt jämförelse mot fullskaleförsök - medeltemperatur i rummet.

5.1.3 Tryck

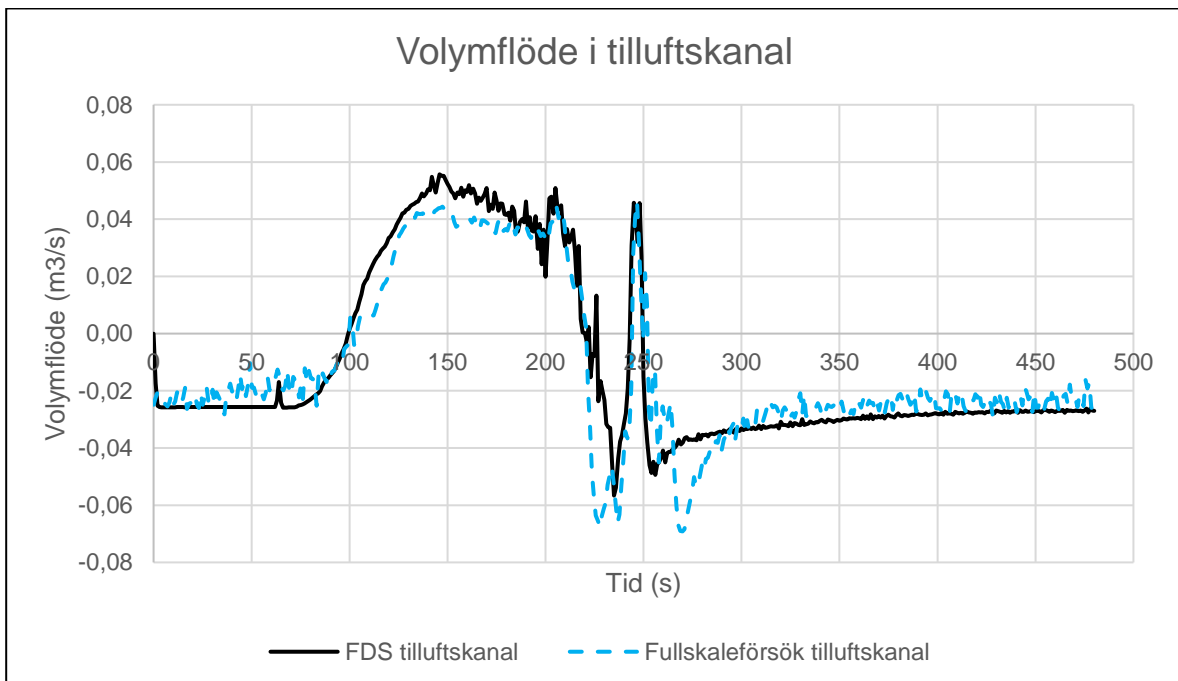
Beräkningar visar att FDS på ett bra sätt predikterar trycket i rummet. Den första övertrycksfasen fångas i sin helhet och så även den första undertrycksfasen med viss deviation. Övertrycksfas nummer två inträffar i FDS samtidigt som i fullskaleförsök, dock med viss underskattning i maxvärde. Se Figur 14.



Figur 14. Resultat från FDS samt jämförelse mot fullskaleförsök - tryck i rummet.

5.1.4 Volymflöde i tilluftskanal

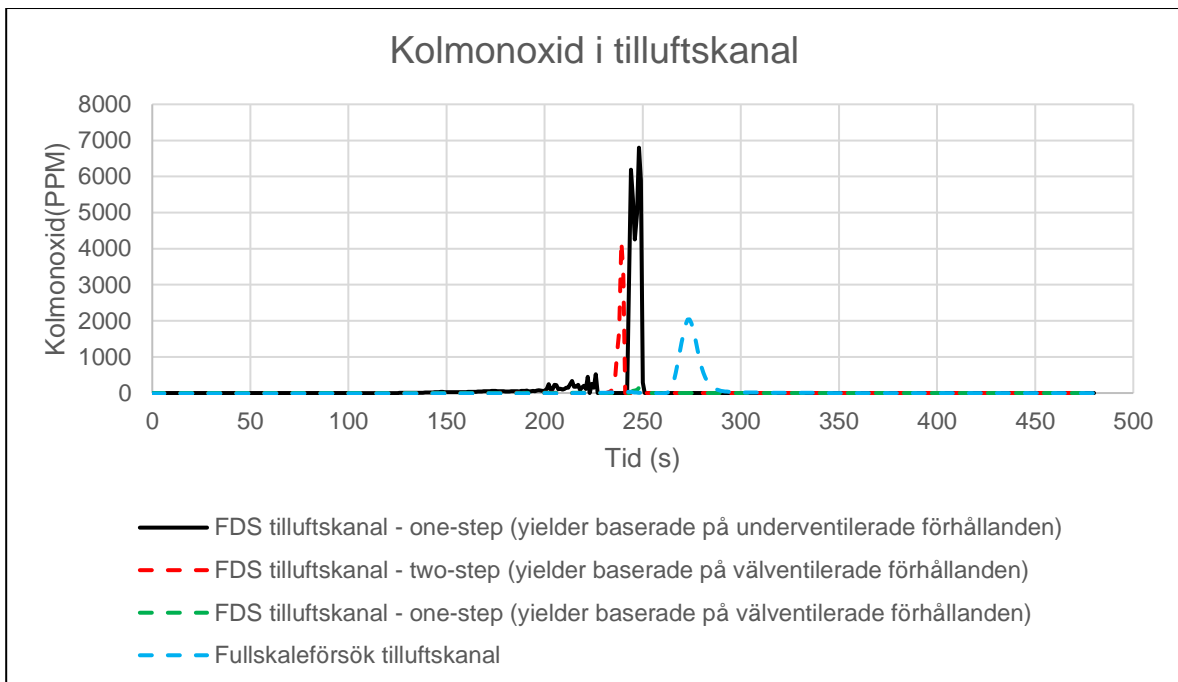
Resultat avseende volymflöde i tilluftskanal är väl överensstämmande i FDS i jämförelse mot fullskaleförsök, se Figur 15.



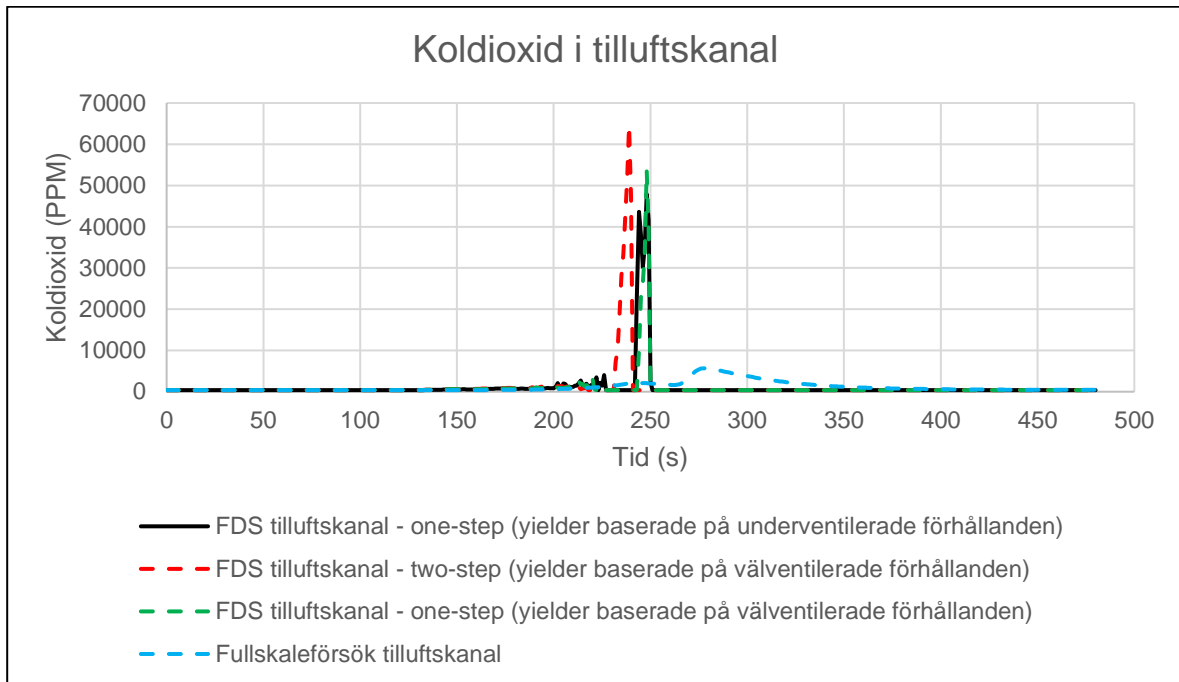
Figur 15. Resultat från FDS samt jämförelse mot fullskaleförsök – volymflöde i tilluftskanal

5.1.5 Spridning av toxiska gaser i tilluftskanal

Beräkningar och jämförelse med resultat från fullskaleförsök ger att FDS har en svårighet i att prediktera mängden kolmonoxid och koldioxid som sprids i tilluftskanal när branden är underventilerad. Inställningen *two-step simple chemistry* och yielder baserade på välventilerade förhållanden (röd streckad linje i figur nedan) ger den bästa matchningen mot fullskala i form av maxnivåer på kolmonoxid i tilluftskanalen. Inställningen *one-step simple chemistry* och yielder baserade på underventilerade förhållanden ger en överskattning av kolmonoxid i tilluftskanalen (svart linje i figur nedan) och motsvarande inställning fast med yielder baserade på välventilerade förhållanden ger en stor underskattning av kolmonoxid i tilluftskanalen (grön streckad linje i figur nedan). Se Figur 16 och Figur 17 för jämförelse av mängden kolmonoxid och koldioxid i tilluftskanal.

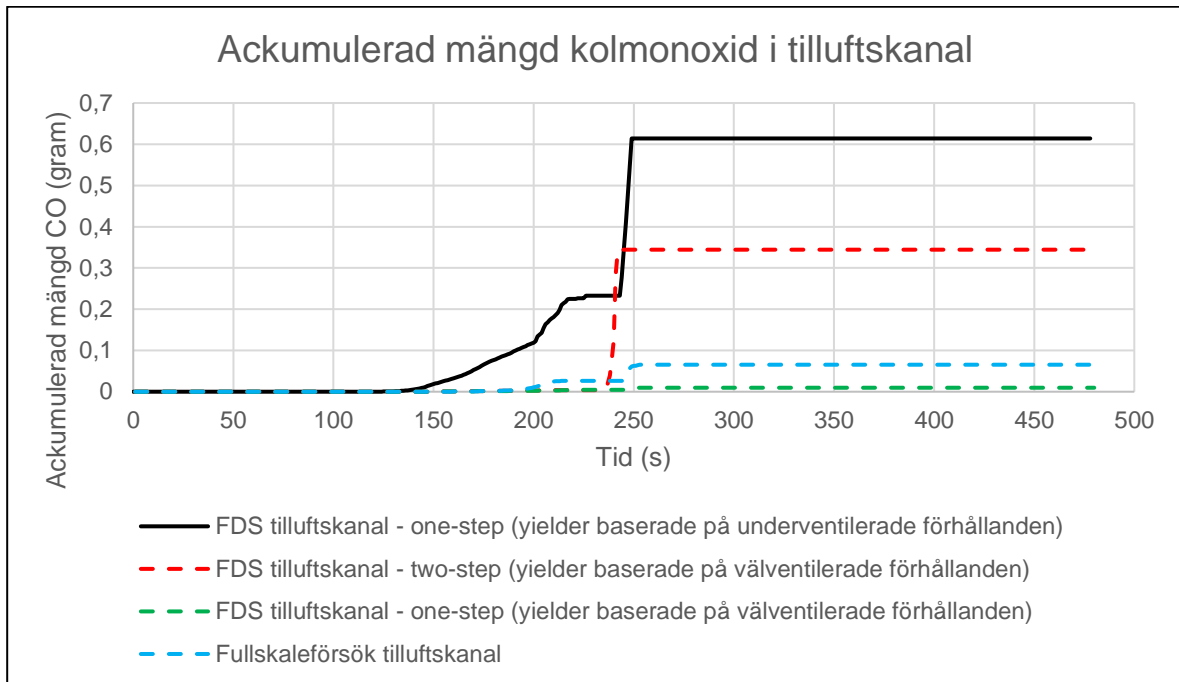


Figur 16. Resultat i FDS samt jämförelse mot fullskaleförsök – kolmonoxid i tilluftskanal.

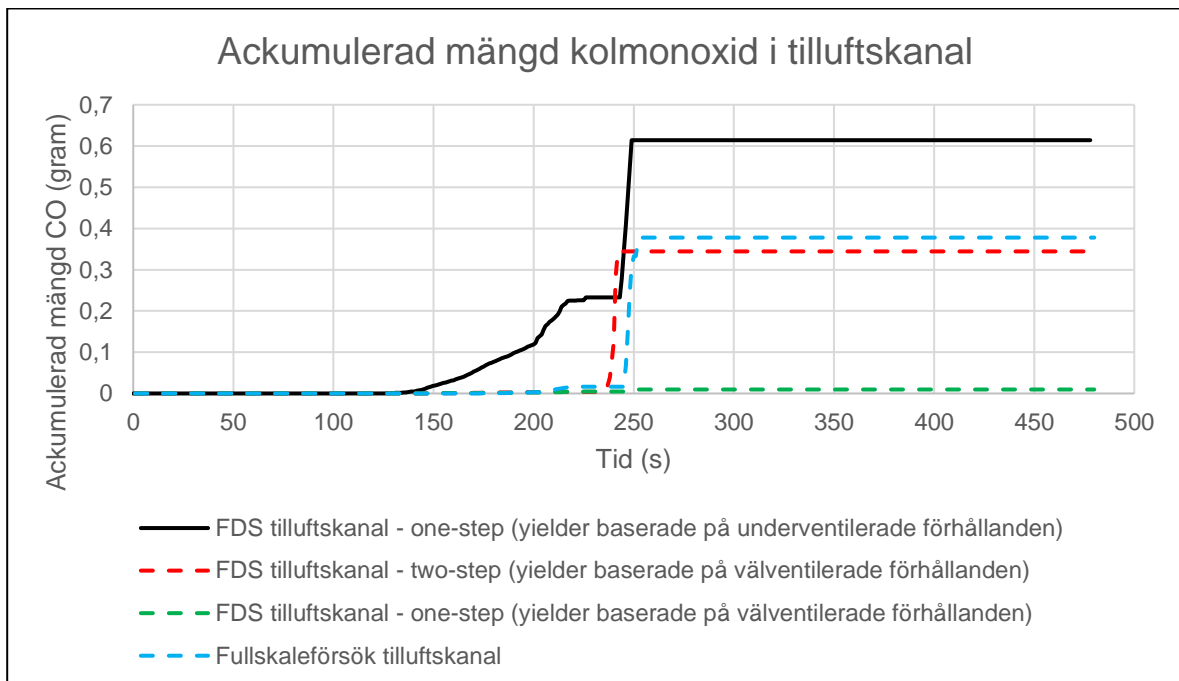


Figur 17. Resultat i FDS samt jämförelse mot fullskaleförsök – koldioxid i tilluftskanal.

Utöver ovanstående har en sammanställning gjorts avseende ackumulerad mängd spridd kolmonoxid i tilluftskanalen i FDS-beräkningarna. Jämförelse görs med framräknade värden i fullskaleförsöket, dock med justering för kontraktionsfaktor i kanaler vilket inte inkluderades i beräkningar av ackumulerade värden redovisade i [4]. Ackumulerad mängd spridd kolmonoxid i fullskaleförsök är väldigt beroende av vilken tidsförskjutning som antas för analysen av gaserna, se diskussion i avsnitt 6.1. Nedan redovisas i Figur 18 jämförelse mot ackumulerad mängd i fullskaleförsöket med antagande om tidsförskjutning likvärdigt som i [4], dock med justering för kontraktionsfaktor i kanaler. I figuren ses att FDS överskattar den ackumulerade mängden som sprids med undantag för när inställningen *one-step simple chemistry* och yields baserade på välventilerade förhållanden används (grönstreckad linje i figur). Figur 19 redovisar motsvarande jämförelse fast där tidsförskjutningen i fullskaleförsöket ändrats till att motsvara tiden mellan topparna i flöde och kolmonoxid i fullskaleförsöket, i detta fall korrelerar den ackumulerade mängden spridd kolmonoxid relativt väl med resultat från simulering med inställningen *two-step simple chemistry* och yields baserade på välventilerade förhållanden (röd-streckad linje i figur).



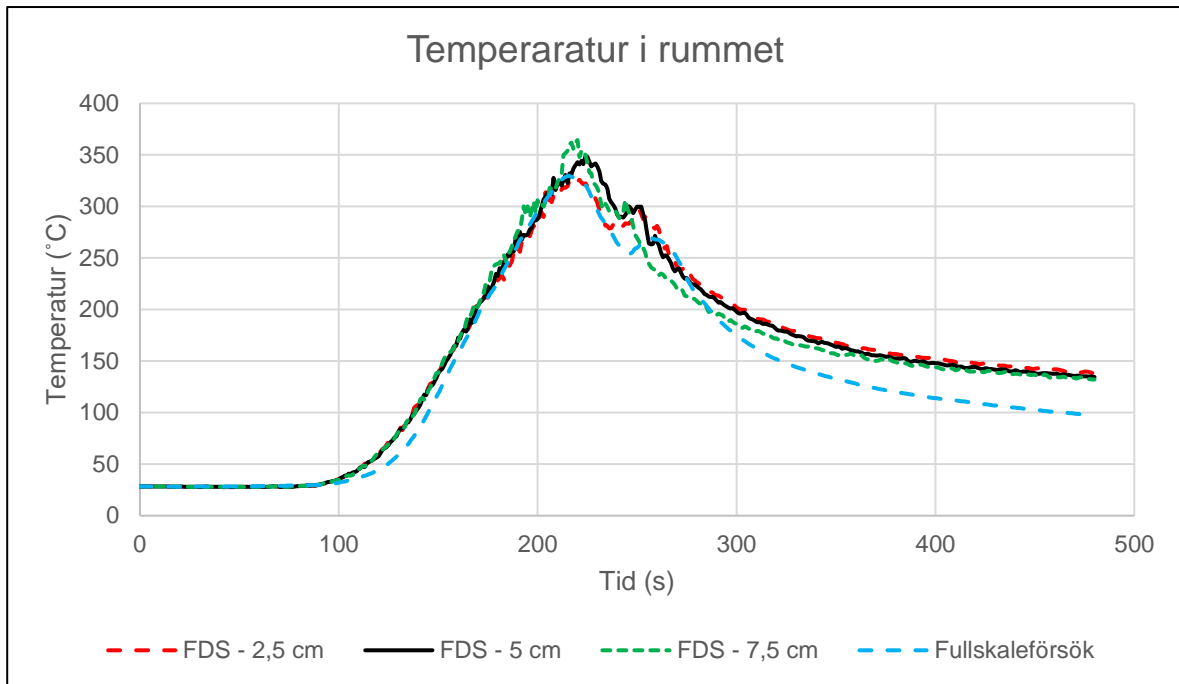
Figur 18. Resultat i FDS samt jämförelse mot fullskaleförsök – ackumulerad mängd spridd koldioxid i tilluftskanal, tidsförskjutning för analys av gaser i fullskaleförsök lika som i [4].



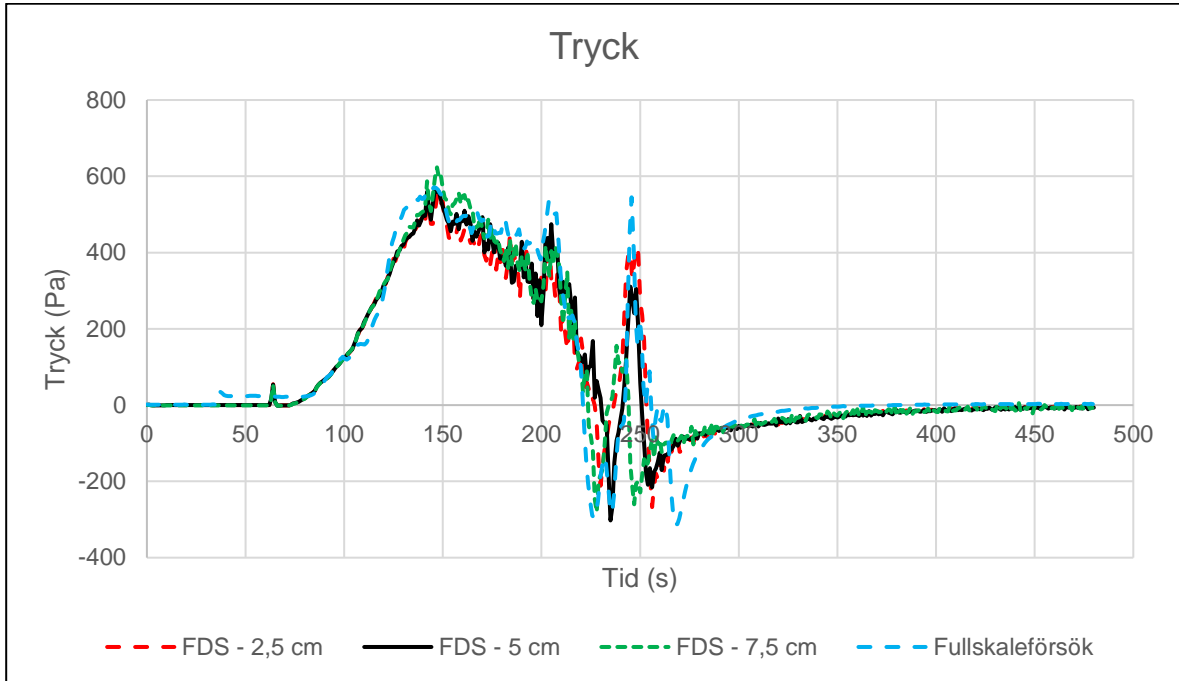
Figur 19. Resultat i FDS samt jämförelse mot fullskaleförsök – ackumulerad mängd spridd koldioxid i tilluftskanal, justerad tidsförskjutning för analys av gaser i fullskaleförsök.

5.1.6 Gridanalys

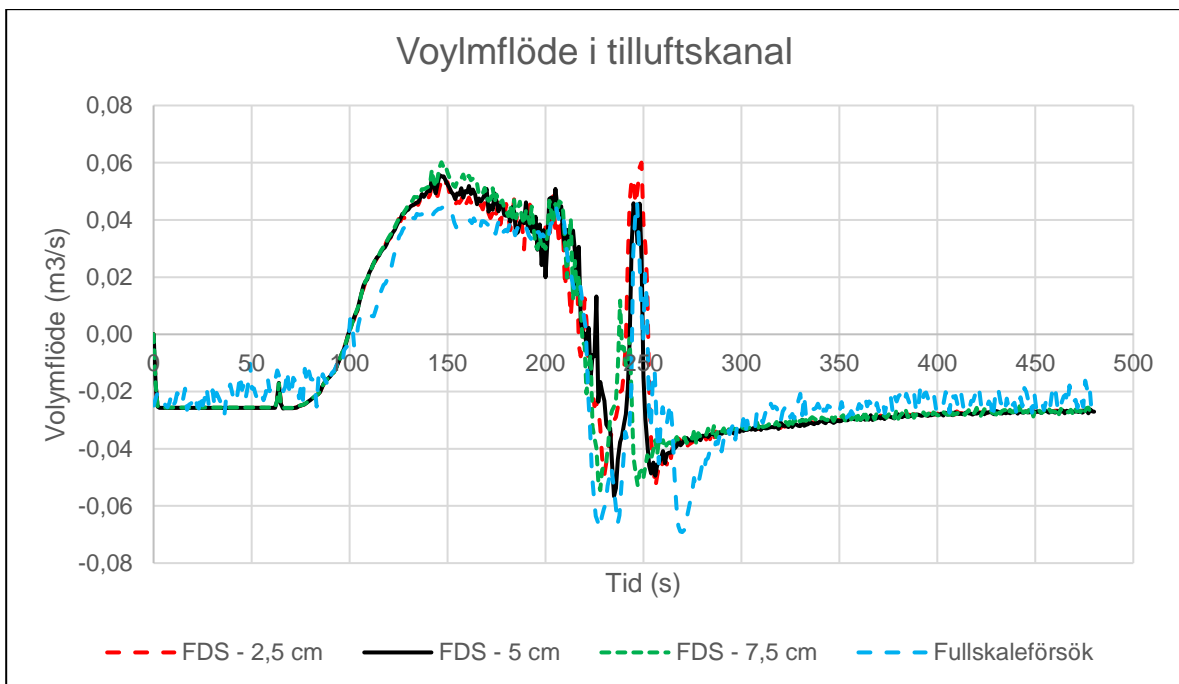
För att säkerställa att använd cellstorlek är tillfyllest har en gridanalys genomförts. Beräkningar har genomförts med kubiska celler med sida 7,5 cm, 5 cm och 2,5 cm. Analysen visar att resultat från simuleringar med celler med sidor 5 cm och 2,5 cm konvergerar och är närmare resultat från fullskaleförsök än i fallet med celler med sida 7,5 cm. Slutsats utifrån genomförd gridanalys är att kubiska celler med sidan 5 cm bedöms som tillräckligt aktuellt fall. Resultat från gridanalysen redovisas i figurer nedan.



Figur 20. Resultat från gridanalys - temperatur i rummet.



Figur 21. Resultat från gridanalys - tryck i rummet.



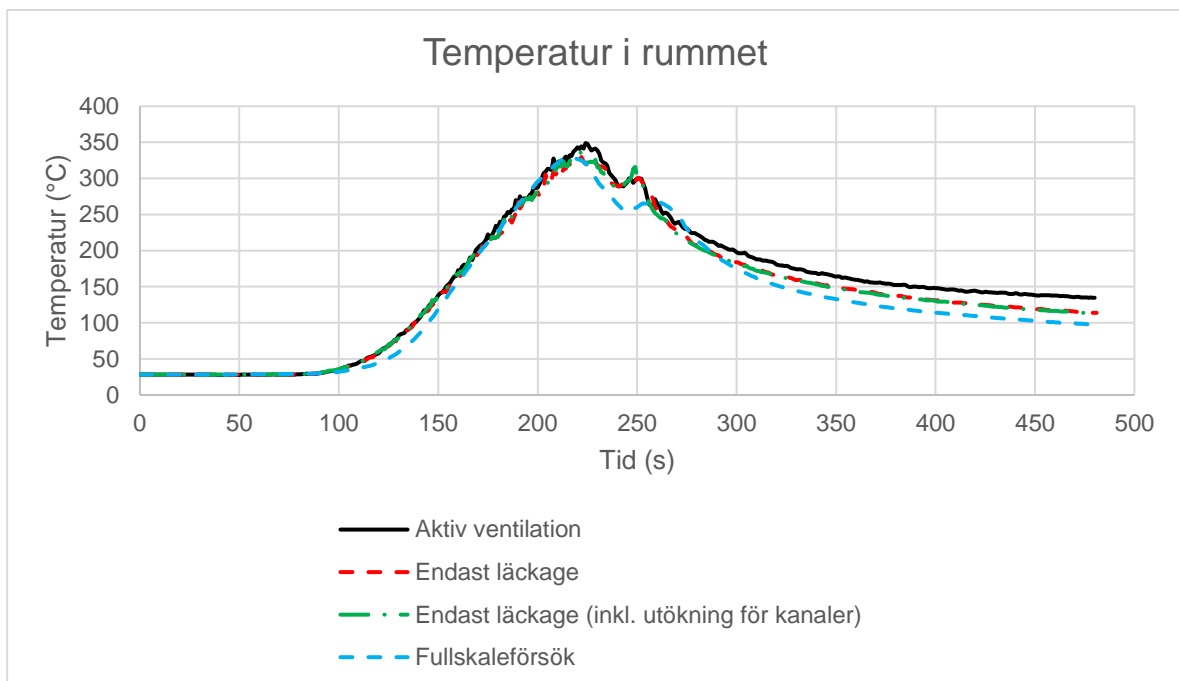
Figur 22. Resultat från gridanalys - volymlöde i tilluftskanal.

5.1.7 Förenklad modell

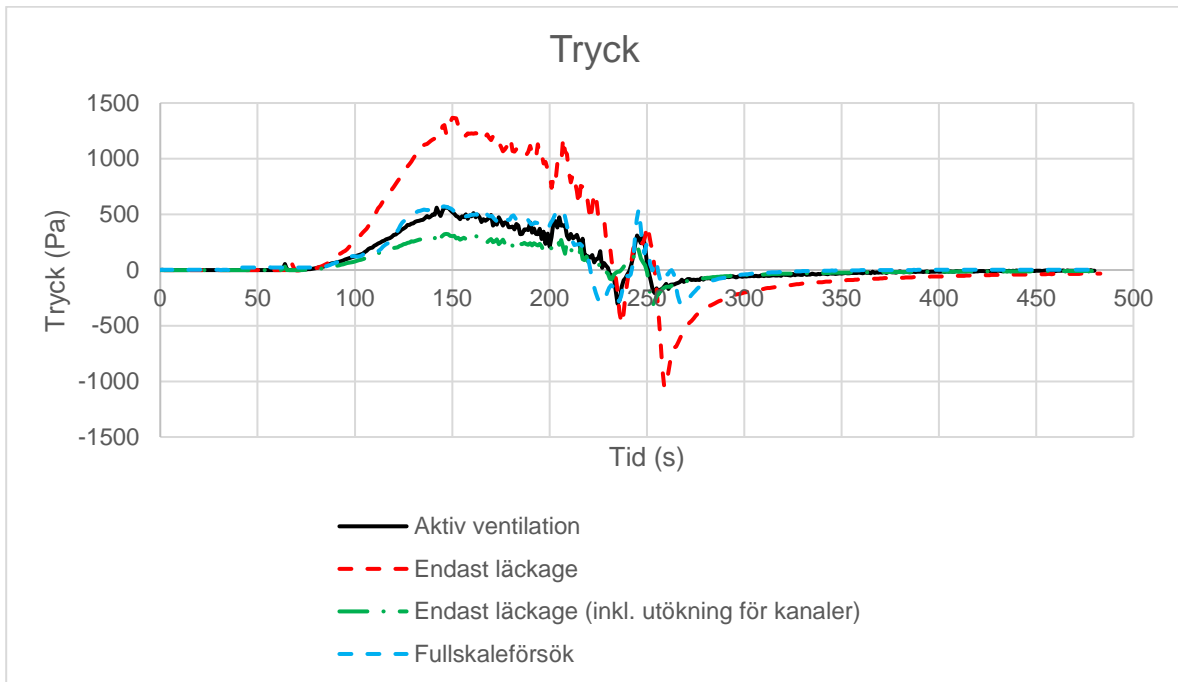
I detta avsnitt redovisas resultat från FDS-beräkningar gjorda med förenklad modell där ventilationssystemet inte simuleras i FDS.

Figur 23 visar resultat över temperatur i rummet och Figur 24 visar resultat över tryck i rummet. "Aktiv ventilation" är samma som grundfallet vars resultat är tidigare redovisat, "endast läckage" är simulering utan ventilation i FDS och utan hänsyn till läckage vid don och "endast läckage (inkl. utökning för kanaler)" är simulering utan ventilation i FDS men med utökat läckage för att ta hänsyn till ventilationsdonen i rummet.

Beräkningar visar att medeltemperaturen i rummet på ett bra sätt fortfarande predikteras i FDS, trots de förenklade modellerna, medan trycket markant avviker från fullskaleförsök.



Figur 23. Resultat från FDS när förenklad modell tillämpats - medeltemperaturer i rummet.



Figur 24. Resultat från FDS när förenklad modell tillämpats - tryck i rummet.

5.2 Resultat från PFS

I detta avsnitt redovisas resultat från PFS-beräkningarna där beräkningarna är baserade på den uppmätta temperaturutvecklingen i brandrummet i fullskaleförsöken. Resultaten jämförs med uppmätta värden i fullskaleförsöken.

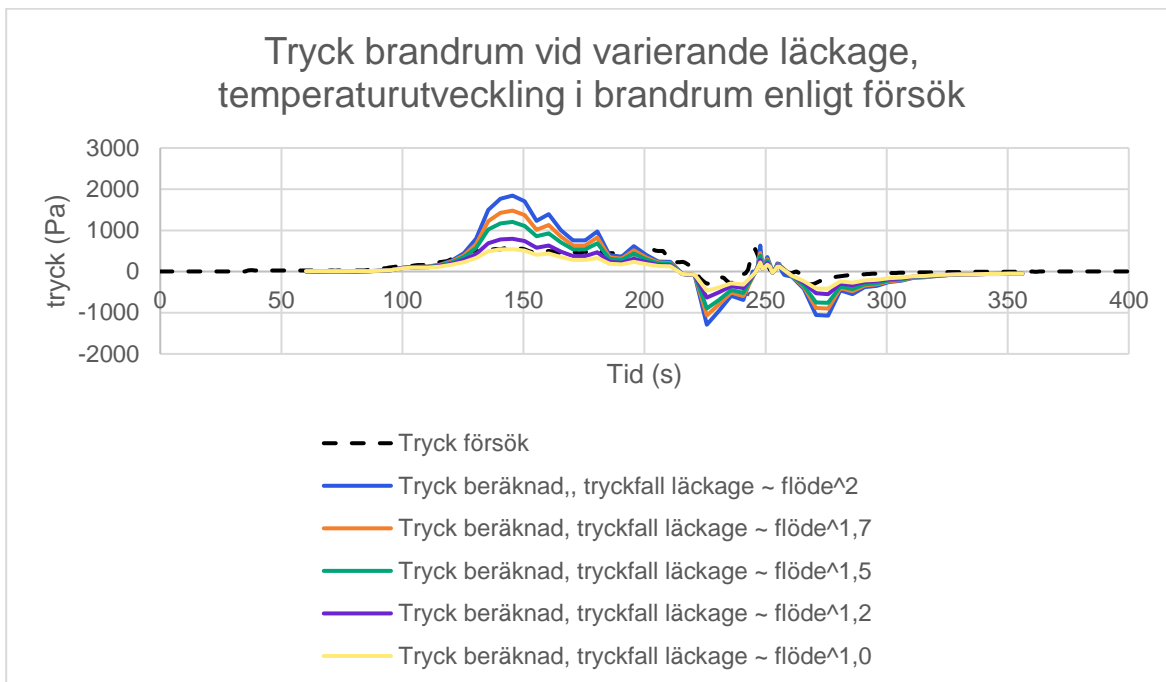
Avsnittet omfattar resultat avseende olika funktioner för läckaget i PFS-modellen samt redovisar skillnaden i resultat vid olika inställningar för frånluftsfläkten (vars exakta frekvens vid de olika fullskaleförsöken är okänd).

5.2.1 Läckage

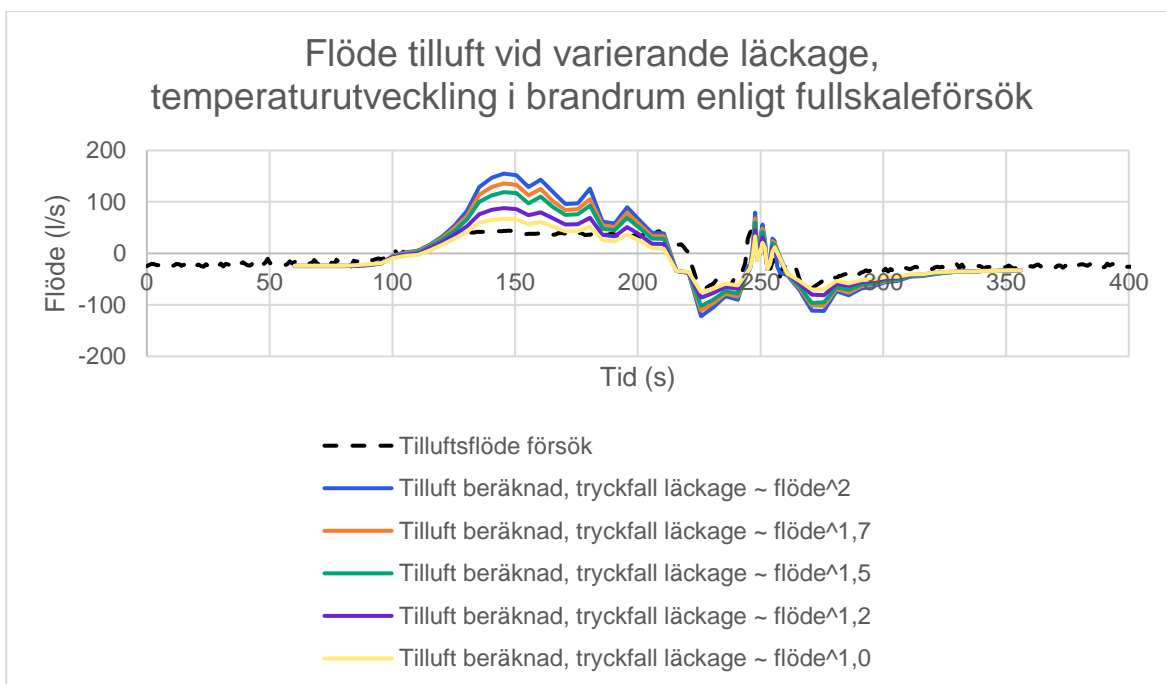
Beräkningarna visar att PFS-beräkningarna följer de olika under- och övertryckfaserna i brandrummet väl. Se Figur 25.

Flöde och tryck i den första perioden av övertryck överskattas generellt av PFS. I den andra perioden av övertryck, då spridning av brandgaser sker via tilluften, underskattas dock flöde och tryck vid låga värden på n ($P \sim q^n$). Se Figur 26 - Figur 30.

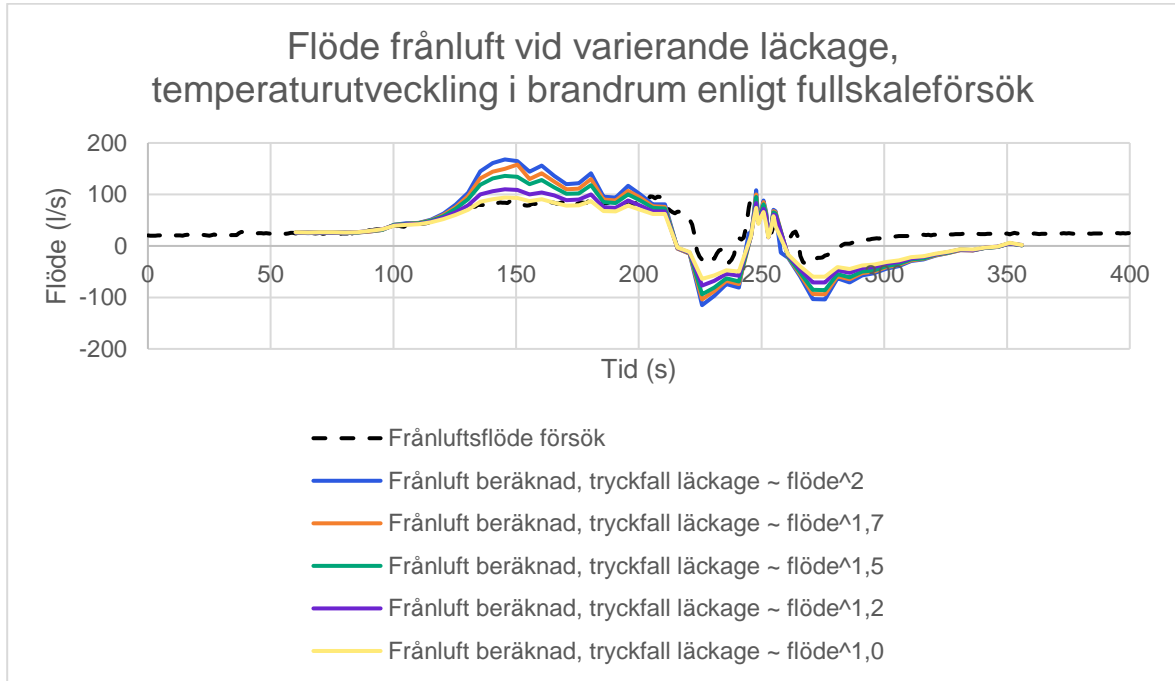
Volymen brandgaser som trycks ut i tilluften uppvisar ett linjärt samband mellan volym och värde på n ($P \sim q^n$). Linjär interpolation ger att överensstämmelsen mellan försök och PFS-beräkning blir bäst vid $n \approx 1,62$. Högre värden på n ger konservativa resultat. Se Figur 31.



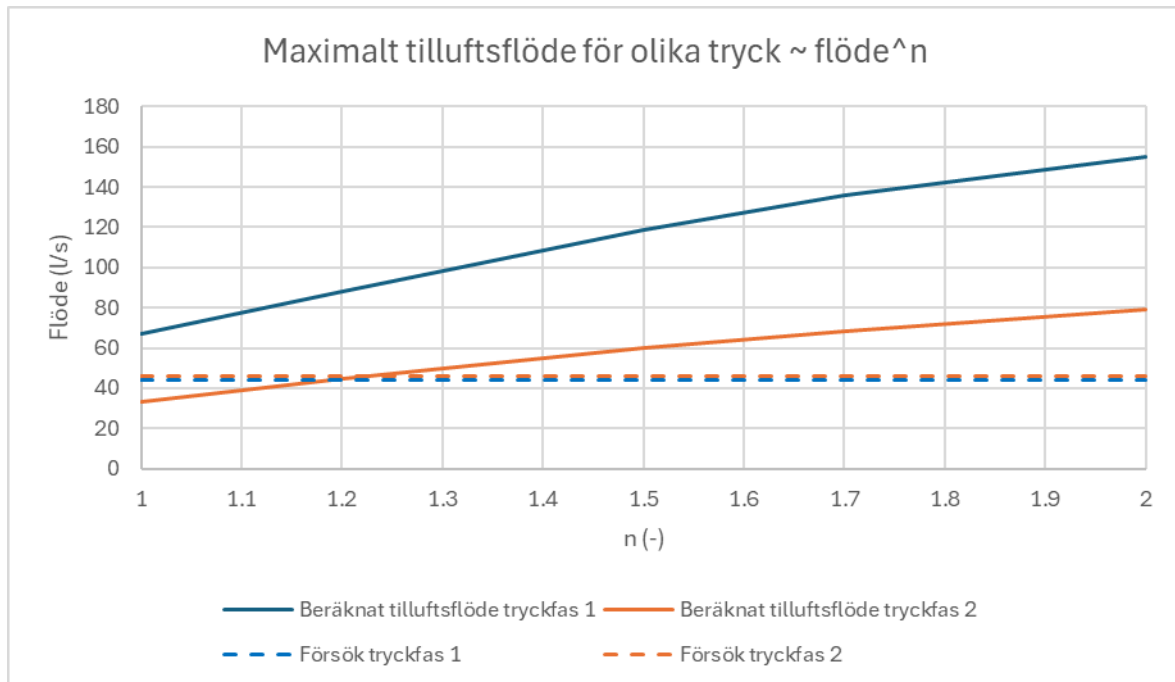
Figur 25. Beräknat tryck i brandrummet vid olika funktioner för läckageberäkningen i PFS.



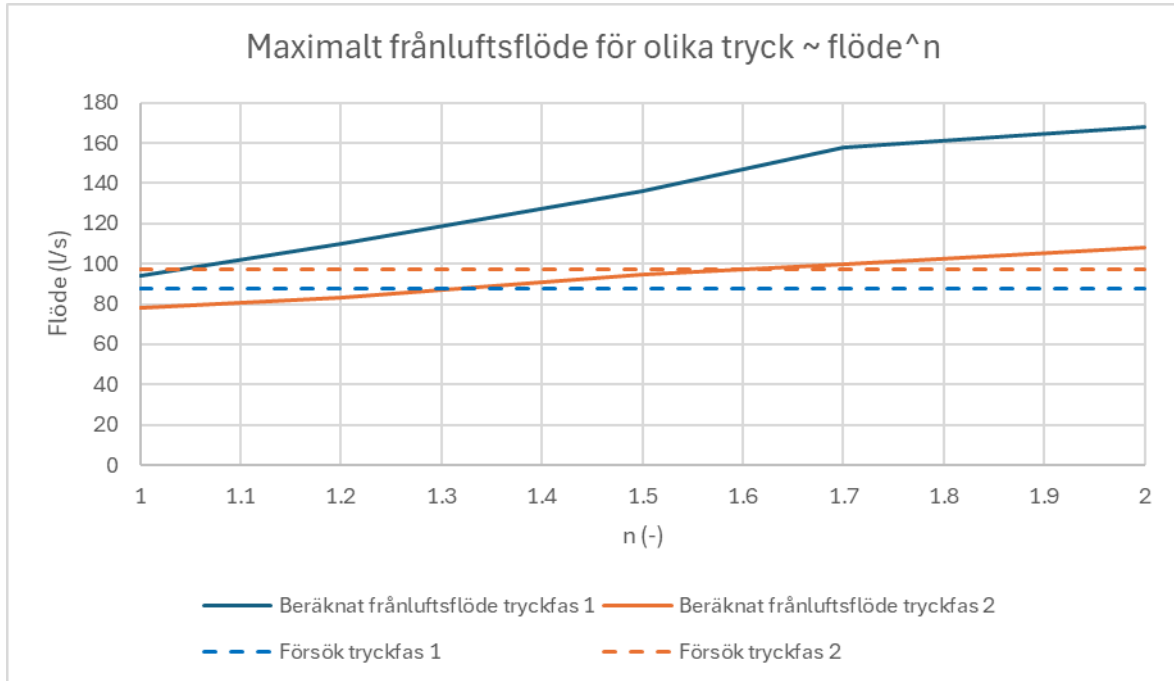
Figur 26. Beräknat flöde i tilluftskanalen från brandrummet vid olika funktioner för läckageberäkningen i PFS.



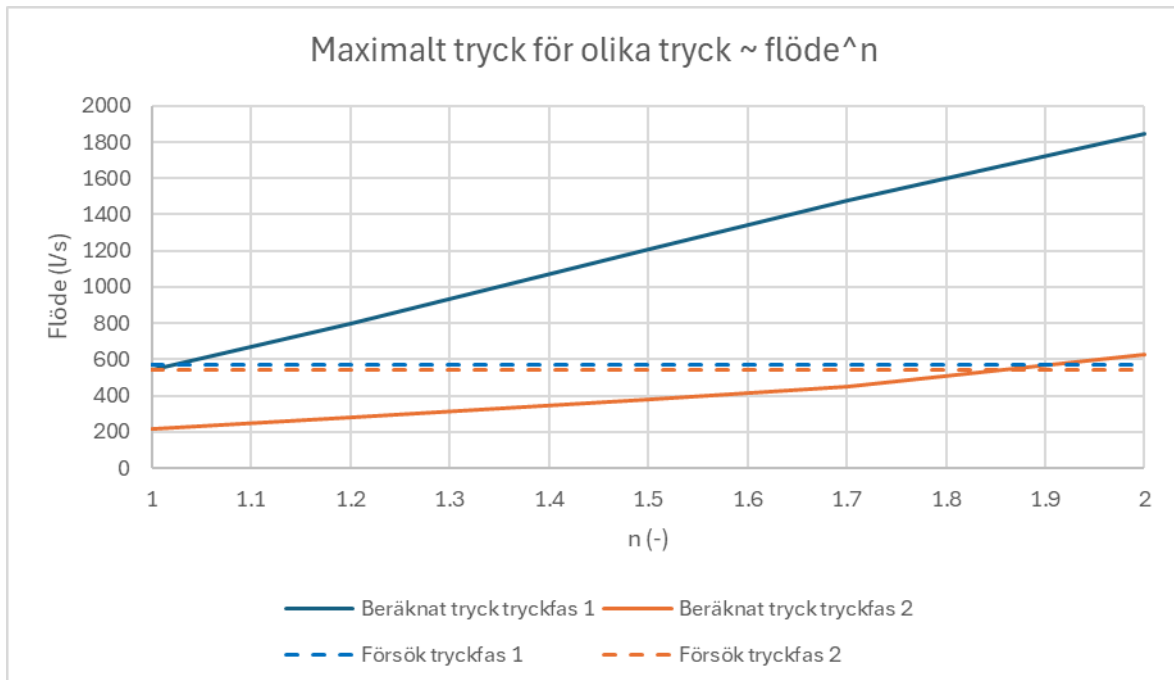
Figur 27. Beräknat flöde i frånluftskanalen från brandrummet vid olika funktioner för läckageberäkningen i PFS.



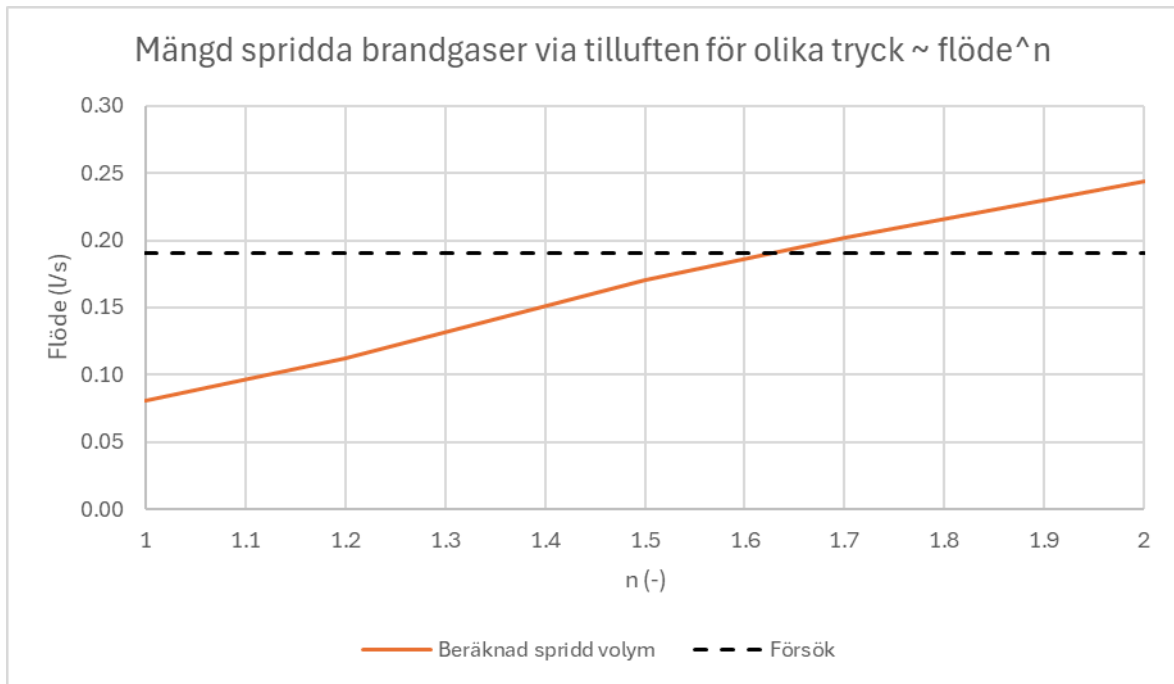
Figur 28. Det maximala flödet i tilluftskanalen från brandrummet i respektive övertrycksfas vid olika funktioner för läckageberäkningen i PFS.



Figur 29. Det maximala flödet i frånluftskanalen från brandrummet i respektive övertrycksfas vid olika funktioner för läckageberäkningen i PFS.



Figur 30. Det maximala trycket i brandrummet i respektive övertrycksfas vid olika funktioner för läckageberäkningen i PFS.



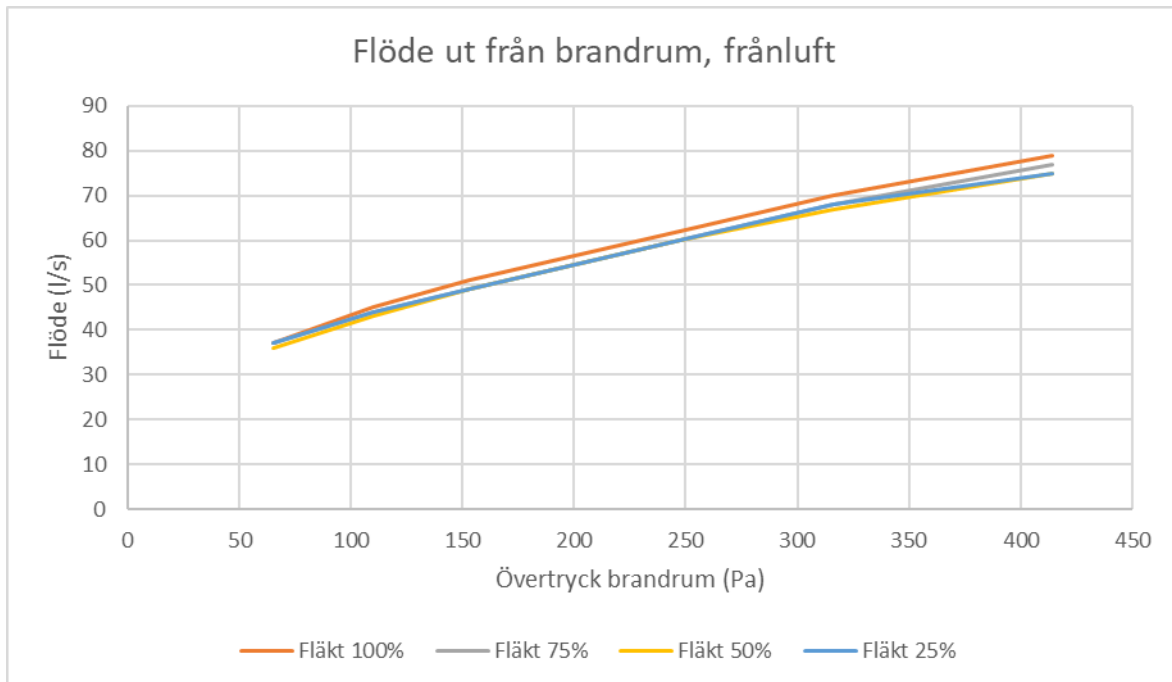
Figur 31. Mängd spridda brandgaser via tilluften vid olika funktioner för läckageberäkningen i PFS.

5.2.2 Frånluftsfläkten

Beräkningarna visar att flödet i frånluftskanalen från brandrummet skiljer 5-10% mellan när frånluftsfläkten går på full frekvens och när fläkten går på 25% av sin fulla frekvens. Se Figur 32. Resultatet blir det samma för tillufts- och läckageflödet från brandrummet.

Den faktor som primärt ändras av frånluftsfläktens frekvens är flödet i frånluftsdonet som vetter mot det fria där flödet blir upp till 300% högre när fläkten går på maximal frekvens jämfört med när den går på 25% av sin maximala frekvens. Påverkan blir störst vid höga brandflöden.

Ovanstående beror på att trycket i brandrummet blir betydligt högre än undertrycket är i frånluftskanalen. Det medför att flödet från brandrummet är mer beroende av övertrycket i rummet än undertrycket i kanalen. Flödet i frånluftsdonet som vetter mot det fria är däremot helt beroende av undertrycket i frånluften.



Figur 32. Skillnad i frånluftsflöde vid olika övertryck i brandrummet och olika inställningar av frånluftsfläktens frekvens (kapacitet).

5.3 Resultat från sammansättning av modeller

I detta avsnitt redovisas resultat från PFS-beräkningarna där beräkningarna är baserade på temperaturutvecklingen i brandrummet enligt FDS-beräkningarna. Resultaten jämförs med uppmätta värden i fullskaleförsöken.

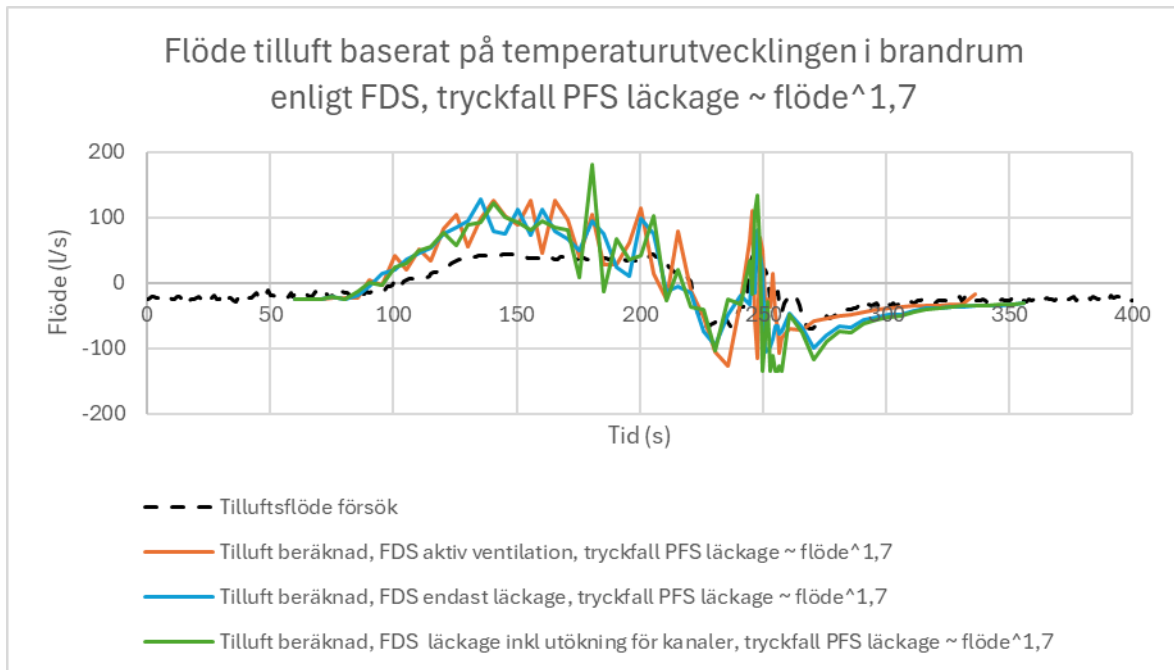
Flödet i till- och frånluft fluktuerar mer när temperaturutveckling i brandrummet baserades på FDS-beräkningarna än i fallen där temperaturutvecklingen i brandrummet baserades på fullskaleförsöken. Tidpunkten för över- och undertrycksfaserna stämmer dock väl med försöken. Flöde och tryck överskattas generellt av PFS i de beräknade scenarierna. Se Figur 33 - Figur 38. Beräknat tryck i brandrummet vid temperaturutveckling enligt de olika FDS-beräkningarna. Läckageberäkningen i PFS baseras på $P \sim q^{2,0}$.

Volymen brandgaser som trycks ut i tilluften underskattas med 10% i fallet då FDS-modellen enbart simuleras med läckage utan hänsyn till don och kanalsystem, och läckaget i PFS beräknas med $n = 1,7$ ($P \sim q^{1,7}$). I övriga fall överskattas volymen brandgaser som trycks ut i tilluften med 5 – 95 %. Se

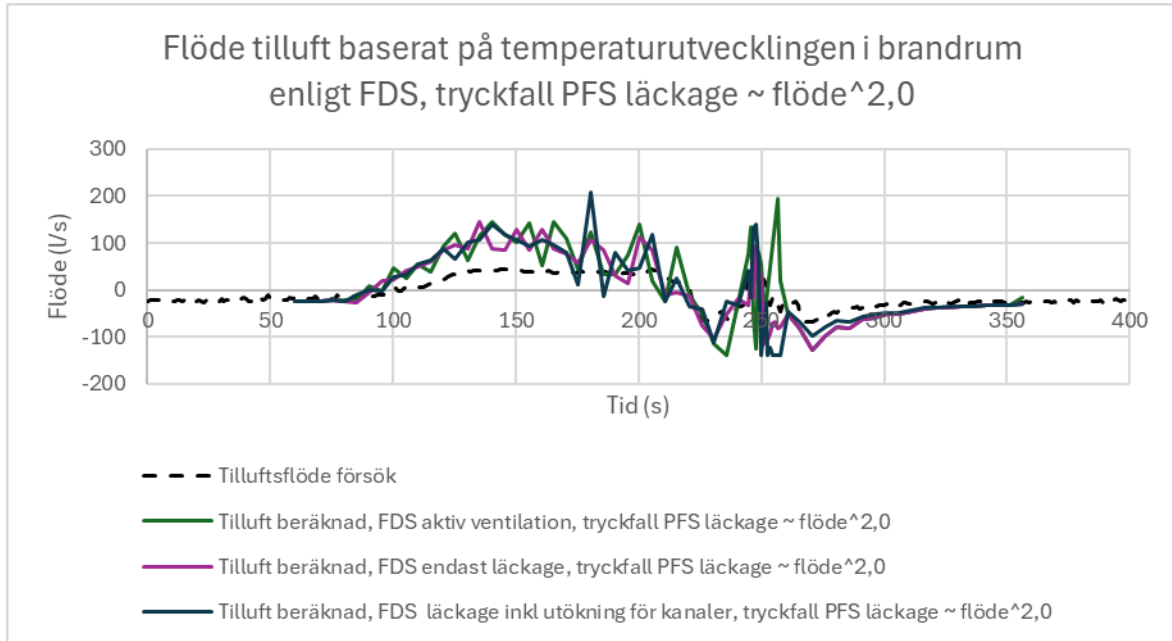
Tabell 4.

Tabell 4. Volym brandgaser som trycks ut i tilluften i de olika scenarierna.

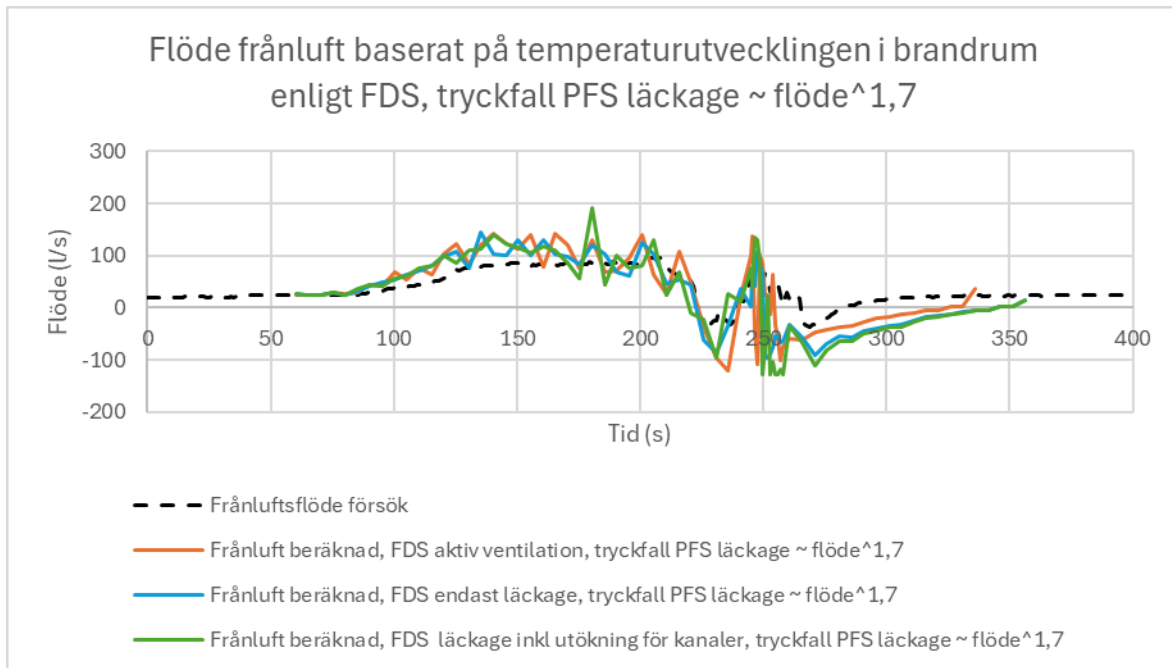
	Volym brandgaser (m ³)	Volym brandgaser (% av brandcellens volym)
Fullskaleförsök	0,19	0,40
FDS aktiv ventilation, tryckfall PFS läckage ~ flöde ^{1,7}	0,30	0,62
FDS aktiv ventilation, tryckfall PFS läckage ~ flöde ^{2,0}	0,35	0,72
FDS endast läckage, tryckfall PFS läckage ~ flöde ^{1,7}	0,17	0,35
FDS endast läckage, tryckfall PFS läckage ~ flöde ^{2,0}	0,20	0,41
FDS läckage inkl utökning för kanaler, tryckfall PFS läckage ~ flöde ^{1,7}	0,33	0,69
FDS läckage inkl utökning för kanaler, tryckfall PFS läckage ~ flöde ^{2,0}	0,37	0,78



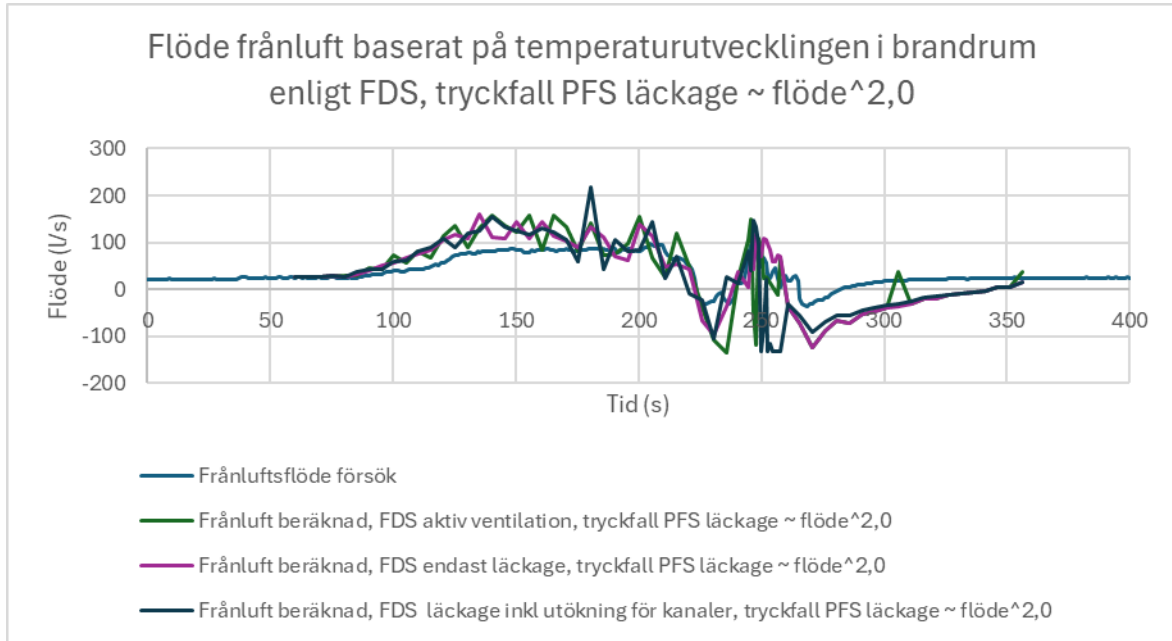
Figur 33. Beräknat flöde i tilluftskanalen från brandrummet vid temperaturutveckling enligt de olika FDS-beräkningarna. Läckageberäkningen i PFS baseras på $P \sim q^{1,7}$.



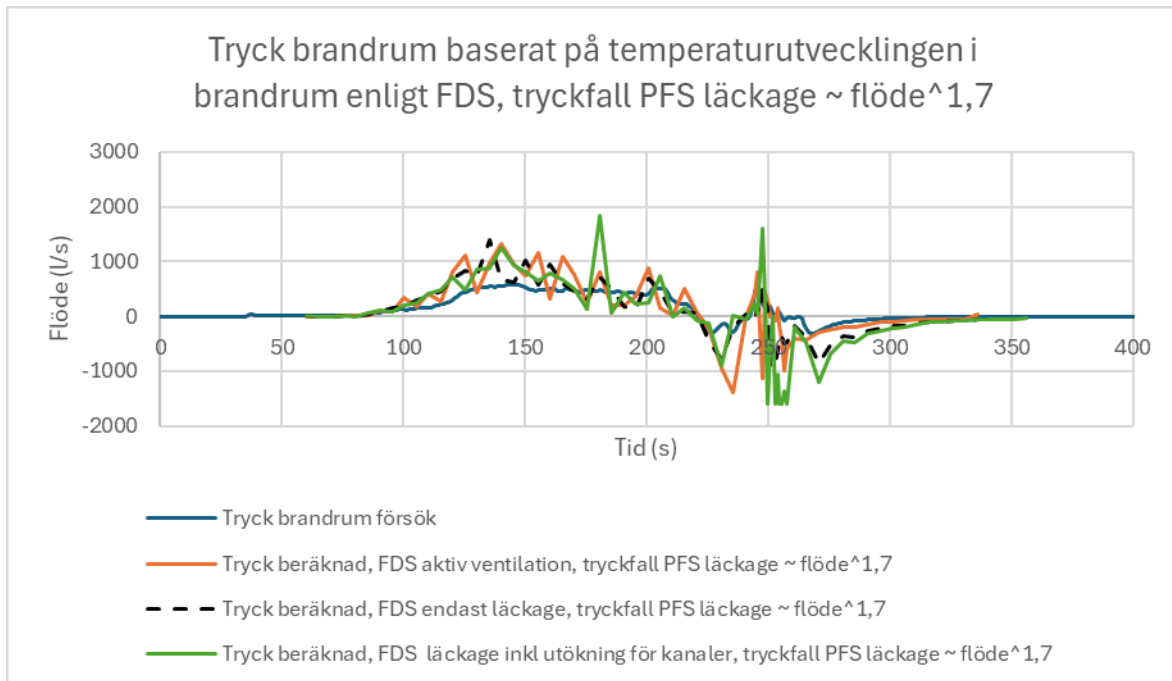
Figur 34. Beräknat flöde i tilluftskanalen från brandrummet vid temperaturutveckling enligt de olika FDS-beräkningarna. Läckageberäkningen i PFS baseras på $P \sim q^{2,0}$.



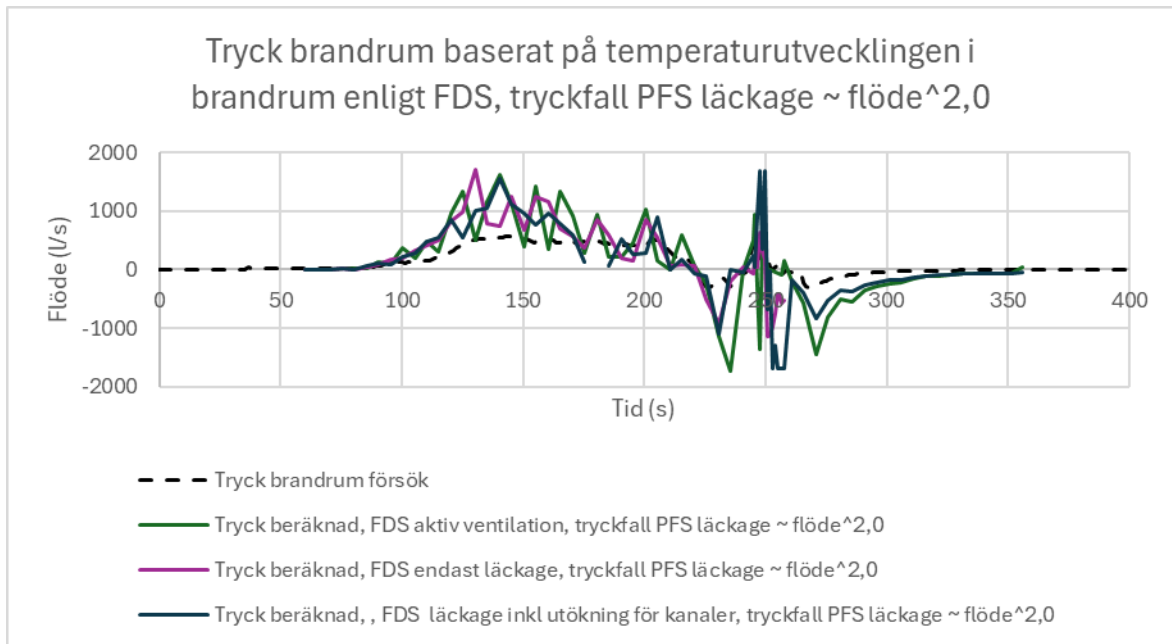
Figur 35. Beräknat flöde i frånluftskanalen från brandrummet vid temperaturutveckling enligt de olika FDS-beräkningarna. Läckageberäkningen i PFS baseras på $P \sim q^{1,7}$.



Figur 36. Beräknat flöde i frånluftskanalen från brandrummet vid temperaturutveckling enligt de olika FDS-beräkningarna. Läckageberäkningen i PFS baseras på $P \sim q^{2,0}$.



Figur 37. Beräknat tryck i brandrummet vid temperaturutveckling enligt de olika FDS-beräkningarna. Läckageberäkningen i PFS baseras på $P \sim q^{1,7}$.



Figur 38. Beräknat tryck i brandrummet vid temperaturutveckling enligt de olika FDS-beräkningarna. Läckageberäkningen i PFS baseras på $P \sim q^{2,0}$.

6. DISKUSSION

6.1 Diskussion resultat FDS

Resultat för effektutveckling över tid där FDS-simuleringar jämförs mot fullskaleförsök visar en stor differens i effektkurvor vid jämförelse. Detta har dock sin förklaring i att effektkurvan från fullskaleförsök var en fiktiv förprogrammerad effektkurva baserad på bränsletillförsel och full syretillgång. I aktuellt fall blir branden tidigt underventilerad vilket innebär att effektutvecklingen även i fullskaleförsök minskar en tid in i brandförloppet (det noterades under fullskaleförsöken att gasolen efter en stund in i brandförloppet inte förbrändes fullständigt). Den goda överensstämmelsen i temperatur i rummet styrker detta, om effektutvecklingen i fullskaleförsöket ökat så som den förprogrammerade kurvan hade medeltemperaturen i brandrummet inte stämt lika väl överens med utdata från FDS-simuleringar som den nu gör. Med andra ord är jämförelse avseende effektutveckling över tid redovisad i graf i avsnitt 5.1.1 endast representativ initialt i brandförloppet. Troligt är att effektutvecklingen överensstämmer väl under hela det studerade förloppet med tanke på den goda överensstämmelsen i temperatur.

Resultat över nivåer på toxiska gaser i tilluftskanal visar att det är en liten tidsskillnad mellan topparna i FDS och i fullskaleförsöket. Denna skillnad förekommer i alla studerade scenarier. En trolig förklaring är att brandgaserna i fullskaleförsöken passerade genom en torkutrustning före analys, det vill säga det fanns en viss tidsfördröjning innan analysen gjordes. När man jämför topparna, CO och CO₂, avseende när i tiden dessa inträffar, med den andra positiva toppen i tryck och volymflöde i tilluftskanalen är det tydligt att resultaten från FDS visar en bättre överensstämmelse. Maxvärde avseende kolmonoxidhalt och koldioxidhalt i tilluftskanalen i fullskaleförsöket uppnås samtidigt som det är ett undertryck i rummet, och luft flödar in i rummet, vilket inte är rimligt. Om tidsfördröjningen till analys inte hade funnits i fullskaleförsöket bedöms det troligt att topparna, resultat från FDS jämfört med resultat från fullskaleförsök, hade sammanfallit i tid.

Sammanställning över ackumulerad mängd spridd kolmonoxid i tilluftskanalen visar att antaganden om tidsförskjutningen som nämns i föregående stycke har stor inverkan på framräknad mängd spridd kolmonoxid i fullskaleförsöket. I [4] antogs en tidsförskjutning om 39 sekunder för mätning av kolmonoxid vilket ger en stor underskattning i ackumulerad mängd jämfört med vissa av FDS-simuleringarna. När tidsförskjutningen i fullskaleförsöket justerades till 27 sekunder för att sammanfalla med tiden mellan topparna i flöde och kolmonoxid korrelerar den ackumulerade mängden bättre med resultat från FDS. Observera att tidsförskjutningen som diskuteras här inte inverkar på FDS-resultaten utan endast påverkar vid jämförelse mot fullskala. Observera även att antaganden om tidsförskjutningen endast är inkluderad i grafer avseende ackumulerad mängd spridd kolmonoxid och inte i övriga grafer i denna rapport. Det kan dock konstateras att det förekommer en osäkerhet avseende tidsförskjutningen i fullskaleförsöket och att denna påverkar framräknade resultat och jämförelser avseende ackumulerad mängd spridd kolmonoxid i tilluftskanalen.

Genomförda FDS-beräkningar är "intrimmade" i den mån att indata till viss del justerats till dess att bäst överensstämmelse med fullskaleförsök uppnåddes (t.ex. avseende FREE_BURN_TEMPERATURE och LEAK_PRESSURE_EXPONENT). Vidare är information avseende grundläckage, ventilationssystemets uppbyggnad med mera i aktuellt fall väl beskrivet och tillgängligt som underlag, vilket inte alltid är fallet i faktiska projekt. Eftersom det är utmanande att få samma exakta ingångsdata i faktiska projekt som i fullskaleförsöket så föreslås att den

förenklade modellen och det förenklade tillvägagångssättet enligt avsnitt 4.2.2 nyttjas. Ett sådant tillvägagångssätt reducerar antalet parametrar vilka kan vara förknippade med osäkerhet samt att utmaningar som finns kopplat till förbränningsmodellen i FDS då även är av mindre vikt, även om ansatsen även i ett sådant fall ska vara att nå så representativa inställningar som möjligt.

I den förenklade modellen simuleras inte ventilationssystemet med HVAC-modellen utan luftutbyte med omgivningen sker i modellen i dessa fall endast genom läckage genom omgivande konstruktioner. Resultat från beräkningar med förenklad modell i FDS visar att temperaturutvecklingen inom brandrummet är väldigt lik de resultat som erhöles vid användandet av mer avancerad modell där ventilationssystemet simuleras med hjälp av HVAC-modellen. För mest konservativt resultat bör läckage simuleras inklusive utökning för kanaler. Trycket i rummet i simuleringar med förenklad modell avviker kraftigt från fullskaleförsök, vilket framför allt för scenario med endast grundläckage är förväntat. Vid användande av det förenklade tillvägagångssättet är dock temperaturutvecklingen i rummet det som är av primärt intresse då denna utdata sedermera kan agera indata i PFS-beräkningar.

6.2 Diskussion resultat PFS

Beräkningarna visar att PFS på ett mycket bra sätt följer de olika faserna av över- och undertryck. I den första övertrycksfasen överskattar PFS dock tryck och flöde. Överensstämmelsen är bättre i den andra övertrycksfasen. Att överensstämmelsen är bättre i den andra tryckfasen är inte det förväntade resultatet eftersom det uppmätta läckaget från brandrummet var större efter fullskaleförsöken än före försöken. Med tanke på att PFS-modellen använder läckagevärdet före försöken i beräkningen så hade det förväntade resultatet snarast varit en större överskattning av tryck och flöde i den andra övertrycksfasen.

Beräkningarna visar att överensstämmelsen mellan tryck och flöde i den första övertrycksfasen blir bäst då tryckfallet över läckagearean ansätts som proportionerligt till flöde upphöjt till 1,05 ($P \sim q^{1.05}$). I den andra övertrycksfasen blir resultatet bäst då tryckfallet över läckagearean ansätts som proportionerligt till flöde upphöjt till 1,62 ($P \sim q^{1.62}$). Dessa resultat ska värderas med försiktighet då anledningen till överensstämmelsen i lika eller större grad kan bero på att läckaget i försöken ökade på grund av tryckets påverkan på konstruktionen. I projektering används normalt att tryckfallet över läckagearean ansätts som proportionerligt till flödet upphöjt till 2,0 ($P \sim q^{2.0}$) vilket beräkningarna visar är ett konservativt värde. Resultaten i denna rapport kan inte användas för att styrka ett lägre värde.

Ovanstående resultat medförde att i beräkningarna där temperaturutvecklingen i brandrummet baserades på FDS så ansattes tryckfallet över läckagearean som proportionerligt till flödet upphöjt till 1,7 respektive 2,0. Fall som underskattar flödet i den andra övertrycksfasen är inte relevant att studera vidare då det är under denna fas som brandgaser nått ner till tilluftsdonet och brandgasspridning via tilluften sker.

6.3 Diskussion resultat från sammansättning av modeller

Beräkningarna visar att en temperaturanalys i FDS och en spridningsberäkning i PFS baserat på temperaturutvecklingen i FDS-modellen på ett tämligen bra sätt följer de olika faserna av över- och undertryck. Tryck och flödesprofilerna i PFS-beräkningen blir mer fluktuerande i den första övertrycksfasen än i försöken, men tiderna för över- och undertryck stämmer mycket väl.

Fluktuationerna under den första övertrycksfasen påverkar inte volymen brandgaser som trycks ut i tilluften eftersom brandgaser inte nått ner till tilluftsdonet i denna fas. Skillnaden blir därför inte

avgörande för den faktor som är väsentligast för denna rapport och därför har skillnaden inte analyserats djupare.

Tryck och flöde överskattas i samtliga faser när PFS-beräkningarna baseras på temperaturutvecklingen i FDS och läckagearean ansätts som proportionerligt till flödet upphöjt till 1,7 respektive 2,0. Att läckagearean ansätts som 2,0 ger högre överskattning än när den ansätts till 1,7. Se dock avsnitt 6.2 avseende denna faktor.

Resultaten visar att en förenklad FDS-modell som enbart innehåller omgivande konstruktionsläckage och inte tar hänsyn till flödet i ventilationskanalerna ger den bästa överensstämmelsen med försöken avseende volymen brandgaser som trycks ut i tilluften. Detta bedöms dock bero mer på att läckaget ökade i försöken när övertrycket i brandrummet blev högt, snarare än att detta är den bästa FDS-modellen för att beräkna temperaturutvecklingen i brandrummet. I fullskaleförsöken utgjordes väggarna och tak av regler med enkelsidig Promatect. Väggar och tak med dubbelsidig och dubbla lager skivmaterial eller av betong kan troligtvis medföra att läckageökningen blir mindre. Därför rekommenderas inte FDS-beräkningar med enbart läckaget i konstruktionen då det inte bedöms säkerställt att resultaten inte skulle underskatta spridningen vid andra konstruktioner med mindre läckageökning.

Resultaten visar att FDS-modellerna som innehåller kanalsystemet simulerat med den inbyggda HVAC-modellen, eller förenklad modell inklusive utökat läckage för don, gav resultat väl på säkra sidan jämfört med försöken. I fallet med HVAC-modellen överskattades den spridda volymen med 84 % och i fallet med utökat läckage med 94 %. Detta är en betydande överskattning som bedöms ge säkerhetsmarginaler så att metoden är tillämpbar även vid mer robusta omgivande konstruktioner.

Resultaten visar att det är avgörande att FDS-simuleringen även omfattar den andra övertrycksfasen och inte avslutas vid den första undertrycksfasen. Det är under den andra övertrycksfasen som brandgaser nått ner till tilluftsdonen och trycks ut i tilluften.

Det ska noteras att den andra övertrycksfasen kännetecknas av snabba pulseringar mellan över- och undertryck och att det är i denna fas brandgaser trycks ut i tilluften. Respektive puls är enbart en till ett par sekunder lång. Mönstret är lika i försök och beräkningar. Hastigheten i ventilationskanalen är enligt PFS-beräkningarna vid dessa perioder ca 10 m/s vilket medför att alla brandgaser som trycks ut i tilluften inte hinner nå en annan brandcell innan de dras in i brandrummet igen.

Att brandgaser dras tillbaka in i brandrummet i undertrycksfaserna medför också att mindre tillkommande syre dras in i volymen, vilket också bidrar till mindre effektutveckling och lägre temperaturutveckling i denna fas. Detta skulle kunna vara en delförklaring till de konservativa resultaten av beräkningarna jämfört med fullskaleförsöken.

Sammantaget ger beräkningsmetoden betydande konservatism avseende resultat av spridd volym via tilluftssystemet.

7. SLUTSATS

Genomförda FDS-beräkningar visar att FDS kan användas för att simulera scenarier med lågt placerade tilluftsdon och detta bedöms även gälla för brandceller som har en annan utformning och storlek än brandcellen i fullskaleförsöket. Det finns dock vissa utmaningar kopplat till underventilerade förhållanden, främst i form av prediktering av toxiska gaser. Resultaten som presenteras i avsnitt 5.1 visar att trycket i rummet och flödet genom tilluftskanalen till hög grad överensstämmer med experimentella data och detsamma gäller resultat över medeltemperaturen i rummet.

Resultaten visar att det är avgörande att FDS-simuleringen även omfattar den andra övertrycksfasen och inte avslutas vid den första undertrycksfasen. Det är den andra övertrycksfasen som är intressant när spridningen av brandgaser ska analyseras.

Genomförda FDS-beräkningar är "intrimmade" i den mån att indata till viss del justerats till dess att bäst överensstämmelse med fullskaleförsök uppnåddes. I faktiska projekt är det utmanande att få samma exakta ingångsdata. Den förenklade modellen och det förenklade tillvägagångssättet enligt avsnitt 4.2.2 föreslås nyttjas även om FDS, som beräkningsmodell, till stor utsträckning kan prediktera resultat vid lågt placerade tilluftsdon och underventilerad brand med HVAC-modellen.

Resultaten som presenteras i avsnitt 5.1.5 avseende spridning av toxiska gaser i tilluftskanalen visar att användandet av *two-step simple chemistry*, och yelder baserade på välventilerade förhållanden, ökar spridningen av kolmonoxid jämfört med simuleringar med *one-step simple chemistry* och samma yelder som indata. I det studerade scenariot ledde *two-step simple chemistry* till och med till den bästa matchningen med resultat från fullskaleförsök vad gäller maxnivåer i tilluftskanalen. Jämförelser avseende den ackumulerade mängden kolmonoxid som spreds i tillförelkanalen är osäkra då tidsförskjutningen för analys av gaser i fullskaleförsöket inte är helt känd. Vid justerad tidsförskjutning enligt beskrivet i avsnitt 6.1 är den ackumulerade mängden något underskattad i FDS med nämnda inställning. Detta leder till slutsatsen att det finns en risk att användningen av denna inställning inte är konservativ när det gäller analys av lågt placerade tilluftsdon. Att använda *one-step simple chemistry* i kombination med yelder baserade på underventilerade förhållanden är ett mer konservativt tillvägagångssätt och, totalt sett till alla genomförda simuleringar och jämförelser, en metod som är mer överensstämmande med resultaten från fullskaleförsöken.

Möjlighet finns till ett förenklat tillvägagångssätt där en förenklad modell används i FDS i kombination med spridningsberäkning i PFS. Genomförda beräkningar vid användande av en förenklad FDS-modell, vars resultat presenteras i avsnitt 5.1.7, visar att medeltemperaturen i rummet är väldigt lik de resultat som erhöles vid användandet av mer avancerad modell där ventilationssystemet simuleras med hjälp av HVAC-modellen. För mest konservativa resultat bör läckage i den förenklade modellen simuleras inklusive utökning för kanaler. Vid projektering förordas det förenklade tillvägagångssätt när detta bedöms vara möjligt.

Genomförda beräkningar i PFS visar att PFS-modellen på ett bra sätt fångar brandens olika över- och undertrycksfaser och ger konservativa resultat avseende tryck och flöde samt volym brandgaser som trycks ut i tilluften. Speciellt blir resultaten konservativa när tryckfallet över läckaget ansätts som proportionerligt mot flödet upphöjt till 2, vilket är det vanliga antagandet vid projektering. Mängden brandgaser som trycks ut i tilluften blir också konservativt, vilket indikerar att metoden kan vara tillämpbar för att påvisa kravet på en maximal spridningsvolym mellan

brandceller. Genom att enbart beräkna spridd volym kan osäkerheterna i beräkningen av toxiska gaser i FDS undvikas vid verifiering av en systemutformning med lågt sittande tilluftsdon.

8. VÄGLEDNING FÖR PROJEKTÖRER

Nedan ges en vägledning för hur projektörer ska kunna använda resultaten från denna rapport vid projektering.

8.1 FDS-simuleringar

Oavsett om förenklad eller mer avancerad analys väljs (modellering av ventilationssystemet eller ej i FDS):

- Ta noga hänsyn till val av *Extinction model* och speciellt om FDS-versioner innan FDS 6.8.0 används. *Extinction model 1* förordas.
- Gör en noggrann bedömning över läckage/m² för omgivande konstruktioner inklusive om/hur läckaget kan tänkas öka vid ökat tryck. Läckage simuleras förslagsvis genom som ett bulkläckage genom att använda tryckzoner.
- Genomför gridanalys för att säkerställa att valda cellstorlekar är tillfyllest.
- Ta noga hänsyn till uppbyggnad av omgivande konstruktioner (sammansättning och materialdata).
- Om möjligt begränsa beräkningsdomänen till en mesh för att reducera osäkerheterna.
- Ta ut utdata (DEVC) för varje sekund av simuleringen.
- Säkerställ att simuleringen är tillräckligt lång för att även omfatta den andra övertrycksfasen.
- Gör en rimlighetsbedömning över erhållna resultat.

Om förenklad analys väljs där ventilationssystemet inte modelleras i FDS (förordas):

- Räkna fram ett läckage som motsvarar ventilationsdonen i rummet (till- och frånluft) som inte simuleras. Ansätt läckage som "grundläckage" samt utökning för ventilationsdon.

Om mer avancerad analys väljs där ventilationssystemet modelleras i FDS via HVAC-modellen:

- Använd PFS för att räkna fram tryckfall och i förlängningen förlustkoefficienter i FDS för olika kanalsegment.
- Simulera ventilationssystemet i FDS utan brand för att se att initiala flöden innan brandstart är i linje med förväntat.
- Om spridning av toxiska gaser ska analyseras överväg att göra simuleringar med både *one-step simple chemistry* och *yields* baserade på underventilerade förhållanden och *two-step simple chemistry* och *yields* baserade på välventilerade förhållanden. Genom att göra simuleringar med båda dessa inställningar kan troligtvis en bättre bild över mängd toxiska gaser som spridas via tilluften erhållas.

8.2 PFS-simuleringar

- Ansätt tryckfallet över läckaget som proportionerligt mot flödet upphöjt till 2 (t-funktionen i PFS)
- För att beräkna volymen brandgaser som trycks ut i tilluften behöver enbart perioden från att brandgaser når ner till tilluftsdonet tills att den andra övertrycksfasen är över beräknas i detalj i PFS. Några beräkningstidpunkter före och efter denna fas är dock rekommenderat för att säkerställa att förloppet som helhet med övertryck och undertryck följer förväntat mönster och ligger inom rimliga värden.

- Rekommenderat värde på Δt under spridningstiden är 1 sekund.

Det finns möjlighet att förfina spridningsberäkningen genom att även ta hänsyn till mängden brandgaser som sugts tillbaka in i brandrummet i pulserna mellan över- och undertryck. Detta reducerar mängden spridda brandgaser men kräver att hastigheten i ventilationskanalerna och deras volym inkluderas som en del av analysen.

REFERENSER

- [1] Boverket, "Skydd mot brandgasspridning via ventilationssystem med fläktar i drift," Boverket, Karlskrona, 1994.
- [2] H. Nyman och H. Ingason, "Rumsbrand med lågt placerade ventilationsdon - modellskaletförsök, SP Rapport 2014:79," SP, Borås, 2014.
- [3] F. Lovén, "Brandförsök – låga don. Fullskaleförsök – kan lågt placerade ventilationsdon förhindra brandgasspridning mellan brandceller?," Södra Älvsborgs Räddningstjänstförbund, Borås, 2020.
- [4] H. Nyman, J. Rönnbäck och A. Mossberg, "Lågt placerade tilluftsdon - Lärdomar från fullskaleförsök," 2021.
- [5] K. McGrattan, S. Hostikka, J. Floyd, R. McDermott, M. Vanella och E. Mueller, "Fire Dynamics Simulator User's Guide, NIST Special Publication 1019, Sixth Edition," National Institute of Standards and Technology, U.S. Department of Commerce, Washington DC, USA.
- [6] J. Wahlqvist och P. van Hees, "Validation of FDS for large-scale well-confined mechanically ventilated fires scenarios with emphasis on predicting ventilation system behavior," *Fire Safety Journal*, vol. 62, pp. 102-114, 2013.
- [7] G. Forney, "Smokeview, A Tool for Visualizing Fire Dynamics Simulation Data, Volume I: User's Guide, NIST Special Publication 1017-1, Sixth Edition," National Institute of Standards and Technology, U.S. Department of Commerce, Washington DC, USA.
- [8] Föreningen för Brandteknisk Ingenjörsvetenskap (BIV), "CFD-beräkningar med FDS," 2013.
- [9] "FDS and Smokeview Discussions," [Online]. Available: <https://groups.google.com/forum/#!topic/fds-smv/1RnSGM4rPul>.
- [10] K. McGrattan, S. Hostikka, S. Floyd, R. McDermott, M. Vanella och E. Mueller, "Fire Dynamics Simulator Technical Reference Guide, Volume 2: Verification, NIST Special Publication 1018-2, Sixth Edition," National Institute of Standards and Technology, U.S. Department of Commerce, Washington DC, USA.
- [11] K. McGrattan, S. Hostikka, J. Floyd, R. McDermott och M. Vanella, "Fire Dynamics Simulator Technical Reference Guide, Volume 3: Validation, NIST Special Publication 1018-3, Sixth Edition," National Institute of Standards and Technology, U.S. Department of Commerce, Washington DC, USA.
- [12] M. D. F. D. Lars Jensen, Arbetsbänk för PFS: datorprogram för installationstekniska flödessystem, Lund: Inst för Byggnadskonstruktionslära, Installationsteknik LTH, Lunds universitet, 1993.

- [13] J. L., Uppdatering av PFS 2008, Lund: Avdelning Installationsteknik, LTH, Lunds universitet, 2008.
- [14] B. Backvik, T. Fagergren och L. Jensen, "Installationsbrandskydd," Brandskyddslaget, Stockholm, 2008.
- [15] B. Hägglund, K. Nireus och P. Werling, "Pressure rise due to fire growth in a closed room : Description of three full-scale tests," Försvarets forskningsanstalt, Stockholm, 1996.
- [16] L. Jensen, "Säker brandgasspridning med låga tilluftsdon, Rapport TVIT--21/7126," Avdelningen för installationsteknik, Institutionen för bygg- och miljöteknologi, Lunds tekniska högskola, Lunds universitet, 2021.
- [17] "FDS and Smokeview Discussions," [Online]. Available: <https://groups.google.com/g/fds-smv/c/fmXt-25eJfA/m/jNT7hrzBAgAJ>.
- [18] SFPE, SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, Fifth Edition, New York: Springer, 2016.
- [19] K. McGrattan, R. McDermott och J. Floyd, "A SIMPLE TWO-STEP REACTION SCHEME FOR SOOT AND CO PREDICTION IN FDS," i *PROCEEDINGS, Fire and Evacuation Modeling Technical Conference 2018*, Gaithersburg, Maryland, 2018.
- [20] "FDS and Smokeview Discussions," [Online]. Available: <https://groups.google.com/g/fds-smv/c/9IPI6lgW4UE>.
- [21] B. Karlsson och J. Quintiere, Enclosure Fire Dynamics, Boca Raton: CRC Press, 2000.
- [22] SFPE, SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, Third Edition, Quincy: NFPA, 2002.
- [23] F. Nystedt och H. Frantzich, "Kvalitetsmanual för brandtekniska analyser vid svenska kärntekniska anläggningar," Lund University, Lund, 2011.
- [24] D. Chaudhari, C. Weinschenk och J. Floyd, "Numerical Simulations of Gas Burner Experiments in a Residential Structure with HVAC System," *Fire Technology*, 2023.
- [25] P. van Hees och J. Wahlqvist, "Swedish PRISME project - Part 5 - Results of benchmark exercises from other partners in PRISME," Lund University, Lund, 2011.
- [26] K. J. M. o. M. J. A., Design of Smoke Management Systems, American Society of Heating, Refrigerating and Air-Conditioning Engineers,, 1992.