

Utvärdering av FDS för dieselbrand i slutet utrymme

Carl-Johan Malmberg & Fredrik Andersson | Avdelningen för
brandteknik | LTH | LUNDS UNIVERSITET



Utvärdering av FDS för dieselbrand
i slutet utrymme

Carl-Johan Malmberg
Fredrik Andersson

Lund 2020

Titel

Utvärdering av FDS för dieselbrand i slutet utrymme
Evaluation of FDS for diesel fire in an enclosed space

Författare/Author

Carl-johan Malmberg, Fredrik Andersson

Rapport 5606

ISRN: LUTVDG/TVBB--5606--SE

Antal sidor/Number of pages: 105

Illustrationer/Illustrations: Carl-Johan Malmberg & Fredrik Andersson

Sökord

Validering, slutet utrymme, ubåt, Computational Fluid Dynamics, CFD, Fire Dynamics Simulator, FDS, dieselbrand, pölbrand.

Keywords

Validation, closed space, enclosed space, submarine, Computational Fluid Dynamics, CFD, Fire Dynamics Simulator, FDS, diesel fire, pool fire.

Abstract

Saab Kockums AB has been tasked by the Swedish Armed Forces to develop a new submarine model named A26. This task poses many challenges, one of which being the design of the fire protection on the submarine. Few spaces are as closed to its surroundings as a submarine, and as consequence little research has been done to study FDS predictions of fire processes in these types of environments.

The following work aims to evaluate the use of FDS software in a closed space through validation, where experimental data from a diesel fire in a closed cistern is compared with calculations in FDS regarding temperature, relative pressure and incident radiation to a target. Thereafter, an evaluation of the fire model's sensitivity to input parameters is made, which has been collected from available literature and preparatory lab work.

All calculated quantities have shown high sensitivity to the applied heat release rate in FDS, particularly FDS predictions of relative pressures. Overall, FDS calculations showed promising predictions of the quantities of interest in the studied domain compared to experiments.

© Copyright: Division of Fire Safety Engineering, Faculty of Engineering, Lund University, Lund 2020

Avdelningen för Brandteknik, Lunds tekniska högskola, Lunds universitet, Lund 2020.

Brandteknik
Lunds tekniska högskola
Lunds universitet
Box 118
221 00 Lund

www.brand.lth.se
Telefon: 046 - 222 73 60

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

www.brand.lth.se
Telephone: +46 46 222 73 60

Förord

Denna rapport utgör en del av ett examensarbete på civilingenjörsprogrammet i riskhantering vid Lunds universitet och har genomförts på Avdelningen för Brandteknik vid Lunds Tekniska Högskola (LTH). Inledningsvis vill vi tacka *Saab Kockums AB*, som efterfrågat och finansierat projektet, samt *Myndigheten för samhällsskydd och beredskap* i Revinge, som tillhandahållit plats för genomförande av experiment på sitt övningsfält.

Flera personer har tillfört värdefullt stöd under arbetets gång genom sin kompetens inom olika brandtekniska områden och sin kunskap om simuleringsprogrammet FDS. Ett särskilt tack vill riktas till följande personer:

- Handledare *Jonathan Wahlqvist*, LTH, för god handledning under arbetets gång och hjälp vid genomförande av experiment och simuleringar med *Fire Dynamics Simulator* (FDS).
- Externa handledare *Noelle Delén*, *Kristoffer Hermansson* och *Erik Nerhagen*, Saab Kockums AB, för hjälp vid bestämning av brandscenario och kommentarer under arbetets gång.
- Examinator *Bjarne Husted*, LTH, för hjälp med FDS och frågor under arbetet.
- *Håkan Östlund* och *Dennis Göransson*, MSB, för sina bidrag till att skapa säkra förhållanden vid uppställning och genomförande av experimenten på Revinge brandövningsområde.

Lund, 2020

Carl-Johan Malmberg och Fredrik Andersson

Summary

Saab Kockums AB has been tasked by the Swedish Armed Forces to develop a new submarine model named A26. This task poses many challenges, one of which being the design of the fire protection on the submarine. Since it is not practically feasible to solely design the fire protection on a submarine in accordance with prescriptive provisions, it is necessary to be able to achieve the performance requirements through alternative solutions. A common tool used for this purpose is the fire modelling software Fire Dynamics Simulator (FDS), which can be used for simulation and evaluation of various fire scenarios aboard the submarine. However, since few spaces are as closed to its surroundings as a submarine, little research has been done to study FDS predictions of fire processes in these types of environments. The following work therefore aims to evaluate the use of FDS software in a closed space through validation, where experimental data from a diesel fire in a closed cistern is compared with calculations in FDS regarding temperature, relative pressure and incident radiation to a target. Thereafter, an evaluation of the fire model's sensitivity to input parameters is made, which has been collected from available literature and preparatory lab work.

The results of the validation showed promising FDS predictions of temperatures, except for temperatures calculated at the very top of the cistern. Based on quantitative results from comparisons of experiments and FDS, no conclusions have been made regarding FDS predictions of the relative pressure. This decision was made due to technical issues with the pressure relief device used in the experiments and the fact that the relative pressure showed very high sensitivity to the applied heat release rate (HRR) of the fire in FDS, which demands for a more detailed description of the HRR for reliable results. However, on a qualitative note, curves of the relative pressure in FDS simulations and experiments show similar trends, and the pressure relief device was activated at 20 kPa in all simulations, which indicates similarities between FDS results and experiments. The method used for determining incident radiation to a target (plate thermometer) proved very uncertain for short duration fire scenarios. Because of this, comparisons between FDS results and experiments has not been quantified in the validation. However, it has been accounted for in the parameter sensitivity analysis, where comparisons have been made between different FDS simulations.

All calculated quantities have shown high sensitivity to the applied HRR in FDS. When adjusting the HRR in FDS, predicted relative pressures has been the most sensitive, and predicted temperatures the least sensitive. The results indicate promising predictions by FDS in the studied domain, which may potentially enable FDS for future use as an analytical tool in design and as a software for simulating fires in enclosed spaces. However, more research is needed in this area to ensure that FDS produces credible results.

Sammanfattning

Saab Kockums AB har fått i uppdrag av Försvarsmakten att utveckla en ny ubåtsmodell vid namn A26, vilket innebär stora utmaningar för utformningen av brandskyddet. Eftersom det inte är praktiskt möjligt att utforma brandskyddet på en ubåt enbart efter allmänna råd är det nödvändigt att bevisa att funktionskraven kan uppnås med alternativ utformning. Ett verktyg som skulle kunna användas för detta ändamål är simuleringsprogrammet Fire Dynamics Simulator (FDS), vilken skulle kunna användas för simulering och utvärdering av olika brandförlopp ombord ubåten. Eftersom få utrymmen är så täta mot omgivningen som en ubåt saknas det kunskap om hur väl FDS kan prediktera brandförlopp i dessa slutna miljöer. Följande arbete syftar därför till att utvärdera FDS som simuleringsprogram för slutna utrymmen genom en validering där mätdata från experiment med dieselbrand i slutna cistern jämförs mot beräknade resultat i FDS avseende temperatur, relativt tryck och infallande strålning mot plattermoelement. Därefter följer en utvärdering av beräkningsmodellens känslighet för de ingående parametrarna, som är baserade både på litteratur och resultat från en förberedande laboration.

Resultatet tyder på att, för det aktuella brandscenariot, predikterar FDS temperaturen väl, med undantag för mätningar som gjorts högst upp i cisternen. Avseende FDS förmåga att prediktera det relativa trycket i cisternen dras inga slutsatser baserat på kvantitativa resultat på grund av tekniska problem med tryckavlastningsanordningen som användes i experimentet och tryckets höga känslighet mot ansatt effektutveckling i FDS. Däremot går det att kvalitativt konstatera att tryckkurvorna från experimentet och simuleringarna följer liknande trender och att tryckavlastningen öppnas vid 20 kPa i samtliga scenarion, vilket tyder på att det finns likheter. Den metod som användes för att bestämma infallande strålning mot plattermoelementet under experimentet visade sig vara väldigt osäker för kortvariga brandförlopp. Av denna anledning har dessa resultat inte jämförts mot beräkningar i FDS. Däremot har parameterkänsligheten för infallande strålning i FDS analyserats genom jämförelser av FDS simuleringar.

Samtliga kvantiteter som beräknats har varit mycket känsliga för den effektutveckling som ansatts i FDS. Vid justeringar av ansatt effektutveckling i FDS har det relativa trycket varit den parameter som varit mest känslig och temperatur den som varit minst känslig. Resultaten tyder på att det finns möjlighet att i framtiden använda FDS som ett analytiskt verktyg och mjukvara för att simulera bränder i slutna utrymmen. Det krävs dock mer forskning inom området för att säkerställa att FDS ger trovärdiga resultat.

Nomenklaturlista

A_L	Läckagearea (cm ²)
C_{PT}	Korrektionskoefficient (J/m ² K)
c_∞	Specifik värmekapacitet omgivande luft (J/kgK)
D^*	Karakteristisk diameter på branden (-)
g	Tyngdacceleration på jordytan (m/s ²)
h	Konvektionskoefficient (W/m ² K)
ΔH_c	Förbränningsvärme (MJ/kg)
HRRPUA	Effektutveckling per ytenhet (kW/m ²)
K_{PT}	Korrektionskoefficient (W/m ² K)
M	Molvikt luft (0,0289 kg/mol)
P	Totalt tryck (kPa)
ΔP	Relativt tryck (kPa)
\dot{Q}	Effektutveckling (kW)
Q^*	Dimensionslös effektutveckling (-)
\dot{q}''_{inc}	Infallande strålning (kW/m ²)
R	Allmänna gaskonstanten (8,3145 J/mol K)
t	Tid (s)
T_{air}	Lufttemperatur (K)
T_f	Temperatur mellan fluid och yta (K)
T_g	Gastemperatur (K)
T_{PT}	Temperatur på plattermoelement (K)
T_s	Yttemperatur (K)
T_∞	Temperatur omgivande luft (K)
\dot{V}_L	Volymflöde gas genom läckage (m ³ /s)
ε	Emissivitet (-)
ε_{PT}	Emissivitet plattermoelement (-)
ρ_∞	Densitet omgivande luft (kg/m ³)
σ	Stefan-Boltzmanns konstant (5,67 · 10 ⁻⁸ W/m ² K ⁴)

Innehåll

1	INTRODUKTION	1
1.1	BAKGRUND	1
1.1	SYFTE	2
1.2	MÅL	2
1.3	AVGRÄNSNINGAR	2
1.4	BEGRÄNSNINGAR	2
2	LITTERATURSÖKNING	3
3	METOD FÖR UTVÄRDERING.....	7
4	EXPERIMENT MED BRAND I CISTERN	9
4.1	BESKRIVNING AV BRANDSCENARIOT.....	9
4.2	MÄTOSÄKERHETER	10
4.2.1	<i>Termoelement</i>	10
4.2.2	<i>Tryckmätare</i>	11
4.2.3	<i>Infallande strålning</i>	11
4.3	EXPERIMENTUPPSTÄLLNING OCH UTRUSTNING	12
4.4	BESTÄMNING AV BRANDSCENARIO	14
4.4.1	<i>Bestämning av dieselsort – Säkerhet och antändlighet</i>	14
4.4.2	<i>Bestämning av mängden bränsle - Preliminära simuleringar i FDS</i>	15
4.5	UTFÖRANDE.....	15
5	BERÄKNINGAR MED FDS.....	17
5.1	INTRODUKTION TILL BERÄKNINGSMODELL	17
5.1.1	<i>Computational fluid dynamics</i>	17
5.1.2	<i>Fire Dynamics Simulator</i>	17
5.2	VALIDERING	18
5.2.1	<i>Modellvalidering</i>	18
5.2.2	<i>Valideringsberäkningar</i>	18
5.3	MODELLERING AV GRUNDSENARIO	20
5.3.1	<i>Brandkällans storlek</i>	21
5.3.2	<i>Kontrollvolymernas storlek</i>	21
5.3.3	<i>Ingående parametrar</i>	22
6	RESULTAT	25
6.1	VALIDERING	25
6.2	PARAMETERSTUDIE	28
6.2.1	<i>Metod</i>	28
6.2.2	<i>Parameterkänslighet</i>	28
6.2.3	<i>Resultat från analys av parameterkänslighet</i>	31
6.2.4	<i>Parameteranalys</i>	44
7	DISKUSSION.....	57
7.1	RESULTAT	57
7.2	STYRKOR OCH SVAGHETER MED STUDIEN	60

8	SLUTSATS.....	63
9	FRAMTIDA FORSKNING.....	65
10	REFERENSER	67
	BILAGA A – RISKANALYS	71
	BILAGA B – RESULTAT FRÅN FÖRBEREDANDE LABORATION	77
	BILAGA C – LABORATIONSPLAN	79
1	BESKRIVNING AV VERKSAMHET SOM AVSES BEDRIVAS	80
1.1	BAKGRUND	80
1.2	OMFATTNING	80
1.1	FÖRBEREDELSE	80
1.1.1	<i>Kalibrering av mätutrustning</i>	80
1.1.2	<i>Byggande/hopsättning av mätutrustning.....</i>	80
1.1.3	<i>Förberedning av cisternen.....</i>	80
1.2	BESTÄMNING AV STORLEK PÅ BRAND	81
1.2.1	<i>Läckage.....</i>	81
1.2.2	<i>Utrustning och förbrukningsmateriel.....</i>	81
	<i>Cisternen.....</i>	81
	<i>Termoelement.....</i>	81
	<i>Tryckmätare.....</i>	81
	<i>Bränsle och kärl.....</i>	82
	<i>Fjärrtändning.....</i>	82
1.2.3	<i>Information om bränslet.....</i>	82
1.2.4	<i>Lokaler/utrymme.....</i>	82
1.2.5	<i>Förvaring av utrustning och förbrukningsmaterial.....</i>	82
1.2.6	<i>Genomförande av experiment.....</i>	83
1.2.7	<i>Avveckling och återställning.....</i>	83
	BILAGA D – BERÄKNINGAR	85
1	FÖRBRÄNNINGSENTALPI	85
2	STRÅLNINGSANDEL.....	85
3	LÄCKAGEAREA	86
	FDS - BRANDKÄLLANS STORLEK (Q*)	87
	FDS – KONTROLLVOLYMERNAS STORLEK (D*/DX)	88
	BILAGA E – FULLSTÄNDIGT RESULTAT FRÅN ANALYS AV PARAMETERKÄNSLIGHET	89
	BILAGA F – FULLSTÄNDIGT RESULTAT FRÅN PARAMETERANALYS	99
	BILAGA G – FDS-KOD GRUNDSCEENARIO.....	103

1 Introduktion

1.1 Bakgrund

Saab Kockums AB har fått i uppdrag av Försvarsmakten att utveckla och producera en ny el- och dieseldriven ubåtsmodell vid namn A26 [1] där en av de många utmaningarna är utformningen av ett modernt och effektivt brandskydd. Eftersom det i praktiken är omöjligt att konstruera en ubåt efter de allmänna råd som finns är det nödvändigt att kunna visa att funktionskraven kan uppnås genom alternativ utformning. Funktionskrav, till skillnad från allmänna råd, beskriver vad något ska uppfylla, till exempel en viss nivå på brandskyddet, snarare än hur det måste byggas [2]. En vanlig metod för att visa att funktionskraven uppfylls vid en alternativ utformning är med simuleringsberäkningar av olika troliga brandscenarion med hjälp av datorprogram. Numeriska simuleringar med datorprogram är vanligt förekommande av flera anledningar. Förutom att simuleringar möjliggör analyser av komplexa fenomen som är svåra att analysera vid experiment är en datorsimulering ofta snabbare, säkrare och billigare än ett experiment med motsvarande uppställning [3]. Allteftersom datorsimuleringar blir allt mer pålitliga, lättillgängliga och enkla att använda skiftas bygg- och konstruktionsregler mer och mer från detaljstyrande till funktionsbaserade [4], vilket innebär större frihet i utformningen av brandskyddet. Denna trend av regelskifte är alltså inte exklusiv för byggbranschen, utan även konstruktionsregler för fartyg är numera funktionsbaserade [5].

Det finns idag flertalet programvaror som är kapabla till att simulera realistiska brandförlopp, där den absolut vanligaste är Fire Dynamics Simulator (FDS), utvecklat av National Institute of Standards and Technology (NIST), medan andra programvaror används i mer begränsad utsträckning [6]. FDS används vanligtvis till att simulera rumsbränder i byggnader med tillgång till luft genom olika öppningar, vilket är motsatsen till hur det ser ut ombord en ubåt. En ubåt är, till skillnad från de flesta utrymmen, helt slutna mot sin omgivning. Det innebär att inget syre utifrån kan ta sig in i brandrummet och interagera med branden och att inga brandgaser kan ta sig ut från brandrummet, vilket i sin tur innebär att farliga förhållanden kan uppnås väldigt fort. Exempel på farliga förhållanden ombord en ubåt är höga temperaturer som är farliga för människor, höga tryck som kan påverka konstruktionens hållfasthet och göra dörrar svårare att öppna samt höga strålningsnivåer som kan bidra till brandspridning.

På grund av att det är så få utrymmen som är helt slutna mot omgivningen saknas det kunskap om hur väl FDS verkligen kan prediktera ett brandförlopp i ett sådant utrymme, vilket innebär att det finns ett behov av att FDS valideras som beräkningsmodell för slutna utrymmen. Detta kan i sin tur möjliggöra användningen av FDS som analytiskt verktyg för simulering av brandförlopp i slutna miljöer. För att kunna avgöra om beräkningsmodellen är validerad för slutna utrymmen krävs en rad tester med olika bränslen, geometrier, brandytor och liknande. Följande studie, som är en utvärdering av FDS genom **1) validering av FDS förmåga att prediktera brandförlopp i ett slutet utrymme med avseende på tryck, temperatur och infallande strålning** och **2) utvärdering av beräkningsmodellens känslighet för de ingående parametrarna** bör därmed betraktas som ett första steg i vad som är en mer omfattande valideringsprocess. I följande

1.1 Syfte

Syftet är att öka kunskapen om simuleringsprogrammet Fire Dynamics Simulator (FDS) prediktiva förmåga för bränder i slutna utrymmen för att bidra till programmets utveckling.

1.2 Mål

Målet med arbetet är att ta fram kunskap om hur väl FDS kan modellera brandförlopp i slutna utrymmen och att med de nya kunskaperna kunna tillhandahålla programanvändare med information om vilka parametrar som spelar extra stor roll för utfallet av modelleringen och information om typiska fel genom att:

- Validera FDS förmåga att prediktera tryck, temperatur och infallande strålning från ett brandförlopp med diesel som bränsle i ett slutet utrymme
- Utvärdera beräkningsmodellens känslighet för de ingående parametrarna

1.3 Avgränsningar

I utvärderingen används version 6.7.1 av FDS.

Studien tar inte hänsyn till modellosäkerheter i beräkningsmodellen.

I studien studeras endast tryck, temperatur och infallande strålning mot en bestämd yta.

1.4 Begränsningar

På grund av begränsad budget utgörs ubåten i brandscenariot av en väl sluten cistern i stål med volymen 5 m³ placerad ovan mark.

På grund av begränsningar i tidsplan och budget fanns inte det inte utrymme för flera experimentuppställningar. Istället gjordes två experiment med samma uppställning för att öka robustheten i resultatet.

2 Litteratursökning

Ett brandförlopp ombord en ubåt skiljer sig mycket från motsvarande brandscenario i annat valfritt utrymme. Detta är eftersom en ubåt är, till skillnad från i princip samtliga övriga utrymmen, helt slutet mot sin omgivning. Eftersom det inte finns några öppningar i ett slutet utrymme har de varma brandgaserna inte någonstans att ta vägen, utan blir kvar i brandrummet, vilket gör att temperaturen växer hastigt och övertrycket kan bli väldigt stort [7]. Det sker inte på samma sätt i övriga utrymmen eftersom även stängda rum har ett visst läckage genom dörrkarmar och andra småöppningar, vilket gör att brandgaser kan läcka ut och trycket utjämnas och därför inte nå samma trycknivåer. Även om ett rum inte har några öppningar krävs det inte särskilt högt övertryck för att ett fönster ska gå sönder och en öppning till rummet skapas, vilket bekräftades i experiment utförda av Hostikka och Janardhan [8].

När en brand har fortgått i ett slutet utrymme med begränsad syretillförsel under en viss tid övergår den från bränslekontrollerad till ventilationskontrollerad, vilket innebär att brandens intensitet är direkt beroende av mängden tillgängligt syre, snarare än hur mycket bränsle som finns tillgängligt. Vid det skedet minskar brandens intensitet och till slut slocknar på grund av brist på tillgängligt syre [7].

Huruvida ventilationsförhållanden påverkar brandförloppet var något som Peatross, Beyler och Back [9] tog upp i deras studie om skeppsbränder. Från resultaten av experimenten, där diesel fick brinna med olika stora rumsöppningar, kunde författarna dra slutsatsen att öppningsarean hade en stor påverkan på brandens effektutveckling. I en studie gjord av Mealy, Benfer och Gottuk [10] där karaktären hos pölbränder av olika bränslen har studerats, framkom det att en annan faktor som har stor påverkan på förbränningsentalpin (och därmed effektutvecklingen) hos diesel är bränslets djup i kärlet. Det visade sig vara extra tydligt när branden liknade en spillbrand mer än en pölbrand, det vill säga när ytan endast var någon enstaka millimeter tjock. Resultaten skiljer sig signifikant från andra studier, till exempel den som Mohammad, Yahya och Faisal [11] utfört. Detta beror bland annat på att diesel endast är ett samlingsnamn för olika förbränningsolja och att den kemiska sammansättningen inte är entydig [12], vilket i sin tur även har en påverkan på andra bränslespecifika egenskaper, som till exempel hur mycket av energin som avges i form av strålning [13].

Det råder blandade meningar om hur mycket förbränningseffektiviteten (och därmed den effektiva förbränningsentalpin och effektutvecklingen [14]) hos ett bränsle påverkas av den tillgängliga mängden syre där exempelvis Man et al. [15] hävdar att det inte finns någon nämnvärd korrelation, medan motsatsen hävdas av Bengtsson [16] och Byström [17]. Byström noterade även från resultaten i experimenten att effektutvecklingen påverkades signifikant av värmeförluster till den kalla omgivningen genom de tunna stålväggarna som brandrummet utgjordes av.

Huruvida de ovan nämnda faktorerna påverkar brandförloppet ombord en ubåt har inte studerats i någon större utsträckning. Bland de få som studerat ubåtsbränder är Lee och Breese [18], som redan år 1979 utforskade idén om att göra praktiska experiment i mindre skalor, med slutsatsen att det bör vara vägen framåt inom området. En annan, billigare och effektivare metod, är datorsimuleringar med hjälp av beräkningsmodeller. För att kunna lita på resultatet från datorsimuleringarna krävs det att dessa beräkningsmodeller är *validerade* för området de

ska appliceras på. I en artikel om valideringar för beräkningsmodeller beskriver McDermott [19] de beräkningsmodeller som tillämpas på bränder antingen som 1) empiriska korrelationer, 2) enkla simuleringsmodeller eller 3) avancerade simuleringsmodeller, beroende på modellens komplexitet. Författaren beskriver att ju enklare modellen är desto fler antaganden och förenklingar av verkligheten görs, vilket ger en större förenkling av resultatet. Det kan vara fördelaktigt att använda enkla modeller eftersom det ofta inte kräver mycket förståelse eller information om scenariot. Dock innebär det också att enkla modeller (i dessa sammanhang) som bäst ger en fingervisning av resultatet, medan avancerade simuleringsprogram möjliggör ett bättre, mer detaljerat resultat, givet att simuleringsprogrammet är både *verifierat* och *validerat* för det aktuella scenariot. McDermott beskriver att verifiering handlar om att se till att rätt ekvationer används och att den matematiska koden i simuleringsprogrammet är rätt, medan validering är processen att bestämma noggrannheten och osäkerheten i den fysiska modellen (vilket är vad denna utvärderingsstudie avser att göra, verifiering utförs vanligtvis av modellens utvecklare). En annan, enklare beskrivning ges av Björklund [20]:

"Validering kontrollerar att rätt ekvationer beräknas och verifiering kontrollerar att ekvationerna beräknas på rätt sätt" (översatt till svenska av författarna).

En av de enklare modellerna som använts i en valideringsstudie för bränder ombord ubåtar är simuleringsprogrammet Fire and Smoke Simulator (FSSIM) [21]. Från studien kunde Floyd, Williams och Tatem konstatera att FSSIM kunde prediktera temperatur, sikt och gasflöden väl, men att vidare forskning behövdes inom området. Även om FSSIM kunde prediktera flera delar av brandförloppet väl kunde det inte beskriva brandförloppet i noggrannhet. Detta eftersom modellen är att betrakta som en enkel simuleringsmodell, där de rum som byggs upp i modellen antas vara helt homogena. Det innebär att medelvärden i ett rum kunde beräknas, men faktorer som temperaturdifferensen mellan olika delar i rummet och infallande strålning mot specifika ytor inte kunde beräknas. Om det efterfrågas ett mer detaljerat resultat, som kan beskriva brandförloppet mer ingående, är det alltså önskvärt att använda en av de mer avancerade beräkningsmodellerna. Detta ställer dock högre kunskapskrav på användaren, inte bara om programvaran, utan även om ämnen som branddynamik och fluiddynamik, till skillnad från de enkla modellerna som är mer förlåtande [22]. Det finns idag flertalet avancerade beräkningsmodeller som är kapabla till att simulera realistiska brandförlopp som möjliggör mer noggranna analyser. Den absolut vanligaste är Fire Dynamics Simulator (FDS), utvecklat av National Institute of Standards and Technology (NIST), Det finns andra avancerade simuleringsprogram, så som CFX, SMAFS, SOFIE och FireFOAM, men de används i mer begränsad utsträckning [6].

För att möjliggöra valideringar av FDS av olika scenarion på ett någorlunda standardiserat sätt har NIST publicerat en valideringsguide med riktlinjer för hur validering ska gå till [23]. FDS valideringsguide är i sin tur baserad på ASTM E 1355, en standard för utvärdering av deterministiska brandmodellers prediktiva förmåga [24]. I valideringsguiden beskrivs validering som "Processen att avgöra hur väl en matematisk modell predikterar ett aktuellt fysikaliskt fenomen" (översatt till svenska av författarna), vilket stämmer överens med ovan nämnda definitioner från McDermott [19] och Björklund [20].

FDS, som inte är validerat för bränder i slutna utrymmen, är vanligtvis ett mycket bra verktyg för att simulera och studera rumsbränder, så länge branden har fri tillgång till syre. Nielsen [25] hävdar i en rapport att en anledning till detta är den förbränningsmodell som FDS använder. Modellen är baserad på antagandet att förbränning sker omedelbart när syre och bränsle blandas, oavsett temperatur. Nielsen förklarar att det är ett bra antagande för välventilerade bränder, men inte alls för underventilerade bränder när brännbara gaser och syre blandas utan att förbränning sker.

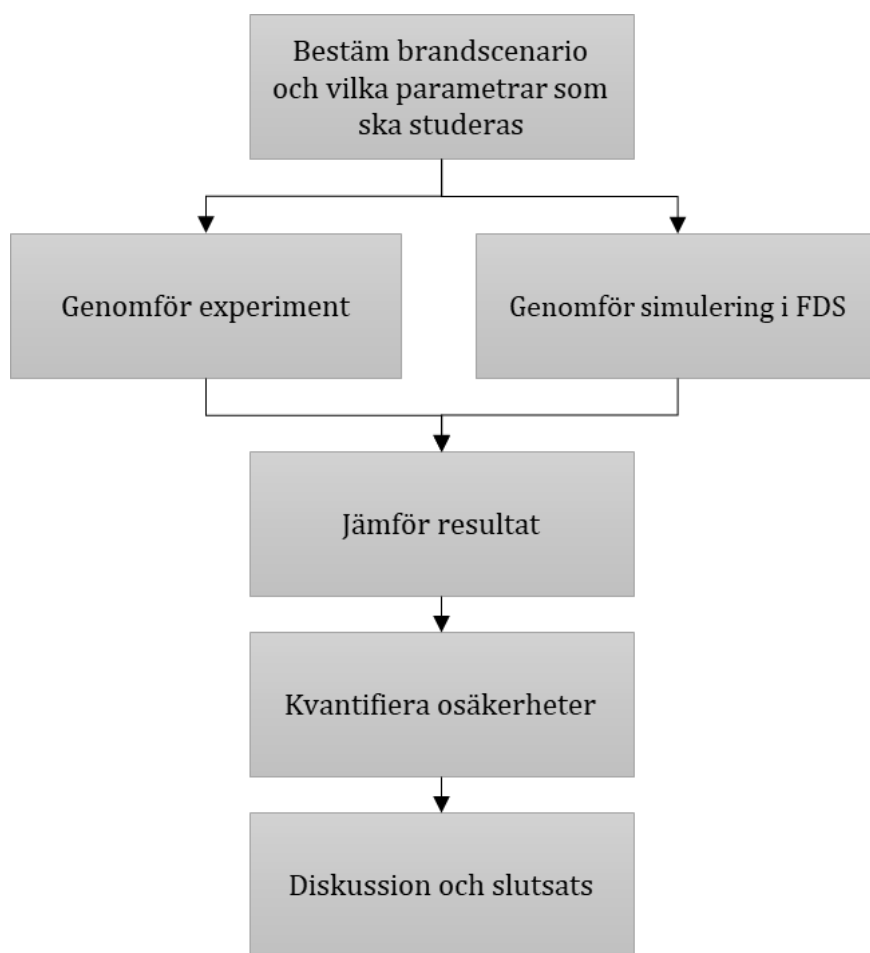
I en utredning av Georges [26] framkommer det att, trots att FDS varit under ständig utveckling en lång tid, kan mjukvaran fortfarande inte hantera dessa komplexa situationer på ett bra sätt, särskilt inte när syrehalten blir så låg att branden slocknar helt. Utvecklarna av FDS, NIST, är medvetna om detta och förklarar i användarmanualen [27] att det beror på flera faktorer, bland annat att relevanta fysiska fenomen tar plats på en skala mindre än kontrollvolymernas storlek. Exempel på detta ses i en studie från Li [28] som visar att undertrycket i slutskedet av brandförloppet inte kunde predikteras väl av FDS på grund av mjukvarans förenklade släckmodell. Studien syftade till att validera FDS förmåga att förutspå tryckuppbyggnaden i ett rum med ett läckage motsvarande cirka 300 cm², vilket är ett relativt litet läckage, men tillräckligt stort för att förhindra en extrem tryckökning under brandförloppet. Lis studie visar att FDS predikterade övertrycket väl i det studerade scenariot, medan undertrycket inte alls stämde överens med det experiment som simuleringarna jämfördes mot. En annan, liknande valideringsstudie är gjord av Björklund [20], där syftet bland annat var att validera FDS förmåga att prediktera temperaturförändringar i slutna utrymmen. I studien gjorde Björklund inget försök att bestämma läckagearean i brandrummet, utan modellerade rummet i FDS som helt slutet utan något läckage över huvud taget. Detta innebär att det sannolikt blir en orealistiskt snabb och hög tryckuppbyggnad i rummet, vilket även nämns som möjlig felkälla. I studien framkommer det att, eftersom det inte gjordes några mätningar av trycket i experimenten, var det alltså inte möjligt att dra en rättvis slutsats om huruvida FDS kunde prediktera temperaturerna i det fallet.

Att bestämma läckagearean i ett rum var något som Wahlqvist och van Hees [29] lyckades med när de studerade FDS förmåga att prediktera tryckförändringar i ett väl slutet utrymme utrustat med mekanisk ventilation. Detta gjorde de genom trycksättning av brandrummet följt av enkla handberäkningar som baserades på tryckfallet. Eftersom brandrummets läckagearea kan definieras i FDS var det möjligt för författarna att dra slutsatsen att FDS kunde prediktera tryckförändringar i ett väl slutet utrymme utrustat med mekanisk ventilation.

3 Metod för utvärdering

I FDS valideringsguide beskrivs modellvalidering i tre steg genom (1) jämförelse av modellens prediktion med experimentella mätdata, (2) kvantifiering av skillnaderna mot bakgrund av osäkerheter i både mätdata och modellindata, och (3) avgöra huruvida modellen är lämplig för den aktuella appliceringen [23]. I figur 1 nedan framkommer det hur ovan nämnd metod appliceras för den aktuella valideringen och utvärderingen.

Simuleringar som utförs i FDS syftar till att utvärdera beräkningsmodellens prediktiva förmåga genom jämförelse av resultat från simuleringar mot experiment. Indata till simuleringar baseras på lämplig litteratur och egna laborationer. Studien syftar alltså **inte** till att i efterhand återskapa resultatet från experimentet i FDS genom justeringar av ingående parametrar. Detta innebär att det inte spelar någon roll för resultatet om experimentet eller simuleringar utförs först.



Figur 1. Processen som aktuell utvärdering följer.

4 Experiment med brand i cistern

Att en ubåt måste vara helt tät är en självklarhet för att den ska kunna köras under vatten. Miljön i en ubåt skulle därför kunna beskrivas som hermetiskt sluten, eftersom det inte finns några öppningar eller läckage till omgivningen. Att återskapa ett tänkbart brandscenario i en ubåt, utan en faktisk ubåt, skapar därför svårigheter eftersom utrymmen där människor normalt vistas sällan är helt slutna och det finns i regel alltid ett visst läckage till omgivningen. Med bakgrund av denna problematik valdes en cistern som brandutrymme eftersom möjliga läckageområden är få och förhållandevis lätta att identifiera. Cisternen som använts har därför gjorts så tät som möjligt i syfte att skapa ett representativt brandscenario, samtidigt har olika säkerhetsåtgärder vidtagits för att beakta riskerna med ett sådant scenario, mer om detta i 4.4.

Cisternen som använts vid experimenten utgörs av en 5 m³ dieseltank, se figur 2. Valet av cistern grundades på avvägningar mellan faktorer som exempelvis tillgänglighet av olika typer av cisterner, praktisk hanterbarhet, möjlig storlek på brand, och budget för projektet.

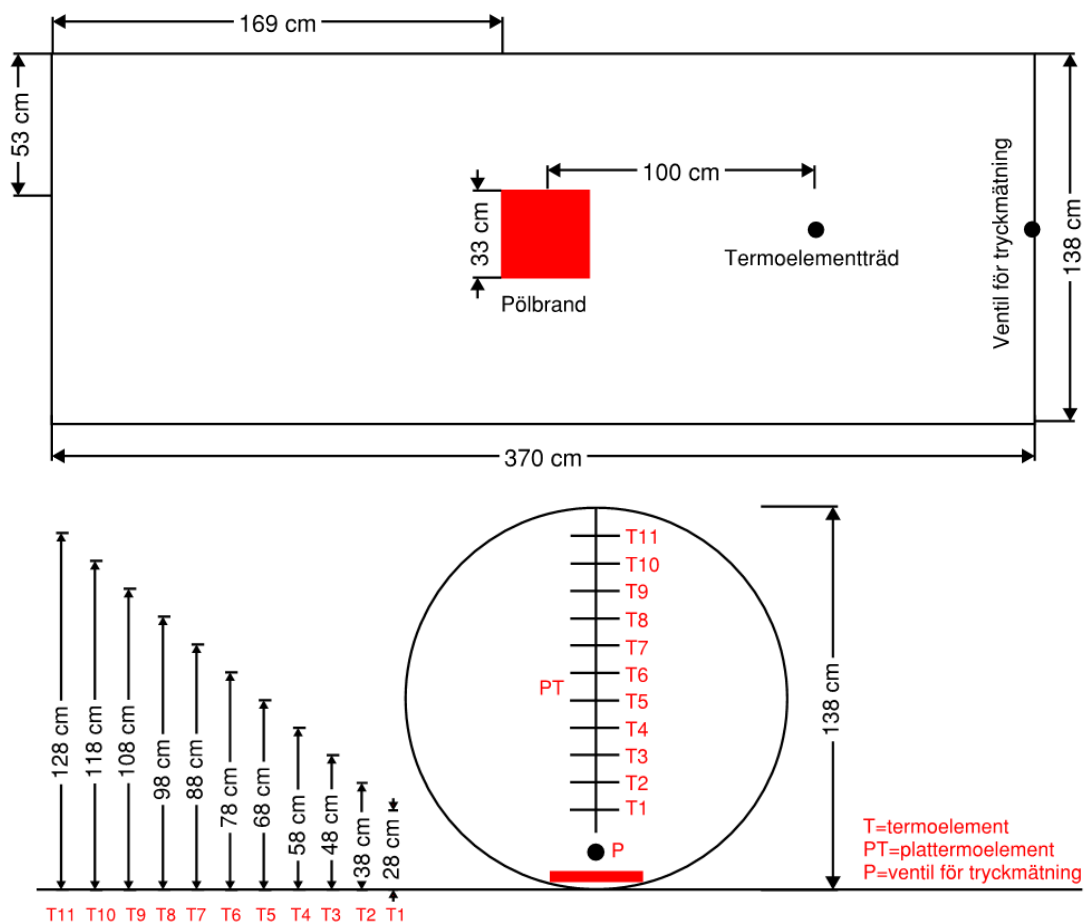
Brandkällan utgörs av en pölbrand med diesel. Brandscenariot valdes i samråd med handledare på *Lunds Tekniska Högskola* (LTH) och externa handledare på *Saab Kockums AB*, där scenariot beskrevs som ett tänkbart brandscenario ombord en ubåt.



Figur 2. Använd cistern, volym 5 m³.

4.1 Beskrivning av brandscenariot

Experimentet med brand i slutet utrymme har utförts på Myndigheten för samhällsskydd och beredskap (MSB) övningsfält i Revinge. Brandutrymmet utgörs av en cistern med volym 5 m³ och branden av en pölbrand, placerad i cisternens mitt, i ett kvadratisk kärl med 33 cm långa sidor. Bränslet består av 200 gram diesel av typen *Preem Evolution Diesel*. Mätningar har gjorts med en tryckmätare och elva termoelement samt ett plattermoelement, placerade på olika höjder i ett termoelementträd en meter från brandens mittpunkt. Se figur 3 nedan för geometrier, placering av brand och mätpunkter.



Figur 3. Geometri, brandplacering och mätpunkter.

4.2 Mätosäkerheter

Uppmätta värden från termoelement, plattermoelement och tryckmätare är behäftade med viss experimentell osäkerhet. Det går alltså inte att påstå att värden som mätts är en exakt representation av verkligheten. Nedan ges en beskrivning av de osäkerheter som kan kopplas till de mätmetoder och den mätutrustning som använts.

4.2.1 Termoelement

Varje enskilt termoelement som använts i experimentet har tillverkats av författarna för hand och kan därför ha variationer i storlek på massa, vilket påverkar hur snabbt termoelementen kan värmas upp [30]. Dessutom var de placerade på olika höjd i cisternen och utsattes för olika mycket strålning, vilket också har en inverkan på mätosäkerheten [23]. Detta innebär att mätosäkerheterna skiljer sig mellan termoelementen och det går därför inte att avgöra exakt hur stor påverkan det har på resultatet. För att hantera detta har Hamins et al. genomfört en studie där de analyserat många experiment med termoelement och med empiriska metoder nå slutsatsen att osäkerheten ligger mellan 2,5 - 7,5 %, med konfidensgraden 95 % [31]. Detta nämns även i FDS valideringsguide [23], där det förklaras att en felmarginal på 5 % för termoelement bör ses som standard i valideringsprocessen. En åtgärd som vidtogs för att reducera inverkan av strålning på termoelementen under experimentet var att placera dessa bakom termoelementträdet, från branden, och på så sätt minska strålningsexponeringen.

4.2.2 Tryckmätare

Tryckmätaren som användes i experimentet är av modellen Digima FP [32] och mäter, enligt produktbladet, som mest 0,5 % fel. Detta stämmer väl överens med vad som sägs i FDS-valideringsguiden [23] där det nämns att mätosäkerheter hos tryckmätare normalt är små, cirka 0,5 %, även om det kan skilja sig en del mellan modeller och hur välkalibrerade de är.

4.2.3 Infallande strålning

Den infallande strålningen från branden till det mottagande plattermoelementet kunde inte mätas direkt utan behövde räknas fram. Detta innebär att det utöver mätosäkerhet även finns osäkerheter kopplade till beräkningsmetoden, så som förenklingar av strålningsekvationerna, för att bestämma infallande strålning mot plattermoelementet. Plattermoelementet antogs vara perfekt isolerat och därmed ha en adiabatisk yttemperatur, vilket innebär att möjliga värmeförluster har bortsetts från [33]. Dessutom har det, i enlighet med Kirchhoffs strålningslag, antagits att plattermoelementets spektrala absorbtans och emissivitet är lika stora [34]. Med dessa förenklingar beräknas den infallande strålningen enligt ekvation 1 nedan.

$$\dot{q}_{inc}'' = \sigma \cdot T_{PT}^4 + \frac{(h + K_{PT}) \cdot (T_{PT} - T_{\infty}) + C_{PT} \cdot \frac{dT_{PT}}{dt}}{\epsilon_{PT}} \quad \text{Ekvation 1}$$

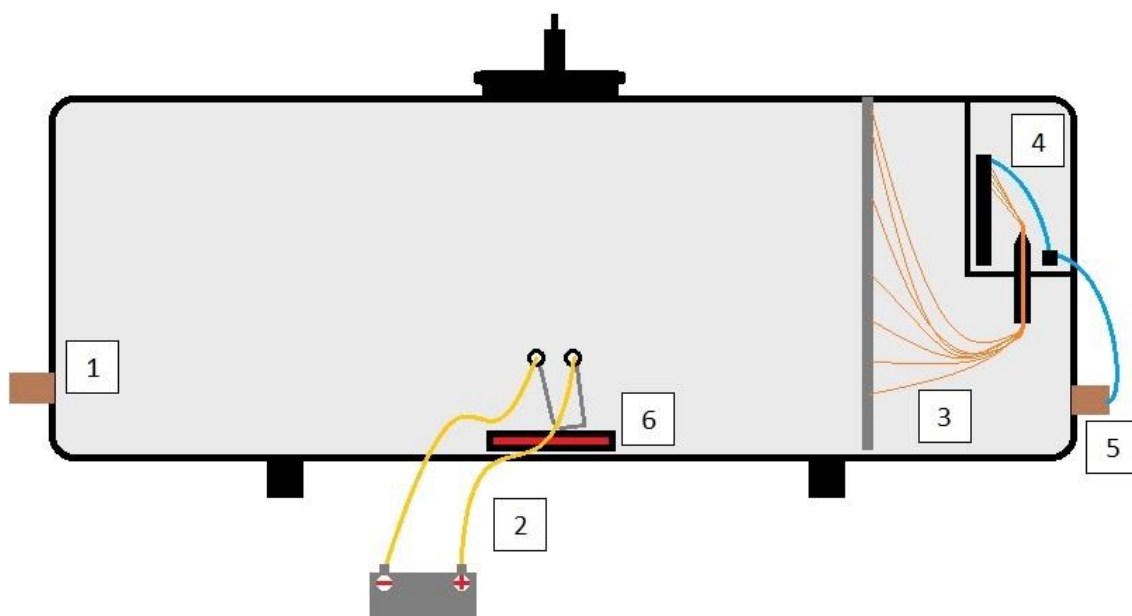
Där konvektionskoefficienten, h , beräknades enligt ekvation 2 nedan.

$$h_{PT} = 76 \cdot T_f^{-0,66} \cdot |T_s - T_{air}|^{1/2} \quad \text{Ekvation 2}$$

I beräkningarna antas plattermoelementets emissivitet (ϵ) ha ett värde på 0,9, vilket har mätts upp på liknande ytor [33]. Korrektionskoefficienter K_{PT} och C_{PT} antas vara 8,4 W/m²K respektive 4200 J/m²K, värden som har itererats fram av Sjöström och Wickström [35] i artikeln där de beskriver metoden för beräkning av infallande strålning med hjälp av plattermoelement. Eftersom valideringen avser att utvärdera FDS prediktiva förmåga, alltså inte till att justera parametrar tills resultatet från experimentet och simuleringarna stämmer överens, används dessa värden och inget försök görs att bestämma korrektionskoefficienter för aktuell validering. Värdena är mycket osäkra eftersom de bestämdes för just den experimentsuppställningen, vilket innebär att de sannolikt inte är optimala för den aktuella experimentuppställningen. I artikeln nämner författarna att värdet på K_{PT} oftast bör vara inom intervallet 5–22 W/m²K och att värdet på C_{PT} har bestämts till 2610 J/m²K i andra experiment med plattermoelement. I artikeln skriver Sjöström och Wickström att osäkerheterna under transienta förhållanden är ungefär 12 %, med undantag för de allra första sekunderna av brandförloppet där osäkerheterna är cirka 20 %, givet att korrektionskoefficienterna är korrekt ansatta.

4.3 Experimentuppställning och utrustning

Detta avsnitt beskriver experimentuppställningen och förutsättningarna för experimentet med brand i cistern som genomförts på MSB övningsområde i Revinge. Uppställningen omfattas av cisternen, kärl med bränsle och mätutrustning, se skiss av uppställningen i figur 4 nedan. Tekniska detaljer som exempelvis tätningar eller anordning för extern påfyllning av bränsle framgår inte av figuren.



Figur 4. Schematisk bild av experimentuppställningen.

1. Säkerhetsventil (tryckavlastning) för att undvika explosion och skydda mätutrustning
2. Tändanordning med kanthaltråd och bilbatteri
3. Termoelementanordning
4. Utrymme för loggdator och tryckmätare
5. Snabbkoppling för tryckmätning
6. Bränslekärl med diesel

Bränslekärl hade en yta på 33 cm x 33 cm och placerades i cisternens mitt. Kärl fylldes med 2,5 dl diesel (cirka 200 gram), och 0,2 dl heptan. Vid förberedande laborationer i brandlabbet på LTH visade sig aktuellt diesel vara svårantänd. Av denna anledning tillsattes heptan för att säkerställa en säker antändning. Heptan, som är mer lättantändligt än diesel, användes för att initiera brandförloppet och antända diesel.

En säkerhetsventil installerades för att tryckavlasta cisternen om allt för högt övertryck skulle uppstå. Detta var för att reducera risk för explosion under genomförandet av experimentet, se Bilaga A - Riskanalys. Säkerhetsventilen var fjäderbelastad och dimensionerad för att öppna vid 20 kPa övertryck.

Ett termoelementträd fastmonterades i cisternens invändiga ovanliggande, se figur 5. I termoelementträdet fästes totalt 11 termoelement i 10 cm intervall från taket för att mäta temperaturen vid olika höjder. I mitten av termoelementträdet (69 cm ovan golv) monterades även ett plattermoelement med storlek 10 cm x 10 cm som användes för att beräkna den

infallande strålningen från branden. Termoelementen var monterade på baksidan av termoelementträdet (sett från branden), vilket innebär att de till stor del inte blev utsatta för strålning direkt från branden.

I cisternens ena ände fanns ett tomt utrymme, kallad servicelucka, där det tidigare suttit en bränslepump. Detta utrymme användes för att förvara loggdator och tryckmätare under experimentet. Loggdatorn kopplade samman mätutrustning och en stationär dator, genom en lång kabel, som registrerade all data en bit bort från experimentplatsen. Hålet där bränslepumpen tidigare suttit tätades och nyttjades som genomföring för samtliga termoelement.

En snabbkoppling installerades i cisternens ena ände som kopplades ihop med tryckmätaren. En snabbkoppling valdes eftersom det möjliggjorde snabb och smidig till- och frångkoppling av tryckmätningens anordning samtidigt som anordningen var tät och hade en inbyggd backventil.

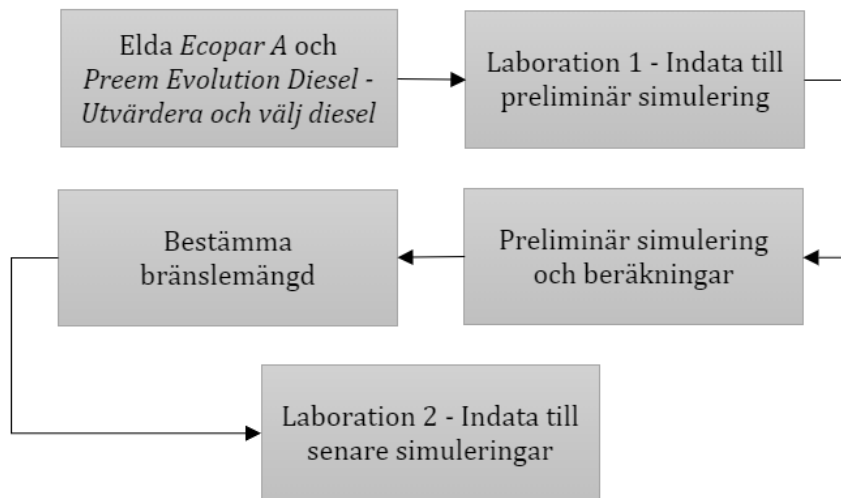
Eftersom cisternen var sluten krävdes en tändanordning som kunde initiera branden från utsidan. Detta löstes genom att bygga en tändanordning med en elektrisk ledare som gick i en slinga från ett bilbatteri in i cisternen över bränsleytan och sedan tillbaka till bilbatteriet, se figur 5. När tändanordningen kopplades till bilbatteriet blev ledaren tillräckligt varm för att antända bränslet (2,5 dl diesel och 0,2 dl heptan).



Figur 5. Invändig bild av cisternen visar bränslekärl, tändanordning och termoelementträd. Närmst i fotot syns repet till en sele som en av laboranterna hade på sig, denna är inte en del experimentuppställningen.

4.4 Bestämning av brandscenario

Diesel är ett samlingsnamn för oljor som används för dieselmotorer [36], vilket innebär att det kan vara missvisande att använda data för att karakterisera branden direkt från tidigare gjorda experiment, även om de haft en liknande experimentuppställning. Av denna anledning har effektutvecklingen som senare ansåts i FDS-simuleringar tagits fram baserat på egna laborationer och beräkningar. Målsättningen med de förberedande laborationerna var dels att ta fram data för att bestämma bränslemängden som används vid experiment med brand i cistern, dels bestämma bränslets massavbränning för att karakterisera effektutvecklingen i FDS. Metoden för att bestämma bränslemängd till experiment och effektutveckling till FDS beskrivs i figur 6 nedan.



Figur 6. Beskrivning av processen för att bestämma branden i fullskaliga experiment och FDS.

4.4.1 Bestämning av dieselsort – Säkerhet och antändlighet

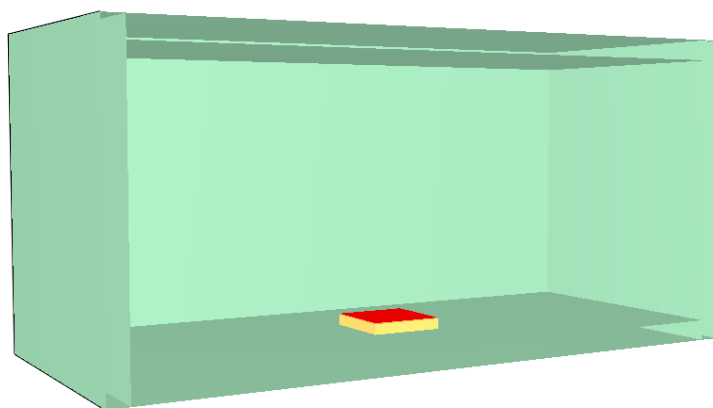
Innan experimentet kunde utföras gjordes en riskanalys som syftade till att identifiera och hantera de risker som fanns i samband med experimentet, se Bilaga A - Riskanalys. För riskscenarion som *explosion orsakat av för högt övertryck* och *explosion orsakat av antändning av oförbrända gaser* gavs åtgärdsförslag som direkt kunde hänföras till branden. Exempel på förslag var att dimensionera bränslemängden för en fullständig förbränning av bränslet. Valet av storlek på kärl var till stor del begränsat till vilka storlekar som var praktiskt möjliga att få in i cisternen genom manluckan. Beslutet togs att en så stor brandyta som möjligt skulle användas för att få ett verkligt scenario, vilket resulterade i valet av ett kvadratisk kärl med 33 cm långa sidor. Därutöver skulle bränslemängden anpassas efter hur länge en brand kunde förväntas pågå i cisternen.

En förberedande laboration gjordes som syftade till att bestämma vilket bränsle som skulle användas under experimentet, där valet stod mellan *Ecopar A* och *Preem Evolution Diesel*. De två dieselsorterna valdes baserat på sin höga flampunkt relativt andra typer av diesel (*Ecopar A* cirka 100 °C och *Preem Evolution diesel* cirka 74 °C), vilket var önskvärt för att minska explosionsrisken under genomförandet. Tidigt under laborationen framkom det att *Ecopar A* var för alldeles svårt att antända, vilket resulterade i att valet av bränsle blev **Preem Evolution Diesel**.

4.4.2 Bestämning av mängden bränsle - Preliminära simuleringar i FDS

Ett flertal tester genomfördes under den förberedande laborationen för att studera bränslets massavbrinning. Detta gjordes dels i syfte att få robusthet i resultatet, dels för att identifiera potentiella känsligheter i resultatet kopplat till mängden bränsle. För att karakterisera effektutvecklingen i den preliminära simuleringen användes massavbrinningen från laboration 1 med 600 gram diesel (se bilaga B - Resultat från förberedande laboration), förbränningsvärmets ansattes till 44 MJ/kg och HRRPUA beräknades till 785 kW/m². Det valda förbränningsvärmets är ett medelvärde som valdes baserat på en artikel gjord av Al-Ghouti, Al-Degs och Mustafa [11], där diesels förbränningsentalpi angavs i ett intervall mellan cirka 42-46 MJ/kg.

Preliminära simuleringar genomfördes för att undersöka när branden slocknar i cisternen på grund av att syrehalten blir för låg. När dessa simuleringar genomfördes fanns det fortfarande vissa indataparametrar som inte kunnat karakteriseras ännu, som till exempel storlek på läckaget mellan cisternen och omgivningen som antogs vara 1 cm². Geometrin förenklades till ett rätblock med motsvarande volym som cisternen på 5 m³, se figur 7 för beskrivning av modellen.



Figur 7. Modell för preliminära simuleringar.

Resultatet från den preliminära simuleringen visade att branden slocknar vid 150 sekunder. Genom att beräkna den avgivna energin under detta förlopp och dividera med förbränningsvärmets kunde avbrunnen **bränslemängd uppskattas till 200 gram.**

Förbränningsvärmets som ansattes vid beräkningen visade sig i ett senare skede vara för högt eftersom aktuell pölbrand var så pass tunn att den borde haft ett lägre förbränningsvärme. Detta medförde att bränslemängden överskattades och det var lite bränsle kvar efter experimentet.

4.5 Utförande

Två experiment genomfördes med likadan experimentsuppställning där samma parametrar mättes för att öka robustheten i resultatet. En laborationsplan togs fram som vägledning för genomförande av experimentet. Laborationsplanen beskriver hur samtliga moment under experimentet skulle genomföras, från förberedelser till avveckling samt vilka material användes. Se Bilaga C - Laborationsplan för utförlig beskrivning av uppställning och metod.

5 Beräkningar med FDS

5.1 Introduktion till beräkningsmodell

Nedan beskrivs simuleringsprogrammet kortfattat. För mer djupgående information hänvisas läsaren till valfri referens i följande avsnitt.

5.1.1 *Computational fluid dynamics*

Computational fluid dynamics (CFD) är en gren inom fluidmekaniken som syftar till att analysera och hantera fluida flöden genom datorsimuleringar, vilket har många olika användningsområden. Exempel på användningsområden är analyser av aerodynamiska problem för flygplan, hydrodynamiska analyser för att optimera formen på fartyg, meteorologi för att förutspå väderförhållanden och analys av tryck- samt temperaturutveckling i rumsbränder [37].

Inom CFD beskrivs de fluida flödena med kontinuerliga Navier-Stokes ekvationer som är baserade på konserveringslagar [38]. För att simuleringsprogram ska kunna lösa dessa styrande ekvationer måste de göras om till diskret form, vilket kan ske på olika sätt. Metoden som FDS använder för att diskretisera Navier-Stokes ekvationerna beskrivs nedan.

5.1.2 *Fire Dynamics Simulator*

CFD-modellen *Fire Dynamics Simulator* (FDS) är en programvara utvecklad av *National Institute of Standards and Technology* (NIST) för att modellera brand-drivna flöden av fluider. FDS är en *large-eddy simulation* (LES) som numeriskt löser en form av Navier-Stokes ekvationerna lämpade för termiskt drivna flöden med låg hastighet [13] [27].

De styrande ekvationerna i FDS diskretiseras med *finite-volume* metoden och löses på ett tredimensionellt rätlinjigt rutnät som utgör beräkningsdomänen, även kallad mesh [13] [27]. Med denna metod delas beräkningsdomänen upp i ett antal diskreta kontrollvolym (celler) där Navier-Stokes ekvationerna kan förenklas till algebraiska ekvationer och sedan beräknas numeriskt i mitten av kontrollvolymen (5). Värden på in- och utflöden i gränssnittet mellan cellerna bestäms genom interpolation mellan värdena i mitten av cellerna. Eftersom flödet in i en cell är identiskt med flödet ut ur den intilliggande cellen följer denna metod konserveringslagarna.

Turbulens löses i FDS genom Large Eddy Simulation (LES). Det är även möjligt att modellera turbulens som *direct-numerical-simulation* (DNS) om tillräckligt små celler används.

Resultatet av en FDS-simulering genereras som rådata, vilket kan användas för att skapa diagram, tabeller och liknande. Dessutom har NIST utvecklat den tillhörande programvaran *Smokeview* som kan användas för att visualisera brandförloppet i både 2D och 3D [39], vilket ger en ännu större förståelse av det simulerande brandförloppet. Exempel på möjligheter med *Smokeview* är att se hur geometrin i simuleringen är uppbyggd, hur brandröken sprider sig i byggnaden, hur tryckuppbyggnaden i ett slutet utrymme ser ut och hur ytor på väggar och tak värms upp av branden.

5.2 Validering

5.2.1 Modellvalidering

Modellvalidering beskrivs ofta som processen att avgöra hur väl en matematisk modell predikterat ett aktuellt fysikaliskt fenomen [23]. Detta arbete utgår från de definitioner och metoder som beskrivs i *FDS Technical Reference Guide* volym 3 som är FDS valideringsguide. FDS valideringsguide är baserad på ASTM E 1355, en standard för utvärdering av deterministiska brandmodellens prediktiva förmåga [24].

Validering involverar vanligtvis följande tre moment:

1. Jämförelse av modellens prediktion med experimentella mätdata.
2. Kvantifiering av skillnaderna mot bakgrund av osäkerheter i både mätdata och modellindata.
3. Avgöra huruvida modellen är lämplig för den aktuella appliceringen.

FDS valideringsguide ger endast vägvisning för moment (1) och (2). Modellens lämplighet i sammanhanget, det vill säga moment (3), är ett beslut slutanvändaren själv måste ta [23].

Vid avgörande av huruvida FDS är lämpligt för en viss applicering finns flera viktiga aspekter att överväga [23]. Dessa beror i hög grad av sammanhanget FDS ska användas i och beror bland annat på (a) vilka scenarion som är av intresse, (b) vilka kvantiteter som ska predikteras, och (c) den önskade nivån av noggrannhet eller exakthet. FDS kan modellera de flesta brandscenarion och prediktera de flesta kvantiteterna av intresse. Detta innebär nödvändigtvis inte att prediktionerna är korrekta, vilket beror på begränsningar i beskrivningen av brandfysiken och begränsad information kring bränsle, geometri etcetera.

5.2.2 Valideringsberäkningar

Det finns tre grundläggande typer av valideringsberäkningar: Blind, specificerad, och öppen [23]. Nedan ges en beskrivning av de tre typerna.

Blind beräkning innebär att modellanvändaren har en grundläggande beskrivning av scenariot som ska modelleras. Problembeskrivningen är inte exakt och användaren ansvarar för att ta fram lämpliga indata för problembeskrivningen. Detaljer avseende geometri, materialegenskaper, brandbeskrivning, och så vidare, ansätts så som användaren bedömer lämpligt.

Specificerad beräkning betyder att modellanvändaren har en detaljerad beskrivning av modellindata, så som geometri, materialegenskaper och brandbeskrivning. Jämfört med en blind beräkning ger denna valideringsberäkning, med ett komplett specificerat scenario, en noggrannare jämförelse av den underliggande fysiken i modellerna.

Öppen beräkning innebär att modellanvändaren har komplett och detaljerad information om scenariot, så som geometri, materialegenskaper och brandbeskrivning, samt resultat från experimentella tester eller benchmark-modellkörningar som användes vid utvärderingen av blinda eller specificerade valideringsberäkningar av scenariot. Vid jämförelse av öppen och blind beräkning av samma scenario bör därför brister i tillgängliga indata (som ansattes vid blind beräkning) bli tydligast.

Generellt kan sägas att beräkningar som genomförs före ett experiment tillhör kategorin specificerad beräkning, och beräkningar som genomförs efter ett experiment tillhör kategorin öppen beräkning. Ofta blir genomföranden av experiment inte exakt som de specificerades och förkalkylerade resultat blir därför inte helt användbara vid bestämning av modellens exakthet [23].

Informationsnivån avseende scenario, geometri, materialegenskaper på cisternen, brandbeskrivning med mera, varit förhållandevis kända, vilket innebär att ingen blind beräkning genomförs. Syftet med blinda beräkningar är att utvärdera till vilken grad indataparametrar påverkar utfallet [23]. Detta gör det dock omöjligt att urskilja osäkerheter kopplade till val av indataparametrar från osäkerheter kopplade till själva modellen. Detta arbete syftar till att utvärdera FDS tillförlitlighet i slutna utrymmen och därmed kvantifiera osäkerheter kopplade till modellen för det givna scenariot. Detta gör att blinda beräkningar inte medför något värde till arbetet.

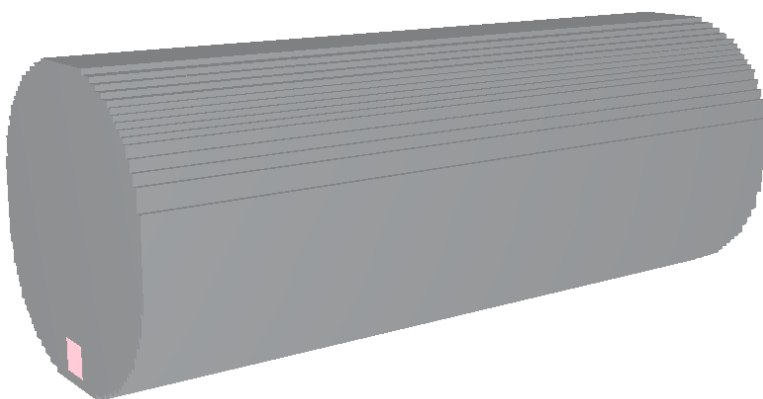
Trots att mycket information fanns tillgängligt i tidigt stadiet fanns det en hel del osäkerheter, vilket innebär att valideringen inte kan ses som en öppen beräkning. Exempelvis var brandrummets (cisternens) geometrier kända och det var tydligt att cisternen var gjord av stål, men dess termiska egenskaper var okända. Ett annat exempel är att massavbrinningen (och därmed effektutvecklingen som används som indata i FDS) för branden har karaktiserats genom en laboration där branden varit i en miljö med fri tillgång till syre medan branden är i en sluten miljö och självslocknar då syret tar slut, vilket kan tänkas medföra vissa skillnader i brandens beteende.

Sammanfattningsvis går det att dra slutsatsen att, av de tre nämnda beräkningstyperna, liknar den aktuella valideringen mest **specifierad beräkning**, vilket innebär att den härnäst behandlas som sådan. Trots att beräkningar som genomförs efter ett experiment ofta tillhör kategorin öppna beräkningar är så inte fallet i aktuell validering. Beräkningarna i det aktuella fallet gjordes efter experimentet, men eftersom syftet var att utvärdera FDS prediktiva förmåga utan att efterlikna experimenten hade de lika gärna kunnat göras i förväg. Detta innebär att FDS-beräkningar i denna validering kategoriseras som specificerade beräkningar.

5.3 Modellering av grundscenario

Grundscenariot motsvarar det brandscenario som specificerades i avsnitt 4.1. Eftersom celler i beräkningsdomänen är rektlinjära (kuber med sida 2,5 cm) som följd av det kartesiska koordinatsystemet är det omöjligt att få en perfekt representation av cisternens geometriska karaktär. För att ta hänsyn till detta har FDS-funktionen *NO_SLIP=TRUE* använts. Detta gör så att gashastigheten i gränsskiktet mellan fluider och ytor sätts till noll, vilket förhindrar att turbulens bildas på grund av att celluppbyggnaden inte är slät vid skapandet av en cirkulär geometri.

Modellen är byggd med ambitionen att i största mån efterlikna den verkliga cisternen. Vissa geometriska förenklingar har dock gjorts, till exempel har manluckan bortsetts från, se figur 8 nedan. Vid förenkling av geometrin har cisternens diameter och volym bibehållits.



Figur 8. Modell av cisternen utvändigt.

Mätpunkter för tryck, temperatur och strålning har placerats i motsvarande punkter som vid experimentet, se avsnitt 4.3 för mer detaljerad information om experimentsuppställning och figur 9 för invändig beskrivning av *FDS*-modellen. För att återskapa säkerhetsventilen i *FDS* användes *HVAC* funktionen kombinerat med kontrollfunktionen *deadband* med gränsvärdet 20 kPa. Detta skapar en fiktiv ventilationskanal, ansatt med motsvarande innerdiameter som säkerhetsventilen på 0,7 cm, som öppnas eller stängs då övertrycket överskrider eller underskrider gränsen på 20 kPa.



Figur 9. Modell av cisternen invändigt. Siffrorna 1-11 motsvarar termoelement, PT motsvarar plattermoelementet.

5.3.1 Brandkällans storlek

Vid CFD-modellering måste brandkällans storlek vara i rätt förhållande till brandens effektutveckling för att korrekt återge brandens karaktär. Detta eftersom CFD-modeller är beroende av en korrekt beskrivning av fysiska och kemiska processer för det aktuella problemet [40]. I aktuellt brandscenario är brandkällans storlek känd och maxeffekten beräknad med hjälp av massavbrinningen. Detta gör att den dimensionslösa effektutvecklingen (Q^*) kan beräknas för att kontrollera brandens karaktär i förhållandet mellan yta och effekt, se ekvation 3.

$$Q^* = \left(\frac{\dot{Q}}{\rho_{\infty} c_{\infty} T_{\infty} D^2 \sqrt{gD}} \right)^{\frac{2}{5}} \quad \text{Ekvation 3}$$

Bränder med värden på Q^* över 2,5 är momentumstyrda och har en tydlig struktur, till exempel en jetflamma, och värden under 2,5 beskriver bränder som styrs av turbulens och luftflöden [40]. För naturliga bränder i byggnader bör den dimensionslösa effekt-utvecklingen ligga mellan 0,3-2,5 [40] [41]. Vid denna kontroll görs antagandet att pölbrand i cistern kan liknas vid brand i byggnad. **Värdet på Q^* har för aktuellt brandscenario beräknats till 0,77**, vilket är inom intervallet värdet bör ligga i för naturlig brand, se Bilaga D - Beräkningar.

5.3.2 Kontrollvolymernas storlek

Gashastighet, temperatur och andra storheter, beräknas uniformt i FDS kontrollvolym. Detta medför att noggrannheten vid simulering av branddynamiken beror av hur många celler som kan integreras i modellen. Om kontrollvolymerna är för stora kan CFD-modellen inte simulera fluidodynamiken på ett adekvat sätt, är cellerna för små kan simuleringen bli alltför tidskrävande med hänsyn till dagens förutsättningar avseende processorkraft [13].

Vid simulering av brand är det av särskild vikt att meshen vid branden har en tillräckligt fin upplösning. Detta eftersom det är brandinducerade flöden som driver fluider i modellen [42]. Inträngningen av luft i plymen är kraftigt beroende av cellstorleken [42], vilket kan medföra att brandplymens utseende förändras med olika upplösning på beräkningsdomänen [43]. Detta medför att en tillräckligt fin upplösning kan vara avgörande vid ASET beräkningar, eftersom brandgasfyllnadstiden kan variera med cellstorleken [44].

Ett mått på plymens upplösning ges av det dimensionslösa talet D^*/dx , där D^* är brandens karakteristiska diameter och dx är längden av sidan på en cell [23], se ekvation 4 nedan.

$$D^* = \left(\frac{\dot{Q}}{\rho_{\infty} c_{\infty} T_{\infty} \sqrt{g}} \right)^{\frac{2}{5}} \quad \text{Ekvation 4}$$

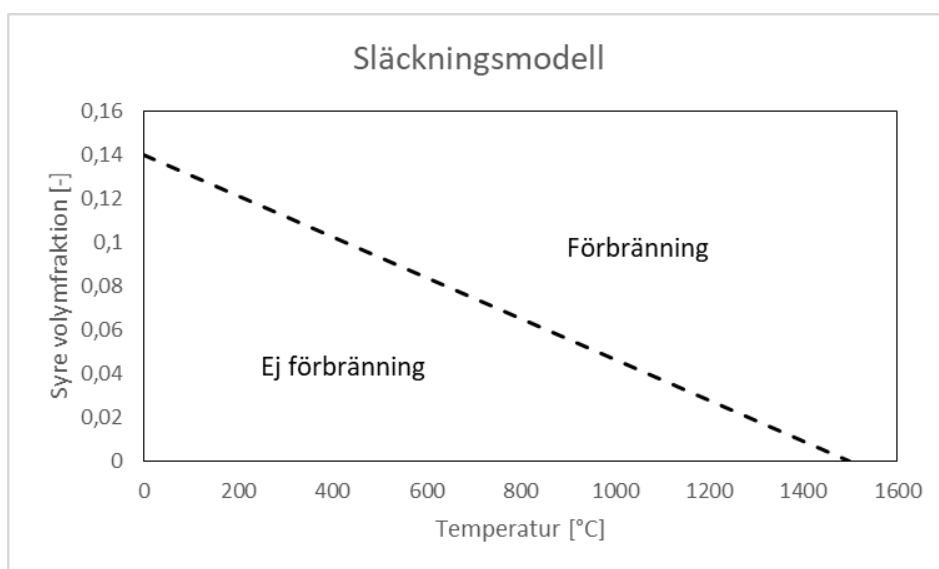
Nystedt och Frantzych [45] anger att kvoten bör ligga i intervallet 10-20 i brandens närhet. I vissa sammanhang kan upplösningen på plymen vara väldigt viktig att beakta medan det i andra sammanhang inte är av samma relevans [23]. Till exempel är det troligtvis mer relevant med högre kvot vid brandgasfyllnadsberäkningar och beräkningar för tid till kritiska förhållanden, än vid brand i en cistern där brandgaserna inte är av primärt intresse. **Kvoten för D^*/dx har för aktuellt brandscenario beräknats till 13,18**, vilket är inom intervallet kvoten bör ligga i, se Bilaga D - Beräkningar.

5.3.3 Ingående parametrar

Nedan ges beskrivningar av indataparametrar som ansatts i grundscenariot. Om inget annat anges har förvalda värden från FDS antagits.

Släckningsmodell

I slutna utrymmen eller utrymmen med mycket små läckage minskar syrehalten ständigt i brandrummet på grund av den begränsade lufttillförseln från omgivningen. Det innebär att brandförloppet direkt begränsas av den tillgängliga mängden syre, till dess att branden slocknar. I FDS användarmanual [27] specificeras de två tillgängliga släckningsmodellerna i FDS, EXTINCTION 1 och EXTINCTION 2, som lämpar sig olika bra beroende på storleken av kontrollvolymerna beräkningsdomänen. Vid modellering av grundscenariot har släckningsmodellen EXTINCTION 2 använts eftersom denna lämpar sig bättre för relativt små kontrollvolymmer. I släckningsmodellen antas förbränningseffektiviteten öka linjärt med temperaturen i rummet. Detta innebär att förbränning av bränslet i FDS tillåts ske vid allt lägre syrenivåer i takt med växande temperaturer, se figur 10 nedan.



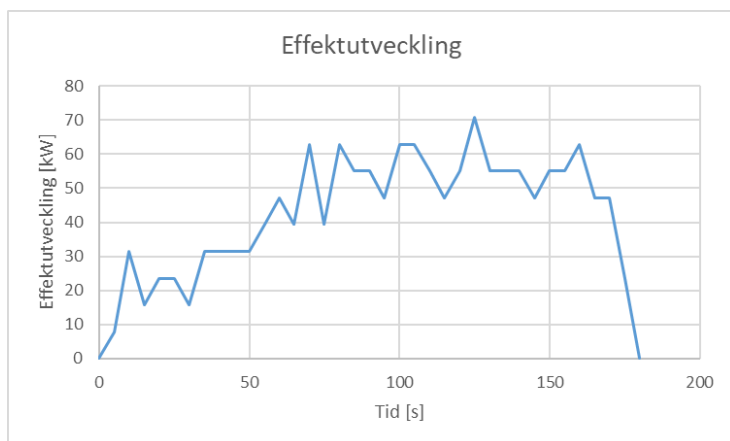
Figur 10. Släckningsmodellen EXTINCTION 2 som används i beräkningarna.

Förbränningsentalpi

Tidigare gjorda studier tyder på att det finns en koppling mellan förbränningsentalpin och bränsledjupet [10]. Resultat från dessa experiment visade att förbränningsentalpin hos diesel är starkt beroende av bränslets djup, särskilt bland tunna pölbränder där skillnader i enstaka millimeter har stor påverkan. Förbränningsentalpin som använts i FDS är interpolerad ur data från denna studie och beräknades till 39,3 MJ/kg, se Bilaga D - Beräkningar.

Effektutveckling

Brandens effektutveckling kan beskrivas som en funktion av massavbrinningen. Av denna anledning har resultatet från den förberedande laborationen, laboration 2 (200 gram diesel, se Bilaga B - Resultat från förberedande laboration), använts vid ansättning av effektutvecklingskurvan i FDS. Med ramp-funktionen i FDS utvecklas brandens effektutveckling proportionellt mot massavbrinningen från den förberedande laborationen. Effektutvecklingen beräknades genom multiplicering av effektiv förbränningsentalpi (39,3 MJ/kg) och massavbrinning [14], se figur 11.



Figur 11. Ansatt effektutvecklingskurva i FDS.

Kemisk sammansättning

Som tidigare nämnt i avsnitt 2 är diesel endast ett samlingsnamn för oljor som används för dieselmotorer. Detta innebär att den kemiska sammansättningen är olika hos olika dieseloljor. Istället beskrivs dieselolja för det mesta som en kombination av kolvätekedjor i ett intervall med 10 till 15 kolatomer och 20 till 28 väteatomer, där $C_{12}H_{24}$ är den vanligaste sammansättningen [12]. På grund av brist på information avseende den kemiska sammansättningen har $C_{12}H_{24}$ använts vid simulering.

Material och termiska egenskaper

Bortsett från branden beskrivs ytor i beräkningsmodellen med två olika material, stål och isolering. Termiska egenskaper baseras på antaganden eftersom cisternen är gjord av ett okänt stål och plattermoelementet är isolerat med ett okänt isoleringsmaterial. Värden som använts är hämtade ur *Enclosure Fire Dynamics (EFD)* [14], och presenteras i tabell 1 nedan. I EFD anges inga värden på materialens emissivitet, dessa har därför antagits till 0,9.

Tabell 1. Material och termiska egenskaper. Värden hämtade ur EFD [14] tabell 6.1

Material	Konduktivitet [W/mK]	Specifik värmekapacitet [J/kgK]	Densitet [kg/m ³]
Steel (mild)	45	460	7850
Fiber insulating board	0,041	2090	229

Strålningsandel

Strålningsandelen definieras som kvoten mellan energin som strålas från branden till omgivningen och brandens effektutveckling. I en studie av Siddapureddy [46] har strålningsandelen för diesel bestämts vid olika diametrar på pölbränder. Strålningsandelen som ansatts i FDS har bestämts till 0,172 med linjärinterpolation från data i Siddapureddys studie, se Bilaga D - Beräkningar.

Läckagearea

Storlek på öppningar och läckage till omgivningen är en avgörande parameter för vilken tryckupbyggnad som kan förväntas i ett utrymme under ett brandförlopp. Trots flera åtgärder för att göra cisternen så tät som möjligt fanns fortfarande ett visst läckage till omgivningen. För att mäta läckaget, i syfte att ta fram en karakteristisk läckagearea att ansätta i FDS, genomfördes en provtryckning av cisternen. Med hjälp av data på tryckfallet över tid beräknades läckagearean till 0,35 cm². Se Bilaga D - Beräkningar för fullständiga beräkningar.

Sammanställning indata FDS

Nedan ges en generell redogörelse av indata som använts vid modellering i FDS.

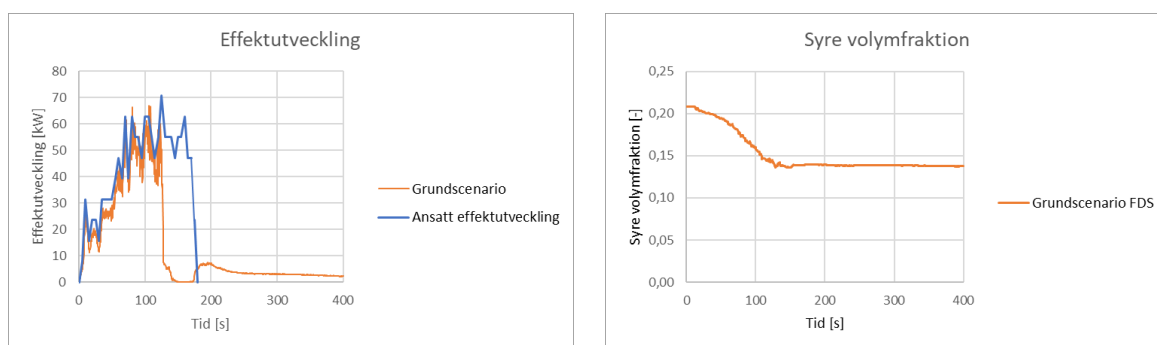
Parameter	Indatavärde	Kommentar
Randvillkor		
Omgivande temperatur	10	Vid genomförande av experimenten var det cirka 10 °C utomhus
Beräkningsdomän		
Antal mesher	1	-
Cellstorlek (längden av en sida)	2,5 cm	$Q^* = 0,77$; $D^*/dx = 13,18$
Antal kontrollvolym	492 480	-
Reaktion		
Kemisk sammansättning	$C_{12}H_{24}$	Vanligaste sammansättningen [12]
Förbränningsentalpi	39,3 MJ/kg	Se Bilaga D - Beräkningar
Strålningsandel	0,172	Se Bilaga D - Beräkningar
Släckningsmodell	EXTINCTION 2	-
Brand		
HRRPUA	649,6 kW/m ²	Beräknad genom att dividera maxeffekt med brandarea
Brandarea	32,5 x 32,5 cm ²	Verklig kärlarea 33 x 33 cm ²
Tillväxthastighet	-	RAMP-funktion av massavbrinningen från förberedande laboration 2
Läckage		
Läckagearea	0,35 cm ²	Se Bilaga D - Beräkningar. ZONE-funktionen har använts för att specificera läckage mellan zoner.
Material		
Stål	Densitet	7820 kg/m ³
	Specifik värmekapacitet	0,46 kJ/kg K
	Konduktivitet	45 W/m K
	Emissivitet	0,9
		Värden är antagna och hämtade ur EFD [14], tabell 6.1 "Steel (mild)".
Isolering	Densitet	229 kg/m ³
	Specifik värmekapacitet	2,09 kJ/kg K
	Konduktivitet	0,041 W/m K
	Emissivitet	0,9
		Isolerande material till plattermoelement. Värden är antagna och hämtade ur EFD [14], tabell 6.1 "Fiber insulating board".
		Baserat på antagande

6 Resultat

I detta avsnitt redovisas uppmätt resultat från experiment och beräkningar utförda i FDS. Först presenteras resultatet från valideringen där uppmätt temperatur, tryck och infallande strålning från experimentet jämförs mot grundscenariot i FDS, som specificerades i avsnitt 5.3. Därefter följer en parameterstudie som syftar till att identifiera de mest osäkra parametrarna samt kvantifiera de osäkerheter och avvikelser som förekommer i resultatet.

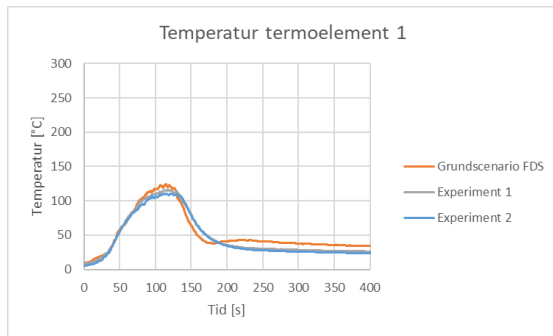
6.1 Validering

Resultatet från FDS-simulering av grundscenariot visar att effektutvecklingen utvecklas i likhet med ansatt effektutvecklingskurva. Maximal effekt på drygt 67 kW inträffar vid cirka 80 sekunder. Effektutvecklingen avtar därefter vid 125 sekunder, vid en syrehalt på cirka 14 volymprocent, till skillnad från ansatt effektutveckling som avtar vid cirka 160 sekunder, se figur 12 nedan.

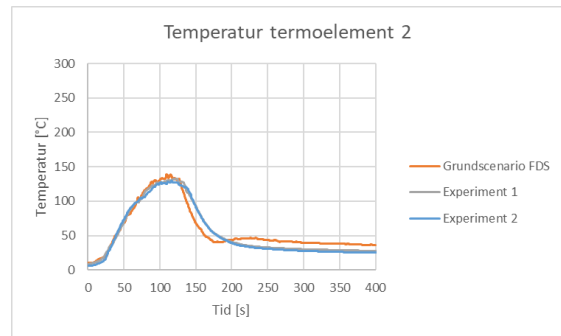


Figur 12. Ansatt och simulerad effektutveckling i grundscenariot och beräknad volymfraktion syre.

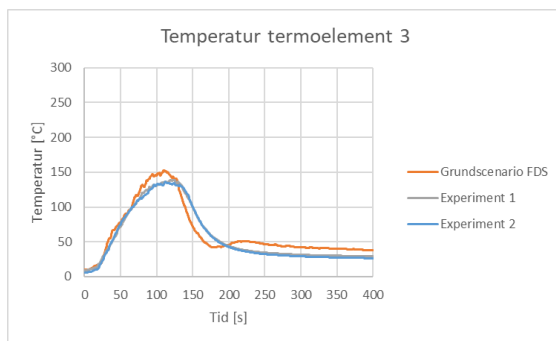
Nedan redovisas det fullständiga resultatet för valideringen av simulerat grundscenario och experimentella data avseende medeltemperatur på termoelement, infallande strålning mot plattermoelement och relativt tryck. Figur 13 - figur 23 visar uppmätta temperaturer för respektive termoelement. Figur 24 visar medeltemperaturen av samtliga termoelement. I figur 25 framgår infallande strålning mot plattermoelement och i figur 26 det relativa trycket i cisternen i förhållande till dess omgivning. Resultatet visar att det finns skillnader mellan simulering och experiment och skillnaderna tycks bli större vid termoelement placerade på allt högre höjd, se till exempel den predikterade temperaturen vid termoelement 11 i grundscenariot som skiljer sig markant från experimenten.



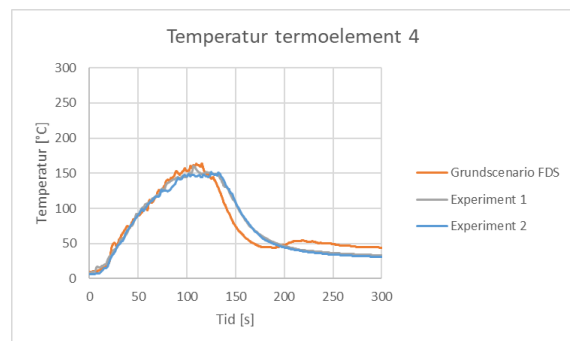
Figur 13. Temperatur termoelement 1.



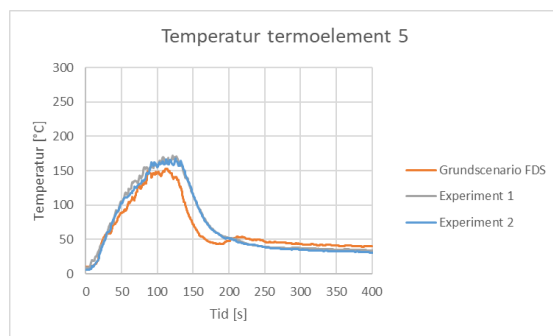
Figur 14. Temperatur termoelement 2.



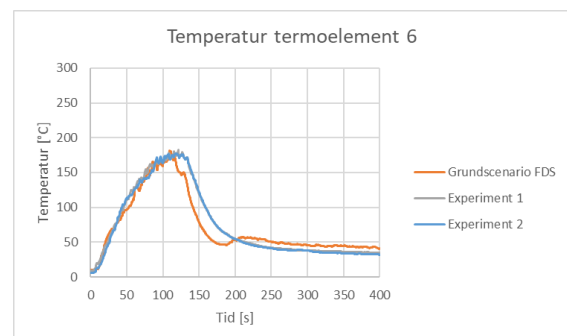
Figur 15. Temperatur termoelement 3.



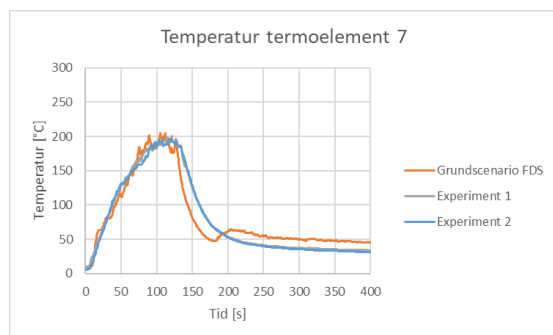
Figur 16. Temperatur termoelement 4.



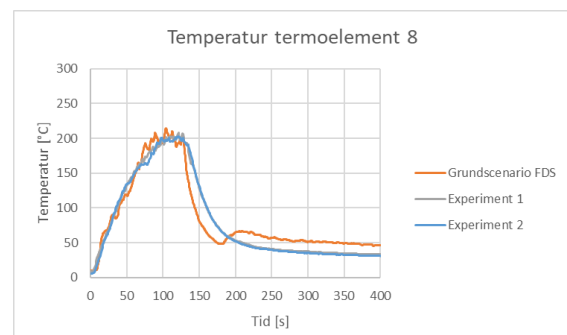
Figur 17. Temperatur termoelement 5.



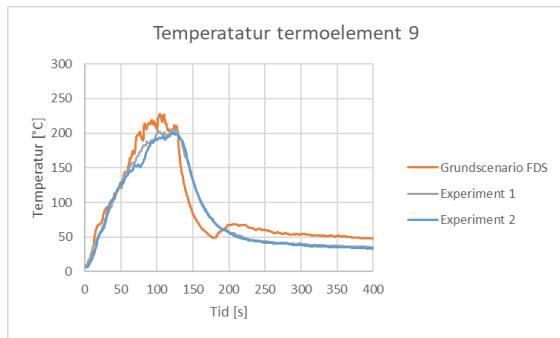
Figur 18. Temperatur termoelement 6.



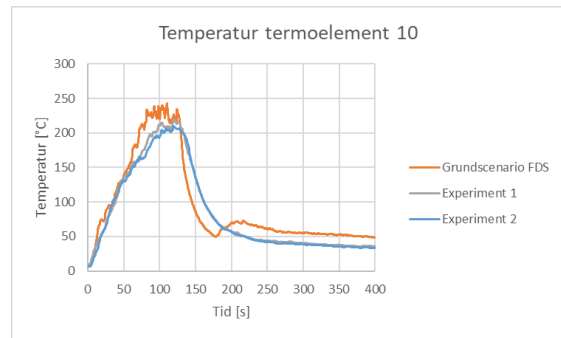
Figur 19. Temperatur termoelement 7.



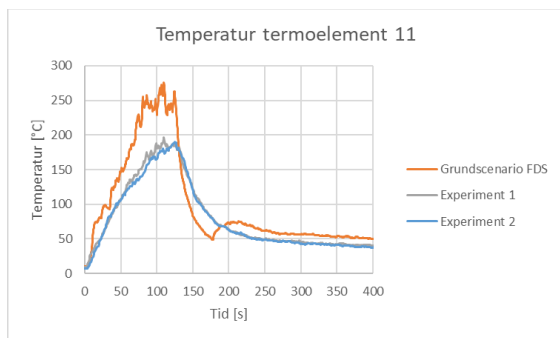
Figur 20. Temperatur termoelement 8.



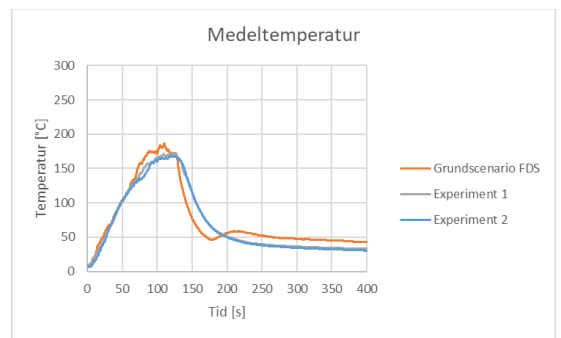
Figur 21. Temperatur termoelement 9.



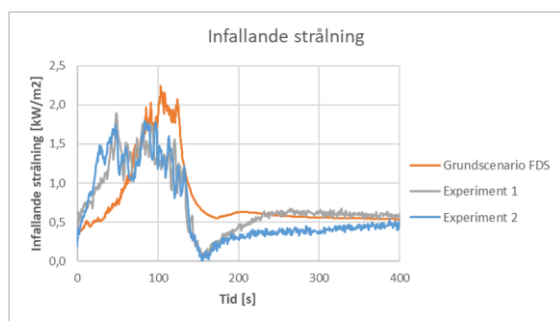
Figur 22. Temperatur termoelement 10.



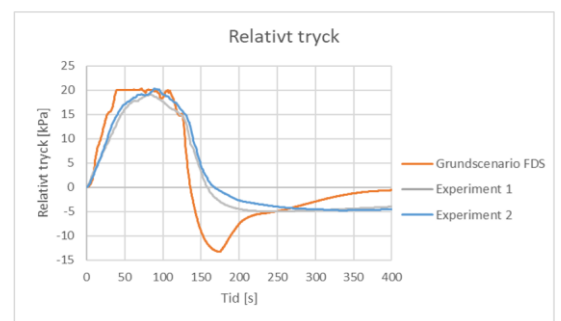
Figur 23. Temperatur termoelement 11.



Figur 24. Medeltemperatur av termoelement.



Figur 25. Den beräknade infallande strålningen från branden mot plattermoelementet.



Figur 26. Beräknat och uppmätt över- och undertryck relativt omgivningen.

6.2 Parameterstudie

I följande avsnitt utförs en parameterstudie som syftar till att kvantifiera de osäkerheter som är kopplade till simuleringarna. I FDS valideringsguide skiljer man på två sorters osäkerheter, *parameter-* och *modellosäkerheter* [23]. Parametersäkerheter innefattar valet av indata till FDS-simuleringen, till exempel bränslets kemiska sammansättning och cisternens materialegenskaper. Modellosäkerheter handlar istället om hur FDS behandlar den indata som valts, med till exempel förenklingar och approximationer av FDS styrande ekvationer. Parameterstudien syftar till att diskutera och kvantifiera parametersäkerheter då arbetet är en validering och inte en verifiering (se mer i avsnitt 2).

6.2.1 Metod

Först diskuteras de parametrar som identifierats som både osäkra och har betydande påverkan på resultatet. Därefter görs simuleringar som utgår från grundscenariot (se avsnitt 5.3) där samtliga parametrar varieras mellan deras största och minsta tänkbara värde för att se vilken parameter som har störst påverkan på resultatet. Parametrarna har alltså inte varierats lika mycket. Anledningen är att det inte går att göra en förändring av bränslets kemiska sammansättning (en av de identifierade parametrarna) i procent för jämförelse mot andra parametrar, vilket därför kräver en alternativ metod. Skillnaderna mot grundscenariot kvantifieras, varefter en helhetsbedömning görs och de två som har störst möjlig påverkan på resultatet analyseras sedan vidare. I parameteranalysen skapas nya scenarion som sedan jämförs med resultatet från experimentet (medelvärde av experiment 1 och 2) samt resultatet från simuleringen av grundscenariot i FDS. I analysen förs även korta diskussioner om observationer från resultatet.

Eftersom FDS har problem med att prediktera ett brandförlopp under självslockningsfasen (se mer i avsnitt 2) är parameterstudien avgränsad till den tidigare delen av brandförloppet. I parameterstudien studeras tre faser var för sig, 0-40 och 40-80 sekunder (två delar av tillväxtfasen) samt 80-120 sekunder (när branden nått sin högsta intensitet) för att se hur parametrarna påverkar brandförloppet. Faserna är baserade på effektutvecklingen från grundscenariot, där kurvan planar ut vid 40, 80 och 120 sekunder, se figur 12 i avsnitt 6.1.

6.2.2 Parameterkänslighet

I följande avsnitt diskuteras de parametrar som i litteratursökningen i avsnitt 2 identifierats som både osäkra och kan tänkas ha en stor påverkan på resultatet. Simuleringar av nya scenarion med största och minsta tänkbara värden av parametrarna utförs i FDS, som sedan jämförs med resultatet från simuleringen av grundscenariot (se avsnitt 5.3).

Bränslets kemiska sammansättning

Eftersom diesel är samlingsnamn för förbränningsolja finns det ingen entydig kemisk formel som kan beskriva bränslet. Istället beskrivs sammansättningen hos vanlig dieselolja för det mesta som en kombination av kolvätekedjor i ett intervall med 10 till 15 kolatomer och 20 till 28 väteatomer, där $C_{12}H_{24}$ är den vanligaste sammansättningen [12]. Korta kolvätekedjor har lägre flampunkt än de längre kolvätekedjorna [47], vilket innebär att det är de som förbränns först i reaktionen. Det fanns en del bränsle kvar i kärlet efter att experimenten utförts, vilket innebär att den diesel som faktiskt förbränts till största del bestått av kortare, lättare

kolvätekedjor. Det råder därmed stora osäkerheter för huruvida den kemiska sammansättningen som valdes som indata i FDS-koden är korrekt eller inte. Den kemiska sammansättningen hos bränslet påverkar hur stor del av värmen som frigörs i form av strålning [27], vilket därmed har en påverkan på framförallt den infallande strålningen mot plattermoelementet, men även trycket och temperaturen i cisternen. På grund av dessa osäkerheter gjordes två nya simuleringar för att studera känsligheten hos parametern där den kemiska sammansättningen valdes till $C_{10}H_{20}$ och $C_{15}H_{28}$. Resultatet jämfördes sedan mot grundscenariot med den kemiska sammansättningen $C_{12}H_{24}$.

Bränslets förbränningsentalpi/effektutveckling

Brandens effektutveckling är direkt proportionerlig mot bränslets effektiva förbränningsentalpi [14]. Detta betyder att om den effektiva förbränningsentalpin förändras med 10 % så gör även effektutvecklingen det.

Likt den kemiska sammansättningen är förbränningsentalpin inte entydig för dieselolja, se till exempel referenserna [48], [11] och [10] som alla nämner helt olika värden. Tidigare utförda experiment visar att förbränningsentalpin hos diesel är starkt beroende av bränslets djup, särskilt bland tunna pölbränder där skillnader i enstaka millimeter har stor påverkan [10]. Detta är särskilt intressant eftersom det kärl som användes i experimenten inte hade en helt platt botten och mängden bränsle väldigt liten, vilket innebär att det finns osäkerheter kring hur djupt bränslet faktiskt var.

En förberedande laboration gjordes så att den effektutveckling som låg till grund för FDS-simuleringen kunde bestämmas, se avsnitt 4.4. Av laborationspraktiska skäl tilläts bränslet brinna med fri tillgång till syre, trots att valideringen avser brand i slutet utrymme. Det råder blandade meningar om hur mycket den tillgängliga mängden syre påverkar förbränningseffektiviteten (som i sin tur påverkar den effektiva förbränningsentalpin [14]), där en del studier visar att det inte finns någon nämnvärd korrelation [15], medan motsatsen finns att hitta i annan litteratur [14] [16] [17]. Eftersom förbränningsentalpin är direkt avgörande för brandens effektutveckling [14] samt hur mycket energi som frigörs vid förbränning [13] råder det betydande osäkerheter för samtliga parametrar som beräknades i simuleringarna. För att studera känsligheten i resultatet gjordes två nya simuleringar där förbränningsentalpin ändrades till 35,37 och 43,23 MJ/kg, vilket är 10 % lägre respektive högre än grundscenariot som hade en förbränningsentalpi på 39,3 MJ/kg. Detta motsvarar, ungefär, det lägsta värdet som nämns i studien av Mealy, Benfer och Gottuk [10] och det högsta som Staffansson [48] nämner i sin rapport.

Cisternens konduktivitet

Cisternen som användes i experimentet var helt gjord i stål, vilket innebär att det har en hög konduktivitet och värmeförluster kan förväntas i form av ledning till omgivningen [14] [17]. Konduktiviteten hos stål kan variera mycket beroende sammansättningar, se till exempel tabellen i referensen [49] som visar stor skillnad i konduktiviteten bland olika sorters stål. Eftersom tillverkaren av cisternen inte kunde bidra med mer information om stålets egenskaper är konduktiviteten mycket osäker. Dessutom är konduktiviteten i stålet inte konstant, utan ändras vid temperaturförändringar [50], vilket bidrar ännu mer till osäkerheten. På grund av dessa osäkerheter och faktumet att möjliga värmeförluster påverkar samtliga resultat är konduktiviteten relevant för en vidare analys. Två nya simuleringar

gjordes där konduktiviteten valdes till 22,5 och 67,5 W/mK, 50 % lägre respektive högre än konduktiviteten i grundscenariot som var på 45 W/mK. Dessa värden motsvarar, ungefär, värdena från relevanta stålsorter i tabellen från referensen [49].

Läckagearea

Trots flera åtgärder för att göra cisternen så tät som möjligt fanns fortfarande ett visst läckage till omgivningen. Det var inte möjligt att mäta den direkta läckagearean, dels eftersom vissa läckage var på ställen svåra att mäta för att de hade en udda form, och dels för att vissa läckage kan vara svåra att se på grund av att de var väldigt små. Exempel på möjliga läckageområden är manluckan, hålet för genomföring av termoelement, genomföring för tändanordning och hålet för tryckavlastningsventilen (säkerhetsventil). Det enda öppningen där det kunde fastslås utan tvivel att det läckt ut brandgaser under experimentet var genomföringen för termoelementtrådar. Genomföringen hade en area på cirka 0,3 cm² och ungefär hälften av arean var täckt av de termoelementtrådar som förts igenom. Eftersom övrig läckagearea inte kunde mätas direkt utan behövde räknas fram krävdes en del antaganden, till exempel att den allmänna gaslagen kan användas för luft, trots att den egentligen endast gäller för ideala gaser [51]. Det antagandet ses inte som en stor osäkerhet, eftersom tryck- och temperaturökningen i cisternen är små relativt förhållandena i omgivningen, vilket innebär att luften i cisternen kan ses som en god approximation av en ideal gas [52]. Vad som däremot ses som en stor osäkerhet är att beräkningarna visar att läckagearean ändrade storlek beroende på hur fort tryckfallet skedde i cisternen, det vill säga att den inte var konstant. Beräkningarna utgår därför inte från hela provtryckningen, utan endast för ett intervall där tryckfallet är relativt linjärt, varefter ett medelvärde har räknats fram (se Bilaga D - Beräkningar). Eftersom små ändringar i läckaget har en stor påverkan på tryckuppbyggnaden i cisternen ses detta som en kritisk parameter. Två nya simuleringar gjordes där läckagearean varierades med 50 %, från 0,35 till 0,175 respektive 0,525 cm².

6.2.3 Resultat från analys av parameterkänslighet

I detta avsnitt presenteras resultat från de simuleringar som genomförts för att analysera parameterkänsligheten i grundscenariot som presenterades i avsnitt 5.3. Tabell 2 redogör för de studerade parametrarna med figur- och tabellhänvisningar till respektive resultatdel. En sammanfattning av resultatet ges i slutet av avsnittet.

Tabell 2. Sammanfattning av studerade parametrar och hänvisningar till resultat

Studerad parameter	Resultat visas i
Bränslets kemiska sammansättning <ul style="list-style-type: none">C10H20 och C15H28 [-]	figur 27 - figur 33 och tabell 3
Bränslets förbränningsentalpi <ul style="list-style-type: none">43,23 och 35,37 [MJ/kg]	figur 34 - figur 40 och tabell 4
Cisternens konduktivitet <ul style="list-style-type: none">22,5 och 67,5 [W/mK]	figur 41 - figur 47 och tabell 5
Läckagearea <ul style="list-style-type: none">0,525 och 0,175 [cm²]	figur 48 - figur 54 och tabell 6

Eftersom en del scenarion som omfattas av parameterstudien har en längre tillväxtfas än andra studeras den maximala temperaturen och infallande strålningen för hela brandförloppet, det vill säga även efter 120 sekunder.

På grund av att en tryckavlastning användes är inte det högsta uppmätta eller beräknade övertrycket relevant, istället presenteras osäkerheterna relaterade till trycket som tiden till maximalt tryck samt hur länge det maximala trycket består.

Vid jämförelse av resultatet kvantifieras avvikelserna och presenteras som den procentuella avvikelsen från grundscenariot. De olika avvikelserna beräknas på olika sätt och nedan ges en beskrivning av vad som studeras för att göra det tydligare hur resultatet ska tolkas.

Medeltemperatur

- Medelvärdet av termoelementen under tidsintervallet.

Maxtemperatur (95 percentil)

- Den maximala temperaturen under tidsintervallet.

Medel infallande strålning

- Medelvärdet av den infallande strålningen mot plattermoelementet under tidsintervallet.

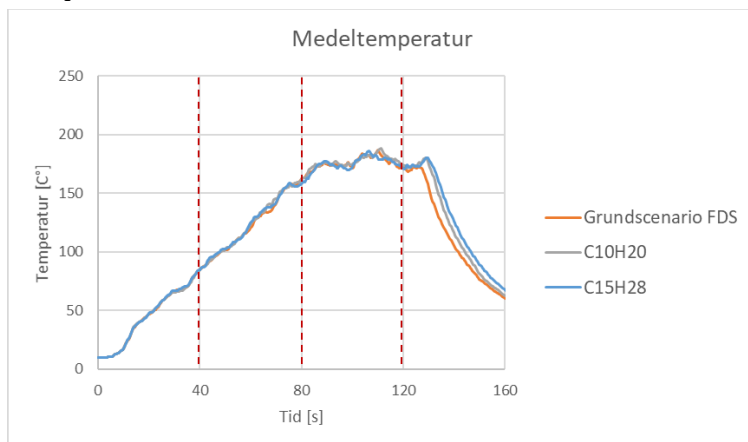
Max infallande strålning (95 percentil)

- Den maximala infallande strålningen under tidsintervallet.

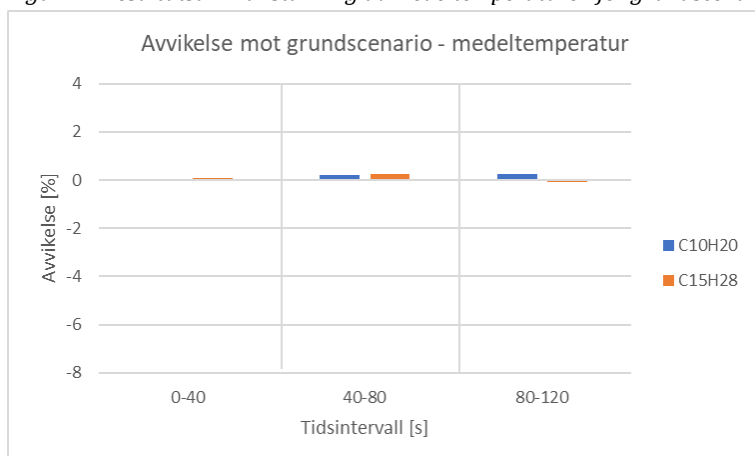
Bränslets kemiska sammansättning

Nedan i figur 27 - figur 33 och tabell 3 visas resultat för bränslets kemiska sammansättning.

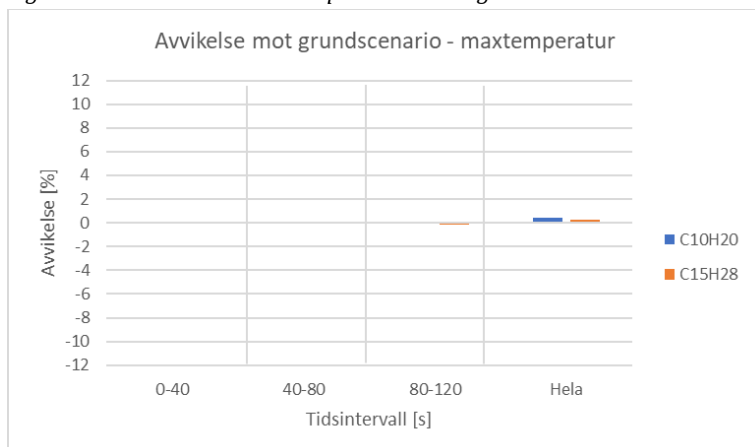
Temperatur



Figur 27. Resultatsammanställning av medeltemperaturen för grundscenariot och kemisk sammansättning.

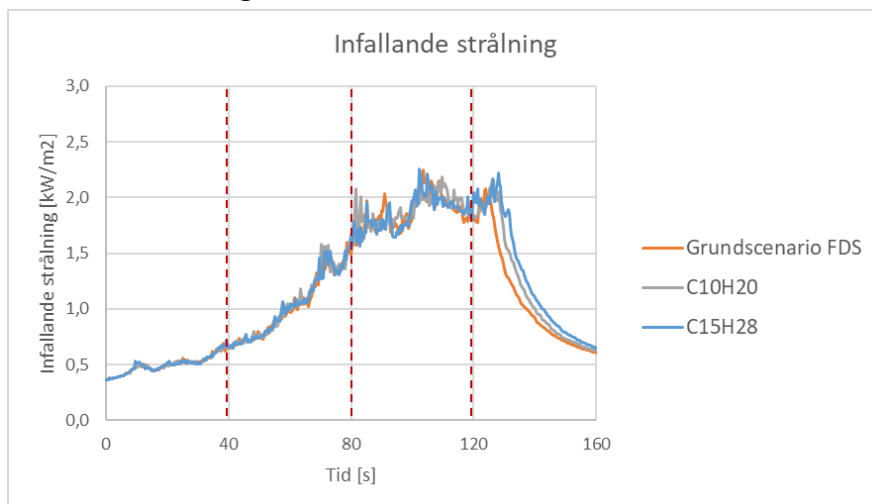


Figur 28. Avvikelse av medeltemperaturen mot grundscenariot under de olika tidsintervallen.

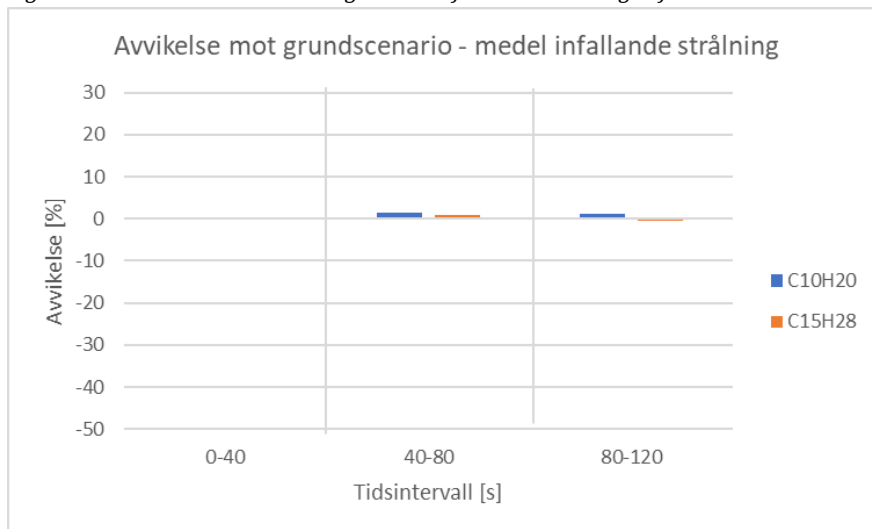


Figur 29. Avvikelse av de högsta temperaturerna (95 percentil) mot grundscenariot under de olika tidsintervallen.

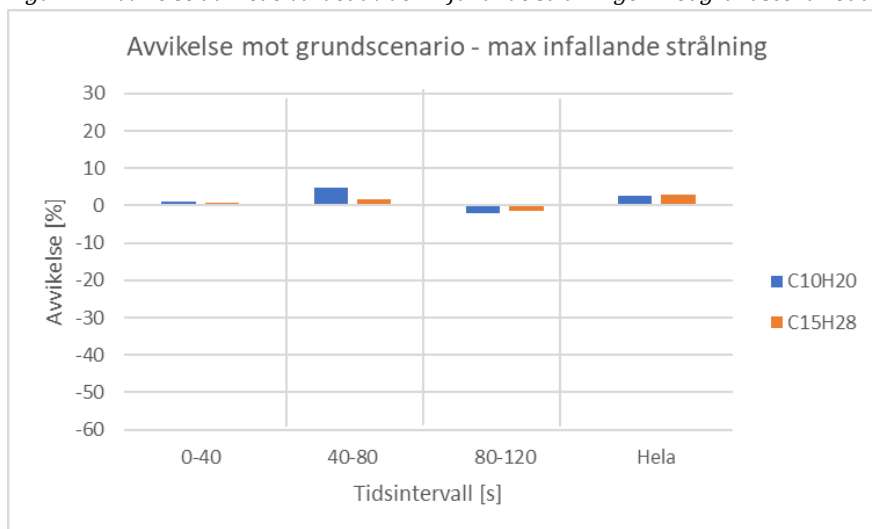
Infallande strålning



Figur 30. Resultatsammanställning av den infallande strålningen för de olika scenarierna.

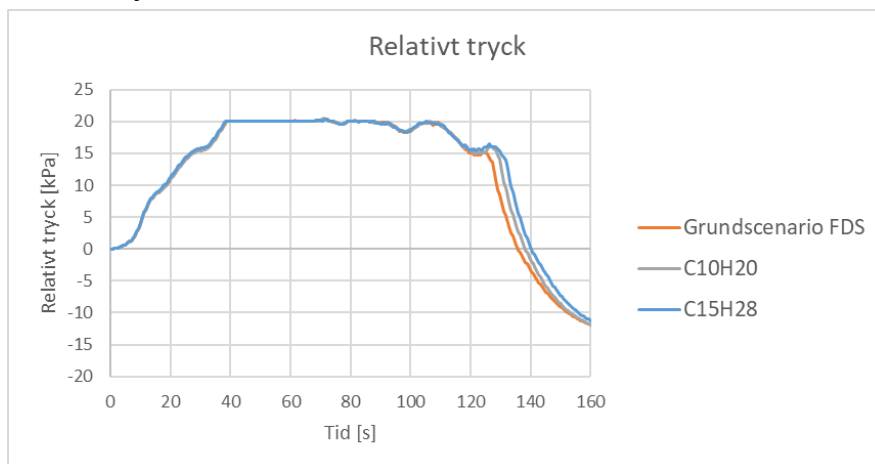


Figur 31. Avvikelse av medelvärdet av den infallande strålningen mot grundscenariot under de olika tidsintervallen.



Figur 32. Avvikelse av den maximala infallande strålningen (95 percentil) mot grundscenariot under de olika tidsintervallen.

Relativt tryck



Figur 33. Det beräknade över- och undertrycket för de tre scenarierna.

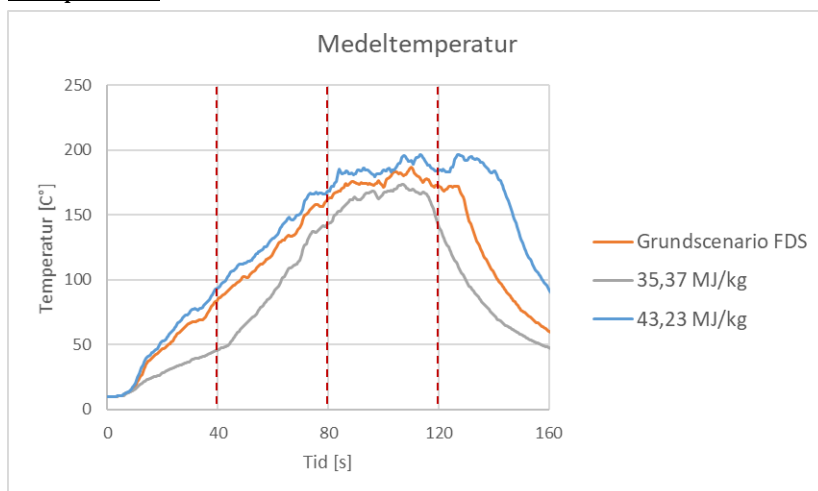
Tabell 3. Skillnad mot grundscenariot för tid till maximalt tryck, samt hur länge det maximala trycket finns kvar.

Scenario	Skillnad tid till maxtryck (s)	Skillnad tid under maxtryck (s)
C ₁₀ H ₂₀	0	-4
C ₁₅ H ₂₈	0	-3

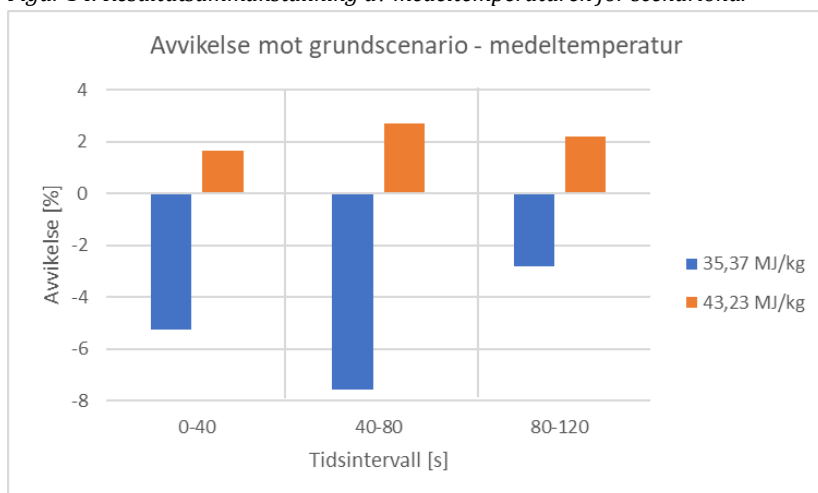
Bränslets förbränningsentalpi/effektutveckling

Nedan i figur 34 - figur 40 och tabell 4 presenteras resultatet från analysen av parameterkänsligheten för bränslets förbränningsentalpi.

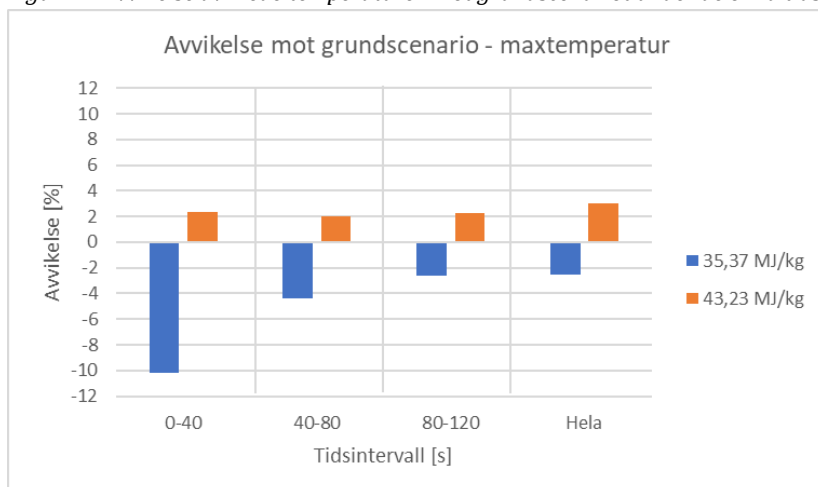
Temperatur



Figur 34. Resultatsammanställning av medeltemperaturen för scenariona.

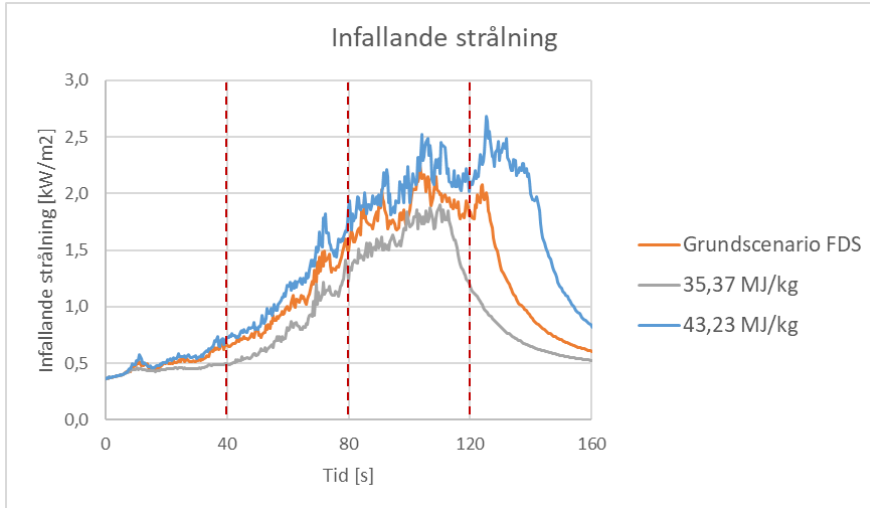


Figur 35. Avvikelse av medeltemperaturen mot grundscenariot under de olika tidsintervallen.

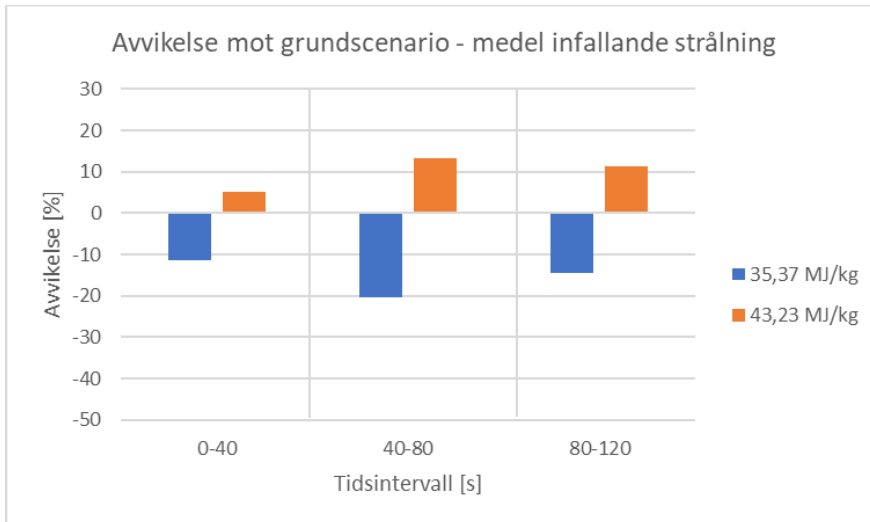


Figur 36. Avvikelse av de högsta temperaturerna (95 percentil) mot grundscenariot under de olika tidsintervallen.

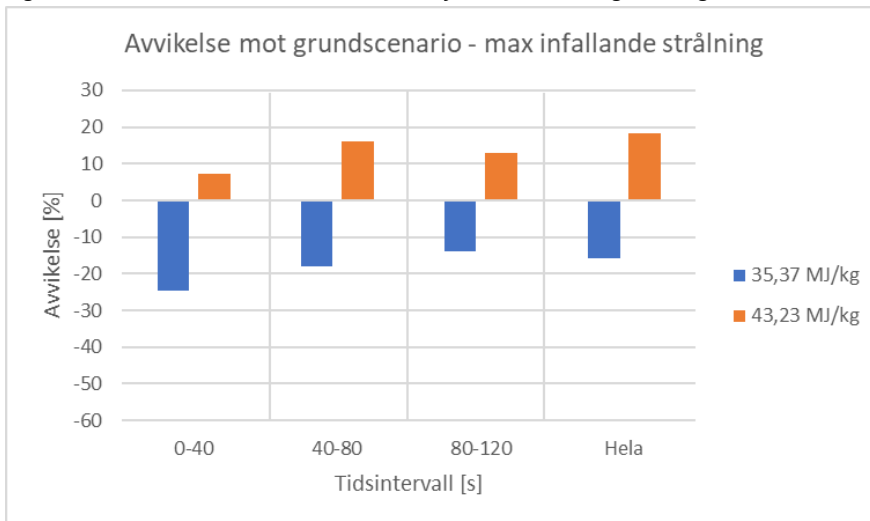
Infallande strålning



Figur 37. Resultatsammanställning av den infallande strålningen för de olika scenarierna.

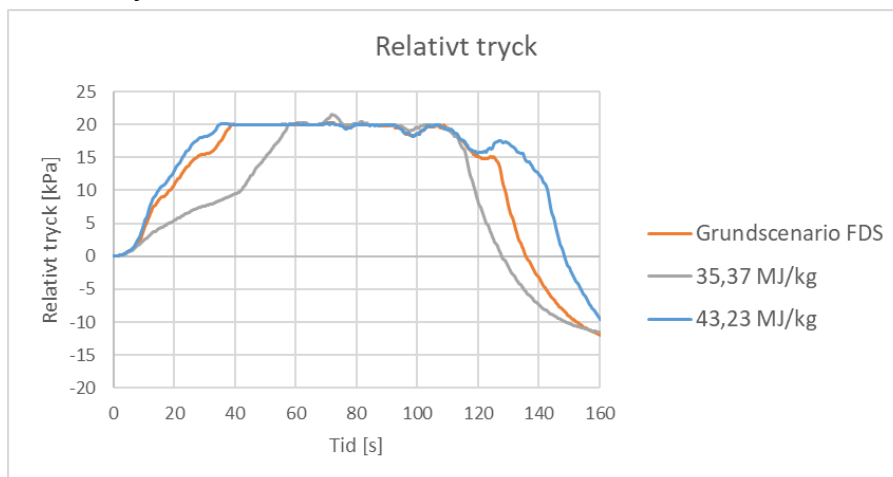


Figur 38. Avvikelse av medelvärdet av den infallande strålningen mot grundscenariot under de olika tidsintervallen.



Figur 39. Avvikelse av den maximala infallande strålningen (95 percentil) mot grundscenariot under de olika tidsintervallen.

Relativt tryck



Figur 40. Det beräknade över- och undertrycket för de tre scenarierna.

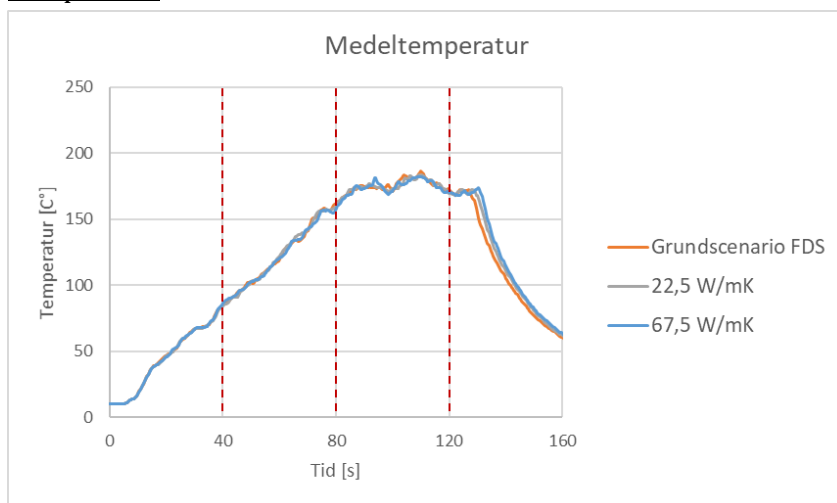
Tabell 4. Skillnad mot grundscenariot för tid till maximalt tryck, samt hur länge det maximala trycket finns kvar.

Scenario	Skillnad tid till maxtryck (s)	Skillnad tid under maxtryck (s)
35,37 MJ/kg	19	-20
43,23 MJ/kg	-4	2

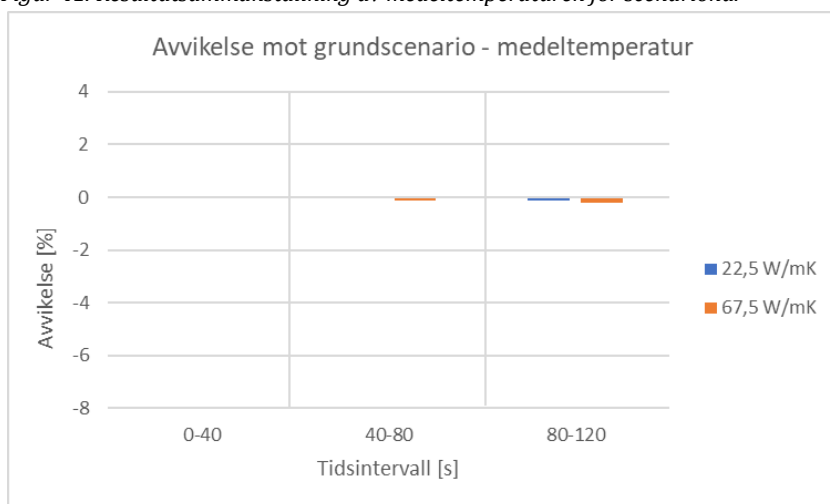
Cisternens konduktivitet

Nedan i figur 41 - figur 47 samt tabell 5 presenteras resultatet från analys av parameterkänslighet för cisternens konduktivitet.

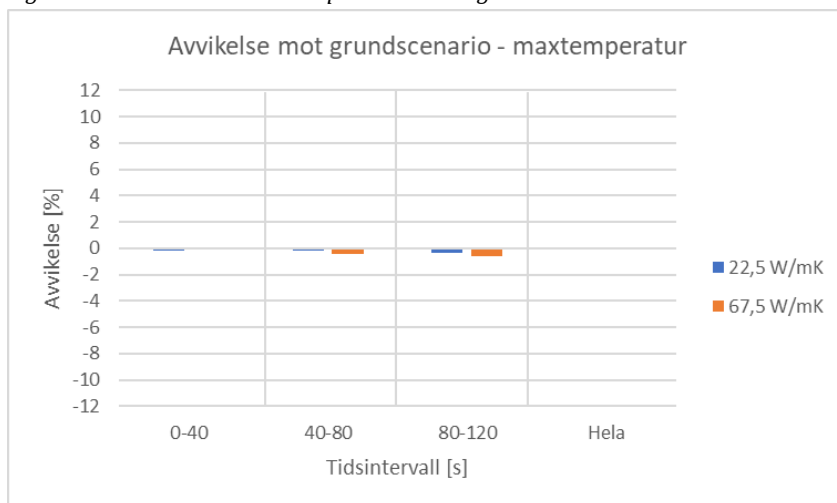
Temperatur



Figur 41. Resultatsammanställning av medeltemperaturen för scenariona.

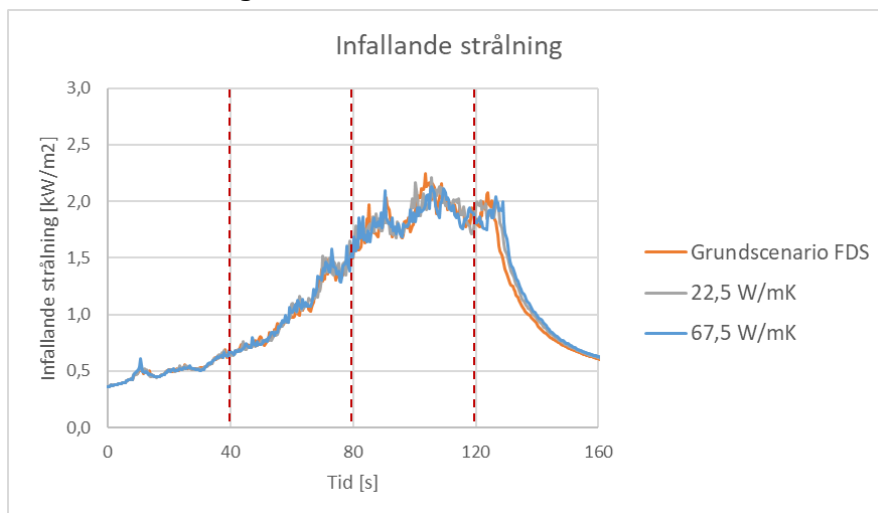


Figur 42. Avvikelse av medeltemperaturen mot grundscenariot under de olika tidsintervallen.

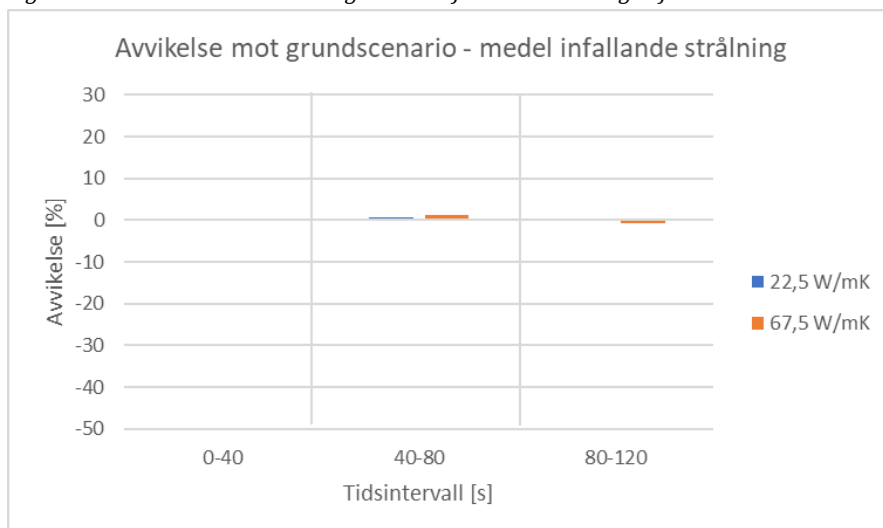


Figur 43. Avvikelse av de högsta temperaturerna (95 percentil) mot grundscenariot under de olika tidsintervallen.

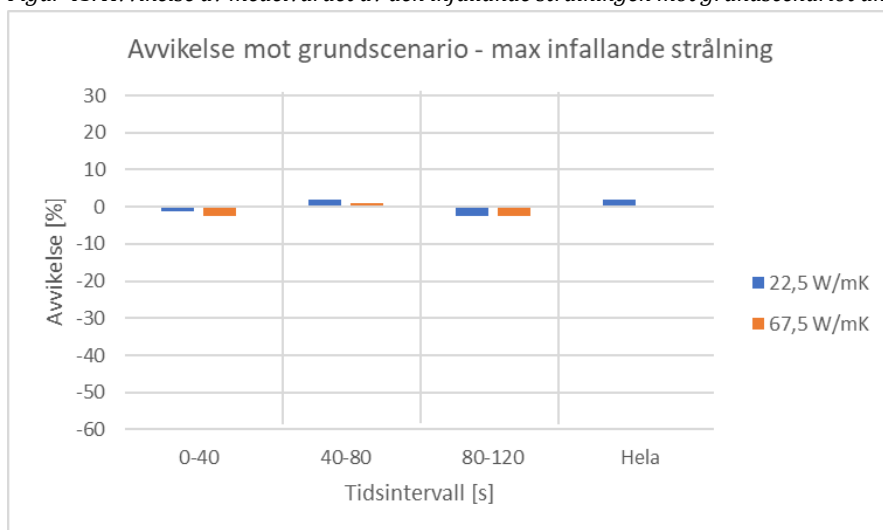
Infallande strålning



Figur 44. Resultatsammanställning av den infallande strålningen för de olika scenarierna.

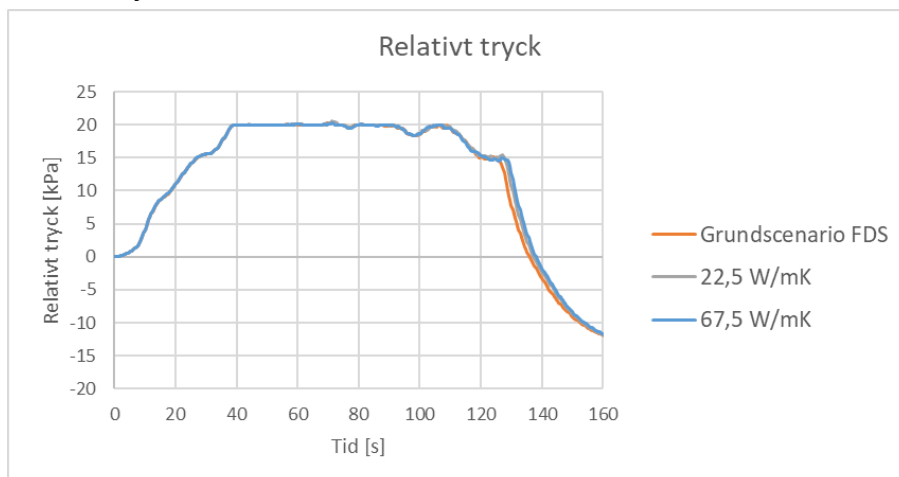


Figur 45. Avvikelse av medelvärdet av den infallande strålningen mot grundscenariot under de olika tidsintervallen.



Figur 46. Avvikelse av den maximala infallande strålningen (95 percentil) mot grundscenariot under de olika tidsintervallen.

Relativt tryck



Figur 47. Det beräknade över- och undertrycket för de tre scenarierna.

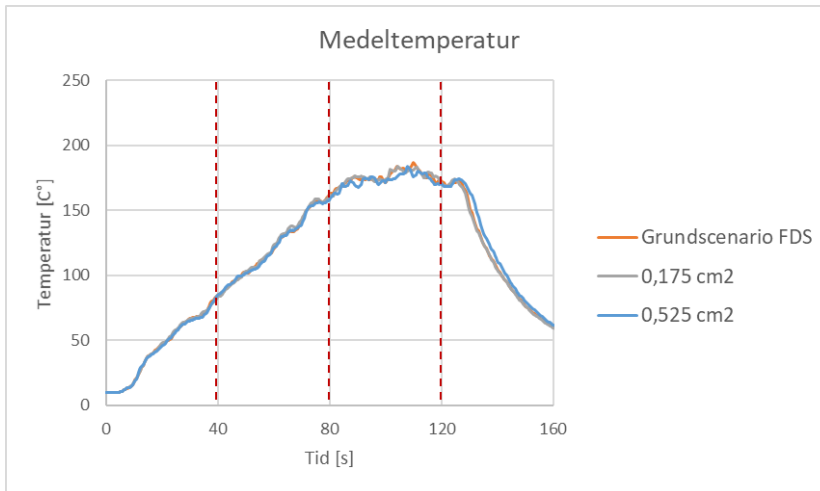
Tabell 5. Skillnad mot grundscenariot för tid till maximalt tryck, samt hur länge det maximala trycket finns kvar.

Scenario	Skillnad tid till maxtryck (s)	Skillnad tid under maxtryck (s)
22,5 W/mK	-1	0
67,5 W/mK	0	-2

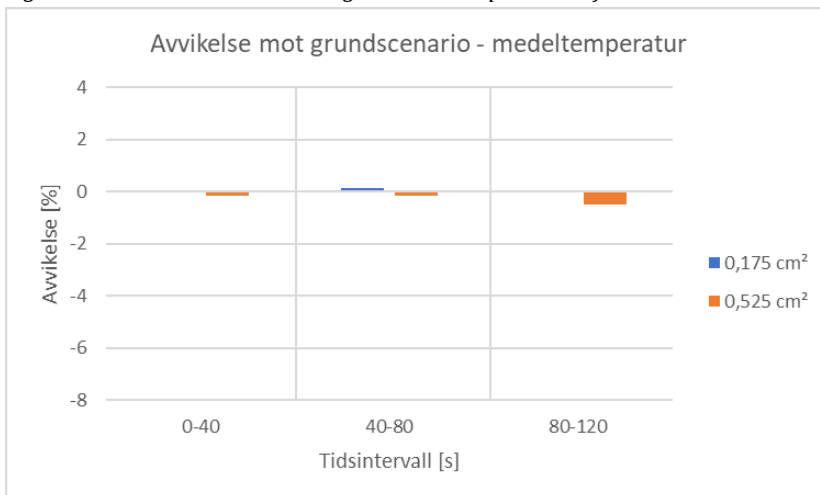
Läckagearea

Nedan i figur 48 - figur 54 samt tabell 6 presenteras resultatet från analys av parameterkänslighet för cisternens läckagearea.

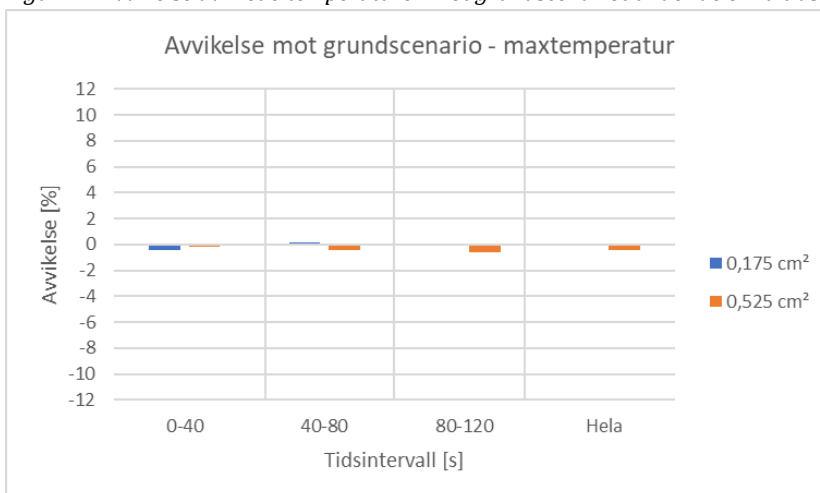
Temperatur



Figur 48. Resultatsammanställning av medeltemperaturen för scenarierna.

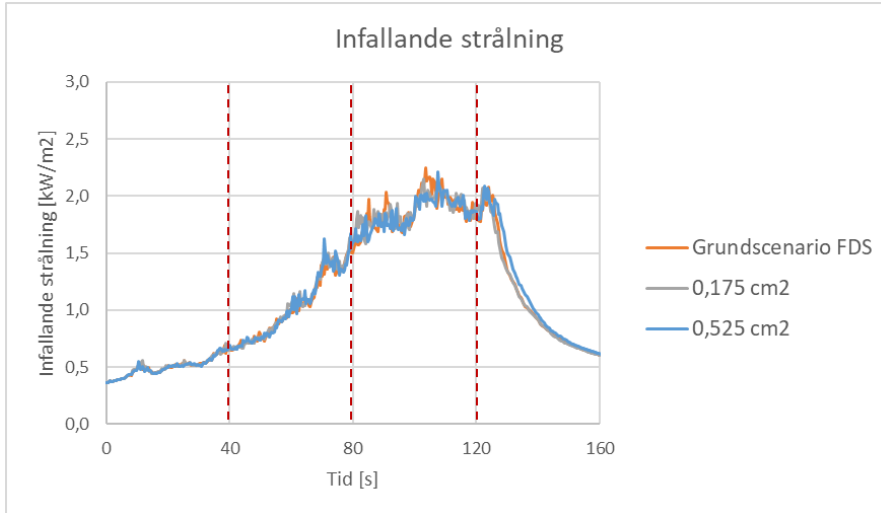


Figur 49. Avvikelse av medeltemperaturen mot grundscenariot under de olika tidsintervallen.

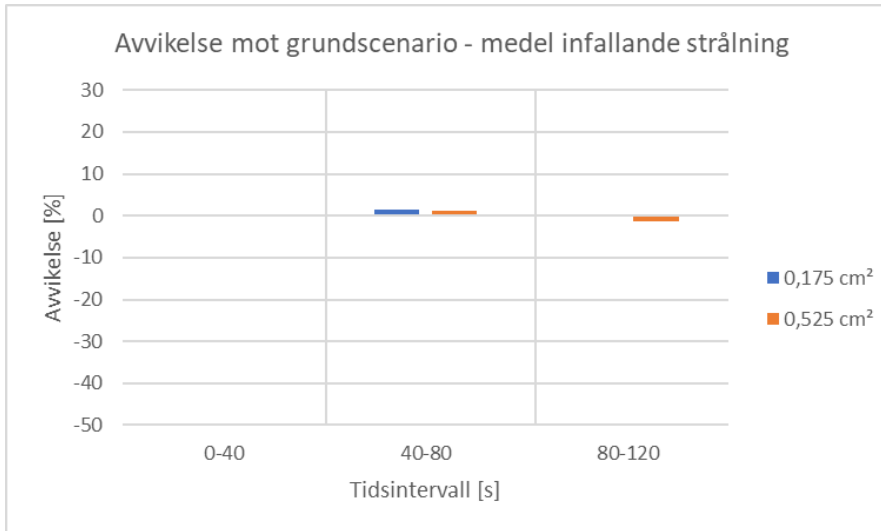


Figur 50. Avvikelse av de högsta temperaturerna (95 percentil) mot grundscenariot under de olika tidsintervallen.

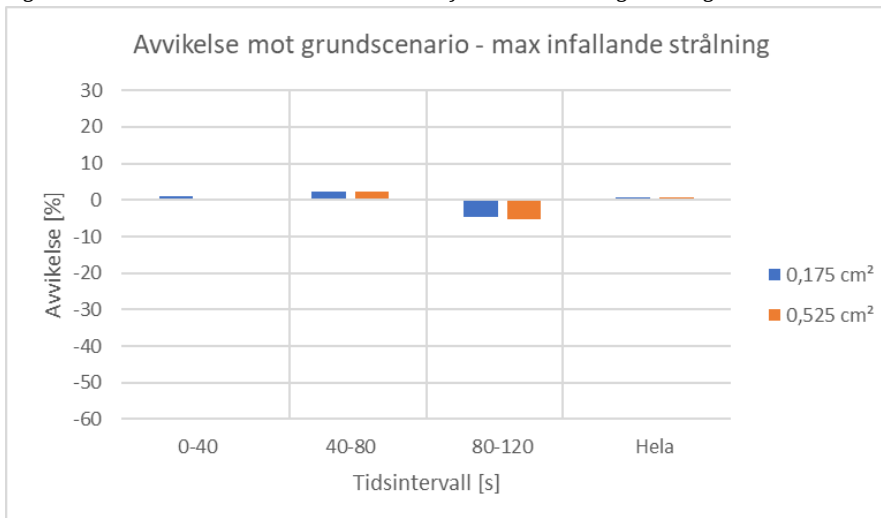
Infallande strålning



Figur 51. Resultatsammanställning av den infallande strålningen för de olika scenarierna.

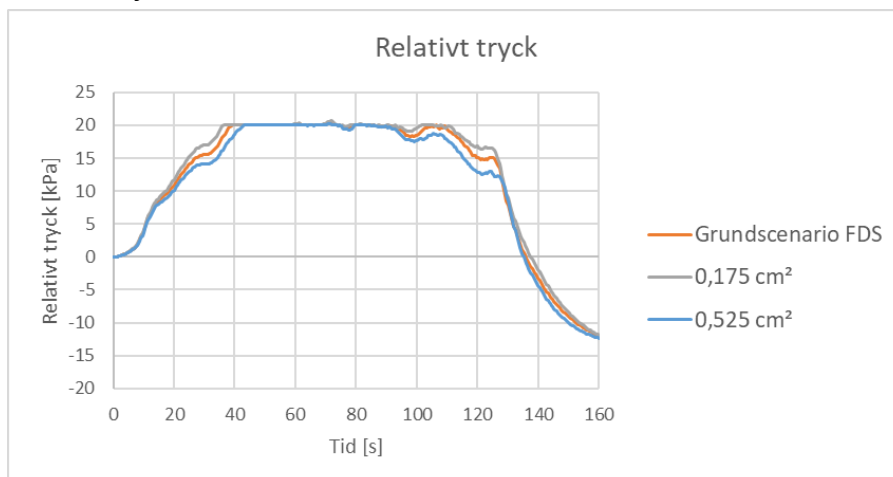


Figur 52. Avvikelse av medelvärdet av den infallande strålningen mot grundscenariot under de olika tidsintervallen.



Figur 53. Avvikelse av den maximala infallande strålningen (95 percentil) mot grundscenariot under de olika tidsintervallen.

Relativt tryck



Figur 54. Det beräknade över- och undertrycket för de tre scenarierna.

Tabell 6. Skillnad mot grundscenariot för tid till maximalt tryck, samt hur länge det maximala trycket finns kvar.

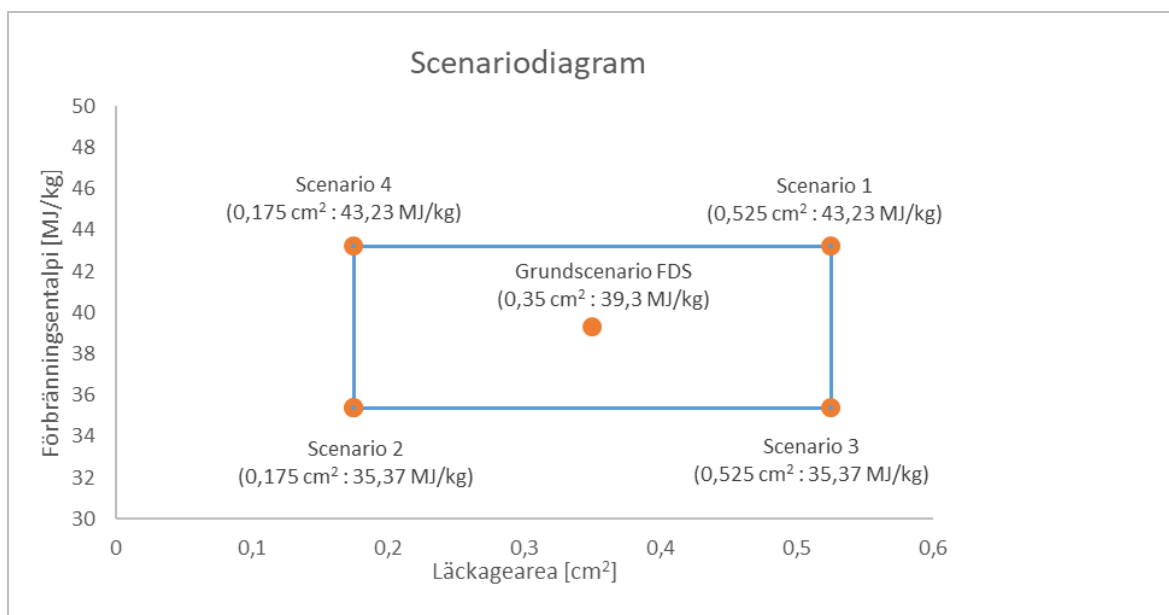
Scenario	Tid till maximalt tryck (s)	Tid under maximalt tryck (s)
0,175 cm ²	-3	5
0,525 cm ²	5	-28

Sammanfattning analys av parameterkänslighet

Från resultatet ovan är det tydligt att bränslets förbränningsentalpi hade absolut störst påverkan på temperaturen och strålningen i simuleringarna och de övriga tre parametrarna inte hade någon nämnvärd påverkan. Resultatet visar även att trycket var känsligt för bränslets förbränningsentalpi och cisternens läckagearea, men inte alls för bränslets kemiska sammansättning och cisternens konduktivitet.

6.2.4 Parameteranalys

Analysen av parameterkänsligheten i föregående avsnitt visar att osäkerheterna som rör bränslets förbränningsentalpi och cisternens läckagearea hade störst betydelse för resultatet i simuleringarna, vilket innebär att följande analys syftar till att kvantifiera osäkerheterna i resultatet kopplade till just de två parametrarna. Analysen har utgått från grundscenariot (se avsnitt 5.3), varefter nya scenarion med största och minsta tänkbara värdena från de två mest kritiska parametrarna har kombinerats till fyra nya scenarion i syfte att få den största, tänkbara spridningen i resultatet, se figur 55 nedan.



Figur 55. De scenarion som omfattas av parameteranalysen. Grundscenariot s avsnitt 5.3.

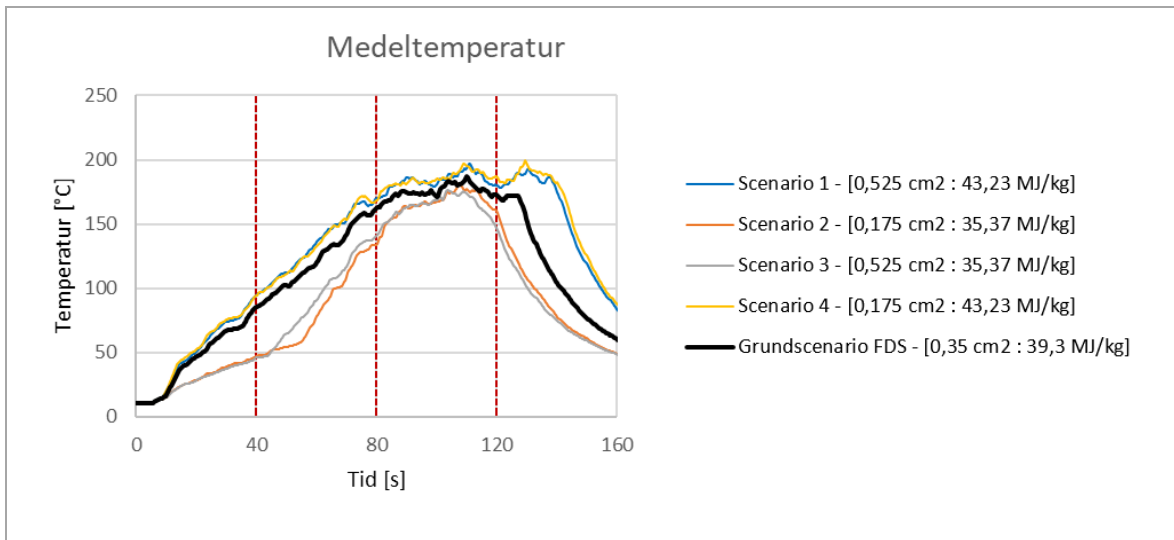
Resultatet av parameteranalysen presenteras i form av kvantifierade avvikelser i två delar, en med avvikelserna mellan scenario 1–4 och grundscenariot, och en där scenario 1–4 samt grundscenariot jämförs mot medelvärden av experiment 1 och 2 (som är väldigt lika, se avsnitt 6.1). Jämförelsen mot grundscenariot syftar till att studera de två parametrarnas kombinerade påverkan på resultatet i grundscenariot. Vid jämförelsen mot experimentet studeras skillnaderna i resultatet från de simulerade scenariona och experimentet. Tabell 7 redogör för de studerade avvikelserna med hänvisningar till respektive resultatdel.

Tabell 7. Sammanfattning av studerade avvikelser och hänvisningar till resultat.

Beskrivning	Resultat visas i
Avvikelse mot grundscenariot FDS	
• Temperatur	Figur 56 - figur 58, tabell 8 och tabell 9
• Infallande strålning	Figur 59 - figur 61
• Relativt tryck	Figur 62 och tabell 10
Avvikelse mot experiment	
• Temperatur	Figur 63 - figur 65, tabell 11 och tabell 12
• Infallande strålning	Avvikelser för infallande strålning kvantifieras ej, se figur 66 och tillhörande diskussion. Istället jämförs beräknad och simulerad yttemperatur på plattermoelement.
• Relativt tryck	Figur 70 och tabell 13

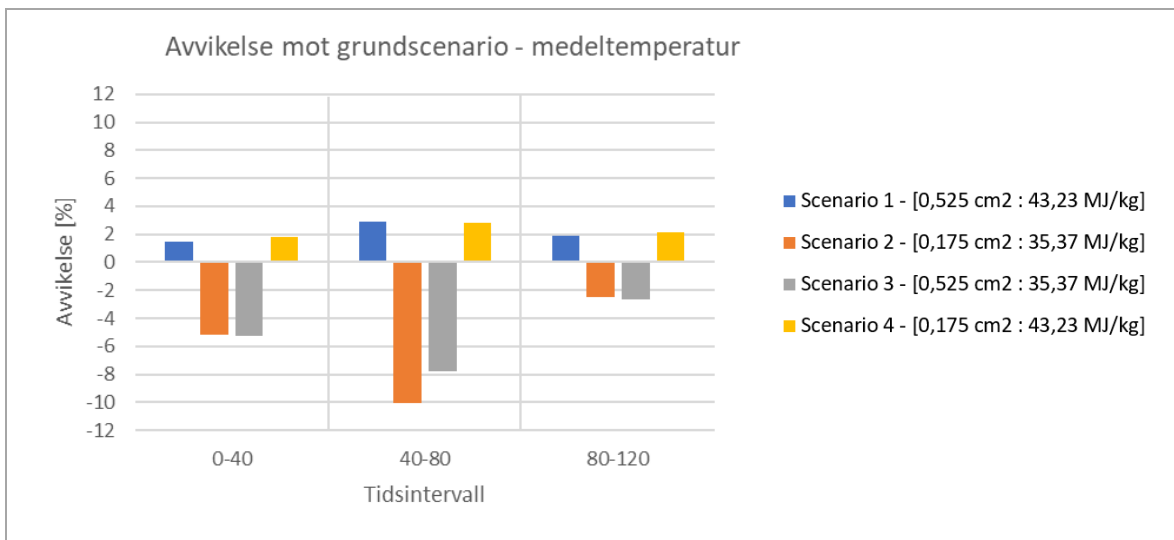
Avvikelse mot grundscenario FDS

Temperatur



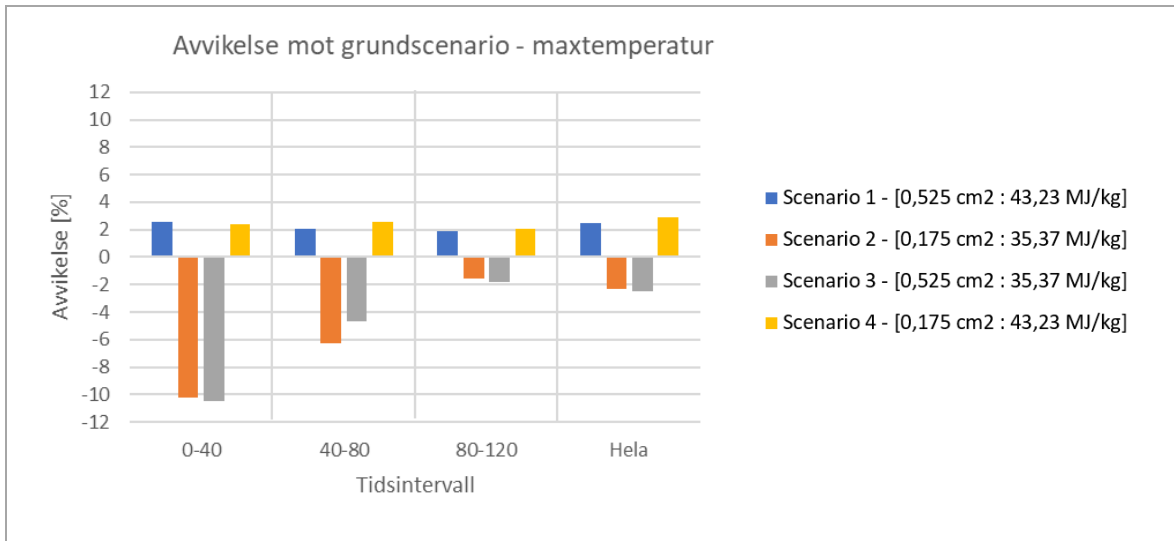
Figur 56. Resultatsammanställning av medeltemperaturen för grundscenariot och scenario 1-4.

Det framkommer av figur 56 ovan att medeltemperaturen för scenario 1 och 4, som har samma förbränningsentalpi och effektutveckling men olika läckagearea, är liknande genom hela brandförloppet. Motsvarande gäller för scenario 2 och 3, som har lägre effektutveckling än scenario 1 och 4. Detta visar att förbränningsentalpin och effektutvecklingen har större påverkan på medeltemperaturen än läckagearean. Medeltemperaturen för grundscenariot befinner sig mellan scenario 1-4 under hela brandförloppet, vilket stämmer överens med scenariodiagrammet i figur 55 i avsnittet ovan.



Figur 57. Avvikelse av medeltemperaturen av scenario 1-4 mot grundscenariot under de olika tidsintervallen.

I figur 57 ovan framkommer det att medeltemperaturen i scenario 1 och 4, som har samma förbränningsentalpi men olika läckagearea, har liknande avvikelser mot grundscenariot genom hela brandförloppet, cirka 2 %. Scenario 2 och 3 visar störst avvikelser mot grundscenariot, särskilt i tillväxtfasen 0-40 och 40-80 sekunder. Spridningen av resultatet är som minst under intervallet 80-120 sekunder, där samtliga scenarion har en avvikelse på cirka 2 %. Läckagets påverkan på medeltemperaturen är som störst i intervallet 40-80 sekunder där scenario 2 har cirka 2 procentenheter större avvikelse än scenario 3, där de enda skillnaderna mellan dem är deras läckagearea.



Figur 58. Avvikelse av de högsta temperaturerna (95 percentil) av scenario 1-4 mot grundscenariot under de olika tidsintervallen.

Figur 58 ovan visar att maxtemperaturen i scenario 1 och 4 har cirka 2-3 % avvikelse mot grundscenariot i samtliga tidsintervall. Scenariona visar störst spridning i resultatet under tillväxtfasen 0-40 sekunder, och minst i intervallet 80-120 sekunder där inget scenario har en större avvikelse än 2 % mot grundscenariot. Scenario 2 och 3, som har lägre förbränningsentalpi än scenario 1 och 4, har störst avvikelser under tillväxtfasen 0-40 och 40-80 sekunder och minst under intervallet 80-120 sekunder. Förbränningsentalpin och effektutvecklingen har större påverkan på avvikelserna i maxtemperatur än läckagearean under samtliga tidsintervall.

I tabell 8 och tabell 9 nedan presenteras avvikelserna mot experimentet för medel- och maxtemperaturen (95 percentil) under de olika tidsintervallen för samtliga termoelement.

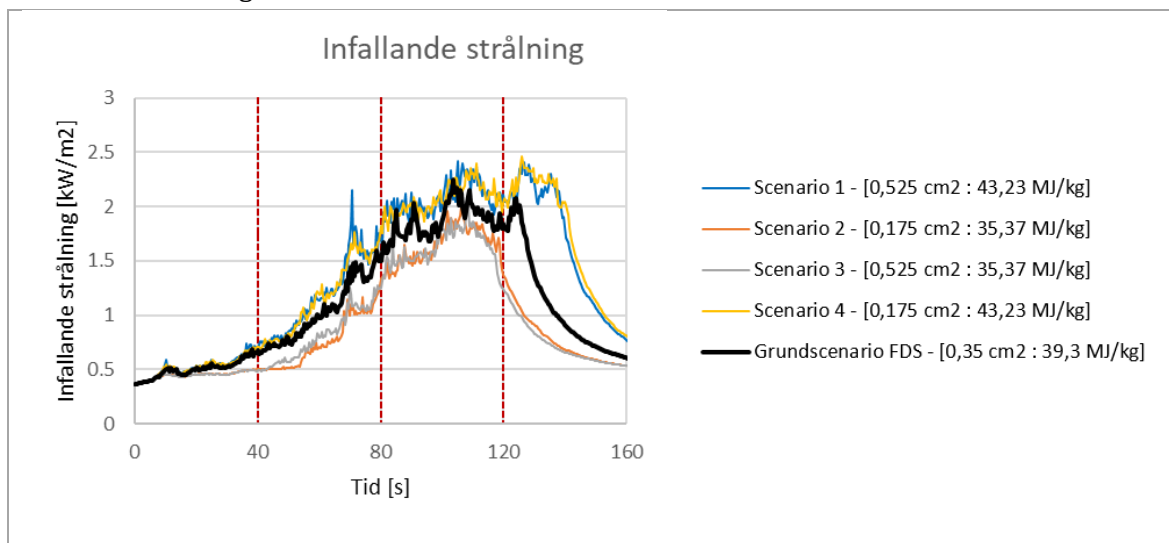
Tabell 8. Avvikelse mot grundscenario FDS uttryckt i procent för medeltemperaturerna för samtliga termoelement och tidsintervall.

Scenario	Tidsintervall [s]	Termoelement										
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
1	0-40	0,82	0,95	1,49	1,35	1,01	1,81	1,91	1,47	1,63	1,85	2,02
	40-80	2,28	2,11	2,57	3,02	2,19	3,00	2,41	2,67	3,19	3,79	4,20
	80-120	1,76	1,99	1,03	1,48	1,30	1,68	2,39	2,75	2,08	1,99	1,85
2	0-40	-1,35	-2,55	-3,16	-4,22	-4,36	-5,52	-6,07	-7,66	-6,83	-7,29	-7,86
	40-80	-8,20	-9,18	-8,95	-9,11	-8,86	-9,36	-10,13	-12,75	-11,58	-11,65	-11,18
	80-120	-3,19	-2,66	-2,68	-2,15	-1,98	-2,13	-2,43	-4,60	-2,02	-1,63	-2,33
3	0-40	-1,58	-2,72	-3,17	-4,75	-4,78	-5,62	-6,09	-6,75	-6,93	-7,52	-8,15
	40-80	-7,42	-8,28	-7,68	-7,65	-7,37	-6,94	-7,82	-8,17	-8,55	-8,57	-7,36
	80-120	-3,64	-3,03	-3,15	-2,81	-2,88	-2,00	-2,53	-1,88	-1,95	-2,13	-3,31
4	0-40	1,03	1,08	1,86	1,48	1,51	1,75	2,01	2,00	2,36	2,53	2,56
	40-80	2,96	3,01	2,97	2,37	2,42	2,36	2,81	2,62	2,36	2,92	3,80
	80-120	2,47	2,66	1,56	1,56	2,07	2,36	2,07	2,65	2,11	2,27	1,60

Tabell 9. Avvikelse mot grundscenario FDS uttryckt i procent för de högsta temperaturerna (95 percentil) för samtliga termoelement och tidsintervall.

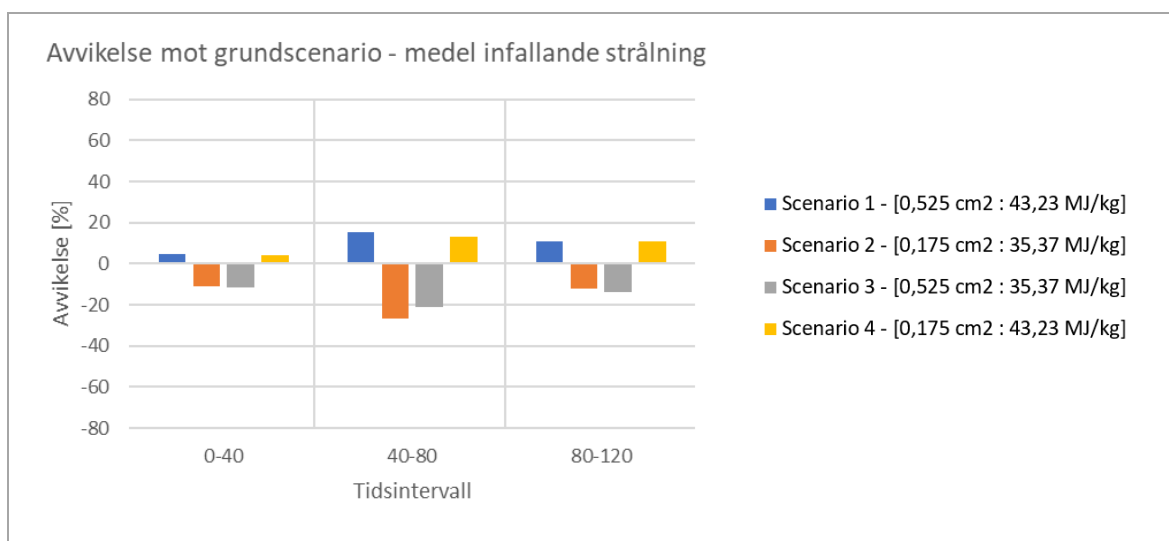
Scenario	Tidsintervall [s]	Termoelement										
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
1	0-40	2,47	1,99	1,16	2,39	2,11	1,98	3,51	3,10	2,98	2,70	3,68
	40-80	2,59	1,34	0,92	2,70	2,82	2,70	0,45	1,51	2,30	2,88	2,14
	80-120	1,67	1,50	1,18	0,94	1,38	0,50	2,84	3,42	2,19	3,05	1,79
	Hela	2,44	2,49	1,48	2,13	1,47	2,25	2,66	3,58	2,97	3,23	3,03
2	0-40	-4,74	-7,96	-9,14	-9,29	-9,07	-9,66	-9,84	-12,85	-12,09	-13,16	-14,36
	40-80	-7,81	-7,40	-5,11	-3,42	-2,85	-4,75	-5,86	-9,54	-7,27	-7,25	-7,63
	80-120	-2,55	-1,73	-1,94	-2,10	-1,29	-2,24	-1,77	-3,62	-0,59	0,61	-0,21
	Hela	-2,82	-2,60	-2,32	-1,25	-1,68	-1,77	-2,75	-4,55	-1,79	-1,82	-2,27
3	0-40	-5,06	-8,11	-8,84	-10,27	-9,66	-10,43	-10,38	-11,18	-12,17	-13,89	-15,00
	40-80	-6,26	-5,71	-4,19	-4,27	-3,61	-2,87	-5,40	-4,69	-4,31	-5,17	-4,79
	80-120	-3,20	-2,24	-2,45	-2,53	-2,47	-1,68	-2,16	-1,23	0,55	0,22	-2,38
	Hela	-3,61	-3,15	-3,27	-2,26	-2,99	-2,05	-2,32	-1,59	-2,04	-1,73	-2,40
4	0-40	3,39	2,34	2,36	1,59	1,82	1,90	2,57	3,05	3,03	2,49	1,44
	40-80	2,14	2,11	1,63	2,78	2,84	3,13	2,36	2,97	3,02	2,16	3,43
	80-120	2,61	3,01	2,43	2,14	2,96	0,99	1,91	2,13	2,04	2,25	0,58
	Hela	2,71	3,31	2,00	2,27	2,87	2,81	2,88	3,57	2,62	3,54	3,33

Infallande strålning



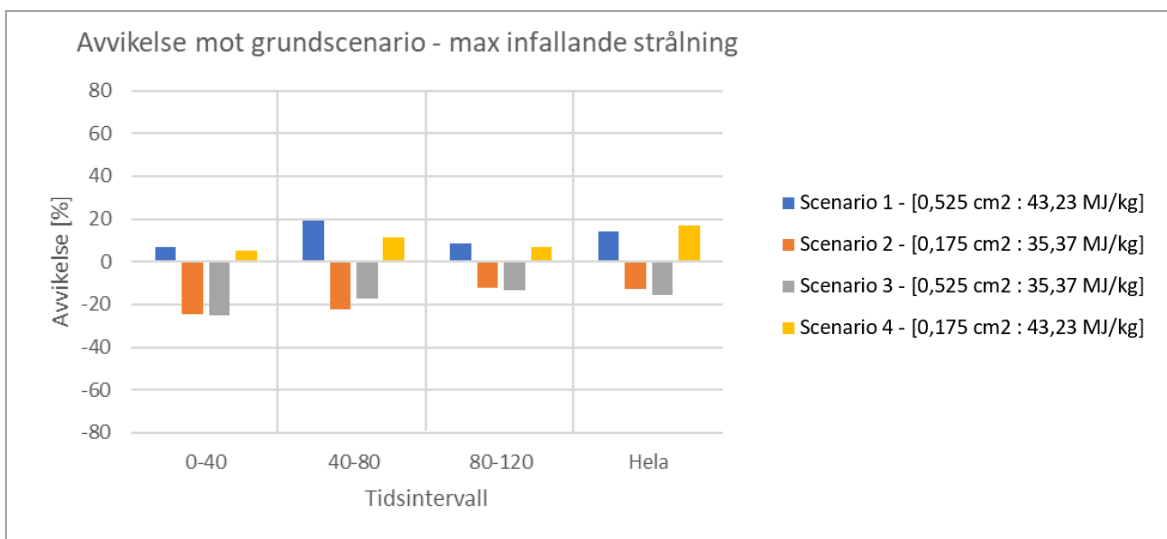
Figur 59. Resultatsammanställning av den infallande strålningen för de olika scenarierna.

Av figur 59 ovan framkommer det att den infallande strålningen mot plattermoelementet i grundscenariot befinner sig mellan scenario 1-4, vilket stämmer överens med att scenariot är i mitten av scenariodiagrammet, se figur 55. Den infallande strålningen för scenario 1 och 4 tycks följa varandra väl i grafen, trots att de har olika läckagearea. Detsamma gäller för scenario 2 och 3, vilket tyder på att förbränningsentalpin och effektutvecklingen har större påverkan på den infallande strålningen mot plattermoelementet än cisternens läckagearea.



Figur 60. Avvikelse av medelvärdet av den infallande strålningen av scenario 1-4 mot grundscenariot under de olika tidsintervallen.

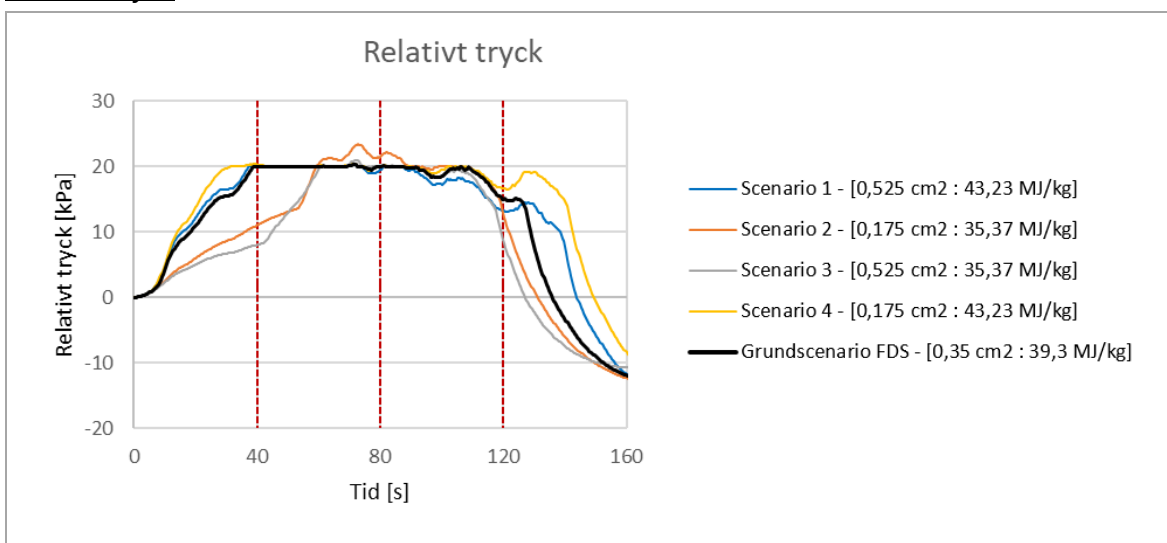
Figur 60 visar att medelvärdet av den infallande strålningen mot plattermoelementet i scenario 1 och 4, som har högre förbränningsentalpi och effektutveckling, visar minst avvikelse mot grundscenariot i tillväxtfasen 0-40, vilket också är när spridningen av resultatet är som minst. Förbränningsentalpin har större påverkan på resultatet än läckagearean i samtliga tidsintervall.



Figur 61. Avvikelse av den maximala infallande strålningen (95 percentil) av scenario 1-4 mot grundscenariot under de olika tidsintervallen.

Figur 61 visar att spridningen i resultatet är som minst i intervallet 80-120 sekunder där avvikelserna för den högsta infallande strålningen mot plattermoelementet mot grundscenariot för samtliga scenarion understiger 15 %. Förbränningsentalpin och effektutvecklingen har större påverkan på resultatet än läckagearean i samtliga tidsintervall.

Relativt tryck



Figur 62. Resultatsammanställning av det relativa trycket för de olika scenarierna.

Tabell 10. Skillnad mot grundscenariot för tid till maximalt tryck, samt hur länge det maximala trycket finns kvar.

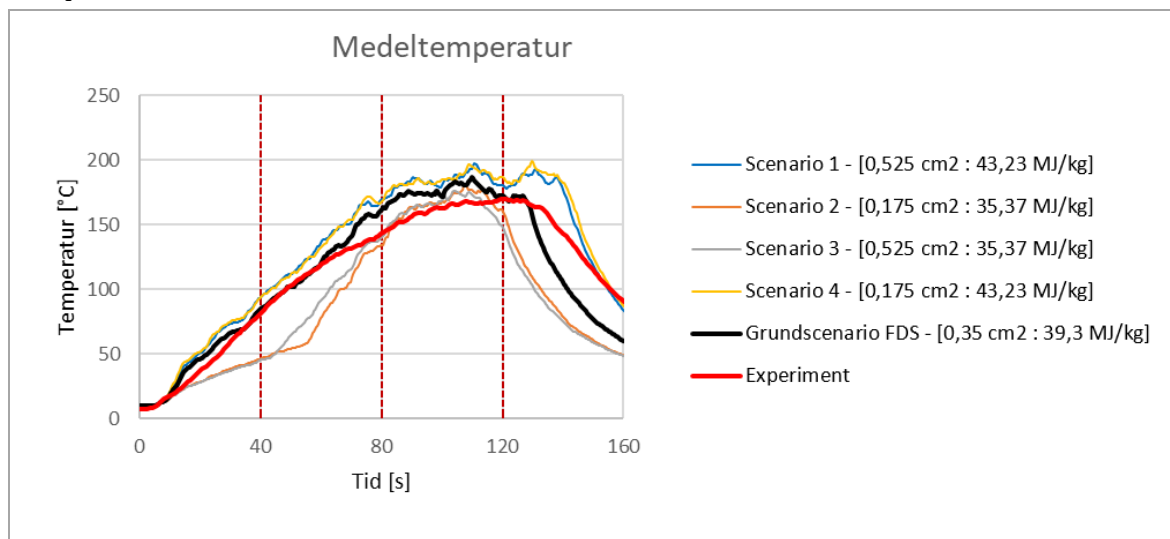
Scenario	Skillnad tid till maxtryck (s)	Skillnad tid under maxtryck (s)
Scenario 1	-1	-20
Scenario 2	21	-20
Scenario 3	22	-37
Scenario 4	-6	5

Figur 62 visar att det relativa trycket för grundscenariot befinner sig mellan de övriga scenarierna under tillväxtfasen, vilket stämmer överens med att det är i mitten av scenariodiagrammet, se figur 55. Detta stämmer inte i de övriga faserna där tryckkurvorna korsar varandra flertalet gånger. Både förbränningsentalpin och läckagearean visar påverkan på resultatet. Se till exempel scenario 1 och 3 i tabell 10, där den enda skillnaden mellan scenarierna är förbränningsentalpin och effektutveckling och scenario 1 och 4 där den enda skillnaden är olika läckagearea.

Avvikelse mot experiment

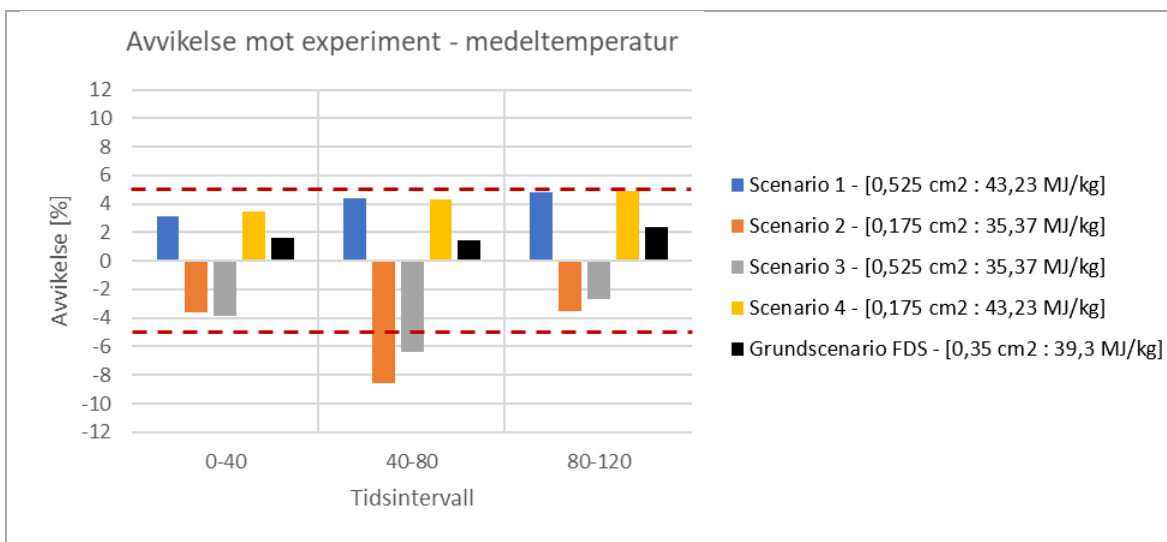
Som nämndes i avsnitt 4.2 är uppmätta värden från termoelement och tryckmätare samt beräknad infallande strålning behäftade med viss experimentell osäkerhet. Temperaturen och den infallande strålningen relativt stora osäkerheter, cirka 5 respektive 12 %, medan trycket har väldigt liten mätosäkerhet, cirka 0,5 %. I de figurer där avvikelse presenteras mellan FDS och experiment visas den experimentella medelosäkerheten i form av streckade linjer för temperaturen och den infallande strålningen. Mätosäkerheterna för trycket är så små att de inte kan uttryckas grafiskt på ett bra sätt och presenteras därför inte i figurerna nedan.

Temperatur



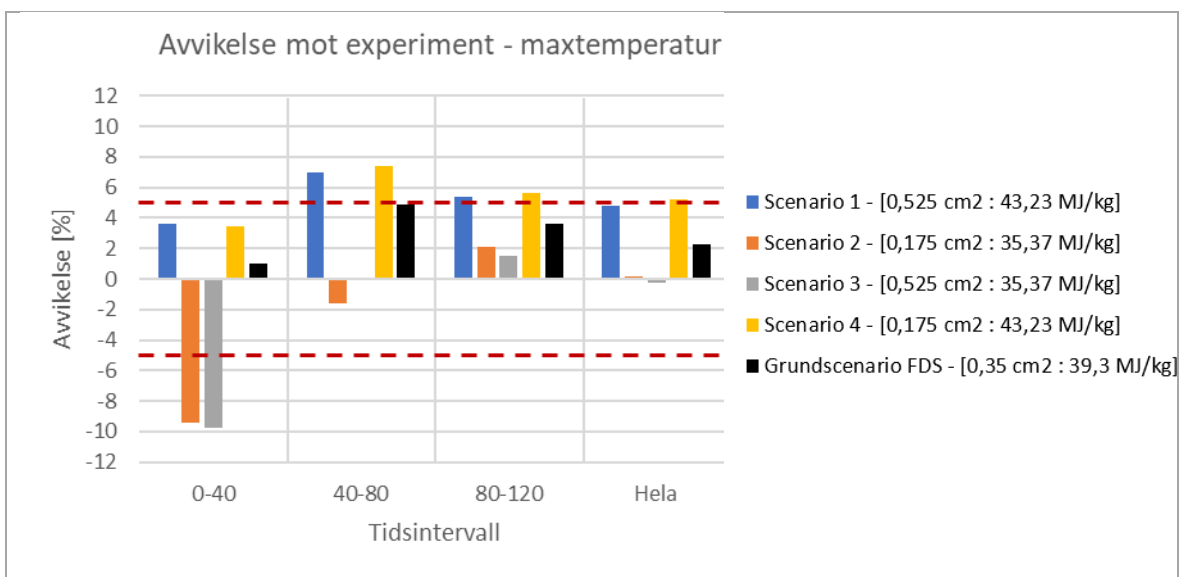
Figur 63. Resultatsammanställning av medeltemperaturen för experimentet och de olika scenarierna. Streckade linjer visar de tidsintervall som studeras.

Figur 63 visar att medeltemperaturen i resultatet påverkas mer av förbränningsentalpin och effektutvecklingen än av storleken på läckaget. Scenario 1, 4 och grundscenariot visar större likheter med experimentet under den tidiga tillväxtfasen än scenario 2 och 3 som har en långsammare tillväxt än övriga scenarion på grund av den lägre effektutvecklingen.



Figur 64. Avvikelse av medeltemperaturen av scenario 1-4 och grundscenariot mot experiment under de olika tidsintervallen. Streckade linjer visar den experimentella osäkerheten.

Figur 64 visar att medeltemperaturen i scenario 2 och 3 har avvikelser som är större än de experimentella osäkerheterna under tidsintervallet 40-80 sekunder. Resterande scenarier är inom intervallet för de experimentella osäkerheterna. Grundscenariot visar genomgående minst avvikelse från experimentet. Förbränningsentalpin och effektutvecklingen har större påverkan på resultatet än läckagearean i samtliga tidsintervall.



Figur 65. Avvikelse av den maximala infallande strålningen (95 percentil) av scenario 1-4 och grundscenariot mot experiment under de olika tidsintervallen. Streckade linjer visar den experimentella osäkerheten.

Figur 65 visar att maxtemperaturen i scenario 2 och 3, med lägre förbränningsentalpi och olika läckage, har minst avvikelser från experiment under tidsintervallen 40-80 och 80-120 sekunder men störst avvikelser under 0-40 sekunder, där grundscenariot istället visar minst avvikelser. Scenario 1 och 4 visar avvikelser som är större än de experimentella osäkerheterna under tidsintervallen 40-80 och 80-120 sekunder, och scenario 2 och 3 under tidsintervallet 0-40 sekunder. Grundscenariots avvikelser mot experimentet är genomgående inom intervallet för de experimentella osäkerheterna. Förbränningsentalpin och effektutvecklingen har större påverkan på resultatet än läckagearean i samtliga tidsintervall.

I tabell 11 och tabell 12 nedan presenteras avvikelserna mot experimentet för medel- och maxtemperaturen (95 percentil) under de olika tidsintervallen för samtliga termoelement.

Tabell 11. Avvikelse mot experimentet uttryckt procent för medeltemperaturerna för samtliga termoelement och tidsintervall.

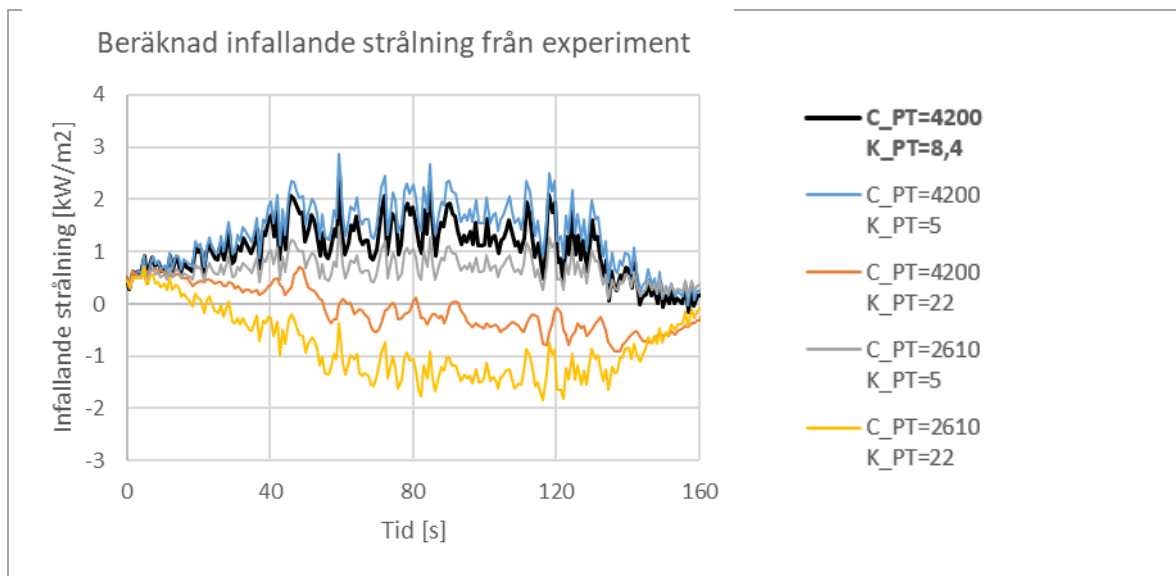
Scenario	Tidsintervall [s]	Termoelement										
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
1	0-40	1,80	1,74	3,04	2,53	0,49	2,62	2,27	1,81	3,95	4,83	9,38
	40-80	2,77	1,87	4,39	3,16	-1,51	0,90	1,52	2,40	6,61	8,61	17,63
	80-120	3,49	2,72	4,53	3,39	-1,62	0,90	2,51	3,34	6,92	8,26	18,22
2	0-40	-0,48	-1,89	-1,77	-3,19	-4,92	-4,83	-5,83	-6,35	-4,79	-4,68	-1,29
	40-80	-7,78	-9,40	-7,34	-8,98	-12,15	-11,20	-10,86	-11,09	-8,61	-7,49	0,35
	80-120	-4,14	-5,05	-2,97	-4,26	-8,25	-6,76	-5,82	-5,37	-2,45	-1,22	7,62
3	0-40	-0,72	-2,06	-1,78	-3,73	-5,35	-4,93	-5,85	-6,52	-4,90	-4,92	-1,61
	40-80	-6,98	-8,48	-6,02	-7,49	-10,68	-8,79	-8,54	-8,33	-5,47	-4,24	4,71
	80-120	-4,01	-4,82	-2,62	-3,91	-8,02	-5,57	-4,81	-4,13	-0,95	-0,01	9,00
4	0-40	2,02	1,86	3,41	2,63	0,99	2,57	2,38	2,35	4,70	5,50	9,96
	40-80	3,45	2,78	4,80	2,51	-1,28	0,25	1,91	2,34	5,73	7,70	17,17
	80-120	4,18	3,51	5,01	3,13	-1,08	0,95	2,56	3,27	6,52	8,01	17,84
Grundscenario	0-40	0,93	0,75	1,53	1,13	-0,52	0,80	0,34	0,35	2,28	2,91	7,21
	40-80	0,50	-0,21	1,76	0,13	-3,62	-2,07	-0,87	-0,27	3,30	4,64	12,88
	80-120	1,47	0,68	2,73	1,16	-3,25	-1,40	0,13	0,62	4,20	5,29	14,86

Tabell 12. Avvikelse mot experimentet uttryckt procent för de högsta temperaturerna (95 percentil) för samtliga termoelement och tidsintervall.

Scenario	Tidsintervall [s]	Termoelement										
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
1	0-40	3,13	3,29	5,51	4,47	-0,02	0,54	-0,07	-0,12	3,63	5,45	13,83
	40-80	4,39	3,33	4,79	4,66	0,53	3,62	4,18	6,14	10,43	12,43	22,20
	80-120	4,32	3,61	4,79	3,56	-1,67	0,85	3,40	4,35	7,52	8,61	19,86
	Hela	4,61	3,85	4,63	3,10	-2,36	0,21	2,77	3,54	6,74	7,95	17,83
2	0-40	-4,54	-7,26	-5,46	-7,34	-10,75	-11,20	-13,48	-13,91	-11,90	-11,05	-6,33
	40-80	-6,22	-5,83	-1,52	-1,31	-5,08	-4,15	-2,43	-3,22	0,16	1,43	10,42
	80-120	0,11	0,28	1,66	0,42	-4,36	-1,86	-0,54	1,07	4,71	5,97	15,41
	Hela	-0,76	-1,29	0,70	-0,16	-5,35	-3,72	-2,67	-1,67	1,83	2,82	11,96
3	0-40	-4,82	-7,09	-5,11	-8,34	-11,36	-11,53	-14,10	-14,62	-11,98	-11,75	-6,85
	40-80	-4,59	-3,87	-0,52	-2,17	-5,78	-2,21	-2,04	-0,44	3,17	3,76	13,75
	80-120	-0,72	-0,32	1,12	-0,15	-5,66	-2,71	-0,90	0,53	5,23	5,25	15,31
	Hela	-1,49	-1,77	-0,34	-1,09	-6,65	-3,99	-2,19	-1,52	1,73	2,84	11,65
4	0-40	3,87	3,25	6,47	3,67	-0,26	0,50	-0,64	0,12	4,22	5,47	11,34
	40-80	3,79	3,85	5,29	4,66	0,30	3,75	6,00	7,59	11,29	11,97	23,42
	80-120	5,28	4,66	5,89	4,21	-0,65	1,46	2,91	4,12	7,31	8,11	18,85
	Hela	4,91	4,73	5,17	3,49	-1,01	0,77	2,97	3,57	6,37	8,33	18,03
Grundscenario	0-40	0,27	0,74	4,29	1,99	-1,83	-1,20	-3,39	-2,54	0,65	2,60	9,58
	40-80	1,59	1,76	3,78	2,19	-2,30	0,99	3,62	4,65	8,08	9,44	19,48
	80-120	2,69	1,76	3,72	2,52	-2,88	-0,56	1,42	1,90	5,83	5,72	17,57
	Hela	2,12	1,32	3,04	1,13	-3,74	-1,98	0,04	0,04	3,63	4,47	14,59

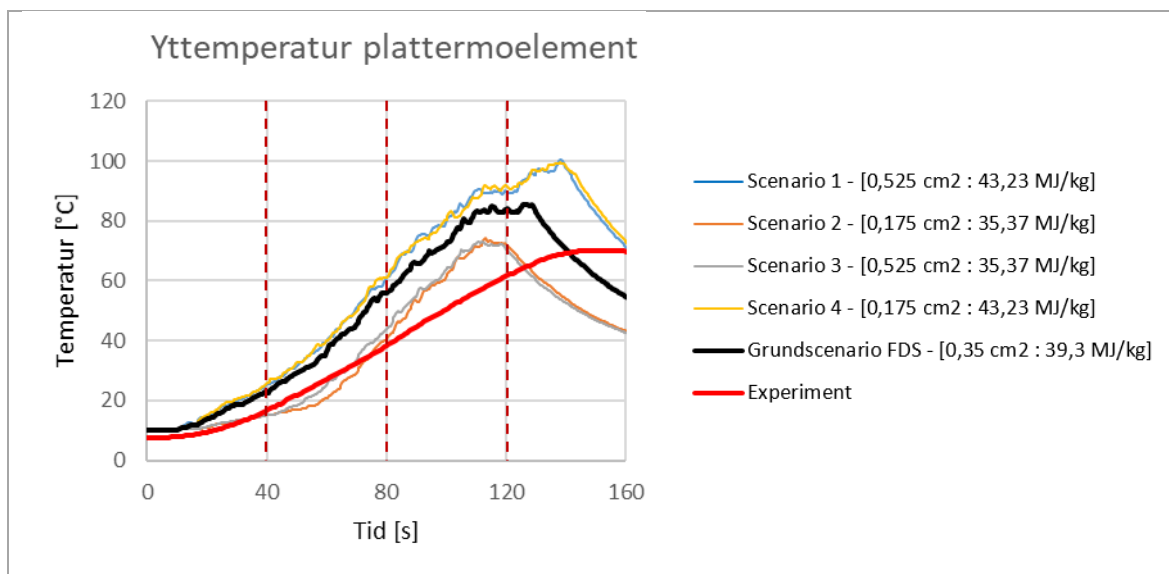
Infallande strålning

Som tidigare nämnt i avsnitt 4.2, behövde infallande strålning från branden till mottagande plattermoelement vid experimenten beräknas eftersom strålningen inte kunde mätas direkt. Detta innebär att det finns en viss osäkerhet kopplat till beräkningsmetoden som använts, särskilt med hänsyn till osäkerheter gällande korrektionskoefficienterna K_{PT} och C_{PT} som måste beaktas på grund av att steady-state förhållanden inte uppnås. I artikeln som värden för K_{PT} och C_{PT} är hämtade från [35] framkommer det att K_{PT} bör väljas till ett värde inom intervallet 5-22 W/m^2K och experiment av Wickström har gjorts där värdet på C_{PT} ansatts till bland annat 4200 samt 2610 J/m^2K . Värdena på korrektionskoefficienterna bör itereras fram för varje unik experimentuppställning, vilket inte har gjorts i aktuellt fall då syftet med valideringen inte är att justera parametrar till dess att resultatet mellan FDS och experimentet överensstämmer, utan istället utvärdera FDS prediktiva förmåga. Mätosäkerheterna gällande infallande strålning mot plattermoelementet är alltså inte 12 eller 20 % som nämns i artikeln från Sjöström och Wickström [35] för aktuellt experiment, utan snarare hundratals procent, se figur 66 nedan som visar resultatet från experiment 1 där olika värden på korrektionskoefficienterna har antagits.



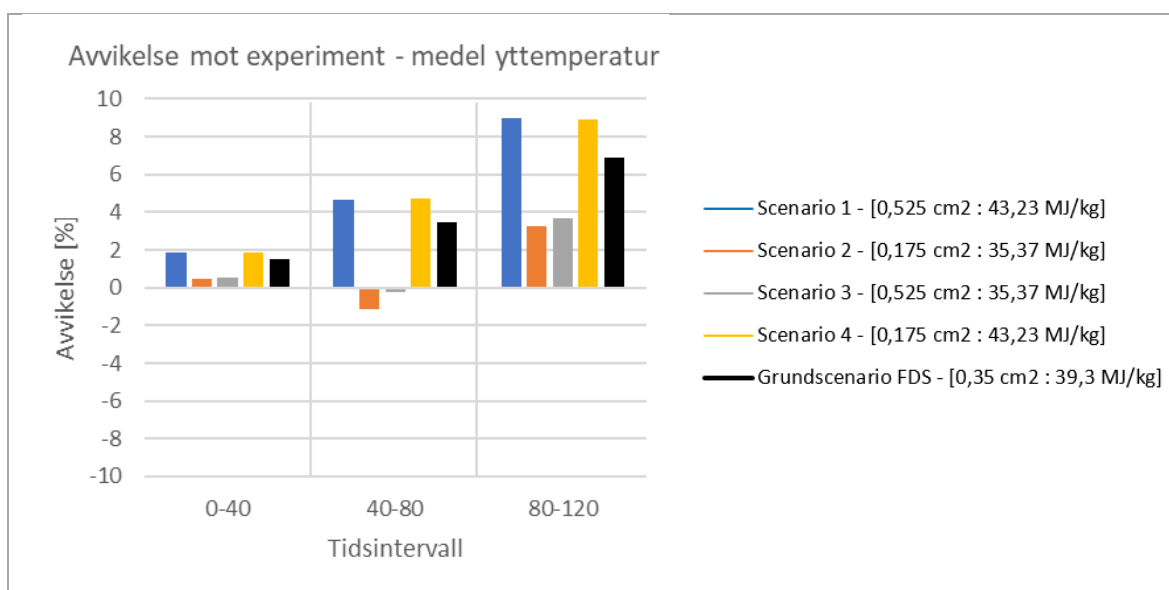
Figur 66. Resultatsammanställning av infallande strålningen beroende av ansatt korrektionskoefficient C_{PT} och K_{PT} . Scenario $H=4200$ och $K=8,4$ motsvarar det scenario som antagits i avsnitt 4.2.

Eftersom den beräknade infallande strålningen mot plattermoelementet under experimentet visar en signifikant spridning i resultatet bedöms det inte vara lämpligt att kvantifiera avvikelser mellan simulerad och beräknad strålningsintensitet. **Istället har en jämförelse gjorts av uppmätt och simulerad ytemperatur på plattermoelementet eftersom detta kan ge en indikation på hur väl FDS predikterar infallande strålning.** Figur 67 visar en sammanställning av uppmätt och beräknad ytemperaturer på plattermoelementet från experiment och simuleringar. Figur 68 och figur 69 visar kvantifierade avvikelser av resultatet.



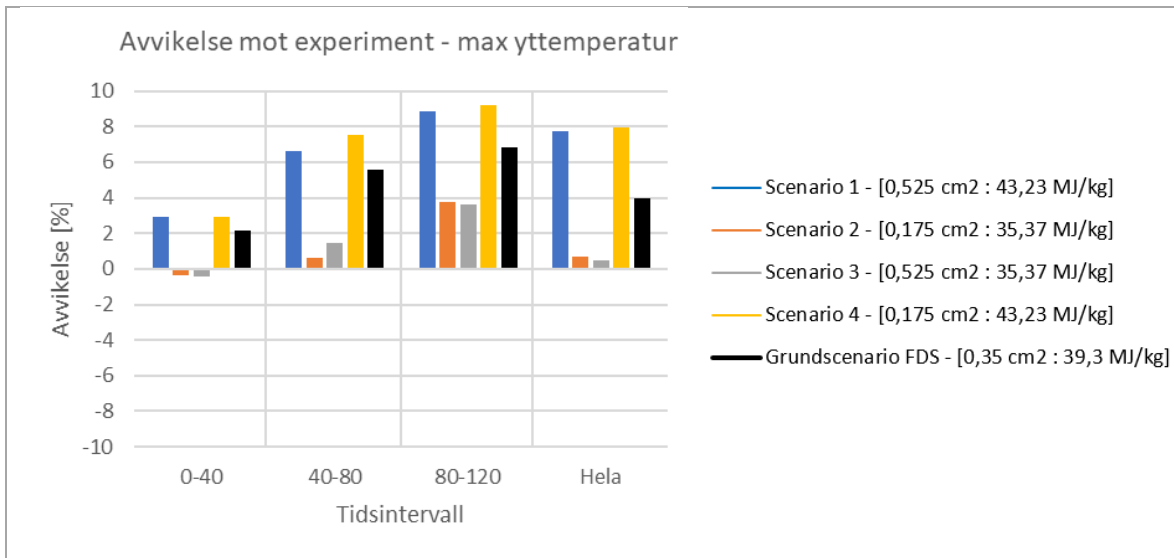
Figur 67. Resultatsammanställning av yttemperatur på plattermoelement för experimentet och de olika scenarierna. Streckade linjer visar de tidsintervallen som studeras.

Figur 67 visar att yttemperaturen på plattermoelementet i scenario 2 och 3 utvecklas mer likt experimentet under de första 40 sekunderna än scenario 1, 4 och grundscenariot, som har en högre effektutveckling. Scenario 1, 4 och grundscenariot överskattar yttemperaturen de första 120 sekunderna för att sedan avta mot experimentet. Experimentet visar generellt en jämnare och mer utdragen kurva för yttemperaturen än de beräknade yttemperaturerna i FDS.



Figur 68. Avvikelse av medelvärdet av den medelyttemperatur av scenario 1-4 mot grundscenariot under de olika tidsintervallen.

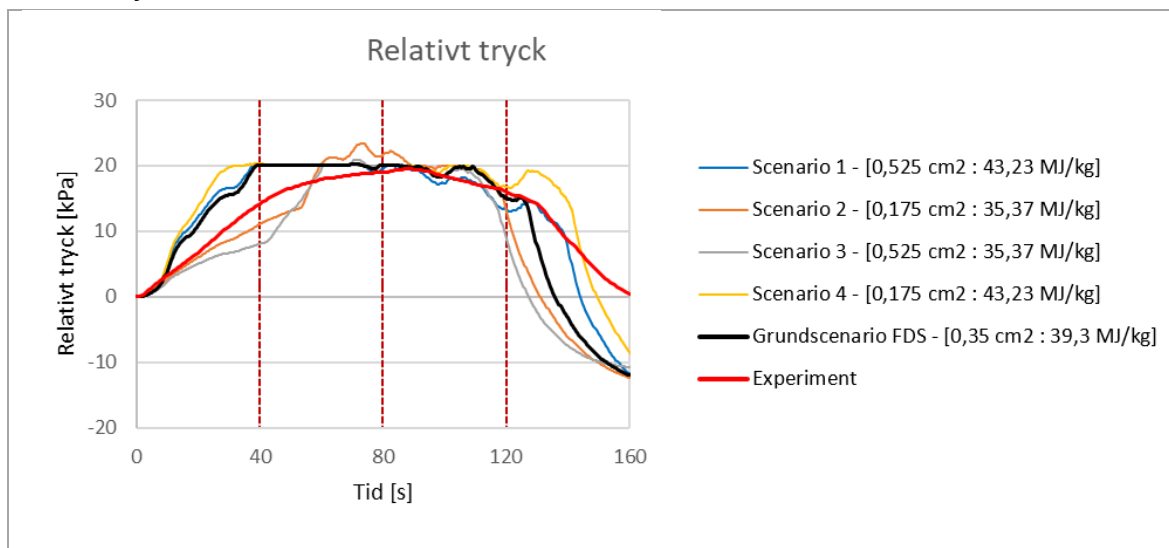
Figur 68 visar att medelyttemperaturen på plattermoelementet för scenario 2 och 3, som har en lägre effektutveckling, visar större likhet med experimentet än scenario 1, 4 och grundscenariot som har en högre effektutveckling. Med undantag för scenario 2 och 3 i tidsintervallet 40-80 sekunder så överskattas generellt medelyttemperaturen jämfört med experimentet.



Figur 69. Avvikelse av den maximala yttemperaturen (95 percentil) av scenario 1-4 och grundscenariot mot experimentet under de olika tidsintervallen.

Figur 69 visar att max yttemperatur på plattermoelementet för scenario 2 och 3, som har en lägre effektutveckling, genomgående visar större likhet med experimentet än scenario 1, 4 och grundscenariot som har en högre effektutveckling. Med undantag för scenario 2 och 3 i tidsintervallet 0-40 sekunder så överskattas generellt den maximala yttemperaturen jämfört med experimentet.

Relativt tryck



Figur 70. Resultatsammanställning av det relativa trycket för experimentet och de olika scenarierna. Streckade linjer visar de tidsintervallen som studeras.

Figur 70 ovan visar att det relativa trycket i scenario 2 överstiger 20 kPa trots säkerhetsventilen utlöser vid detta tryck. Det relativa trycket i experimentet stiger, planar ut och sjunker i en jämn kurva till skillnad från scenarierna som visar större rörelser på ett mindre jämnt sätt.

Eftersom trycket i experimentet börjar avta direkt efter den nått sin högsta punkt är det inte relevant att jämföra tid under maxtryck mellan simuleringarna och experimentet. Avvikelsen uttrycks därför i tabell 13 endast som skillnad i tid till maximalt tryck.

Tabell 13. Skillnad mot grundscenariot för tid till maximalt tryck.

Scenario	Skillnad tid till maxtryck (s)
Scenario 1	-50
Scenario 2	-28
Scenario 3	-27
Scenario 4	-55
Grundscenario	-49

Från tabell 13 ovan framgår att scenario 3 visar minst avvikelse mot experimentet avseende tid till maxtryck. Förbränningsentalpin och effektutvecklingen har större påverkan på resultatet än läckagearean.

7 Diskussion

7.1 Resultat

Resultatet tyder på att FDS kan prediktera temperaturutvecklingen i brandscenariot väl, där resultatet från grundscenariot var innanför den experimentella felmarginalen för samtliga intervall. Dock bör det påpekas att resultatet endast visar medelvärden av de 11 termoelementen och att, även om medelvärdena stämmer väl överens, finns det en del termoelement som visar större skillnader utanför den experimentella osäkerheten. Detta gäller särskilt termoelement 9, 10 och 11 placerade högst upp i cisternen, som visar lägre värden än simuleringarna, se till exempel figur 21-figur 23 samt tabell 11 och tabell 12. Detta kan bero på att manluckan i taket på cisternen inte modellerades i FDS, men i verkligheten kanske påverkade flödesbilden för brandgaserna. Det kan också vara så att termoelementträdet inte skyddade termoelementen högst upp från den infallande strålningen från branden. Det beror sannolikt inte på mätfel eftersom det konsekvent är mätningarna från termoelementen högst upp som avviker sig mot simuleringarna, där termoelementet högst upp har störst avvikelser. Experimentuppställningen tillät inte en videokamera inne i brandrummet, men det hade underlättat för att identifiera felkällorna.

FDS predikterade inte trycket i cisternen på ett tillfredsställande sätt. Samtliga scenarion som simulerades visade att trycket nådde 20 kPa, varav tryckavlastningen öppnades och maxtrycket bibehölls under en tid för att sedan minska snabbt. Detta skiljer sig från det uppmätta trycket från experimenten där formen på tryckkurvan ser annorlunda ut. Tryckökningen från experimentet sker till en början fort, men går långsammare efter cirka 15 kPa, för att sedan nå cirka 20 kPa och avta direkt, långsammare än simuleringarna, se till exempel figur 70. Detta, till skillnad från avvikelserna för temperaturerna, kan sannolikt förklaras till stor del av tekniska problem. Under experimentet noterades det att den fjäderstyrda tryckavlastningen öppnades långt innan det maximala trycket nåddes och öppnades sedan succesivt mer och mer tills det att maxtrycket var uppnått, för att sedan stängas succesivt under tryckminskningen. Tryckavlastningen i FDS öppnades helt vid 20 kPa och stängdes helt när trycket understeg 20 kPa, det vill säga som en ideal tryckavlastning ska fungera, vilket innebär att trycket aldrig översteg 20 kPa, medan undantag för scenario 2, se figur 70. En annan osäkerhet för valideringen med hänsyn till trycket är den effektkurva som ansattes i FDS. Tryckkurvorna i FDS följer effektutvecklingen väl, se till exempel den snabba tryckökningen av grundscenariot i figur 62 och jämför mot effektutvecklingen i figur 11. Detta innebär att det är viktigt att massavbrinningen är framtagen på ett korrekt sätt. I den förberedande laborationen där massavbrinningen för 200 gram diesel bestämdes (se bilaga B – Resultat från förberedande laboration) tilläts bränslet brinna med fri tillgång till syre. Eftersom branden i experimentet var omsluten var även återstrålning en faktor som kan ha påverkat massavbrinningen [53], vilket inte togs hänsyn till vid den förberedande laborationen. Problematiken med tryckavlastningen och den ansatta effektutvecklingen gör alltså att det inte går att avgöra kvantitativt hur väl FDS kan prediktera trycket i ett slutet utrymme. Kvalitativt går det dock att konstatera att tryckavlastningen utlöstes under både experimentet och simuleringarna, vilket innebär att de nått samma tryck och att kurvan för tillväxtfasen från experimentet ligger någonstans mellan de olika simuleringarna, se figur 70.

Detta tyder på att det i framtiden kan vara möjligt att simulera tryckförändringar i slutna utrymmen, men också att vidare forskning behövs.

Li [28] observerade i sin valideringsstudie att FDS inte kunde prediktera undertrycket under självslockningsfasen alls, vilket stämmer med resultatet från detta arbete. Eftersom det råder så många osäkerheter under självslockningsfasen (se avsnitt 2) bör dock inte någon slutsats dras gällande FDS prediktiva förmåga, även om resultatet tyder på att modellen inte kan prediktera vare sig tryck, temperatur eller strålning under den fasen. Lis studie visade även att FDS kunde prediktera tryckuppbbyggnaden väl i ett relativt tätt rum, (om än inte lika tät som cisternen) vilket alltså inte stämmer med resultatet från detta arbete. Skillnaderna i resultaten kan däremot som tidigare nämnt förklaras till viss del av de tekniska problemen med tryckavlastningen, något som inte användes i Lis experiment, men även osäkerheterna runt den effektutveckling som ansattes i FDS.

På grund av stora osäkerheter kopplade till beräkningsmetoden av infallande strålning mot plattermoelementet i experimentet gjordes ingen jämförelse mellan resultatet av experiment och FDS. Detta beslut togs främst baserat på att beräkningarna skulle kunna vara missvisande för läsaren. Sjöström och Wickström visade i [35] sin studie, där de använt plattermoelement för att beräkna infallande strålning, att mätosäkerheten under transienta brandförlopp kan uppgå till 20 %, vilket inte stämde överens med resultatet från detta arbete som visade betydligt större avvikelser. I det aktuella fallet hann plattermoelementet inte värmas upp tillräckligt mycket under det korta brandförloppet, vilket innebar att konvektionskoefficienten blev låg [35] och korrektionskoefficienterna spelade en alltför avgörande roll i beräkningen av infallande strålning. För att undersöka och ge en indikation på hur väl FDS predikterar infallande strålning gjordes istället en jämförelse av uppmätt och beräknad ytemperatur på plattermoelementet i cisternen. Uppvärmning av plattermoelementet, som befann sig en meter från branden, sker genom konvektiv värmeöverföring och absorberad strålning från branden. Det är inte fastställt hur stor del av värmeöverföringen som utgjordes av konvektion, men eftersom konvektion är inräknad i temperaturutvecklingen av ytemperaturen för både experiment och i FDS bedömdes de vara jämförbara i sammanhanget. Resultatet av jämförelsen visade att temperaturen utvecklades snabbare i FDS än i experimentet och att grundscenariot visade en avvikelse på högst 7 %. Det finns alltså inget som tyder på att det inte går att använda FDS som verktyg för att prediktera strålningsnivåer i ett slutet utrymme, men eftersom det är okänt hur stor del av värmeöverföringen som utgjordes av konvektion och strålning kan inga slutsatser dras om FDS prediktiva förmåga gällande infallande strålning.

Parameterstudien visar att temperatur, infallande strålning och tryck ändrades mycket när förbränningsentalpin, och därmed **effektutvecklingen** ändrades. Det är viktigt att förstå att effektutvecklingen påverkas lika mycket av bränslets massavbrinning som det gör av den effektiva förbränningsentalpin. Det går alltså inte att dra slutsatsen att det är endast förbränningsentalpin som är kritisk eftersom massavbrinningen har lika stor påverkan, även om den inte hanteras i parameterstudien. Läckagearean, som också analyserades vidare i parameterstudien hade en viss påverkan på trycket, men ingen nämnvärd påverkan på temperatur och strålning. När de två identifierade parametrarna kombinerades var det återigen förbränningsentalpin som hade störst påverkan av samtliga resultat. Däremot påverkades det beräknade trycket mycket av kombinationen av de två parametrarna, se till exempel scenario 3 i figur 62 där trycket börjar avta långt innan scenariona i figur 40. Även om

samtliga resultat var mer känsliga för förändringar i effektutvecklingen än läckagearean bör inte slutsatsen dras att det gäller för alla tänkbara brandscenarion. Läckagearean var i detta fall väldigt liten och stora procentuella ändringar var fortfarande mycket små i absoluta värden. Bränslets kemiska sammansättning och cisternens konduktivitet hade ingen nämnvärd påverkan på något av resultaten. Det experiment som Byström [17] genomförde i sin studie visade på stora värmeförluster genom de tunna stålväggarna i brandrummet, vilket alltså inte stämmer med resultatet från detta arbete. Detta kan sannolikt förklaras av att brandförloppet i cisternen var väldigt kort och temperaturerna aldrig blev särskilt höga.

I parameterstudien framkom det även att de scenarierna med hög förbränningsentalpi och effektutveckling hade längre brandförlopp än de med låg förbränningsentalpi och effektutveckling, se figur 56. Detta kan intuitivt uppfattas som fel, eftersom en högre effekt bör rimligtvis innebära att syret i rummet förbränns fortare och brandförloppet blir kortare. Detta kan möjligtvis förklaras av den släckningsmodell som används i simuleringarna. Släckningsmodellen tillåter brandförlopp att fortgå vid lägre syrehalter om temperaturen i brandrummet är tillräckligt högt (se mer i avsnitt 5.3.3), vilket stämmer överens med resultaten från parameteranalysen, se beräknade temperaturer i figur 56 och syrehalter i brandrummet i figur 128.

För att kunna avgöra om beräkningsmodellen är validerad för slutna utrymmen krävs en rad tester med olika bränslen, geometrier, brandytor och liknande. Denna studie kan därmed betraktas som ett första steg i vad som är en mer omfattande valideringsprocess. Resultaten tyder på att temperatur kan predikteras väl och det går även att konstatera kvalitativt att tryckkurvan från beräkningarna och experimentet åtminstone följer en liknande trend, även om det inte går att rättvist konstatera något kvantitativt. Osäkerheterna kopplade till mätningen av den infallande strålningen mot plattermoelementet i experimentet var väldigt stora på grund av de korrektionskoefficienter som används i beräkningen och mer kunskap inom området behövs.

Resultaten gällande temperatur och trycker tyder på att det finns en möjlighet att i framtiden kunna simulera bränder i slutna utrymmen med FDS med trovärdiga resultat. Inget av resultaten talar emot FDS som analytiskt verktyg för bränder i slutna utrymmen, endast det finns ett behov av vidare forskning inom området, framförallt för mätning av infallande strålning vid korta brandförlopp.

7.2 Styrkor och svagheter med studien

Eftersom storlek på öppningar och läckage till omgivningen är en avgörande parameter för vilken tryckuppbyggnad som kan förväntas i ett utrymme under ett brandförlopp krävdes en bra metod för att karakterisera cisternens läckage. Ett sätt att uppskatta läckagearean vore att identifiera alla de hål man hittar och uppskatta läckagearean, men eftersom läckaget är en så pass viktig parameter krävdes en mer tillförlitlig metod för att avgöra läckagets storlek. Istället gjordes en provtryckning av cisternen med hjälp av en kompressor för att mäta tryckfallet över tid och på så sätt kunna beräkna cisternens läckage till omgivningen analytiskt. Läckagearean beräknades till $0,35 \text{ cm}^2$, vilket i hög grad motsvarade arean av hålet för genomföring av termoelement. Detta var det enda hål som tydligt kunde identifieras som en öppning efter uppställningen av experimentet i Revinge, men det går inte att utesluta att läckage skedde i andra, mindre öppningar. Den lilla läckagearean var i sin tur det som möjliggjorde för ett brandscenario med högt tryck i cisternen för att efterlikna brand i ett slutet utrymme. På grund av att ett så högt övertryck kunde uppnås vid experimentet är denna studie unik i sitt slag och ingen liknande studie med praktiska experiment har hittats. Detta är också en av förklaringarna till flera av osäkerheterna som finns, vilket förhoppningsvis kan undvikas i framtida valideringsstudier.

Efter utförandet av experiment 1 fastslogs det att cisternen fortfarande var intakt. På grund av detta togs beslutet att göra ett extra experiment med samma experimentuppställning som experiment 1. Resultaten från experimenten var väldigt lika, vilket ökar robustheten i resultatet från experimenten. Likheten i resultatet av de två genomförandena tyder också på att det föreligger en god reproducerbarhet av experimenten.

Eftersom det fanns bränsle kvar i kärlet efter genomförande av experimentet var det tydligt att branden slocknade på grund av att syrehalten blev för låg snarare än att bränslet tog slut. Vid förberedelserna gjordes preliminära FDS-beräkningar för att bestämma hur mycket bränsle som skulle förbrännas med tillgängligt syre och dimensionera bränslemängden vid genomförandet efter resultatet av beräkningarna. Efter experimentet fanns det dock bränsle kvar, vilket tyder på att FDS-beräkningen visade fel resultat. Det kan bero på fel i beräkningsmodellen, till exempel på grund av den förenklade förbränningsmodellen när syrehalten blir låg, vilket skulle stämma med vad Nielsen [25] nämner i sin studie. Det kan också bero på att ett eller flera antaganden var fel, till exempel att energimängden i tillgängligt syre överskattades eller att branden vid experimenten hade högre effekt än förväntat. En annan faktor som bidrog var den lilla mängd heptan som användes för att underlätta antändningen, vilket inte modellerades i FDS.

Effektutvecklingen i FDS beror till största del av ansatt brandarea, förbränningsentalpi och HRRPUA. Eftersom de kubiska cellerna i meshen byggdes upp med sidor på $2,5 \text{ cm}$, kunde brandytan i FDS som närmst ansätts till $32,5 \text{ cm} \times 32,5 \text{ cm}$, det vill säga $0,5 \text{ cm} \times 0,5 \text{ cm}$ mindre än den faktiska brandytan vid experimentet. Vid experimentet var samtidigt kärlet som användes inte helt platt, vilket i kombination med att bränslemängden var förhållandevis liten till kärlets storlek gjorde att bränsledjupet varierade på ett betydande sätt. Bränsledjupet var generellt djupast i mitten och tunnades ut mot kanterna av kärlet. Vid interpolering av bränslets förbränningsentalpi användes data från studien av Mealy, Benfer och Gottuk [10] där det konstaterades att förbränningsentalpin var beroende av bränsledjupet. Bränslekärlet

antogs vara helt vara platt vid beräkning av bränsledjupet och att kärlets sidor var 33 cm långa. Detta medför att beräkningarna av förbränningsentalpin gjorts av en form av medeldjup och att det finns en möjlighet att brandytan som antagits vid beräkningen överskattats. För resultatet skulle detta innebära att beräkningar för att ta fram HRRPUA till FDS kan ha underskattats och därmed effektutvecklingen i FDS-beräkningarna. Detta kan i sin tur medföra att predikterade temperaturer, relativa tryck och infallande strålning mot plattermoelement underskattats.

Utöver mätningar av kvantiteter som tryck och temperatur gjordes allmänna observationer under experimentets gång. En observation som gjordes var vid vilket tryck den fjäderbelastade säkerhetsventilen utlöste. Eftersom säkerhetsventilen var fjäderbelastad öppnades denna gradvis beroende av aktuellt övertryck i cisternen, vilket kan jämföras med lösningen i FDS där tryckavlastningsanordningen snarare var helt öppen eller stängd beroende på om övertrycket var över eller under 20 kPa. Säkerhetsventilen som användes var dimensionerad för att utlösa vid 20 kPa övertryck men observationer under experimentet tydde på att den öppnade tidigare än så (effekterna av detta på resultatet diskuterades tidigare). Säkerhetsventilen var inte avsedd för användning i brandexperiment och effekterna av en brand, så som de förhöjda temperaturerna, kan ha spelat roll för säkerhetsventilens funktion.

Vid förberedande laboration tycktes det diesel som användes sota mycket, vilket borde bidra till en förhållandevis hög strålningsandel. Detta är en tes som styrks i [54], där författaren anger att pölbränder med bränsle av kolväte ofta är sotiga och har en strålningsandel på 30-50 %. Strålningsandelen i FDS ansattes till 17,2 %, vilket är ett interpolerat värde ur data från en studie av Sudheer [46] som visade ett förhållande mellan diesel-pölbränders diameter och strålningsandel. Litteratur avseende strålningsandel för dieselbränder var knapphändig och Sudheers studie var den enda som hittades med data specifikt för diesel, vilket innebär strålningsandelen i simuleringarna kan ha varit fel, vilket hade påverkat resultatet.

8 Slutsats

Observera att följande slutsatser endast gäller för den validering och utvärdering av FDS som utförts för det aktuella brandscenariot. Fler studier behöver göras med olika experimentsuppställningar innan en slutsats kan dras om FDS är validerat för slutna utrymmen och kan användas som analytiskt verktyg i dessa miljöer med god trovärdighet. Resultatet tyder på att FDS predikterar temperaturen väl, med undantag för mätningar som gjorts högst upp i cisternen. Avseende FDS förmåga att prediktera det relativa trycket i cisternen dras inga slutsatser baserat på kvantitativa resultat på grund av tekniska problem med tryckavlastningsanordningen som användes i experimentet och tryckets höga känslighet mot ansatt effektutveckling i FDS. Däremot går det att kvalitativt konstatera att tryckkurvorna från experimentet och simuleringarna följer liknande trender och att tryckavlastningen öppnas vid 20 kPa i samtliga scenarion, vilket tyder på att det finns likheter.

Temperatur, tryck och infallande strålning som beräknats har varit mycket känsliga för den effektutveckling som ansatts i FDS, särskilt under tillväxtfasen. Läckagearean på brandrummet har haft stor påverkan på det beräknade trycket i FDS, men har ingen nämnvärd påverkan på temperaturen och den infallande strålningen. Inga slutsatser dras gällande FDS prediktiva förmåga under självslockningsfasen på grund av de stora osäkerheter som råder under självslockningsfasen. Av denna anledning har inte heller avvikelser kvantifierats under denna fas. Resultatet från experimentet gällande infallande strålning mot plattermoelementet var för osäkert för att jämföras mot simuleringsberäkningar i FDS på grund av den beräkningsmetod som använts.

9 Framtida forskning

På grund av laborationstekniska begränsningar var det inte möjligt att bestämma bränslets massavbrinning i slutna utrymmen, istället gjordes testerna i den förberedande laborationen i en miljö med fri tillgång till syre och utan närliggande väggar och tak, vilket kan innebära stora osäkerheter i resultatet. Det vore mycket fördelaktigt för framtida valideringsstudier om experiment gjordes där massavbrinningen och förbränningsentalpin bestäms för olika bränslen i väl slutna utrymmen med olika bränslemängd, brandytor och geometrier, i både fullskala och mindre skala. Data från dessa experiment skulle därefter kunna användas för att upprepa detta experiment med mer korrekt indata eller för att genomföra valideringsstudier med andra experimentuppställningar och programvaror där andra parametrar mäts, till exempel gashalter för syre, kolmonoxid och koldioxid. Om möjligt bör även yttemperaturer i brandrummet mätas för att enklare bestämma hur stora värmeförlusterna är genom väggarna.

För att minska de experimentella osäkerheterna vid framtida experiment med bränder i slutna utrymmen bör tryckavlastningsanordningen provtryckas innan experimentet. Om möjligt bör mätutrustningen och brandrummet väljas så att de klarar av höga tryck och temperaturer och en tryckavlastning inte behövs. Om mätutrustningen, men inte brandrummet håller för höga tryck och det finns en explosionsrisk kan det vara ett alternativ att bygga in brandrummet i ett annat utrymme. Exempelvis kan brandrummet, om den utgörs av en cistern, placeras i en container som begränsar konsekvenserna av en potentiell explosion, vilket innebär att avsaknaden av en tryckavlastning skulle kunna godtas och valideringsstudien kan ge ett bättre, mer pålitligt resultat.

Metoder som använder plattermoelement fungerar idag väl för mätning av infallande strålning vid en fullt-utvecklad brand. Det vore fördelaktigt om metoden utvecklades så att den kan användas för mätning av infallande strålning under korta, transienta brandförlopp, utan att korrektionskoefficienter behöver itereras fram för varje enskild experimentuppställning.

Vidare rekommenderas att använda videokamera för att filma brandförloppet i största möjliga utsträckning vid praktiska experiment för att öka möjligheten att studera brandförloppet och möjliga felkällor ytterligare.

10 Referenser

- [1] Försvarets materielverk (FMV), "Ubåt typ A26," 13 April 2018. [Online]. Available: <https://www.fmv.se/sv/Projekt/Ubat-typ-A26/>. [Använd 08 12 2019].
- [2] Boverket, "Föreskrifter och allmänna råd i Boverkets byggregler," 6 Juli 2018. [Online]. Available: <https://www.boverket.se/sv/PBL-kunskapsbanken/regler-om-byggande/boverkets-byggregler/om-bbr/foreskrifter-och-allmanna-rad/>. [Använd 8 December 2019].
- [3] T. Kajishima och K. Taira, *Computational Fluid Dynamics - Incompressible Turbulent Flows*, Springer Publishing, 2017.
- [4] A. Assunta, B. Nicola, M. Marilena och R. Giuseppe, "Parametric analysis of input data on the CFD fire simulation," *Journal of Physics: Conference Series*, vol. 1224, 2019.
- [5] Transportstyrelsen, "Regler för nationell sjöfart," 14 Januari 2019. [Online]. Available: <https://transportstyrelsen.se/sv/regler-for-nationell-sjofart/>. [Använd 20 Oktober 2019].
- [6] B. Husted, Y. Z. Li, C. Huang, J. Anderson, R. Svensson, H. Ingason, M. Runefors och J. Wahlqvist, "Verification, validation and evaluation of FireFOAM as a tool for performance based design," *Brandteknik*, Lunds Tekniska Högskola, Lunds Universitet, Lund, 2017.
- [7] K. Lambert, "Taking a closer look at under ventilated fires," CFBT-BE, 2015.
- [8] S. Hostikka och R. K. Janardhan, "Pressure management in compartment fires," Aalto University, Esbo, 2016.
- [9] M. J. Peatross, C. L. Beyler och G. G. Back, "VALIDATION OF FULL ROOM INVOLVEMENT TIME CORRELATION APPLICABLE TO STEEL SHIP COMPARTMENTS," National Technical Information Service, Springfield, 1993.
- [10] C. L. Mealy, M. E. Benfer och D. T. Gottuk, "FIRE DYNAMICS AND FORENSIC ANALYSIS OF LIQUID FUEL FIRES," Hughes Associates, Inc., Baltimore, 2011.
- [11] M. Al-Ghouti, Y. Al-Degs och F. Mustafa, "Determination of hydrogen content, gross heat of combustion, and net heat of combustion of diesel fuel using FTIR spectroscopy and multivariate calibration," *Fuel* 89, pp. 193-201, 11 September 2010.
- [12] A. W. Date, *Analytic Combustion: With Thermodynamics, Chemical Kinetics and Mass Transfer*, New York: Cambridge University Press, 2011.
- [13] K. McGrattan, S. Hostikka, R. McDermott, J. Floyd och M. Vanella, "Fire Dynamics Simulator Technical Reference Guide Volume 1: Mathematical Model," National Institute of Standards and Technology (NIST), 2019.

- [14] B. Karlsson och J. G. Quintiere, *Enclosure Fire Dynamics*, CRC Press, 2000.
- [15] M. Yuan, B. Chen, C. Li, J. Zhang och S. Lu, "Analysis of the combustion efficiencies and heat release rates of pool fires in ceiling vented compartments," *Procedia Engineering*, vol. 62, pp. 275-282, 2013.
- [16] L.-G. Bengtsson, *Enclosure fires*, Huskvarna: Statens räddningsverk, 2001.
- [17] A. Byström, "Compartment Fire Temperature: Calculations and Measurements," Division of Structural and Fire Engineering, Luleå University of Technology, Luleå, 2017.
- [18] B. T. Lee och J. N. Breese, "Submarine Compartment Fire Study- Fire Performance Evaluation of Hull Insulation," Center for Fire Research, National Engineering Laboratory, National Bureau of Standards, Washington DC, 1979.
- [19] R. J. McDermott, "Special Issue on Fire Model Validation," *Fire Technology*, vol. 52, pp. 1-4, 2016.
- [20] A. Björklund, "Risks in using CFD-codes for analytical fire-based design in buildings with a focus on FDS:s handling of under-ventilated fires," Department of Fire Safety Engineering and Systems Safety, Lund University, Lund, 2009.
- [21] J. Floyd, F. Williams och P. Tatem, "Validation of a Network Fire Model Using the Ex-Shadwell Submarine Ventilation Doctrine Tests," *FIRE SAFETY SCIENCE-PROCEEDINGS OF THE EIGHTH INTERNATIONAL SYMPOSIUM*, pp. 1254-1264, 2005.
- [22] B. M. Storm och M. R. Pantesjö, "The use of simulation in fire investigation," Høgskolen Stord/Haugesund , Haugesund, 2009.
- [23] K. McGrattan, S. Hostikka, R. McDermott, J. Floyd och M. Vanella, "Fire Dynamics Simulator Technical Reference Guide Volume 3: Validation," National Institute of Standards and Technology (NIST), 2019.
- [24] ASTM, "ASTM E1366 - 12(2018)," 2018. [Online]. Available: <https://www.astm.org/Standards/E1355.htm>. [Använd 23 09 2019].
- [25] J. G. Nielsen, "Validation Study of Fire Dynamics Simulator," Department of Energy Technology, Aalborg University, Aalborg, 2013.
- [26] G. Guigay, "A CFD AND EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF UNDER-VENTILATED COMPARTMENT FIRES," Department of Civil and Environmental Engineering, University of Iceland, Reykjavik, 2008.
- [27] K. McGrattan, S. Hostikka, R. McDermott, J. Floyd och M. Vanella, "Fire Dynamics Simulator User's Guide," National Institute of Standards and Technology (NIST), 2019.
- [28] Y. Z. Li, "CFD modelling of pressure rise in a room fire," Sveriges Tekniska Forskningsinstitut (SP), Borås, 2015.

- [29] J. Wahlqvist och P. van Hees, "Validation of FDS for large-scale well-confined mechanically ventilated fire scenarios with emphasis on predicting ventilation system behavior," *Fire Safety Journal*, vol. 62, pp. 102-114, 2013.
- [30] R. L. Myers, *The Basics of Physics*, Greenwood Press, 2005.
- [31] A. Hamins, A. Maranghides, R. Johnsson, M. Donnelly, J. Yang, G. Mullholland och R. Anleitner, "Report of Experimental Results for the International Fire Model Benchmarking and Validation Exercise # 3," National Institute of Standards and Technology (NIST), Gaithersburg, 2006.
- [32] Special Instruments, "Assemblies, Instruments and Systems," SI-special instruments GmbH, Nördlingen, 2007.
- [33] U. Wickström, R. Jansson och H. Tuovinen, "Validation fire tests on using the adiabatic surface temperature for predicting heat transfer," SP Technical Research Institute of Sweden, Borås, 2009.
- [34] Nationalencyklopedin AB (NE), "Kirchhoffs strålningslag," [Online]. Available: <https://www.ne.se/uppslagsverk/encyklopedi/l%C3%A5ng/kirchhoffs-str%C3%A5lningslag>. [Använd 13 November 2019].
- [35] J. Sjöström och U. Wickström, "Using plate thermometer measurements to calculate incident heat radiation," *Journal of Fire Sciences*, vol. 31, nr 2, pp. 166-177, 2012.
- [36] K. Reif, *Diesel Engine Management - Systems and Components*, Wiesbaden: Springer Vieweg, 2014.
- [37] H. K. Versteeg och W. Malalasekera, *An introduction to computational fluid dynamics*, Pearson Prentice Hall, 2007.
- [38] W. Zuo, "Introduction of Computational Fluid Dynamics," FAU Erlangen-Nürnberg, St. Petersburg, 2005.
- [39] G. P. Forney och K. B. McGrattan, "User's Guide for Smokeview Version 2.0 – A Tool for Visualizing Fire Dynamics Simulation Data," National Institute of Standards and Technology, 2001.
- [40] G. Cox och S. Kumar, "Modeling enclosure Fires Using CFD," *The SFPE Handbook of Fire, 3rd edition*, pp. 3-205, 2002.
- [41] F. Ciani och M. Capbelli, "Fire Growth Rate Strategies in FDS," *Journal of Physics: Conference Series*, 2018.
- [42] D. L. Tor Lindström, "A method of quantifying user uncertainty in FDS by using Monte Carlo analysis," Department of Fire Safety Engineering and Systems Safety Lund University, Sweden, Lund, 2009.
- [43] C. P. J. A. R. J. M. Nils Johansson, "CFD-beräkningar vid brandteknisk dimensionering - En Round Robin studie," Föreningen för brandteknisk ingenjörsvetenskap (BIV), 2019.

- [44] A. Back, T. Bergström, T. Dittmer, M. Hjohlman, F. Magnusson, J. Norén, D. Rosberg och J. Wahlqvist, "Stöd för tillämpning av CFD-beräkningar remissutgåva".
- [45] H. F. Fredrik Nystedt, "Kvalitetsmanual för brandtekniska analyser vid svenska kärntekniska anläggningar," Department of Fire Safety Engineering and Systems Safety, Lund, 2011.
- [46] S. Sudheer, "Characterization of Open Pool Fires and Study of Heat Transfer in Bodies Engulfed in Pool Fires," Department of Mechanical Engineering INDIAN INSTITUTE OF TECHNOLOGY BOMBAY, Bombay, 2013.
- [47] The Engineering Toolbox, "Hydrocarbons - physical data," The Engineering Toolbox, [Online]. Available: https://www.engineeringtoolbox.com/hydrocarbon-boiling-melting-flash-autoignition-point-density-gravity-molweight-d_1966.html. [Använd 20 11 2019].
- [48] L. Staffansson, "Selecting design fires," Department of Fire Safety Engineering and Systems Safety, Lund University, Lund, 2010.
- [49] The Engineering Toolbox, "Thermal Conductivity of Metals, Metallic Elements and Alloys," The Engineering Toolbox, [Online]. Available: https://www.engineeringtoolbox.com/thermal-conductivity-metals-d_858.html. [Använd 27 November 2019].
- [50] M. Hurley, D. Gottuk, J. Hall Jr., K. Harada, E. Kuligowski, M. Puchovsky, J. Torero, J. Watts Jr. och C. Wieczorek, SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, Quincy, Massachusetts: National Fire Protection Association, Inc., 2002.
- [51] L. Universitet, "Gaslagar," Lunds Universitet, Lund, 2006.
- [52] Å. Fäldt, "Termodynamik samt Elektriska och magnetiska fält," Chalmers, Göteborg, 2006.
- [53] W. LE SAUX, H. PRETREL, C. LUCCHESI och P. GUILLOU, "Experimental Study of the Fire Mass Loss Rate in Confined and Mechanically Ventilated Multi-Room Scenarios," *FIRE SAFETY SCIENCE-PROCEEDINGS OF THE NINTH INTERNATIONAL SYMPOSIUM*, pp. 943-954, 2008.
- [54] D. Drysdale, "An Introduction to Fire Dynamics," John Wiley Sons Inc, 2011.

Bilaga A – Riskanalys

Observera att denna riskanalys skrevs i ett tidigt skede av projektet och ändringar har skett i experimentuppställningen. Cisternen kunde göras tätare än vad som tidigare troddes vara möjligt, vilket innebär att ett högre tryck kunde förväntas än vad som tidigare var nämnt i riskanalysen. Detta har bland annat gjort att en tryckavlastningsanordning behövde installeras trots att det i riskanalysen nämns att det inte fanns ett behov.

Nedan i tabell 14 presenteras de relevanta risker som identifierats och kan tänkas vara närvarande innan, under och efter experimentets gång. Till varje risk presenteras även ett eller flera åtgärdsförslag som syftar till att antingen minska sannolikheten av att olyckan kan ske eller minska konsekvenserna om olyckan väl är framme. Till respektive riskscenarion presenteras även dess sannolikhet samt värsta tänkbara konsekvenserna ur ett säkerhetsperspektiv för de inblandade enligt de kvalitativa skalorna nedan:

Sannolikhet: *mycket liten sannolikhet – liten sannolikhet – medelstor sannolikhet – stor sannolikhet.*

Konsekvens: *försumbara skador – lindriga skador – allvarliga skador – mycket allvarliga skador/död.*

Dessa presenteras även i en riskmatris i figur 71.

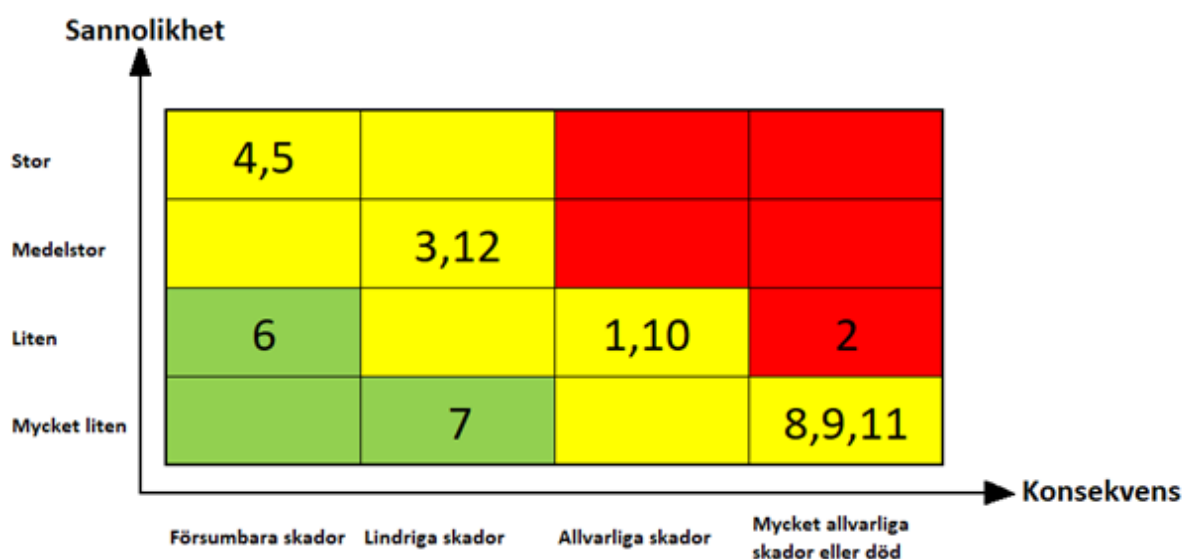
Åtgärder som listas i tabell 14 ska utföras. Utöver dessa ska det även användas skyddsutrustning i form av:

- Skyddsoverall
- Handskar
- Skyddsglasögon
- Skyddsskor

Tabell 14. Identifierade risker, dess sannolikhet, konsekvens och åtgärdsförslag.

Riskscenario	Sannolikhet	Konsekvens	Möjliga åtgärder
Förberedelser			
1. Olycka vid transport och hantering av cistern	Liten	Allvarliga skador	Överlåta transporten till professionella. Transport till Revinge sker av transportföretag och transport inom området sker av anställda på MSB.
2. Syret tar slut vid arbete i cistern	Liten	Mycket allvarliga skador/död	<ul style="list-style-type: none"> - Arbeta alltid i par med ständig kommunikation. - Lämna manluckan och dräneringsventil öppna.
3. Manlucka faller av cistern och träffar deltagande	Medelstor	Lindriga skador	Placera luckan på marken istället för ovanpå cisternen.
4. Snubbelrisk på laborationsplatsen	Stor	Försumbara skador	Håll ordning och reda på laborationsplatsen.
5. Slår i huvudet/snubblar i cisternen på grund av mörk arbetsmiljö	Stor	Försumbara skador	Håll manluckan öppen så dagsljus kommer in. Ha även med en lampa i cisternen.
6. Inhalering av dieselångor pga. att cisternen inte är tillräckligt rengjord	Liten	Försumbara skador	<ul style="list-style-type: none"> - Öppna manluckan och låt vädra innan någon tillåts kliva in. - Inspektion av cisternen innan installationer påbörjas. - Arbeta alltid i par med ständig kommunikation - Använd gasmask
7. Inhalering av ångor av andra ämnen pga. att andra ämnen än diesel har förvarats i cisternen, samt att den inte är rengjord.	Mycket liten	Lindriga skador	<ul style="list-style-type: none"> - Öppna manluckan och låt vädra innan någon tillåts kliva in. - Inspektion av cisternen innan installationer påbörjas. - Arbeta alltid i par med ständig kommunikation - Använd gasmask
8. Explosion orsakat av att oförbrända gaser antänds vid installation av mätutrustning	Mycket liten	Mycket allvarliga skador/död	<ul style="list-style-type: none"> - Öppna manluckan och låt vädra innan installation påbörjas. - Inspektion av cisternen innan installationer påbörjas.
Under experimentets gång			
9. Explosion orsakat av högt övertryck	Mycket liten	Mycket allvarliga skador/död	<ul style="list-style-type: none"> - Ha en anordning för tryckavlastning* - Ha erforderligt skyddsavstånd* - Placera cistern i en stängd container. - Ha en liten brandyta så temperaturen i utrymmet inte blir för högt.
Efter experiment/Avveckling			
10. Olycka vid transport och hantering av cistern	Liten	Allvarliga skador	Överlåta transporten till professionella. Transport från Revinge sker av transportföretag och transport inom området sker av anställda på MSB.
11. Explosion orsakat av antändning av oförbrända gaser	Mycket liten	Mycket allvarliga skador/död	<ul style="list-style-type: none"> - Använda så lite bränsle som möjligt för att minska mängden oförbrända gaser. - Låt cistern avkylas ett dygn mellan experiment och innan avvecklingen påbörjas.
12. Tar tag i/lutar sig mot cistern strax efter experimentet avslutats	Medelstor	Lindriga skador	Låt cistern avkylas ett dygn innan någon tillåts vidröra cisternen.

* Dessa åtgärder bedöms inte behöva utföras med hänsyn till övriga åtgärder avseende explosionsrisker. För mer information, se diskussion av explosionsrisker nedan.



Figur 71. Riskmatris som visar risknivåer för scenarier i tabell 1. Grönt område innebär låg risknivå, gul medelhög risknivå och röd hög risknivå.

Åtgärder ska genomföras för de scenarion som befinner sig i det gula och röda området. Åtgärder för riskscenarion i det gröna området bedöms vara enkla åtgärder och utförs därför som extra säkerhetsåtgärder. Identifierade scenarier med konsekvenser som bedöms kunna leda till mycket allvarliga skador eller död (scenario 2, 8, 9 och 11) diskuteras mer ingående nedan.

(2) Syret tar slut vid arbete i cistern

Eftersom cisternen har en förhållandevis liten volym och begränsat med tillflöden av luft med nytt syre finns en risk att syret tar slut vid arbete inuti cisternen, vilket kan leda till kvävning. Det är därför nödvändigt att cisternens största lucka, manluckan, är helt öppen vid allt arbete inuti cisternen. Som extra säkerhetsåtgärd bedöms det även vara bra om minst ett extra hål är öppet, till exempel dräneringshålet, för att skapa ett drag och bättre flöde av luft. Att arbeta i par med ständig kommunikation mellan person inuti och utanför cisternen för att säkerställa att personen inuti cisternen mår bra bedöms också vara en god säkerhetsåtgärd.

(8) Explosion orsakat av att oförbrända gaser antänds vid installation av mätutrustning

Cisternen är i begagnat skick och har tidigare använts som bränsletank av en lantbrukare och det finns därför risk för att det finns rester av tidigare bränsle inuti tanken. Enligt upplysningar från lantbrukaren har den enbart använts för diesel. Diesel har en förhållandevis hög flampunkt jämfört med andra flytande bränslen, vilket är en fördel i sammanhanget eftersom brand- och explosionsrisken därmed är betydligt lägre vid normala atmosfärförhållanden.

En enkel inledande åtgärd för att minska risken för att explosion inträffar orsakat av att oförbrända gaser antänds vid installation av mätutrustning bedöms vara att öppna manluckan och låta cisternen vädras ur. Det bedöms också vara nödvändigt att en invändig

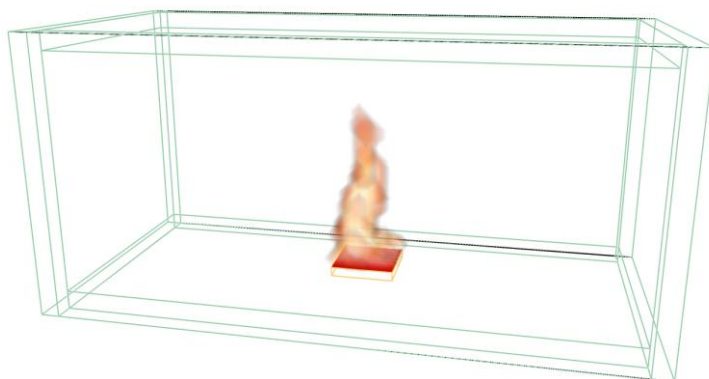
inspektion av cisternen utförs för att avgöra huruvida en sanering behöver göras innan installationer påbörjas.

(9) Explosion orsakat av högt övertryck

Experimentet avser att studera en brand i slutet utrymme, vilket medför att det finns risk för höga övertryck i cisternen när temperaturen stiger och volymen på gaser expanderar och komprimeras i den inneslutna miljön.

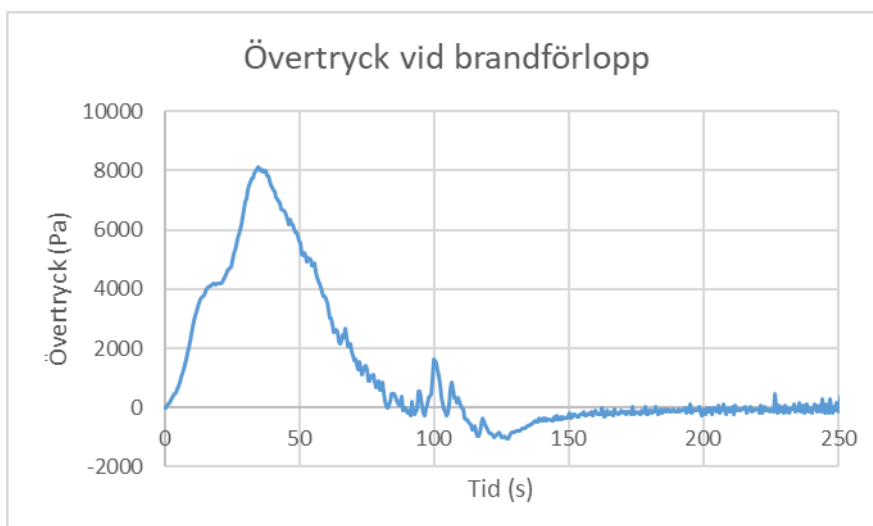
Att begränsa storleken på branden är ett sätt att begränsa tryckuppyggning eftersom temperaturutvecklingen i cisternen blir lägre med en minskad brandeffekt. För att bestämma en lämplig storlek på branden har en förberedande laboration genomförts, följt av simuleringar och handberäkningar för att bedöma hur länge en brand kan förväntas pågå inuti den slutna cisternen.

Beräkningar har genomförts för att studera tryck och temperatur inuti cisternen. Detta har gjorts med CFD modellen FDS för att simulera brandförlopp. Beräkningarna har utförts med förenklad geometri där cisternens generella karaktär bibehålls avseende volym och materialegenskaper. Branden utgörs av en pölbrand av diesel med en brandyta på $0,33 \times 0,33 \text{ m}^2$. För att ta hänsyn till eventuella otätheter har en läckagearea på $0,0005 \text{ m}^2$ antagits vilket bedöms vara ett konservativt antagande. Figur 72 nedan visar modellen som simulerats.



Figur 72. Modell som simulerats i FDS.

Resultat från simulering av aktuellt brandförlopp visar att trycket högst uppgår till cirka 8 kPa, se figur 73 nedan. Detta understiger med god marginal det hydrostatiska trycket som cisternen är besiktigad för att klara av (13,2 kPa).



Figur 73. Resultat övertryck vid brandsimulering.

Skulle olyckan vara framme och explosion orsakat av högt övertryck inträffar finns det risk för bland annat splitter. En identifierad åtgärd vid eventuell explosion är att placera cisternen inuti en container och på så sätt skydda omgivningen från skador.

Dessa åtgärder bedöms minska sannolikheten och konsekvensen för en explosion orsakat av högst övertryck tillräckligt mycket, vilket innebär att en anordning för tryckavlastning inte behöver installeras. Förutom att riskbilden anses vara godkänd utan en sådan anordning finns det även en risk att en anordning för tryckavlastning ökar sannolikheten för explosion orsakat av antändning av oförbrända gaser (scenario 11) eftersom syre kan tillföras till cisternen efter experimentet är slutfört.

Eftersom riskbilden anses vara godkänd med ovan nämnda åtgärder behövs inte heller ett stort skyddsavstånd. De som medverkar vid experimentet ska självklart stå en bit från containern som innesluter cisternen, men omkringliggande verksamheter behöver inte utrymmas.

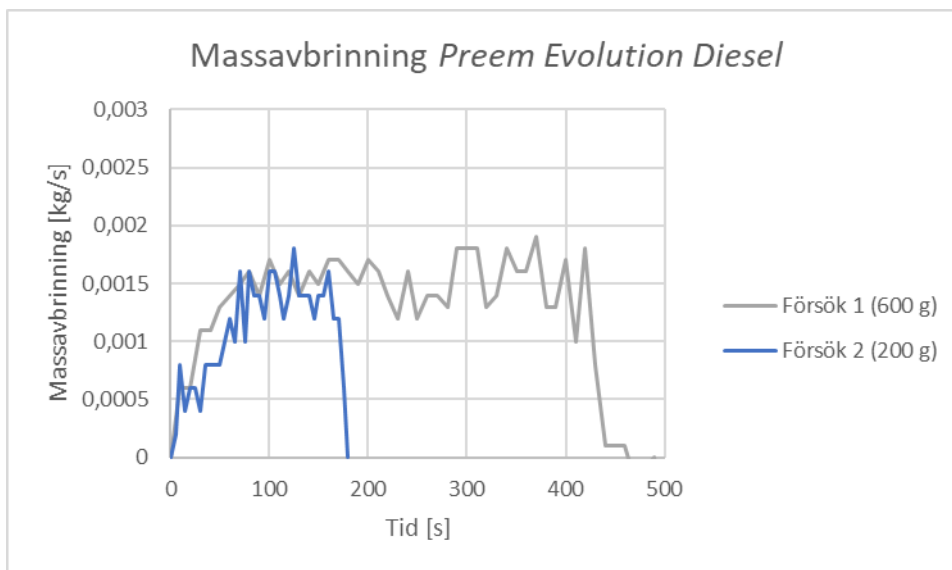
(11) Explosion orsakat av antändning av oförbrända gaser

Om bränslet inte tillåts genomgå full förbränning på grund av att syret tar slut i cisternen kommer oförbrända och brännbara gaser att ansamlas i cisternen. Om syre sedan tillförs när manluckan öppnas bildas genast gynnsamma förhållanden för en explosion. För att undvika detta är det önskvärt att bränslet får förbrännas helt, eller åtminstone till största del. Utdata från den förberedande laborationen har använts i FDS-simuleringar och handberäkningar för att få en uppfattning om hur länge branden kan förväntas pågå och mängden bränsle i experimentet kan dimensioneras därefter. Detta kombinerat med att låta cisternen kylas ned efter experimentet minimerar sannolikheten för explosion eftersom temperaturen på kvarvarande oförbrända gaser kommer att ligga långt under flampunkten för diesel.

Bilaga B – Resultat från förberedande laboration

Data för massavbrinningen togs fram för pölbränder av dieselsort *Preem Evolution Diesel*.

Vid den förberedande laborationen testades bränslemängderna 600 och 200 gram över samma brandyta, ett kvadratisk kärl med sida 33 cm. Av särskilt intresse var att studera om variationer av bränslemängden hade en inverkan på brandens karaktär under brandförloppet. Massavbrinningen bestämdes genom att mäta bränslets massa under förloppet med hjälp av en våg för varje tidssteg. Resultat för laborationerna framgår i figur 75 nedan.



Figur 74. Massavbrinning för *Preem Evolution diesel* från den förberedande laborationen.

Ur resultatet framgår att det både finns likheter och olikheter mellan laborationerna. Laboration 2 visar en något långsammare tillväxtfas men når samma topp som laboration 1. Efter tillväxtfasen, vid cirka 80 sekunder, är laborationerna förhållandevis lika fram till bränslet börjar ta slut i laboration 2. Självslockningsfasen i laboration 2 inleds vid cirka 160 sekunder och slocknar helt vid 180 sekunder.

Bilaga C – Laborationsplan

Laborationsplan

Examensarbete i Brandteknik VBRM10

Arbetstitel: Utvärdering av FDS för dieselbrand i slutet utrymme

Denna laborationsplan beskriver det experiment som avses utföras på Revinge och de moment som behöver genomföras för att möjliggöra denna. Därefter genomförs en riskanalys för att identifiera potentiella risker som finns eller kan uppkomma i samband med experiment och hantering av utrustning och material. I analysen utvärderas även åtgärder som vid behov kan vidtas för att minimera risker kopplade till laborationen.

Laboranter: Carl-Johan Malmberg, Fredrik Andersson

Handledare: Jonathan Wahlqvist

Datum: 2019-09-23

1 Beskrivning av verksamhet som avses bedrivas

1.1 Bakgrund

Saab Kockums AB har fått i uppdrag av Försvarsmakten att utveckla och producera en ny ubåtstyp vid namn A26 där en av de många utmaningar som uppstår i ett sådant projekt är utformningen av ett modernt och effektivt brandskydd. Detta innebär att det är önskvärt att genomföra simuleringar av brandförlopp i ubåten med simuleringsprogrammet Fire Dynamics Simulator (FDS). Eftersom det saknas erfarenhet och kunskap inom området efterfrågas en validering av FDS som beräkningsmodell för simuleringar av brandförlopp i slutna volymer utan öppningar mot det fria. Av den anledningen kommer ett fullskaleexperiment utföras på Revinge där genererad utdata från dieselbränder i en lufttät cistern jämförs med utdata från motsvarande brandsimuleringar i FDS.

Resultatet av experimenten ligger till grund för ett examensarbete som syftar till att validera FDS för bränder i slutna utrymmen i kursen Examensarbete i Brandteknik (VBRM10) vid Civilingenjörsprogrammet i Riskhantering vid Lunds Tekniska Högskola.

1.2 Omfattning

Laborationsplanen omfattar de aktiviteter och förberedelser som görs inför experimentet, vid genomförande av experimentet och avveckling av verksamheten.

Laborationsplanen beskriver inte utförandet för den förberedande laborationen som kommer att genomföras i brandlabbet på LTH där en begränsad mängd diesel ska eldas under konkalorimetern. För detta finns befintlig laborationsplan och riskanalys.

1.1 Förberedelser

1.1.1 Kalibrering av mätutrustning

Tryckmätare och termoelement, ska kalibreras och kontrolleras före användning.

1.1.2 Byggande/hopsättning av mätutrustning

För att vara så väl förberedda som möjligt inför den kommande uppställningen av mätutrustning i cisternen i Revinge kommer samtlig mätutrustning förberedas i förväg i brandlabbet på LTH, Förberedelserna innefattar bland annat lödning av termoelement, kalibrering av tryckmätare och provning av datorutrustning.

1.1.3 Förberedning av cisternen

Cisternen behöver kontrolleras invändigt och utvändigt. Eftersom det funnits diesel i cisternen behöver den behöva luftas och saneras på restprodukter från tidigare användning.

Mätinstrument kommer att monteras i cisternen och samtliga kablar, slangar och liknande kommer i största möjliga utsträckning att gå genom befintliga genomföringar i

serviceluckan på cisternens ena kortsida. Dessa befintliga hål och otätheter behöver tätas efter att mätutrustning har monterats i cisternen. Det kan vara aktuellt att göra nya genomföringar om befintliga hål inte räcker till. I så fall ska även dessa hål tas i serviceluckan och därefter tätas. Manluckan behöver göras så tät som möjligt, men ändå gå att öppna efter experimentet för vädring av oförbrända gaser och nedmontering av mätutrustning.

1.2 Bestämning av storlek på brand

Resultat från förberedande laboration och simuleringar ligger till grund för mängden bränsle som kommer användas vid experimentet. Av säkerhetsskäl är det önskvärt att ha en liten mängd bränsle, detta för minska explosionsrisken. Valet av storlek på brand påverkas även av en avvägning gällande huruvida cisternen ska gå att användas för ytterligare experiment.

1.2.1 Läckage

Trots att cisternen kommer att vara igenstängd och tätad kommer det alltid att finnas ett visst läckage, t.ex. vid genomföringar och otätheter vid manlucka. För att kunna återskapa motsvarande experiment och läckage i FDS krävs därför provtryckning av cisternen för att kunna beräkna läckagearean.

1.2.2 Utrustning och förbrukningsmateriel

Cisternen

Vid laborationen ska det eldas i en cistern, se figur 2 nedan. Cisternen har en volym på 5 m³ och en uppskattad vikt på 600 kg. Cisternen är cirka 3,65 meter lång med diameter 1,35 meter och godstjocklek på cirka 4-5 mm. Cisternen är besiktigad och ska därför tåla de tryck som den är byggd att utsättas för, vilket i detta fall innebär ett hydrostatiskt tryck från vatten på 13,2 kPa.



Figur 75. Cistern som ska eldas i, volym 5 m³.

Termoelement

Termoelement används för att mäta temperaturutveckling inuti cisternen vid olika höjder. Termoelementen sammankopplas med kablar och som ansluts till en loggdator som placeras utanför cisternen.

Tryckmätare

Med hjälp av en tryckmätare kan trycket mätas i cisternen. Tryckmätaren placeras utanför cisternen och sammankopplas med cisternen genom en slang och mäter den tryckskillnaden mellan cistern och omgivande atmosfär.

Bränsle och kärl

I experimentet ska Preem Evolution Diesel användas, vilket är samma bränsle som använts i den förberedande laborationen. 0,25 liter (ca 200 gram) ska hällas upp i ett kvadratisk kärl med ytan 0,11 m² (0,33 x 0,33 m).

Fjärrtändning

Fjärrtändning sker med hjälp av ett 12 V-bilbatteri och kanthaltråd. Kanthaltråden går i en slinga från bilbatteriets pluspol, in i cisternen och lindad till en spole över bränslet och sedan tillbaka till bilbatteriets minuspol. Kanthaltråden har högt elektriskt motstånd vilket innebär att den kommer att fungera som en glödtråd och på så sätt kunna antända bränslet.

1.2.3 Information om bränslet

Vid experimentet används Preem Evolution Diesel som bränsle. Relevanta egenskaper för bränslet presenteras i tabell 15 nedan.

Tabell 15. Bränslets egenskaper

Flampunkt	60-100 °C
Brännbarhetsområde	1-7 vol%
Ångtryck	1 kPa vid 50 °C
Självantändningstemperatur	>200 °C

1.2.4 Lokaler/utrymme

Arbete kopplat till förberedelser och utförande av laborationen sker på följande tre platser:

- Brandlabbet på LTH
- Övningsfält i Revinge
- Utrymmet inuti cisternen.

1.2.5 Förvaring av utrustning och förbrukningsmaterial

Eftersom förberedelserna till experimentet till en början kommer att ske i brandlabbet på LTH är det även där samtligt material kommer att förvaras. När mätutrustningen väl är förberedd ska de installeras i cisternen och förvaras där tills experimentet startas. Mätinstrumenten kommer då att förvaras i brandrummet och tillhörande slangar, kablar och liknande kommer att förvaras låsta i serviceluckan på cisternens ena kortsida, se figur 76 nedan.



Figur 76. Lucka med lås på cisternen.

1.2.6 Genomförande av experiment

Efter att förberedelser är klara, se avsnitt 1.1, och säkerhetsåtgärder vidtagna, se tabell 14, kan experimentet genomföras. Experimentet inleds genom att brandförloppet initieras med hjälp av fjärrtändaren. Loggdatorn loggar utdata från mätutrustning under brandförloppet som förväntas fortlöpa högst några minuter. Av säkerhetsskäl öppnas inte cisternen förrän dagen efter genomförandet av experimentet.

1.2.7 Avveckling och återställning

Efter att experimentet är avslutat och cisternen har kylts av och vädrats ur ska avveckling påbörjas. Installerad utrustning ska nedmonteras och det som fortfarande är i brukbart skick ska transporteras till brandlabbet på LTH. Utrustning som inte längre är i brukbart skick ska transporteras till en återvinningscentral i Lund. Cisternen ska, beroende på skick, antingen skrotas eller transporteras till SAAB Kockums AB. Transport av cistern inom området sker av anställda på MSB och ut från Revinge av transportföretag.

Bilaga D – Beräkningar

Nedan presenteras de beräkningar som genomförts i arbetet.

1 Förbränningsentalpi

I tabell x nedan presenteras effektiva förbränningsentalpin för diesel vid olika djup från studien av Mealy et al. [10].

Tabell 16. Effektiv förbränningsentalpi för diesel vid olika djup [10].

Djup i kärlet (mm)	Effektiv förbränningsentalpi (MJ/kg)
1	40,6
5	36,6

I experimentet användes 2,5 dl diesel i ett bränslekärl med måtten 33 x 33 cm². Kärlets botten antogs vara helt platt, varefter bränslets djup beräknades till 2,3 mm. Med antagandet att den effektiva förbränningsentalpin ändras linjärt mellan djupen 1 och 5 mm genomfördes en linjärinterpolation och en effektiv förbränningsentalpi på **39,3 MJ/kg** kunde beräknas.

2 Strålningsandel

I tabell X nedan presenteras strålningsandelen för diesel vid olika diametrar för pölbränder från experiment gjorda av Sudheer [46].

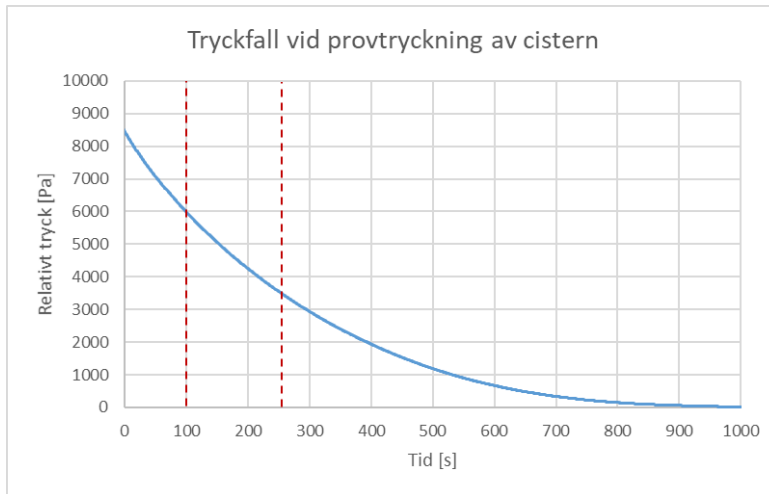
Tabell 17. Strålningsandel för diesel vid olika diametrar på pölbränder [44].

Diameter (m)	Strålningsandel
0,3	0,168
0,5	0,181

Bränslekärlet som användes vid experimentet var kvadratisk med måtten 33 x 33 cm², med en karakteristisk diameter på 0,37 meter. Med antagandet att strålningsandelen ändras linjärt mellan diametrarna genomfördes en linjärinterpolation och en strålningsandel på **0,172** kunde beräknas.

3 Läckagearea

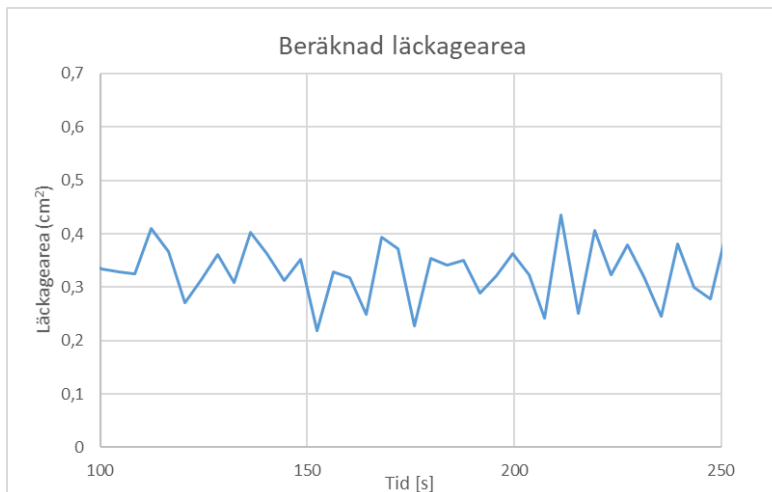
En provtryckning gjordes av den täta cisternen, varav tryckfallet mättes, se figur 77 nedan



Figur 77. Resultat från provtryckning av cisternen.

Med ekvation 5 nedan beräknades läckagearean för varje tidssteg mellan 100 och 250 sekunder (där tryckfallet var relativt linjärt, se de röda linjerna i figuren ovan) sekunder med ett medelvärde på 0,35 cm², se figur 78 nedan.

$$A_L = \frac{\dot{V}_L}{\text{sign}(\Delta P) \cdot \sqrt{2 \cdot (|\Delta P| / \rho_\infty)}} \quad \text{Ekvation 5}$$



Figur 78. Beräknad läckagearea på cisternen.

FDS - Brandkällans storlek (Q^*)

Vid *CFD*-modellering måste brandkällans storlek vara i rätt förhållande till brandens effektutveckling för att korrekt återge brandens karaktär. Detta eftersom *CFD*-modeller är beroende av en korrekt beskrivning av fysiska och kemiska processer för det aktuella problemet [40]. I aktuellt brandscenario är brandkällans storlek känd och maxeffekten beräknad med hjälp av massavbrinningen. Detta gör att den dimensionslösa effektutvecklingen (Q^*) kan beräknas för att kontrollera brandens karaktär i förhållandet mellan yta och effekt, se ekvation 3.

$$Q^* = \left(\frac{\dot{Q}}{\rho_\infty c_\infty T_\infty D^2 \sqrt{gD}} \right)^{\frac{2}{5}} \quad \text{Ekvation 3}$$

Vid beräkning av Q^* har följande värden på indataparametrar i ekvationen använts:

Tabell 18. Sammanfattning av indataparametrar som används i ekvation 3 och 4

Parameter	Värde	Enhet	Kommentar
ρ_∞	1,2	kg/m ³	-
c_∞	1000	J/kgK	-
T_∞	293	K	-
g	9,81	m/s ²	-
D	0,37	m	Karakteristisk diameter beräknad från brandyta 32,5 x 32,5 cm ²
\dot{Q}	68614	W	beräknad genom att ta maxvärde från massavbrinningskurva och multiplicera med effektiv förbränningsentalpi 39,3 MJ/kg

Efter ansättning av ovan parametrar i ekvationen beräknades Q^* till 0,77.

FDS – Kontrollvolymernas storlek (D^*/dx)

Vid simulering av brand är det av särskild vikt att meshen vid branden har en tillräckligt fin upplösning. Detta eftersom det är brandinducerade flöden som driver fluider i modellen [42]. Inträngningen av luft i plymen är kraftigt beroende av cellstorleken [42], vilket kan medföra att brandplymens utseende förändras med olika upplösning på beräkningsdomänen [43]. Detta medför att en tillräckligt fin upplösning kan vara avgörande vid ASET beräkningar, eftersom brandgasfyllnadstiden kan variera med cellstorleken [44].

Ett mått på plymens upplösning ges av det dimensionslösa talet D^*/dx , där D^* är brandens karakteristiska diameter och dx är längden av sidan på en cell [23], se ekvation 4 nedan.

$$D^* = \left(\frac{\dot{Q}}{\rho_{\infty} c_{\infty} T_{\infty} \sqrt{g}} \right)^{\frac{2}{5}} \quad \text{Ekvation 4}$$

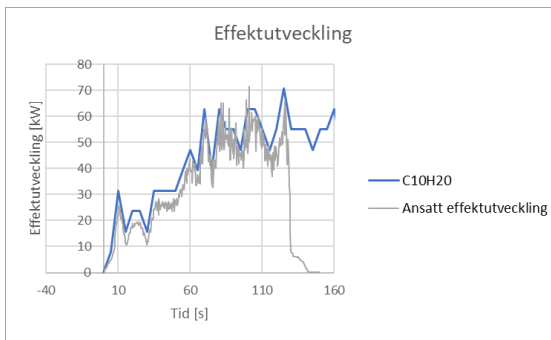
Efter ansättning av parametrar ur Tabell 18, från föregående avsnitt, beräknades D^* enligt ekvationen ovan och dividerades sedan med längden av sidan på en cell (2,5 cm). Kvoten D^*/dx beräknades till 13,18.

Bilaga E – Fullständigt resultat från analys av parameterkänslighet

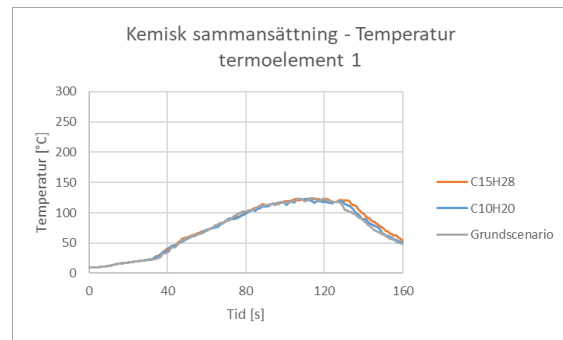
Nedan presenteras temperaturer för termoelement 1-11 i grundscenariot och respektive scenario som studerades vid analysen av parameterkänslighet. Strålning och tryck och avvikelser presenterades i huvudrapportens resultatdel för parameterkänslighet.

Studerad parameter	Resultat visas i
Bränslets kemiska sammansättning	
<ul style="list-style-type: none">• C₁₀H₂₀ och C₁₅H₂₈ [-]	Figur 79 - Figur 90
Bränslets förbränningsentalpi	
<ul style="list-style-type: none">• 43,23 och 35,37 [MJ/kg]	Figur 91 - Figur 102
Cisternens konduktivitet	
<ul style="list-style-type: none">• 22,5 och 67,5 [W/mK]	Figur 103 - Figur 114
Läckagearea	
<ul style="list-style-type: none">• 0,525 och 0,175 [cm²]	Figur 115 - Figur 126

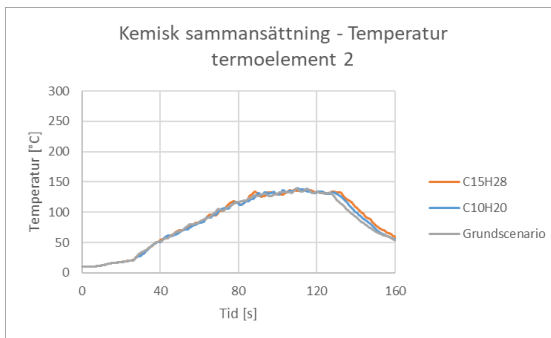
Bränslets kemiska sammansättning



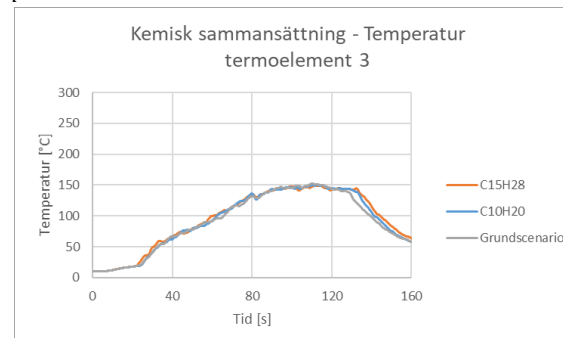
Figur 79. Effektutveckling jämfört med ansatt effektutvecklingskurva i FDS.



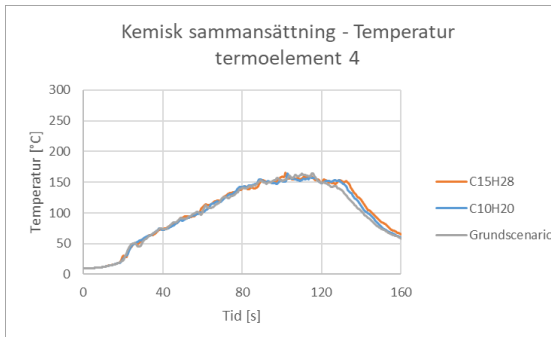
Figur 80. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



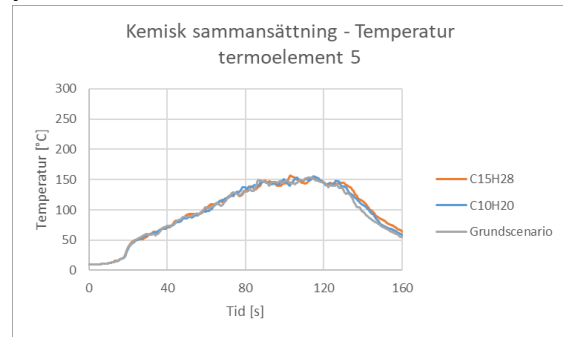
Figur 81. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



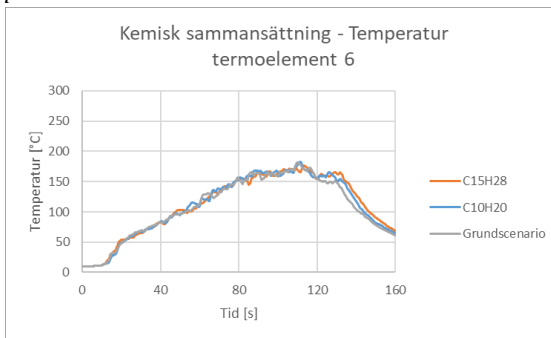
Figur 82. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



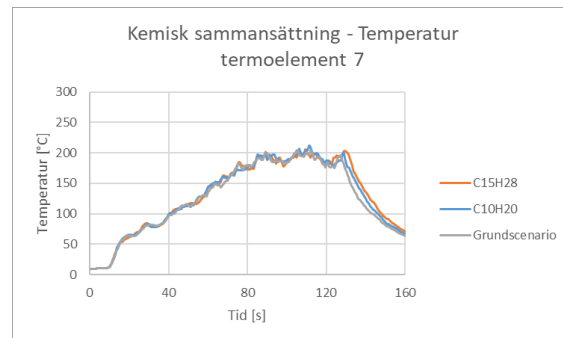
Figur 83. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



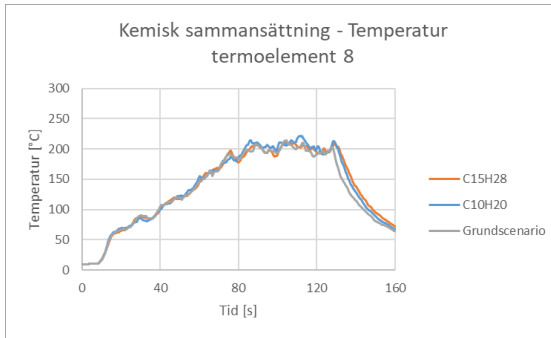
Figur 84. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



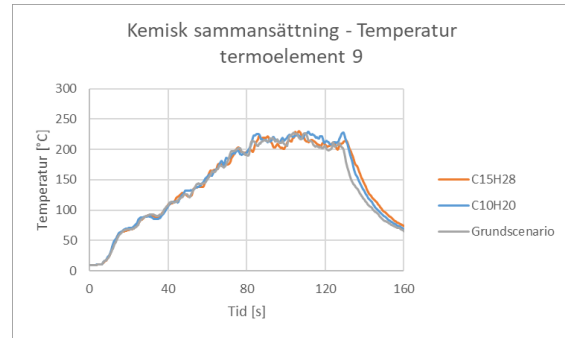
Figur 85. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



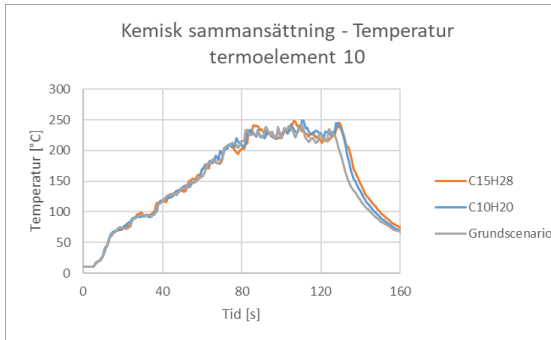
Figur 86. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



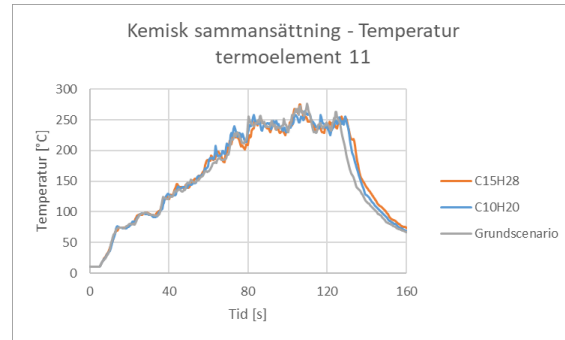
Figur 87. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



Figur 88. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.

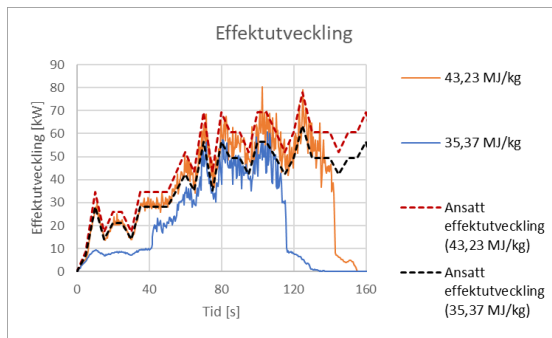


Figur 89. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.

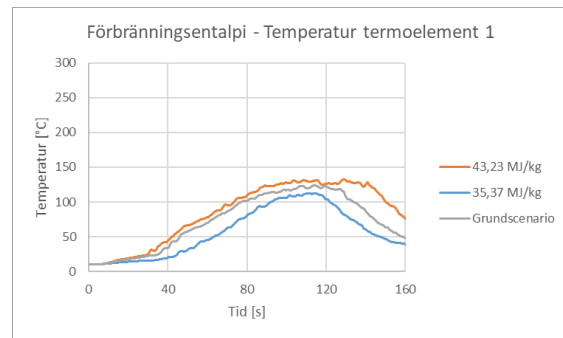


Figur 90. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.

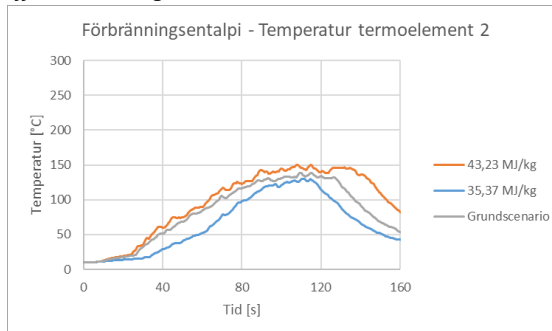
Bränslets förbränningsentalpi/effektutveckling



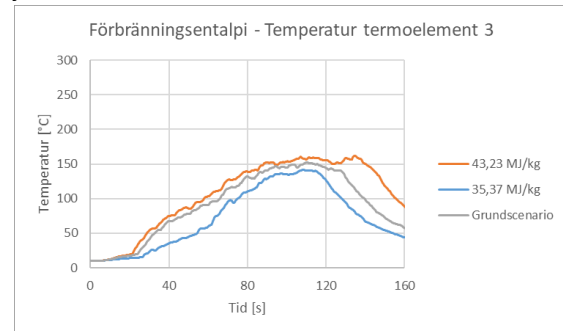
Figur 91. Effektutveckling jämfört med ansatt effektutvecklingskurva i FDS.



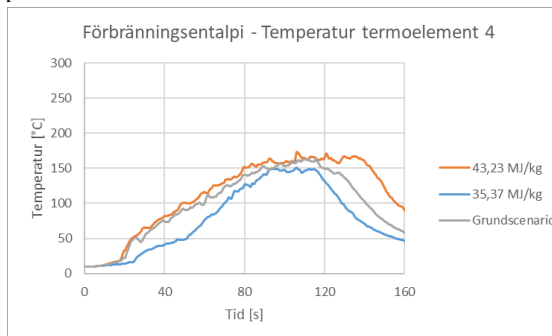
Figur 92. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



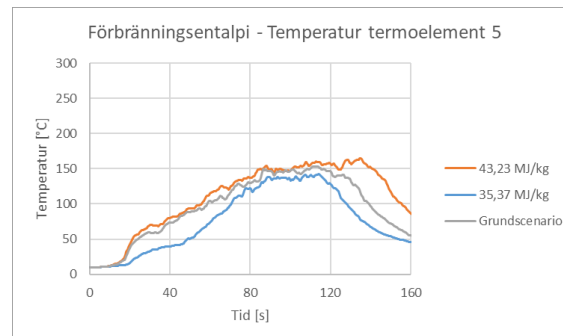
Figur 93. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



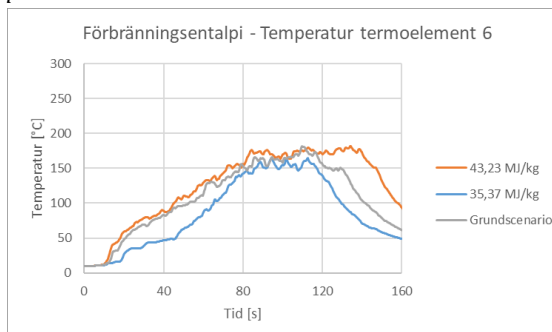
Figur 94. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



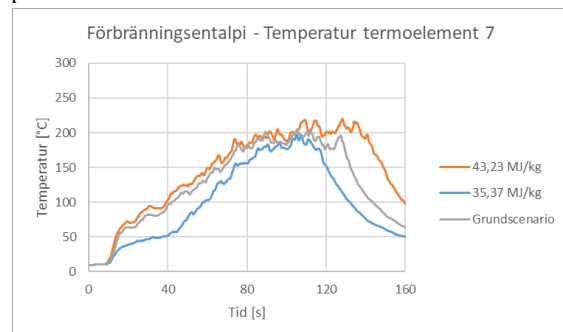
Figur 95. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



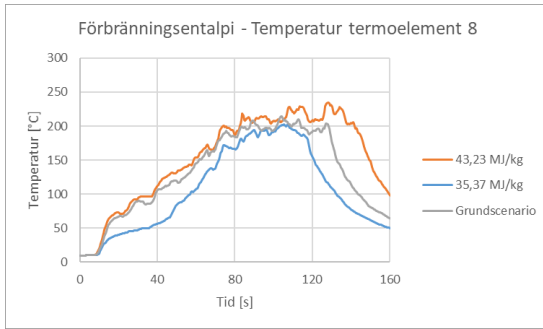
Figur 96. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



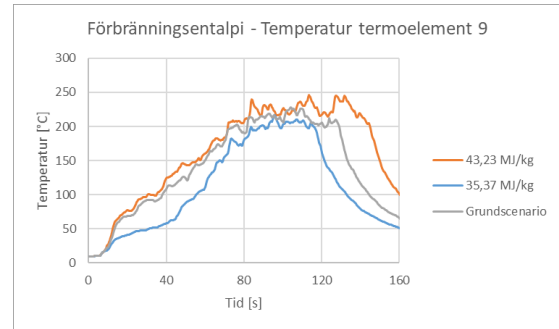
Figur 97. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



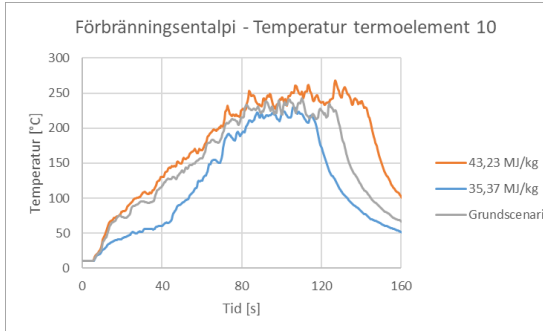
Figur 98. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



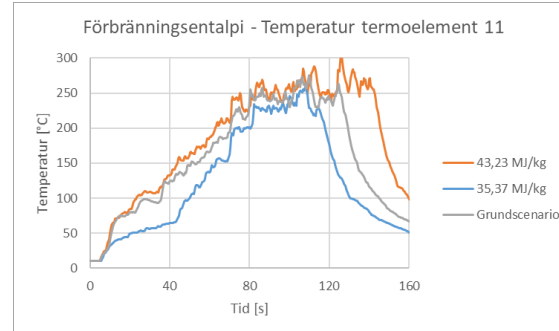
Figur 99. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



Figur 100. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.

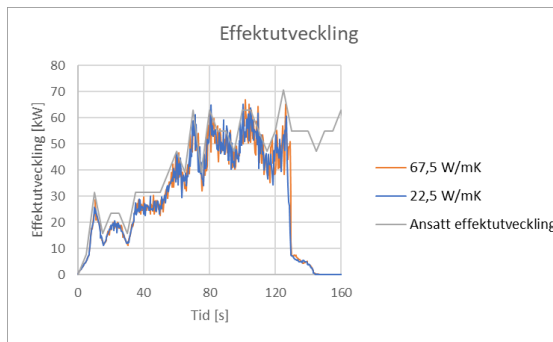


Figur 101. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.

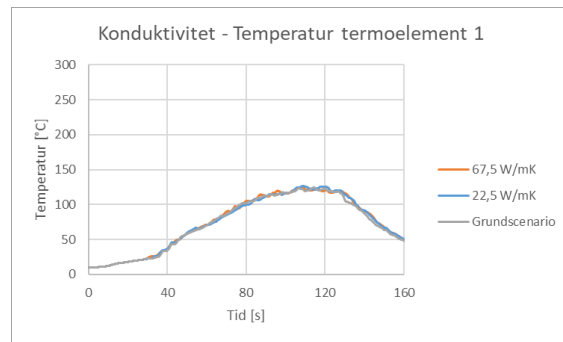


Figur 102. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.

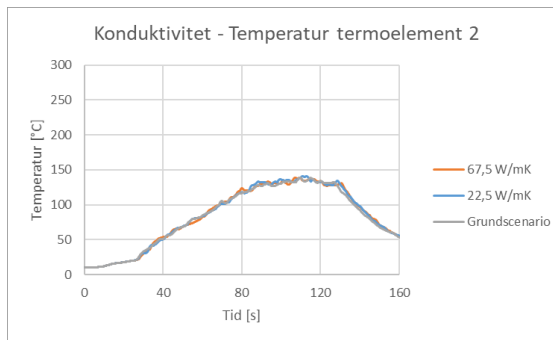
Cisternens konduktivitet



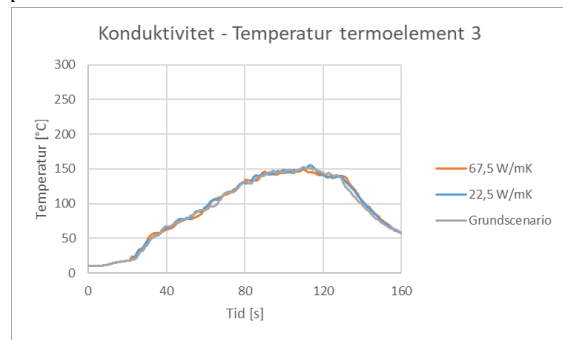
Figur 103. Effektutveckling jämfört med ansatt effektutvecklingskurva i FDS.



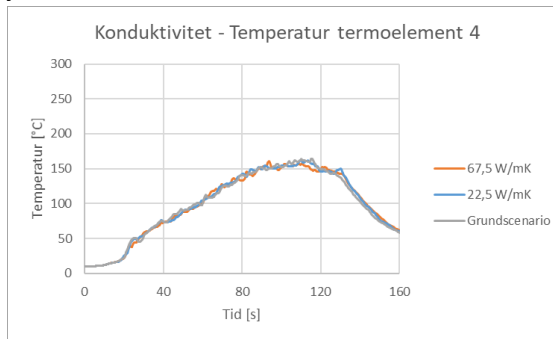
Figur 104. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



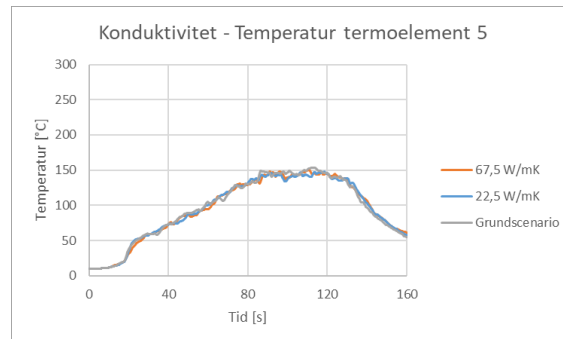
Figur 105. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



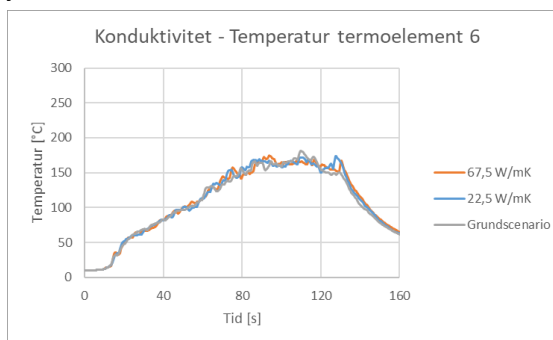
Figur 106. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



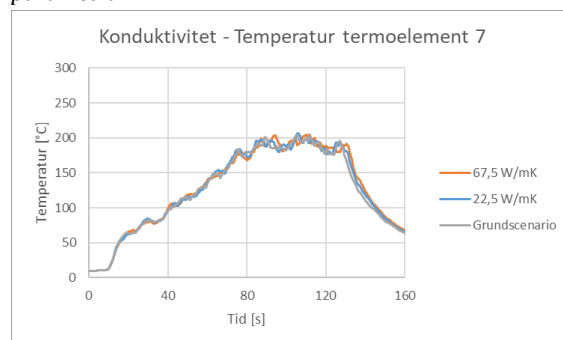
Figur 107. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



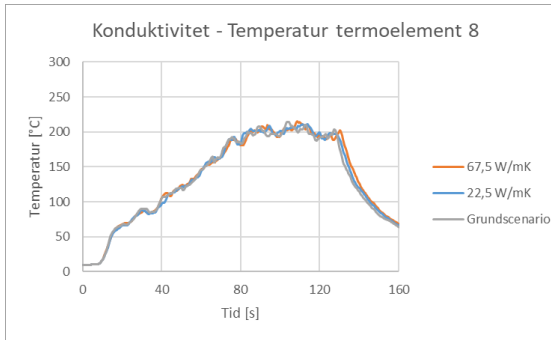
Figur 108. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



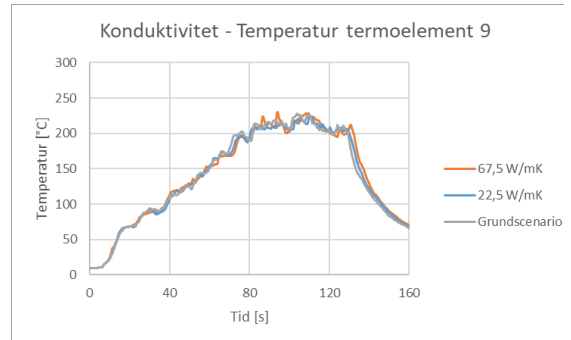
Figur 109. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



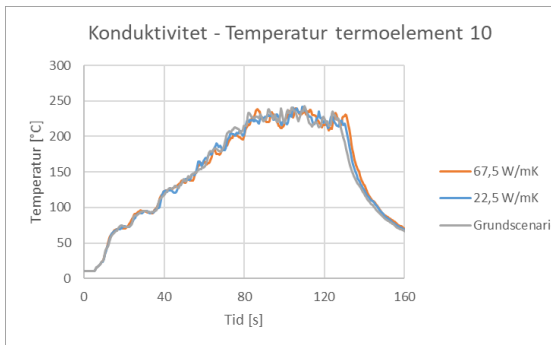
Figur 110. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



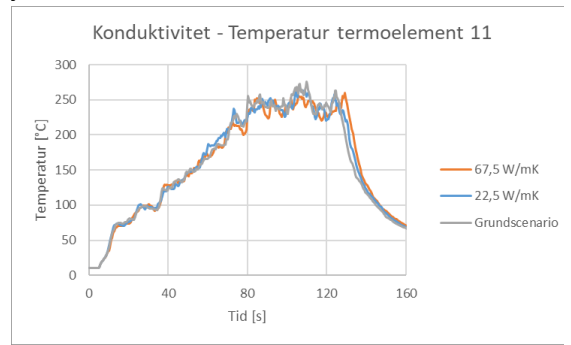
Figur 111. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



Figur 112. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.

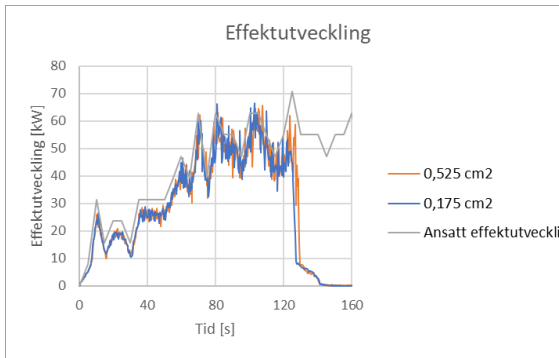


Figur 113. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.

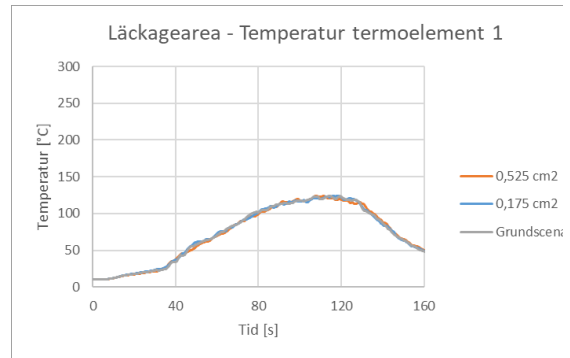


Figur 114. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.

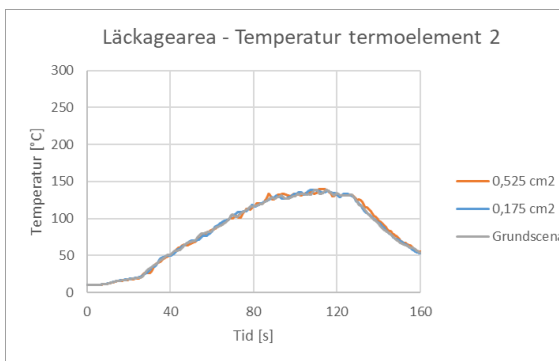
Läckagearea



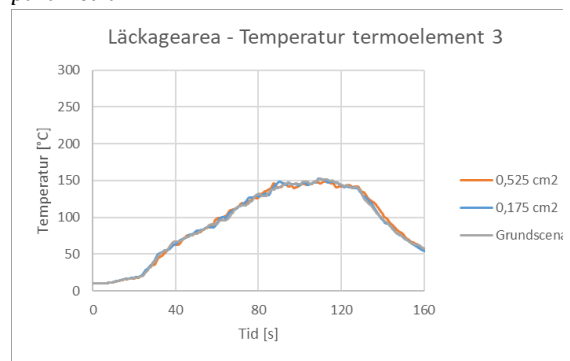
Figur 115. Effektutveckling jämfört med ansatt effektutvecklingskurva i FDS.



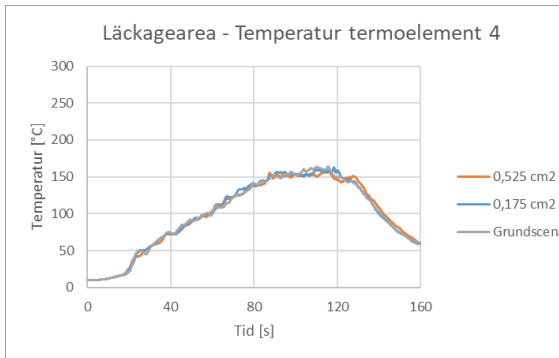
Figur 116. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



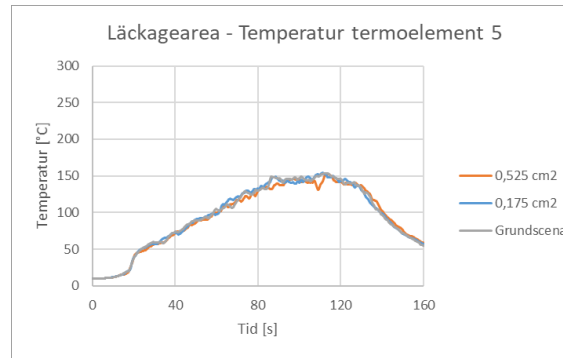
Figur 117. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



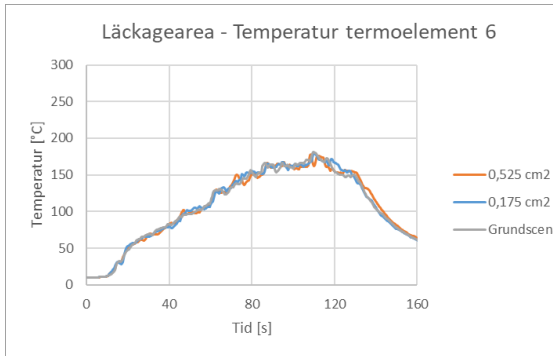
Figur 118. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



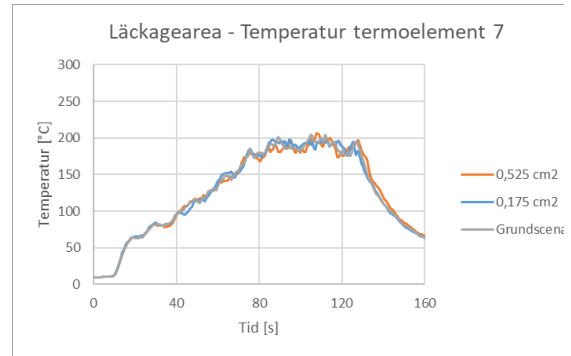
Figur 119. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



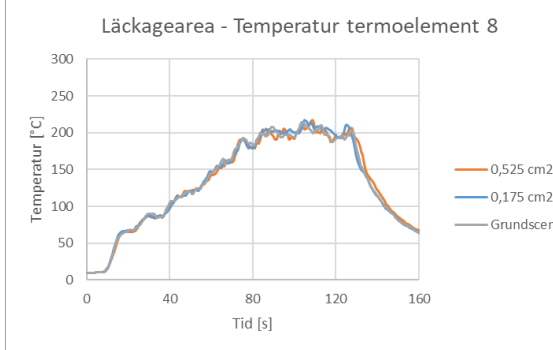
Figur 120. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



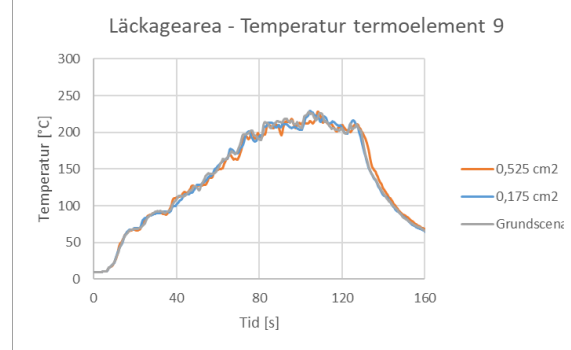
Figur 121. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



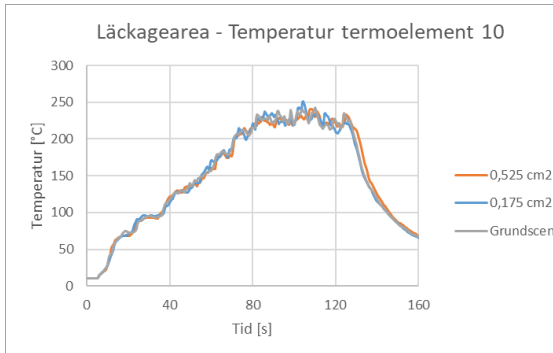
Figur 122. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



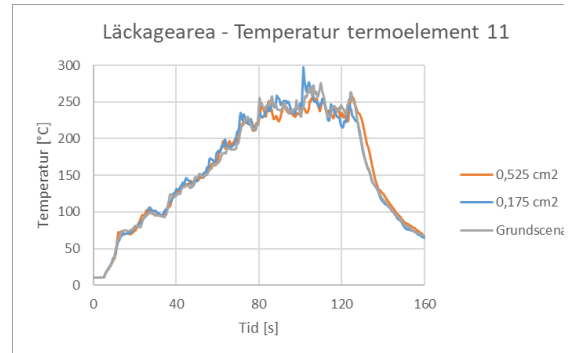
Figur 123. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



Figur 124. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.



Figur 125. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.

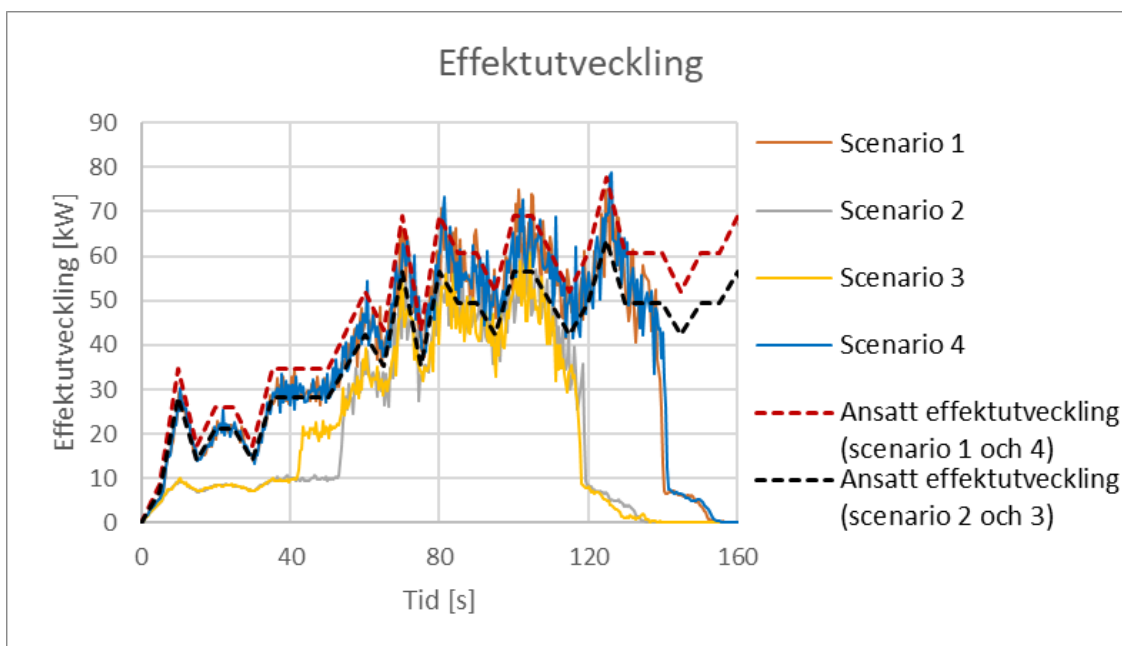


Figur 126. Beräknad temperatur i FDS för grundscenariot och de två scenarier med justerade parametrar.

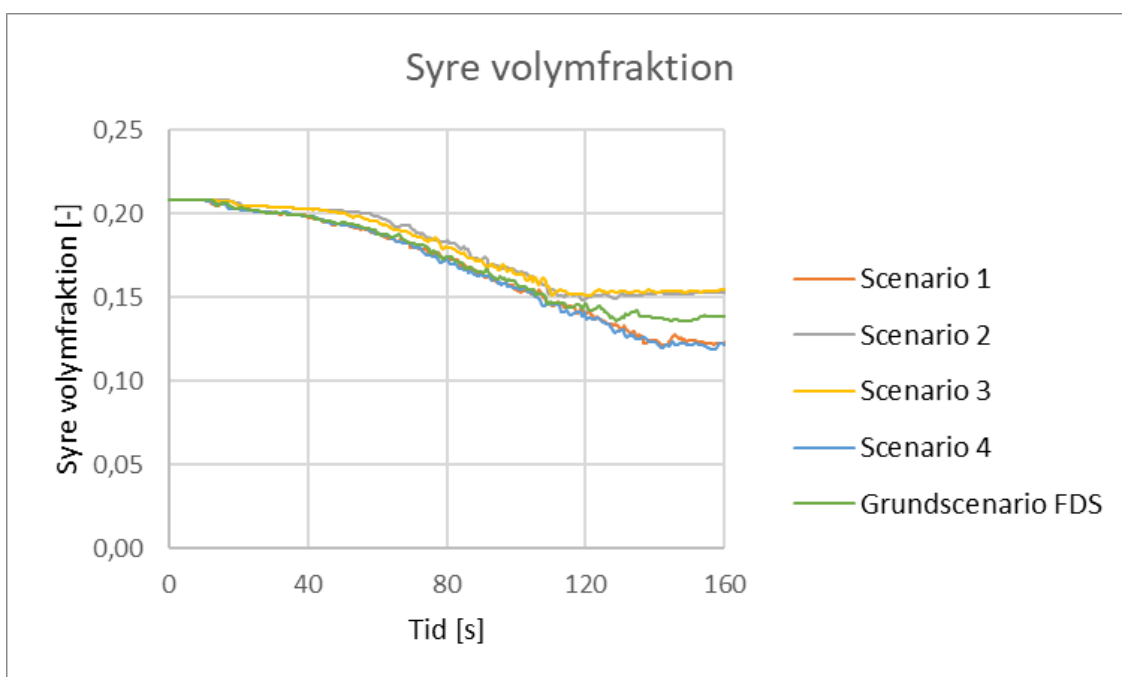
Bilaga F – Fullständigt resultat från parameteranalys

Nedan presenteras temperaturer för termoelement 1-11 i experiment, grundscenario och respektive scenario som studerades vid parameteranalysen, se figur 127 - figur 139. Strålning och tryck och avvikelser presenterades i huvudrapportens resultatdel för parameteranalys. Scenario 1-4 utgår från indataparametrar ansatta i grundscenariot, med skillnaden att läckagearea och förbränningsentalpi justeras.

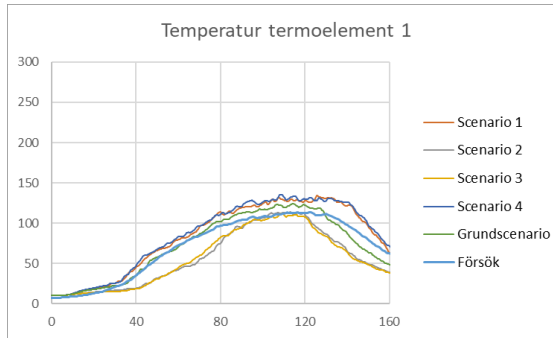
Scenario	Beskrivning
Scenario 1	Läckagearea 0,525 cm ² och förbränningsentalpi 43,23 MJ/kg.
Scenario 2	Läckagearea 0,175 cm ² och förbränningsentalpi 35,37 MJ/kg.
Scenario 3	Läckagearea 0,525 cm ² och förbränningsentalpi 35,37 MJ/kg.
Scenario 4	Läckagearea 0,175 cm ² och förbränningsentalpi 43,23 MJ/kg.
Grundscenario	Läckagearea 0,350 cm ² och förbränningsentalpi 39,30 MJ/kg. För övriga indataparametrar se avsnitt 5.3, modellering av grundscenario.
Försök	Mätdata från experiment, se avsnitt 4 för brandscenario och experimentupställning. Försök är ett medel av experiment 1 och 2.



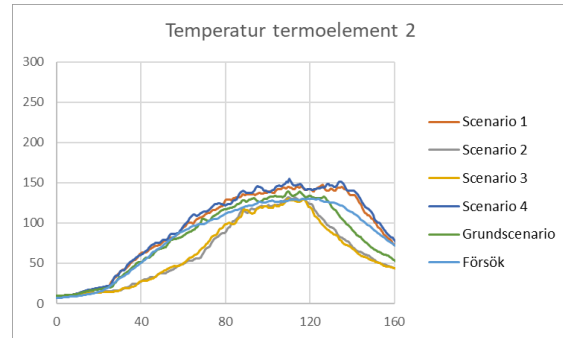
Figur 127. Effektutveckling jämfört med ansatt effektutvecklingskurva i FDS.



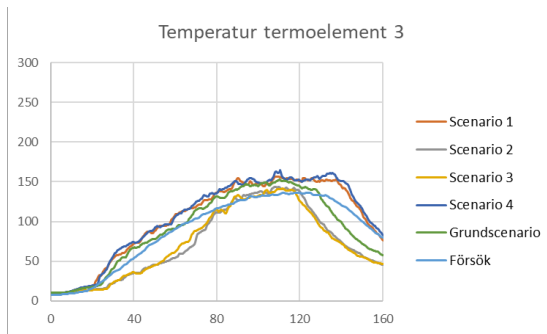
Figur 128. Beräknad volymfraktion syre i de olika FDS scenarierna.



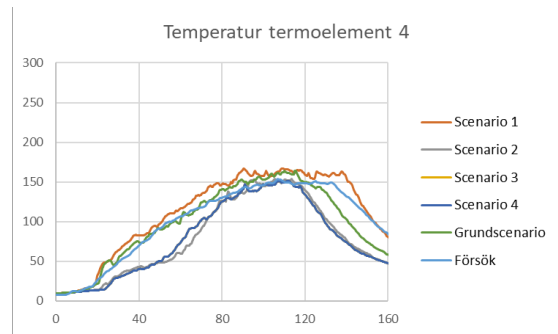
Figur 129. Uppmätt temperatur i försök och beräknad temperatur i FDS scenarier.



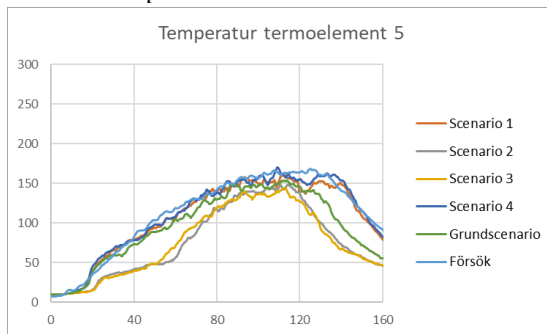
Figur 130. Uppmätt temperatur i försök och beräknad temperatur i FDS scenarier.



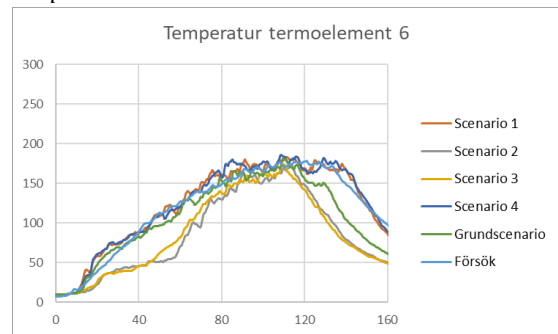
Figur 131. Uppmätt temperatur i försök och beräknad temperatur i FDS scenarier.



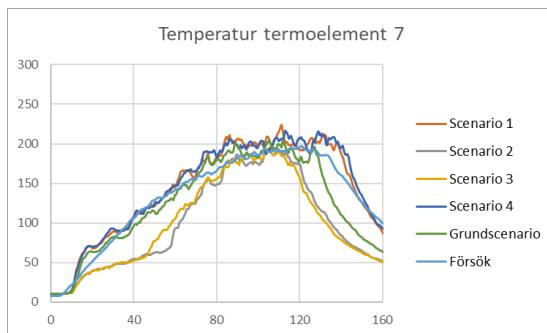
Figur 132. Uppmätt temperatur i försök och beräknad temperatur i FDS scenarier.



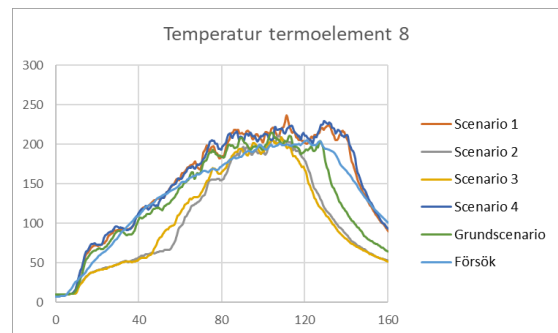
Figur 133. Uppmätt temperatur i försök och beräknad temperatur i FDS scenarier.



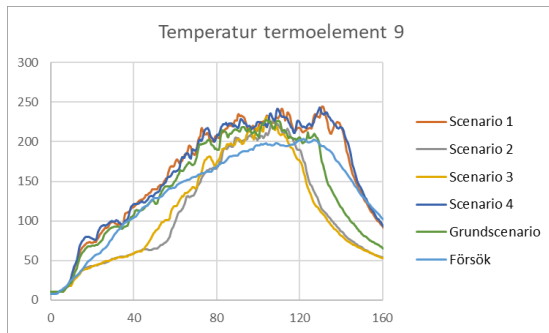
Figur 134. Uppmätt temperatur i försök och beräknad temperatur i FDS scenarier.



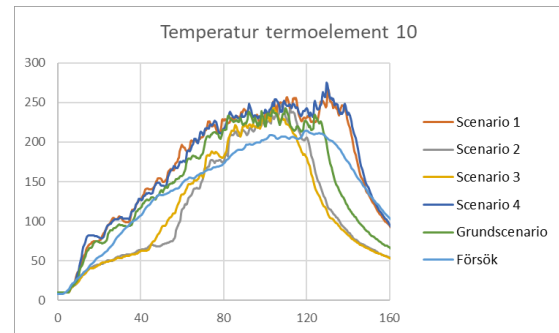
Figur 135. Uppmätt temperatur i försök och beräknad temperatur i FDS scenarier.



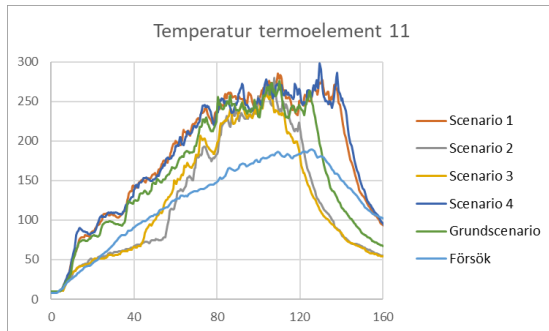
Figur 136. Uppmätt temperatur i försök och beräknad temperatur i FDS scenarier.



Figur 137. Uppmätt temperatur i försök och beräknad temperatur i FDS scenarier.



Figur 138. Uppmätt temperatur i försök och beräknad temperatur i FDS scenarier.



Figur 139. Uppmätt temperatur i försök och beräknad temperatur i FDS scenarier.

Bilaga G – FDS-kod grundscenario

Nedan presenteras den FDS-kod som används i för grundscenariot. Observera att obstructions inte är med.

Läckage

```
&ZONE ID='Zone01', XB=1.04,3.14,0.4,0.88,0.54,1.06, LEAK_AREA=3.5E-5/
```

Brand

```
&REAC ID='brand 1',
```

```
  FUEL='REAC_FUEL',
```

```
  FORMULA='C12H24',
```

```
  AUTO_IGNITION_TEMPERATURE=627.0,
```

```
  CO_YIELD=0.06,
```

```
  SOOT_YIELD=0.06,
```

```
  HEAT_OF_COMBUSTION=3.93E4,
```

```
  RADIATIVE_FRACTION=0.172/
```

```
&SURF ID='FIRE',
```

```
  COLOR='RED',
```

```
  HRRPUA=650.0,
```

```
  RAMP_Q='FIRE_RAMP_Q',
```

```
  AUTO_IGNITION_TEMPERATURE=-273/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=0.0, F=0.0/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=5.0, F=0.111111/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=10.0, F=0.444444/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=15.0, F=0.222222/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=20.0, F=0.333333/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=25.0, F=0.333333/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=30.0, F=0.222222/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=35.0, F=0.444444/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=40.0, F=0.444444/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=45.0, F=0.444444/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=50.0, F=0.444444/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=55.0, F=0.555556/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=60.0, F=0.666667/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=65.0, F=0.555556/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=70.0, F=0.888889/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=75.0, F=0.555556/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=80.0, F=0.888889/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=85.0, F=0.777778/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=90.0, F=0.777778/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=95.0, F=0.666667/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=100.0, F=0.888889/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=105.0, F=0.888889/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=110.0, F=0.777778/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=115.0, F=0.666667/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=120.0, F=0.777778/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=125.0, F=1.0/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=130.0, F=0.777778/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=135.0, F=0.777778/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=140.0, F=0.777778/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=145.0, F=0.666667/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=150.0, F=0.777778/
```

```
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=155.0, F=0.777778/
```

```

&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=160.0, F=0.888889/
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=165.0, F=0.666667/
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=170.0, F=0.666667/
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=175.0, F=0.333333/
&RAMP ID='FIRE_RAMP_Q', T=180.0, F=0.0/
&SURF ID='STEEL PT',
  COLOR='BLACK',
  BACKING='VOID',
  MATL_ID(1,1)='STEEL',
  MATL_MASS_FRACTION(1,1)=1.0,
  THICKNESS(1)=0.002,
  NO_SLIP=.TRUE./
&SURF ID='ISOLERING',
  COLOR='YELLOW',
  BACKING='VOID',
  MATL_ID(1,1)='ISOLERING',
  MATL_MASS_FRACTION(1,1)=1.0,
  THICKNESS(1)=0.01,
  NO_SLIP=.TRUE./

```

Devices

```

&PROP ID='THCP11 props', BEAD_DIAMETER=5.0E-4/
&PROP ID='THCP10 props', BEAD_DIAMETER=5.0E-4/
&PROP ID='THCP9 props', BEAD_DIAMETER=5.0E-4/
&PROP ID='THCP8 props', BEAD_DIAMETER=5.0E-4/
&PROP ID='THCP7 props', BEAD_DIAMETER=5.0E-4/
&PROP ID='THCP6 props', BEAD_DIAMETER=5.0E-4/
&PROP ID='THCP5 props', BEAD_DIAMETER=5.0E-4/
&PROP ID='THCP4 props', BEAD_DIAMETER=5.0E-4/
&PROP ID='THCP3 props', BEAD_DIAMETER=5.0E-4/
&PROP ID='THCP2 props', BEAD_DIAMETER=5.0E-4/
&PROP ID='THCP1 props', BEAD_DIAMETER=5.0E-4/
&DEVC ID='temp11', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=2.82003,0.680027,1.359/
&DEVC ID='temp10', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=2.82003,0.680027,1.259/
&DEVC ID='temp9', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=2.82003,0.680027,1.159/
&DEVC ID='temp8', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=2.82003,0.680027,1.059/
&DEVC ID='temp7', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=2.82003,0.680027,0.959/
&DEVC ID='temp6', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=2.82003,0.680027,0.859/
&DEVC ID='temp5', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=2.82003,0.680027,0.759/
&DEVC ID='temp4', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=2.82003,0.680027,0.659/
&DEVC ID='temp3', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=2.82003,0.680027,0.559/
&DEVC ID='temp2', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=2.82003,0.680027,0.459/
&DEVC ID='temp1', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=2.82003,0.680027,0.359/
&DEVC ID='THCP11', PROP_ID='THCP11 props', QUANTITY='THERMOCOUPLE', XYZ=2.82003,0.680027,1.359/
&DEVC ID='THCP10', PROP_ID='THCP10 props', QUANTITY='THERMOCOUPLE', XYZ=2.82003,0.680027,1.259/
&DEVC ID='THCP9', PROP_ID='THCP9 props', QUANTITY='THERMOCOUPLE', XYZ=2.82003,0.680027,1.159/
&DEVC ID='THCP8', PROP_ID='THCP8 props', QUANTITY='THERMOCOUPLE', XYZ=2.82003,0.680027,1.059/
&DEVC ID='THCP7', PROP_ID='THCP7 props', QUANTITY='THERMOCOUPLE', XYZ=2.82003,0.680027,0.959/
&DEVC ID='THCP6', PROP_ID='THCP6 props', QUANTITY='THERMOCOUPLE', XYZ=2.82003,0.680027,0.859/
&DEVC ID='THCP5', PROP_ID='THCP5 props', QUANTITY='THERMOCOUPLE', XYZ=2.82003,0.680027,0.759/
&DEVC ID='THCP4', PROP_ID='THCP4 props', QUANTITY='THERMOCOUPLE', XYZ=2.82003,0.680027,0.659/
&DEVC ID='THCP3', PROP_ID='THCP3 props', QUANTITY='THERMOCOUPLE', XYZ=2.82003,0.680027,0.559/
&DEVC ID='THCP2', PROP_ID='THCP2 props', QUANTITY='THERMOCOUPLE', XYZ=2.82003,0.680027,0.459/
&DEVC ID='THCP1', PROP_ID='THCP1 props', QUANTITY='THERMOCOUPLE', XYZ=2.82003,0.680027,0.359/
&DEVC ID='Pressure', QUANTITY='PRESSURE', XYZ=0.96,0.68,0.51/

```

&DEVC ID='PT_AST', QUANTITY='ADIABATIC SURFACE TEMPERATURE', XYZ=2.825,0.688302,0.8, IOR=-1/
&DEVC ID='PT_RAD', QUANTITY='RADIATIVE HEAT FLUX', XYZ=2.825,0.688302,0.8, IOR=-1/
&DEVC ID='PT_VAGGTEMP', QUANTITY='WALL TEMPERATURE', XYZ=2.825,0.688302,0.8, IOR=-1/
&DEVC ID='PT_INC_HF', QUANTITY='INCIDENT HEAT FLUX', XYZ=2.825,0.688302,0.8, IOR=-1/
&DEVC ID='PT_HF', QUANTITY='NET HEAT FLUX', XYZ=2.825,0.688302,0.8, IOR=-1/
&DEVC ID='PT_CONV_HF', QUANTITY='CONVECTIVE HEAT FLUX', XYZ=2.825,0.688302,0.8, IOR=-1/
&DEVC ID='PT_GASTEMP', QUANTITY='GAS TEMPERATURE', XYZ=2.825,0.688302,0.8, IOR=-1/

Material

&MATL ID='STEEL',

SPECIFIC_HEAT=0.46,

CONDUCTIVITY=45.0,

DENSITY=7820.0/

&MATL ID='ISOLERING',

FYI='Insulating fibreboard',

SPECIFIC_HEAT=2.09,

CONDUCTIVITY=0.041,

DENSITY=229.0/

&SURF ID='STEEL',

RGB=134.0,136.0,138.0,

LEAK_PATH=1,0,

BACKING='VOID',

MATL_ID(1,1)='STEEL',

MATL_MASS_FRACTION(1,1)=1.0,

THICKNESS(1)=0.004,

NO_SLIP=.TRUE./

Tryckavlastning

&CTRL ID='Pressure control', FUNCTION_TYPE='DEADBAND', SETPOINT=1.9999E4,2.0E4, ON_BOUND='UPPER', LATCH=FALSE., INPUT_ID='Pressure'/

&HVAC ID='OUT', TYPE_ID='NODE', DUCT_ID='DUCT1', VENT_ID='OUT'/

&HVAC ID='IN', TYPE_ID='NODE', DUCT_ID='DUCT1', VENT_ID='IN'/

&HVAC ID='DUCT1', TYPE_ID='DUCT', DIAMETER=0.007, DAMPER=.TRUE., NODE_ID='IN','OUT', ROUGHNESS=0.001, LENGTH=0.004, CTRL_ID='Pressure control'/

Slicefiles

&SLCF QUANTITY='PRESSURE', PBX=1.825/

&SLCF QUANTITY='TEMPERATURE', PBX=1.825/

&SLCF QUANTITY='VELOCITY', VECTOR=.TRUE., PBX=1.825/

&SLCF QUANTITY='PRESSURE', PBY=0.7/

&SLCF QUANTITY='TEMPERATURE', PBY=0.7/

&SLCF QUANTITY='VELOCITY', VECTOR=.TRUE., PBY=0.7/

&SLCF QUANTITY='VOLUME FRACTION', SPEC_ID='OXYGEN', PBY=0.7/

&SLCF QUANTITY='VOLUME FRACTION', SPEC_ID='CARBON DIOXIDE', PBY=0.7/

&SLCF QUANTITY='VOLUME FRACTION', SPEC_ID='CARBON MONOXIDE', PBY=0.7/