

Sondre Konsmo

Parametriske temperatur- tidkurver for brann i små og store rom

En simuleringsstudie

Juni 2019

Parametriske temperatur-tidkurver for brann i små og store rom

En simuleringsstudie

Sondre Konsmo

Bygg og Miljøteknikk

Innlevert: Juni 2019

Hovedveileder: Jon Ivar Knarud

Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet
Institutt for bygg - og miljøteknikk

Forord

Denne oppgaven er skrevet ved Institutt for bygg- og miljøteknikk ved Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet i forbindelse med emnet TBA4905 Bygnings- og materialteknikk, masteroppgave. Den teller 30 studiepoeng, og markerer slutten på det 5-årige studiet Bygg og Miljøteknikk.

Oppgaven handler om beregning av temperaturutviklingen ved brann i byggverk, der det blir undersøkt om de forenklede metodene for å lage temperatur-tidkurver stemmer overens med simuleringer. Derfor har mye av arbeidet bestått av brannsimulering i FDS, noe som har vært både krevende, lærerikt og spennende, da jeg har hatt liten erfaring med programmet fra før av.

Jeg vil spesielt takke min veileder Jon Ivar Knarud for gode diskusjoner, innspill og konstruktiv kritikk under arbeidet med oppgaven.

Trondheim, 11.06.2019

Sondre Konsmo

Sammendrag

Formålet med denne oppgaven har vært å undersøke hvilke rom Eurokodens (EC1) parametriske temperatur-tidkurver er egnet for, ved først å vurdere om de er egnet for små rom, og deretter å vurdere om de parametriske temperatur-tidkurvene fra improved Tavelling Fire Method (iTfM) er et bedre alternativ for store rom.

For å undersøke dette ble først et litteratursøk gjennomført. På grunnlag av dette ble deretter to simuleringsmodeller laget, slik at simuleringsresultatene kunne sammenliknes med de parametriske kurvene. Den første simuleringsmodellen, Rom 1, var en liten rombrann med enkelt utforming som skulle passe EC1 godt. Rommet hadde kvadratisk utforming og et areal på 16 m^2 . Åpningsfaktor og b-verdier ble variert slik at 12 simuleringer ble gjennomført. Den andre simuleringsmodellen, Rom 2, var et stort og avlangt rom på $115,2 \text{ m}^2$, og skulle være et scenario der iTfM kunne være et bedre alternativ enn EC1. For dette rommet ble en mer avansert modell laget, der en “reisende brann” spredde seg gjennom rommet. For denne modellen ble to simuleringer kjørt, der b-verdien ble variert mellom høy og lav. I tillegg ble det laget 12 EC1-kurver for Rom 1, mens det for Rom 2 ble laget to EC1-kurver og to iTfM-kurver.

Resultatene fra Rom 1 viser at de parametriske kurvene fra EC1 er relativt godt egnet til små rom med enkel utforming og uniform brann, men har flere svakheter. For det første ble det observert at ved store åpningsfaktorer og høye b-verdier predikterte EC1-kurvene en brann med for lav alvorlighetsgrad. Det ble også observert at temperaturtidkurvene fra EC1 og FDS ikke gav like avkjølingsfaser, der EC1 hadde et gradvis temperaturfall, mens FDS hadde et brått temperaturfall der temperaturen faller mange hundre grader i løpet av få sekunder. Dette er derimot ikke alvorlig, da det gir EC1-kurver som er konservative. Videre ble ikke den grunnleggende antagelsen i EC1 om homogen temperaturfordeling ved rombrann støttet av brannsimuleringen, da det kun ved én simulering med lav b-verdi og liten åpningsfaktor ble observert tydelig homogen temperaturfordeling.

Resultatene fra Rom 2 tyder på at EC1-kurvene ikke er godt egnet for reisende branner i avlange rom av denne størrelsen. Selv om de maksimale temperaturene som ble predikert av EC1 var på den konservative siden, gjorde undervurderingen av varigheten til brannen at temperaturtidkurvene fikk en betydelig mindre alvorlighetsgrad. Også iTfM gav en for lav alvorlighetsgrad; den gav gode prediksjoner på den maksimale temperaturen, men slik som ved EC1 ble de høye temperaturene ikke holdt lenge nok til å gi like stor varmeeksponering som FDS-resultatene. Dermed kan ikke iTfM anbefales som et bedre alternativ, selv om den innfører flere spennende konsepter som må undersøkes nærmere.

Abstract

The purpose of this task has been to investigate which rooms the Eurocode (EC1) parametric temperature time curves are suitable for, by first assessing whether they are suitable for small rooms, and then assessing whether the parametric temperature time curves of the improved Travelling Fire Method (iTFM) is a better option for large rooms.

To investigate this, a literature search was first conducted. Based on this, two simulation models were then created so that the simulation results could be compared with the parametric curves. The first simulation model, Room 1, was a small compartment fire that would fit EC1 well. It had a square design and an area of 16 m^2 . Opening factor and b-values were varied so that 12 simulations were performed. The second simulation model, Room 2, was a large and elongated room of 115.2 m^2 , and was supposed to be a scenario where iTFM could be a better option than EC1. For this room, a more sophisticated model was made, where a travelling firespread through the room. For this model, two simulations were run, where the b-value was varied between high and low. In addition, 12 EC1 curves were created for Room 1, while for Room 2 two EC1 curves and two iTFM curves were made.

The results from Room 1 show that the parametric curves from EC1 are relatively well suited to small rooms with simple design and uniform fire, but have several weaknesses. Firstly, it was observed that at large opening factors and high b-values, the EC1 curves predicted a fire with too low severity. It was also observed that the temperature-time curves from EC1 and FDS did not provide equal cooling phases, where the EC1 had a gradual temperature drop, while the FDS had a sudden temperature drop where the temperature dropped many hundred degrees in a matter of seconds. However, this is not serious as it provides EC1 curves that are conservative. Furthermore, the basic assumption in EC1 about homogeneous temperature distribution at compartment fire was not supported by the fire simulation, as homogeneous temperature distribution was observed in only one simulation, with a low b-value and a small opening factor.

The results from Room 2 indicate that EC1 curves are not well suited for travelling fires in elongated rooms of this size. Although the maximum temperatures predicted by EC1 were on the conservative side, the underestimation of the duration of the fire caused the temperature time curves to be significantly less severe. iTFM also gave a too low severity; it gave good predictions on the maximum temperature, but as with EC1, the high temperatures were not kept long enough to give as much heat exposure as the FDS results. Thus, iTFM cannot be recommended as a better option, although it has several interesting concepts that needs to be investigated further.

Innholdsfortegnelse

1	Innledning	1
1.1	Bakgrunn	1
1.2	Problemutredning	3
1.3	Problemstilling og forskningsspørsmål	4
1.4	Omfang	5
1.5	Suksesskriterier	5
1.6	Leserveiledning	6
1.7	Forkortelser	6
2	Metode	7
2.1	Litteratursøk	7
2.2	Analyse	8
2.3	Styrker og svakheter	8
3	Teori	10
3.1	Rombrann	10
3.1.1	Brann i vekstfasen	10
3.1.2	Overtenning	14
3.1.3	Fullt utviklet brann	15
3.2	Temperatur-tidkurver	20
3.2.1	Nominelle temperatur-tidkurver	20
3.2.2	Parametrisk temperatur-tidkurver fra Eurokode 1	21
3.2.3	Improved Traveling Fires Method	24
3.3	Brannmotstand og branners alvorlighetsgrad	29
3.4	Materialers termiske egenskaper	31
3.5	Brannlast i kontorbygg	31
3.6	Vindusknusing ved brann	33
3.7	FDS og PyroSim	37
3.7.1	Mesh og cellestørrelse	37
3.7.2	Utforming av geometri	40
3.7.3	Overflater og grensebetingelser	41
3.7.4	Turbulensmodell	43
3.7.5	Strålingsmodell	44
3.7.6	Forbrenningsmodell	44

3.7.7	Produksjon av CO	45
3.7.8	Produksjon av sot	45
3.7.9	Luftlekkasje	46
3.7.10	Devices	46
3.7.11	Validering av modell	47
4	Analyse	49
4.1	Kvalitative vurderinger	49
4.1.1	Valg av parametriske temperaturtid-kurver	49
4.1.2	Valg av programmer	49
4.1.3	Valg av rom	50
4.2	Valg av parametre	51
4.2.1	Materialer	51
4.2.2	Brannlast	52
4.3	Oppsett for parametriske temperatur-tidkurver	52
4.3.1	Rom 1	52
4.3.2	Rom 2	54
4.4	Oppsett for simulering med FDS	55
4.4.1	Grunnleggende valg for simulering	55
4.4.2	Rom 1	55
4.4.3	Rom 2	63
5	Resultater med tolkning	67
5.1	Rom 1	67
5.1.1	Parametriske temperatur-tidkurver	67
5.1.2	FDS	68
5.1.3	Sammenlikning	72
5.1.4	Oppsummering	81
5.2	Rom 2	82
5.2.1	Parametriske temperatur-tidkurver	83
5.2.2	FDS	84
5.2.3	Sammenlikning	91
5.2.4	Oppsummering	97
6	Diskusjon	100
6.1	Eurokodens parametriske kurver for små rom	101
6.2	Parametriske kurver for store rom	102
6.3	Usikkerheten knyttet til resultatene	104
7	Konklusjon	107
8	Videre arbeid	109
	Referanser	110

Vedlegg A: Oppgavetekst

Vedlegg B: Sensitivitetsanalyse av celledørrelse

Vedlegg C: Utregning av alvorlighetsgrad

Vedlegg D: Tegninger av modellene

D.1 Tegninger av Rom 1

D.2 Tegninger av Rom 2

Figurer

1.1	Parametriske temperatur-tidkurve fra Eurokoden og ISO 834 standard temperatur-tidkurve.	2
1.2	Temperatur-tidkurver fra Improved Travelling Fire Method (iTFM). . . .	3
3.1	Brannforløpet til en godt ventilert brann uttrykt som varmeavgivelses-hastigheten som en funksjon av tiden.	11
3.2	Tosonemodell for en rombrann før overtenning (Drysdale 2011).	12
3.3	Overgang mellom ventilasjon- og brenselstyrte branner (Drysdale 2011). .	16
3.4	Brenselstyrt brann sammenliknet med ventilasjonsstyrt brann (Drysdale 2011).	17
3.5	Sammenlikning av nominelle temperatur-tidkurver.	21
3.6	Temperaturutviklingen målt i leiligheten i Dalmarnock Fire Test 1 (Rein et al. 2009).	25
3.7	Temperaturutviklingen innerst, midterst og ytterst i rommet, samt den beregnede parametriske kurven fra EC1 (Kirby et al. 1994).	26
3.8	iTFM sin reisende brann (Rackauskaite et al. 2015).	27
3.9	Equal area concept	30
3.10	Posisjonene og dimensjonene til glassflatene og temperaturmålerne under eksperimentene. Hentet fra Shields et al. (2001).	35
3.11	Lokale glassoverflatetemperaturer vist over tid under en av de største brannene (Shields et al. 2001).	35
3.12	Temperaturutviklingen målt i forskjellige punkter for Test 2. Hentet fra Ni et al. (2012).	36
3.13	Overgangen mellom to mesh-domener i FDS.	39
4.1	Sensorplassering i Rom 1, her ved $O=0,08$. Temperaturmålere er plassert i to horisontale plan $0,4\text{ m}$ og $2,3\text{ m}$ over gulvet. I tillegg ses tre temperaturmålere foran vinduene i en høyde på $1,6\text{ m}$, som bestemmer når vinduene knuses.	57
4.2	Rom 1 med åpningsfaktor $O=0,02$ sett forfra og innenfra.	58
4.3	Varmeavgiveshastigheten når åpningsfaktoren er $O=0,02$	58
4.4	Rom 1 med åpningsfaktor $O=0,04$ sett forfra og innenfra.	59
4.5	Varmeavgiveshastigheten når åpningsfaktoren er $O=0,04$	59
4.6	Rom 1 med åpningsfaktor $O=0,08$ sett forfra og innenfra.	60
4.7	Varmeavgiveshastigheten når åpningsfaktoren $O=0,08$	60

4.8	Rom 1 med åpningsfaktor $O=0,12$ sett forfra og innenfra.	61
4.9	Varmeavgivelseshastigheten når åpningsfaktoren er $O=0,12$	62
4.10	Alternativ utvikling av varmeavgivelseshastigheten til åpningsfaktor $O=0,08$. 63	
4.11	Oppsettet til Rom 2.	64
4.12	Rom 2 sin utvikling av varmeavgivelseshastigheten.	65
4.13	Sensorplassering i Rom 2 for enhet A og B.	66
4.14	Sensorplassering i Rom 2 for samtlige enheter.	66
5.1	Parametriske temperaturtid-kurver fra EC1 ved varierende b-verdier. . . .	68
5.2	Temperaturtid-kurver fra FDS-simuleringene med varierende b-verdier og åpningsfaktorer.	70
5.3	Strømningsforhold for Rom 1 med $O=0,04$ og henholdsvis $b=400$ og $b=1900$ ved $t=1000$ s.	71
5.4	Sammenlikning av kurvene fra EC1 med kurvene fra FDS-resultatene for Rom 1.	73
5.5	Bruk av equal area concept for å bestemme alvorlighetsgraden til kurvene ved Rom 1.	74
5.6	En alternativ EC1-kurve sammenlinet med de andre kurvene.	75
5.7	Gjennomsnittlig gasstemperaturen i øvre del av rommet, overflatetempe- raturen, temperaturen i veggen ved dybdene $d = 25$ mm og $d = 50$ mm for Rom 1.	76
5.8	Modifisering av varmeavgivelseshastigheten for b2_08.	77
5.9	Undersøkelse av om det er homogen temperaturfordeling ved $b=400$ med henholdsvis $O=0,04$ og $O=0,08$	78
5.10	Undersøkelse av om det er homogen temperaturfordeling ved $b=1900$ med henholdsvis $O=0,04$ og $O=0,08$	80
5.11	Parametriske temperatur-tidkurvene som er kalkulert for Rom 2 ved lav b-verdi.	83
5.12	Bildene viser de parametriske temperatur-tidkurvene som er kalkulert for Rom 2 ved høy b-verdi.	84
5.13	Brannutviklingen i Rom 2 med $b=400$, ved $t=1000, 1500, 2500, 3000, 4000$ og 4500 s.	85
5.14	Gjennomsnittlig temperaturutvikling fra Rom 2 med $b=400$	86
5.15	Lokal, gjennomsnittlig temperaturutvikling for Rom 2 med $b=400$	87
5.16	Rom 2 med $b=400$ sett forfra, med vindusrekken i front, ved $t=4000$ s. . .	88
5.17	Brannutviklingen i Rom 2 med $b=1900$, ved $t=1000, 3000, 4500, 5000,$ $6000, 7000, 8000$ og 9000 s.	89
5.18	Gjennomsnittlig temperaturutvikling fra Rom 2 med $b=1900$	90
5.19	Lokal, gjennomsnittlig temperaturutvikling for Rom 2 med $b=1900$	91
5.20	Sammenlikning av EC1, iTFM og gjennomsnittstemperaturen målt i FDS. 92	
5.21	Bruk av equal area concept på Rom 2 med lav b-verdi.	93
5.22	Sammenlikning av EC1,iTFM og gjennomsnittstemperaturen målt i FDS. 95	
5.23	Bruk av equal area concept på Rom 2 med høy b-verdi	96
5.24	Sammenlikning av lokale FDS-kurver med iTFM-kurver.	97

Tabeller

2.1	Styrker og svakheter ved de to metodene.	9
3.1	Brannvekstkoeffisienter for forskjellige t^2 -kurver.	13
3.2	Referansetider for forskjellige t^2 -kurver.	13
3.3	Noen brannscenarioer og medfølgende brannvekstkategorier.	14
3.4	Materialer for omsluttende bygningsdeler	31
3.5	Brannlast for kontorbygg per gulvareal [MJ/m^2].	32
3.6	Nødvendig temperatur for å knuse glassruter.	34
4.1	Materialer for omsluttende bygningsdeler.	52
4.2	Åpningsfaktorene, antall åpninger og dimensjoner til åpningene som ble benyttet.	53
4.3	Oppsett for testing av Rom 1.	53
4.4	Varmeavgivelseshastigheten benyttet i simuleringen.	57
5.1	Oversikt over simuleringer i forbindelse med Rom 1.	69
5.2	Oversikt over simuleringer i forbindelse med Rom 2.	85
5.3	Tider vinduer knuste og brennerne aktiverte og deaktiverte i Rom 2 med $b=400$	86
5.4	Tider vinduer knuste og brennere aktiverte og deaktiverte ved Rom 2 med $b=1900$	89
5.5	Alvorlighetsgraden til de forskjellige kurvene for Rom 2 med lav b -verdi.	94
5.6	Alvorlighetsgraden til de forskjellige kurvene for Rom 2 med høy b -verdi.	96

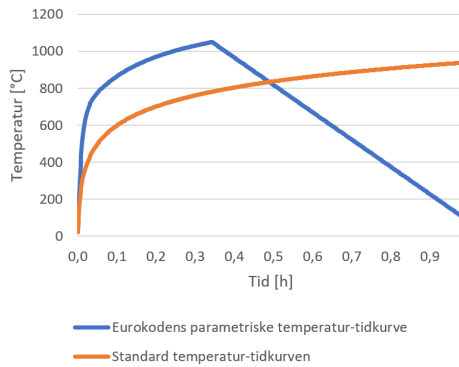
1 Innledning

1.1 Bakgrunn

Når et byggverk skal dimensjoneres på en brannteknisk tilfredsstillende måte er det viktig å ha en god prediksjon på temperaturene som vil oppstå ved brann; både den maksimale temperaturen og varigheten til brannen er viktige aspekter som har store konsekvenser for brannens alvorlighetsgrad, og dermed for kravene som må stilles konstruksjonen. Det er spesielt viktig å vite den totale varmeeksponeringen i bygg som skal tåle et helt brannforløp uten at de bærende elementene svikter. Dette gjelder for eksempel høye bygninger med mange etasjer.

Det er vanlig å beregne en såkalt designbrann som skal ligge til grunn i den videre prosjekteringen av konstruksjonen. Designbrannen er vanligvis uttrykt som en temperatur-tidkurve som viser gasstemperaturen i et rom over tid. Den første temperatur-tidkurven som ble utviklet var *standard temperatur-tidkurven*, som først ble publisert i 1917. Den var ment som en kurve som skulle være mer konservativ enn et stort utvalg av målte temperatur-tidkurver fra eksperimenter som hadde blitt gjennomført i rom med begrenset størrelse. Denne kurven brukes fortsatt mye i dag, og gjengis i blant annet standardene ISO 834 og ASTM E119. Dessverre ble den utviklet før en dypere forståelse av brannforløpet var oppnådd, og den har derfor flere svakheter som gjør at den ikke likner ekte branner. Blant annet har standard temperatur-tidkurven en for langsom veksthastighet til å dekke de raskeste brannene, og ingen avkjølingsfase; den påvirkes heller ikke av parametre som størrelsen på ventilasjonsåpninger, dimensjonene til rommet eller byggematerialenes egenskaper, da det ble antatt at standard temperatur-tidkurven kunne brukes på alle rom uansett utforming (Stern-Gottfried & Rein 2012).

Siden har store teknologiske framskritt blitt gjort, og mer avanserte måter å bestemme temperatur-tidkurver til dimensjonering har blitt utviklet; blant annet er det laget metoder for parametriske temperatur-tidkurver som er avhengig av rommets utforming og sammensetning, og som kan kalkuleres raskt ved hjelp av regnearkprogrammer. En av de aller mest brukte av disse er de parametriske temperatur-tidkurvene gitt i Eurokode 1 Del 1-2. Disse kurvene er en videreutvikling av de såkalte *svenskekurvene* som ble utviklet på 1970-tallet. Under utviklingen av svenskekurvene ble det gjennomført tester i et rom med gitt geometri, veggtykkelse og materialegenskaper, mens åpningsstørrelsen og brannlasten ble variert (Drysdale 2011). Dette gav forskjellige temperatur-tidkurver avhengig av åpningene og brannlasten i rommet. Ut i fra dette ble *Eurokodens parametriske temperatur-tidkurver* utviklet, der kurvens utforming er avhengig av parametre



Figur 1.1: Temperatur-tidkurver for en fullt utviklet rombrann, henholdsvis en tilfeldig parametriske temperatur-tidkurve fra Eurokoden og ISO 834 standard temperatur-tidkurve. I disse kurvene tas ikke fasene før overtenning med.

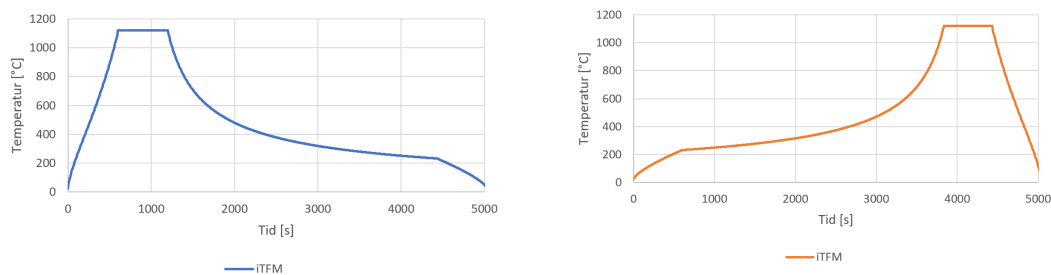
som antall og størrelsen på åpninger, arealet av rommets innvendige overflater samt materialegenskapene til de omsluttende bygningsdelene. Kurvene gir et brannforløp som er mer realistisk enn det som gis av standard temperatur-tidkurven, se Figur 1.1. I hverken standard temperatur-tidkurven eller de parametriske kurvene fra Eurokoden tas varmeeeksponeringen før overtenning med, da det regnes med at det er såpass lave temperaturer at det ikke vil ha noen påvirkning på konstruksjonen. I kurvene stiger derfor temperaturen raskt opp til høye verdier (Drysdale 2011).

Selv om Eurokodens parametriske kurver i større grad likner en realistisk brann enn standardkurven, har metoden likevel mottatt en god del kritikk for sine antagelser og begrensninger. Den antar blant annet en ensonemodell med uniform brann og homogen temperaturfordeling i hele rommet, og er begrenset til rom med gulvareal opptil 500 m^2 , romhøyde på maksimalt 4 m og kun horisontale åpninger. Antagelsen om at det er en uniform forbrenning og homogen temperaturfordeling i rommet etter overtenning er grunnleggende, og betyr at i følge denne forenklingen står hele rommet i brann og gasstemperaturen er den samme i hvilket som helst punkt i rommet. På denne måten kan temperaturutviklingen i et rom beskrives ved kun én kurve. Dette er en vanlig antagelse i mange modeller, men som er støttet av begrenset eksperimentell bevis (Drysdale 2011). Faktisk finnes det flere ekte eksempler der det ikke er tilfelle, blant annet viser Stern-Gottfried & Rein (2012) til Dalmarnock-testene som ble gjennomført i Glasgow i 2006 i leiligheter med begrenset størrelse. Her kunne maksimal og minimal temperatur målt i rommet være langt fra gjennomsnittlig temperatur.

Etter hvert som arealene blir større og rommene mer åpne blir det enda mer uklart om det er forsvarlig å anta en homogen temperaturfordeling. Dette er en utfordring da moderne arkitektur har beveget seg mot stadig mer åpne romløsninger. Resultatet er at mange moderne bygg har helt andre rom enn tradisjonelle bygg; nye byggemetoder gjør at rom som atrier og glassgårder kan strekke seg over store arealer og mange etasjer uten at de trenger å deles opp av bærende vegger og andre elementer. Brann i slike store

rom kan gi brannforløp som er vanskelig å forutse ved hjelp av teori som er bygget på observasjoner fra små eksperimenter. For eksempel ble det etter angrepet på World Trade Center i 2001 observert branner som kun omfattet deler av store rom, og som beveget seg rundt i rommet over tid. Slike branner har en ikke-homogen temperaturfordeling, samt en mye lengre varighet enn branner i mindre rom, da brannen porsjonsvis fortærer brannlasten i rommet (Stern-Gottfried & Rein 2012).

Travelling Fire Method har blitt utviklet av Jaime Stern-Gottfried og Guillermo Rein som en alternativ metode for å produsere parametriske temperatur-tidkurver for store rom, der det ikke antas homogen temperaturfordeling (Stern-Gottfried & Rein 2012). Metoden har siden blitt forbedret av blant annet Rein og Egle Rackauskaite til *improved Travelling Fire Method* (iTFM) (Rackauskaite et al. 2015). Slik som Eurokodens parametriske temperatur-tidkurver, gir iTFM en parametriske temperatur-tidkurve som raskt kan tegnes i et regneark, men som i tillegg er avhengig av posisjonen i rommet, se Figur 1.2. Det betyr at temperatur-tidkurven fra metoden vil være forskjellig i forskjellige deler av rommet. iTFM antar at brannen er en lokal brann som beveger seg som en avlang bølge gjennom rommet, fra en vegg til den motstående veggen. På denne måten lages det ifølge Stern-Gottfried & Rein (2012) en mer realistisk temperatur-tidkurve som stemmer bedre overens med det som er observert både i eksperimenter og i storbranner, og som er mer egnet for store rom enn Eurokodens parametriske temperatur-tidkurver.



Figur 1.2: Parametriske temperatur-tidkurver fra Improved Travelling Fire Method (iTFM). De to kurvene er for samme brann, men for to forskjellige posisjoner. Den til venstre (blå) er for en posisjon i nærheten av brannens startposisjon, mens den til høyre (oransje) er for en posisjon lengst unna startposisjonen.

1.2 Problemutredning

Det er viktig at temperatur-tidkurver som benyttes i prosjektering faktisk gir gode og realistiske prediksjoner på varmeeksponeringen til et rom ved brann. Aller alvorligst er det hvis kurven predikerer en for lav belastning, da dette kan gi et faktisk sikkerhetsnivå som er mye lavere enn det planlagte, og som kan sette liv og verdier i fare; men også et altfor konservativt anslag bør unngås, da dette gir et unødvendig høyt sikkerhetsnivå og fører til at ressurser sløses. Derfor er det viktig å kjenne til hvor realistiske metodene

som brukes er, og hvilke styrker, svakheter og begrensninger som er knyttet til dem.

Eurokodens parametriske temperatur-tidkurver er en av metodene som er mest brukt i prosjektering i dag. Det er derfor av stor interesse å undersøke den nærmere, og se om metoden er egnet for rom av forskjellige størrelser og former innenfor de begrensningene som er gitt. For eksempel er antagelsen om den homogene temperaturutviklingen meget interessant, da flere eksperimenter og observasjoner tyder på at dette ikke alltid hender i ekte branner, selv de i rom med begrenset størrelse. Hvilke rom er egnet for denne antagelsen; må de være under en bestemt størrelse og ha en enkel utforming? Hvordan påvirker kompliserte romutforminger nøyaktigheten til metoden? Hva med en konstruksjon som er satt sammen av bygningsdeler med veldig forskjellig termisk treghet?

Videre er det interessant å undersøke om Eurokodens parametriske temperatur-tidkurver gir gode prediksjoner for mer realistiske scenarier. Er den initielle temperaturstigningen riktig? Hvor godt treffer kurven i avkjølingsfasen? Det er også interessant å se for eksempel hvor nøyaktig metoden er der ventilasjonsforhold varierer over tid.

I tillegg er det aktuelt å undersøke den relativt nye iTFM, og sammenlikne de parametriske temperatur-tidkurvene fra denne metoden med Eurokodens parametriske kurver i rom med stor utbredelse der det er sannsynlig at kun deler av rommet brenner om gangen. Hvilke forskjeller finnes mellom disse to metodene? Hva er styrkene og svakhetene deres, og hvilken er mest konservativ?

1.3 Problemstilling og forskningsspørsmål

For å begrense og spisse oppgaven slik at den blir håndterbar er det valgt en problemstilling som kun ser på noen av punktene som er nevnt i problemutredningen. Problemstillingen er brutt ned i to forskningsspørsmål som deler arbeidet i to hoveddeler. Disse er som følger:

Problemstilling:

Eurokodens parametriske temperatur-tidkurver er en mye brukt metode i prosjekteringen av brannsikkerheten i dag, men ifølge kritikere har den flere svakheter, spesielt i rom med stor utbredelse. Hvilke romstørrelser er metoden egnet for? Er improved Travelling Fire Method et bedre alternativ for større rom?

Forskningsspørsmål:

1. *Hvor egnet er Eurokodens parametriske temperatur-tidkurver for brann i små rom?*
2. *Av Eurokoden og iTFM sine parametriske temperatur-tidkurver, hvilken er best egnet for store rom?*

1.4 Omfang

Problemstillingen vil bli besvart ved hjelp av et innledende litteratursøk, og deretter en analysedel bestående av brannsimulering og håndberegninger. Arbeidet med temperatur-tidkurvene vil kun konsentrere seg om noen av parameterne som bestemmer en rombrann. Disse er de omsluttende bygningsdelers termiske treghet (b-verdi), åpningsfaktoren samt gulvarealet til rommene. Viktige parametre som ikke vil varieres er romhøyden og brannlasten. Rommene vil også holde seg innenfor de begrensningene som er bestemt for Eurokodens parametriske temperatur-tidkurver; det vil si at rom med større høyde enn 4 m, større areal enn 500 m² eller vertikale ventilasjonsåpninger ikke blir omhandlet. Rommenes utforming begrenses også av at simuleringene av rommene ikke kan bli for omfattende og tidkrevende, da begrenset tid er tilgjengelig.

Denne oppgaven vil undersøke hvor egnet de parametriske temperatur-tidkurvenes er til å brukes på små og store rom, ved å sammenlikne dem med resultater fra brannsimulering. Dette vil bli gjort ved å se på to konkrete rom: Et lite og kvadratisk cellekontor, og et større og avlangt kontorlandskap. En rekke forenklinger vil blitt gjort i modellutformingene for å få gjennomført oppgaven med kompetansen, ressursene og tiden som er tilgjengelig. Scenarioene som undersøkes er et *worst case scenario* der eventuelle sprinklere ikke aktiveres, og brannene vokser til fullt utviklet brann.

Oppgaven vil hovedsakelig ta for seg fullt utviklet brann, fordi det er først i de senere fasene av brannen at store temperaturer oppnås, og dermed fare for konstruksjonssvikt. Vekstfasen før en overtenning er derfor ikke behandlet i stor grad i denne oppgaven. Dermed vil heller ikke den delen av brannfaget som angår personsikkerhet og rask og sikker evakuering bli inkludert.

1.5 Suksesskriterier

Det er satt opp tre suksesskriterier for denne oppgaven: Det første omhandler analysearbeidet for å besvare forskningsspørsmål 1, den andre for forskningsspørsmål 2; det tredje suksesskriteriet omhandler rapporten som skal utarbeides for å dokumentere arbeidet:

1. *En liten rombrann skal modelleres og simuleres i Fire Dynamics Simulator (FDS), slik at realistiske temperatur-tidkurver for en begrenset rombrann kan sammenliknes med Eurokodens parametriske temperatur-tidkurver, og eventuelle svakheter kan avdekkes.*
2. *En stor rombrann der brannen sprer seg over rommet skal modelleres og simuleres i FDS, slik at realistisk temperatur-tidkurver fra en brann i et stort rom kan sammenliknes med de parametriske temperatur-tidkurvene fra både Eurokoden og iTFM, og på denne måten undersøke egnetheten til de to forenklete metodene.*
3. *Det skal utarbeides en rapport på minst 100 sider innen 11. juni, som dokumen-*

terer arbeidet og drøfter problemstillingen og forskningsspørsmålene på en god og strukturert måte.

1.6 Leserveiledning

Denne oppgaven er ment for personer i brannmiljøet, da det i teksten er antatt at leseren har grunnleggende kjennskap til flere konsepter innen brannodynamikk og brannsikkerhet.

Oppgaven har en tradisjonell oppbygning etter IMRoD-modellen: Etter innledningen følger et kapittel om metodene som er benyttet i arbeidet. Deretter følger et teorikapittel der aktuell teori hentet inn i løpet av litteratursøket er samlet; dette kapitlet fungerer som grunnlaget for det videre arbeidet. Etter teorikapitlet følger et kapittel som presenterer analysen; først følger kvalitative, overordnede valg, deretter tallfestes parametre. Kapitlet avsluttes med en detaljert gjennomgang av oppsettet for de parametriske kurvene og simuleringsmodellene. Deretter følger resultatkapitlet, som presenterer og tolker resultatene fra simuleringen og håndberegningene. Diskusjonskapitlet følger etter det, der resultatene benyttes til å diskutere forskningsspørsmålene. Til slutt kommer konklusjonen og forslag til videre arbeid.

1.7 Forkortelser

EC1: Eurocode 1/Eurokode 1

iTFM: Improved Travelling Fire Method

FDS: Fire Dynamics Simulator

CFD: Computational Fluid Dynamics

HRRPUA: Heat Release Rate Per Unit Area

LES: Large Eddy Simulation

DNS: Direct Numerical Simulation

2 Metode

I denne oppgaven ble det først gjennomført et litteratursøk der aktuell teori og forskning ble gjennomgått. På grunnlag av litteratursøket ble det deretter gjennomført en analyse ved hjelp av simulering og utregning av parametriske kurver, slik at problemstillingen og forskningsspørsmålene kunne besvares. I dette kapittelet vil disse to metodene presenteres. Tilslutt vil styrker og svakheter ved metodene raskt gjennomgås.

2.1 Litteratursøk

Det er gjennomført et litteratursøk for å danne et grunnleggende teorikapittel. For å vurdere om kildene er gode er T-O-N-E-prinsippet fulgt. T-O-N-E står for Troverdighet, Objektivitet, Nøyaktighet og Egnethet (NTNU 2018). Troverdighet handler om hvem det er som er ansvarlig for kilden, og er ivarettatt ved at kun kilder av personer tilknyttet seriøse institusjoner og som er publisert i anerkjente journaler er benyttet. For å ivareta Objektivitet er det vurdert måten resultatene er presentert på; er det i tråd med tidligere forskning? Er flere sider av saken belyst eller prøver forfatteren å overtale leseren om et bestemt syn? For å sikre at kildene har tilstrekkelig Nøyaktighet er forskningsmetodikken undersøkt for å vurdere om denne er tilfredsstillende; er metoden godt nok beskrevet, følger metoden den vitenskapelige metoden, er informasjonen ny nok? Hvor Egnethet kilden er til oppgaven er også vurdert; er dataen relevant for oppgaven og er det faglige nivået er tilstrekkelig høyt? Hvis en kilde ivaretar alle disse fire hensynene er det høy sannsynlighet for at det er en god kilde for oppgaven.

Litteratursøket som danner grunnlaget for analysen er gjennomført både før arbeidet med simuleringsmodellene og de parametriske kurvene begynte, og parallelt med dette arbeidet etter behov. For å finne gode kilder er hovedsakelig Google Scholar benyttet, samt Googles generelle søkemotor hvis det ble vurdert som mer passende. Med Google Scholar får en via NTNUs nettverk tilgang til vitenskapsartikler fra blant annet databasene til Elsevier og Science Direct, og på denne måten er store deler av aktuell litteratur fra viktige journaler som *Fire Safety Journal* og *Fire and Materials* tilgjengelig. I tillegg har veileder bidratt med noen vitenskapsartikler og guider angående simulering i FDS, samt tidligere masteroppgaver for inspirasjon og tips om kilder.

Også pensum fra de to brannemnene ved NTNU er benyttet i stor grad. Lærebøkene *An introduction to fire dynamics* av Drysdale (2011) og *Structural design for fire safety* av Buchanan (2002) er brukt som teoretisk grunnlag. Andre artikler fra pensum har

også vært nyttige i arbeidet. I tillegg har *Society of Fire Protection Engineers (SFPE) Handbook of Fire Protection Engineering* av Hurley et al (2016) også blitt brukt for å danne en forståelse for brannodynamikken i simuleringen.

2.2 Analyse

På grunnlag av problemstillingen, forskningsspørsmålene og litteratursøket er en analyse gjennomført. Store deler av analysearbeidet bestod av simulering. For simuleringen ble PyroSim versjon 2018.3.1210 og FDS versjon 6.7.0 benyttet. FDS er et brannsimuleringsprogram som er utviklet av amerikanske National Institute of Technology (NIST). For å bruke dette programmet direkte må brukeren lage modellen i tekstfiler uten en visuell fremstilling av det modellen som lages. Ved å bruke programmet PyroSim av Thunderhead Engineering som et brukergrensesnitt til FDS er det enklere å benytte programmet, da brukeren ikke trenger å “programmere”, men kan heller tegne i en modell slik som det kan gjøres i Computer-Aided Design-programmer (CAD). Smokeview er et program som tilhører FDS, og som gjør det mulig å visualisere resultatene etter at en simulering er gjennomført, og ble mye brukt. I tillegg gis utdata fra FDS i form av filer som kan leses av regnearkprogrammer som Excel. Både FDS og PyroSim har omfattende brukermanualer for programmene sine.

For de parametriske kurvene ble Excel benyttet. For å lage regnearket med Eurokodens parametriske kurver ble Eurokode 1 Del 1-2:2002 benyttet, der framgangsmåten presenteres i Tillegg A. For iTFM ble Rackauskaite et al. (2015) sin artikkel om metoden benyttet.

Analysearbeidet startet med en kvalitativ del. Ut i fra litteraturen som hadde blitt undersøkt og målene med oppgaven ble overordnede valg tatt som konkretiserte oppgaven og det videre arbeidet. Valg av hva slags type rom som skulle analyseres, hvilke typer parametriske kurver som skulle benyttes samt hvilke programmer som det skulle simuleres med ble tatt i denne kvalitative delen.

Etter dette fulgte en kvantitativ del der arbeidet ble ytterligere konkretisert ved å bestemme verdier til for eksempel materialene og geometrien til rommene. Valgene av verdier er støttet av teorikapittelet der dette ble sett på som nødvendig. Da analyseoppsettet var klart ble simuleringsarbeidet gjennomført og de parametriske kurvene utarbeidet.

2.3 Styrker og svakheter

Denne oppgaven er gjennomført med et innledende litteratursøk og deretter en analyse der simulering i FDS har vært hoveddelen. I det følgende vil styrker og svakheter ved disse to metodene raskt gjennomgås. En oppsummering gis i Tabell 2.1.

Tabell 2.1: Styrker og svakheter ved de to metodene.

Litteratursøk	
Styrker	Svakheter
Store mengder tilgjengelig litteratur	Nødvendig med kildekritikk
Tidsbesparende	Krevende å finne nye funn
Bygger videre på andres arbeid	Avhengig av andres arbeid
Analyse ved brannsimulering	
Styrker	Svakheter
Sikrere, billigere, raskere enn eksperimenter	Høye kompetansekrav til brukeren
Simulering gir egne funn	Modellen bør valideres
Bedre resultater enn håndberegninger	Mer tidkrevende enn håndberegninger

Litteratursøk

Med et litteratursøk kan man gå inn i arbeidet til andre som har utført relevante eksperimenter og undersøkelser. Dette gir en mulighet til å lære av andres arbeider uten å gjennomføre eksperimentene selv. Dette er tidsbesparende, og gjør at en kan fokusere på det som ikke er kjent i forskningsmiljøet i eget eksperimentelt arbeid.

Negative sider ved litteratursøket er blant annet at tilgjengelig litteratur nødvendigvis ikke er av god kvalitet, og det er derfor nødvendig å være kildekritisk når det velges å bruke en kilde. Videre er det krevende å finne nye og interessante funn kun ved å gjennomføre et litteratursøk. En blir også avhengig av andre ved denne metoden, da en benytter andres arbeider til å innhente data og konkludere.

Analyse ved brannsimulering

Analyse ved brannsimulering gir brukeren en mulighet til å simulere brannscenarier det ville vært meget dyrt og krevende å gjennomføre fullskaletesting på. For eksempel er det betydelig lettere og sikrere å simulere en brann i en leilighet enn å gjennomføre en fullskala branntest av en leilighet. En modell kan relativt raskt lages i FDS og deretter kan modellen kjøres og justeres så mange ganger en har tid til, noe som ikke kan gjøres for en fullskala test. Simuleringer gir også egne funn og dermed er det lettere å finne noe av forskningsverdi. Videre er simulering en mer avansert beregningsmåte enn håndberegningmetoder, og ved rett bruk kan simulering gi resultater av høyere kvalitet.

Brannsimulering er på den andre siden et krevende verktøy, og stiller høye kompetansekrav til brukeren. Modellen bør også valideres, ved at den knyttes opp mot eksperimentell data og på denne måten kvalitetssikres og usikkerheten kvantifiseres. Simuleringsarbeid er også tidkrevende, både når det gjelder å bygge modellen, kjøre simuleringer, og validere modellen; beregninger som kan gjøres i løpet av noen få timer med håndberegninger kan ta flere dager med simulering.

3 Teori

3.1 Rombrann

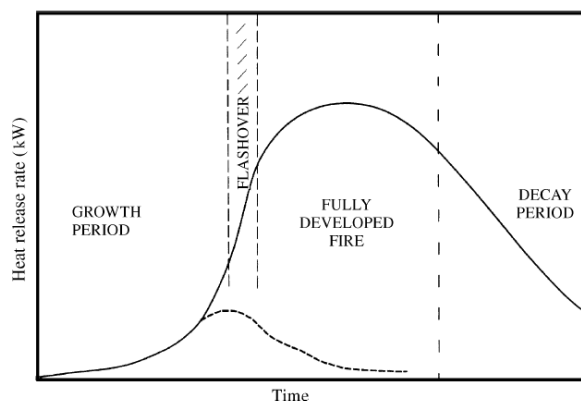
En brann i et rom er en komplisert prosess, som blir påvirket av mange faktorer. Disse faktorene er blant annet type brensel, ventilasjonsforhold og materialet veggene er laget av. Det er derfor utfordrende å prøve å forutsi et brannforløp. En brann starter vanligvis lokalt med at et objekt i et rom begynner å brenne. I denne fasen brenner objektet fritt uten at det er påvirket av rommets utforming. Hvis brannen vokser og sprer seg til et større område vil rommets utforming etter hvert påvirke brannen. For eksempel vil tilgjengelig oksygentilførsel ha mye å si for brannforløpet, og om det vil skje en overtenning der alle brennbare overflater i rommet brenner. Ifølge Drysdale (2011) kan en tradisjonell rombrann bli delt opp i de tre følgende faser, se også Figur 3.1.

- Vekstfasen, eller fasen før overtenning, der det er lav gjennomsnittstemperaturer i rommet og brannen befinner seg i den delen av rommet der den oppstod.
- Fasen med fullt utviklet brann, eller fasen etter overtenning, der overflaten til alle brennbare materialer i rommet brenner og flammer fyller hele rommet. Det er ikke alle rombranner som når denne fasen.
- Avkjølingsfasen, som ofte er identifisert ved at temperaturen har falt med over 80 % av den maksimale verdien.

3.1.1 Brann i vekstfasen

Brannforløpet før overtenning er spesielt viktig når personsikkerheten skal vurderes, siden det er i løpet av den første tiden av en brann at evakueringen av personene i bygget må skje. Det er da viktig å vite når livsfarlige temperaturer og røykkonsentrasjoner vil oppstå, slik at personene som skal evakuere har nok tid til å forlate bygget før forholdene gjør det umulig å benytte rømningsveiene.

En rombrann starter gjerne med at et objekt i rommet begynner å brenne, og at flammene deretter begynner å spre seg. Den varme røyken fra det brennende objektet stiger oppover og legger seg som et varmt lag under taket. Dette røyklaget kan bidra betydelig i den videre brannspredningen på grunn av at varme stråler tilbake ned på det brennende objektet og øker varmeavgivelseshastigheten (Buchanan 2002).



Figur 3.1: Brannforløpet til en godt ventilert brann uttrykt som varmeavgivelseshastigheten som en funksjon av tiden. Den stiplede linjen viser en brann der brenselet tidlig tar slutt eller der det er for liten oksygentilgang. Hentet fra Drysdale (2011).

Forbrenningshastigheten til et brennende objekt kan uttrykkes ved hjelp av Likning 3.1 (Drysdale 2011). Tester har vist at hvis en brann plasseres i et rom vil varmeffluksen som reflekteres tilbake på brannen fra det varme røyklaget gi forbrenningshastigheter som er tre til åtte ganger større enn om brannen hadde vært i det fri (Drysdale 2011). Varigheten til brannen vil da også selvfølgelig bli kortere, da brenselet vil brukes opp raskere.

$$\dot{m}'' = \frac{\dot{Q}_F'' + \dot{Q}_E'' - \dot{Q}_L''}{L_V} = \frac{\dot{Q}_{tot}''}{L_V} \quad [g/m^2s] \quad (3.1)$$

hvor

\dot{Q}_F'' er varmeffluks fra flammen $[kW/m^2]$

\dot{Q}_E'' er varmeffluks fra omgivelsene $[kW/m^2]$

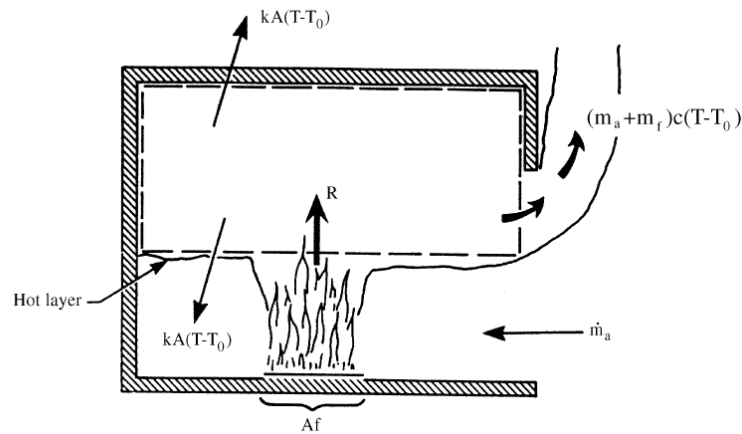
\dot{Q}_L'' er varmeffluks som tapes fra brenselet $[kW/m^2]$

L_V er varmen nødvendig for å produsere brennbare gasser $[kJ/g]$

\dot{Q}_T'' er total varmeffluks som når brenselet $[kW/m^2]$

Røyklaget under himlingen i rommet vil gjerne fortsette å vokse i tykkelse til det når ned til en åpning, og det skapes en balanse mellom røyken som blir produsert og røyk som slippes ut. Røyklaget vil være avhengig av en rekke faktorer, der de viktigste er størrelsen og varigheten av brannen samt størrelsen og plasseringen av åpningene. Etter hvert kan brannen fungere som en pumpe der varm gass drives oppover av konveksjon og forsvinner ut av rommet gjennom de øverste delen av åpningene, mens kald luft strømmer inn gjennom nederste del (Drysdale 2011).

Ved beregning av brannutvikling og temperatur i en rombrann kan en såkalt to-sonemodell benyttes, som er en idealisering der rommet deles horisontalt i to soner: En sone i den øvre delen av rommet bestående av varm røyk, og en sone i den nedre delen bestående av kald luft og selve brannen. Begge disse lagene antas å være homogene, altså at hvert av de to lagene har like egenskaper og temperatur (Walton et al. 2016). Temperaturene i de to lagene kan deretter løses ved energibalanse, slik som vist på Figur 3.2 (Drysdale 2011).



Figur 3.2: I en rombrann før overtenning vil det skapes et varmt røyklag øverst i rommet og et kaldt lag med luft nederst, og kan forenkles til en tosonemodell. Her vil varm røyk bli presset ut av rommet mens kald luft blir trukket inn. Ved hjelp av en energibalanse kan temperaturene i de to lagene løses. Hentet fra Drysdale (2011).

Det er funnet at branner etter en inkubasjonstid utvikler seg parabolisk, og at varmeavgivelsesraten kan uttrykkes ved hjelp av t^2 -kurver på følgende måte (Drysdale 2011):

$$\dot{Q} = \alpha_f (t_{tot} - t_i)^2 = \alpha_f t^2 \quad (3.2)$$

der

α_f er brannvekstkoeffisienten $[kW/s^2]$

t_{tot} er den totale tiden inkludert inkubasjonstiden $[s]$

t_i er inkubasjonstiden $[s]$

t er tiden fra slutten av inkubasjonstiden $[s]$

Brannvekstkoeffisienten α_f ligger mellom $10^{-3} kW/s^2$ for veldig langsomme branner til $1 kW/s^2$ for veldig raske branner. Drysdale (2011) oppgir brannvekstkoeffisienter α_f for henholdsvis langsom, medium, rask og veldig rask brannutvikling, se Tabell 3.1

Tabell 3.1: Brannvekstkoeffisienter for forskjellige t^2 -kurver.

Beskrivelse	Typisk scenario	$\alpha_f [kW/s^2]$
Langsom	Tett pakket papirprodukter	0,00293
Medium	Tradisjonell madrass	0,01172
Rask	Paller av polyeten (PE), 1 m høy	0,0469
Veldig rask	Stor lagerhall	0,1876

I ISO 16733-1:2015(E) gis en annen formel for varmeavgivelsesraten til t^2 -branner:

$$\dot{Q} = \dot{Q}_0 \left(\frac{t}{t_0} \right)^2 \quad (3.3)$$

der

\dot{Q}_0 er referanse-varmeavgivelseshastigheten, vanligvis lik 1000 kW [kW]

t er tiden etter inkubasjonstiden [s]

t_0 er referanseveksttiden som trengs for å nå \dot{Q}_0 [s]

Som hos Drysdale (2011) oppgis det fire kategorier for brannveksthastigheten, nemlig langsom, medium, rask og veldig rask. Referanseveksttidene t_0 for disse kategoriene gis i Tabell 3.2:

Tabell 3.2: Referansetider for forskjellige t^2 -kurver.

Beskrivelse	Referansetid [s]
Langsom	600
Medium	300
Rask	150
Veldig rask	75

t^2 -kurvene fra denne formelen vil gi kurver som er tilsvarende de gitt av Formel 3.2 og Tabell 3.1 fra Drysdale (2011).

Videre gir ISO 16733-1:2015(E) en oversikt over typiske kategorier for forskjellige typer brannscenarioer. Et utvalg av disse er gjengitt i Tabell 3.3:

Tabell 3.3: Noen brannscenarioer og medfølgende brannvekstkategorier.

Brannscenario	Beskrivelse [s]
Gulvdekke	Langsom
Butikkdisk	Medium
Kontormøbler	Medium
Sengeklær	Rask
Pakkematerialer plassert i en haug	Veldig rask
Pappesker eller plastbokser stablet vertikalt	Veldig rask

3.1.2 Overtenning

Hvis en rombrann utvikler et tett og varmt røyklag og brannen fortsetter å brenne, vil flammene fra brennende objekter etter hvert nå røyklaget over, og en overtenning (flashover) vil deretter sannsynligvis skje (Drysdale 2011). På Figur 3.1 vises overtenning som en periode i brannforløpet mellom en brann i vekstfasen og en fullt utviklet brann, og kan forstås som en overgang mellom disse to fasene. Varigheten til overtenningen er avhengig av flere faktorer, blant annet type og fordeling av brennbart materiale samt størrelsen og formen til rommet, men for en vanlig stue vil overtenningsfasen vare i kun 15-30 s (Drysdale 2011). Overtenning kan defineres på flere forskjellige måter. Ifølge Drysdale (2011) er de vanligste måtene å definere en overtenning som:

- Overgangen mellom en lokal brann til en brann der alle overflater i rommet brenner
- Overgangen mellom brenselstyrt brann til ventilasjonsstyrt brann
- De ubrente gassene i røyklaget under taket tar fyr

Det er flere kriterier som må oppfylles for at overtenning skal oppstå i et rom. For et typisk rom vil en overtenning skje hvis det varme røyklaget under taket oppnår en temperatur på 600 °C, noe som gir en strålingsvarmefflux på omtrent 20 kW/m² mot gulvet (Buchanan 2002).

For å finne den nødvendige varmeavgivelseshastigheten en rombrann trenger for nå overtenning finnes det flere likninger som er avhengig av rommets utforming. Buchanan (2002) viser til “Thomas’s flashover criterion”, som er utviklet for et rom med et vindu, og kan uttrykkes som:

$$\dot{Q}_{FO} = 0,0078A_T + 0,378A_w\sqrt{H} \quad [MW] \quad (3.4)$$

der

A_T er samlet areal av omsluttende bygningsdeler $[m^2]$

A_w er samlet areal for vertikale åpninger i veggene $[m^2]$

H er høyden på de vertikale åpningene i veggene [m]

Drysdale (2011) skriver at ved å anta at nødvendige forhold for overtenning skjer ved $525\text{ }^\circ\text{C}$ kan nødvendig varmeavgivelse for overtenning \dot{Q}_{FO} i et rom finnes med Likning 3.5:

$$\dot{Q}_{FO} = 610(h_k A_T A_W \sqrt{H})^{1/2} \quad [\text{kW}] \quad (3.5)$$

der

h_k er varmeledningskoeffisienten til omsluttende bygningsdeler [kW/m²]

A_T er samlet areal av omsluttende bygningsdeler [m²]

A_w er samlet areal for vertikale åpninger i veggene [m²]

H er høyden på de vertikale åpningene i veggene [m]

I Drysdale (2011) sin likning er også varmeledningskoeffisienten til kledningen som er benyttet i rommet inkludert, da tester har vist at kledning med stor isolerende evne vil den nødvendige varmeavgivelseshastigheten for overtenning i rommet bli mye lavere. Videre slår han fast at disse metodene gir kun omtrentlige verdier, og at Likning 3.5 ikke egner seg rom som er avlange eller dårlig ventilert. Testene korrelasjonen er funnet fra hadde brannen midt i rommet, så likningen heller ikke egnet for branner plassert inntil vegger. Disse rombrannene vil trenge en lavere forbrenningshastighet (Drysdale 2011).

3.1.3 Fullt utviklet brann

Etter en overtenning er det en fullt utviklet brann i rommet. Det innebærer at alle overflater i rommet brenner. I denne perioden vil en brann nå maksimal varmeavgivelseshastighet, og temperaturen vil vanligvis være veldig høy, typisk $900\text{--}1100\text{ }^\circ\text{C}$. Under veldig spesielle forhold kan temperaturer over $1300\text{ }^\circ\text{C}$ nås (Drysdale 2011). Det er de ekstreme forholdene fra en fullt utviklet brann som konstruksjonselementene i et bygg må dimensjoneres for å tåle. Det er da spesielt temperaturutviklingen i rommet som er det viktigste for å vurdere om konstruksjonen har tilstrekkelig brannmotstand (Buchanan 2002).

Det finnes to forskjellige forbrenningsregimer for branner. Den ene er *ventilasjonsstyrt*, der brannens forbrenningshastighet er styrt av oksygentilførselen til brannen. Ved slike forhold er forbrenningshastigheten avhengig av åpningene i rommet. I rom med store åpninger vil ikke en brann bli begrenset av oksygentilførselen, men heller brenselets overflate og egenskaper. Da vil brannen være uavhengig ventilasjonsåpningene og heller være *brenselstyrt*, som er det andre forbrenningsregimet.

T. Z Harmathy foreslo på 1970-tallet at forbrenningsregimet til en brann med trebrensel kunne bestemmes ved kriteriene gitt i Likning 3.6 og 3.7 (Drysdale 2011). Som det

kommer fram er overgangen mellom de to regimene vanskelig å definere og det er dermed et område der det er uvisst hvilket forbrenningsregime som er passende. Bildet til venstre i Figur 3.3 viser testresultatene og et forsøk på å vise overgangen.

$$\text{Ventilasjonsstyrt : } \frac{\rho g^{1/2} A_w H^{1/2}}{A_f} < 0,235 \quad (3.6)$$

$$\text{Brenselstyrt : } \frac{\rho g^{1/2} A_w H^{1/2}}{A_f} > 0,290 \quad (3.7)$$

der

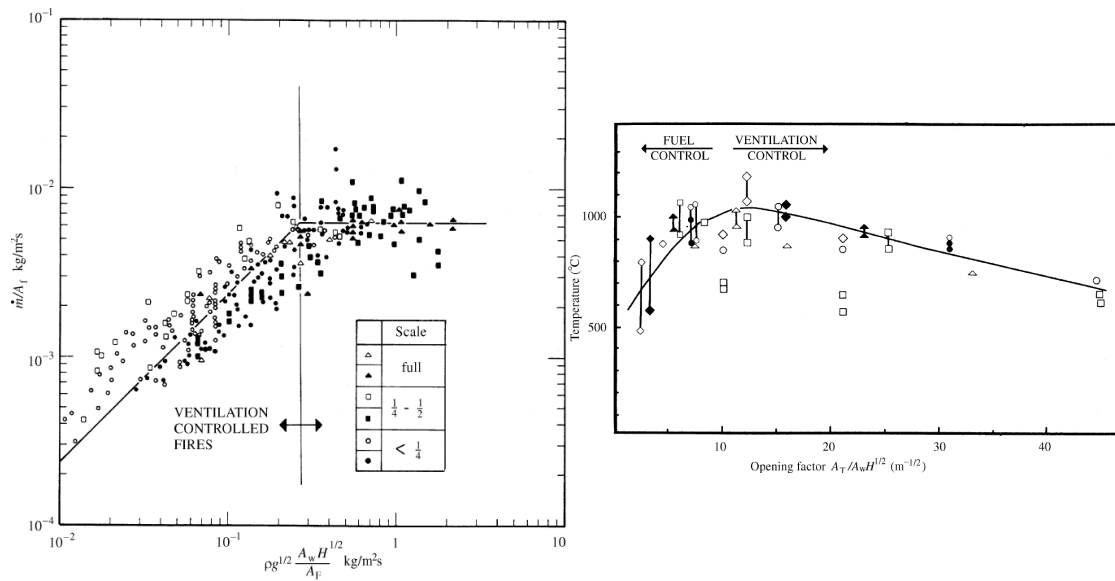
ρ er luftens massetetthet [kg/m^3]

g er luftens tyngdeakselerasjon [m/s^2]

A_w er areal til den vertikale åpningen [m^2]

H er høyden på den vertikale åpningen [m]

A_f er brenselets overflate [m^2]



Figur 3.3: Til venstre vises Harmathy sitt arbeid med å finne overgangen mellom ventilasjonsstyrte og brenselstyrte branner for trekrybber. Til høyre vises Thomas og Heselden sine eksperimenter med rombrann med trekrybber som brensel. Hentet fra Drysdale (2011).

Til høyre i Figur 3.3 vises sammenhengen Thomas og Heselden fant i sine eksperimenter, der maksimal temperatur ble funnet ved en åpningsfaktor på omtrent 0,08. Ved høyere

åpningsfaktor vil den økte tilluftmengden virke avkjølede på brannen, mens ved lavere åpningsfaktor vil brannen bli begrenset av tilluftmengden, og mye av de brennbare gassene vil brenne først på utsiden av rommet, se Figur 3.4.



Figur 3.4: brenselstyrt brann (venstre) sammenliknet med ventilasjonsstyrt brann (høyre). Ved brenselstyrt er nok tilluft til at gassene kan brenne i rommet, mens ved ventilasjonsstyrt er det ikke nok tilluft, og eksterne flammer oppstår, slik som til høyre. Hentet fra Drysdale (2011).

Ventilasjonsstyrt brann

Vanligvis er fullt utviklet branner ventilasjonsstyrt. Dermed er formen og størrelsen på ventilasjonsåpningene er de viktigste faktorene for hvordan brannen utvikler seg. I en ventilasjonsstyrt brann er det et underskudd av oksygen i rommet, slik at deler av den brennbare gassen ikke brenner før den er ført ut av rommet kan blande seg med luften i naborommet eller ute i det fri. Dette er grunnen til at det ofte står flammer ut av åpninger i rom der det er en fullt utviklet brann (Buchanan 2002).

Når brannen er ventilasjonsstyrt vil masseforbrenningshastigheten \dot{m} være begrenset av tilgangen til kald luft utenfra. Allerede i 1958 fant Kawagoe en sterk korrelasjon mellom åpningene i det brennende rommet og forbrenningshastigheten \dot{m} [kg/s]. Følgende sammenheng for forbrenningshastigheten \dot{m} til en brann i et omtrent kubisk rom med én åpning og trebrensel arrangert i trekrybber ble funnet (Buchanan 2002):

$$\dot{m} = 0,092A_W\sqrt{H} \quad [\text{kg/s}] \quad (3.8)$$

der

A_W er samlet areal for vertikale åpninger i veggene [m²]

H er høyden på de vertikale åpningene i veggene [m]

I litteraturen gis masseforbrenningshastigheten \dot{m} på flere måter, som for eksempel $5,5A_W\sqrt{H}$ kg/min eller $330A_W\sqrt{H}$ kg/time. Sammenhengen $A_W\sqrt{H}$ kalles ofte for *ventilasjonsfaktoren*. Siden $A_w = BH$ kan $A_w\sqrt{H}$ også skrives som $BH^{1,5}$, der B er bredden på åpningen. Dette viser at arealet til åpningen A_W har stor betydning for masseforbrenningshastigheten, men at høyden H på åpningen har større betydning (Bucha-

nan 2002). Det at en ventilasjonskontrollert brann er avhengig av ventilasjonsfaktoren $A_W\sqrt{H}$ er støttet av mange forskere, men det er flere som har kommet med forslag til å justere Likning 3.8. Likevel er sammenhengen Kawagoe fant grunnleggende for å de fleste metodene for forutsi brannutviklingen til fullt utviklede branner (Buchanan 2002), blant annet for Likning 3.5.

Ved å anta en ventilasjonsstyrt brann, der varmeavgivelseshastigheten bestemmes av oksygentilførselen til rommet, kan varmeavgivelsesraten \dot{Q} for en trekrybbebrann finnes ved Likning 3.9 (Buchanan 2002):

$$\dot{Q} = 0,092A_W\sqrt{H} \cdot \Delta H_c \quad [kW] \quad (3.9)$$

der

A_W er samlet areal for vertikale åpninger i veggene $[m^2]$

H er høyden på de vertikale åpningene i veggene $[m]$

ΔH_c er forbrenningsvarmen til trevirke $[18\ 800\ kJ/kg]$

Denne sammenhengen likner på EC1 sitt forenklete uttrykk for maksimalt varmeavgivelseshastighet \dot{Q}_{max} gitt som:

$$\dot{Q}_{max} = 0,10 \cdot m \cdot A_W\sqrt{H} \cdot H_u \quad [kW] \quad (3.10)$$

der

A_W er samlet areal for vertikale åpninger i veggene $[m^2]$

H er høyden på de vertikale åpningene i veggene $[m]$

H_u er netto brennverdi for trevirke $[17\ 500\ kJ/kg]$

m er forbrenningsfaktoren med $m=0,8$

En annen sammenheng som brukes mye ved kalkulering av brannforløpet i rombranner er åpningsfaktoren. Åpningsfaktoren F_v brukes blant annet i Swedish Curves og for Eurokodens parametriske kurver. Den kan skrives på følgende måte (Drysdale 2011):

$$F_v = \frac{A_W\sqrt{H}}{A_T} \quad [m^{1/2}] \quad (3.11)$$

der

A_W er samlet areal for vertikale åpninger i veggene $[m^2]$

H er høyden på de vertikale åpningene i veggene $[m]$

A_T er samlet areal av omsluttende bygningsdeler $[m^2]$

I de fleste rombrannforsøkene som er gjennomført siden Kawagoe er det også benyttet omtrent små, kubiske rom med trekrybber som brensel. Dette henger sammen med at det er en enkel og ressurseffektiv måte å få gjennomført forsøk som kan gjenskapes (Drysdale 2011). Det er derimot ikke sikkert at denne kunnskapen kan overføres til rom i moderne bygninger, som gjerne har en annen utforming og mer sammensatt brensel. Blant annet er trekrybber sin forbrenningshastighet nærmest uavhengig de termiske omgivelsene da den interne overflaten til brenselet er skjermet mot varmepåvirkning fra resten av rommet (Drysdale 2011). For annet brensel, spesielt materialer som ikke er cellulose-basert, kan det ofte ikke antas at det er noen sammenheng mellom forbrenningsraten og ventilasjonsforholdene. Ifølge Drysdale (2011) må en teoretisk forståelse av en fullt utviklet brann behandle forbrenningshastigheten og ventilasjonsmengden hver for seg. Blant annet kan forbrenningsraten til materialer som ikke er cellulose-basert være mange ganger høyere enn det som fra Kawagoe sin Linkning 3.8 (Drysdale 2011).

Brenselsstyrt brann

Noen ganger er rombranner begrenset av overflaten til brenselet og ikke tilgangen på oksygen. Dette kan for eksempel skje i store rom med god ventilasjon. Slike branner kalles brenselsstyrte branner. Disse brannene likner mer på branner i det fri, men med ekstra varmetilskudd fra røyklaget under taket eller varme vegg- og takoverflater.

Buchanan (2002) nevner to metoder for å finne varmeavgivelseshastigheten. Den første er som følger:

$$Q_{fuel} = \frac{E}{t_b} \quad [MW] \quad (3.12)$$

der

E er den totale brannlasten $[MJ]$

t_b er varigheten på brannen $[s]$

Likning 3.12 er avhengig av at både brannlasten og varigheten til brannen er kjent. Derimot er varigheten til brannen ofte ikke kjent. Ved slike tilfeller kan følgende sammenheng benyttes:

$$Q_{fuel} = \frac{\dot{Q}_T''}{L_v} \cdot A_{fuel} \cdot \Delta H_c \quad [MW] \quad (3.13)$$

der

\dot{Q}_T'' er total varmefluks som når brenselet $[MW/m^2]$

L_v er varmen som trengs for å omdanne brensel til brennbare gasser $[MJ/kg]$

A_{fuel} er den eksponerte overflaten til brenselet $[m^2]$

ΔH_c er forbrenningsvarmen til de brennbare gassene $[MJ/kg]$

3.2 Temperatur-tidkurver

En temperatur-tidkurve viser gasstemperaturen som en funksjon av tiden i omgivelsen rundt en bygningsdels overflate. Disse kurvene kan deles inn i to kategorier (NSEN199112):

3.2.1 Nominelle temperatur-tidkurver

Nominelle kurver brukes for å klassifisere og påvise brannmotstand (Holicky et al. 2005). De tre nominelle kurvene som presenteres i Eurokode 1 er standard temperatur-tidkurven, den utvendige brannkurven og kurven for hydrokarbonbrann.

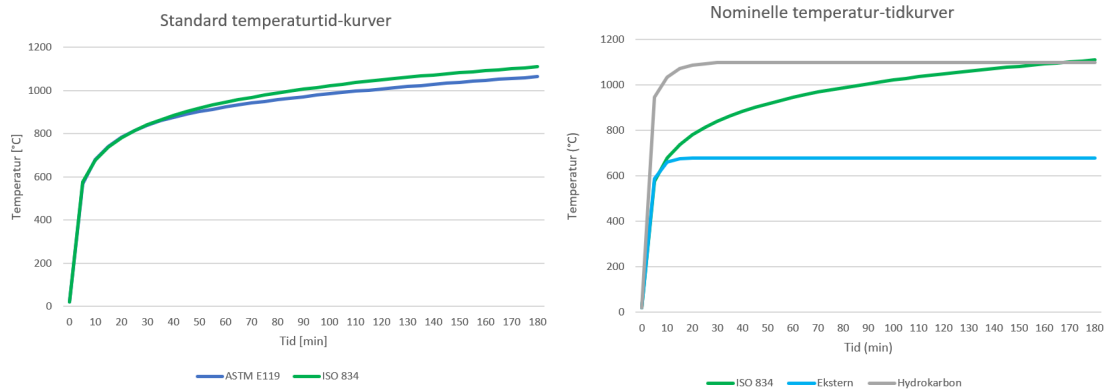
Det er standard temperatur-tidkurven som benyttes mest i arbeidet med å dokumentere brannmotstand. Standard temperatur-tidkurven ble først benyttet av The Underwriters Laboratory i Chicago i 1917. I dette arbeidet ble over hundre søyler av forskjellige materialer testet på en standardisert måte, der temperaturen i oven ble kontrollert. På denne måten ville alle materialer som ble testet i en ovn bli utsatt for den samme belastningen. Samme år ble standarden ASTM E119 utviklet, der en litt modifisert versjon av standard temperatur-tidkurven fra The Underwriters Laboratory-testene ble lagt inn. Den endelige kurven var ment som en idealisert kurve som skulle representere “worst case scenario”-branner (Stern-Gottfried & Rein 2012). Kurven til ASTM E119 har vært uforandret siden 1917 (Babrauskas & Williamson 1978). Temperatur-tidkurven fra ASTM E119 var originalt uttrykt ved hjelp av punkter, men kan uttrykkes som (Buchanan 2002):

$$\Theta_g = 750(1 - e^{-3,79553\sqrt{t_h}}) + 170,41\sqrt{t_h} + T_0 \quad [^{\circ}C] \quad (3.14)$$

ISO 834 presenterer også en standard temperatur-tidkurve som er tilnærmet lik den som finnes i ASTM E119. Den kan beskrives som (Buchanan 2002):

$$\Theta_g = 345\log_{10}(8t + 1) + T_0 \quad [^{\circ}C] \quad (3.15)$$

Venstre bilde i Figur 3.5 viser de to versjonene av standard temperatur-tidkurvene fra ASTM E119 og ISO 834. Siden kurven ikke har noen avkjølingsfase stiger den i det uendelige. Den er kun avhengig av tiden, andre parametre som rommets størrelse og utforming tas ikke med i vurderingen.



Figur 3.5: Til venstre vises en sammenlikning av standard temperatur-tidkurvene fra ASTM E119 og ISO 834. Til høyre vises de nominelle temperatur-tidkurvene ISO 834 standard kurve, ekstern brannkurve og kurve for hydrokarbonbrann.

I tillegg til standard temperatur-tidkurven er det utviklet nominelle kurver for hydrokarbonbranner og eksterne branner. Den eksterne temperatur-tidkurven og kurven for hydrokarbonbrann er som følger:

$$\Theta_{g_eks} = 660(1 - 0,687e^{-0,32t} - 0,313e^{-3,8t}) + 20 \quad [^{\circ}C] \quad (3.16)$$

$$\Theta_{g_hk} = 1080(1 - 0,325e^{-0,167t} - 0,675e^{-2,5t}) + 20 \quad [^{\circ}C] \quad (3.17)$$

Bildet til høyre i Figur 3.5 vises de nominelle temperatur-tidkurvene for ekstern brann, hydrokarbonbrann samt standard brann. Samtlige har ingen avkjølingsfase, og representerer kun forhold som finnes under branntester i standard ovner, ikke forhold som oppstår under ekte branner (Holicky et al. 2005).

3.2.2 Parametrisk temperatur-tidkurver fra Eurokode 1

Den parametriske temperatur-tidkurven fra Eurokode 1 del 1-2 er en forenklet modell av en såkalt naturlig brann. Den bygger på bestemte fysiske parametre og har et begrenset anvendelsesområde. Modellen forutsetter en branncellebrann med uniform temperaturfordeling i rommet som funksjon av tiden. Temperatur-tidkurvene gjelder for brannceller med gulvareal opptil 500 m^2 uten åpninger i taket, og en romhøyde på opptil 4 m. Det forutsettes en fullstendig forbrenning av brannenergien i rommet, og en jevn temperaturfordeling i branncellen (NS-EN 1991-1-2).

Vekstfasen

Temperatur-tidkurven i vekstfasen er gitt ved:

$$\Theta_g = 20 + 1325(1 - 0,324e^{-0,2t^*} - 0,204e^{-1,7t^*} - 0,472e^{-19t^*}) \quad [^{\circ}C] \quad (3.18)$$

der

Θ_g er gasstemperaturen

$$t^* = t\Gamma \quad [h] \quad (3.19)$$

$$\Gamma = \frac{[O/b]^2}{(0,04/1160)^2} / \quad [-] \quad (3.20)$$

$$b = \sqrt{\rho c \lambda} \quad [J/m^2 s^{1/2} K] \quad (3.21)$$

der

$$100 \leq b \leq 2\,200$$

ρ er omsluttende bygningsdelers massetetthet $[kg/m^3]$

c er omsluttende bygningsdelers spesifikke varmekapasitet $[J/kgK]$

λ er omsluttende bygningsdelers varmekonduktivitet $[W/mK]$

$$O = \frac{A_v \sqrt{h_{eq}}}{A_t} \quad [m^{1/2}] \quad (3.22)$$

der

$$0,02 \leq O \leq 0,20$$

A_v er samlet areal for vertikale åpninger i veggene $[m^2]$

h_{eq} er vektet gjennomsnitt av vindushøyden for alle vegger $[m]$

A_t er samlet areal av omsluttende bygningsdeler $[m^2]$

Der vegger, tak og gulv har forskjellige b-verdier skal b uttrykkes som:

$$b = \frac{\sum(b_j A_j)}{A_t - A_v} \quad (3.23)$$

der

A_j er arealet av omhyllingsflate j , fratrukket arealet av åpninger $[m^2]$

b_j er varmeegenskapene for omhyllingsflate j $[J/m^2 s^{1/2} K]$

Maksimal temperatur

Maksimal temperatur Θ_{max} inntreffer når $t^* = t_{max}^*$:

$$t_{max}^* = t_{max} \cdot \Gamma \quad [h] \quad (3.24)$$

med

$$t_{max} = \max[0, 2 \cdot 10^{-3} \cdot q_{t,d}/O]; \quad t_{lim} \quad [h] \quad (3.25)$$

der

$q_{t,d}$ er den dimensjonerende verdien av den spesifikke brannenergien relatert til det samlede arealet av omhyllingsflaten A_t ,

$$q_{t,d} = q_{f,d} \cdot \frac{A_f}{A_t} \quad [MJ/m^2], \quad (3.26)$$

der

$$50 \leq q_{t,d} \leq 1000$$

$q_{f,d}$ er den dimensjonerende verdien av den spesifikke brannenergien relatert til overflatearealet A_f av gulvet [MJ/m^2] som kan hentes fra NS-EN 1991-1-2 tillegg E.

$t_{lim} = 25$ min ved langsom brannutvikling, 20 min ved middels utviklingshastighet og 15 min ved hurtig brannutvikling.

Ved brenselskontrollert

Hvis $t_{max} = t_{lim}$ skal t^* i stedet uttrykkes med likningen:

$$t^* = t \cdot \Gamma_{lim} \quad [h] \quad (3.27)$$

med

$$\Gamma_{lim} = \frac{(O_{lim}/b)^2}{(0,04/1160)^2} \quad [-] \quad (3.28)$$

der

$$O_{lim} = \frac{0,1 \cdot 10^{-3} \cdot q_{t,d}}{t_{lim}} \quad [m^{1/2}] \quad (3.29)$$

Avkjøling

Temperatur-tidkurven i avkjølingsfasen er gitt ved:

$$\Theta_g = \Theta_{max} - 625(t^* - t_{max}^* \cdot x) \quad \text{for } t^* \leq 0,5 \quad [^\circ C] \quad (3.30)$$

$$\Theta_g = \Theta_{max} - 250(3 - t_{max}^*)(t^* - t_{max}^* \cdot x) \quad \text{for } 0,5 < t_{max}^* < 2 \quad [^\circ C] \quad (3.31)$$

$$\Theta_g = \Theta_{max} - 250(t^* - t_{max}^* \cdot x) \quad \text{for } t_{max}^* \geq 2 \quad [^\circ C] \quad (3.32)$$

der

$$t_{max}^* = (0,2 \cdot 10^{-3} \cdot q_{t,d}/O) \cdot \Gamma \quad [s] \quad (3.33)$$

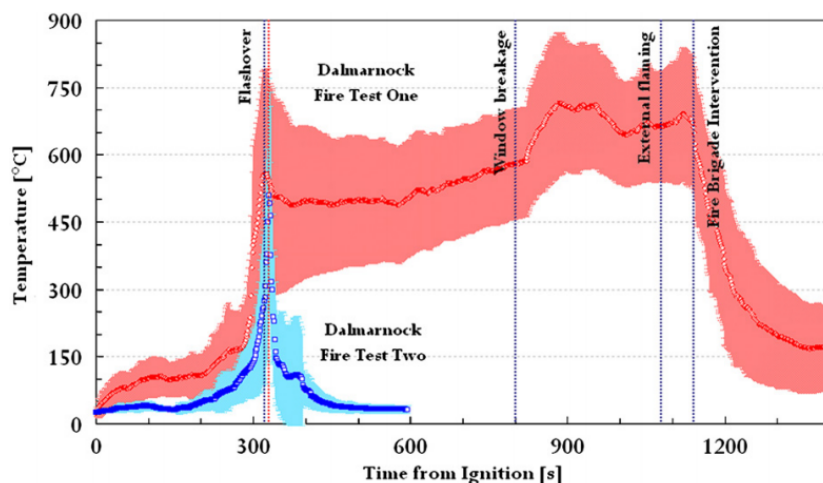
med

$$\begin{aligned} x &= 1,0 && \text{hvis } t_{max} > t_{lim}, \\ x &= t_{lim} \cdot \Gamma / t_{max}^* && \text{hvis } t_{max} = t_{lim} \end{aligned}$$

3.2.3 Improved Traveling Fires Method

Stern-Gottfried & Rein (2012) mener at det er en stor utfordring at de parametriske kurvene fra EC1 og andre metoder antar uniform brann og temperaturfordeling selv i store rom. Denne antagelsen passer ikke overens med observasjoner som er gjort i ekte branner i store rom, der branner ofte kun dekker en del av rommet av gangen, og beveger seg rundt i rommet.

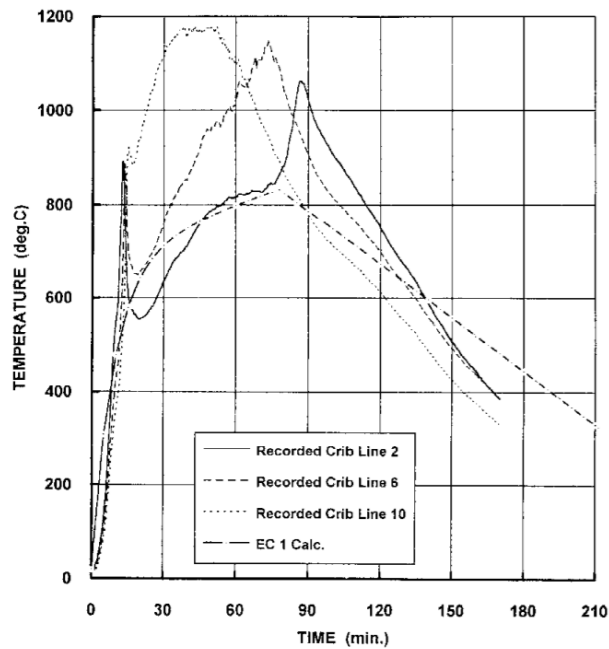
En ikke-uniform temperaturfordeling ble blant annet observert i Dalmarnock-testene i Glasgow i 2006. I denne testen ble det blant annet gjennomført en branntest i en møblert leilighet i en betongblokk der brannen fikk utvikle seg fritt til en fullt utviklet brann. I leiligheten var det plassert 270 temperaturmålere i forskjellige posisjoner og høyder slik at gasstemperaturen i de forskjellige rommene kunne måles. Branntesten ble startet i en søppelbøtte i stuen, og spredde seg raskt til teppet og putene i sofaen som var plassering i nærheten. Stuen nådde overtenning etter fem minutter og gikk videre til fullt utviklet brann. Brannen fikk deretter brenne videre før den etter 19 minutter ble slukket av brannvesenet. Da var mesteparten av brenselet i leiligheten utbrent (Rein et al. 2009). Figur 3.6 viser gjennomsnittlig temperaturutvikling samt standardavviket for stuen i leiligheten, og viser den store variasjonen i temperaturen i en ekte rombrann. Standardavviket er stort i løpet perioden brannen er fullt utviklet, til enkelte tider på over 200 °C. Dette er med på å gi et bilde at selv for små og tradisjonelle rom er det ofte ikke en uniform temperaturfordeling.



Figur 3.6: Temperaturutviklingen målt i leiligheten i Dalmarnock Fire Test 1. Den røde streken viser gjennomsnittlig temperaturutvikling, mens den røde sonen viser standardavviket. Hentet fra Rein et al. (2009).

Stern-Gottfried & Rein (2012) fremhever også branntester gjennomført av Kirby et al. (1994), hvor det ble observert at brannen ikke dekker hele rommet på en gang, men “reiser” fra område til område. Her ble 8 tester gjennomført i et avlangt rom med lengde på ca. 22,8 m, bredde på ca. 5,5 m og høyde på ca. 2,7 m. Rommet hadde kun ventilasjon på én av endeveggene, der åpningen ble variert fra 100 % åpen til 12,5 % åpen. Trebrensel ble fordelt jevn utover gulvet. I testene så de at ved å tenne brenselet innerst i rommet ville brannen etter en litt treg start raskt spre seg frem til den andre enden av rommet der ventilasjonsåpningen befant seg. Deretter ville brannen i den bakerste halvdel av rommet bli kvelt på grunn av oksygenmangel, og denne delen av rommet ville slutte å brenne. Den halvdel av rommet som var nærmest åpningen ville derimot fortsatt befinne seg en fullt utviklet brann. Denne brannen ville deretter bevege seg sakte innover i rommet igjen etter hvert som brenselet nærmest åpningen ble brukt opp, og slukket da alt brenselet var brukt opp (Kirby et al. 1994).

Figur 3.7 viser hvordan temperaturen utvikler seg i forskjellige områder i rommet. Linje 2 befinner seg innerst i rommet, mens linje 10 befinner seg i nærheten av ventilasjonsåpningen. Som figuren viser er temperaturen innerst i rommet høyest i starten, da brannen starter her. Likevel vil gasstemperaturen i resten av rommet ikke ligge langt bak. Etter 12-15 minutter vil brannen ha nådd bort til ventilasjonsåpningen, hvor gass-temperaturen bakerst og i midten vil falle dramatisk. Dette henger sammen med at brannen i disse områdene vil bli kvelt av oksygenmangel. Gasstemperaturen ute ved ventilasjonsåpningen vil derimot fortsette å stige til nesten 1200 °C. Etter hvert som brannen beveger seg innover igjen vil gasstemperaturen falle ved ventilasjonsåpningen, mens vi får en temperaturtopp først i midten og deretter innerst. En viktig observasjon er at den største temperaturbelastningen vil skje ytterst ved ventilasjonsåpningen, mens



Figur 3.7: Temperaturutviklingen innerst (linje 2), midterst (linje 6) og ytterst (linje 10) i rommet, samt den beregnede parametriske kurven fra EC1. Hentet fra Kirby et al. (1994).

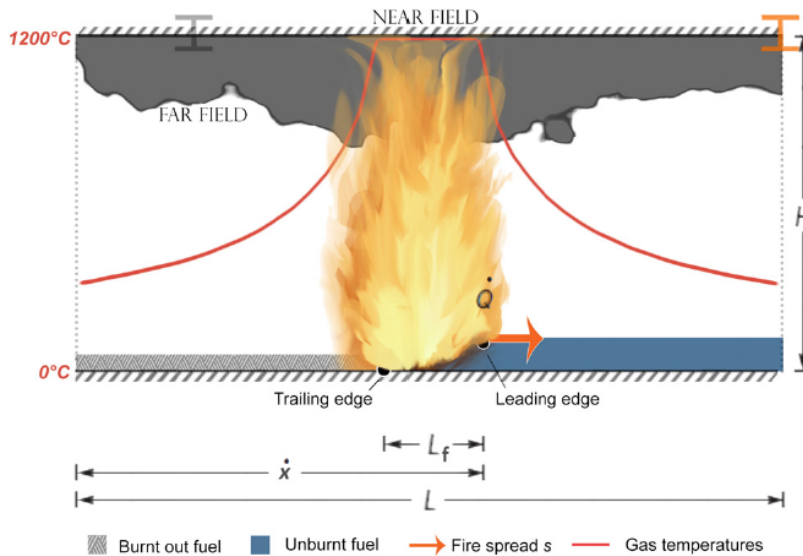
det den er lavest helt innerst. Figuren viser også den parametriske kurven fra EC1, som forutsier alt for lav temperatur.

iTFM-metoden

Improved Travelling Fire Method antar en brenselstyrt brann, da det er usannsynlig at branner i store, åpne rom er ventilasjonsstyrte (Rackauskaite et al. 2015). De to hovedparametrene for denne metoden er dermed brenselstetthetene i rommet, q_f [kJ/m^2], og varmeavgivelseshastigheten per areal, Q''^* (HRRPUA) [kW/m^2]. Ut i fra dette kan en lokal forbrenningstid t_b ved å benytte likning 3.34

$$t_b = q_f / Q''^* \quad [s] \quad (3.34)$$

Ifølge iTFM reiser brannen fra en vegg av rommet til motstående vegg, slik som observert hos Kirby et al. (1994), se Figur 3.8. Den fremste delene av brannen kalles *the leading edge*, mens den bakre delen kalles *the trailing edge*.



Figur 3.8: Den reisende brannen beveger seg gjennom rommet, og gir stor temperaturbelastning lokalt på opptil $1200\text{ }^{\circ}\text{C}$ (i near field), og betydelig mindre foran og bak brannen (i far field). L_f er lengden på det brennende området brannen dekker av gangen, \dot{x} er posisjonen brannens ledende front har. Hentet fra Rackauskaite et al. (2015).

Posisjonen til den framste delen bestemmes av flammespredningshastigheten. Metoden kan benyttes for branner som dekker 1 til 100 % av gulvarealet, men alle disse er ikke realistiske scenarier. For å finne realistiske størrelser på brannene benyttes maksimal og minimal realistisk flammespredningshastighet, $s_{min/max}$. Ved hjelp av dette kan avstanden den ledende kanten har nådd innen det bakre punktet har brent ut, se Likning 3.35.

$$L_{f,min/max} = s_{min/max} \cdot t_b \quad [m] \quad (3.35)$$

Her er $L_{f,min/max}$ den minste eller største realistiske brannstørrelsen. Ifølge Rackauskaite et al. (2015) er det begrenset litteratur på realistiske flammepredningshastigheter, men de har samlet inn noen verdier på dette. Blant annet observerte Kirby et al. (1994) hastigheter fra $1,5\text{ mm/s}$ til $19,3\text{ mm/s}$ i sine tester. Ut i fra disse verdiene kan et realistisk utvalg av branner for et stort rom beskrives som fra $L_{f,min}/L$ til $L_{f,max}/L$.

Far-field

I *the far field* er det lavere temperaturer siden området befinner seg et stykke fra brannen. Her blir rommet blant annet varmet opp av de varme gassene som avgis fra brannen.

Den totale varmeavgivelseshastigheten Q^* fra brannen kan finnes ved hjelp ved av Likningen 3.36:

$$Q^* = A_f \cdot Q^{*''} \quad [kW] \quad (3.36)$$

der A_f er brannens areal og kan finne med Likning 3.37, der L er lengden på rommet, W er bredden, mens L_t^* er andelen av rommet som brenner til enhver tid:

$$A_f = L \cdot L_f^* \cdot W \cdot Q^{*''} \quad (3.37)$$

Videre kan brannspredningshastigheten s finnes ved Likning 3.38, total varighet av brannen t_{total} med Likning 3.39, og den ledende endens posisjon \dot{x} med Likning 3.40

$$s = \frac{L_f}{t_b} \quad [s] \quad (3.38)$$

$$t_{total} = t_b \cdot \left(\frac{1}{L^*} + 1 \right) \quad [s] \quad (3.39)$$

$$\dot{x} = s \cdot t \quad [m] \quad (3.40)$$

Dermed kan en korrelasjon for temperaturen ved posisjon $x[m]$ og tid $t[s]$ finnes ved:

$$T(x, t) = T_\infty + \frac{5,38}{H} \left(\frac{LL_t^*WQ^{*''}}{x + 0,5LL_t^* - \dot{x}_t} \right)^{2/3} \quad (3.41)$$

$$\begin{aligned} T(x, t) &= T_{nf} \quad \text{hvis} \\ (1) \quad T_{ff} &> T_{nf} \quad \text{eller} \\ (2) \quad (x + 0,5LL_t^* - \dot{x}_t) &\leq 0,5L_f \end{aligned} \quad (3.42)$$

$$\text{for } \dot{x} \leq L \rightarrow \dot{x}_t = s \cdot t; \quad L_t^* = \min[L^*, \frac{s \cdot t}{L}] \quad (3.43)$$

$$\dot{x} > L \rightarrow \dot{x}_t = L; \quad L_t^* = 1 + \frac{L_f - s \cdot t}{L} \quad (3.44)$$

Utregning av near-field-temperaturen

For brannen antas en flammetemperatur på $1200 \text{ }^\circ\text{C}$ for å få et konservativ verdi, selv om den kan variere mellom 800 til $1200 \text{ }^\circ\text{C}$ (Rackauskaite et al. 2015). Men på grunn av et fenomen som Rackauskaite et al. (2015) kaller *flame flapping* vil ikke flammene kun fylle volumet over brannen i en begrenset tid. Dermed antar iTFM at temperaturen i

near-field er noe lavere enn $1200\text{ }^{\circ}\text{C}$, og at deler av tiden vil far-field-temperaturen gjelde. Jo større område brannen er *flame flapping* i, jo lavere blir near-field-temperaturen.

$$T_f = T_{\infty} + \frac{T_{nf}(2r_{x1} + L_f) - 2T_{\infty} \cdot r_{x2}}{f} + \frac{32,280\dot{Q}^{2/3}}{H \cdot f}(r_2^{1/3} - r_{x2}^{1/3}) \quad (3.45)$$

der

$$r_2 = f/2 \quad (3.46)$$

$$r_{x1} = \max[0, r_0 - L_f/2] \quad (3.47)$$

$$r_{x2} = \max[L_f/2, r_0] \quad (3.48)$$

$$T_{nf} = 1200^{\circ}\text{C} \quad (3.49)$$

$$r_0 = \left(\frac{5,38}{H(T_{nf} - T_{\infty})} \right)^{3/2} \quad (3.50)$$

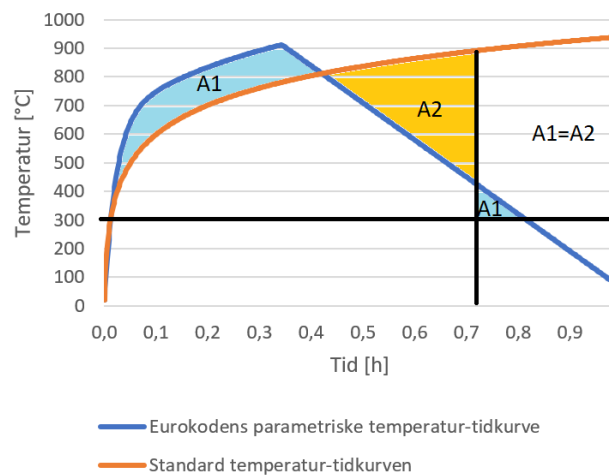
3.3 Brannmotstand og branners alvorlighetsgrad

Brannmotstand kan ifølge Drysdale (2011) beskrives som en bygningsdels evne til å fortsette sin funksjon som barriere eller bærende komponent i løpet av et brannforløp. Vanligvis måles denne evnen ved å belaste bygningsdelen for en fullskala test som følger standard temperatur-tidkurven fram til svikt. En svikt kan for eksempel være at en søyle knekker eller at en bjelke deformeres.

Branners alvorlighetsgrad (*fire severity*) beskriver hvor ødeleggende en brann kan være. For å finne alvorlighetsgraden benyttes ofte *equal area concept* eller *equal area hypothesis* der man antar at to branner er like alvorlige hvis arealet under kurvene er like over en bestemt refereansetemperatur, for eksempel $300\text{ }^{\circ}\text{C}$ (Buchanan 2002). Dermed kan en brann med en “ekte” brannutvikling sammenliknes med standard temperatur-tidkurven, se Figur 3.9. På denne måten kan branners alvorlighetsgrad og brannmotstand kobles, slik at man raskt kan finne den tilsvarende brannbelastningen med den standardiserte brannen som brukes i branntesting.

Equal area concept er ikke basert på teori, men ble utviklet tidlig på 1900-tallet som en grov, men nyttig metode for å sammenlikne branner (Buchanan 2002), og gjorde det mulig å fortsette å benytte standard temperatur-tidkurven selv om det ble konkludert

med at denne kurven har betydelige mangler. Dermed kunne man fortsette å benytte den standardiserte brannen i testing, og benytte alvorlighetsgrad-prinsippet til å sammenlikne med de mer realistiske temperatur-tidkurvene. Det er derimot mange utfordringer med denne framgangsmåten. For eksempel burde raske branner med høye temperaturer ha større alvorlighetsgrad enn langsomme branner med lavere maksimaltemperatur, selv om de har likt areal (Buchanan 2002). For eksempel peker Drysdale (2011) på at 10 min med 900 °C ikke vil gi samme belastning som 20 min med 600 °C, selv om disse vil gi de samme arealet over en referansetemperatur på 300 °C; den første belastningen med høye temperaturer vil ha større ødeleggende effekt, da mange materialer svikter ved høye temperaturer. For eksempel er en temperatur på ca. 550 °C kritisk for stålkonstruksjoner, noe som gjør at brann med en høy maksimaltemperatur kan være mer kritisk enn en brann med lavere maksimaltemperaturer, men med lengre varighet.



Figur 3.9: Med equal area concept kan en brann med en realistisk form, her en parametriske temperatur-tidkurve fra EC1, sammenliknes med standard temperatur-tidkurven. Brannene har samme alvorlighetsgrad når de har likt areal under kurven over en referansetemperatur. Med en referansetemperatur på 300 °C har den parametriske kurven samme alvorlighetsgrad som en standard temperatur-tidkurve med varighet lik $t_e = 0,72 h = 43 min$. Dette blir også brannmotstandskravet til brannen.

Et annet forsøk på å sammenlikne alvorlighetsgraden til temperatur-tidkurver er *Maksimal temperatur-konseptet*, der alvorlighetsgraden finnes ved å utsette en tenkt isolert stålbejelke for både standard temperatur-tidkurven og kurven til den realistiske brannen (Buchanan 2002). Tiden til den maksimale temperaturen som den ekte brannen fører til i stålbejelken sammenliknes med tiden som trengs for å nå den samme maksimale temperaturen med standardbrannen. Dermed kan en brann sin alvorlighetsgrad beskrives med antall minutter med standardbrannen slik som i *equal area concept*.

3.4 Materialers termiske egenskaper

Det finnes mange forskjellige materialer som produseres på forskjellige måter, og de vil derfor ha forskjellige materialegenskaper avhengig av hvordan de er produsert. Det finnes altså ikke et riktig svar for materialegenskapene til for eksempel betong.

Etter et litteratursøk etter databaser for materialers termiske egenskaper ble verdiene i Tabell 3.4 satt sammen. Dette er vanlige materialer som ofte benyttes som omsluttende bygningdeler. I tillegg er egenskapene til glass funnet, da det er aktuelt å benytte dette i simuleringen. Det er valgt å ikke ta hensyn til at noen materialers termiske egenskaper forandres ved høyere temperaturer, da det ikke tas høyde for dette i parametriske kurver og er vanskelig å implementere i simuleringsmodeller.

Tabell 3.4: Materialer for omsluttende bygningsdeler .

Material	$\rho[\text{kg}/\text{m}^3]$	$c_p[\text{J}/\text{kgK}]$	$\lambda[\text{W}/\text{mK}]$	$b = \sqrt{\rho c_p \lambda}$
Betong (Buchanan 2002)	1900-2300	880	0,8-1,4	1160-1680
Betong (Feasey & Buchanan 2002)	2300	980	1,6	1900
Betong (Engineers Egde 2019)	2400	1050	2,1	2300
Betong (Thermtest 2018)	2300	657	0,75	1060
Betong (Wilson 2008)	2100	840	1,4	1570
Gips (Buchanan 2002)	1440	840	0,48	762
Gips (Feasey & Buchanan 2002)	720	1130	0,2	400
Glass (Buchanan 2002)	2700	840	0,76	1310
Glass (Engineers Egde 2019)	2470	750	1,0	1360
Glass (Thermal analysis labs 2019)	2200	745	1,38	1500
Glass (Thermtest 2018)	2300	837	1,04	1410
Lettbetong (Thermtest 2018)	950	657	0,21	360
Lettbetong (Wilson 2008)	1200	1000	0,4	692
Mur (Buchanan 2002)	1600	840	0,69	690
Mur (Engineers Egde 2019)	1200	900	0,47	710
Mur (Thermal analysis labs 2019)	2000	753	1,00	1230
Mur (Thermtest 2018)	2000	837	0,71	1090

3.5 Brannlast i kontorbygg

Brannlast i et rom gis vanligvis som brennbart materiale per gulvareal [MJ/m^2], men kan også gis som brennbart materiale per overflateareal. I det videre vil brannlast antas som brennbart materiale per gulvflate hvis det ikke er spesifisert annet. De forskjellige brannlastene er samlet i Tabell 3.5.

Litteraturen foreslår flere forskjellige verdier for kontorbygg. Blant annet har det sveitsis-

Tabell 3.5: Brannlast for kontorbygg per gulvareal [MJ/m^2].

Kilde	Kommentar	Gjennomsnitt	Anbefalt
VKF (2007)	Vanlig kontorareal	-	700
”	Møterom	-	300
”	Lagerrom	-	1600
Kumar & Rao (1995)	Vanlig kontorareal	300	-
”	Tekniske rom	434	-
”	Lagerrom	601	-
Culver (1978)	Offentlig kontorbygg	641	-
”	Privat kontorbygg	720	-
Pettersson et al. (1976)	Kontorarealer	411	-
Eurokode 1	Kontorarealer	420	511
Khorasani et al. (2014)	Kontorarealer	420	760

ke brannvesenet i Bern (VKF) gjennomført et studie i 2005 der lokalene til 95 forskjellige bedrifter ble undersøkt. De fant at brannlasten for vanlige kontorarealer varierte mellom $300-900 MJ/m^2$, og anbefaler en verdi på $700 MJ/m^2$. For møterom var verdiene mindre, der de varierte mellom $200-400 MJ/m^2$ og hvor anbefalt verdi var $300 MJ/m^2$. For lagerrom var verdiene $600-2600 MJ/m^2$, med en anbefalt verdi på $1600 MJ/m^2$ (VKF 2007).

Et annet studie ble gjennomført India i 1992 og 1993 i flere offentlige kontorbygg. Til sammen ble $11.720 m^2$ med gulvareal fordelt på 388 rom undersøkt (Kumar & Rao 1995). Rommene i byggene ble delt opp i kategorier etter bruk, som lagerrom, teknisk rom og vanlig kontor. For vanlige rom varierte de målte verdiene mellom $191-1080 MJ/m^2$, med et gjennomsnitt på $300 MJ/m^2$. For tekniske rom varierte det fra 302 til $1.240 MJ/m^2$, med et gjennomsnitt på $434 MJ/m^2$. Aller høyest brannlast hadde lagerrommene, med en verdi på $372-1.860 MJ/m^2$, med et gjennomsnitt på $601 MJ/m^2$. Kumar & Rao (1995) så også på sammenhengen mellom romstørrelse og brannlast, og fant at de at med økende romstørrelse synker brannlasten per gulvareal. For eksempel fant de at for vanlige kontorarealer var gjennomsnittlig brannlast for rom under $16 m^2$ $530 MJ/m^2$, for rom mellom 16 og $32 m^2$ $311 MJ/m^2$, mens for rom større enn $32 m^2$ var den rundt $200 MJ/m^2$.

Culver (1978) gjennomførte et omfattende undersøkelse av brannlast i kontorbygg, der over 2000 kontorer ble undersøkt. Brannlastene her ble beregnet i masse per areal lb/ft^2 . Khorasani et al. (2014) har regnet om brannlastene fra dette studiet til MJ/m^2 ved å anta en forbrenningsverdi på $18 MJ/kg$, en verdi som er passende for celluloseprodukter. Ifølge Khorasani et al. (2014) blir Culvers gjennomsnittlig brannlast på $641 MJ/m^2$ for offentlige kontorbygg, mens for private bygg er den noe høyere, på $729 MJ/m^2$. Verdiene varierer mye, fra 53 til $9.365 MJ/m^2$ for de offentlige og fra 132 til $4551 MJ/m^2$ for de private. De største lastene ble funnet i lagerrom.

Også et svensk studie av Pettersson et al. (1976) så blant annet på brannlast i kontor-

bygg. Kontorbyggene ble delt opp i to kategorier: Kontorer der teknisk aktiviteter ble utført, som arkitekt- og ingeniørkontorer, og kontorer for økonomiske aktiviteter, som bank- og forsikringskontorer. Det var liten forskjell mellom de to kategoriene. Gjennomsnittlig brannlast for totalen var til 411 MJ/m^2 .

Eurokoden foreslår en gjennomsnittlig brannlast på 420 MJ/m^2 , med en 80 %-fraktil på 511 MJ/m^2 . Det gis ikke en anbefalt verdi for brannlasten, men det impliseres at en karakteristisk verdi på minst 80 %-fraktilen skal benyttes. Khorasani et al. (2014) mener at dette fortsatt ikke blir konservativt nok, og mener at 95 %-fraktilen bør benyttes, altså 760 MJ/m^2 .

Spredningen som kan ses i Tabell 3.5 viser at det er vanskelig å sette en god verdi som vil passe til en gitt situasjon. Likevel viser flere av studiene brannlasten blant annet er avhengig av størrelsen på rommet, slik at et større areal gir en mindre brannlast (Culver 1978, Khorasani et al. 2014, Kumar & Rao 1995). Studiene viser også at brannlasten er avhengig av bruken av rommet, og at det er betydelig forskjell på brannlasten i for eksempel et lagerrom og et vanlig kontor. Det å kun ha én verdi for samtlige rom i et kontorbygg vil dermed enten gi for lave brannlaster i enkelte rom, eller for konservative mange rom.

En del av den innsamlede dataen er også mange tiår gamle, og kan dermed være utdatert (Khorasani et al. 2014). Kontorlandskapet har forandret seg mye siden den gang, særlig med større tetthet av datamaskiner og annet teknisk utstyr som ikke er cellulosebasert kan påvirke den egentlige brannlasten.

3.6 Vindusknusing ved brann

For å finne riktig brannutvikling for en rombrann er det viktig å kunne forutsi oksygenmengden som er tilgjengelig for å reagere med de brennbare gassene fra brenselet. Ventilasjonsmengden i en rombrann styres hovedsakelig av store åpninger skapt av dør- og vindusåpninger (Babrauskas 2011). Det er dermed viktig å vite om og når et vindu som er stengt ved brannstart vil knuse på grunn av varmebelastningen og bidra til større ventilasjon av rommet.

Det er viktig å skille mellom oppsprekking og knusing av en glassflate. Ved sprekkdannelse i glass vil glasset fortsatt hindre at luft strømmer igjennom glasset. Det er først ved knusing, der større deler av vinduet faller ut, at det skapes en åpning som bidrar til økt ventilasjon (Babrauskas 2011).

Ifølge Keski-Rahkonen (1988) er det tre hovedmekanismer som fører til at glass sprekker opp eller knuser:

1. Ved en plutselig og intens varmestråling mot den ene siden av en glassflate vil en bratt termisk gradient bli skapt gjennom tverrsnittet til glasset. Dette termiske sjokket vil føre til store termiske spenninger i glasset og føre til sprekker og utfall

av vindusflaten. Dette vil eventuelt skje i løpet av de første minuttene av en brann. Denne formen for glassknusing er ikke vanlig for rombranner.

2. Den termiske gradienten gjennom tykkelsen på glassflaten får flaten til å deformere seg og bule utover eller innover. Siden glassflatene gjerne er innspent av vindusrammene, blir store spenninger skapt i glasset, særlig i nærheten av hjørnene. I små vinduer kan store spenninger oppstå på denne måten, men i store vinduer vil det store vindusarealet bidra til nok fleksibilitet i glassflaten til at det ikke vil oppstå store nok spenninger for knusing.
3. En ikke-uniform temperaturutvikling i glassflaten fører til termiske spenninger mellom områdene med forskjellige temperaturer. Dette kan skje for eksempel der deler av glassoverflaten er beskyttet fra varmestråling av vindusrammen. Siden glass er et sprøtt materiale vil det raskt sprekke opp eller knuses ved store strekkspenninger. Dette er ifølge Keski-Rahkonen (1988) hovedgrunnen til at glass knuses ved rombranner.

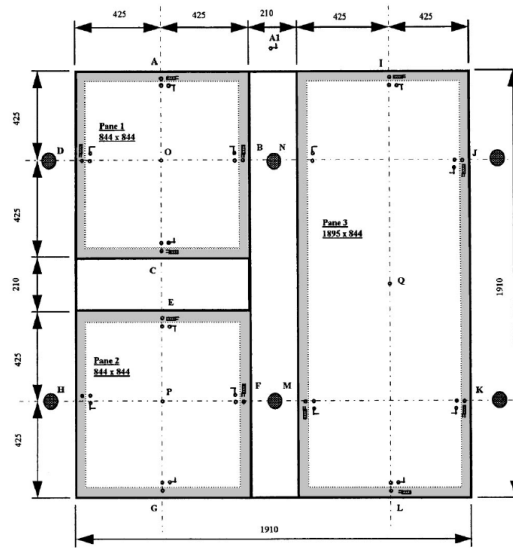
I det følgende vil litteraturen bli undersøkt for å se hvilke temperaturer som er nødvendig for å knuse rutene i et vindu. Resultatene er oppsummert i Tabell 3.6.

Tabell 3.6: Nødvendig temperatur for å knuse glassruter. O: Overflatetemperaturen til glasset. G: Gasstemperaturen glasset eksponeres for.

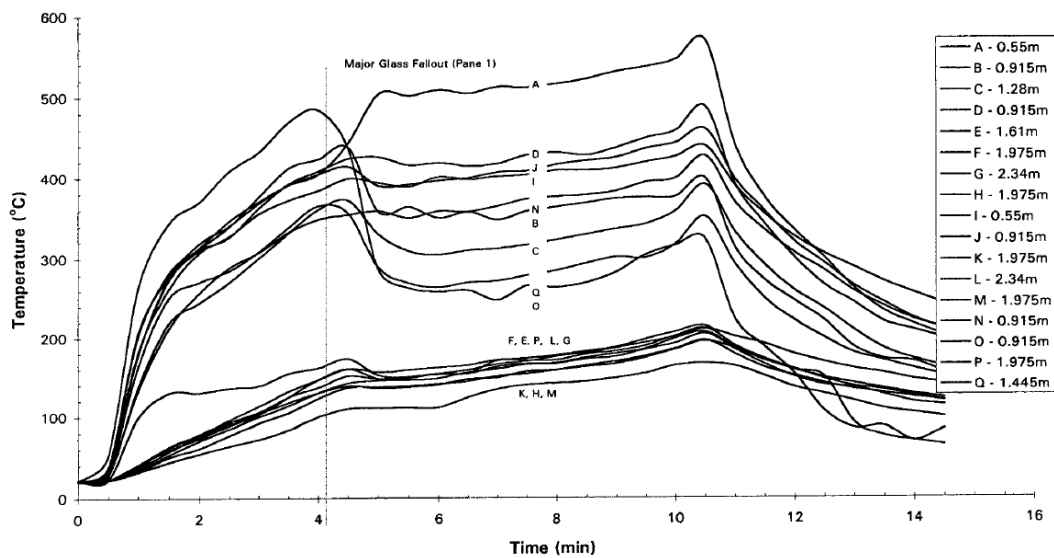
Kilde	Type glass	Kommentar	Temperatur [°C]
Shields & Silcock (1994)	Ett 4-6 mm	Knuste 1 av 6 ganger	431-450 (G)
Shields et al. (2001)	Ett 6 mm	Høyt plassert	280-615 (O)
Shields et al. (2001)	Ett 6 mm	Vindu fra gulv til tak	278-530 (O)
Babrauskas (2011)	To 6 mm	Begge knuses	600 (G)
Ni et al. (2012)	To 6 mm	Begge knuses	600-800 (G)

Videre har Shields & Silcock (1994) gjennomført eksperimenter vindusruter med ett-glass med tykkelse på 4-6 mm og et areal BxH = 0,9 m x 1,6 m. I testrommet skapte de en naturlig temperaturgradient som også ble skapt i glasset. De fant at det startet å dannes sprekker når gasstemperaturen øverst i rommet var mellom 323 og 467°C. Temperaturdifferansen mellom den eksponerte delen og den beskyttede delen av glassflaten var mellom 125 og 146°C. Testene ble avsluttet etter 20 min, da temperaturene i rommet var omtrent 500°C. I kun 1 av 6 tester falt vindusruten ut. Dette skjedde mellom 431 og 450°C (Babrauskas 2011).

Senere gjennomførte Shields et al. (2001) 19 eksperimenter der 3 ettlags glassflater med tykkelse på 6 mm ble eksponert for forskjellige grader av intensitet i en ISO romhjørnetest. I testrommet ble det skapt et tosonemiljø med et varmt øvre røyklag og et kaldt nedre luftlag. Brannene fikk ikke nå overtenning og fullt utviklet stadium. Tre glassflater ble montert i rommet slik som vist i Figur 3.10



Figur 3.10: Posisjonene og dimensjonene til glassflatene og temperaturmålerne under eksperimentene. Hentet fra Shields et al. (2001).



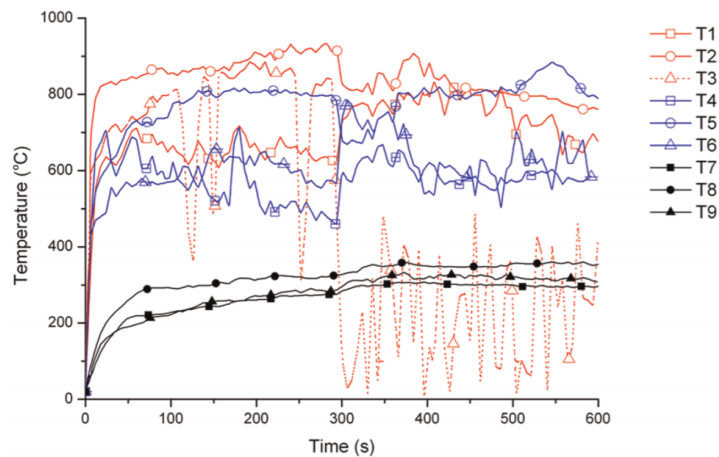
Figur 3.11: Lokale glassoverflatetemperaturer vist over tid under en av de største branene. Etter 4 min skjer en stor integritetssvikt i glassflate 1. Lengdene bak temperaturmålerne er avstand fra himling. Hentet fra Shields et al. (2001).

I Figur 3.11 vises temperaturutviklingen i glasset i en av rombranntestene med størst intensitet. Under eksperimentene var det først glassflate 1 og deretter glassflate 3 som

opplevde integritetssvikt, siden disse to befant seg helt eller delvis i det varme røyklaget. Den laveste temperaturen for første sprekk i glasset ble målt til 110°C . For glassflate 1, som lå fullstendig i det varme røyklaget, mistet betydelig integritet når overflatetemperaturen var mellom 280°C - 615°C , med et gjennomsnitt på 486°C . For glassflate 3, som var $1,91\text{ m}$ høy og strakk seg gjennom både det varme og det kalde laget, mistet betydelig integritet da overflatetemperaturen til glasset i det øvre laget var mellom 278°C - 530°C . Gjennomsnittlig overflatetemperatur i dette tilfellet var på 415°C .

Doble og triple vindusruter vil opprettholde integriteten lengre enn ettlags vinduer siden glassene må én etter én gjennomgå samme prosess (Pagni & Joshi 1991). Ifølge Babrauskas (2011) vil ikke varmestråling transmittere igjennom vindusglass, noe som betyr at mens det første vindusglasset varmes opp vil det neste glassets temperatur være tilnærmet uendret. Oppvarmingen av dette glasset vil først starte etter at glasset foran har falt ut. Dette støttes av senere eksperimenter av Shields et al. (2005) der samme metode som tidligere ble gjennomført på tolags glassflater. Som ventet ga brudd i den første ruten intet integritetstap og ventilasjonsforholdene ble ikke påvirket av dette. Det andre glasslaget fikk integritetsbrudd kun under de mest intense testene, og bare i fire av 15 tester falt mer enn 10 % av rute nummer to ut i løpet av testens varighet.

Babrauskas (2011) gjengir resultatene fra britiske The Loss Prevention Council sitt studie av rombrann med toglass ruter der hver av glassene hadde en tykkelse på 6 mm . De fant av under en brann på 3 MW med trebrensel måtte gasstemperaturer på minst 600°C bli holdt i 8-10 minutter for å få nok utfall av glass til å påvirke lufttilførselen i betydelig grad. Dette forsøket ble gjentatt med et rom fullt innredet som et kontor, og det ble funnet at begge glass falt ut etter kun 5 minutter, med en gang gasstemperaturen nådde 600°C .



Figur 3.12: Temperaturutviklingen målt i forskjellige punkter for Test 2. Hentet fra Ni et al. (2012).

Også eksperimenter gjennomført av Ni et al. (2012) viser at toglass ruter knuses ved

600°C - 800°C. Her ble toglass ruter med 6 mm, herdet glass testet både i liten og stor skala. I de minste testene kom det sprekker i det andre glasset etter omtrent ti minutter, og etter omtrent 20 minutter falt det ut. I det meste av denne tiden befant temperaturen seg mellom 600°C - 800°C, se Figur 3.12. Liknende resultater ble funnet i fullskalatestene.

3.7 FDS og PyroSim

Bruken av computational fluid dynamics (CFD) har utviklet seg til å bli et viktig verktøy for både forskere og brannrådgivere. Dataprogrammene kan hjelpe til med å forstå og forutse brannforløp i bygninger, siden programmene kan utnytte maskinens evne til å gjennomføre avanserte og tunge beregninger. FDS (Fire Dynamics Simulator) er en CFD-modell som er mye brukt for brannsimulering. Den benytter Navier-Stokes-likninger som er tilpasset for lav hastighet som er termisk drevet, og fokuserer særlig på røyk- og varme-transport fra branner (FDS user guide). For å benytte FDS direkte er det nødvendig å kunne koding, ved å sette inn tekstfiler med koder i programmet. Et alternativ til dette er å benytte en av brukergrensesnittprogrammene, som gjør det betydelig lettere å sette opp en feltmodell i FDS.

PyroSim er et mye benyttet brukergrensesnitt for FDS, og er det programmet som er benyttet i denne oppgaven. Videre følger oversikt over viktige aspekter for å modellere i FDS og PyroSim. Teoristoffet er hentet fra PyroSim User Manual (Thunderhead Engineering 2018) hvis ingen andre kilder er oppgitt.

3.7.1 Mesh og cellestørrelse

En mesh er et rom eller et domene som simuleringene foregår i. Inne i disse domene får alle objekter en nøyaktig posisjon og utstrekning. Et mesh-domene deles opp i mange like celler. For å sikre gode resultater bør cellene være omtrent kubiske, altså ha samme utstrekning i alle tre retninger. Størrelsen på cellene er det viktigste valget som blir gjort av brukeren, siden det bestemmer nøyaktigheten til beregningene i mesh-domene. Det kommer av at antall celler bestemmer antall kalkulasjoner som må gjennomføres per tidssteg (Boehmer et al. 2009). Et mesh-domene med mange små celler vil gi et bedre resultat, men vil samtidig gjøre beregningene mer avanserte og ressurskrevende. Ved å halvere cellestørrelsen vil nøyaktigheten bli redusert med en faktor på fire, mens beregningstiden vil øke med en faktor på 16 (McGrattan et al. 2017b). Dermed må det gjøres et kompromiss mellom nøyaktigheten som ønskes oppnådd og hvor mye ressurser som er tilgjengelig.

FDS benytter Fast Fourier Transforms (FFTs) i utregningene. Dette gir begrensninger for mesh- og celleutformingen, siden mesh-dimensjonene må kunne uttrykkes i formen $2^u 3^v 5^w$. Det betyr at en mesh i for eksempel X-retning kan ha 30 celler ($30 = 2^1 3^1 5^1$) eller 64 celler ($64 = 2^6$), mens 32 og 99 ikke vil gi gode resultater.

Ofte vil en modell ha nytte av å deles opp i flere mesh-domener. Blant annet kan beregningene deles mellom flere prosessorer, slik at det vil ta kortere tid å gjennomføre simuleringen. Det kan også gjøre området simuleringen skal gjennomføres i mindre omfattende og dermed effektiv, siden geometrien til det som skal undersøkes kan tegnes mer nøyaktig med flere mesh-domener. For eksempel vil en korridor som er formet som en L kunne tegnes med mange færre celler hvis det deles opp i to avlange mesh-domener enn i kun ett stort. En tredje fordel ved å dele opp i flere meshes er at mesh-domener kan ha forskjellige cellestørrelse og dermed nøyaktighet. Dermed kan ressurser spares ved at områder som er mindre viktige og krevende har grovere cellestørrelse.

Når det benyttes flere mesh-domener er det flere viktige tommelfingerregler som bør følges:

- Cellene i overgangen mellom to mesh-domener må enten ha samme tverrsnitt eller et heltallsforhold til hverandre, se Figur 3.13.
- De mesh-domene med den minste cellestørrelsen bør tegnes først i programmet, og de groveste til slutt, siden FDS prioriterer mesh-domener etter hvilken rekkefølge de ble skapt. Dette kan for eksempel bestemme hvilken mesh-domene som får avgjøre hvis det skulle være en konflikt mellom for eksempel to overlappende mesh-domener.
- Det bør unngås å legge en overgang mellom to mesh-domener i kritiske områder, siden informasjonsflyten mellom mesh-domener ikke er like nøyaktig som den er internt i et mesh-domene. En ferdig simulering bør undersøkes visuelt for å sikre at overgangene fungerer godt. For eksempel kan man se om strømmingen mellom to mesh-domener er jevne og kontinuerlige. Hvis det ikke er det bør overgangen flyttes til et mindre kritisk sted.

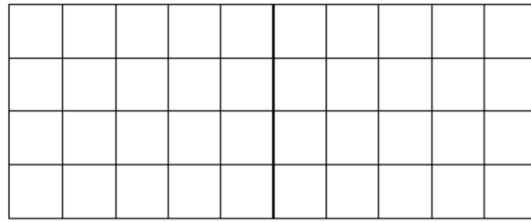
Det å finne riktig cellestørrelse i et mesh-domene kan være utfordrende. Vanligvis kan en god fremgangsmåte være å begynne med et grovt mesh-domene og deretter gradvis gjøre det finere til det ikke er store forandringer i resultatene, altså gjennomføre et sensitivitetsstudie. Litteraturen skriver at cellestørrelsen i et mesh-domene nær brannen bør være i et bestemt interval.

Likevel kan det i tilfeller med en brann med en røyksøyle bestemmes hvor fin mesh-domenet skal være. Da beregnes $D^*/\delta x$ for forskjellige varmeavgivelsesrater \dot{Q} , der δx er cellestørrelsen og D^* er karakteristisk brann diameter. D^* beregnes ved hjelp av Formel 3.51 (McGrattan et al. 2017d).

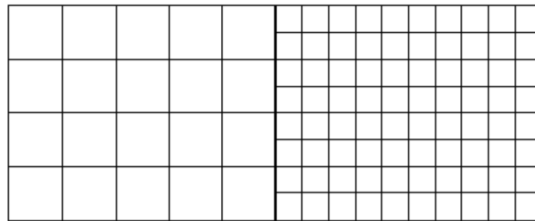
$$D^* = \left(\frac{\dot{Q}}{\rho_\infty c_p T_\infty \sqrt{g}} \right)^{\frac{2}{5}} \quad [-] \quad (3.51)$$

der

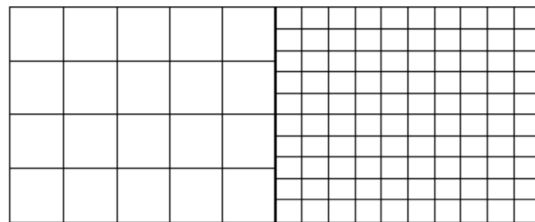
\dot{Q} er varmeavgivelsesraten til brannen [kW]



a) Tillatt: Overgang mellom to mesh-domener med samme celle-tverrsnitt.



b) Tillatt: Overgang mellom to mesh-domener der cellene-tverrsnittene har et heltallsforhold til hverandre, i dette tilfellet 1:2.



c) Ikke tillatt: Overgang mellom to mesh-domener som ikke har heltallsforhold til hverandre, i dette tilfellet 1:2,5.

Figur 3.13: I overgangen mellom to mesh-domener må enten celle-tverrsnittene være like, eller ha et heltallsforhold til hverandre. Hvis dette ikke følges vil resultatene bli mindre gode. Hentet fra McGrattan et al. (2017d).

ρ_∞ er luftens densitet [kg/m^3]

c_p er luftens varmekapasitet [kJ/kgK]

T_∞ er luftens temperatur [K]

g er tyngdeakselerasjonen [$9,81 m/s^2$]

En høy $D^*/\delta x$ vil si at mange celler dekker brannen, noe som vil si at nøyaktigheten er høy. $D^*/\delta x$ vil variere hvis varmeavgivelsesraten \dot{Q} varierer, noe som ofte skjer under et brannforløp. Dermed bør også variasjonen av varmeavgivelseshastigheten tas i betraktning når dette vurderes. Ifølge Nystedt & Frantzich (2011) vil et passende interval for et mesh-domene med en brann være mellom 10-20 for $D^*/\delta x$. McGrattan et al. (2012) skriver at 5 celler ofte vil være for lite og at det må brukes flere celler for å få et nøyaktig resultat. Likevel kan 5 celler være egnet i praktiske brannprosjektering der det totale

volumet er mye større enn brannsoylen. Videre mener McGrattan et al. (2017c) at det oppnås en god korrelasjon for $D^*/\delta x = 10$. Likevel er det viktig at denne regelen ikke erstatter en sensitivitetsstudie av cellestørrelsen (Boehmer et al. 2009).

For rombranner med en åpning anbefaler He et al. (2008) at det må plasseres et beregningsdomene utenfor åpningen slik at resultatene fra simuleringen får god validitet og lav usikkerhet. For ventilasjonskontrollerte branner bør beregningsdomenet strekke seg ut fra åpningen med en lengde lik den hydrauliske diameteren til den største åpningen, mens for brenselskontrollerte branner bør den minst være lik halvparten (He et al. 2008). Den hydrauliske diameteren til en åpning kan regnes ut med Likning 3.52.

$$D_H = \frac{4A}{P} \quad [m] \quad (3.52)$$

hvor:

A er åpningens areal $[m^2]$

P er åpningens omkrets $[m]$

3.7.2 Utforming av geometri

I FDS er det tre former for geometri. “Obstruksjoner” er solide og hindrer strømning. “Hull” skaper åpninger i eller igjennom obstruksjoner. “Vents” kan dekke deler av eller hele overflaten til obstruksjoner og kan ha flere forskjellige funksjoner. Videre vil grunnleggende trekk ved de forskjellige geometriene presenteres.

Obstruksjoner

Obstruksjoner er den viktigste geometrien i FDS. De er alltid rektangulære og følger aksene i aksesystemet i FDS. For hver obstruksjon må hver side gis en overflate, som bestemmer de termiske egenskapene dens.

Det finnes to typer obstruksjoner: Solide obstruksjoner er minst en celletykkelse tykk i alle tre retninger. Under en simulering vil en obstruksjon koble seg til nærmeste cellegrense. Det betyr at solide obstruksjoner ikke kan ha en mindre tykkelse enn cellestørrelsen i mesh-domenet.

Den andre typen er tynne obstruksjoner, og har ingen tykkelse i én dimensjon. De er hovedsakelig benyttet til å hindre strømning, siden FDS ikke tillater varmeoverføringsberegninger i obstruksjoner som har en tykkelse på 0.

Hull

Hull (*hole*) derfineres på samme måte som solide obstruksjoner, og fungerer som negative blokker som skjærer åpninger i obstruksjoner. De må også følge akseneretningene i aksesystemet, og trenger å være minst en cellestørrelse i alle retninger.

Vents

Vents er 2D-rektangler som plasseres på deler av en solid obstruksjons overflate eller på ytterflatene til et mesh-domene. Vents kan brukes til å simulere et ventilasjonssystem ved å gi tilluft eller avtrekk. Vents kan også brukes til å gi deler av en obstruksjons overflate spesielle grensebetingelser. For eksempel kan en brann plasseres på en del av en solid obstruksjon.

3.7.3 Overflater og grensebetingelser

Når en simulering skal settes opp er det viktig at geometrien blir modellert riktig og at overflatene (“surfaces”) får riktig grensebetingelser (“boundary conditions”). I FDS er geometrien utformet som rektangulære obstruksjoner som varmes opp, brenne og lede varme. Videre brukes vents som kan enten tilføre eller dra ut luft eller brensel fra simuleringsdomenet. Vents må alltid plasseres på en obstruksjon. Både obstruksjoner og vents trenger å få en grensebetingelse slik at de termiske egenskapene kan bestemmes.

Når et nytt mesh-domene blir laget vil ytterflater bli behandlet som solide vegger som det ikke strømmer igjennom. Hvis det ønskes at dette skal være åpent må det plasseres vents.

Videre presenteres aktuelle overflatetyper (Thunderhead Engineering 2018):

Adiabatisk

Det vil ikke være noen konvektiv eller strålingsvarmeoverføring fra gass/luft til faste objektet. FDS vil beregne en veggtemperatur slik at summen av netto konvektiv og strålingsvarmefflux er lik 0.

Inert

Overflater som er inert vil holde omgivelsestemperaturen (“ambient temperature”). Med denne overflaten vil det være varmeoverføring mellom gassen og overflaten.

Åpen

Denne overflaten benyttes på yttergrensene til mesh-domener som befinner seg ute eller leder ut av bygget, siden disse yttergrensene blir behandlet som solide vegger som det

ikke strømmer igjennom. For å gjøre dette plasseres vents på yttergrensene med åpen overflate.

“Supply”

“Supply” tilfører luft med en hastighet. Med denne overflaten kan vind eller tilluft fra ventilasjon simuleres.

“Exhaust”

“Exhaust” benyttes for å trekke ut gass fra simuleringen, og fungerer hovedsakelig på samme måte som “supply”-overflater.

Lagdelt

Lagdelte (“layered”) overflater består av en eller flere materialer, og kan være både faste og flytende materialer. Lagdelte overflater kan benyttes for obstruksjoner som består av ekte materialer, som vegger, tak og gulv. Ved hjelp av denne funksjonen kan obstruksjonene som tegnes i simuleringen gis termiske egenskaper.

Ifølge brukermanualen til FDS er dette den mest krevende delen av å sette opp en god simulering, da brannutviklingen er veldig sensitiv til de termiske egenskapene til materialene rundt. Og selv om materialeegenskapene er kjent så er det ikke sikkert at de de fysiske fenomenene som er involvert i prosessen blir godt nok simulert i FDS-modellen på grunn av begrensninger i algoritmene til programmet eller finheten til mesh-domenet (McGrattan et al. 2017d). Derfor er brukeren alltid ansvarlig for å både finne egnede verdier for de termiske egenskapene samt vurdere om en simulering tar med alle de viktigste hensynene og gir et realistisk resultat.

I tillegg til hvilke materialer obstruksjonen består av kan de forskjellige lagenes tykkelse bestemmes, samt hva slags lekkasjetall og initiell temperatur. Det kan også bestemmes hva slags forhold det er bak en obstruksjon, for eksempel en vegg. Blant annet kan “air gap” gi luft med romtemperatur på andre siden av veggen som vil føre til varmeledning gjennom veggen, mens “insulated” vil hindre varmetap på denne måten.

Brenner

Dette er en overflate som gir en brann der varmeavgivelseshastigheten eller massetaps-hastigheten er kjent. Det er vanligst å definere en maksimal varmeavgivelsesrate per arealenhet (HRRPUA) som kan være konstant eller være tidsavhengig. Ved det siste tilfellet kan en “ramp-up time” benyttes, som for eksempel kan uttrykkes ved en t^2 -kurve eller en egendefinert temperaturutvikling.

Når en branns varmeavgivelseshastighet (HRR) er kjent er det viktig å spre brannen utover et passende areal, slik at branner får en naturlig form. For eksempel vil en brann

med stor varmeavgivelseshastighet i forhold til arealet kunne oppføre seg som en jet-brann med veldig lang flammelengde (Najafi et al. 2007). Det er viktig at brannen i simuleringen får en realistisk og passende form. Dette kan kontrolleres med Formel 3.53:

$$Q_d^* = \frac{\dot{Q}}{\rho_\infty c_p T_\infty \sqrt{gD} D^2} \quad [-] \quad (3.53)$$

hvor:

- \dot{Q} er varmeavgivelseshastigheten $[kW]$
- ρ_∞ er omgivelsesluftens densitet $[kg/m^3]$
- c_p er omgivelsesluftens spesifikk varmekapasitet $[kJ/kgK]$
- T_∞ er omgivelsesluftens temperatur $[K]$
- g er tyngdeakselerasjonen $[m/s^2]$
- D er brannens diameter $[m]$

For branner som ikke har en sylindrisk grunnareal kan den effektive diameteren D_{eff} beregnes med Formel 3.54, som deretter kan benyttes i Formel 3.53.

$$D_{eff} = \sqrt{\frac{4A}{\pi}} \quad [m] \quad (3.54)$$

hvor:

- A er grunnarealet til brannen $[m^2]$

I en rapport utført av U.S Nuclear Regulatory Commission for brannmodelleringer i atomkraftverk anbefales det for vanlige ulykkesbranner at Q_d^* bør være innenfor intervallet 0,4-2,4, der verdier i nærheten av 1 er best (Najafi et al. 2007). En brann med liten varmeavgivelse i forhold til arealet vil få en lav verdi, mens en stor varmeavgivelse i forhold til arealet vil gi en høy verdi.

Det er også viktig at brannens karakteristiske diameter passer med finheten til cellene i mesh-domenet, se Formel 3.51 nevnt tidligere i kapittelet.

3.7.4 Turbulensmodell

Turbulens har stor innflytelse i en brann, og påvirker blant annet røyk- og brannspredning, varmeoverføring, mengde tilluft osv. I FDS behandles turbulens hovedsakelig av Large Eddy Simulation (LES), men kan også bli gjort av Direct Numerical Simulation (DNS) hvis mesh-domenet er fint nok (McGrattan et al. 2017d). LES og DNS har forskjellige styrker og svakheter. DNS gir høy nøyaktighet, men er begrenset av at det trengs stor

datakraft for å benytte denne metoden, og vil i praksis bare kunne brukes i små og idealiserte tilfeller. LES er derimot mindre ressurskrevende, og kan dermed benyttes i større simuleringer, men vil gi noe mindre nøyaktige resultater enn DNS. Likevel er LES et godt kompromiss mellom nøyaktighet og nødvendig datakraft (Maries et al. 2012).

3.7.5 Strålingsmodell

Likningen som finner termisk strålingstransport kalles “The Radiative Transport Equation” (RTE), og beregner absorbering og emittering for et medium (McGrattan et al. 2017a). For å få et godt resultat for den totale strålingsintensiteten deles strålingsspekteret inn i et antall “bånd”, der det for hver av dem regnes ut en RTE. Den totale intensiteten er deretter beregnet ved å summere alle båndene.

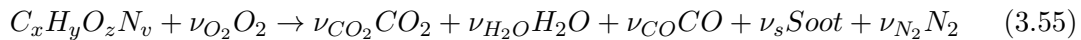
Å kalkulere total RTE er en tidkrevende prosess, selv med et lavt antall “bånd”. Heldigvis er det mulig å forenkle prosessen i FDS, siden det hovedsakelig er sotproduksjon som bestemmer strålingen fra flammer og røyk. Sot sitt strålingsspekter er kontinuerlig og kan dermed behandles som et grått medium med én absorpsjonskoeffisient. På denne måten kan RTE bestemmes ved å gjennomføre kun én beregning (McGrattan et al. 2017a). Dette er standardinnstillinger i FDS, og det er vanligvis ikke nødvendig å benytte andre innstillinger enn dette (McGrattan et al. 2017d).

3.7.6 Forbrenningsmodell

Det er to forbrenningsmodeller i FDS. Den første er “single-step, mixing-controlled combustion”, også kjent som “simple chemistry”. Dette er standardinnstillingen til FDS og den enkleste av de to modellene. I en “mixing-controlled” forbrenning antas det at reaksjonen er uendelig rask og kun kontrollert av forholdet mellom de forskjellige stoffene. Den andre modellen antar, der reaksjonene ikke er uendelig raske. Denne siste modellen er krevende å gjennomføre og trenger et veldig fint oppdelt mesh-domene (McGrattan et al. 2017d).

I Fire Dynamics Simulator Users Guide presenterer McGrattan et al. (2017d) to pyrolysemodeller. I den “enkle” pyrolysemodellen plasseres en “brenner” på en overflate og gis en varmeavgivelseshastighet per areal (HRRPUA). Varmeavgivelseshastigheten kan defineres som konstant eller settes til å variere over tid for å simulere et brannforløp. Denne benytter “mixing-controlled” forbrenning.

Videre i den enkle forbrenningsmodellen må reaksjonen defineres ved å bestemme antall atomer med C, H, O og N det er i brenselet. Dette kan gjøres manuelt av brukeren eller det kan benyttes brensel som er forhåndsdefinert i programmet. Dette vil reagere med oksygen og hovedsakelig danne H_2O , CO_2 , CO og sot, se Likning 3.55. Mens mengde H_2O , CO_2 og N_2 beregnes av seg selv, må produksjonen av CO og sot defineres av bruker (McGrattan et al. 2017d).



I den komplekse pyrolysemodellen kan flere lag med forskjellige materialer defineres, og brannen vil utvikle seg avhengig plassering og temperaturen til de forskjellige materialene og gi forskjellige reaksjoner avhengig av materialenes egenskaper. Med denne pyrolysemodellen kan enten “mixing-controlled” forbrenning eller den mer avanserte metoden som benytter “finite-rate” brukes.

3.7.7 Produksjon av CO

I den enkle pyrolysemodellen må produksjonen av karbonmonoksid (CO) i forbrenningsreaksjonen defineres som andelen av brensel som blir gjort om til CO. Den vil variere avhengig av brenselstypen, og har en standardverdi på 0. Wade et al. (2007) angir blant annet CO-produksjon for tre forskjellige brenslere i både fasen før overtenning og etter overtenning. I fasen før overtenning er CO-produksjonen for 100 % polyuretan (PU eller PUR) er CO 0,040 g/g, for 50 % polyuretan og 50 % tre 0,022 g/g, mens for 100 % tre 0,004 g/g. For fasen etter overtenning er verdien for CO-produksjon ti ganger høyere.

Myndighetene i New Zealand anbefaler at det i alle bygninger benyttes CO-verdier på 0,040 g/g for branner i vekstfasen, og at den økes til 0,400 g/g for fullt utviklet branner (Ministry of Business, Innovation and Employment 2014). Disse verdiene stemmer overens med verdiene Wade et al. (2007) anbefaler for 100 % polyetan-brensel. Videre har Hou (2011) i sin masteroppgave samlet sammen data angående fordelingen av CO₂, CO, HCN og sot, der den gjennomsnittlige CO-produksjonen fra møbler med PU uten flammehemmerstoffer var 0,024 g/g, mens for møbler med PU som inneholdt flammehemmere var verdien på 0,020 g/g.

Valencia et al. (2009) gjennomførte et eksperiment der en bit ikke-flammehemmende polyeter polyuretanskum (PPUF) ble utsatt for stråling med forskjellig intensitet i en “cone calorimeter test”, og gassene fra reaksjonen ble analysert, blant annet CO. Resultatene viste at det CO-produksjonen varierte fra 0,036 g/g til 0,019 g/g, der den høyeste verdien ble oppnådd ved 10 kW/m², mens den laveste ved 50 kW/m². Gjennomsnittet for alle testene ble 0,024 g/g.

Mulholland et al. (1991) har også sett på CO-produksjon for forskjellige materialer, blant annet Douglasgran. De fant at for Douglasgran varierte CO-produksjonen over seks tester mellom 0,004 g/g og 0,013 g/g, med en gjennomsnitt på 0,007 g/g.

3.7.8 Produksjon av sot

I den enkle pyrolysemodellen må også andelen sot som produseres defineres. Denne varierer også avhengig av brenselstype. Standardverdien i FDS er 0. Wade et al. (2007)

har også funnet andelen sot som blir produsert i av tre forskjellige brenselssammensetninger. I vekstfasen er andelen sot for 100 % polyuretan (PU eller PUR) 0,200 *g/g*, for 50 % polyuretan og 50 % tre er den 0,110 *g/g*, mens for 100 % tre er den 0,015 *g/g*. Videre anbefales det å bruke en dobbelt så stor verdi for en fullt utviklet brann. Wade & Robbins (2008) har gjennomført et studie der forskjellige nivåer av sot-produksjon blir undersøkt i møbler med PUR i FDS og sammenliknet med eksperimentell data. De kom fram til at de anbefaler en verdi på 0,050 *g/g* for sot, da dette gir et resultat som både er konservativ og nært den eksperimentelle dataen. Ved et sotproduksjon på 0,200 *g/g* ble resultatet overestimert, og særlig røykens optiske tetthet ble veldig høy. De anbefaler derfor en verdi på 0,070 *g/g*.

Dette stemmer overens med myndighetene i New Zealand anbefaling på sot-verdi på 0,070 *g/g* for vekstfasen. For en fullt utviklet brann anbefales en verdi på 0,140 *g/g*, altså en dobling av verdien (Ministry of Business, Innovation and Employment 2014).

Mulholland et al. (1991) så også på sot-nivå, og fant at for Douglasgran varierte sotnivået mellom 0,002 og 0,010, med et gjennomsnitt på 0,006 *g/g*.

3.7.9 Luftlekkasje

Siden de fleste bygninger ikke er lufttette er det viktig å ta hensyn til dette i simuleringer også. Spesielt vil dette være viktig hvis det bygger seg opp trykkforskjeller internt i bygget eller mellom bygget og det fri. For å modellere dette finnes det to metoder (McGrattan et al. 2017d):

Den første metoden er “pressure zone leakage”, som er utviklet for å fange opp lekkasjen gjennom vegger. Det antas at lekkasjen gjennom en vegg er veldig liten og at det vil være å stor varmeutveksling at temperaturen til luften som passerer igjennom kan antas å ha samme temperatur som veggoverflaten. Ved å benytte modellen som simulerer ventilasjonssystemer (HVAC) og definere trykksoner og lekkasjeområder, og beskrive overflaten som lekkasjen skjer igjennom kan dermed lekkasjen beregnes.

Den andre metoden for å inkludere luftlekkasjer er “localized leakage”. I motsetning til den andre metoden, som tar høyde for mange små lekkasjer i en vegg, brukes denne metoden til å beregne lekkasjen for en spesifikk sprekk eller hull. Dette egner seg for små åpninger som er for små til å tegnes med den bestemte cellestørrelsen, men som likevel antas å være sentrale for utfallet av simuleringen. Metoden benytter det lokale trykknivået, og en kan dermed for eksempel modellere at glippen over en dør slipper varm luft ut av rommet, mens kald luft trekkes inn i glippen under døren.

3.7.10 Devices

FDS er utstyrt med en rekke forskjellige enheter (devices) som for eksempel sprinkler, røykdetektorer og termometer. Mange av dem kan gi detaljert utdata avhengig av

hvor de er plassert i domenet. På denne måten kan temperaturen i en rombrann måles for spesifikke punkter ved å plassere mange temperaturmålere i forskjellige posisjoner i rommet.

Enheter kan også sette igang forskjellige funksjoner ved definerte betingelser. For eksempel kan en røyksensor skape en åpning ved en bestemt røykkonsentrasjon for å simulere rømning ut av rommet ved utløsning av en røykvarsler. På denne måten kan et dynamisk brannscenario med skiftende ventilasjonsforhold simuleres.

3.7.11 Validering av modell

Ifølge McGrattan et al. (2017c) inneholder en validering av en modell vanligvis tre deler: en sammenlikning av modellens prediksjoner med resultater fra forsøk, en kvantifisering av forskjellene og en vurdering der usikkerheter i inndataen og målingen tas med, og tilslutt en avgjørelse om modellen gir gode nok prediksjoner til å brukes. Selv om programutviklerne bruker mye tid på å sammenlikne modellprediksjoner med resultater fra eksperimenter er det alltid brukeren sitt ansvar å vurdere om modellen som er laget er egnet til bruk.

NIST, som står bak utviklingen av FDS, har laget en veileder for å validere modeller kalt *FDS Technical Reference Guide Volume 3: Validation* (McGrattan et al. 2017c). Dette er et omfattende dokument som hovedsakelig betstår av resultater fra over 50 branneksperimenter som har blitt gjennomført i virkeligheten og modellert i FDS. Veilederen gir følgende framgangsmåte for å bruke den til å validere brukerens egne modeller:

1. Undersøk kapittelet om tidligere forsøk på å modellvalidere som likner det som en selv skal gjennomføre. For eksempel er det et kapittel om rombrann (compartment fire), der det gis en rask oversikt over modelleringsarbeidet som er gjort på dette området.
2. Identifiser eksperimentell datasett fra veilederen som er relevant for oppgaven. En tabell som viser et sammendrag av eksperimentene ved hjelp av sentrale parametre som varmeavgivelseshastigheten, brann diameter og rombrannens bredde/høydeforhold kan brukes for å finne aktuelle scenarioer blant de over 50 eksperimentene. På denne måten kan rom som likner på det som skal modelleres identifiseres.
3. Bruk veilederens innholdsfortegnelse til å finne aktuelle sammenlikninger mellom eksperimenter og FDS-simuleringer. Resultatene fra eksperimentene er listet opp etter hvilke parametre de viser, og ikke etter hvilket eksperiment de tilhører. Dermed er all data for *Hot Gas Layer* (HGL) samlet i et kapittel med dette navnet. På denne måten er det lettere å sammenlikne dataen om HGL fra de eksperimentene som er relevante.
4. Vurder nøyaktigheten til egen modell ved å kvantifisere modellusikkerheten. Veiledning for dette gis i et eget kapittel. Usikkerheten kan bestemmes fordi usikkerheten til modellene beskrevet i veilederen har blitt funnet ved å sammenlikne

med eksperimentene. Denne usikkerheten innebærer ikke inndataen, så en egen parameterusikkerhet må i tillegg bestemmes.

Det anbefales å laste ned modellene av eksperimentene som likner det aktuelle scenarioet. På denne måten kan brukeren selv bli bedre kjent med eksperimentet. Hvis modellen ble laget i en tidligere FDS-utgave er det også en fordel å oppdatere modellen til å passe med dagens FDS-versjon som skal brukes i simuleringsarbeidet.

4 Analyse

I analysekapittelet vi først de kvalitative og overordende valgene tas. Deretter følger en kvantitativ del, der det velges verdier til simuleringen og utregningene. I denne delen vil først valg av parametre som materialer og brannlast tas. Deretter følger valg i forbindelse med de parametriske temperatur-tidkurvene. Til slutt vil valg i forbindelse med simuleringene beskrives.

4.1 Kvalitative vurderinger

4.1.1 Valg av parametriske temperaturtid-kurver

De parametriske temperaturtid-kurvene som skal undersøkes er:

- Eurokodens parametriske temperatur-tidkurve (EC1) (Standard Norge 2002)
- Improved travelling fire method (iTFM) (Rackauskaite et al. 2015)

Eurokodens parametriske temperatur-tidkurve er en av de aller mest brukte metodene for å finne temperaturutviklingen, og er mye brukt i næringen. Det er derfor av interesse å undersøke denne nærmere og få større kjennskap til metoden samt avdekke eventuelle svakheter ved den.

Av nye parametriske temperatur-tidkurver er iTFM den mest interessante. Særlig hvordan den tar for seg temperaturutviklingen også i rom med stor utbredelse er interessant, og er derfor aktuell for å ta med i undersøkelsen.

4.1.2 Valg av programmer

Det er valgt å benytte FDS og PyroSim i oppgaven. Dette er den mest brukte programvaren i bransjen og den er også tilgjengelig gjennom NTNU, så det var det naturlige valget.

For å regne ut de parametriske temperatur-tidkurvene velges Microsoft Excel. Dette er et av de ledende regnearkprogrammene, og brukes både ved NTNU og i bransjen.

4.1.3 Valg av rom

To rom vil undersøkes. Rommene vil ha samme høyde, mens gulvarealet varieres. I oppgaven ble det tidlig valgt å benytte kontorarealer fordi dette er en veldig vanlig type rom som har utviklet seg fra små cellekontorer til store og åpne kontorlandskap. Kontorarealer passer dermed godt med oppgavens utgangspunkt om å undersøke hvor egnet brannfagets tradisjonelle metoder er for moderne bygg med store og åpne rom.

Det skal benyttes to rom: Et rom som er lite og kvadratisk, og et som større og avlangt. Det første rommet vil passe godt overens med EC1 og de antagelser som gjøres i denne metoden, mens det andre rommet vil passe dårligere og kan være mer egnet for iTFM.

For å øke realismen bestemmes det at det skal innføres glassknusing ved høye temperaturer, som vil føre til varierende ventilasjon i rommene.

Rom 1

Som påpekt tidligere er Rom 1 valgt for å være egnet for brukt av den parametriske temperaturtid-kurven fra EC1. Rommet skal forestille et kontor som har en mer tradisjonell utforming og tilsvare et cellekontor med 2-4 plasser. Det skal være kvadratisk og ha relativ stor takhøyde slik at det kan bygge seg opp et betydelig røyklag under taket selv med høyde vinduer. Dette vil gi et lite rom som er passer til de parametriske temperaturtid-kurvene fra Eurokoden, men ikke for iTFM. Alle vinduer plasseres på én vegg for å skape enkle ventilasjonsforhold i rommet. Vindusstørrelsene skal varieres slik at åpningsfaktorens påvirkning på temperaturutviklingen kan vurderes. I tillegg vil det være en initiell ventilasjonsåpning som sørger for at brannen når høye nok temperaturer til at vinduene knuser, da det uansett er simuleringsutviklingen etter at brannen er fullt utviklet som er av interesse. Åpningen vil lukkes når vinduene knuser, slik at riktig åpningsfaktor oppnås. Vindusglasset vil være et vanlig vindu med to glass for å representere et kontor med vanlig standard.

De omsluttene bygningsdelene vil varieres slik at Eurokodens parameter for dette, b , varieres over store deler av intervallet for egnede b -verdier. For enkelhets skyld vil alle omsluttende bygningsdeler kun bestå av ett materiale.

Rom 2

Målet med Rom 2 er å forsøke å se hvordan en "travelling fire" kan se ut ved å simulere en forenklet brann som krysser et stort og avlangt rom. Den reisende brannen skal forsøkes å modelleres på en måte der mange av forenklingene gjort i iTFM vil brukes. Rommet skal være godt innenfor det som de parametriske kurvene fra EC1 påstås å være egnet for, men likevel et rom som ikke har en helt enkel utforming, der det kan tenkes at den alternative parametriske metoden passer bedre. Dermed velges et flere ganger større rom enn Rom 1, som i tillegg skal være avlangt. Brannen omfatter ikke hele rommet på en gang, men beveger seg gjennom rommet og fortærer brannlasten i posjoner. Resultatene

fra simuleringen vil deretter sammenliknes med de parametriske temperatur-tidkurvene fra EC1 og iTFM, og påstandene til Stern-Gottfried & Rein (2012) kan settes på prøve.

Rom 2 er ment som et rom som er større enn de tradisjonelle cellekontorene som ble bygget tidligere, og heller likne et moderne kontorlandskap. Rommet er basert på et ekte kontorlandskap, der det avlange rommet grenser mot kontorer på tre av sidene og der den fjerde vegg har store vindusarealer mot det fri. Rommets utforming vil likne rommet benyttet i Kirby et al. (1994) sine eksperimenter, bortsett fra at åpningene vil være langt større, og plassert på en langvegg og ikke en kortvegg.

Brannen vil starte i den ene enden av rommet ved en av de korte veggene og bre seg over rommet til motsatt vegg. I området der brannen starter skal det være en ekstra ventilasjonsåpning på motsatt side av vinduene for å sørge for nok ventilasjon til å sørge for en brann med temperaturer som kan knuse vinduene. Etter hvert som brannen brer seg vil den knuse flere vinduer på den ene vegg, som vil påvirke ventilasjonsforholdene. Den initiale ventilasjonsåpningen vil ikke stenges, da det i dette tilfellet er antatt brenselstyrt brann med rikelig lufttilførsel. Vinduene vil bli modellert slik som i Rom 1.

Det vil kun kjøres to simulering av dette rommet, én med høy b-verdi og én med lav b-verdi. Brannen starter i den ene enden av rommet og sprer seg igjennom rommet mot den andre enden. I tillegg til simuleringen vil både iTFM og EC1 sine parametriske kurver for rommet beregnes.

4.2 Valg av parametre

4.2.1 Materialer

I litteratursøket i teoridelen ble det funnet flere forskjellige materialer med forskjellige termiske egenskaper. Det ble erfart at betong er et materiale som kan blandes slik at det får veldig varierende egenskaper. Betong er også et veldig formbart materiale som sammen med armering kan tjene som gulv og vegger samt tak i motsetning til mur, som ikke kan benyttes i taket. Det har også en fordel over gips, som ikke kan benyttes alene for å forme veggene på 0,2 m.

Dermed velges det tre forskjellige betongtyper med egenskaper basert på litteratursøket som er gjengitt i Tabell 3.4. Betongtypene har egenskapene vist i Tabell 4.1, og er valgt for å gi en god spredning i den termisk tregheten (b-verdien) benyttet i Eurokoden, slik at temperaturutviklingen ved variasjoner i disse egenskapene kan undersøkes. b-verdien kan i EC1 varieres mellom 100-2200. De tre b-verdiene som velges er 400, 1050 og 1900 $J/m^2s^{1/2}K$. I tillegg ble de termiske materialeegenskapene til glass funnet. Dette trengs i forbindelse med simuleringen av rombrannene. Armeringens påvirkning på bygningsdelenes termiske treghet ignoreres, da det ikke er av stor konsekvens. I tillegg er de termiske egenskapene til glass funnet slik at dette kan modelleres inn i simuleringen.

Tabell 4.1: Materialer for omsluttende bygningsdeler, samt glass til vinduer. Benevnin-
gen til b er $[J/m^2 s^{1/2} K]$

Material	$\rho[kg/m^3]$	$c_p[J/kgK]$	$\lambda[W/mK]$	$b = \sqrt{\rho c_p \lambda}$
Betong I (lettbetong)	1000	700	0,23	400
Betong II	2300	657	0,73	1050
Betong III	2300	980	1,60	1900
Glass	2500	750	0,835	-

4.2.2 Brannlast

Litteratursøket vist i Tabell 3.5 viser at rapportert brannlast for kontorer varierer, men man kan slutte at en verdi på 700-800 MJ/m^2 er en konservativ verdi som anbefales av både sveitsiske myndigheter (VKF 2007) og Khorasani et al. (2014). Derfor velges en verdi på 750 MJ/m^2 som brannlast i sammenlikningen for begge rommene.

4.3 Oppsett for parametriske temperatur-tidkurver

4.3.1 Rom 1

For Rom 1 vil kun Eurokodens parametriske temperaturlid-kurve benyttes, da iTFM er utviklet for store volumer, der kun deler av rommet brenner om gangen. Rom 1 vil ha et begrenset areal, så det er ikke hensiktsmessig å benytte iTFM på dette rommet. Håndberegningene vil bli utført ved hjelp av Excel. Utformingen av rommet ble bestemt av hva som passet i simuleringsmodellen, og geometrien er dermed påvirket av hva som var mulig å tegne i FDS, da rommet måtte passe i et rutenett på 0,2 m .

Geometri

Rom 1 har et gulvareal på 4 $m \times 4 m$ og en romhøyde på 3 m . Dette gir rom med begrenset utstrekning som har en enkelt og nesten kubisk geometri. Vinduer plasseres på en av veggene, der åpningsarealet varieres slik at det gis fire verdier for åpningsfaktoren på henholdsvis 0,02, 0,04, 0,08 og 0,12. Denne variasjonen av åpningsfaktoren benyttes ofte i litteraturen, blant annet av Feasey & Buchanan (2002). For å oppnå dette velges åpninger slik som vist i Tabell 4.2. Siden det var nødvendig at geometrien i PyroSim passet med et rutenett på 0,2 m var det ikke mulig å benytte avrundede verdier i alle tilfellene. De faktiske åpningsfaktorene som er benyttet i både de parametriske temperatur-tidkurvene og i simuleringen er gitt i parentes i tabellen.

Tabell 4.2: Åpningsfaktorene, antall åpninger og dimensjoner til åpningene som ble benyttet. Verdiene i parentes er en mer nøyaktig gjengivelse av åpningsfaktorene.

Åpningsfaktor O	Antall åpninger	Åpningsbredde [m]	Åpningshøyde [m]
0,02 (0,0202)	1	0,8	1,6
0,04 (0,0405)	2	0,8	1,6
0,08 (0,0759)	3	1,0	1,6
0,12 (0,1224)	3	1,0	2,2

Parametre

Materialene som benyttes som omsluttende bygningsdeler vil være de som er vist i Tabell 3.4, altså betong med tre forskjellige b-verdier på henholdsvis 400, 1050 og 1900 $J/m^2s^{1/2}K$. Brannlasten er som fastsatt tidligere $750 MJ/m^2$, noe som gir en total brannlast på 12 000 MJ for rommet. Utviklingshastigheten til branner er satt til midtens slik som anbefalt for kontorer i Eurokoden (Standard Norge 2002). Den initiale temperaturen til rommet er satt til vanlig romtemperatur, $20^\circ C$.

Oppsett for testing

Med tre forskjellige materialer for de omsluttende bygningsdelene og fire forskjellige åpningsfaktorer blir det 12 forskjellige kombinasjoner som vil gi 12 forskjellige parametriske temperaturtid-kurver. Oppsettet for de forskjellige kombinasjonene er gitt i Tabell 4.3:

Tabell 4.3: Oppsett for testing av Rom 1, der b [$J/m^2s^{1/2}K$] er verdien for de omsluttende bygningsdelers termiske egenskaper og O er åpningsfaktoren [$m^{1/2}$].

Nr.	Navn	$b_1=400$	$b_2=1050$	$b_3=1900$	O=0,02	O=0,04	O=0,08	O=0,12
1	b1-02	X			X			
2	b1-04	X				X		
3	b1-08	X					X	
4	b1-12	X						X
5	b2-02		X		X			
6	b2-04		X			X		
7	b2-08		X				X	
8	b2-12		X					X
9	b3-02			X	X			
10	b3-04			X		X		
11	b3-08			X			X	
12	b3-12			X				X

4.3.2 Rom 2

Rom 2 skal være flere ganger større enn Rom 1. Det skal også være avlangt og ha vinduer på kun én av langveggene av rommet. Det ble bestemt å bygge videre på det som var tegnet i simuleringsprogrammet i forbindelse med Rom 1, samtidig som at det skulle likne på rommet brukt av Kirby et al. (1994), med sitt gulvareal på $22,8 \text{ m} \times 5,5 \text{ m}$ og høyde på $2,7 \text{ m}$.

Geometri

Først ble Rom 1, med gulvareal på $4 \text{ m} \times 4 \text{ m}$ videreutviklet til en enhet med LxB lik $4,8 \text{ m} \times 6 \text{ m}$, med romhøyde på fortsatt 3 m . 4 vinduer ble plassert i hver enhet, med dimensjonene $H \times B = 2,2 \text{ m} \times 0,8 \text{ m}$, med et totalt vindusareal på $7,04 \text{ m}^2$ per enhet. Denne enheten ble deretter gjentatt 4 ganger, slik at rommet ble avlangt og rektangulært, med bredde på 6 m , lengde på $19,2 \text{ m}$ og et gulvareal på $115,2 \text{ m}^2$. Vinduene ble plassert på den ene langveggen. I tillegg ble en initiell åpning plassert ved brannens startposisjon, på motsatt vegg av vinduene. Denne åpningen tilsvarer 3 vinduer. Åpningsfaktoren på rommet ble $O=0,13$.

Parametre

De parametriske kurvene fra EC1 og iTFM benytter litt forskjellige parametre. Begge trenger brannlasten til rommet, som er den samme som Rom 1: 750 MJ/m^2 . Den initielle romtemperaturen satt til $20 \text{ }^\circ\text{C}$.

For EC1 velges det å benytte $b_1=400$ og $b_3=1900$, altså den laveste og den høyeste b-verdien fra Rom 1. Åpningsfaktoren er som sagt $O=0,13$. For iTFM må varmeavgivelseshastigheten per gulvareal (HRRPUA) bestemmes. Slik som vist senere i delkapittel 4.4.3 vil hver enhet ha en brann tilsvarende $36\,000 \text{ kW}$, noe som delt på arealet til en enhet gir en HRRPUA på 1250 m^2 . iTFM har ingen parameter for de omsluttende bygningdelene, så disse kan ikke justeres for å gi forskjellige kurver avhengig av b-verdien, slik som det gjøres for simuleringen og EC1. Det er ikke et problem at inndataen for de to versjonene av Rom 2 blir den samme for iTFM, da en "familie" av kurver vil bli laget, der hvor mye gulvarealet som brannen dekker av gangen er det som skiller dem fra hverandre. Hvor mye areal brannen dekker av gangen bestemmer også spredningsfarten og dermed varigheten til brannen. To av kurvene fra familien vil bli valgt, der spredningshastigheten til kurven vil ha samme farten som det som er observert i FDS, og dermed samme totale tid for brannen. Hastigheten må være mellom s_{min} og s_{maks} , der s_{min} er $1,5 \text{ mm/s}$ og s_{maks} er $19,3 \text{ mm/s}$, slik som oppservert av Kirby et al. (1994). Maksimal temperatur for near-field settes til $1200 \text{ }^\circ\text{C}$ og flapping angle settes til $6,5 \text{ }^\circ$, slik som anbefalt av Rackauskaite et al. (2015). Temperaturen vil gis for tre posisjoner, slik at én er i enhet A, én er midt på én og én er i den siste enheten D.

4.4 Oppsett for simulering med FDS

Det ble benyttet FDS og PyroSim i simuleringen. I dette kapitlet vil først grunnleggende antagelser som er valgt presenteres; deretter vil oppsett av Rom 1 vises; til slutt vil Rom 2 sitt modelloppsett gjennomgås.

4.4.1 Grunnleggende valg for simulering

I simulerarbeidet ble følgende viktige antagelser tatt:

- Brenselet vil bestå av 100 % treverk utformet som trekrybber. Dette er en veldig vanlig forenkling som ofte benyttes i ekte eksperimenter av stor størrelse, for eksempel Kirby et al. (1994) sine forsøk. Dette vil påvirke røykproduksjonen i begge rommene. Det bestemmer også antennelsesfluksen i Rom 2, som er satt til 35 kW/m^2 (Babrauskas 2002).
- Vinduer med to glass knuser ved gasstemperatur på $600 \text{ }^\circ\text{C}$. Da knuser hele vinduet. Dette stemmer overens med observasjoner gjort av Babrauskas (2011) og Ni et al. (2012).
- Omsluttende bygningsdeler utføres i kun en type materiale i hele rommet. Materialene som benyttes er tre forskjellige betongtyper.
- Modellen skal tegnes for å passe med en cellestørrelse på $0,2 \text{ m}$, slik at meshstørrelsene $0,2$, $0,1$ og $0,05 \text{ m}$ kan benyttes på modellen.
- Vinduene er tegnet som objekter med cellestørrelser på $0,2 \text{ m}$ for å stemme overens med rutenettet og, gis materialegenskaper til glass som er "smurt" utover slik at obstruksjonen med en tykkelse på $0,2 \text{ m}$ vil gi samme varmegjennomstrømning som et vindu med to glass på 5 mm hver. Det vil si at 200 mm med glass skal tilsvare 10 mm glass. Dermed blir massetettheten lik $2500 \text{ kg/m}^3 / 20 = 125 \text{ kg/m}^3$, mens spesifikk varmekapasitet c_p er lik $750 \text{ J/(kgK)} / 20 = 37,5 \text{ J/(kgK)}$. Det er valgt vinduer med U-verdier på $1,3 \text{ W/(m}^2\text{K)}$. For å gi glasset på $0,2 \text{ m}$ denne U-verdien må varmeledningsevnen λ være på $0,33 \text{ W/(mK)}$.

4.4.2 Rom 1

Rom 1 tegnes med et indre gulvareal på $4 \text{ m} \times 4 \text{ m}$, og en indre høyde på 3 m . Dette gir et volum på 48 m^3 og en innvendig overflate på 80 m^2 . Veggene har en tykkelse på $0,2 \text{ m}$ for enkelhets skyld, da dette går opp i rutenettet bestemt av cellestørrelsen. Geometrien ellers er tegnet for å gå opp i et rutenett bestående av celler på $0,2 \text{ m}$.

Materialer i veggene bestemmes av scenarioets b-verdi, der riktige materialegenskaper legges inn i henhold til Tabell 3.4.

For samtlige simuleringer ble en cellestørrelse på 0,20 *m* valgt. Dette ble gjort på bakgrunn av en initiell sensitivitetsanalyse for cellestørrelsen som kan finnes i Vedlegg B. Videre er det valgt å kun bruke én mesh i disse simuleringene, siden det er en begrenset simulering av en relativt liten brann, og fordi områder med en aktiv brann ikke bør deles opp med meshgrenser, da dette kan gi lavere nøyaktighet.

Åpninger

Vinduer plasseres på en vegg, slik at det ikke oppstår gjennomtrekk eller andre kompliserte ventilasjonsforhold. Vindusarealet bestemmes av åpningsfaktoren for de forskjellige scenarioene. Siden det er tegnet for å stemme overens med et rutenett med cellestørrelser på 0,2 *m* blir det ikke runde verdier for åpningsfaktorene. Vindusåpningene fylles med glass slik som beskrevet tidligere i delkapittel 4.4.1.

For å simulere knusing av glasset er det plassert hull-geometrier som dekker hele vindusobstruksjonene, og som aktiveres når vinduet “knuser”. Vindusknusingen vil skje når en termometer som måler gasstemperaturen i området på innsiden av vinduet når 600 °C. Termometeren er plassert 1,6 *m* over gulvet og 0,2 *m* fra glasset i samtlige tester uansett vindusutforming. Det betyr at den måler temperaturen i den øvre delen av glasset. Når denne måler en temperatur på mer enn 600 ° vil hull-geometrien aktiveres og sørge for en åpning lik størrelsen på vinduet.

For at brannen skal vokse slik at høye nok temperaturer oppnås til at vinduene kan knuses vil det initielt være en ventilasjonsåpning i veggen på motsatt side av vinduene. Denne åpningen vil ha dimensjoner lik en døråpning på $H \times B = 2,0 \text{ m} \times 0,8 \text{ m}$, og vil lukkes med en gang et vindu knuses, slik at resten av brannen kun bestemmes av ventilasjonen fra åpningene i vindusveggen. For mer nøyaktig beskrivelse av åpningene, se den individuelle beskrivelsen som kommer eller tegningene i Vedlegg D.

Brannen

For å finne varmeavgivelseshastigheten til hvert rom benyttes en t^2 -kurve med middels hastighet (referansetid på 300 *s*). Hvis det er en ventilasjonsstyrt brann finnes maksimal varmeavgivelseshastighet med Likning 3.9, som holdes til hele brannlasten som totalt blir 12000 *MJ* er brent opp. Ved dette punktet settes varmeavgivelseshastigheten lik 0. For brenselstyrte branner benyttes også t^2 -kurver med middels hastighet, men kurven blir ikke begrenset av en maksimal varmeavgivelseshastighet. Dermed får kurven fortsette å vokse eksponentielt til alt brenselet er brukt opp, for så å settes til 0. Om det er ventilasjonsstyrt eller brenselstyrt brannregime bestemmes av hva Eurokodens parametriske temperaturtid-kurve bestemmer. Et sammendrag av utviklingen til varmeavgivelseshastigheten er gitt i Tabell 4.4. Utviklingen av varmeavgivelseshastigheten er uavhengig av *b*-verdien til de omsluttende materialene.

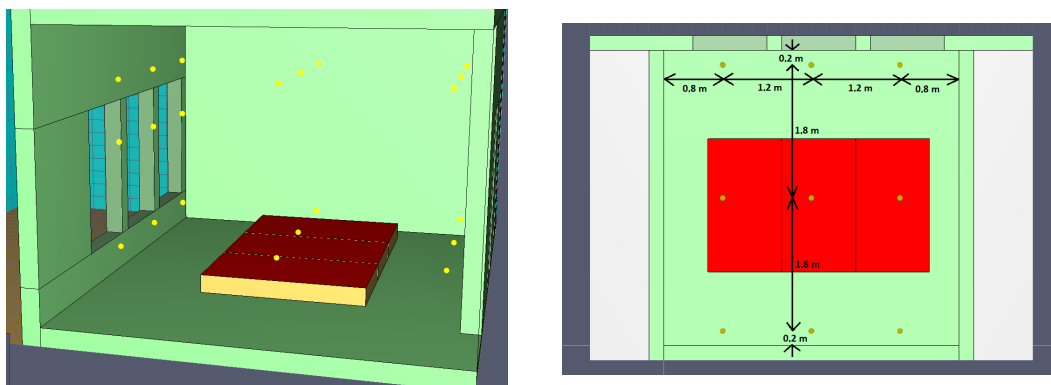
Brannen plasseres midt i rommet på en brenner med et passende, firkantet areal slik at Q_d^* gitt i Likning 3.53 får en verdi nær 1,0. På denne måten får brannen en gunstig form

Tabell 4.4: Varmeavgivelseshastigheten benyttet i simuleringen for forskjellige åpningsfaktorer.

Åpningsfaktor O	$Q_{max}[kW]$	$t_{Q_{max}}[min]$	$t_{slutt}[min]$	Regime	$A_f [m^2]$	Q_d^*
0,02	2800	9	77	Ventilasjon	1,7	1,03
0,04	5600	12	44	Ventilasjon	3,2	0,92
0,08	10500	16,5	30,5	Ventilasjon	5,4	0,90
0,12	25000	25	25	Brensel	10,1	0,98

når den har nådd maksimal størrelse. Både arealet til brannene, A_f , og tilhørende Q_d^* gis i gis i Tabell 4.4.

Som reaksjon i brannen benyttes Douglasgran med formelen $CH_{1,7}O_{0,74}N_{0,002}$ hentet fra SFPE-håndboken (Khan et al. 2016). Som CO-produksjon velges en verdi på 0,010 g/g, som er i tråd med Wade et al. (2007) og Mulholland et al. (1991) sine funn for CO-produksjon fra brennende tre i vekstfasen. For sot velges en verdi på 0,015 g/g, som også stemmer overens med Wade et al. (2007) og som er noe mer konservativt enn Mulholland et al. (1991), se teorikapittelet. Simuleringsprogrammet sørger selv for økningen av CO- og sotproduksjon når brannen når fasen for fullt utviklet brann. Disse egendefinerte verdiene likner de forhåndsdefinerte reaksjonene for eik og furu som allerede er i programmet.



Figur 4.1: Sensorplassering i Rom 1, her ved $O=0,08$. Temperaturmålere er plassert i to horisontale plan 0,4 m og 2,3 m over gulvet. I tillegg ses tre temperaturmålere foran vinduene i en høyde på 1,6 m, som bestemmer når vinduene knuses.

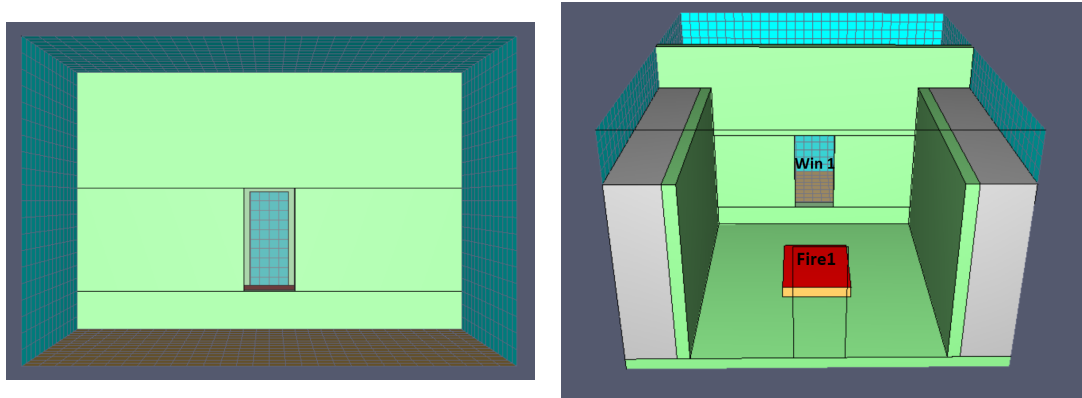
Sensorer

I tillegg til gasstemperaturmålere i forbindelse med glassknusingen ble det plassert 9 temperaturmålere i et plan 2,3 m fra gulvet, og et tilsvarende et 0,4 m fra gulvet, se Figur 4.1. Da det ble observert at den midterste temperaturmålere i det nederste pla-

net befinner seg midt over brennereni samtlige scenarioer ble det besluttet å ikke bruke målingen fra dette punktet.

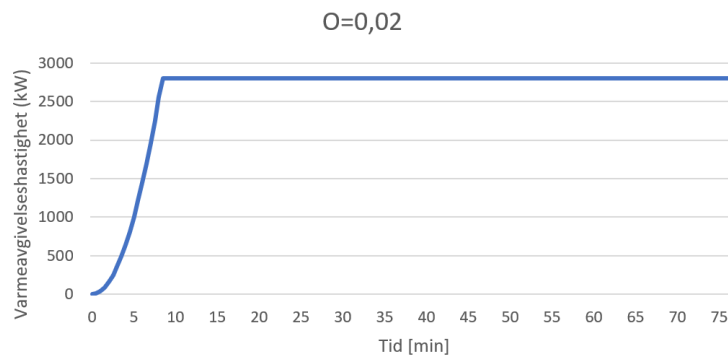
Åpningsfaktor $O = 0,02$

Ett vindu med dimensjonene $H \times B = 1,6 \text{ m} \times 0,8 \text{ m}$ gir et åpningsareal på $1,28 \text{ m}^2$, og en åpningsfaktor på $0,0202 \text{ m}^{1/2}$, se Figur 4.2. Vinduets underkant er plassert $0,4 \text{ m}$ fra gulv.



Figur 4.2: Rom 1 med åpningsfaktor $O=0,02$ sett forfra og innenfra.

Ifølge framgangsmåten i Eurokodens parametriske temperaturtid-kurve er denne brannen en ventilasjonskontrollert brann. Maksimal varmeavgivelseshastighet er satt til 2800 kW , som oppnås etter $8,5 \text{ min}$, og holdes konstant på dette nivået til brannlasten på 12000 MJ er brukt opp. Dette skjer etter 77 min , og da settes varmeavgivelseshastigheten til 0, se Figur 4.3.



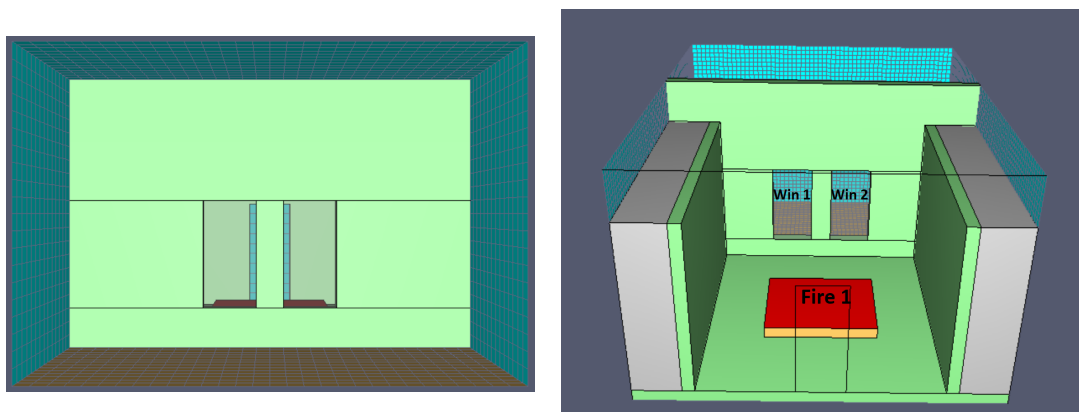
Figur 4.3: Varmeavgivelseshastigheten når åpningsfaktoren er $O=0,02$.

Brannen er fordelt på en brenner med et areal på $1,68 \text{ m}^2$, som gir en varmeavgivel-

ses hastighet per areal (HRRPUA) på 1667 kW/m^2 , se Figur 4.2. Dette gir en Q_d^* på 1,03. Vinduet blir knust med en gang den midterste temperaturmåleren som er plassert på innsiden av vinduet $1,6 \text{ m}$ fra gulvet måler en gasstemperatur på over $600 \text{ }^\circ\text{C}$. Som forklart tidligere er en initiell åpning plassert på motsatt side av vinduene for å sørge for nok ventilasjon slik at vinduet knuses. Idet vinduet knuses lukkes den initielle ventilasjonsåpningen bak, og kun vindusåpningen bidrar til brannforløpet.

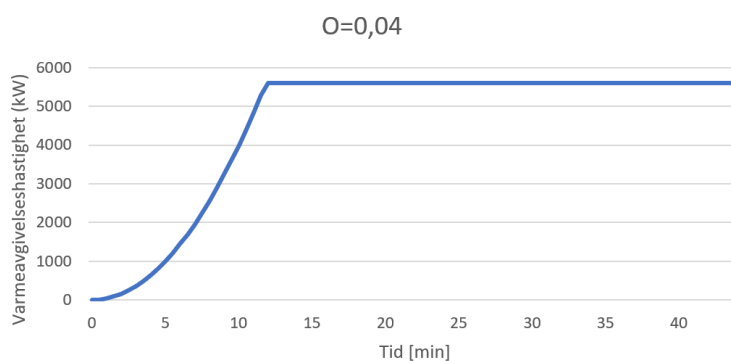
Åpningsfaktor $O = 0,04$

For å få en åpningsfaktor på $O=0,04$ benyttes to vinduer med dimensjoner $H \times B = 1,6 \text{ m} \times 0,8 \text{ m}$, med et totalt vindusareal på $2,56 \text{ m}^2$. Vinduet starter på en høyde på $0,4 \text{ m}$. Dette gir en åpningsfaktor på $0,0405 \text{ m}^{1/2}$, se Figur 4.4



Figur 4.4: Rom 1 med åpningsfaktor $O=0,04$ sett forfra og innenfra.

Ifølge Eurokoden er det et ventilasjonskontrollert tilfelle. Maksimal varmeavgivelseshastighet er beregnet til 5600 kW , som oppnås etter 12 min og holdes konstant til 44 min har gått. Deretter settes den til 0, se Figur 4.5.

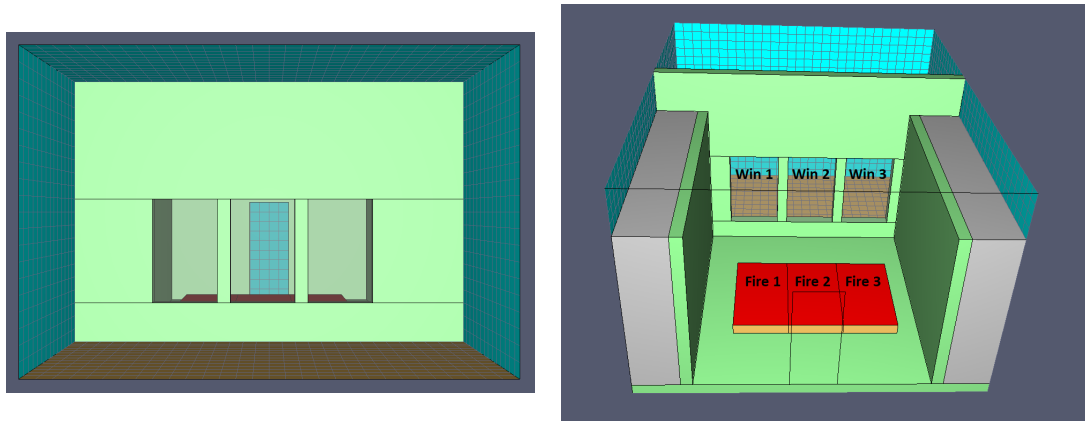


Figur 4.5: Varmeavgivelseshastigheten når åpningsfaktoren er $O=0,04$.

Brannen er fordelt på en brenner med dimensjonene $1,6\text{ m} \times 2,0\text{ m}$ og et totalt areal på $3,2\text{ m}^2$ ($Q_d^*=0,92$), se Figur 4.4. Dette gir en varmeavgivelseshastighet (HRRPUA) på 1750 kW/m^2 . De to vinduene blir knust samtidig når termometeren i midten måler gasstemperaturen på over $600\text{ }^\circ\text{C}$ i området mellom de to vinduene.

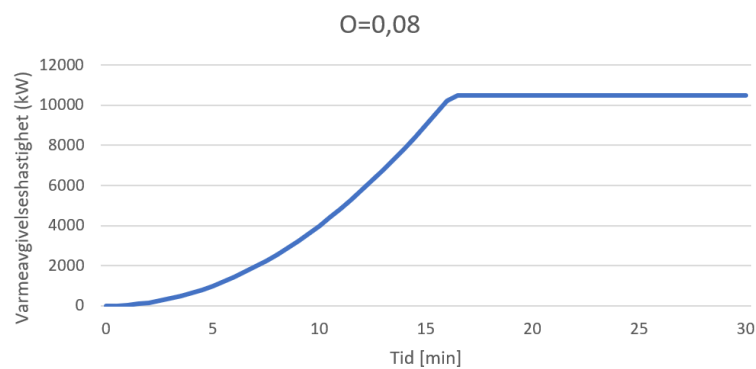
Åpningsfaktor $O=0,08$

For å få en åpningsfaktor på $O=0,08$ benyttes tre vinduer med dimensjoner $H \times B=1,6\text{ m} \times 1,0\text{ m}$, med et totalt vindusareal på $4,8\text{ m}^2$. Dette gir en åpningsfaktor på $0,0759\text{ m}^{1/2}$, se Figur 4.6. Vinduenes underkant er $0,4\text{ m}$ over gulvet.



Figur 4.6: Rom 1 med åpningsfaktor $O=0,08$ sett forfra og innenfra. Fire 1 og Fire 3 aktiveres kun hvis henholdsvis Win 1 og Win 3 knuses.

Dette er ifølge Eurokoden en ventilasjonsstyr brann. Den har en maksimal varmeavgivelseshastighet på 10500 kW som oppnås etter $16,5\text{ min}$ (990 s). Etter $30,5\text{ min}$ (1830 s) er alt brenselet brukt opp, og varmeavgivelseshastigheten setter da til 0. Utviklingen av brannens varmeavgivelseshastighet vises i Figur 4.7.



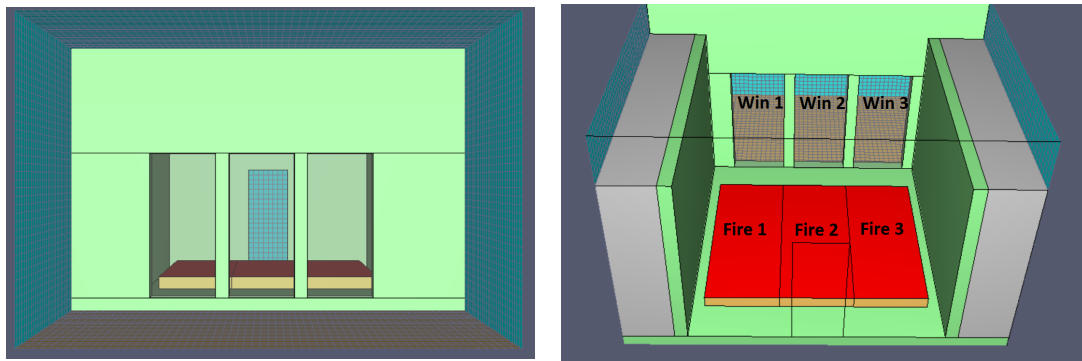
Figur 4.7: Varmeavgivelseshastigheten når åpningsfaktoren $O=0,08$.

Brannen fordeles på tre like brennere som hver har dimensjonene $1,8\text{ m} \times 1,0\text{ m}$, se Figur 4.6. Det totale arealet til brennerne er $5,4\text{ m}^2$, som gir $Q_d^*=0,90$. De to delene av brannen som er plassert på sidene, Fire 1 og Fire 3, vil ikke være aktive fra start, men kun settes i gang når henholdsvis Win 1 og Win 3 knuses. I dette tilfellet har hvert vindu en temperaturmåler plassert foran øverste del av vinduet, slik hvert vindu knuses individuelt avhengig av gassstemperaturen foran vinduet.

Dette gjøres for å simulere at etter hvert som vinduene knuses av de høye temperaturene så vil oksygentilførselen øke, som igjen vil gjøre at den ventilasjonsstyrte brannens omfang øker. Det betyr at Fire 2 må knuse enten Win 1 eller Win 3 for å vokse seg større. Det antas at Win 2 vil knuses først siden dette vinduet er nærmest den initielle brannen Fire 2.

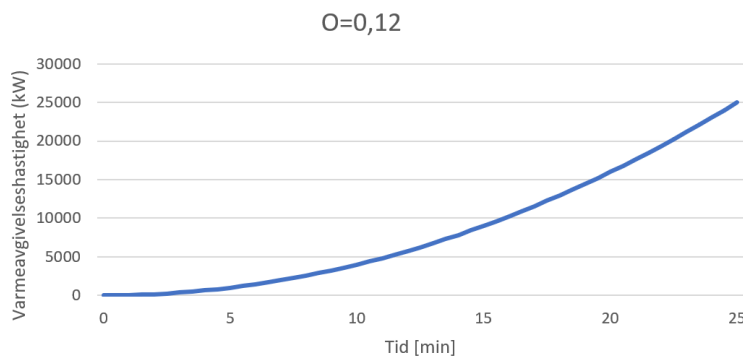
Åpningsfaktor $O=0,12$

For å oppnå en åpningsfaktor på $0,12$ tegnes tre vinduer med dimensjonene $H \times B = 2,2\text{ m} \times 1,0\text{ m}$, som gir et totalt vindusareal på $6,6\text{ m}^2$. Dette fører til en åpningsfaktor på $0,1224\text{ m}^{1/2}$, se Figur 4.8. Vinduene starter ved gulvhøyde.



Figur 4.8: Rom 1 med åpningsfaktor $O=0,12$ sett forfra og innenfra. Fire 1 og Fire 3 aktiveres kun hvis henholdsvis Win 1 og Win 3 knuses.

Ifølge Eurokoden er dette et brenselstyrte tilfelle. Maksimal varmeavgivelse er 25000 kW , som oppnås etter 25 min (1500 s). Da har alt brenselet blitt brukt opp, og varmeavgivelseshastigheten settes til 0 , se Figur 4.9.



Figur 4.9: Varmeavgivelseshastigheten når åpningsfaktoren er $O=0,12$.

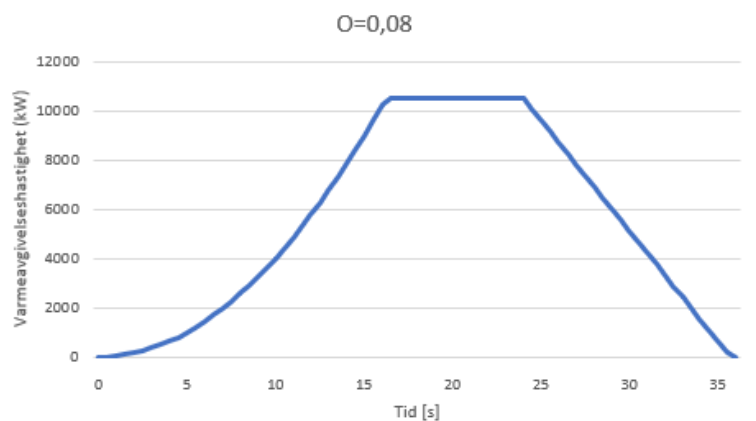
Brannen fordeles på tre brennere med dimensjoner på $2,8\text{ m} \times 1,2\text{ m}$, som gir et totalt areal for brannen på $10,08\text{ m}^2$ ($Q_d^*=0,98$), se Figur 4.8. De to delene av brannen som er plassert på sidene, Fire 1 og Fire 3, vil ikke være aktive fra start, men kun settes i gang når henholdsvis Win 1 og Win 3 knuses slik som ved $O=0,08$.

Supplerende simuleringer: Veggtemperatur og alternativ varmeavgivelseshastighet

Etter at de tolv simuleringene ble gjennomført ble det bestemt å gjennomføre flere supplerende simuleringer for å gi bedre forståelse for resultatene og for å gi et grunnlag å sammenlikne med.

Den første simuleringen ble gjennomført for å se hva slags overflatetemperaturer og innvendige temperaturer som ble nådd i veggene. Dette ble gjort fordi det ble observert at temperaturen i samtlige rom faller bratt etter at varmeavgivelseshastigheten blir satt til 0. Særlig ved høye b-verdier burde veggene bli varmet opp og dermed avgi varme når brannen slukner. For å undersøke temperaturen på og i veggene ble simuleringene b1-08 og b3-08 med $O=0,08$ og b-verdier på henholdsvis 400 og 1900 valgt. 3 “solid state devices” ble lagt til midt på en av sideveggene: En device skulle måle overflatetemperaturen, mens de to andre ble satt til å måle temperaturen inne i veggen ved en dybde på henholdsvis 25 mm og 50 mm . Ellers ble simuleringen kjørt på akkurat samme måte som i de originale testene.

Den tredje supplerende simuleringen var for å se effekten av å la varmeavgivelseshastigheten synke gradvis etter at 70 % av brenselet er brukt opp, og ikke la det gå rett til 0 slik som det gjøres i testene før samt antas i Eurokode 1. For dette ble test b2-08 med $b_2=1050$ og $O=0,08$ valgt. Her ble ingen modifiseringer gjort bortsett fra at varmeavgivelseshastigheten for brannene ble endret til slik som det er vist i Figur 4.10.



Figur 4.10: Alternativ utvikling av varmeavgivelseshastigheten til åpningsfaktor $O=0,08$. Her antas det at den faller lineært etter at 70 % av brenselet er brukt opp. Sammenliknet med utviklingen brukt i de andre simuleringene med $O=0,08$ (se Figur 4.7) har denne lengre varighet, men det maksimale nivået holdes kortere.

4.4.3 Rom 2

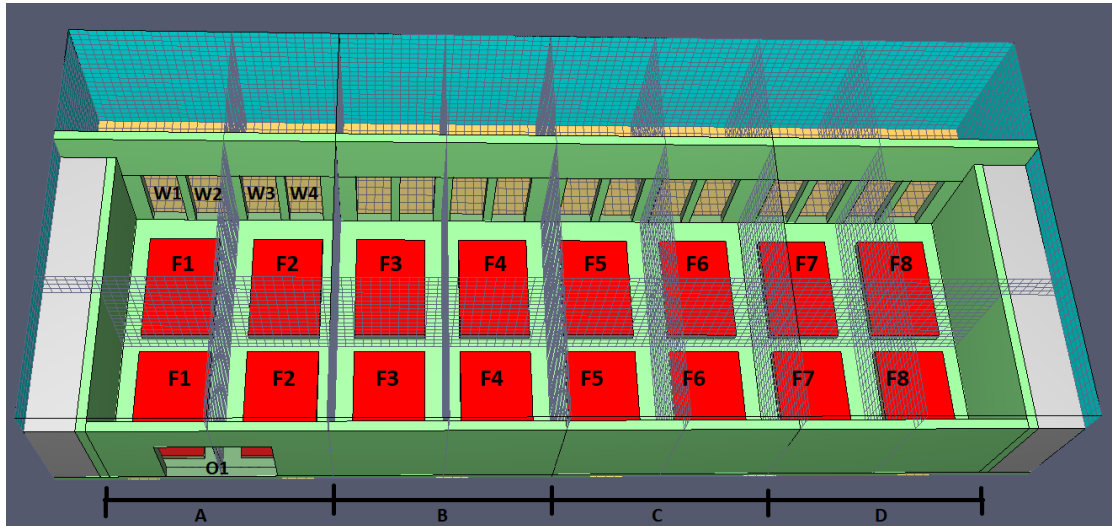
Rom 2 er som sagt en videreutvikling av Rom 1. Også i denne simuleringen ble en cellestørrelse på $0,2\text{ m}$ valgt, og Rom 2 har derfor en geometri som følger et rutenett på $0,2\text{ m}$. Cellestørrelse på $0,2$ ble antatt å være egnet for denne simuleringen på samme grunnlag som i Rom 1, se Vedlegg B for sensitivitetsanalyse.

Oppsettet til Rom 2 kan ses i Figur 4.11. Rommet er satt sammen av fire enheter (Enhet A, B C og D) med et areal på $4,8\text{ m} \times 6\text{ m} = 28,8\text{ m}^2$ hver, som sammen gir et rom på $19,2\text{ m} \times 6\text{ m} = 115,2\text{ m}^2$. Romhøyden er 3 m . Hver enhet har 4 vinduer. I tillegg vil en åpning plasseres nær området brannen starter for å sørge for at brannen når høye nok temperaturer til å knuse vinduene.

To simuleringer skal kjøres. De er identiske, bortsett fra at b-verdien til de omsluttende bygningsdelene vil i den første simuleringen være på 400, og på den andre 1900. På denne måten kan b-verdiens innvirkning på brannen undersøkes.

Brannen

Brannen deles over de fire like enhetene, slik at hver enhet har en brannlast på $750\text{ MJ/m}^2 \times 28,8\text{ m}^2 = 21600\text{ MJ}$. Ved å anta en brenselstyrt brann siden det er et stort rom med store vindusarealer gir dette en maksimal varmeavgivelseshastighet for hver enhet på $36\ 000\text{ kW}$ som oppnås etter 1800 s (30 min), se Figur 4.12. Etter dette punktet settes varmeavgivelseshastigheten til 0. I hver enhet deles brannen over fire brennere, som hver har dimensjoner på $L \times B = 1,6\text{ m} \times 2,4\text{ m}$. Dette gir en maksimal



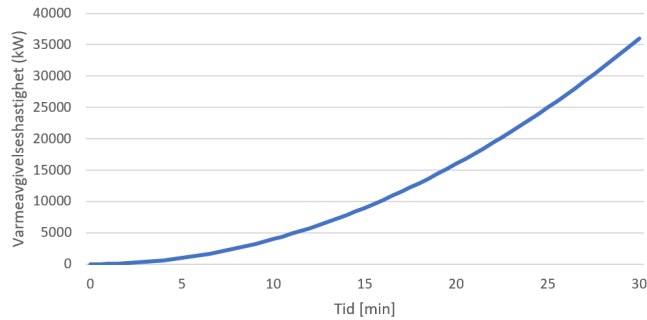
Figur 4.11: Oppsettet til Rom 2. F1-brennerne vil være de eneste som er aktivert ved start, mens de andre brennerne vil antennes hvis den lokale strålingsfluksen ved gulvet overstiger 35 kW/m^2 . Initielt er det kun åpningene O1 som tilfører ny luft, men vinduene vil knuse når den lokale gasstemperatur måles til over $600 \text{ }^\circ\text{C}$. Modellen er delt opp i 16 meshes for å redusere tiden som trengs for å kjøre den.

total varmeavgivelseshastighet per areal (HRRPUA) på 2334 kW/m^2 ($Q^*_d=0,83$). Ved å gjenta dette i alle de fire enhetene blir det tilsammen 16 brennere som vil forbruke hele rommets brannlast på 86400 MJ .

Brennerne er delt inn i rekker i to og to. På denne måten likner oppsettet til Kirby et al. (1994), der trekrybber ble plassert i 10 rekker innover i rommet. De to brennerne i første rekke, F1, vil aktivere ved simuleringsstart. F2-brennerne vil aktivere når strålingsfluksen i gassen ved gulvet foran brennerne går over 35 kW/m^2 . På samme måte vil de andre brennerne aktiveres to og to avhengig av målt strålingsfluks i den lokale gassen rett foran brennerne. På denne måten kan brannen spre seg fra den ene enden av rommet til den andre etter hvert som den lokale strålingsfluksen stiger og nye brennere aktiveres. For en nærmere beskrivelse av brennernes plassering, se tegning i Vedlegg D.

Åpninger

Hver enhet har 4 vinduer med dimensjonene $H \times B = 2,2 \text{ m} \times 0,8 \text{ m}$. Dette gir 16 vinduer totalt. I tillegg har det blitt plassert en åpning på motsatt side av vinduene i nærheten av brannens startområde. Den har dimensjonene $H \times B = 2,2 \text{ m} \times 2,4 \text{ m}$, og sammen med vinduene gir dette åpninger som tilsvarer en åpningsfaktor på $O=0,13$. Da iTFM antar brennskrollert brann i store rom er det valgt å også anta dette, og valg av vinduer i dette oppsettet er derfor ikke styrt av en ønsket åpningsfaktor. Det er i stedet satt inn



Figur 4.12: Rom 2 sin utvikling av varmeavgivelseshastigheten. Det antas brenselstyrt brann. Maksimal varmeavgivelse på 36 000 kW oppnås etter 1800 s (30 min).

vindusfelt som ser realistiske ut. Slik som i Rom 1 er det initielt vindusglass i rutene som fjernes hvis en sensor måler en gasstemperatur på over 600 °C. Denne sensoren er plassert midt på hver av de 16 vinduene 2,0 m over gulvet og en horisontal avstand på 0,2 m fra vinduet. På denne måten vil vinduene knuses hver for seg avhengig av hvor varm gassen er lokalt i rommet. Alle vinduene vil være intakte ved simuleringstart. I motsetning til i Rom 1 vil den initielle ventilasjonsåpningen O1 ikke lukkes når vinduene har knust, da åpningsfaktor ikke er like viktig her. Merk at i utregningen av de parametriske kurvene i EC1 er denne åpningen tatt med i kalkulasjonen av åpningsfaktoren. For en nærmere beskrivelse av åpningene, se Vedlegg D.

Mesh-inndeling

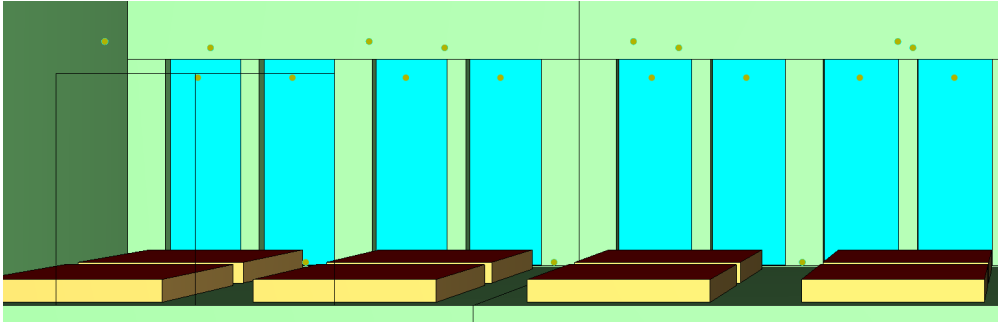
I denne simuleringen er det valgt å dele rommet i mange mesh for å redusere tiden som trengs til å kjøre den. Derfor ble modellen delt i 16 meshes slik at hver brenner er plassert i sin egen mesh med minst 0,2 m avstand til meshgrensene slik som vist i Figur 4.11. På denne måten kan simuleringen deles i 16 deler som hver kan bli kjørt av en prosessorkjerne. Samtlige meshes vil ha en celledørrelse på 0,2 m, da alle vil ha likt krav til nøyaktighet. Dette gjør at cellene i meshgrensene sammenfaller, noe som er ideelt.

Det er mulig at meshinndelingen vil ha noe å si for nøyaktigheten av simuleringen. Dette kunne ha blitt undersøkt i en sensitivitetsanalyse der færre meshes ble benyttet, for eksempel kun 8 eller 4 meshes. Dette ble ikke gjennomført på grunn av tidsbegrensninger.

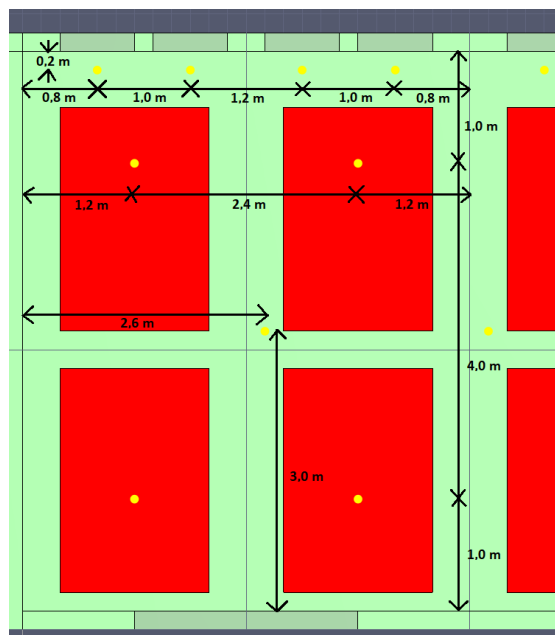
Sensorer

I tillegg til gasstemperaturmålerne foran vinduene og strålingsfluksmålerne ved brennerne er det plassert fire gasstemperaturmålere i hver av de fire enhetene i et plan 2,3 m over gulvet, se Figur 4.13 og Figur 4.14. Dette vil gi gjennomsnittstemperaturer for hele rommet og for hver av de fire enhetene. Det kunne vært plassert temperaturmålere i gulvhøyde i tillegg, men dette ble ikke gjort fordi det allerede var plassert ut 16 tempe-

raturmålere i planet under taket samt 16 temperaturmålere foran hvert av vinduene, og enda flere temperaturmålere ville ha gitt enda flere resultater, som ville gjort det mer uoversiktlig.



Figur 4.13: Sensorplassering i Rom 2 for enhet A og B. Det er plassert temperaturmålere i et horisontalt plan 2,3 m over gulvet, der fire er plassert i hver enhet. I tillegg ses temperaturmålere som bestemmer vindusknusingen plassert 2,0 m over gulvet og 0,2 m fra vindusglasset. Nede ved gulvet ses strålingsfluksmålerne som bestemmer når brennerne antennes, som står mellom og foran brennerne i en høyde på 0,2 m over gulvet.



Figur 4.14: Sensorplassering i Rom 2 for samtlige enheter.i

5 Resultater med tolkning

I dette kapitlet vil resultatene presenteres og tolkes. Først vil Rom 1 gjennomgås, og så Rom 2. For hvert rom vil de parametriske kurvene og FDS-resultatene presenteres hver for seg, og vil deretter sammenliknes.

5.1 Rom 1

For Rom 1 vil først de parametriske temperatur-tidkurvene presenteres, deretter kurvene som er hentet fra simuleringene. Etter det vil kurvene sammenliknes, før det til slutt gis en oppsummering.

5.1.1 Parametriske temperatur-tidkurver

I Figur 5.1 presenteres de forskjellige parametriske temperatur-tidkurvene fra EC1 sammen med standard temperatur-tidkurven som referanse. Størst temperatur og raskest temperaturstigning oppnås med en åpningsfaktor på $O=0,08$ og $b=400$, mens lavest skjer med $O=0,02$ og høy $b=1900$. Det er en trend der større åpningsfaktor og lavere b -verdi gir større maksimaltemperatur. Også avkjølingshastigheten blir større (brattere kurve) med økende åpningsfaktor og lavere b -verdi.

Derimot bryter kurvene med $O=0,12$ (gul) dette mønsteret. Her antar metoden at disse brannene er brenselskontrollerte, og at dette begrenser utviklingen av brannen. Dermed får disse kurvene en mye lavere maksimaltemperatur samt en lavere nedkjølingshastighet.

For branner med åpningsfaktor på $O=0,02$ (blå) gir EC1 en veldig lang brann, og for $b=1900$ tar det $7,7 t$ ($27\,720 s$) før temperaturen faller til $300\text{ }^{\circ}C$. Dette er den lengste brannen. Den aller korteste brannen, som også gir den høyeste temperaturen, fås ved $O=0,08$ og en $b=400$. Dette gir en intens og kort brann, med maksimal temperatur på omtrent $1300\text{ }^{\circ}C$ og en varighet på omtrent $0,5 t$.



Figur 5.1: Parametriske temperaturtid-kurver fra EC1 ved varierende b -verdier ($b_1=400$, $b_2=1050$ og $b_3=1900$) og åpningsfaktorer (blå= $0,02$, oransje= $0,04$, grå= $0,08$ og gul= $0,12$). Samtlige kurver har en brannlast på $750 \text{ MJ/m}^2 \text{ gulvareal}$. Den røde kurven er standard temperatur-tidkurven fra ISO 834.

5.1.2 FDS

Resultatene fra simuleringen med FDS og PyroSim består av data fra programmet som er eksportert til Excel, samt bilder hentet fra PyroSim. Det er også hentet bilder fra tilleggsprogrammet Smokeview, som visualiserer resultatene i 3D.

For Rom 1 ble 15 simuleringer gjennomført. Disse presenteres i Tabell 5.1. De 12 første simuleringene er tilsvarende de 12 temperatur-tidkurvene som ble laget ved hjelp av metoden for parametriske temperatur-tidkurver som ble presentert tidligere i Figur 5.1. I tillegg ble det gjennomført tre supplerende simuleringer der tre av de 12 simuleringene ble modifisert og kjørt igjen for å undersøke interessante aspekter.

På bakgrunn av sensitivitetsanalysen i Vedlegg B ble cellestørrelsen i alle simuleringene satt til $0,2 \text{ m}$. Lengden på simuleringene ble bestemt ut i fra hva de parametriske temperatur-tidkurvene forutsa, og ble rundet opp til nærmeste halvtime. Simuleringene skjedde på to maskiner. Den ene maskinen eies av forfatteren selv og er en relativt kraf-

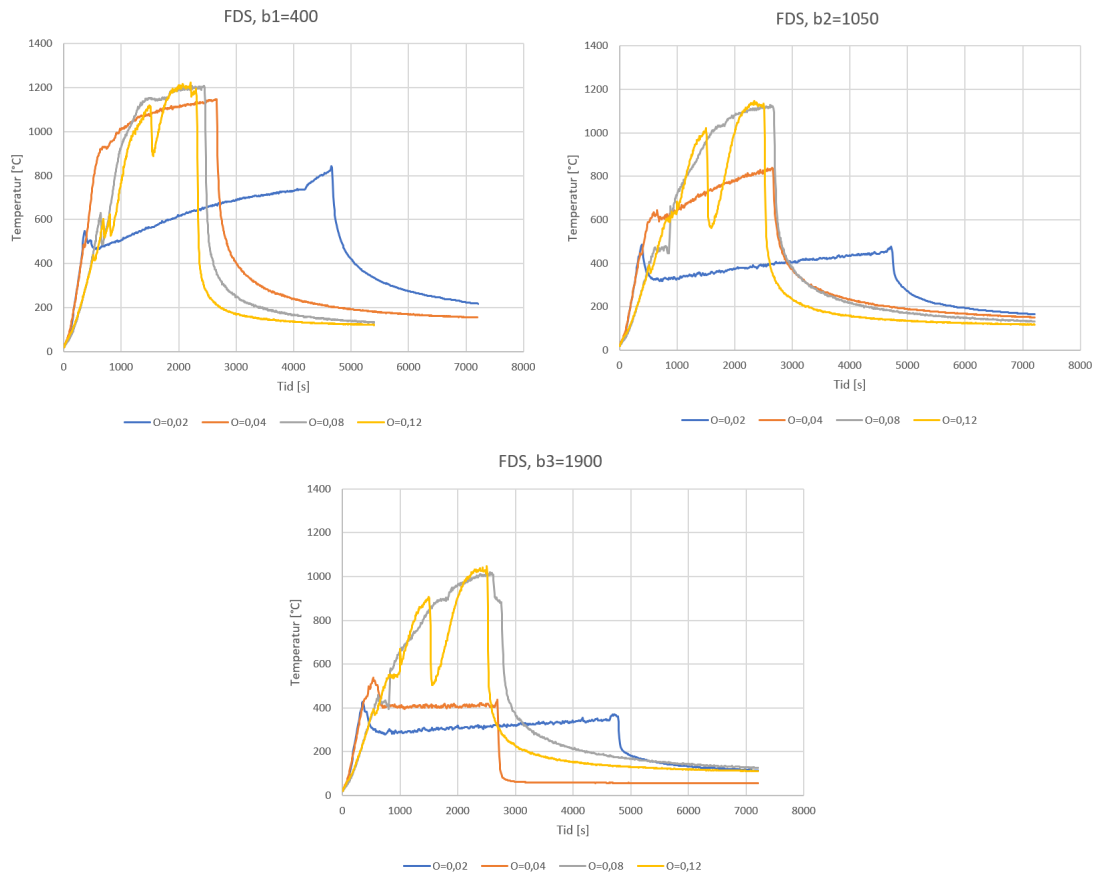
tig stasjonær maskin. Den andre maskinen tilhører NTNU, og har også stor datakraft samtidig med at den har 32 kjerner som gjør at arbeidet med simuleringen kan deles opp i flere mesher og dermed gjøres raskere. Dette ble ikke gjort i simuleringene av Rom 1, da det ikke er anbefalt å dele opp en brenner og området rundt i flere mesher. Dermed er samtlige Rom 1-simuleringer med kun én mesh. Som det kan leses av i tabellen tok det mellom 6,5 og 14 t å kjøre hver simulering.

Tabell 5.1: Oversikt over simuleringer i forbindelse med Rom 1. Tid med (*) er simulert på egen stasjonær maskin. Tid med (') er simulert på NTNUs maskin.

Nr.	Navn	b	O	δx [m]	Lengde [min]	Tidsbruk [t]
1	b1-02	400	0,02	0,20	180	13,0*
2	b1-04	400	0,04	0,20	120	11,5'
3	b1-08	400	0,08	0,20	90	6,5*
4	b1-12	400	0,12	0,20	90	6,5*
5	b2-02	1050	0,02	0,20	180	14,0'
6	b2-04	1050	0,04	0,20	150	13,5'
7	b2-08	1050	0,08	0,20	120	7,0*
8	b2-12	1050	0,12	0,20	120	7,0*
9	b3-02	1900	0,02	0,20	180	12,0*
10	b3-04	1900	0,04	0,20	150	7,5'
11	b3-08	1900	0,08	0,20	120	7,0*
12	b3-12	1900	0,12	0,20	120	7,0*
13	S1	400	0,08	0,20	180	8,0*
14	S2	1900	0,08	0,20	180	8,0*
15	S3	1050	0,08	0,20	120	7,0*

Figur 5.2 viser gjennomsnittstemperaturen fra 9 temperaturmålere satt i et plan 2,3 m over gulvet i de 12 første simuleringene. Temperaturene er altså ikke gjennomsnittstemperaturen fra hele rommet, men gjennomsnittstemperaturen fra røyklaget under taket. Slik som de parametriske kurvene viser disse at en økt åpningsfaktor eller en lavere b-verdi gir høyere temperaturer og kortere varighet.

Simuleringene med stor åpningsfaktor fikk generelt gode temperatur-tidkurver, spesielt de med åpningsfaktor $O=0,08$ (grå). Kurvene med $O=0,12$ (gul) har også god form, men kurvene har et fall etter omtrent 1500 s som kommer av den midterste brenneren (Fire 2) slutter brått ved dette punktet og fører til at temperaturen faller raskt frem til de to andre brennerne hever temperaturen igjen. Dette henger sammen med at det er antatt brenselskontrollert brann og dermed en varmeavgivelseshastighet som ikke begrenses av mangel på ventilasjon. Kurven benyttet ved $O=0,12$, gitt i Figur 4.9, er derfor en t^2 -brann som stiger helt til den plutselig stopper etter 1500 s på grunn av at brenselet antas å være brukt opp. Da de to andre identiske brennerne bare er omtrent 500 s på vei (de starter ved omtrent 1000 s og slutter ved omtrent 2500 s), er de ikke i stand til å sørge for en mykere overgang. Dermed skjer det et fall på mellom omtrent 200 og 400



Figur 5.2: Temperaturtid-kurver fra FDS-simuleringene med varierende b-verdier og åpningsfaktorer. Temperaturen er gjennomsnittet av ni punkter målt 2,3 m over gulvet.

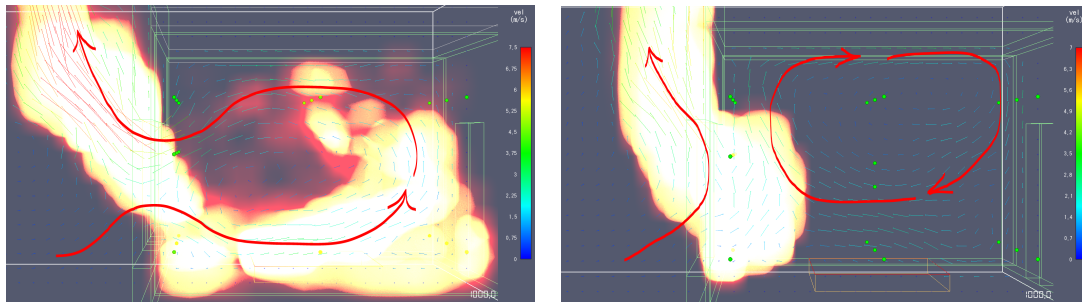
°C idet den midterste brenneren deaktiveres ved dette tidspunktet.

Med en mer myk overgang mellom de to brennerne kunne sannsynligvis høyere temperaturer oppnås, da maksimaltemperaturene er omtrent de samme som ved $O=0,08$. Disse brannene med $O=0,08$ er bygd opp på samme måte, med tre brennere og tre vinduer som henger sammen. Disse brannene er derimot beregnet til å være ventilasjonsstyrte, se Figur 4.7. De får dermed en lengre varighet, og de to andre brennerne når maksimal varmeavgivelseshastighet før den midterste brenneren deaktiveres. På denne måten blir det en mye mykere overgang, og kurvene for $O=0,08$ (grå) unngår de store fallene som kurvene for $O=0,12$ (gul) har, og dermed en kontinuerlig temperaturstigning. På den andre siden kan det tenkes at ved $O=0,12$ er åpningene så store at det er større tilluftmengder enn det brannen trenger. Dermed kan ventilasjonsforholdene få en nedkjølende effekt på brannen, som sørger for den samme maksimale temperaturen som for $O=0,08$.

Samtlige kurver har også uregelmessigheter ved mellom 500 s og 1000 s etter start. Dette

kommer av at vinduer knuser fordi gasstemperaturen ved vinduene når $600\text{ }^{\circ}\text{C}$ samtidig som den initielle ventilasjonsåpningen lukkes. Dette fører til nye ventilasjonsforhold, som skaper forstyrrelser og nye strømningsbevegelser. For de rommene med $O=0,08$ og $O=0,12$ er dette stadiet ytterligere forstyrret, da de tre vinduene knuser hver for seg og det kan dermed potensielt bli nye ventilasjonsforhold tre ganger. I motsetning til fallene som oppstår når brennerne deaktiveres ved $O=0,08$ og $O=0,12$ er disse fallene på grunn av vindusknusing en realistisk hendelse som oppstår i virkelige branner. Her kan nye åpninger ved en ventilasjonsstyrt brann gi en større brann og økte temperaturer. På den andre siden kan det ved tilfeller der det allerede er rikelig med tilluft føre til nedkjøling av brannen hvis det kommer mer tilluft som må varmes opp.

Kurvene for $O=0,02$ (blå) og til dels $O=0,04$ (oransje) har ikke en form som forventet. Ved nærmere inspeksjon ble det sett at i disse tilfellene ble det ikke en brann som involverer hele rommet, men området ved vinduene, se bildet til høyre i Figur 5.3. Dette gjelder for samtlige av rombrannene med $O=0,02$, i tillegg til rombrannen med $O=0,04$ og en b -verdi på 1900. I disse rommene får ikke brannen involvere hele rommet, men de brennbare gassene fra brenneren møter tilluften i vinduet og brenner der. Det blir dermed ikke et fullt kretsløp, slik som i de andre tilfellene, men det ser ut som det i stedet oppstår to strømninger: Én der tilluft møter brennbare gasser ved og utenfor vinduet, og forbrenner i disse områdene, og én konveksjonstrømning inne i rommet der røyk varmes av brannen, og stiger opp, og deretter kjøles ned av vegger og tak, og synker igjen. Ved høy b -verdi kan det se ut som om denne røyken ikke blir varmere over tid, men at det oppnås en stabil likevekt med konstante temperaturer: på omtrent 60 min (4000 s) øker temperaturen i rommet med $O=0,02$ og $b=1900$ fra omtrent 300 til $380\text{ }^{\circ}\text{C}$.



Figur 5.3: Strømningsforhold for Rom 1 med $O=0,04$ og henholdsvis $b=400$ (venstre) og $b=1900$ (høyre) ved $t=1000\text{ s}$. Rommet med lav b -verdi (venstre) har fått ventilasjonsforhold som fører oksygen inn i rommet og dermed involverer store deler av rommet i brannen, og sørger for at det med økende varmeavgivelseshastighet fra brenneren også blir økende temperaturer i rommet. I rommet med høy b -verdi oppstår det derimot en situasjon der lite tilluft trenger inn i rommet, og brannen foregår hovedsakelig i og utenfor vinduet og ikke i rommet. Inne kan det se ut som om det kun sirkulerer røyk. Det bygges dermed ikke opp noen høy temperatur i rommet, se Figur 5.2.

Dette er hovedsakelig en svakhet ved oppsettet av simuleringsmodellen, da varmeavgi-

velseshastigheten som brukes i brenneren antar at det vil skje en overtenning og en fullt utviklet brann i rommet. Da det ikke oppstår forhold inne i rommet som likner en fullt utviklet brann, siden det ikke kommer nok ventilasjon fram til brenneren, er resultatene fra rombrannene med $O=0,02$ samt den ene rombrannen med $O=0,04$ og $b=1900$ av tvilsom validitet. I tillegg bærer rombrannen med $O=0,04$ og $b=1050$ preg av samme utvikling, da omtrent ingen flammer oppstår i den bakre halvdel av rommet. Hos de andre brannene ble det observert en relativt god fordeling av flammer i hele rommet, slik som vist på bildet til venstre i Figur 5.3.

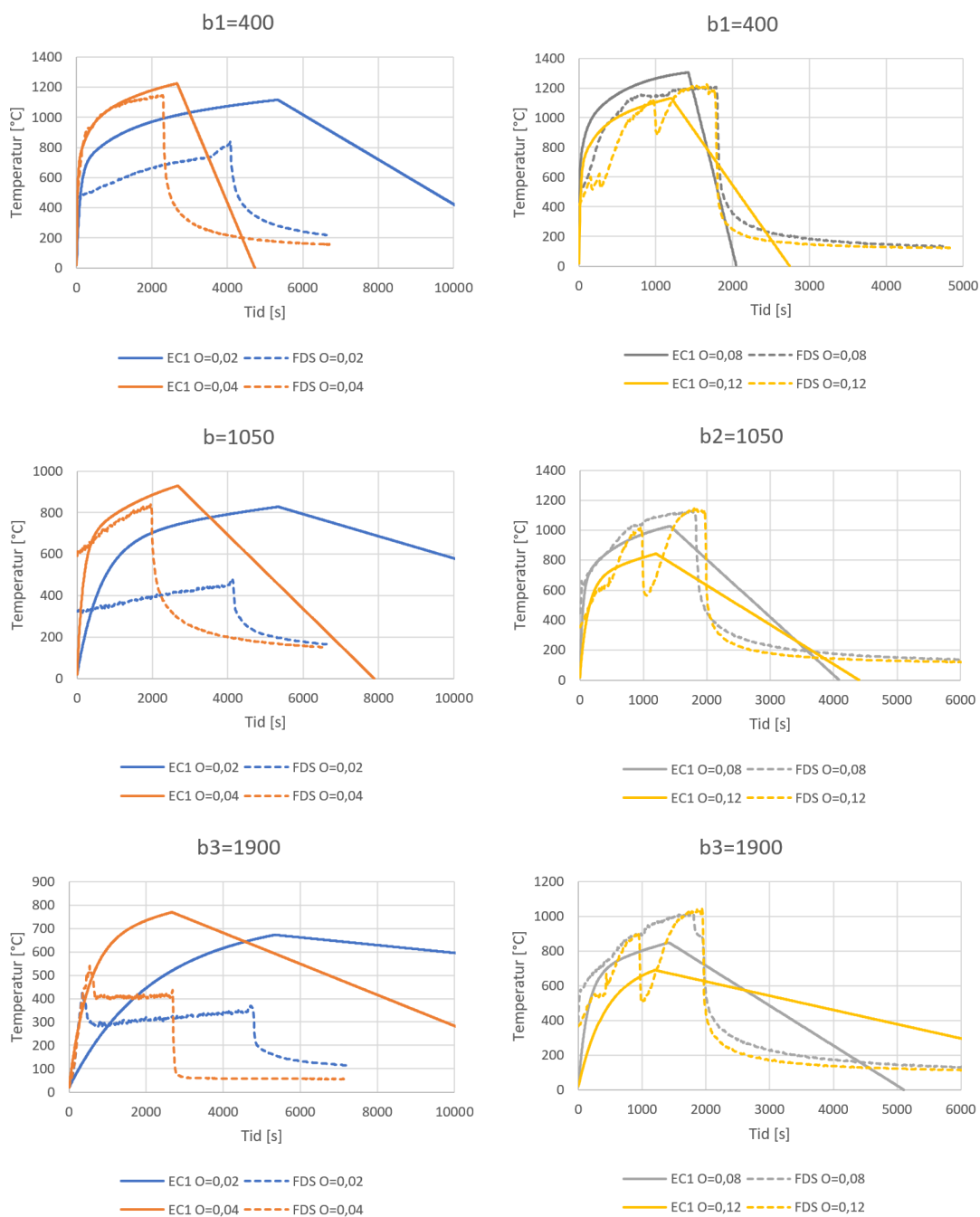
5.1.3 Sammenlikning

Figur 5.4 viser en sammenlikning av de parametriske temperatur-tidkurvene fra EC1 og resultatene fra simuleringen med FDS. FDS-kurvene er tilpasset slik at kun delen etter den første vindusknusingen er tatt og sammenliknes med de parametriske kurvene i figuren, da de parametriske kurvene ikke omfatter vekstfasen, men kun fasen for fullt utviklet brann. Som forklart tidligere er temperatur-tidkurvene fra FDS gjennomsnittstemperaturen i røyken under taket, og ikke gjennomsnittstemperaturen i hele rommet.

Som ventet er det en dårlig korrelasjon for $O=0,02$ (blå), da disse simuleringene ikke var vellykkede. Også for $O=0,04$ og $b=1900$ ble det dårlige resultater. Dette er de fire lengste brannene ifølge de parametriske temperatur-tidkurvene; samtlige er over 8000 s (133 min).

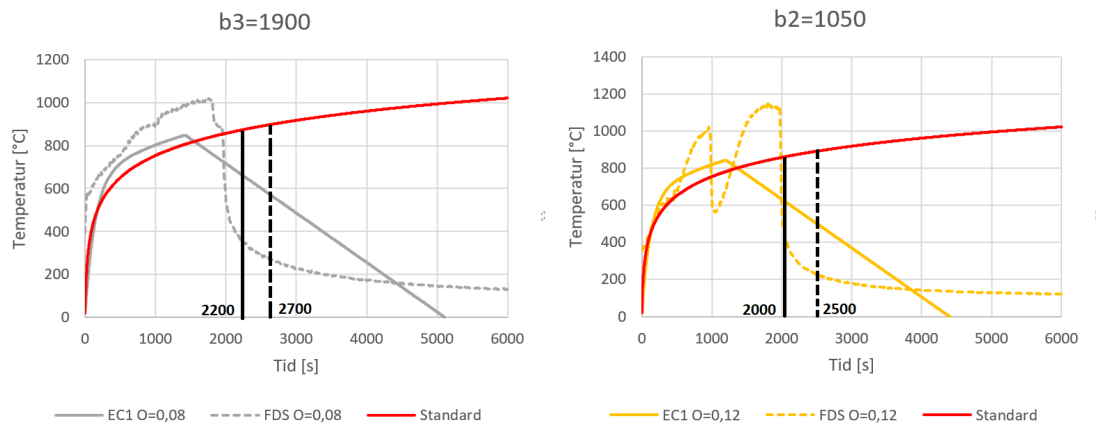
De to andre kurvene for $O=0,04$ (oransje) og kurvene for $O=0,08$ (grå) er de kurvene som sammenfaller best. For rombrannen med $O=0,04$ og $b=400$ følger kurvene hverandre tett før FDS-kurven faller av og ender på litt over 1100 °C, mens den parametriske kurven fortsetter opp til omtrent 1200 °C. Den parametriske kurven har også lengre varighet før avkjølingsfasen begynner, samtidig som avkjølingshastigheten er lavere enn FDS-kurven. Den er dermed mer konservativt på alle disse tre punktene. Dette ser vi igjen på kurven med $O=0,04$ og $b=1050$, men i dette tilfellet er den parametriske mer konservativ i forhold til FDS-resultatene.

De tre parametriske temperatur-tidkurvene for $O=0,08$ når alle maksimal temperatur etter omtrent 1500 s (25 min), mens maksimal temperatur synker med mellom 200 og 300 ° etter som b -verdien økes mellom de tre verdiene. Det er ikke en så stor påvirkning for FDS simuleringene for $O=0,08$. For disse kurvene faller maksimal temperatur omtrent 100 °C når b -verdien økes fra 400 til 1050, og fra 1050 til 1900. Dette gjør at ved $b=400$ er kurvene omtrent like alvorlige, der den parametriske kurven er omtrent 100 °C høyere, mens varigheten til FDS-simuleringen er noe lengre, se Figur 5.4 øverst til høyre. Men dette forandrer seg ved høyere b -verdier. Ved $b=1050$ har FDS-kurven både en 100 °C høyere maksimaltemperatur og en lengre varighet på dette temperaturnivået. For en b -verdi på 1900 er det enda større forskjeller mellom den parametriske temperatur-tidkurven og FDS-kurven. Her er maksimal temperatur for FDS på 1000 °C, mens den parametriske predikterer 800 °C. Sammen med at både FDS har raskere



Figur 5.4: Sammenlikning av kurvene fra EC1 med kurvene fra FDS-resultatene, der b-verdier og åpningsfaktorer varierer. Temperatur-tidkurvene fra FDS er gjennomsnittstemperaturen fra i et plan med høyde på 2,3 m over gulvet. Disse kurvene er også kuttet slik at kun delen etter første vindusknusing er tatt med, siden de parametriske temperatur-tidkurvene fra EC1 bare omfatter fasen for fullt utviklet brann.

veksthastighet og lengre varighet på maksimal temperatur gir dette en temperaturkurve som er betydelig mer alvorlig enn den parametriske. Til venstre i Figur 5.5 vises en grov bruk av *equal area concept* til å finne alvorlighetsgraden til de to brannkurvene. Ifølge denne figuren er den parametriske kurven tilsvarende en standard brann i 2200 s (37 min), mens FDS-kurven tilsvarende 2700 s (45 min).



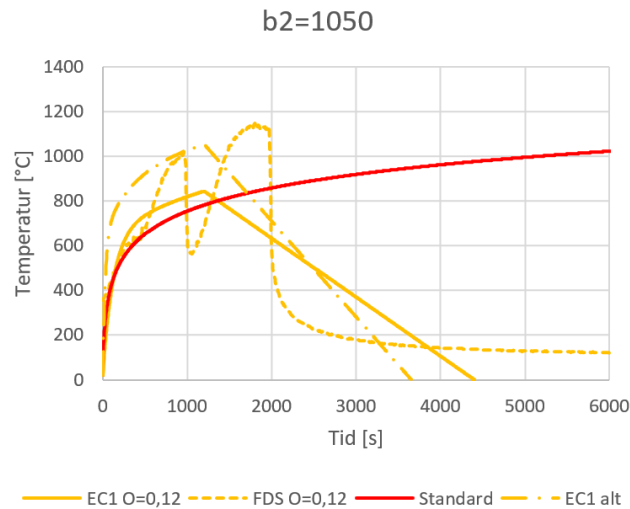
Figur 5.5: Ved bruk av standard temperatur-tidkurven og *equal area concept* bestemmes alvorlighetsgraden til kurvene. Til venstre vises den parametriske kurven fra Eurokoden og FDS-kurven for $O=0,08$ og $b=1900$. Her tilsvarende den parametriske brannen 2200 s (37 min) med standard brann, mens FDS-kurven tilsvarende 2700 s (45 min). Til høyre vises kurvene for $O=0,12$ og $b=1050$. Her tilsvarende den parametriske kurven med 2000 s (33 min) med standard brann, mens FDS-kurven tilsvarende 2500 s (42 min).

Trenden med at de parametriske kurvene fra Eurokoden gir lavere temperatur ved høye b -verdier enn FDS fortsetter for $O=0,12$ (gul). Kurvene ved $b=400$ er relativt nærme hverandre, selv om FDS gir en temperatur som er $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ høyere, se Figur 5.4 øverst til høyre. Men ved $b=1050$ avviker kurvene stort, og selv med store temperaturfall på grunn av at brennerne i simuleringen ikke sørger for en jevn temperaturtid-kurve, så er FDS-kurven større alvorlighetsgrad. Til høyre i Figur 5.5 kan en sammenlikning av alvorlighetsgraden til de to kurvene ved $O=0,12$ og $b=1050$ ses. Mens FDS-kurven tilsvarende 2500 s (42 min) av standardkurven, har den parametriske kurven samme alvorlighetsgrad som 2000 s (33 min) av standardkurven. I tillegg til dette har FDS-brannen en maksimal temperatur som er hele $300\text{ }^{\circ}\text{C}$ høyere, noe som har mye å si for alvorlighetsgraden til brannen. Denne maksimale temperaturen kunne vært enda høyere med et bedre oppsett i simuleringen, slik at en mer jevn overgang mellom de forskjellige brennerne kunne oppnås.

For $O=0,12$ og $b=1900$ er det en like stor forskjell mellom maksimal temperatur. Her er den parametriske kurven under standardkurven gjennom hele løpet, og det er tydelig at denne i minst like stor grad som ved $b=1050$ er mindre alvorlig enn FDS-kurven.

Mens FDS simulerte en brann der $1000\text{ }^{\circ}\text{C}$ ble oppnådd etter omtrent 30 min som deretter raskt ender, predikterer Eurokoden en langvarig brann på omtrent 2 t som maksimalt når omtrent $700\text{ }^{\circ}\text{C}$. Dette er to branner som er veldig forskjellige av natur, og henger sammen med at en brenselstyrkt brann er tolket forskjellig i simuleringene og i Eurokoden.

I Eurokoden bestemmes en brann som brenselstyrkt hvis $t_{max} \leq t_{lim}$, som i en normal brann er satt til 20 min , se Likning 3.28. Det betyr at raske branner som når maksimal temperatur før 20 min anses for brenselkontrollerte. $O=0,12$ når maksimal temperatur etter 15 min , og regnes dermed som brenselstyrkt. Til sammenlikning når $O=0,08$ maksimal temperatur etter 23 min , og er derfor akkurat en ventilasjonsstyrkt brann. Ved brenselstyrte branner benyttes Likning 3.29, og i stedet for å multiplisere $q_{t,d}$ med $0,2 \cdot 10^{-3}$ brukes heller $0,1 \cdot 10^{-3}$, noe som gir en helt annen gamma-verdi. Ved å forandre $0,1$ til $0,2$ får den alternative kurven en helt annen form og maksimal temperatur. I Figur 5.6 vises igjen kurvene for $O=0,12$ for $b=1900$, men denne gangen er en alternativ EC1-kurve der reduksjonen fra $0,2$ til $0,1$ ikke er gjort. Som det kommer fram er alternative kurven mer passende, men den har likevel en $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ lavere maksimaltemperatur.



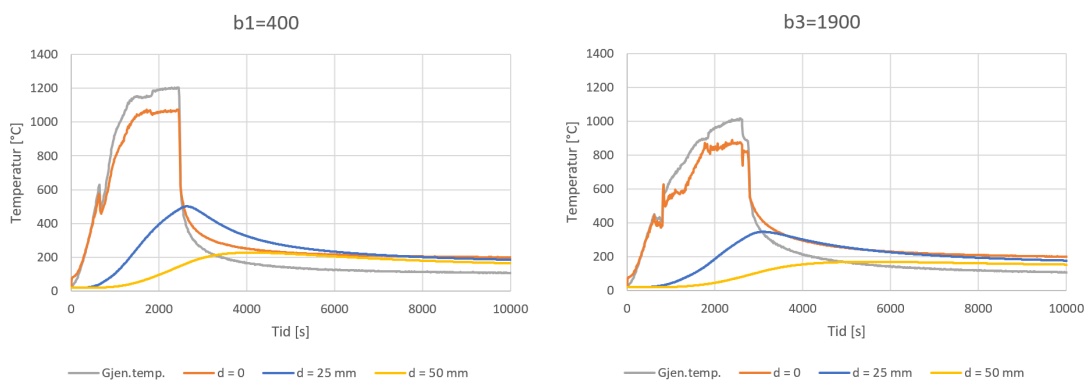
Figur 5.6: EC1 antar at $O=0,12$ vil gi en brenselstyrkt brann, og at dette vil begrense brannens utvikling mye. I figuren er en alternativ EC1-kurve gitt der denne begrensningen ikke er tatt med, som gir en bedre overensstemmelse med FDS.

I simuleringen antas det at den brenselstyrte brannen vil få nok tilluft fra omgivelsene til at den vokser til punktet den er tom for brensel, og at brannen vil bli kjølt ned ved store åpninger med veldig mye tilluft, siden energi må gå med på å varme opp den overfløydige luften også. Dette skjedde tydeligvis ikke i stor nok grad i simuleringen til at resultatene passet EC1 sin prediksjon. Den parametriske kurven vurderer at $O=0,12$ vil gi en veldig begrensende ventilasjonsforhold som gir veldig lave temperaturer. Denne

effekten ble ikke gjenspekt i like stor grad i simuleringen.

Avkjølingsfasen

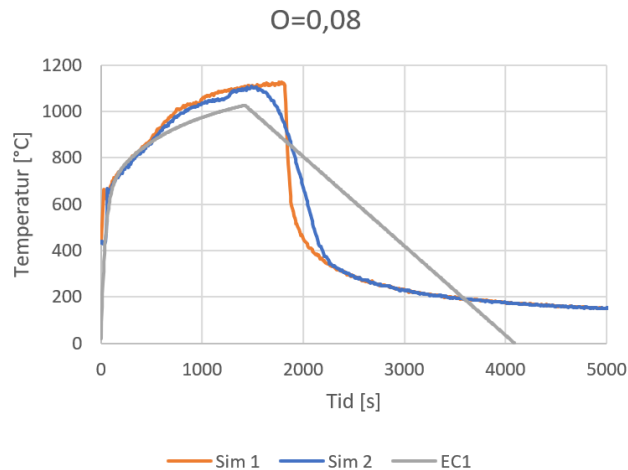
Det ble observert at i samtlige simuleringer faller temperaturen raskt etter at brennerne deaktiveres, og i alle tilfellene går avkjølingsdelen av kurven omtrent vertikalt ned til den når 300-400 °C, og deretter blir på omtrent 200 °C. Slik er det ikke for de parametriske kurvene, der det antas en lineær og ofte langvarig avkjøling mot romtemperatur. For å undersøke dette nærmere ble temperaturmålere plassert på overflaten og inne i en av sideveggene på to av O=0,04-simuleringene, én med b=400 og én med b=1900. Som det kan leses i Figur 5.7 følger overflatetemperaturen gjennomsnittstemperaturen i stor grad, og oppnår en temperatur på 200 °C lavere en maksimal temperatur. Men inne i veggene oppnås ikke disse temperaturene. For b=400 oppnås en maksimal temperatur på 500 °C 25 mm inne i veggene, men 50 mm inne i veggene oppnås kun en temperatur på 200 °C, og dette lenge etter at brennerne har deaktivert. Dette tyder på at brannen ikke varer lenge nok til å varme om de omsluttende bygningsdelene, og store deler av den opparbeidede varmen forsvinner med en gang brannen slutter. Den lille mengden med opparbeidet energi som har beveget seg noen få mm inn i konstruksjonen går til å varme opp resten av konstruksjonen samt den kalde luften som strømmer inne etter at brennerne har sluttet. Til slutt holder konstruksjonen og gassen omtrent 200 °C. Dette gjelder også for tilfellet med b=1900, men her oppnås det ikke like høye temperaturer inne i veggene, både på grunn den tyngre konstruksjonen men også at det oppstår en lavere temperatur inne i rommet.



Figur 5.7: Kurvene viser gjennomsnittlig gasstemperaturen i øvre del av rommet (grå), overflatetemperaturen (oransje), temperaturen i veggene ved dybdene $d = 25$ mm (blå) og $d = 50$ mm (gul) ved $b = 400$ (venstre) og $b = 1900$ (høyre) for Rom 1 med åpningsfaktor $O=0,08$. Temperaturen målt på og i veggene er gjort midt på en av sideveggene.

Deretter ble det undersøkt om en alternativ varmeavgivelseshastighet ville gi en bedre korrelasjon med EC1. Simuleringen med $O=0,08$ og $b=1050$ ble modifisert slik at den

fikk en varmeavgivelseshastighet som avtok lineært etter at 70 % av brenselet var brukt opp, se Figur 4.10. Deretter ble resultatet fra denne simuleringen sammenliknet med den originale simuleringen og den parametriske kurven for samme konfigurasjon, se Figur 5.8. Den modifiserte simuleringen (blå) gir en kurve som liker noe mer på på den parametriske kurven, men det er fortsatt store forskjeller. Det bør også merkes at denne modifiserte kurven oppnår en lavere maksimal temperatur på omtrent $50\text{ }^{\circ}\text{C}$, samt at varigheten på de aller høyeste temperaturene blir kortere. Dette gir altså en mindre konservativ temperatur-tidkurve, og en forandring som dette må forsvares før den gjennomføres.

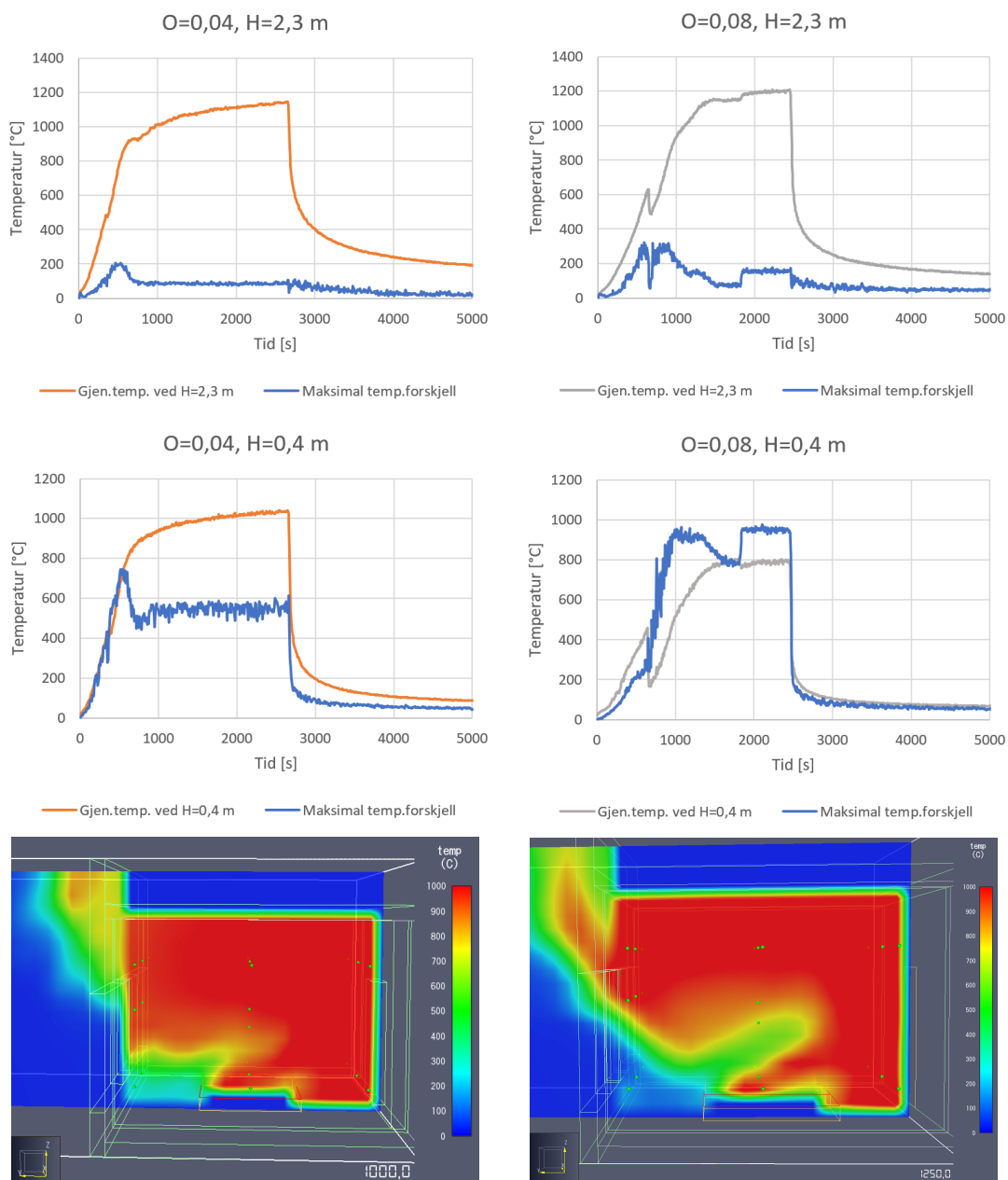


Figur 5.8: Sim 1 (oransje) er simulering b2.08 med $O=0,08$ og $b=1050$. Sim 2 (blå) er supplerende simulering S3 som er lik bortsett fra at varmeavgivelseshastigheten er modifisert slik at den avtar lineært etter at 70 % av brenselet er oppbrukt. EC1 (grå) er den parametriske temperatur-tidkurven for samme oppsett.

Antagelsen om homogen temperaturfordeling i små rom

Som nevnt tidligere er antagelsen om homogen temperaturfordeling sentral for den parametriske temperatur-tidkurven i Eurokoden og andre ensonemodeller. En av grunnene bak Rom 1 sin utforming var å lage et rom der forholdene ligger til rette for å undersøke om dette er tilfelle. For å undersøke dette ble fire simuleringer valgt: b1_04, b1_08, b3_04 og b3_08.

Figur 5.9 viser de to simuleringene med $b1=400$. Bildet øverst til venstre viser den gjennomsnittlige temperaturen målt $2,3\text{ m}$ over gulvet (oransje) ved hjelp av ni sensorer. Dette er grafen som tidligere er presentert i Figur 5.2 og Figur 5.4. I tillegg vises den maksimale temperaturforskjellen mellom disse ni punktene (blå). For denne høyden er temperaturforskjellene relativt små, og bortsett fra et sprang opp til $200\text{ }^{\circ}\text{C}$ ved den raskeste temperaturstigningen holder den seg på rundt $100\text{ }^{\circ}\text{C}$.



Figur 5.9: Undersøkelse av om det er homogen temperaturfordeling ved $b=400$ med henholdsvis $O=0,04$ og $O=0,08$. De to nederste bildene viser et vertikalsnitt gjennom midten av rommet for $O=0,04$ ved $t=1000\text{ s}$ (venstre) og for $O=0,08$ ved $t=1250\text{ s}$ (høyre), der temperaturen vises med farger.

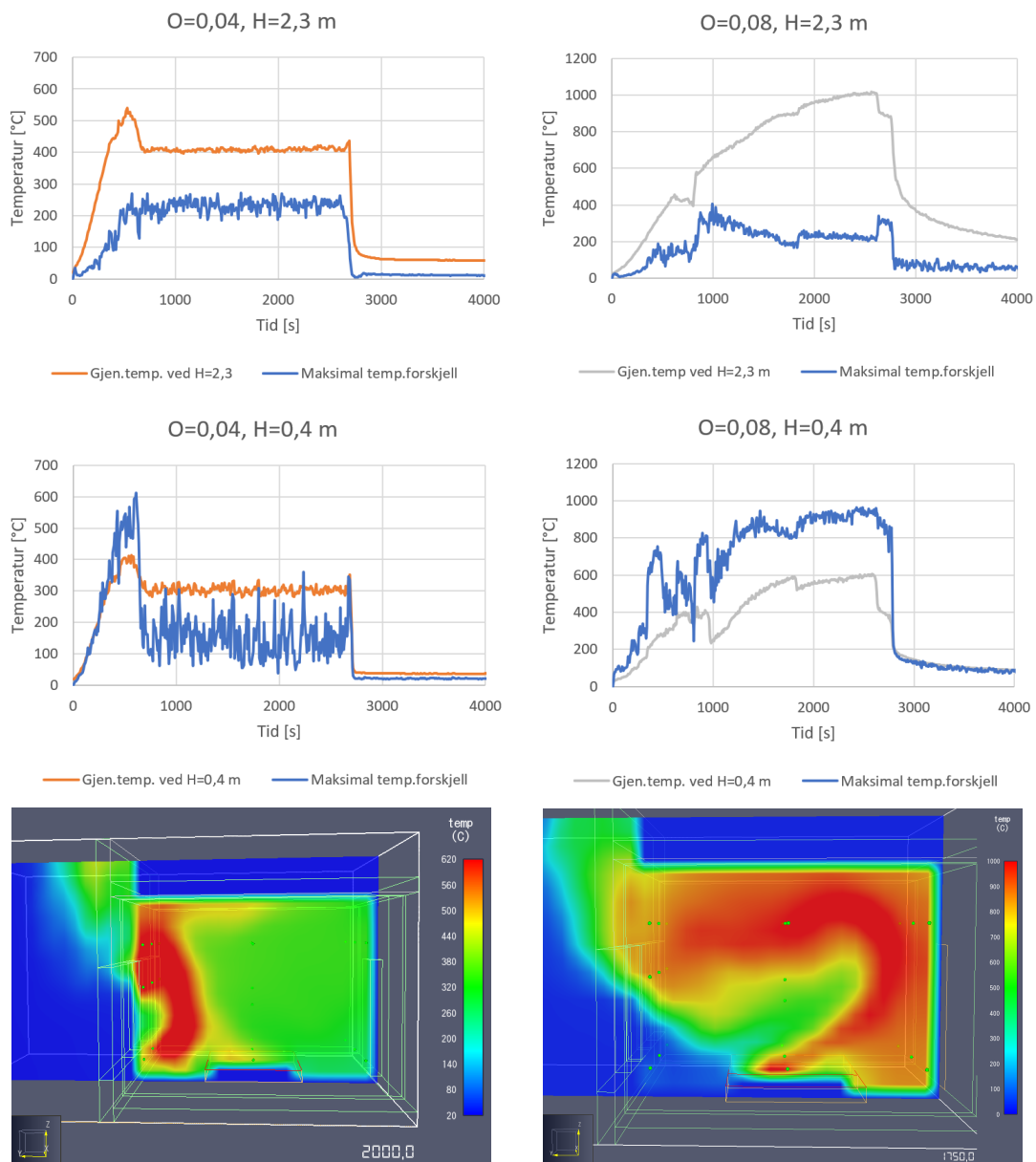
Bildet midterst til venstre i Figur 5.9 viser det samme, bare denne gangen i en høyde på $0,4\text{ m}$ over gulvet. Denne gangen er det åtte temperaturmålere som er plassert rundt

brenneren i midten. Den gjennomsnittlige temperaturen er litt over $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ lavere på dette nivået enn ved $H=2,3\text{ m}$. Men det er store forskjeller mellom minimal og maksimal temperatur i dette planet. Den største temperaturforskjellen er på $700\text{ }^{\circ}\text{C}$, og deretter ligger den stabilt på mellom 500 og $600\text{ }^{\circ}\text{C}$. Grunnen til dette kan forklares med bildet nederst til venstre, som viser et temperatursnitt gjennom midten av rommet. Mens store deler av rommet holder omtrent $1000\text{ }^{\circ}\text{C}$ ved $t=1000\text{ s}$, er gassen i området nederst ved vinduene kaldt. Det kommer av at her strømmer tilluften inn i rommet og sørger for en sone som holder omtrent $300\text{ }^{\circ}\text{C}$. Dette området i underkanten av vinduene holder dermed en mye lavere temperatur enn resten av rommet, og sørger for store temperaturforskjeller over gulvet. Ellers i rommet er den en relativt homogen temperaturfordeling på mellom 900 og $1000\text{ }^{\circ}\text{C}$ i dette vertikale planet snittet viser. Forholdene er relativt stabile i denne simuleringen, og det vertikale snittet er et bilde på hvordan forholdene er gjennom resten av brannen.

For $O=0,08$ er temperaturforholdene litt mindre homogene, slik som kan sees på bildet nederst til høyre i Figur 5.9. Her når kald tilluft lengre inn enn ved $O=0,04$, og sørger for at det er store temperaturforskjeller over gulvet. Det må bemerkes at en grunn til at luften ved gulvet i b1-04 er varmere enn luften ved b1-08 kan komme av at det er to vinduer med en veggdel i mellom ved $O=0,04$, og dermed når ikke tilluften direkte til termometeret og vertikalsnittet plassert i midten av rommet. $O=0,08$ har derimot tre vinduer, og det midterste vinduet vil slippe tilluft direkte på den midterste termometeret på gulvet og det midtstilte vertikalsnittet. Termometerene i $O=0,04$ er dermed bedre skjermet ved $O=0,04$ enn ved de andre rommene som har et vindu midt på veggen.

Som det kan ses på bildet midtest til høyre i Figur 5.10 er det store horisontale temperaturforskjeller b1-08, der maksimal temperaturforskjell ligger mellom 800 og $1000\text{ }^{\circ}\text{C}$. Det kommer av at det er luft med romtemperatur i bunnen av de store vinduene, mens det er branngasser på $1000\text{ }^{\circ}\text{C}$ på innsiden av brenneren. Det er også tydelig at de vertikale temperaturforskjellene er store hvis den gjennomsnittlige temperaturen for henholdsvis $H=0,4\text{ m}$ og $H=2,3\text{ m}$ sammenliknes, se bildene øverst og midterst til høyre i Figur 5.9. Kurvene har samme form, men mens gjennomsnittstemperaturen under taket når og deretter holder omtrent $1200\text{ }^{\circ}\text{C}$, følger kurven for gjennomsnittstemperaturen nær gulvet $800\text{ }^{\circ}\text{C}$, altså en forskjell på hele $400\text{ }^{\circ}\text{C}$. I planet under taket er det relativt homogene forhold, med temperaturforskjeller på rundt $200\text{ }^{\circ}\text{C}$ for den stabile fasen.

Figur 5.10 viser også temperaturfordelingen for $O=0,04$ og $O=0,08$, men nå med $b=1900$. Til venstre i figuren vises kurver fra den mislykkede simuleringen b3-02, der det ikke ble en brann som involverte hele rommet, men kun en brann i vindusområdet, se Figur 5.3. Dette sees igjen i bildet nederst til venstre i Figur 5.10, der gasstemperaturer på $600\text{ }^{\circ}\text{C}$ kun oppstår i området rundt vinduene. Ellers i rommet er gasstemperaturen rundt $300\text{ }^{\circ}\text{C}$. Da det ikke oppnås store temperaturer i rommet er heller ikke temperaturforskjellene under taket eller over gulvet store.



Figur 5.10: Undersøkelse av om det er homogen temperaturfordeling ved $b=1900$ med henholdsvis $O=0,04$ og $O=0,08$. De to nederste bildene viser et vertikalsnitt gjennom midten av rommet for $O=0,04$ ved $t=2000$ s (venstre) og for $O=0,08$ ved $t=1750$ s (høyre).

For $b3-08$ med $O=0,08$ og $b3=1900$ ble det mer vellykkede resultater, og forholdene her likner på forholdene i $b1-08$, bare at her er det i enda større grad et kaldt lag med luft som trenger inn i rommet. I tillegg ser det ut som om vegger og tak kjøler

ned gassen i rommet. I det horisontale planet under taket er temperaturforskjellene på omtrent $200\text{ }^{\circ}\text{C}$, med kun et par hopp mot $400\text{ }^{\circ}\text{C}$, se øverst til høyre på Figur 5.10. For temperaturen i planet ved gulvet er det igjen store temperaturforskjeller, som store deler av tiden befinner seg mellom 800 og $1000\text{ }^{\circ}\text{C}$. Også de vertikale temperaturforskjellene er store, da den gjennomsnittlige temperaturen under taket går mot $1000\text{ }^{\circ}\text{C}$, mens over gulvet er den på bare $600\text{ }^{\circ}\text{C}$. Videre er den maksimale temperaturforskjellen i vertikal retning like stor som i horisontal retning, slik som kan sees nederst til høyre i Figur 5.10.

Av disse fire rombrannene er det kun brann b1-04 med $O=0,04$ og $b=400$ og til dels b1-08 med $O=0,08$ og $b=400$ som kan sies å ha tilnærmet homogen temperaturfordeling. For b1-04 er det kun et lite område nær vinduene kjølt ned, mens det var omtrent små temperaturforandringer i resten av rommet. For b1-08 trenger den kalde luften lengre inn i rommet, og skaper både store vertikale og horisontale temperaturforskjeller. Simulering b3-08 gir samme temperaturforskjeller som b1-08, men her er det lavere temperaturer og større horisontale temperaturforskjeller under taket.

5.1.4 Oppsummering

Ved sammenlikning er det fire av simuleringene som var mislykkede (b1-02, b2-02, b3-02 og b3-04), fem som stemte relativt godt overens (b1-04, b1-08, b1-12, b2-04 og b2-08) og tre der FDS gav betydelig mer alvorlige branner enn EC1 (b2-12, b3-08 og b3-12). Litt forenklet kan det sies at de raske brannene med høy temperatur fikk en god korrelasjon, de langsomme brannene med lavere temperaturer ble mindre gode eller mislykkede, mens stor åpningsfaktor og høy b -verdi gav EC1-kurver som er betydelig mindre alvorlige enn det som er oppnådd i FDS.

De simuleringene som likner mest på de parametriske kurvene er de med lav b -verdi. Bortsett fra den mislykkede simuleringen b1-02 med $O=0,02$, følger samtlige av simuleringene for $b=400$ kurvene til EC1 på en god måte, der både maksimal temperatur og varigheten stemmer relativt godt. For middels b -verdi er det også ganske god overensstemmelse for åpningsfaktorene $O=0,04$ og $O=0,08$, selv om kurvene fraviker i noe større grad.

Store åpningsfaktorer og høye b -verdier gir en alvorligere FDS-brann enn det EC1 gir. For $O=0,12$ og middels b -verdi på 1050 er FDS-brannen mer alvorlig enn EC1, der EC1 tilsvarende en standard brann i 33 min , mens FDS tilsvarende en standard brann på 42 min . Kanskje enda mer alvorlig er forskjellen i maksimal temperatur, der EC1 predikterer $850\text{ }^{\circ}\text{C}$, mens FDS oppnådde $1150\text{ }^{\circ}\text{C}$. Dette er $300\text{ }^{\circ}\text{C}$ høyere, det vil si en 35% høyere maksimal temperatur enn det EC1 predikterer. Også EC1-kurvene med $b=1900$ og åpningsfaktorene $O=0,08$ og $O=0,12$ undervurderer brannen som ble oppnådd i simuleringen. I FDS fikk begge disse konfigurasjonene en maksimal temperatur på litt over $1000\text{ }^{\circ}\text{C}$, mens EC1-kurven til $O=0,08$ nådde omtrent $800\text{ }^{\circ}\text{C}$ og for $O=0,12$ bare $700\text{ }^{\circ}\text{C}$. I begge tilfeller gir dette FDS-branner som betydelig mer alvorlige enn det som EC1 predikterer.

Videre ble det observert at avkjølingsfasen til EC1-kurvene sammenfaller dårlig med FDS-resultatene: Mens temperaturen uansett b-verdi faller raskt etter at brennerne har brukt opp brannlasten, predikterer EC1 lange avkjølingsfaser for høye b-verdier og lave åpningsverdier. Også ved brenselstyrte branner er avkjølingshastigheten spesielt lang. Ved undersøkelse av temperaturen på og i veggen ble det funnet at brannene er for korte til å sørge for en oppvarming av konstruksjonen som kunne sørge for en lengre og lineær form på avkjølingsfasen. Mens overflatetemperaturen følger gasstemperaturen nært, når temperaturen inne i veggen kun $500\text{ }^{\circ}\text{C}$ for høy b-verdi og $300\text{ }^{\circ}\text{C}$ for lav b-verdi. Dette er ikke tilstrekkelig for å sørge for en mykere overgang i det brennerne deaktiveres, brannen slukker og rommet blir fylt av kald luft. Dermed faller temperaturen i rommet raskt ned til rundt $200\text{ }^{\circ}\text{C}$, hvor det oppstår en balanse mellom varmen fra de omsluttende bygningsdelene og den kalde tilluften.

Det ble også forsøkt å se om det ville blir samsvar mellom simuleringsresultatet og de parametriske kurvene fra EC1 hvis brennerene i FDS har en varmeavgivelseshastighet som avtar lineært etter at 70 % av brenselet er brukt opp. Dette gav en avkjølingsfase som liknet noe mer på den som blir gitt av EC1, og temperaturfallet fra maksimal temperatur til ned mot $300\text{ }^{\circ}\text{C}$ skjer nå over 300-400 s, og ikke umiddelbart slik som de andre simuleringene. Dette kan tyde på at EC1 sin avkjølingsfase antar at brannen fortærer de siste delene av brenselet på en avtagende måte, og ikke på den bråe måten antatt i simuleringene.

Til slutt ble det undersøkt om det faktisk var homogen temperaturfordeling i rombrannene. Det viste seg at kun en av de fire rombrannene som ble undersøkt hadde en nesten homogen temperaturfordeling, nemlig rom b1-04 med $b=400$ og $O=0,04$. Her ble det observert høye temperaturer på rundt $1000\text{ }^{\circ}\text{C}$ i hele rommet bortsett fra under vinduene, der kald tilluft strømmet ned og inn i brannen. Relativt homogene forhold ble også sett for b1-08 med $b=400$ og $O=0,08$, men en større del tilluft kjølte ned sonen ved gulvet ved vinduene, og førte til en større sone med kald temperatur. I b3-08 med $b=1900$ og $O=0,08$ var det enda større temperaturforskjeller i horisontal og vertikal retning, og det begynte å likne på forholdene som i en tosonemodell, med et varmt lag med røyk og ild over og et kaldt lag med kald luft og selve brannen under. I tillegg så det ut som om veggene også avkjølte gassen, og bidro til en mindre homogen gasstemperatur da det var kaldere inntil veggene enn det som ble observert ved $b=400$.

5.2 Rom 2

Dette delkapittelet vil først presentere de parametriske kurvene fra Eurokoden og improved Travelling Fire Method. Deretter vil resultatene fra FDS-simuleringene presenteres. Til slutt vil kurvene sammenliknes, og en oppsummering gis.

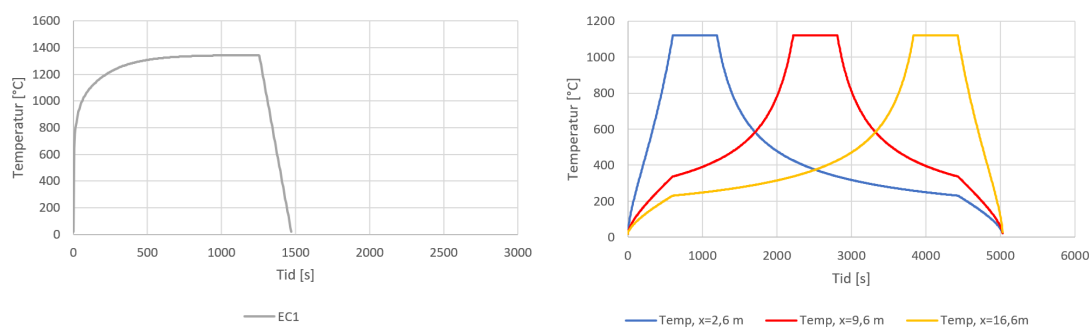
5.2.1 Parametriske temperatur-tidkurver

Både Eurokodens parametriske temperatur-tidkurve og den parametriske temperatur-tidkurven fra iTFM ble beregnet for Rom 2. Videre følger en gjennomgang av kurvene for henholdsvis lav b-verdi og høy b-verdi på de omsluttende bygningsdeler.

Lav b-verdi

Figur 5.11 viser de parametriske kurvene fra Eurokoden og iTFM. Kurven fra Eurokoden har som sagt en $O=0,13$, og når maksimal temperatur etter 21 *min*. Det betyr at den akkurat kommer over kravet om 20 *min* og derfor anses som en ventilasjonsstyrt brann i EC1. Som sett i delkapittel 5.1.3 har det mye å si for kurvens alvorlighetsgrad om den kommer over eller under denne grensen. Da den fortsatt regnes som ventilasjonsstyrt vil kurven både med høy og lav b-verdi få mye høyere maksimaltemperatur enn hvis den hadde blitt regnet som en brenselkontrollert brann.

De parametriske kurvene har store forskjeller, både med tanke på form og maksimal temperatur. Mens den parametriske temperatur-tidkurven fra EC1 har en maksimal temperatur omtrent $1350\text{ }^{\circ}\text{C}$, er iTFM sin maksimale temperatur på omtrent $1100\text{ }^{\circ}\text{C}$. iTFM antar at maksimal temperatur som kan oppnås vil bli $1200\text{ }^{\circ}\text{C}$, og at den reduseres ytterligere på grunn av flame flapping.



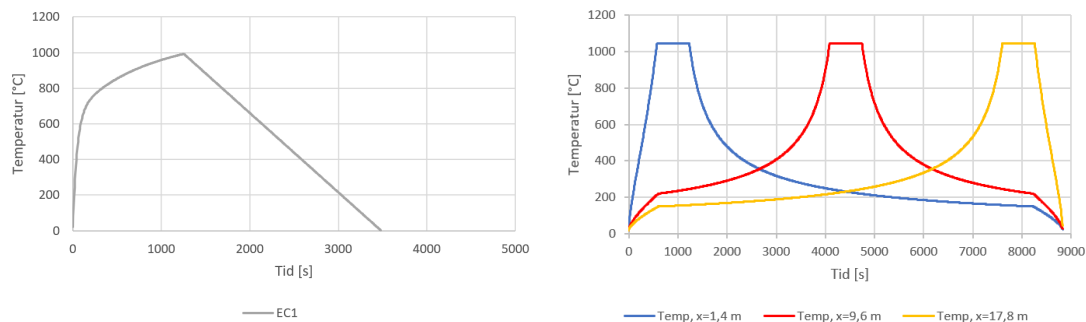
Figur 5.11: Bildene viser de parametriske temperatur-tidkurvene som er kalkulert for Rom 2. Den parametriske temperatur-tidkurven fra Eurokoden er til venstre, mens de parametriske temperatur-tidkurvene fra iTFM er til høyre. I iTFM-kurvene har brannen en lengde på 2,4 *m*, det vil si at brannen dekker 2,4 *m* x 6 *m* av rommet om gangen. Dette er gjort for å få samme varighet på brannen som den observert i simuleringene. Kurvene er gitt for tre forskjellige x-posisjoner i rommet

Varigheten til EC1 sin parametriske kurve er satt til omtrent 1500 *s*. Da antas det at hele rommet brenner samtidig, og at rommet er utbrent innen denne tiden. iTFM fungerer på en annen måte, der en “familie” av branner lages. Brannene i familien er like bortsett fra hvor stor del av rommet brannen dekker. Dette bestemmer også hvor høy

hastighet brannen sprer seg i rommet, som igjen bestemmer varigheten. Brannen fra iTFM-kurvene i Figur 5.11 dekker 2,6 m av rommet av gangen, det vil si 13,5 % av arealet. Den er valgt for å stemme overens med FDS-simuleringen med samme konfigurasjon sin totale tid på 5000 s for å gjøre det lettere å sammenlikne med simuleringen. Hastigheten er dermed valgt på bakgrunn av det som ble observert i simuleringen. De tre posisjonene som ble valgt for denne kurven var $x=2,6\text{ m}$, $x=9,6\text{ m}$ og $x=16,6\text{ m}$, slik at det måles i enhet A, midt i rommet ved BC og i enhet D.

Høy b-verdi

Figur 5.12 viser de parametriske temperatur-tidkurvene for Rom 2 med en b-verdi på 1900. EC1-kurven gir som forventet en lavere temperatur, og når nå kun 1000 °C. Den varer til gjengjeld lengre, og slutter først etter omtrent 3500 s. Kurven fra iTFM er fra den samme familien som for lav b-verdi gitt i Figur 5.11, men med et mindre brennende areal; denne gangen med en lengde på 1,4 m (7,3 % av gulvareal). Som ved lav b-verdi er verdien valgt for å gi brannen en varighet som stemmer med brannens varighet i simuleringen på 9000 s. De tre posisjonene som ble valgt for denne kurven var $x=1,4\text{ m}$, $x=9,6\text{ m}$ og $x=17,8\text{ m}$, slik at det måles ved start i enhet A, midt i rommet ved BC og helt i enden ved enhet D.



Figur 5.12: Bildene viser de parametriske temperatur-tidkurvene som er kalkulert for Rom 2 ved høy b-verdi. Den parametriske temperatur-tidkurven fra Eurokoden er til venstre, mens de parametriske temperatur-tidkurvene fra iTFM er til høyre.

5.2.2 FDS

Resultatene i denne delen består av data fra simuleringene som er eksportert til Excel og behandlet der, samt bilder fra simuleringsprogrammet samt Smokeveiw.

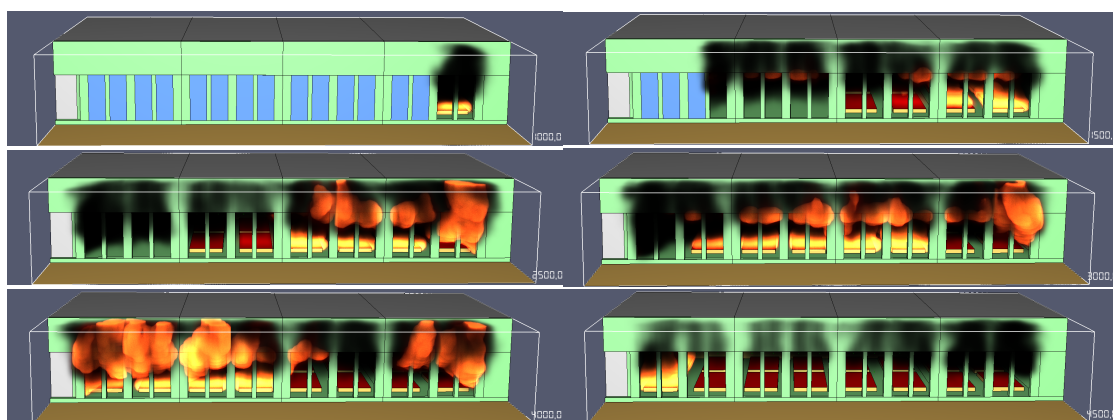
For Rom 2 ble kun to simuleringer gjennomført, se Tabell 5.2. Disse ble begge gjort på NTNUs maskin som er utstyrt med 32 kjerner. Dermed kunne simuleringsmodellens 16 meshes fordeles mellom kjernene, noe som gjorde at simuleringen ikke tok mye lengre tid enn for Rom 1, selv om rombrannen i rom 2 er betydelig større og lengre.

Tabell 5.2: Oversikt over simuleringer i forbindelse med Rom 2. Simuleringene ble gjort på NTNUs maskin.

Nr.	b	O	δx [m]	Lengde [min]	Tidsbruk [t]
1	400	0,13	0,20	300	15,5
2	1900	0,13	0,20	300	16,0

Lav b-verdi

Figur 5.13 viser seks bilder fra simuleringen med $b=400$ ved forskjellige tidspunkt. Som det kan ses på bildene lyktes det å lage en modell der brannen “reiste” fra den ene vegg til den andre. Samtlige brennere ble aktivert og alle vinduene knuste etter hvert som brannen beveget seg.

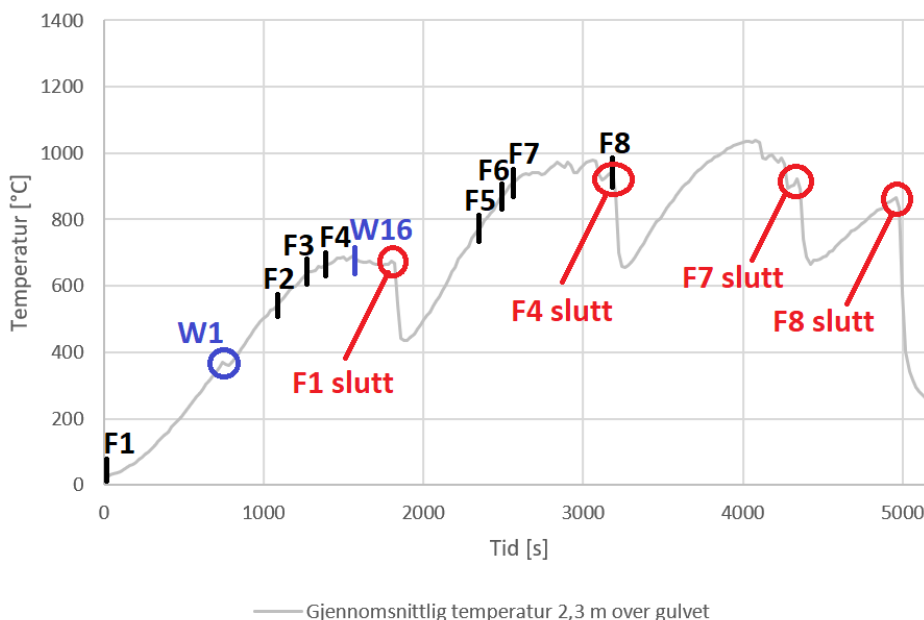


Figur 5.13: Brannutviklingen i Rom 2 med $b=400$, ved $t=1000, 1500, 2500, 3000, 4000$ og 4500 s. Brannen reiser fra den høyre enden av rommet til den venstre, fra enhet A til enhet D. Brennerne er ikke synlige før aktivering, men er synlig både mens de er aktive og etter deaktivering.

Tabell 5.3 viser når vinduer ble knust og brennere ble aktivert og deaktivert. Dette kan også leses av i Figur 5.14. Som det kan sees i tabellen ble det første vinduet knust etter 740 s. Alle vinduene hadde knust i løpet av første halvdel av simuleringen, og før brenner F5 startet opp. De siste vinduet, W16, knuste etter 1580 s. Mange av brennerne antente i grupper, der F2, F3 og F4 aktiverte innen et interval på 280 s, og F5, F6 og F7 innen et interval på 260 s. F8 aktiverte for seg selv etter 3180 s, og deaktiverte etter 4980 s, som markerte slutten på brannen 83 min etter start.

Tabell 5.3: Tider vinduer knuste og brennerne aktiverte og deaktiverte i Rom 2 med $b=400$. Alle brennerne har en varighet på 1800 s med en utvikling gitt i Figur 4.12.

Nr.	Tid [s]		Nr.	Tid [s]
	Vindu	Brenner start		Brenner slutt
1	740	0	9	1300
2	800	1100	10	1340
3	1020	1280	11	1400
4	1020	1380	12	1460
5	1020	2300	13	1500
6	1160	2460	14	1520
7	1180	2560	15	1560
8	1240	3180	16	1580

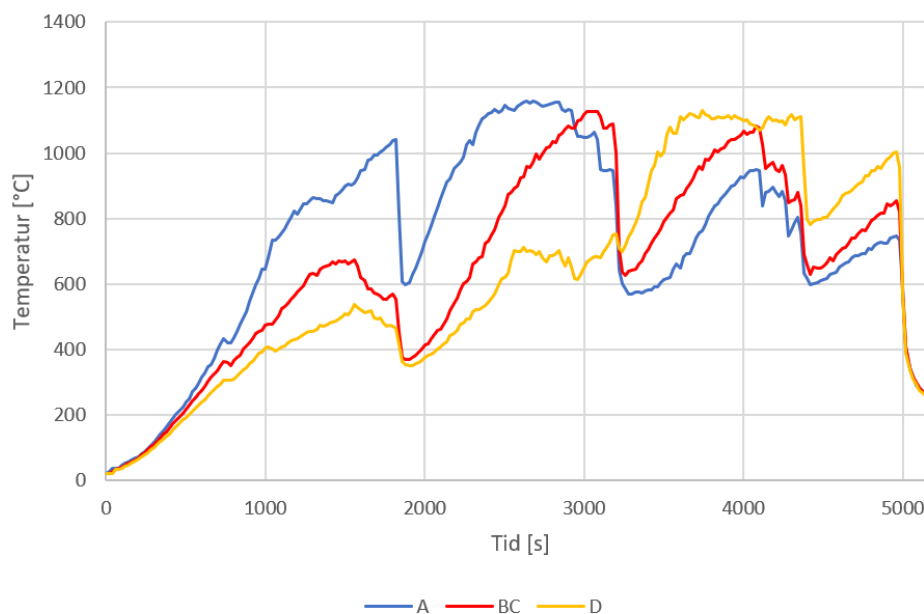


Figur 5.14: Temperatur-tidkurven viser gjennomsnittlig temperaturutvikling fra Rom 2 med $b=400$. Gjennomsnittstemperaturen er hentet fra 16 temperaturmålere jevnt fordelt i et plan 2,3 m over gulvet. Viktige hendelser er markert, der F1-F8 viser når brennere ble aktivert, mens W1 og W16 viser når første og siste vindu knuste. I tillegg vises det når brennerne F1, F4, F7 og F8 sluttet.

Som det kan sees på Figur 5.14 er det store fall i gjennomsnittstemperaturen etter at en brenner eller en gruppe brennere deaktiveres. Temperaturen kan i disse tilfellene falle 200-300 °C. Disse temperaturfallene går også igjen for Rom 1 ved $O=0,12$, og har samme årsak, da varmeavgivelseshastigheten har samme utvikling for Rom 2 og Rom

1 ved $O=0,12$. Begge rombrannene antar brenselstyrt brann, og dermed en t^2 -brann som forsetter å stige til brenselet er brukt opp, for deretter plutselig å falle til 0, se Figur 4.12. Dette gir en brå overgang i vekslingen mellom brennerne, og muligens en lavere temperatur enn om modellen kunne vært bygget opp på en måte som sørget for en “mykere” overgang mellom brennerne.

Figur 5.15 viser tre temperatur-tidkurver fra simuleringen av Rom 2 med $b=400$. De tre kurvene er gjennomsnittstemperaturen fra tre forskjellige posisjoner i rommet. Kurve A er gjennomsnittlig temperatur fra de fire temperatursensorene som er plassert i enhet A i et plan 2,3 m over gulvet, og måler dermed temperaturen i den enheten brannen starter i. Kurve D måler på samme måte temperaturen i enhet D, som er lengst unna brannens start og hvor brannen befinner seg i på slutten. Kurve BC er ment som temperaturen målt midt i rommet, og er gjennomsnittet av de to temperaturmålere i enhet B og i enhet C som er nærmest midten, slik at disse fire temperaturmålerene måler gjennomsnittstemperaturen på midten.



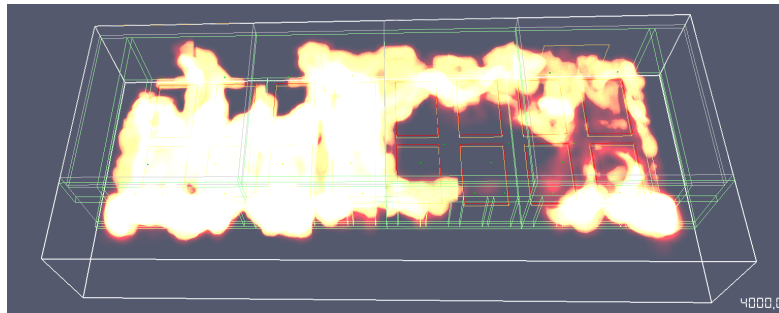
Figur 5.15: Temperatur-tidkurvene viser lokal, gjennomsnittlig temperaturutvikling for Rom 2 med $b=400$. Kurve A er gjennomsnittet fra de fire målerne i enhet A, mens D er gjennomsnittet av de fire i enhet D. Kurve BC er ment som gjennomsnittet midt i rommet, og er derfor gjennomsnittet av de fire midterste temperaturmålerne, det vil si to fra enhet B og to fra enhet C.

Også disse kurvene preges av de store fallene i forbindelse med at brennere deaktiveres uten at andre brennere klare å holde temperaturen oppe. Her kan temperaturfallene være enda større enn ved hele rommets gjennomsnittlige temperatur-tidkurve, da en brenners

deaktivering kan ha mye større lokale konsekvenser. For eksempel faller temperaturen i enhet A med over $400\text{ }^{\circ}\text{C}$ ved $t=1800$ da brenner F1 slukner.

Kurvene har maksimal temperatur ved forskjellige tider, der maksimal temperatur i kurve A oppnås ved $t=2600\text{ s}$, kurve BC ved $t=3000\text{ s}$ og kurve D ved $t=3800\text{ s}$. Det vil si at den høyeste temperaturen i rommet flytter seg fra enhet A mot enhet D. Likevel kan de observeres at kurve A er større enn kurve D, da A blir fort varm og holder seg varm gjennom brannen. Mens enhet A har mye høyere temperatur enn enhet D i løpet av de 3000 s første sekundene, ofte på $300\text{-}400\text{ }^{\circ}\text{C}$, er det ikke like stor temperaturredifferanse mellom de to enhetene i den avsluttende fasen når maksimal temperatur er å finne i enhet D. I denne delen ligger temperaturen i enhet D bare omtrent $200\text{ }^{\circ}\text{C}$ over den i enhet A.

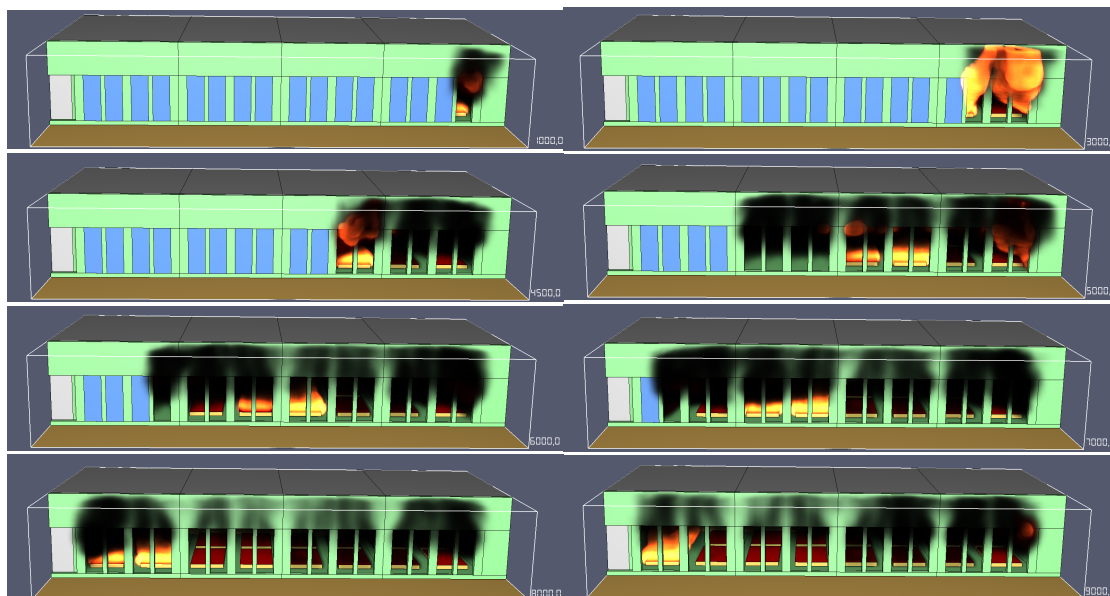
En forklaring på dette kan sees i Figur 5.13, på bildet nederst til venstre; selv om brannen befinner seg til venstre, i enhet C og D, så står flammene også ut av vinduene i enhet A helt til høyre. Figur 5.16 viser nærmere at det ved $t=4000\text{ s}$ ikke kun brenner i enhet C og D, der de fire aktive brennerne står; også i enhet A og B brenner det, spesielt ved vinduene og ved den store åpningen bak i rommet i enhet A. Sannsynligvis er grunnen at det ikke når store nok tilluftmengder til at alle de brennende gassene fra brennerne kan antenne der de slippes ut, men at de strømmer til de andre delene av rommet og antenner der de møter oksygen.



Figur 5.16: Rom 2 med $b=400$ sett forfra, med vindusrekken i front, ved $t=4000\text{ s}$. Ved dette tidspunktet er brennerne F5, F6, F7 og F8 i enhet C og D til venstre i bildet aktive, og store mengder brennbare gasser slippes fra brennerne. Ikke all forbrenningen skjer lokalt, for det brenner også i det øvre røyklaget i enhet A og B til høyre i bildet.

Høy b -verdi

Figur 5.17 viser åtte bilder fra simuleringen av Rom 2 med en b -verdi på 1900. I dette tilfellet nådde brannen også den andre siden av rommet, men denne gangen tok det nesten dobbelt så lang tid. Som det kan leses i Tabell 5.4 varer brannen i 9000 s , mot en varighet på 5000 s ved lav b -verdi. Samtlige brennere ble aktivert, og alle vinduene knuste.



Figur 5.17: Brannutviklingen i Rom 2 med $b=1900$, ved $t=1000, 3000, 4500, 5000, 6000, 7000, 8000$ og 9000 s. Brannen reiser mot venstre, fra den ene enden av rommet til den andre, fra enhet A til enhet D. Brennerne er ikke synlige før aktivering, men er synlig både mens de er aktive og etter deaktivering.

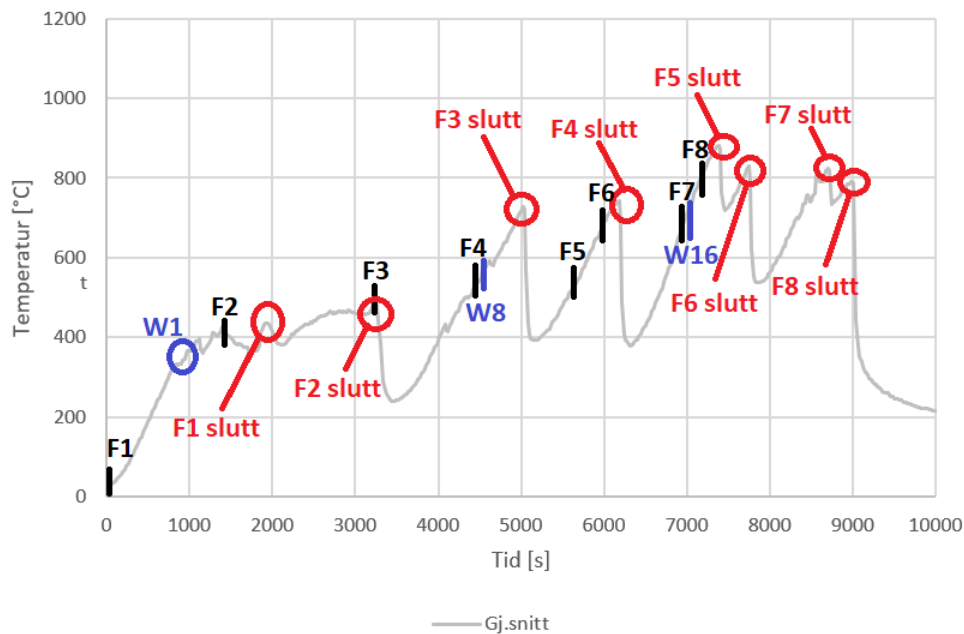
Tabell 5.4: Tider vinduer knuste og brennere aktiverte og deaktiverte ved Rom 2 med $b=1900$. Alle brennerne har en varighet på 1800 s med en utvikling gitt i Figur 4.12.

Nr.	Tid [s]			Nr.	Tid [s]
	Vindu	Brenner start	Brenner slutt		
1	940	0	1800	9	4600
2	1120	1360	3160	10	4620
3	1400	3240	5040	11	4620
4	4340	4380	6180	12	4780
5	4080	5600	7400	13	5900
6	4380	5960	7760	14	6040
7	4520	6920	8720	15	6120
8	4540	7200	9000	16	7040

I motsetning til brannen med lav b -verdi aktiveres denne gangen brennerne i større grad hver for seg med mellomrom i mellom. Dette gir en lengre brann og større spredning av varmeavgivelsen. Figur 5.18 er en temperatur-tidkurve som viser gjennomsnittlig temperatur målt av 16 målere fordelt jevnt i hele rommet i høyde $2,3$ m. Som ved Rom 2 ved lav b -verdi er denne kurven preget av store temperaturfall forårsaket av at

brennerne deaktiveres. Vinduene blir i dette tilfellet knust senere enn ved lav b-verdi. Det første vinduet knuser etter 940 s, som er omtrent 200 s senere enn ved lav b-verdi. Det siste vinduet, W16, knuser også mye senere i dette tilfellet, og går først mot slutten av simuleringen ved $t=7040$ s, rett etter at brenneren F7 aktiveres.

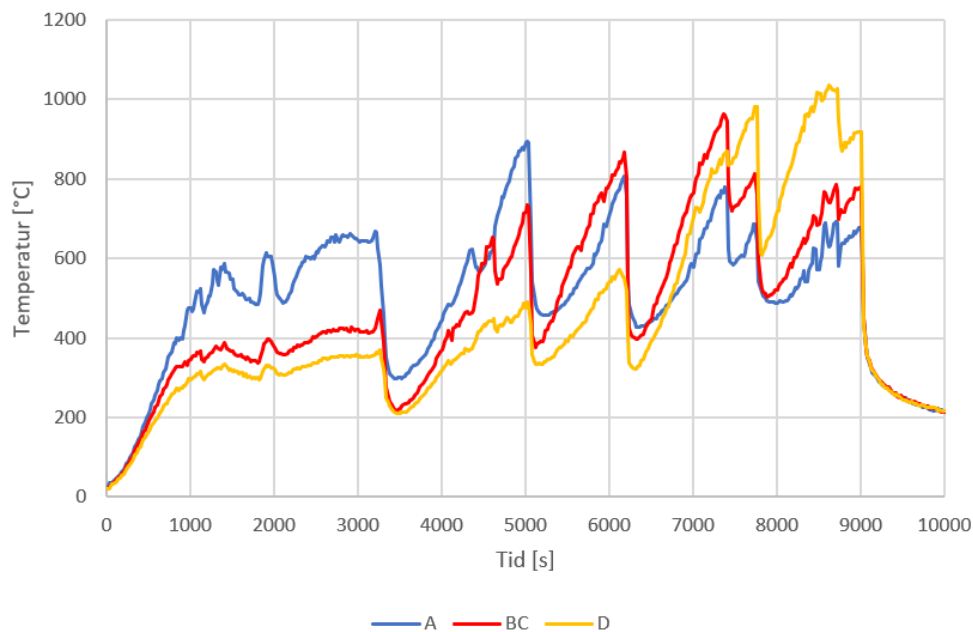
Både vindusknusingen og aktiveringen av brennere er avhengig av varmen som bygges opp i rommet: Vinduene knuses ved en lokal gasstemperatur på $600\text{ }^{\circ}\text{C}$, og brennerne på en lokal strålingsfluks på 35 kW/m^2 . Ved å sammenlikne gjennomsnittlig temperatur fra simuleringen med høy b-verdi og lav b-verdi er det tydelig at temperaturen blir mye høyere i med lav b-verdi, slik som ventet og prediktert av de parametriske kurvene. Mens Rom 2 med $b=400$ når en gjennomsnittstemperatur i de øvre lagene på $1000\text{ }^{\circ}\text{C}$ i den senere delen av brannen, kommer kun noen av toppene til kurven til den andre brannen over $800\text{ }^{\circ}\text{C}$. Med de store temperaturfallene ned mot $400\text{ }^{\circ}\text{C}$ ligger denne kurven gjennomsnittlig på $500\text{--}600\text{ }^{\circ}\text{C}$ i siste halvdel av brannen, altså betydelig lavere.



Figur 5.18: Temperatur-tidkurven viser gjennomsnittlig temperaturutvikling fra Rom 2 med $b=1900$. Gjennomsnittstemperaturen er hentet fra 16 temperaturmålere jevnt fordelt i et plan $2,3\text{ m}$ over gulvet. Viktige hendelser er markert, der F1-F8 viser når brennerne ble aktivert, mens W1, W8 og W16 viser når første, åttende og siste vindu knuste. I tillegg vises det når brennerne sluttet.

Figur 5.19 viser de lokale gjennomsnittlige temperaturene i rommet ved $b=1900$, henholdsvis ved brannens startposisjon i enhet A, i midten av rommet og i enden ved enhet D. Akkurat som kurven for hele rommet er disse tre kurvene preget av den plutselige

deaktivering av brennerne. Likevel kan en trend der brannens varmeste temperatur flytter seg fra enhet A til enhet D tydes. Maksimal temperatur for kurve A skjer ved $t=5000$ s, kurve BC ved omtrent $t=7300$ s og kurve D ved $t=8600$ s. En interessant observasjon er at i denne brannen oppnås maksimal temperatur i enhet D i den avsluttende delen av brannen, men for brannen med lav b-verdi oppnås dette i enhet A midt i brannens løp. Likevel er denne maksimale temperaturen tett etterfulgt av den maksimale temperaturen i enhet D, se Figur 5.15. Dette har sannsynligvis med hvordan brennerne overlapper. I kurven med lav b-verdi skjer de to temperaturopppunktene når de to gruppene på tre alle er i nærheten av maksimal varmeavgivelseshastighet. Også for kurven med høy b-verdi sammenfaller de to høyeste punktene med at brennere overlapper, men her er det kun to brennere i hver gruppe, henholdvis F5 og F6, og tilslutt paret F7 og F8, se Figur 5.18.



Figur 5.19: Temperatur-tidkurvene viser lokal, gjennomsnittlig temperaturutvikling for Rom 2 ved høy b-verdi. Kurve A er gjennomsnittet fra de fire målerne i enhet A, mens D er gjennomsnittet av de fire i enhet D. Kurve BC er ment som gjennomsnittet midt i rommet, og er derfor gjennomsnittet av de fire midterste temperaturmålerne, det vil si to fra enhet B og to fra enhet C.

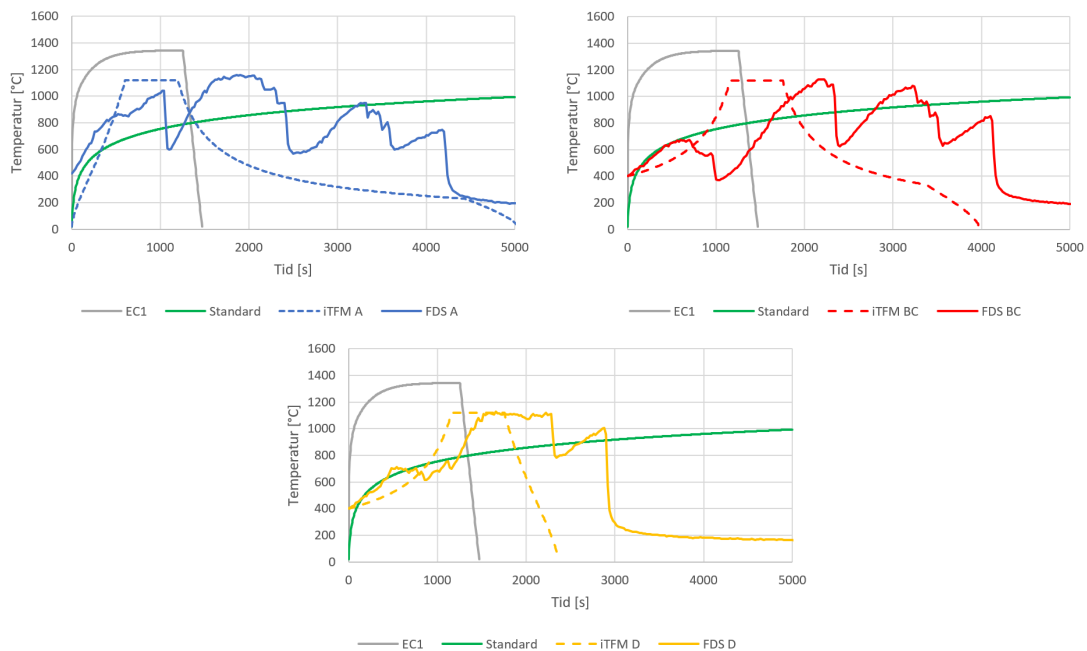
5.2.3 Sammenlikning

I denne delen vil de parametriske temperatur-tidkurvene fra Eurokoden og iTFM sammenliknes med resultatene fra FDS. Noen av kurvene som skal sammenliknes er av veldig forskjellig natur. Da simuleringmodellen er bygget for å simulere en reisende brann slik

som beskrevet hos Stern-Gottfried & Rein (2012) vil også kurvene fra simuleringen likne mer på disse enn Eurokodens kurver, som forutsetter at hele rommet brenner samtidig på en uniform måte. Likevel kan kurvenes alvorlighetsgrad sammenliknes og vurderes, ved blant annet å benytte equal area concept. Videre vil først Rom 2 med $b=400$ presenteres, deretter vil Rom 2 med $b=1900$ presenteres.

Lav b-verdi

Figur 5.20 viser tilpassede temperatur-tidkurver i Rom 2 ved $b=400$ for tre forskjellige posisjoner: Ved brannens startposisjon (A), midt i rommet (BC) og i enden av rommet lengst unna brannens startposisjon. Dette er gjort fordi både iTFM og FDS-kurvene er avhengig av posisjonen i rommet. Det er ikke kurvene fra Eurokoden (EC1) eller standard temperatur-tidkurven, og som da forblir uendret uansett posisjon i rommet.

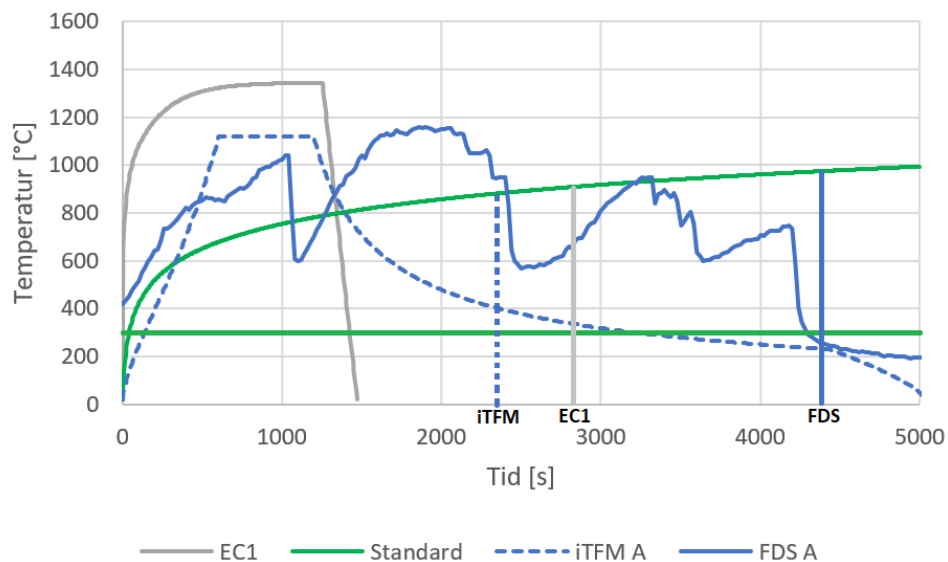


Figur 5.20: Sammenlikning av temperatur-tidkurver fra EC1 og iTFM med standard temperatur-tidkurven samt gjennomsnittstemperaturen målt i FDS for tre forskjellige posisjoner for $b=400$.

Kurvene til iTFM og FDS er tilpasset slik at de har oppnådd en temperatur på $400\text{ }^{\circ}\text{C}$ ved $t=0$. På denne måten kan de sammenliknes bedre med hverandre og med EC1-kurven. I denne sammenlikningen neglisjeres altså delen av temperatur-tidkurven før den har oppnådd $400\text{ }^{\circ}\text{C}$, da dette anses som for lave verdier til å være en fare for konstruksjonen. Merk at dette er litt over verdien på $300\text{ }^{\circ}\text{C}$ som benyttes i *equal area concept*, men dette ble gjort for å få en bedre overensstemmelse med de andre kurvene, da

flere av kurvene har veldig lang vekstperiode, se for eksempel Figur 5.11 for iTFM-kurver og Figur 5.15 for FDS-kurver.

Det første bildet i Figur 5.20 viser temperatur-tidkurver for enhet A, det vil si området av rommet der brannen starter. Det er tydelig at Eurokoden predikterer en veldig forskjellig brann fra de andre, og er den klart raskeste, varmeste og korteste brannen. Kurven når nesten $1400\text{ }^{\circ}\text{C}$, som er veldig høyt, og omtrent $200\text{ }^{\circ}\text{C}$ varmere enn både det som predikteres av iTFM og det som ble funnet i FDS. Også FDS-brannen er alvorlig, der kurven har flere toppe med temperaturer rundt eller over $1000\text{ }^{\circ}\text{C}$. Som vist tidligere var enhet A involvert i brannen store deler av tiden (se Figur 5.16), noe som gjør den lokale belastningen her stor. Figur 5.21 viser en vurdering av alvorlighetsgraden til de forskjellige kurvene ved bruk av equal area concept for temperaturbelastningen i enhet A. Ifølge denne vurderingen er temperatur-tidkurven som faktisk oppstod i rommet betydelig mer alvorlig enn de to parametriske kurvene. Mens FDS-kurven tilsvarer omtrent 4300 s (72 min) med standard brann, tilsvarer EC1 2800 s (47 min) og iTFM 2400 s (40 min). Det kan argumenteres for at Eurokodens veldig høye maksimaltemperatur kompensere noe for den lave alvorlighetsgrad, men for iTFM er kurven som er prediktert betydelig mindre alvorlig enn det som ble funnet i FDS – FDS-kurven tilsvarer en standard brann med nesten dobbelt så stor lengde som det iTFM-kurven gjør.



Figur 5.21: Bruk av equal area concept på det første bildet i Figur 5.20 for enhet A, der baseline antas å være $300\text{ }^{\circ}\text{C}$. Ifølge denne hypotesen tilsvarer iTFM-kurven 2400 s (40 min) med standard brann, EC1-kurven tilsvarer 2800 s (47 min), mens temperatur-tidkurven målt under taket i FDS tilsvarer 4300 s (72 min) med standard brann.

Dette gjelder også for de to andre posisjonene; FDS er betydelig mer alvorlig enn det

de to parametriske temperatur-tidkurvene predikterer. Tabell 5.5 viser en oversikt over alvorlighetsgraden samt maksimal temperatur som oppnås i de tre posisjonene i Rom 2 ved $b=400$. For de grafiske løsningene, se Vedlegg C.

Tabell 5.5: Alvorlighetsgraden til de forskjellige kurvene vist i Figur 5.20, der equal area concept er brukt for å finne hvor mange sekunder kurven tilsvarer av en standard brann slik som vist i Figur 5.21. I tillegg er maksimal temperatur og varigheten til kurven går under $300\text{ }^{\circ}\text{C}$ gitt. For grafiske løsninger, se Vedlegg C.

Navn	Alvorlighetsgrad [s]	Maks. temperatur [$^{\circ}\text{C}$]	Varighet [s]
EC1	2800	1350	1400
iTFM A	2400	1120	3000
FDS A	4300	1160	4300
EC1	2800	1350	1400
iTFM BC	2600	1120	3500
FDS BC	4000	1120	4200
EC1	2800	1350	1400
iTFM D	2300	1120	2300
FDS D	3500	1120	3000

Forskjellen i alvorlighetsgrad er størst for enhet A, der differansen mellom FDS og iTFM er på 1900 s (32 min), mens forskjellen mellom FDS og EC1 er 1500 s (25 min). Mindre forskjell er det for enhet D, der differansen er 1200 s (20 min) mellom FDS og iTFM, mens differansen kun er 700 s (12 min) for FDS og EC1.

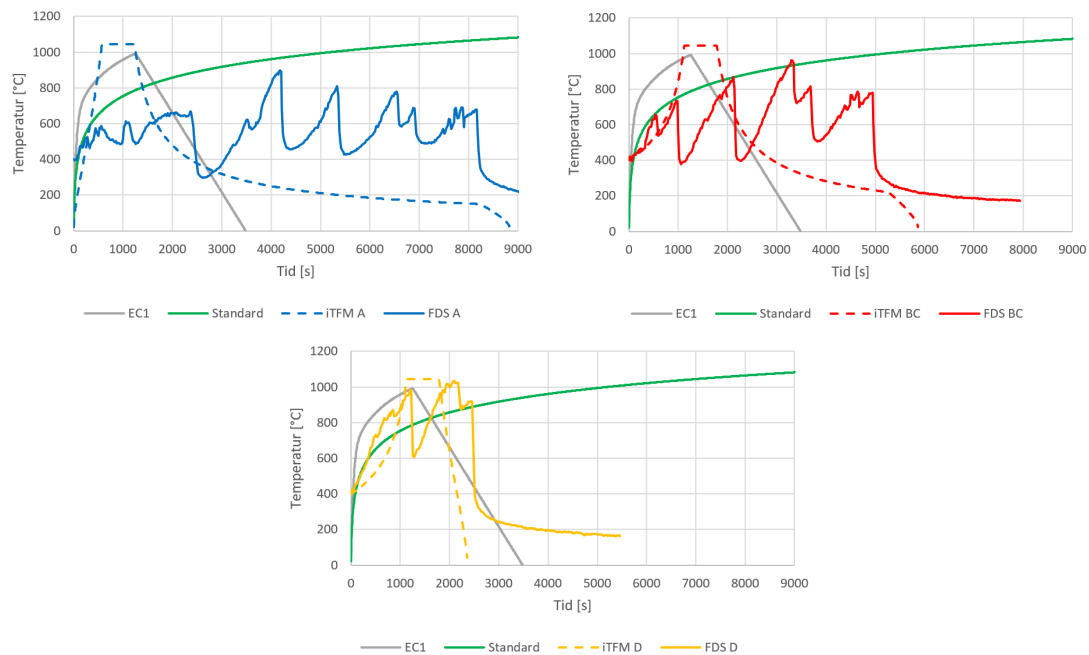
Høy b -verdi

Figur 5.22 viser temperatur-tidkurver for Rom 2 med en b -verdi på 1900 i tre forskjellige posisjoner: I enden brannen starter er posisjon A, midt på er posisjon BC, og posisjon D er i enden der brannen slutter. FDS-kurvene og iTFM-kurvene er tilpasset slik at ved $t=0$ har de en initiell temperatur på $400\text{ }^{\circ}\text{C}$ slik som ved lav b -verdi. På denne måten passer kurvene bedre og det blir lettere å sammenlikne dem. EC1-kurven og standard temperatur-tidkurven er ikke tilpasset, men omfatter begge kun fasen for fullt utviklet brann og mangler dermed den initielle fasen som er med i de to andre kurvene. EC1 og standardkurven er uavhengig posisjon, og dermed lik i hele rommet.

I det første bildet i Figur 5.22 vises sammenlikningen av iTFM, EC1 og FDS i enhet A. I dette tilfellet er det iTFM som predikterer høyest temperatur på $1040\text{ }^{\circ}\text{C}$, mens EC1 predikterer en maksimal temperatur på $1000\text{ }^{\circ}\text{C}$. FDS når $900\text{ }^{\circ}\text{C}$, men dette skjer midt i brannen etter 4000 s , og ikke i løpet av de første 1200 s slik som ved de parametriske kurvene. FDS når ikke maksimal temperatur i enhet A når brennerne i denne enheten er aktiverte, men oppnås først når de to brennerne F3 og F4 i enhet B er aktive. Det kan være at maksimal temperatur oppnås på dette punktet fordi enhet A allerede er varmet

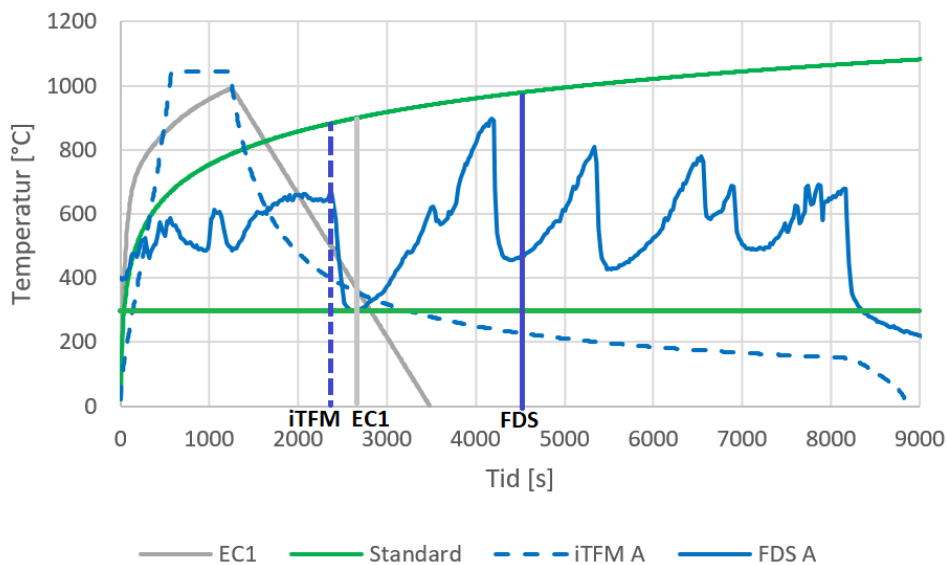
opp av F1 og F2, og får gunstige ventilasjonsmengder fra mange knuste vinduer samt den initielle åpningen. Dette observeres også for lav b-verdi.

Selv om de høyeste temperaturene predikteres i de parametriske kurvene, er varigheten til FDS-kurvene mye lengre: Mens FDS varer i 8200 s før den faller under 300 °C, faller EC1 og iTFM under dette nivået etter henholdsvis 2800 s og 3100 s. Dette gjør at alvorlighetsgraden beregnet ved hjelp av equal area concept blir mye større for FDS. Figur 5.23 viser beregningen av alvorlighetsgrad for enhet A. Mens FDS tilsvarende hele 4500 s (75 min), tilsvarende EC1 2700 s (45 min) og iTFM 2300 s (38 min). Det betyr at også ved høy b-verdi blir alvorlighetsgraden funnet i FDS omtrent dobbelt så stor som iTFM.



Figur 5.22: Sammenlikning av temperatur-tidkurver fra EC1 og iTFM med standard temperatur-tidkurven samt gjennomsnittstemperaturen målt i FDS for tre forskjellige posisjoner for $b=1900$.

Alvorlighetsgraden til kurvene ved de to andre posisjonene er vist i Tabell 5.6, med grafisk løsning i Vedlegg C. I disse to posisjonene er temperatur-tidkurvene fra FDS betydelig mindre alvorlige, og er i samme størrelsesorden som de parametriske kurvene. For posisjon BC er det kun 600 s (10 min) og 400 s (7 min) forskjell mellom FDS og henholdsvis iTFM og EC1. For posisjon D sammenfaller alle de tre kurvene relativt godt, og har omtrent samme varighet og maksimal temperatur. EC1 og FDS får her samme alvorlighetsgrad på 2700 s (45 min), mens iTFM gir en noe lavere alvorlighetsgrad på 2200 s (37 min).



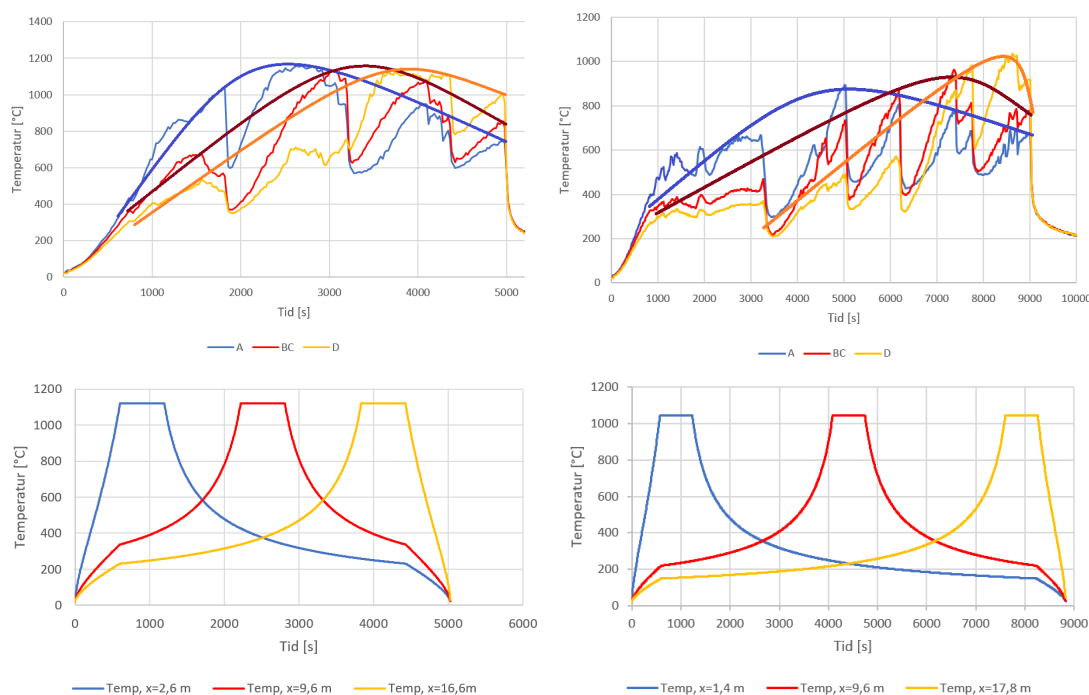
Figur 5.23: Bruk av equal area concept på det første bildet i Figur 5.22 for enhet A, der baseline antas å være 300 °C. Ifølge denne hypotesen tilsvarer iTFM-kurven 2300 s (38 min) med standard brann, EC1-kurven tilsvarer 2700 s (45 min), mens temperatur-tidkurven målt under taket i FDS tilsvarer 4500 s (75 min) med standard brann.

Tabell 5.6: Alvorlighetsgraden til de forskjellige kurvene vist i Figur 5.22, der equal area concept er brukt for å finne hvor mange sekunder kurven tilsvarer av en standard brann. I tillegg er maksimal temperatur og varighet for hver kurve angitt. For grafisk løsning, se Vedlegg C.

Navn	Alvorlighetsgrad [s]	Maks. temperatur [°C]	Varighet [s]
EC1	2700	1000	2800
iTFM A	2300	1040	3100
FDS A	4500	900	8200
EC1	2700	1000	2800
iTFM BC	2500	1040	3700
FDS BC	3100	970	5100
EC1	2700	1000	2700
iTFM D	2200	1040	2200
FDS D	2700	1020	2700

5.2.4 Oppsummering

Simuleringen av Rom 2 gav relativt vellykkede resultater, der målet om å lage en enkel simuleringsmodell av en brann som beveger seg fra en side til en annen ble oppnådd. Dermed kunne de to metodene for parametriske temperatur-tidkurver sammenliknes med resultatene fra en simulering ved både høy og lav b-verdi. Siden formen på kurvene fra FDS er ujevne, med store fall på grunn av utviklingen til brennernes varmeavgivelseshastighet, vises kurvene fra de to simuleringene i Figur 5.24 med trendkurver tegnet inn, slik at sammenlikningen blir klarere. I tillegg vises de parametriske temperatur-tidkurvene fra iTFM.



Figur 5.24: De to øverste bildene viser FDS-kurvene for Rom 2 med lav b-verdi (venstre) og høy b-verdi (høyre) for de tre posisjonene, med trendkurver lagt over. Trendlinjene går igjennom topppunktene, og danner dermed kurver som er mer alvorlige enn det som ble funnet i simuleringen. De to nederste bildene er iTFMs parametriske temperatur-tidkurver for lav b-verdi (venstre) og høy b-verdi (høyre) for de samme posisjonene.

Simuleringen av Rom 2 gav ikke like lokale temperaturlastninger slik som iTFM predikterer. De parametriske kurvene til iTFM har kun ett toppunkt i hvert område, og har en kjegleform med bratte vekst- og avkjølingdeler på hver side av et flatt platå der kurven når maksimal temperatur. FDS-kurvene har derimot flere toppunkter. Disse toppene henger sammen med når de åtte brennerne når maksimal varmeavgivelse. Kurvene

fra simuleringen med lav b -verdi preges av at to grupper på tre brennere når maksimal varmeavgivelse tett etter hverandre, som bidrar til de to toppene med høy temperatur midt i og sent i simuleringen. I simuleringen med høy b -verdi aktiveres brennerne hver for seg og brannen tar dermed lengre tid, mens kurvene blir preget av enda flere topper og fall på grunn av brennerne. Ved hjelp av trendlinjene kan det ses at hverken ved høy eller lav b -verdi ble det laget en like lokal brann med bratte temperaturstigninger og -fall som i iTFM, men heller gradvis temperaturforandringer og mer overlapping; temperaturen i de forskjellige enhetene følger hverandre nærmere enn ved iTFM, og forandringer i varmeavgivelsen i den ene enden påvirker temperaturen i den andre enden av rommet.

EC1-kurvene, som antar at hele rommet brenner på en gang, gav som forventet en kortere og mer intens brann med høyere temperaturer. De største temperaturene ble oppnådd ved lav b -verdi, der EC1 predikterer en maksimal temperatur på hele $1350\text{ }^{\circ}\text{C}$, mens FDS og iTFM gav omtrent samme maksimaltemperatur på mellom 1100 og $1200\text{ }^{\circ}\text{C}$; temperaturen på $1350\text{ }^{\circ}\text{C}$ er en veldig høy temperatur som ifølge Drysdale (2011) bare nås i rombranner under veldig spesielle forhold. Likvel ble temperatur-tidkurvene fra FDS ved lav b -verdi beregnet til betydelig mer alvorlig for samtlige posisjoner. Spesielt alvorlig er det for enhet A der brannen starter. Her er det høye temperaturer gjennom hele brannen og ikke bare i den første delen da brannen er aktiv lokalt, slik som det er antatt i iTFM. Som det vises i Figur 5.24 har FDS-kurvene en langsommere temperaturvekst og temperaturfall, som bidrar til å gi FDS-kurvene en betydelig større varighet ved høye temperaturer: Mens iTFM predikterer at enhet A ved lav b -verdi vil bli belastet med temperaturer over $600\text{ }^{\circ}\text{C}$ i omtrent 1200 s , viser FDS at temperaturer på over $600\text{ }^{\circ}\text{C}$ holdes i nesten 4000 s . Dette bidrar til en betydelig større alvorlighetsgrad. Selv i den siste delen av brannen, da kun brennerne på den andre siden av rommet er aktive, er det flammer og høye temperaturer i enhet A.

Dette er en trend som kan ses i begge simuleringene: Brannen har en mer lokal oppførsel tidlig i simuleringen når brennerne i kun enhet A er aktiv, enn når brennerne på midten og i enhet D er aktive; når brannen er aktiv i de første enhetene holder brannen seg hovedsakelig til disse områdene og det er lite flammer og relativt lave temperaturer i enhet D; men når brannen befinner seg i den andre delen av rommet er det fortsatt noe flammer og høye temperaturer i enhet A. Videre oppstår de maksimale temperaturene for samtlige enheter først i den andre halvdel av brannen. Det at den utbrente delen av rommet er mer involvert i brannen kan ha noe med at den er tidlig oppvarmet, samtidig med at alle vinduene har knust, og at dette fører til gunstigere luftstrømninger og lokale flammer i større deler av brannen. En annen grunn kan være at det er en stor ventilasjonsåpning som tilsvarer tre vinduer ved enhet A, og at det dermed er nok tilluft i dette området til at brannen i større grad oppfører seg som en brenselstyrt og lokal brann. Uansett er det store forskjeller i ventilasjonsforholdene mellom første halvdel og andre halvdel av brannen.

Det at brennbare gasser fra enhet C og D strømmer til enhet A og B og brenner der, men ikke motsatt, kan forklare hvorfor det er store forskjeller på alvorlighetsgraden til den simulerte brannen avhengig av posisjonen i rommet. Det er synkende forskjeller mellom

alvorlighetsgradene jo lengre bort fra brannens startposisjon man kommer; i forhold til enhet A er temperatur-tidkurven mindre alvorlig ved BC og ytterligere mindre alvorlig ved D: Mens FDS gir en alvorlighetsgrad på 72 minutters standard brann ved enhet A, er den 58 *min* ved enhet D. Dette stemmer ikke overens med iTFM, som antar at alvorlighetsgraden er omtrent den samme uansett posisjon.

For høy b-verdi er det lavere temperaturer, og alle metodene gir en maksimal temperatur på rundt 1000 °C, bortsett fra i FDS for enhet A, der en maksimal temperatur på kun på 900 °C ble oppnådd. Også med denne b-verdien er det en mer alvorlig temperatur-tidkurve for FDS i enhet A enn i de to andre enhetene, selv med en lavere maksimaltemperatur: Mens alvorlighetsgraden blir beregnet til 75 *min* for A, er den 52 *min* for BC og 45 *min* for D. Til forskjell fra lave b-verdier er det kun i A at FDS-kurven er betydelig mer alvorlig enn de to parametriske kurvene; både for BC og D er de tre kurvene omtrent like alvorlige, der alvorlighetsgraden for BC blir beregnet til mellom 42 og 52 *min* og for D mellom 37 og 45 *min*.

6 Diskusjon

Det er mange forenklinger som må gjøres når en modell bygges opp i et dataprogram for å simulere en virkelig hendelse. Noen er nødvendige for å sørge for at en simulering kan gjennomføres ved hjelp av den begrensede datakraften som er tilgjengelig; andre kan komme av tidsbegrensninger i forbindelse med arbeidet med å utforme modellen, da det tar tid å lage og kalibrere en realistisk modell. Videre kan forenklinger komme av at brukerne av simuleringsprogrammet ikke forstår fenomenet som skal simuleres godt nok til å være i stand til å skape en realistisk modell; dette kan være på grunn av at forskningen på dette feltet ikke har opparbeidet en god forståelse, eller at brukeren av programmet ikke har tilstrekkelig kompetanse til å implementere kunnskapen inn i modellen på en riktig måte. Å avgjøre hvor forenklet en modell bør eller kan være blir da en krevende oppgave der mange avveininger må tas; det blir en balansegang mellom tilgjengelige ressurser, som tid, kompetanse og datakraft på den ene siden, og nødvendig nøyaktighet på den andre siden.

Simulering av en rombrann er en krevende oppgave, da brann er et kaotisk fenomen. For å prediktere et brannforløp er det nødvendig å ha kjennskap til blant annet de kjemiske reaksjonene ved forbrenning, materialenes oppførsel ved høye temperaturer, varmeledningen i konstruksjonen samt luftstrømningene som skapes av de ekstreme forholdene. Det å involvere alle disse forskjellige aspektene på en korrekt måte i en modell er derfor en utfordring for både dataprogrammet og brukeren.

I denne simuleringsstudien er FDS benyttet for å simulere branner i rom der romstørrelse, åpningsfaktor og bygningsmaterialer er variert. På denne måten kan forandringen i temperatur på grunn av disse endringene vurderes opp mot hverandre, samt sammenliknes med parametriske temperatur-tidkurver utarbeidet i regneark. I Eurokoden kalles metoden for å lage parametriske kurver en “forenklet brannmodell,” men fordi en simulering i FDS også er en forenkling av en virkelig brann vil det kanskje være mer passende å kalle de parametriske kurvene for “veldig forenklede modeller;” for å lage disse kurvene kreves det mye mindre arbeid enn ved simulering, der kun noen få formler og parametre trengs for å skape temperatur-tidkurver; og hvis et regneark med metoden allerede er laget kan en ny temperatur-tidkurve for et annet rom med en helt annen utforming lages i løpet av minutter. Om den resulterende kurven er en god representasjon av hva som virkelig skjer ved en brann i et slikt rom er derimot usikkert. Kan virkelig et fenomen som er så komplisert som en rombrann bestemmes av kun noen få parametre?

I denne diskusjonen vil det gjøres et forsøk på å besvare problemstillingen og de to forskningsspørsmålene på bakgrunn av de resultatene som er gjort i simuleringsstudien. Først

vil forskningsspørsmålet angående Eurokodens parametriske temperatur-tidkurver sin egnethet for små rom diskuteres. Deretter følger en diskusjon rundt det andre forskningsspørsmålet om parametriske temperatur-tidkurver i store rom. Etter det vil det komme en diskusjon angående resultatenes validitet, og da spesielt rundt resultatene fra simuleringen i FDS. For som sagt tidligere så er en rombrann en meget komplisert prosess, og det er krevende å simulere dette på en god måte.

6.1 Eurokodens parametriske kurver for små rom

Forskingsspørsmål 1 lyder som følger: *Hvor realistiske er Eurokodens parametriske temperatur-tidkurver for brann i små rom?* På grunnlag av resultatene fra simuleringene kan det påstås at EC1-kurvene har flere svake sider der de ikke gir en god og sikker nok prediksjon; selv ved et rom med så enkel utforming og begrenset størrelse som Rom 1 var flere av EC1-kurvene betydelig mindre konservative enn simuleringsresultatene.

Det ble blant annet observert at ved store åpningsfaktorer og høye b-verdier predikterte EC1 en maksimal temperatur flere hundre grader lavere enn det som ble oppnådd i FDS, og kurvene som ble produsert fikk betydelig lavere alvorlighetsgrad. Dette gjaldt både for $O=0,08$ og $O=0,12$. Spesielt ved den høyeste åpningsfaktoren, $O=0,12$, ble EC1-kurven lavere enn det som ble simulert ved høy b-verdi. Ved denne åpningsfaktoren antar EC1 en brenselstyrt brann i Rom 1, noe metoden ser på som betydelig mindre alvorlige enn hvis det er ventilasjonsstyrt brann. En så stor reduserende effekt ble ikke observert i FDS, og kurvene som sammenfaller relativt god ved lav b-verdi har stor forskjell i alvorlighetsgrad ved middels b-verdi og enda større ved høy b-verdi. Riktignok kommer det sannsynligvis mer tilluft inn i rommet ved en åpningsfaktor på $O=0,12$, og som dermed kjøler ned brannen; noe av denne kjøleende effekten vises ved at FDS-resultatene for $O=0,12$ og $O=0,08$ følger hverandre tett ved samtlige b-verdier, selv om $O=0,12$ har en mer intens varmeavgivelseshastighet; men at åpningene er så store og har en så stor avkjøleende effekt som antatt i EC1 ble ikke observert. Faktisk så det ut som om det ikke var brenselstyrt brann i FDS ved $O=0,12$, da flammer stod ut av åpningene ved alle b-verdier; dette tyder heller på en ventilasjonsstyrt brann der det ikke er nok tilluft til at all brennbar gass kan brenne inne i rommet.

Det er også tvilsomt at EC1 har et så skarpt og binært skille mellom ventilasjonsstyrt og brenselstyrt brann, da det har store konsekvenser for temperatur-tidkurven om den havner over eller under grensen til t_{lim} . I litteraturen er det heller observert en glidende og uklar grense mellom disse to regimene, og dette bør også tas hensyn til i metoden. For ifølge resultatene så kan det tyde på at EC1 undervurderer alvorligheten til brenselstyrte branner for Rom 1, noe som kan være veldig uheldig, og gi designkurver som undervurderer alvorligheten til brannene. For eksempel kan det bli alvorlig hvis EC1 predikterer en brenselstyrt brann og gir en kurve med lav alvorlighetsgrad, men så viser det seg at rommet gir en ventilasjonsstyrt brann i stedet; dette kan gi en betydelig større varmeeeksposering enn det den parametriske temperatur-tidkurven predikterte.

Det ble også observert at avkjølingsfasen til EC1-kurvene ikke likner på de fra simuleringene: Mens FDS-kurvene faller raskt og omtrent loddrett etter at brenselet er brukt opp, avtar temperaturen gradvist og lineært i avkjølingsfasen i EC1-kurvene. I simuleringene ble det observert at det ikke bygget seg opp høy nok temperatur i de omsluttende bygningsdelene til at det kunne bremse det store og plutselige temperaturfallet idet varmeavgivelseshastigheten settes til 0. Dette er sannsynligvis ikke en realistisk antagelse, da oppvarmede og utbrente objekter ville ha sørget for å avgi varme til rommet og bremse temperaturfallet. Også en nedtrapping av mengden brensel som blir brent omgangen ville gi en mer realistisk varmeavgivelse og temperaturutvikling. Uansett er det ikke av stor konsekvens, da disse antagelsene lander på den sikre siden; EC1 predikterer sannsynligvis en for alvorlig avkjølingsfase, noe som bidrar til et for konservativt temperatur-tidkurve for et rom.

Antagelsen om homogen temperaturfordeling er heller ikke støttet i stor grad av resultatene fra simuleringen, da kun én av simuleringene viste en omtrent homogen temperatur, nemlig ved lav b -verdi med $b=400$ og lav åpningsfaktor på $O=0,04$. Her er det kun en kald sone mellom nederste del av vinduet og brenneren plassert midt i rommet. Ellers i rommet holdes en temperatur på rundt $1000\text{ }^{\circ}\text{C}$. Simuleringen med de nest mest homogene forholdene var den med lav b -verdi og en åpningsfaktor på $O=0,08$. Her ble det observert en større tilluftstrøm som nådde lengre inn i rommet, og som sørget for en større temperaturforskjell både i vertikal og i horisontal retning. Ved de andre simuleringene er den kalde sonen større, samtidig som det ble observert store temperaturforskjeller mellom det øverste laget og nederste laget. Denne observasjonen ble gjort tidlig og gjorde at temperaturutviklingen fra de simulerte rombrannene ikke viser gjennomsnittlig temperatur i rommet, men kun temperaturen i det øverste røyklaget under taket. Det er altså ikke antatt en homogen temperaturfordeling i simuleringene, da det ble observert at dette ikke ble oppnådd i de fleste av simuleringene. Forholdene i simuleringen liknet i stedet en tosonemodell med kaldere gasstemperaturer i bunn og mye høyere temperaturer i det øverste laget.

Men det må nevnes at rombrannene som er simulert mangler flere av trekkene som en fullt utviklet brann har, for eksempel at alle overflater brenner. I simuleringen er det kun brennerne plassert på gulvet som avgir brennbare gasser, som deretter antenner der det er tilstrekkelig luft og temperatur. I en mer realistisk modell kunne brennere vært plassert på alle overflater og skapt mer kaotiske og omrørende forhold som kunne ha laget en mer omveltende effekt, slik som antatt i ensonemodeller som EC1. Derfor er det ikke sikkert at FDS er egnet til å simulere rombranner enda, da forholdene inne i rombrannen ikke kan gjenskapes ved at alle overflater brenner.

6.2 Parametriske kurver for store rom

Forskningsspørsmål 2 er som følger: *Av Eurokoden og iTFM sine parametriske temperatur-tidkurver, hvilken er best egnet for store rom?* Ut i fra resultatene fra Rom

2 kan det se ut som om begge metodene for parametriske temperatur-tidkurver gir for lav alvorlighetsgrad for dette rommet. Utfordringen er ikke prediksjonen av maksimale temperatur, som begge metodene treffer relativt godt på; den er heller at FDS-kurvene holder de høye temperaturene i lengre perioder enn de parametriske kurvene.

Eurokoden antar en brann som omfatter hele gulvarealet på en gang, som gir en kortere og mer intens brann med høye temperaturer. Dette skjedde ved både høy og lav b-verdi, der brannen hadde en temperatur som var minst like høy som FDS-resultatene, men temperaturen holdes på dette nivået i for kort tid i forhold til de simulerte brannene.

Både EC1 og iTFM gir parametriske kurver som er betydelig mindre alvorlige ved lave b-verdier. Mens EC1 har for kort varighet, predikerer iTFM en for lokal temperaturutvikling, der temperaturen stiger raskt når brannen befinner nær den aktuelle posisjonen i rommet, og som raskt faller når brannen beveger seg videre. Antagelsen om at det varmeste punktet i rommet flytter seg med brannen ble observert, men temperaturen stiger og synker betydelig langsommere enn det som antas i iTFM. Faktisk så synker ikke temperaturen i den utbrente delen av rommet under $600\text{ }^{\circ}\text{C}$ ved lav b-verdi før hele brannen er over, og fortsetter dermed å belaste disse delen av rommet gjennom resten av brannforløpet. Dette ble også sett ved høy b-verdi, der de utbrente områdene ikke falt under $400\text{ }^{\circ}\text{C}$ før brannen i hele rommet sluknet. Formen på temperatur-tidkurvene her likner dermed heller på de målt av Kirby et al. (1994) i det avlange rommet; her overlapper kurvene hverandre i stor grad. Det ble altså ikke sett et klart skille mellom *near field* og *far field* slik som antatt i iTFM; *near field*-temperaturene treffer godt, men for *far field* undervurderes temperaturene betydelig.

Det kan virke som det er en treghet i brannen som ikke tas med i iTFM: Temperaturen i de forskjellige posisjonene bruker lengre tid på å stige og falle enn den parametriske kurven prediker. Toppunktene til alle kurvene oppnås også i den siste halvdel av brannen; i motsetning til kurvene fra iTFM oppnås ikke maksimal temperatur i enhet A når brannen er aktiv i denne enheten, men først når brannen har beveget seg igjennom denne enheten og befinner seg midt i rommet. Det samme gjelder for posisjon BC, som oppnår høyest temperatur når brannen befinner seg i enhet C og D. Dette gir en brann som bygger seg opp, og som er mest intens i den siste halvdel av brannen. Samtidig er det i området brannen starter at det blir alvorligst temperaturbelastning, da temperaturen her holdes oppe gjennom hele brannen.

Det er en mulighet for at brannen har en mer lokal oppførsel når den befinner seg i enhet A enn når den befinner seg på den andre siden av rommet på grunn av større tilluft fra ventilasjonsåpningen her, og at denne delen av rommet gir en mer brenselstyrt brann. iTFM antar at det er rikelig med tilluft i "store rom" der metoden skal brukes og dermed en brenselstyrt brann, mens EC1 betegner brannen i Rom 2 som akkurat en ventilasjonsstyrt brann. Ut i fra simuleringene ser det ut som om brannen med lav b-verdi ikke fikk tilstrekkelig tilluft når flere brennere var aktive, og at betydelige deler av de brennbare gassene brant enten i det fri eller i de andre enhetene. Brennerne var antatt som brenselstyrt, og var derfor utformet som en ubegrenset t^2 -brann, men dette ser ikke ut til å stemme ved lav b-verdi, spesielt ikke når brannen befinner seg ved enhet

C og D. Ved høy b-verdi derimot ser det ut til at det er mer brenselstyrte forhold, da brennerne aktiverer én etter én og det er dermed tilstrekkelig tilluft til en lokal brenning av gassene. Likevel observeres det ved høy b-verdi en treghet i brannen, samt at størst brannalvorlighet er i enhet A, slik som ved lav b-verdi.

Det er en utfordring knyttet til å bruke de to parametriske kurvene fordi de benytter forskjellige parametre. For eksempel bruker ikke iTFM b-verdier eller andre parametre for de omsluttende bygningsdelenes materialeegenskaper. I Rom 2, der den eneste forskjellen mellom de to simuleringene var b-verdien, ble heller spredningshastigheten til iTFM justert til å være den samme som ble observert i FDS; på denne måten ble iTFM og FDS gitt samme varighet. Rackauskaite et al. (2015) skriver at siden det er vanskelig å prediktere spredningshastigheten til en brann, gir iTFM en “familie” av kurver med forskjellige spredningshastigheter, der flere av de alvorligste kurvene bør vurderes. I denne oppgaven ble kun to av “familiemedlemmene” valg og studert, på bakgrunn av spredningshastigheten observert i FDS. Det hadde vært mer krevende å finne passende kurver til rommene uten simuleringene; uten dem ville det vært nødvendig å velge mange av kurvene og vurdere dem. Rackauskaite et al. (2015) gir et intervall for spredningshastigheten på mellom 1,5 og 19,3 mm/s for brann i store rom, som gir mange forskjellige temperatur-tidkurver som må undersøkes. Inntil litteraturen på dette er mer utviklet gjør dette at kurvene kan være en utfordring å bruke; i motsetning har EC1 kun en kurve for rommet, som gjør den veldig brukervennlig.

Et viktig spørsmål er om Rom 2, som var ment som et “stort rom,” kan sies å være dette. Hva iTFM legger i “store rom” kommer ikke klart fram, men et av casene deres beskriver en brann i et rom med dimensjonene $L \times B \times H = 40 \text{ m} \times 24 \text{ m} \times 3,9 \text{ m}$, og et gulvareal på 960 m^2 ; dette er et rom som er betraktelig større enn Rom 2, som har et gulvareal på $115,2 \text{ m}^2$. Rommet brukt i casen er også større enn maksimal gulvareal som EC1 tillater, som er opptil 500 m^2 . Det kan altså hende at Rom 2 er for lite for at iTFM skal fungere optimalt, og at det hadde blitt en bedre sammenlikning hvis et tredje rom med et areal nærmere 500 m^2 hadde blitt laget. I dette rommet kunne det hende at brannen vil ha hatt en mer lokal oppførsel med klarere near field og far field-områder enn observert i Rom 2.

6.3 Usikkerheten knyttet til resultatene

Ved simuleringsarbeid må det som sagt gjøres en avveining mellom nøyaktigheten og realismen til resultatene på den ene siden, og ressursene tilgjengelig på den andre siden. I dette arbeidet skulle to modeller bygges fra grunnen av og gi gode nok resultater til å kunne sammenliknes med de parametriske temperatur-tidkurvene. Disse målene ble nådd, men lite arbeid ble gjort for å undersøke usikkerheten knyttet til de to simuleringsmodellene. En simuleringsmodell bør gjennomgå en valideringsprosess der modellens usikkerhet kvantifiseres ved at resultatene sammenliknes med datasett fra virkelig eksperiment som har blitt simulert. Eventuelt kan modellen også kalibreres og videreut-

vikles for å gi mer korrekte prediksjoner. Det har ikke blitt gjennomført en validering av modellene i denne oppgaven; dette må tas i betraktning når resultatene skal vurderes.

Det er usikkerhet knyttet til parametrene som er hentet fra litteraturen. For eksempel er det ikke sikkert at temperaturen for vindusknusing, brannlasten i kontorer eller antennesfluksen brukt til brannspredning i er gode verdier. Derfor er parametrene hentet gjennom litteratursøket, der det er forsøk å kun benytte verdier fra gode kilder.

Modellusikkerheten knyttet til Rom 1 er sannsynligvis mindre i forhold til Rom 2, da den er laget ved å følge en relativt vanlig framgangsmåte, der guider funnet på produktutviklerenes nettsider ble brukt som eksempler for å utforme rombrannen. Denne rombrannen var også ment som en lite kompleks modell for å undersøke grunnleggende prinsipper i tilknytning til Eurokodens parametriske tempertur-tidkurver. Likevel er det flere usikkerhetsmomenter tilknyttet modellen.

Det er usikkerhet knyttet til avgjørelsen om rombrannene i Rom 1 var ventilasjonsstyrt eller brenselsstyrt, da dette ble avgjort av kriteriene til Eurokoden; dermed ble en brann i simuleringen betegnet som brenselsstyrt hvis den også ble det i de parametriske kurvene. Alle bortsett fra brannene med $O=0,12$ ble satt til ventilasjonsstyrte, og ble dermed begrenset av tilluftmengden. Brannene med $O=0,12$ ble vurdert til brenselsstyrt, og fikk en varmeavgivelseshastighet formet som en ubegrenset t^2 -kurve, som steg helt til den brått stoppes idet all brannlasten var brukt opp. Denne brannen med $O=0,12$ ble sannsynligvis ikke en virkelig brenselsstyrt brann, da det stod flammer ut av vinduene ved høy varmeavgivelseshastighet, noe som tyder på at det ikke var store nok tilluftmengder i rommet. Videre ble flere av simuleringene med liten åpningsfaktor mislykket, og disse resultatene måtte ses bort i fra.

Det er også usikkerhet knyttet til vindusknusingen og hvordan vinduenes termiske egenskaper er implementert i modellen. Da modellen ikke forstår objekter som har en mindre størrelse enn cellestørrelsen, måtte glassrutens termiske egenskaper "smøres utover" et objekt med en tykkelse på 20 cm. Vinduene knuste også først når et punkt plassert på høyde med den øvre halvdelen av brannen målte en gasstemperatur på 600 °C. Dette er en forenkling; en mer realistisk framgangsmåte ville være å ha flere temperaturmålere utenfor vinduet slik at et større område enn kun dette ene punktet kan undersøkes for høye nok temperaturer. Det er også mer avanserte prosesser som fører til et vindusbrudd, spesielt flerglassvinduer. Men simuleringsmodellen kunne ikke bli for omfattende på grunn av begrenset datakraft og tid, så denne modellen for vindusknusing ble vurdert som tilstrekkelig realistisk og konservativ.

Rom 2 har en mer eksperimentelt og kompleks utforming, og usikkerheten knyttet til denne modellen er dermed sannsynligvis større. Spesielt er det knyttet usikkerhet til hvordan brannen sprer seg gjennom rommet. Her er mange forenklinger gjort for å kunne simulere en slik omfattende brann med de ressursene som var tilgjengelige. Flere grep som benyttes i iTFM benyttes for å modellere denne spredningen av brannen. For eksempel beveger brannen seg på samme måte gjennom rommet, ved at to brennere som står på rekke aktiveres samtidig; brannen beveger seg da som en front gjennom rommet.

Også her er det usikkerhet knyttet til brennernes utforming og vindusknusingen, slik som i Rom 1. Videre er brennerne også utformet som brenselsstyrte branner, men i et rom som har varierende ventilasjonsforhold og varierende antall aktive brennere er det ikke sikkert at brannen ble modellert på en god måte. Ved lav b -verdi ble det observert at det ikke var lokal brenning av gassen i store deler av brannen, noe som tyder på at det var en ventilasjonsstyrt brann i perioder der flere brennere var aktive. Også formen på varmeavgivelseshastigheten til brennerne kunne vært gjort på en annen måte, da den raske veksten og plutselige avslutning til brennerne ikke gav en naturlig og kontinuerlig form på temperatur-tidkurvene. En kurve med en lineær avtagende form etter at 70 % av brenselet var brukt opp kunne gi for eksempel gitt en bedre simulering av brannene.

Videre er det usikkert om spredningsmodellen er realistisk. For å spre brannen som en front ble som sagt brennerne aktivert rekkevis hvis en måler plassert mellom de to brennerne nådde 35 kW/m^2 . Igjen er dette en forenkling, da det er langt fra sikkert at akkurat det punktet som ble valgt ville nå antennelsesforhold først. Det er også mulig at brennernes geometri i rommet kunne være utformet på en annen måte, ved å dele brannen opp i et annet antall eller gi dem en annen utforming eller plassering.

Det er også usikkert om cellestørrelsen benyttet i de to modellene. På bakgrunn av en sensitivitetsanalyse ble det vurdert at en celleinndeling på $0,1 \text{ m}$ ville gi simuleringer som ville ta for lang tid. Derfor var det nødvendig å velge en cellestørrelse på $0,2 \text{ m}$ selv om dette gir en noe mindre nøyaktighet, spesielt for rombrannene med liten åpningsfaktor. Det var ikke mulig å velge en cellestørrelse mellom disse to størrelsene da modellen allerede var tegnet opp i et rutenett på $0,2 \text{ m}$; en cellestørrelse på for eksempel $0,15$ ville gitt unøyaktigheter da geometrier som ikke passer med rutenettet blir flyttet til nærmeste linje i nettet.

Meshinndelingen av Rom 2 kunne også vært gjennomført på en annen måte. Å dele i flere mesh gir en raskere prosessering av simuleringen, men kan gi usikkerheter i meshgrensene. Rom 2 var en så omfattende modell at den ble delt inn i hele 16 mesh for å sikre at den kunne kjøres på kort nok tid. I dette tilfellet kan det hende at nøyaktigheten til modellen ble nedprioritert i for stor grad til fordel for modellens effektivitet. Men som sagt har det ikke blitt gjennomført en kvalitetssikring ved hjelp av en valideringsfase, selv om modellene og resultatene hadde hatt stort utbytte av dette.

7 Konklusjon

Ut ifra undersøkelsene tyder det på at de parametriske kurvene fra EC1 er relativt godt egnet til små rom med enkel utforming og uniform brann, men flere svakheter ble funnet. For det første ble det observert at ved store åpningsfaktorer og høye b-verdier predikterte Eurokodens parametriske temperatur-tidkurver en brann med for lav alvorlighetsgrad. Særlig maksimaltemperaturen fra EC1 var betydelig lavere enn det som ble gitt i FDS-resultatene. Dette kan tyde på at EC1 overvurderer avkjølingseffekten fra store åpninger kombinert med høy b-verdi. Resultatene tyder også på at de parametriske kurvene fra EC1 undervurderer brenselstyrte branner.

Det ble også observert at temperatur-tidkurvene fra EC1 og FDS ikke gir like avkjølingsfaser. EC1 har et gradvis temperaturfall, som er spesielt langt ved lav åpningsfaktor og høy b-verdi. I de simulerte rombrannene derimot, falt temperaturen brått, uansett b-verdi; brannens korte varighet fikk ikke varmet opp de omsluttende bygningsdelene til høye nok temperaturer til å bremse temperaturfallet. Denne forskjellen mellom EC1- og FDS-resultatene er derimot ikke alvorlig, da EC1 gav avkjølingsfaser som var mer konservative.

Den grunnleggende antagelsen i EC1 om at en rombrann kan behandles som en ensone-modell med homogen temperaturfordeling ble ikke støttet av brannsimuleringen, der det kun ved én simulering med lav b-verdi og liten åpningsfaktor ble observert tydelig homogen temperaturfordeling. Ved større åpningsfaktorer og høyere b-verdier ble det observert store vertikale temperaturforskjeller, og forhold som i større grad likner tosonemodeller, med et kaldt luftlag nederst og et varmt lag av røyk og ild øverst i rommet.

Resultatene fra brannen i det store rommet viste at EC1 sine parametriske temperatur-tidkurver ikke er godt egnet for branner i avlange rom av denne størrelsen, der kun deler av rommet brenner av gangen. EC1 sine parametriske kurver antar at hele rommet brenner på en uniform måte, og temperatur-tidkurvene fikk derfor en mye kortere varighet enn brannene som ble simulert. Selv om de maksimale temperaturene som ble prediktert av EC1 var på den konservative siden, gjorde undervurderingen av varigheten at temperatur-tidkurvene fikk en betydelig mindre alvorlighetsgrad enn temperatur-tidkurvene funnet ved hjelp av FDS.

iTFM-kurvene passet naturligvis bedre til den reisende brannen som ble simulert enn EC1, da flere av forenklingene og antagelsene i simuleringsmodellen ble inspirert av det som er gjort i iTFM; for eksempel ble det observert ikke-homogene temperaturforhold og temperaturutvikling avhengig av posisjon. Selv om prediksjonen av maksimal temperatur stemte godt overens med det som ble oppnådd i simuleringen, gav også

iTFM temperatur-tidkurver som var betydelig mindre alvorlige enn simuleringens branner. Grunnen til dette var at iTFM ikke holdt de høye temperaturene lenge nok, men antok en mer lokal oppførsel av brannen. Metoden har et skarpt skille mellom varme near field-temperaturer og kalde far field-temperaturer, der de høye temperaturene kun ble holdt da brannen var i nærheten av punktet som ble målt, mens det ellers i brannen var relativt lave temperaturer. Dette ble ikke observert i simuleringen, der temperaturstigninger og -fall skjedde på en mye langsommere måte, og temperaturen i en del av rommet i stor grad var avhengig av temperaturutviklingen i de andre delene av rommet. Dette kan være på grunn av at iTFM er utviklet for enda større rom enn Rom 2, og vil ha bedre prediksjoner for slike arealer. Det kan også være at forholdene i Rom 2 ikke var tilstrekkelig brenselstyrte, slik som antatt i iTFM.

Dermed konkluderes det med at mens iTFM sine lokale temperatur-tidkurver gir en bedre modellering av den reisende brannen, så ble det funnet at både denne metoden og EC1 gav en alvorlighetsgrad som er betydelig mindre enn det som ble funnet i simuleringen. iTFM gav faktisk konsekvent lavest alvorlighetsgrad, og kan derfor ikke anbefales som et alternativ for store rom med denne utformingen uten at det gjøres nærmere undersøkelser.

Det er derimot knyttet stor usikkerhet til resultatene, da simuleringmodellene som er benyttet har mange forenklinger, og har ikke blitt validert på en grundig måte. Svakheterne som er funnet om de parametriske temperatur-tidkurvene må derfor tas som antydninger som bør undersøkes nærmere.

8 Videre arbeid

Det er mye spennende arbeid innen dette temaet som kan gjennomføres; både arbeid som fortsetter direkte med det som har blitt gjort i denne oppgaven, og arbeid som grenser til dette. Følgende forslags gis til videre arbeid:

- Fortsette arbeidet med å simulere reisende branner i rom av forskjellige størrelser, fra 100 - 500 m^2 , og sammenlikne med de parametriske kurvene fra iTFM. Hvilke rom er iTFM egnet for?
- Videreutvikle simuleringsmodeller for reisende branner. Hvordan få en jevn brannspredning gjennom rommet uten store temperaturfall?
- Fortsette med å sammenlikne de parametriske kurvene og FDS-resultater i store rom, men ved hjelp av temperaturutviklingen i stålelementer i stedet for å benytte equal area concept. Dette gir sannsynligvis et bedre bilde av alvorlighetsgraden.
- Undersøke validering av simuleringsmodeller: Hvordan bruke data fra et eksperiment samt medfølgende simuleringsmodell for å validere egen modell?
- Undersøke hvor realistisk ensonemodellene er; stemmer dette overens med ekte branner?
- Se på brannspredning i store rom. Er spredning over en rett front en god forenkling?

Referanser

- Babrauskas, V. (2002), 'Ignition of wood: a review of the state of the art', Journal of Fire Protection Engineering **12**(3), 163–189.
- Babrauskas, V. (2011), 'Glass breakage in fires', Fire Science and Technology, Inc. <http://www.doctorfire.com/GlassBreak.pdf>. Accessed **22**.
- Babrauskas, V. & Williamson, R. B. (1978), 'The historical basis of fire resistance testing—part ii', Fire Technology **14**(4), 304–316.
- Boehmer, H., Floyd, J. & Gottuk, D. T. (2009), 'Fire dynamics and forensic analysis of limited ventilation compartment fires volume 2: Modeling', Hughes Associates, Baltimore, USA .
- Buchanan, A. H. (2002), Structural design for fire safety, John Wiley & Sons.
- Culver, C. G. (1978), 'Characteristics of fire loads in office buildings', Fire technology **14**(1), 51–60.
- Drysdale, D. (2011), An introduction to fire dynamics, John Wiley & Sons.
- Engineers Edge (2019), 'Thermal properties of common buildings materials'.
URL: https://www.engineersedge.com/heat_transfer/thermal_properties_13785.htm
- Feasey, R. & Buchanan, A. (2002), 'Post-flashover fires for structural design', Fire Safety Journal **37**(1), 83–105.
- He, Y., Jamieson, C., Jeary, A. & Wang, J. (2008), 'Effect of computation domain on simulation of small compartment fires', Fire Safety Science **9**, 1365–1376.
- Holicky, M., Meterna, A., Sedlacek, G. & Schleich, J. (2005), 'Implementation of euro-codes, handbook 5, design of buildings for the fire situation', Leonardo da Vinci Pilot Project: Luxemboug .
- Hou, Y.-P. (2011), 'Distribution curves for interior furnishings on co₂, co, hcn, soot and heat of combustion'.
- Keski-Rahkonen, O. (1988), 'Breaking of window glass close to fire', Fire and materials **12**(2), 61–69.
- Khan, M. M., Tewarson, A. & Chaos, M. (2016), Combustion characteristics of materials and generation of fire products, in 'SFPE Handbook of Fire Protection Engineering', Springer, pp. 1143–1232.
- Khorasani, N. E., Garlock, M. & Gardoni, P. (2014), 'Fire load: survey data, recent standards, and probabilistic models for office buildings', Engineering Structures **58**, 152–165.
- Kirby, B., Wainman, D., Tomlinson, T., Kay, T. & Peacock, B. (1994), 'Natural fires in large scale compartments', safety **2**, 1n.

- Kumar, S. & Rao, C. K. (1995), 'Fire load in residential buildings', Building and Environment **30**(2), 299–305.
- Maries, A., Haque, A., Yilmaz, S. L., Nik, M. B. & Marai, G. E. (2012), Interactive exploration of stress tensors used in computational turbulent combustion, in 'New Developments in the Visualization and Processing of Tensor Fields', Springer, pp. 137–156.
- McGrattan, K., McDermott, R., Floyd, J., Hostikka, S., Forney, G. & Baum, H. (2012), 'Computational fluid dynamics modelling of fire', International journal of computational fluid dynamics **26**(6-8), 349–361.
- McGrattan, K., McDermott, R., Floyd, J., Hostikka, S., Weinschenk, C. & Overholt, K. (2017a), 'Fire dynamics simulator technical reference guide volume 1: Mathematical model, nist special publication 1019, sixth edition'.
- McGrattan, K., McDermott, R., Floyd, J., Hostikka, S., Weinschenk, C. & Overholt, K. (2017b), 'Fire dynamics simulator technical reference guide volume 2: Verification, nist special publication 1019, sixth edition'.
- McGrattan, K., McDermott, R., Floyd, J., Hostikka, S., Weinschenk, C. & Overholt, K. (2017c), 'Fire dynamics simulator technical reference guide volume 3: Validation, nist special publication 1019, sixth edition'.
- McGrattan, K., McDermott, R., Floyd, J., Hostikka, S., Weinschenk, C. & Overholt, K. (2017d), 'Fire dynamics simulator users guide, nist special publication 1019, sixth edition'.
- Ministry of Business, Innovation and Employment (2014), 'C/vm2 - verification method: Framework for fire safety design'.
- Mulholland, G., Janssens, M., Yusa, S., Twilley, W. & Babrauskas, V. (1991), 'The effect of oxygen concentration on co and smoke produced by flames', Fire safety science **3**, 585–594.
- Najafi, B., Joglar, F. & Dreisbach, J. (2007), 'Verification validation of selected fire models for nuclear power plant applications volume 1: Main report'.
- Ni, Z., Lu, S. & Peng, L. (2012), 'Experimental study on fire performance of double skin glass facades', Journal of fire sciences **30**(5), 457–472.
- NTNU (2018), 'Finne kilder'.
URL: <https://innsida.ntnu.no/wiki/-/wiki/norsk/finne+kilder>
- Nystedt, F. & Frantzich, H. (2011), 'Kvalitetsmanual för brandtekniska analyser vid svenska kärntekniska anläggningar', Departure of Fire Safety Engineering and Systems Safety, Lund University .
- Pagni, P. J. & Joshi, A. A. (1991), 'Glass breaking in fires', Fire Safety Science **3**, 791–802.

- Pettersson, O., Magnusson, S.-E. & Thor, J. (1976), Fire engineering design of steel structures, Swedish Institute of Steel Construction Stockholm.
- Rackauskaite, E., Hamel, C., Law, A. & Rein, G. (2015), Improved formulation of travelling fires and application to concrete and steel structures, in ‘Structures’, Vol. 3, Elsevier, pp. 250–260.
- Rein, G., Torero, J. L., Jahn, W., Stern-Gottfried, J., Ryder, N. L., Desanghere, S., Lázaro, M., Mowrer, F., Coles, A., Joyeux, D. et al. (2009), ‘Round-robin study of a priori modelling predictions of the dalmarnock fire test one’, Fire Safety Journal **44**(4), 590–602.
- Shields, J., Silcock, G. W. & Flood, F. (2005), ‘Behaviour of double glazing in corner fires’, Fire technology **41**(1), 37–65.
- Shields, J. & Hassani, S. & Silcock, G. (1994), ‘An experimental investigation into the behaviour of glazing in enclosure fire’, Journal of Applied Fire Science **4**(4), 303–323.
- Shields, T., Silcock, G. & Flood, M. F. (2001), ‘Performance of a single glazing assembly exposed to enclosure corner fires of increasing severity’, Fire and Materials **25**(4), 123–152.
- Standard Norge (2002), ‘Ns-en 1991-1-2:2002 eurokode 1: Laster på konstruksjoner, del 1-2: Allmenne laster, laster på konstruksjoner ved brann’.
- Stern-Gottfried, J. & Rein, G. (2012), ‘Travelling fires for structural design—part i: Literature review’, Fire Safety Journal **54**, 74–85.
- Thermal analysis labs (2019), ‘Thermal properties of common materials’.
URL: <http://thermalanalysislabs.com/thermal-properties-of-common-materials>
- Thermtest (2018), ‘Materials thermal properties database’.
URL: <https://thermtest.com/materials-database>
- Thunderhead Engineering (2018), ‘Pyrosim user manual’.
URL: <https://www.thunderheadeng.com/pyrosim/resources/>
- Valencia, L. B., Rogauze, T., Guillaume, E., Rein, G. & Torero, J. L. (2009), ‘Analysis of principal gas products during combustion of polyether polyurethane foam at different irradiance levels’, Fire Safety Journal **44**(7), 933–940.
- VKF (2007), ‘Note explicative deprotection incendie – evaluation en vue de la détermination de la grandeur des compartiments coupe-feu’.
- Wade, C. A. & Robbins, A. P. (2008), ‘Soot yield values for modelling purposes – residential occupancies’.
- Wade, C., Beever, P., Fleischmann, C., Lester, J., Lloyd, D., Moule, A., Saunders, N. & Thorby, P. (2007), Developing fire performance criteria for New Zealand’s performance based building code, in ‘Fire Safety Engineering International Seminar’, Vol. 26.

Walton, W. D., Thomas, P. H. & Ohmiya, Y. (2016), Estimating temperatures in compartment fires, in ‘SFPE Handbook of fire protection engineering’, Springer, pp. 996–1023.

Wilson, J. (2008), ‘Thermal properties of building materials’.

URL: <https://www.electronics-cooling.com/2008/02/thermal-properties-of-building-materials/>

Vedlegg

Vedlegg A: Oppgavetekst

Vedlegg B: Sensitivitetsanalyse av cellestørrelse

Vedlegg C: Utregning av alvorlighetsgrad

Vedlegg D: Tegninger av modellene

Vedlegg A: Oppgavetekst

Oppgavenummer: BR05

Tittel: Brannutvikling og designbranner i store brannceller

Tilknyttede emner: TBA4174 Bygnings og materialteknikk, VK TBA4177 Brannsikkerhet i byggverk, VK

Bakgrunn for oppgaven:

Mesteparten av den analytiske metodikken for å etablere designbranner (parametriske-temperatur kurver) er basert på brann i brannceller av begrenset utstrekning. Likevel har storparten av bygningene som produseres i dag, med unntak av leilighetsbygg, større brannceller med stor utstrekning. Brannspredning og brannutvikling vil oppføre seg nokså ulikt for små og store brannceller, men det har lenge vært lite fokus på akkurat dette. De senere årene har det likevel kommet noen forslag til metoder på hvordan tilnærme seg brannutvikling og designbranner i større brannceller.

Beskrivelse av oppgaven:

Det er av interesse å analysere metoder for etablering av designbranner i store brannceller og vurdere sikkerhetsnivået opp mot risikobildet av brann i slike geometrier. Spesielt er varigheten av brann, i kombinasjon med hvilke temperaturer bærekonstruksjonen eksponeres for, opp mot brannmotstanden til disse konstruksjonene av interesse. Hvordan adressere dette i et risikoperspektiv?

Antall studenter på oppgaven: 1-2

Kontaktperson ved BAT:

Jon Ivar Knarud; jon.knarud@ntnu.no

Supplerende info om oppgavetema:

Vedlegg B: Sensitivitetsanalyse av cellestørrelse

Ifølge McGrattan et al. (2017b) er størrelsen på celleinndelingen den viktigste avgjørelsen under en simulering i FDS. En finere celleoppdeling vil gi en mer nøyaktig utregning og resultat, men vil kreve mer ressurser og tid. Ved et punkt vil det å ha en finere oppdeling kun gi lengre beregningstid uten at resultatene blir nevneverdig mer nøyaktig. For en effektiv tidsbruk er det viktig å finne en celleinndeling som gir god nøyaktighet uten at for mye ressurser benyttes. Dette kan finnes ved en sensitivitetsanalyse.

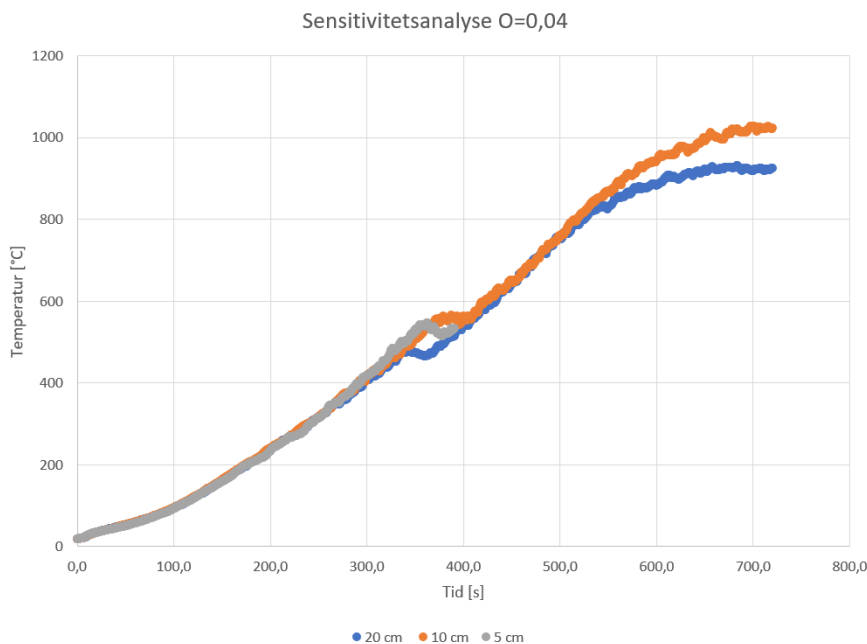
Ved å først benytte Likning 3.51 kan det initielt se hvor liten cellestørrelse som er nødvendig for å få nøyaktige resultater. Ifølge Nystedt & Frantzich (2011) gir et forhold mellom D^* og δx på 10-20 gode resultater. Dette intervallet varierer avhengig av varmeavgivelseshastigheten, slik det vises i Tabell B1 under.

Tabell B1: Forholdet mellom D^* og δx for de forskjellige åpningsfaktorene til Rom 1.

O	Maks Q [kW]	$D^* / \delta x$		
		$\delta x=0,05$	$\delta x=0,10$	$\delta x=0,20$
0,02	2800	30,0	14,8	7,4
0,04	5600	39,1	19,5	9,8
0,08	10500	50,2	25,1	12,6
0,12	25000	71,1	35,5	17,8

Det er derfor sannsynlig at cellestørrelsen bør justeres avhengig av maksimal varmeavgivelseshastighet. Likevel bør det gjøres en sensitivitetsanalyse først.

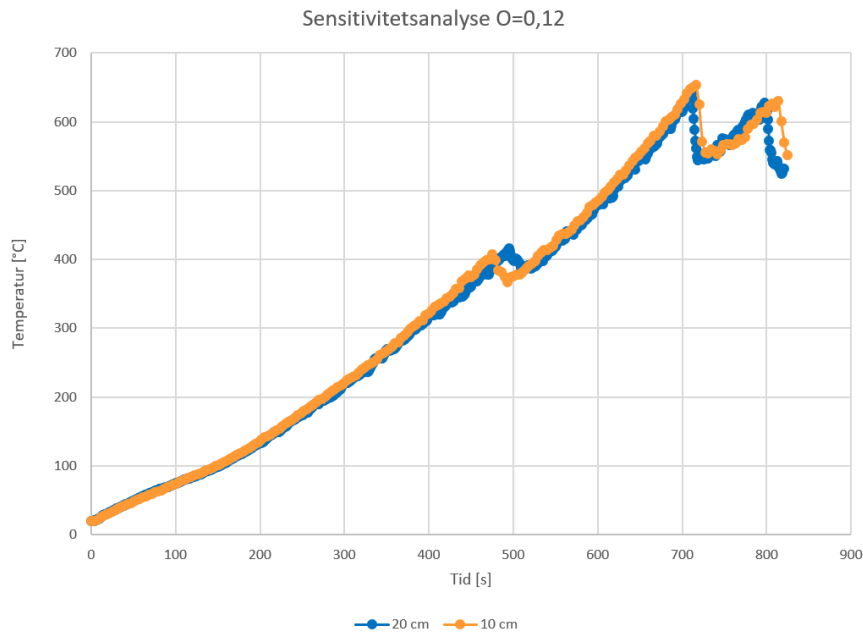
I denne sensitivitetsanalysen av Rom 1 vil cellestørrelsene 20 cm, 10 cm og 5 cm benyttes. Det vil benyttes en b-verdi på 400, som ifølge Eurokodens parametriske kurver gir kortest tid. Først velges rommet med $O=0,04$. Tiden ble satt til 720 s (12 min). Resultatene fra denne testen kan sees i Figur B1 under.



Figur B1: Gjennomsnittlig temperatur i det øverste laget 2,3 m over gulvet, for simulering med $O=0,04$, $b=400$ og tre forskjellige cellestørrelser: 20 cm, 10 cm og 5 cm. Simuleringen for 5 cm ble avbrutt etter 90 t med simulering.

Simuleringen med 20 cm tok kun et par timer å kjøre, mens for cellestørrelse 10 cm tok det litt under 24 t. Som det kommer fram i figuren ble ikke 5 cm simulert for brann i 720 s slik som de to andre, men ble stoppet manuelt etter 390 s fordi den til da hadde brukt over 90 t på simuleringen. Grovt estimert ville en full simulering av brannforløpets første 12 min ha tatt 160-180 t, det vil si omtrent en hel uke.

Det ble også gjennomført en 820 s lang sensitivitetsanalyse for $O=0,12$ og $b=400$. De ble valgt to cellestørrelser: 20 cm og 10 cm. Cellestørrelsen 5 cm ble ikke tatt med fordi det allerede fra Tabell B1 ville være for ressurskrevende. Det ble heller ikke tatt med en grovere cellestørrelse (for eksempel 40 cm) siden dette ikke ville ha gått opp med geometrien og dermed skapt unøyaktigheter og usikkerheter. Resultatene for $O=0,12$ vises i Figur B2.



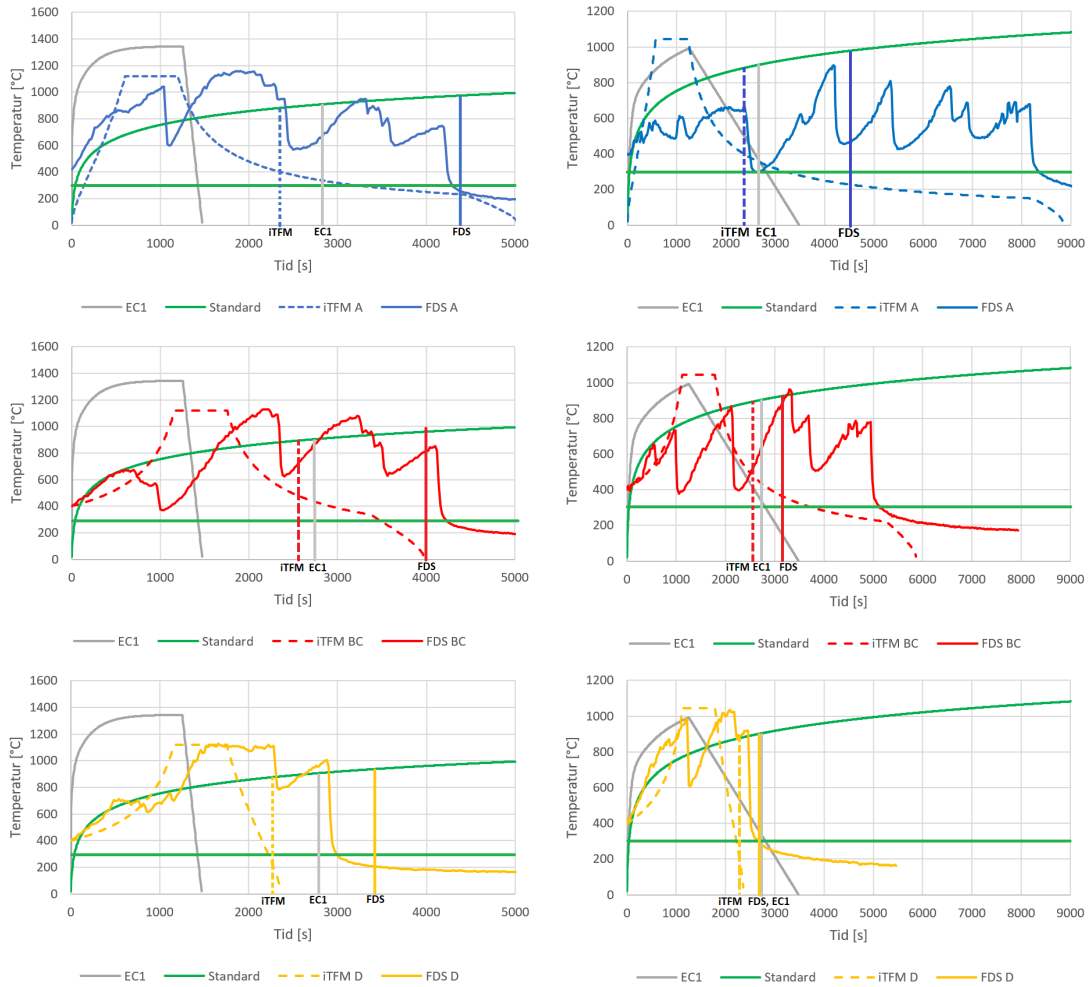
Figur B2: Gjennomsnittlig temperatur i det øverste laget 2,3 m over gulvet, for simulering med $O=0,12$, $b=400$ og to forskjellige cellestørrelser: 20 cm og 10 cm.

Som det kan ses på Figur B2 er det en stor likhet mellom de to tilfellene. Kurvene følger hverandre og de tre vinduene knuser og fører til temperaturfall omtrent på de samme tidspunktene. Dette tyder på at den ekstra datakraften som benyttes ikke gir en større nøyaktighet, spesielt hvis varigheten på de to simuleringene tas i betraktning. Simuleringen for brann i 15 min for cellestørrelse 20 cm tok 1 t, mens det tok over 12 t for cellestørrelse 10 cm. Ifølge Eurokodens parametriske temperaturtid-kurve for $O=0,012$ med $b=1900$ vil brannen være i over 2,5 t, noe som grovt utregnet vil ta 10 t ved cellestørrelse på 20 cm og 120 t ved cellestørrelse på 10 cm.

Ut fra dette velges det å benytte cellestørrelse 20 cm for de to største åpningsfaktorene, $O=0,08$ og $O=0,12$, siden det fra både fra Tabell B1 og sensitivitetsanalysen vist i Figur B2 får god nok nøyaktighet for en mye mindre bruk av tid. Denne nøyaktigheten velges også for $O=0,02$ og $O=0,04$, da det blir for tidkrevende å kjøre de lengste simuleringene med en finere cellestørrelse. Da 12 min tok 24 t å simulere, vil den lengste brannen ta for lang tid. Ifølge EC1 vil $O=0,02$ med $b=1900$ ta 462 min, noe som tilsvarer nesten 40 dager med simulering. Dermed kan nøyaktigheten være noe lavere for de to minste åpningsfaktorene, se Figur B1.

Vedlegg C: Utregning av alvorlighetsgrad

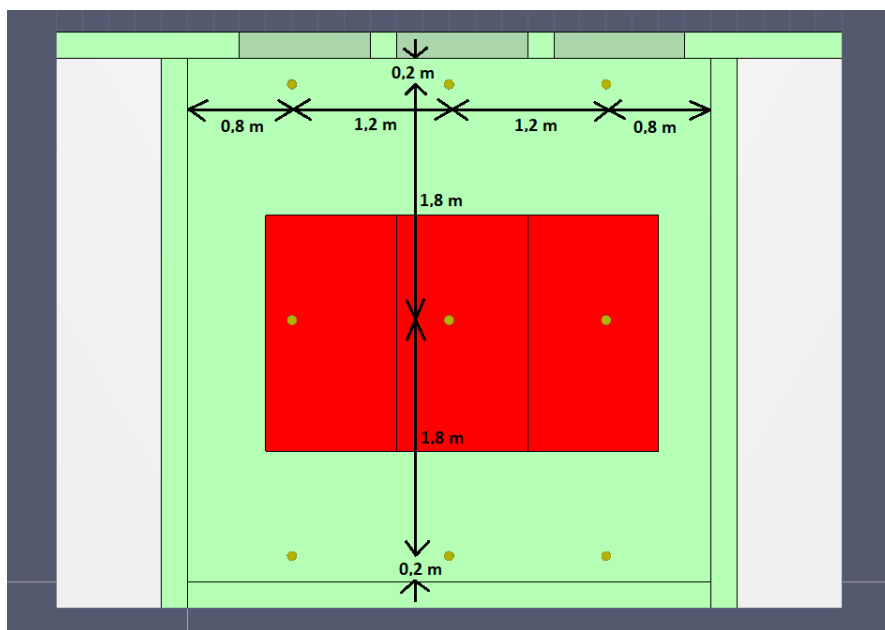
På neste side vises Figur C1 med de grafiske løsningene for alvorlighetsgraden til parametriske temperatur-tidkurvene samt temperatur-tidkurvene for FDS for Rom 2 med høy og lav b-verdi, som ligger til grunn for Tabell 5.5 og 5.6. Alvorlighetsgraden bestemmes av equal areal concept.



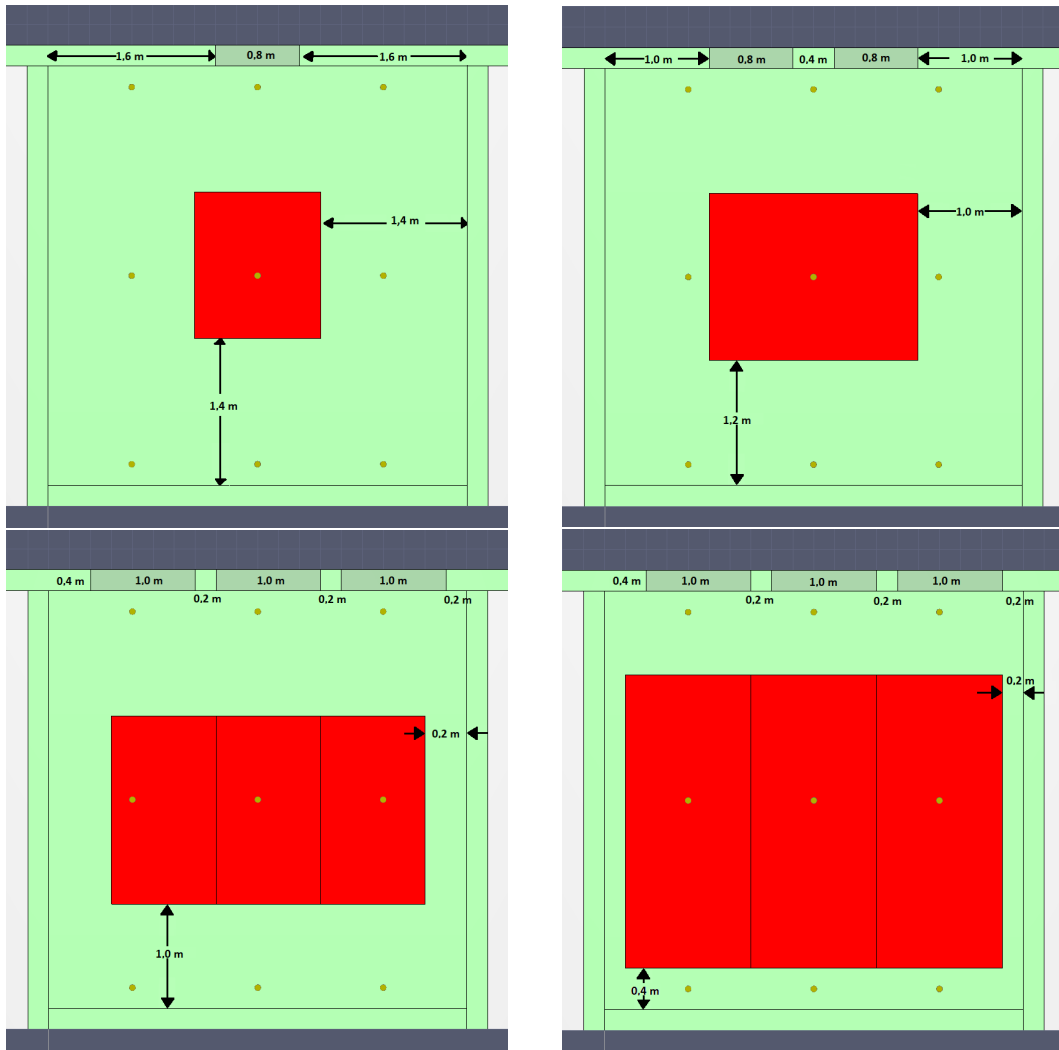
Figur C1: Alvorlighetsgraden utregnet for de parametriske temperatur-tidkurvene samt temperatur-tidkurvene for FDS for Rom 2 med lav b-verdi (venstre) og høy b-verdi (høyre). De to øverste viser for enhet A i nærheten av brannens startposisjon. De to i midten viser temperatur-tidkurver for posisjon BC. Nederst vises temperaturutviklingen for delen av rommet lengst unna brannens start.

Vedlegg D: Tegninger av modellene

D.1 Tegninger av Rom 1

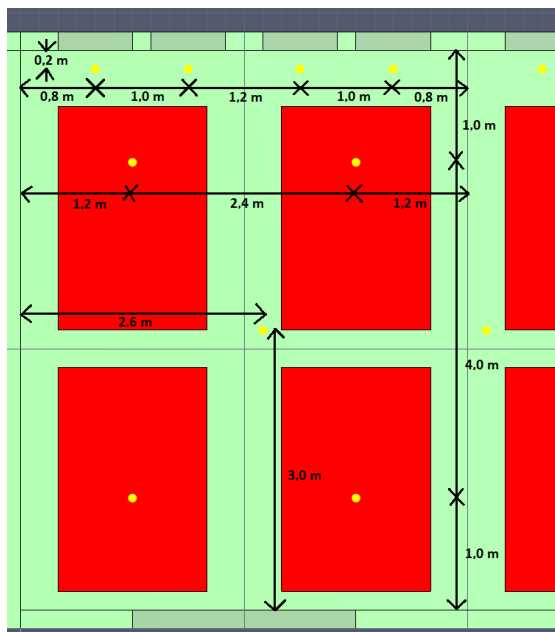


Figur D1: Bildet viser sensorplassering for samtlige rom.

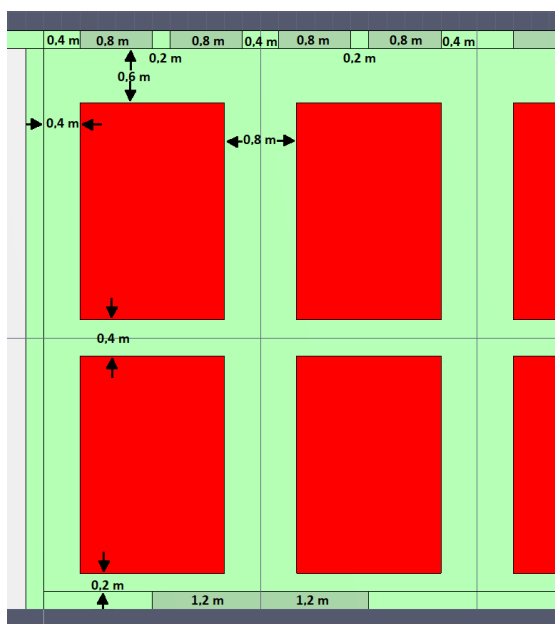


Figur D2: Tegninger av Rom 1, der $O=0,02$ er øverst til venstre, $O=0,04$ øverst til høyre, $O=0,08$ nederst til venstre og $0,12$ nederst til høyre.

D.2 Tegninger av Rom 2



Figur D3: Bildet viser sensorplassering for Rom 2 i samtlige enheter.



Figur D4: Bildet viser utforming av vinduer og brennere i Rom 2 for samtlige enheter.