

# Flammeskjermer og vind

**Renate S. Dahl Eliassen**

Bygg- og miljøteknikk

Innlevert: juni 2015

Hovedveileder: Harald Landrø, BAT

Medveileder: Jon Ivar Knarud, BAT

Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet  
Institutt for bygg, anlegg og transport





Oppgavens tittel: Flammeskjermer og vind	Dato: 17.06.2015		
	Antall sider (inkl. bilag): 176		
	Masteroppgave	X	Prosjektoppgave
Navn: Renate Susanne Dahl Eliassen			
Faglærer/veileder: Harald Landrø			
Eventuelle eksterne faglige kontakter/veiledere:			

**Ekstrakt:**  
For å forhindre vertikal brannspredning er en av de preaksepterte løsningene i veiledningen til TEK10 å benytte flammeskjermer som stikker 1,2m utfra fasadelivet over fasadeåpning. Det er ikke tatt hensyn til vindens påvirkninger i TEK10, og erfaringer fra virkelige branner har vist at vind kan presse flammene inn mot veggen over slike flammeskjermer og dermed begrense deres funksjon betraktelig. Denne oppgaven ser nærmere på *om* og *hvordan* vind vil påvirke flammeskjermens evne til å forhindre vertikal brannspredning.

Opgaven omhandler et fiktivt bygg i Trondheim og består av et litteraturstudie og en analysedel utført ved hjelp av FDS. Det er også utført en risikoanalyse der det vurderes om vindforholdene i Trondheim utgjør en alvorlig risiko. Resultatene viser at en lav vindhastighet vil kunne begrense effekten til flammeskjermene noe. Høye vindhastigheter vil imidlertid gi bedre forhold enn scenarioene uten vind. Resultatene viser også at både flammeskjermens bredde og dybde vil ha innvirkning på funksjonaliteten i kombinasjon med vind, og breddens betydning er større enn antatt i tidligere forskning.

Risikoanalysen viser at vindforholdene i Trondheim vil medføre en alvorlig risiko, men resultatene er tilknyttet høy usikkerhet. De kan derfor ikke benyttes til å direkte fastsette om vindforholdene i Trondheim faktisk utgjør en alvorlig risiko. Resultatene fra analysen viser ikke entydig at flammeskjermers evne til å forhindre vertikal brannspredning vil svekkes i kombinasjon med vind, men de avkrefter ikke påstanden heller. Siden litteraturstudiet viser at vind og brann er en farlig kombinasjon, anbefales det at det blir utført flere analyser og undersøkelser rundt temaet før det avgjøres om det bør vies mer oppmerksomhet i regelverket eller ikke.

Feilkildene for oppvarmingen av glasset gjør at mange av resultatene er tilknyttet høy usikkerhet, men alle simuleringene er kjørt med de samme egenskapene og forholdet mellom scenarioene vil det derfor være mulig å knytte en viss lit til. Det bør likevel gjøres flere undersøkelser rundt dette, gjerne med ulike metoder for å validere dem. Det anbefales at det settes krav til flammeskjermens bredde i TEK10, gjerne relatert til fasadeåpningens bredde. Det bør også verifiseres at VTEKs krav til flammeskjermer faktisk vil være tilstrekkelig for å forhindre vertikal brannspredning i tiltenkt tid uten vind.

Stikkord:

1. Flammeskjermer
2. Vind
3. Risikoanalyse
4. FDS

Renate S. Dahl Eliassen

(sign.)



# Forord

Denne masteroppgaven er utarbeidet våren 2015, ved Institutt for bygg, anlegg og transport ved Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet (NTNU). Oppgaven utgjør 30 studiepoeng i emnet TBA4905 Bygnings- og materialteknikk, masteroppgave.

Temaet for oppgaven er *om og hvordan* funksjonen til flammeskjermer påvirkes av vind. I oppgaven ses det på et fiktivt leilighetsbygg i Trondheim, og FDS er benyttet for å se på hvordan ulike vindtrykk kan påvirke ekstern, vertikal brannspredning. Ambisjonen for oppgaven er å vurdere om kravet i TEK10 er tilfredsstillende, eller om flammeskjermens funksjon blir så betydelig svekket av vind at den ikke lenger oppfyller sin hensikt.

Jeg vil benytte anledningen til å takke min hovedveileder Harald Landrø for positivitet og nyttige innspill, samt PhD student og vitenskapelig assistent Jon Ivar Belghaug Knarud for engasjement og avgjørende veiledning med tanke på både FDS, faglige spørsmål og generelle tips til oppgaven. Kenneth Sundli fortjener også en takk som lot meg benytte den virtuelle datamaskinen tilknyttet BAT sin server ved NTNU. I tillegg ønsker jeg å takke Laura, Liv og Ingeborg som har lest korrektur, og William som har kommet med mange hjelpende råd. Familien min og kjæresten min Kjell fortjener også en stor takk for å ha gitt meg støtte og motivasjon gjennom hele arbeidsprosessen.

Trondheim, juni 2015

*Renate S. Dahl Eliassen*  
Renate S. Dahl Eliassen



# Sammendrag

Brannspredning gjennom åpninger i fasade er en av de raskeste måtene en brann kan spre seg på i ei bygning. Ved å forhindre utvendig, vertikal brannspredning vil evakueringstiden forlenges for beboerne, og brannvesenet får lengre tid til å få kontroll over brannen slik at den ikke sprer seg videre. For å forhindre vertikal brannspredning er en av de preaksepterte løsningene i veiledningen til TEK10 å benytte flammeskjermmer som stikker 1,2m ut fra fasaden over fasadeåpning. Det er ikke tatt hensyn til vindens påvirkninger i TEK10, og erfaringer fra virkelige branner har vist at vind kan presse flammene inn mot veggen over slike flammeskjermmer og dermed begrense deres funksjon betraktelig. Denne oppgaven ser nærmere på *om* og *hvordan* vind vil påvirke flammeskjermens evne til å forhindre vertikal brannspredning, og oppgavens problemstillinger er:

- Vil vind begrense effekten flammeskjermmer har til å forhindre vertikal brannspredning?
- Vil flammeskjermens utforming, samt ulike vindstyrker, ha innvirkning på flammeskjermens funksjonalitet i kombinasjon med vind?
- Vil sannsynligheten for de ulike vindstyrkene i Trondheim, i kombinasjon med konsekvensene av de ulike scenarioene, utgjøre en alvorlig risiko?
- Bør vindens rolle ved vertikal brannspredning vies mer oppmerksomhet i regelverket?

For å svare på problemstillingene er det utført et litteraturstudie der relevant litteratur om brann, vertikal brannspredning og vind er sett nærmere på. Oppgaven har også en analysedel som er utført med hjelp av FDS. Analysedelen tar for seg tilsammen 39 ulike scenarioer med et fiktivt bygg i Trondheim. Vindhastighet, samt flammeskjermens dybde og bredde varieres i disse scenarioene for å se hvordan flammeskjermens funksjonalitet påvirkes i de ulike tilfellene. Det er også utført en risikoanalyse som undersøker om vindforholdene i Trondheim medfører en stor risiko i analysens scenarioer.

Resultatene viser at en lav vindhastighet ( $2,2m/s$ ) vil kunne begrense effekten til flammeskjermene noe. Vindstyrker på  $6,4m/s$  og  $11,2m/s$  vil imidlertid gi bedre forhold enn scenarioene uten vind. Dette skyldes at det i svært liten grad oppstår flammer foran flammeskjermen ved de høye vindhastighetene. Resultatene viser også at både flammeskjermens bredde og dybde vil ha innvirkning på funksjonaliteten i kombinasjon med vind, og breddens betydning er større enn antatt i tidligere forskning.

Risikoanalysen viser at vindforholdene i Trondheim vil medføre en alvorlig risiko, men resultatene er tilknyttet høy usikkerhet. De kan derfor ikke benyttes til å direkte fastsette om vindforholdene i Trondheim faktisk utgjør en alvorlig risiko. Resultatene fra analysen viser ikke entydig at flammeskjermers evne til å forhindre vertikal brannspredning vil svekkes i kombinasjon med vind, men de avkrefter heller ikke påstanden. Siden litteraturstudiet viser at vind og brann er en farlig kombinasjon, anbefales det at det blir utført flere analyser og undersøkelser rundt temaet før det avgjøres om dette bør vies mer oppmerksomhet i regelverket eller ikke. Dersom det settes krav til vindanalyser ved prosjektering eller verifisering av brannsikkerhet bør det utvikles mer effektive og sikre metoder.

Feilkildene for oppvarmingen av glasset gjør at mange av resultatene er tilknyttet høy usikkerhet, men alle simuleringene er kjørt med de samme egenskapene og forholdet mellom scenarioene vil det derfor være mulig å knytte en viss lit til. Det bør likevel gjøres flere undersøkelser rundt dette, gjerne med ulike metoder for å validere dem.

Oppgaven kommer med følgende anbefalinger:

- Det bør settes krav til flammeskjermens bredde i TEK10, og gjerne relatert til fasadeåpningens bredde.
- Det bør verifiseres at VTEKs krav til flammeskjermer faktisk vil være tilstrekkelig for å forhindre vertikal brannspredning i tiltenkt tid uten vind.

Da «Flammeskjermer og vind» er et lite omhandlet tema er det mye som bør ses nærmere på for å dekke «kunnskapsgapet». I videre arbeid ville det blant annet vært interessant å se nærmere på om det ved å benytte en mer detaljert modell i simuleringene, samt «Heat of reaction» som forbrenningsmodell var mulig å få resultater med lavere usikkerhet. Det ville også vært interessant å se nærmere på innvirkning på flammeskjermens evne til å forhindre vertikal brannspredning ved mer realistiske vindforhold, samt flere ulike flammeskjermutforminger. I tillegg vil det være svært interessant å undersøke hvor grensen går mellom vindstyrkene som kan gi farligere situasjoner, og vindstyrkene som medfører at det ikke oppstår flammer foran flammeskjermen.



# Summary

Spread of fire through openings in the facade is one of the fastest ways a fire can spread in a building. By preventing exterior vertical fire spread, evacuation time will be extended, and the fire department gets more time to get the fire under control so it does not spread further. One of the pre-accepted solutions in the guidelines for TEK10 to prevent vertical spread of fire is to use a 1.2m horizontal projection above facade openings. Wind effects is not taken into account in TEK10, and experiences from real fires have shown that wind can push the flames towards the wall over such horizontal projections and limiting their function significantly. This thesis looks into *whether* and *how* the wind will affect the ability for the horizontal projections to prevent vertical fire spread, and the approach to this issues are:

- Will wind limit the effect horizontal projections has to prevent vertical fire spread?
- Will the design of the horizontal projection, as well as various wind forces, affect the horizontal projections functionality combined with wind?
- Will the likelihood of the various wind forces in Trondheim, in combination with the impact of the various scenarios, pose a serious risk?
- Should the role of wind in vertical fire spread be given more attention in the regulations?

To address the issues it is conducted a literature review in which relevant literature on fire, vertical spread of fire and wind are examined. The thesis also has an analysis section that is conducted with the help of FDS. The analysis section addresses 39 different scenarios with a fictitious building in Trondheim. Wind speed and the design of the horizontal projection is varied in these scenarios to see how the horizontal projection functionality is affected in different cases. It is also carried out a risk assessment that addresses if the wind conditions in Trondheim entails a great risk in the scenarios.

The results show that a low wind speed ( $2.2\text{m/s}$ ) may limit the effect of the horizontal projection a bit. Wind speeds at  $6.4\text{m/s}$  and  $11.2\text{m/s}$ , however, provide better conditions than scenarios without wind. The explanation for this is that the high wind speeds causes flames in front of the horizontal projection to a very small extent. The results also show that both the width and depth of the horizontal projection will affect its functionality in combination with wind. The width has also shown to be of greater importance than assumed in previous research.

The risk analysis shows that wind conditions in Trondheim will entail a serious risk, but the results are associated with high uncertainty. They cannot be used to directly determine if wind conditions in Trondheim actually poses a serious risk. The results of the analysis does not show apparent that horizontal projections ability to prevent vertical spread of fire will weaken in combination with wind, but they does not disprove the allegation either. Since the literature study shows that wind and fire are a dangerous combination, it is recommended to perform several analyzes and studies on the topic before deciding if it should be paid more attention to it in the regulations or not. If there are going to be requirements for wind analysis for designing or verification of fire safety in buildings then there should be developed more efficient and secure methods for this.

Errors in the analysis regarding the heating of the glass makes many of the results associated with high uncertainty. However, all simulations are run with the same characteristics and the relationship between the scenarios will therefore be possible to link a certain trust to. Regardless it should be done several studies on this, and most beneficial with different methods to validate them.

The thesis makes the following recommendations:

- There should be requirements for horizontal projections width in TEK10, and most beneficial this should be related to the width of the opening in the facade.
- It should be verified that VTEKs requirements for horizontal projections will actually be sufficient to prevent vertical spread of fire in the designated time without wind.

Since «Horizontal projections and wind» is a topic that has not been given much attention in earlier studies it is a lot that should be looked into to cover «the knowledge gap». In further studies research it would be interesting to examine whether using a more detailed model in the simulations, as well as «Heat of reaction» as the combustion model will make it possible to get results with lower uncertainty. It would also be interesting to look into the impact on horizontal projections ability to prevent vertical fire spread for more realistic wind conditions, as well as several different designs of the horizontal projections. In addition, it will be very interesting to examine where to draw the line between wind forces that can provide dangerous situations, and wind forces that are too great for flames to occur in front of the horizontal projections.

# Innhold

<b>Forord</b>	<b>I</b>
<b>Sammendrag</b>	<b>III</b>
<b>Summary</b>	<b>V</b>
<b>Figurer</b>	<b>X</b>
<b>Tabeller</b>	<b>XIII</b>
<b>1 Innledning</b>	<b>1</b>
1.1 Bakgrunn . . . . .	1
1.2 Lover og forskrifter . . . . .	2
1.2.1 Vindens plass i det norske regelverket . . . . .	3
1.3 Problemstillinger . . . . .	3
1.4 Formål og avgrensning av oppgaven . . . . .	4
1.5 Leserveiledning . . . . .	4
1.5.1 Oppgavens disposisjon . . . . .	4
1.5.2 Formuleringer og forkortelser . . . . .	5
<b>2 Metodebeskrivelse</b>	<b>7</b>
2.1 Litteraturstudie . . . . .	7
2.2 Analyse . . . . .	7
2.2.1 Simuleringsverktøy . . . . .	8
<b>3 Teori og kunnskapsgrunnlag</b>	<b>9</b>
3.1 Brannutvikling . . . . .	9
3.1.1 Oppstarts- og vekstfase . . . . .	9
3.1.2 Overtenning . . . . .	12
3.1.3 Fullt utviklet brann og avtagende fase . . . . .	13
3.2 Brannspredning fra fasadeåpning . . . . .	15
3.2.1 Introduksjon . . . . .	16
3.2.2 Eksterne flammer . . . . .	18
3.2.3 Flammeskjermer . . . . .	23
3.2.4 Vindusbrudd . . . . .	28
3.3 Vind og brann . . . . .	32
3.3.1 Vind . . . . .	32
3.3.2 Flammespredning og vind . . . . .	34
<b>4 Analyse</b>	<b>37</b>
4.1 Kvalitativ analyse . . . . .	37
4.1.1 Valg av casebygg . . . . .	37

4.1.2	Valg av brannscenario . . . . .	37
4.1.3	Valg av kriterier for vindusbrudd . . . . .	37
4.1.4	Valg av vindscenario . . . . .	38
4.1.5	Valg av simuleringslengde . . . . .	38
4.1.6	Forutsetninger og forenklinger . . . . .	38
4.1.7	Beskrivelse av modell . . . . .	40
4.2	Kvantitativ analyse . . . . .	42
4.2.1	Bruk og validering av FDS . . . . .	42
4.2.2	FDS - teori knyttet opp mot modell . . . . .	43
4.3	Simuleringsoppsett . . . . .	57
<b>5</b>	<b>Resultater</b>	<b>59</b>
5.1	Observasjoner fra Smokeview . . . . .	60
5.2	Innstrømning av luft, og varmeavgivelsesrate i brannrom og over flammeskjerm . . . . .	63
5.2.1	Innstrømning av luft og varmeavgivelsesrate i brannrom . . . . .	64
5.2.2	Varmavgivelsesrate i volum over flammeskjerm . . . . .	66
5.3	«Gas phase devices» . . . . .	75
5.3.1	Flammens plassering . . . . .	75
5.3.2	Forenklede beregninger av varmefluks . . . . .	82
5.4	Måling av temperaturer på glassflate i fasadeåpning . . . . .	83
5.4.1	Temperaturer på glassflate i fasadeåpning sammenlignet med kriterier for vindusbrudd . . . . .	83
5.4.2	Temperaturutvikling i glassflate . . . . .	86
5.4.3	Utvikling etter simuleringslutt . . . . .	93
5.5	Oppsummering av resultater fra analysen . . . . .	99
5.5.1	Vind . . . . .	99
5.5.2	Flammeskjermens dybde . . . . .	101
5.5.3	Flammeskjermens bredde . . . . .	103
<b>6</b>	<b>Risikoanalyse</b>	<b>105</b>
6.1	Sannsynlighet for brann i bygg med de valgte varmeavgivelsesratene og flammeskjermene. . . . .	106
6.2	Sannsynlighet for de valgte vindscenarioene . . . . .	107
6.3	Konsekvensanalyse . . . . .	108
6.4	Vurdering av risiko . . . . .	111
<b>7</b>	<b>Diskusjon</b>	<b>113</b>
7.1	Litteraturstudie . . . . .	113
7.2	Resultater . . . . .	113
7.2.1	Vind . . . . .	113
7.2.2	Flammeskjermens dybde i kombinasjon med vind . . . . .	115
7.2.3	Flammeskjermens bredde i kombinasjon med vind . . . . .	116
7.2.4	Flammeskjermens funksjonalitet . . . . .	116
7.3	Usikkerhetsaspekter ved simuleringsmodell . . . . .	118
7.3.1	Antall sensorer . . . . .	118
7.3.2	Vindforhold . . . . .	118

7.3.3	Glassflatens egenskaper . . . . .	118
7.3.4	Dimensjonerende brann . . . . .	119
7.3.5	Tolkning av TEK10 . . . . .	119
7.4	Risiko . . . . .	120
<b>8</b>	<b>Konklusjon og anbefalinger</b>	<b>121</b>
<b>9</b>	<b>Videre arbeid</b>	<b>123</b>
<b>10</b>	<b>Bibliografi</b>	<b>124</b>
	<b>Vedlegg A: Oppgavetekst</b>	<b>I</b>
	<b>Vedlegg B: Sensitivitetsanalyser</b>	<b>I</b>
B.1	Meshinndeling . . . . .	I
B.2	Gridstørrelse . . . . .	VII
	<b>Vedlegg C: Beregningsmetoder og utførte beregninger</b>	<b>I</b>
C.1	Metode for beregning av flammehøyde . . . . .	I
C.1.1	Eksempel . . . . .	I
C.1.2	Utførte beregninger . . . . .	II
C.2	Forenklete varmestrålingsberegninger . . . . .	VII
C.2.1	Beregning av varmestråling i scenarioene uten vind . . . . .	VII
C.2.2	Beregning av varmestråling i scenarioene med vind . . . . .	VII
	<b>Vedlegg D: FDS kode Simluering (scenario 1)</b>	<b>I</b>

# Figurer

1.1 Rømningstid (DiBK 2010). . . . .	2
3.1 Tid-temperatur kurve for brannutviklingsprosess i et rom (Buchanan 2001). . . . .	9
3.2 Illustrasjon av nøytralplan og hastighetsfordeling i et brannroms fasadeåpning (Drysdale 2011). . . . .	11
3.3 Brannspredning i innvendig hjørne (SINTEF Byggforsk 2006). . . . .	16
3.4 Brannspredning langs underside av brennbart utspring (SINTEF Byggforsk 2006). . . . .	17
3.5 Eksterne flammer fra ventilasjonskontrollert brann (DiNenno 2002). . . . .	18
3.6 Illustrasjon av McCaffrey (1979) sine tre flammeregimer (Drysdale 2011). . . . .	19
3.7 Skisse som illustrerer luftinntrenging ved ubegrenset brann (venstre), og ved forbrenning mot vegg (høyre) (Drysdale 2011). . . . .	20
3.8 Illustrasjon av «50% intermitterings- kriteriet» for definisjon av gjennomsnittlig flammehøyde (Goble 2007) . . . . .	21
3.9 Flammedimensjoner (tilpasset fra (Law & O'Brien 1981)) (Drysdale 2011). . . . .	22
3.10 Skisse av Oleszkiewicz sin triangulære flamme, samt en illustrasjon av en halvdråpeformet flamme. . . . .	23
3.11 Balkongdekke fungerende som flammeskjerm (Lønvik, Isaksen, Solberg & Mittet 2003). . . . .	24
3.12 Rekkverktyper (åpent til venstre, og tett til høyre) (Mammoser III & Battaglia 2004). . . . .	25
3.13 Skisse av modellen til Law & O'Brien (1981) for flammedimensjoner når en horisontal projeksjon begrenser flammen. . . . .	28
3.14 Sannsynligheten for vindusbrudd av 3mm enkle glassruter (Building Research Institute of Japan 1997). . . . .	30
3.15 Illustrasjon av geometrisk forhold mellom avsenderflate (1) og mottakerflate (2) Drysdale (2011). . . . .	31
3.16 Illustrasjon av bestemt situasjon med parallell avsenderflate og mottakerflate, reprodusert fra Buchanan (2001). . . . .	32
3.17 Vindøkning over skog, åpent landskap og hav (NORWEA 2014). . . . .	33
3.18 Eksempel på vindrose (NORWEA 2014). . . . .	34
3.19 Ulike flammeavbøyninger som følge av vind, illustrert med isoterme kurver (i F1-F3 er det ingen vind) (Bechtold 1978). . . . .	35
4.1 Simuleringsmodell. . . . .	40
4.2 Skisse av modell og ulike dimensjoner i modellen. . . . .	41
4.3 Sammenligning av turbulensmodellene RANS og LES (Nystedt & Frantzich 2011). . . . .	43
4.4 Plassering av sensorer som måler temperatur i modell. . . . .	48
4.5 Visualisering av ulike meshoppløsninger (Jakobsen, Valkvist, Bennetsen, Carstensen, Madsen, Sommerlund-Thorsen, Hansen, Schmidt, Nygaard & Sørensen 2009). . . . .	49
4.6 Tilgrensende mesh med ulik gridinndeling (McGrattan, Hostikka, McDermott, Floyd, Weinschenk & Overholt 2013). . . . .	50

4.7	Meshinndeling i simuleringsmodell. . . . .	51
4.8	Plassering av sensorer og måleinstrumenter i simuleringsmodell. . . . .	55
4.9	Vindrose fra Voll værstasjon (2009-2014) (Meteorologisk institutt 2015a). . . . .	56
4.10	Vindprofiler i simuleringsmodell. . . . .	57
4.11	Simuleringsoppsett. . . . .	58
5.1	«Typisk» utforming av flammeplum for hver vindstyrke, presentert med bilder fra scenarioer med kombinasjon K9. Under hvert bilde er det oppgitt informasjon om bildet på følgende måte: «Scenario nr X - vindforhold - HRRPUV/Slice (tidspunkt i simulering)». . . . .	61
5.2	Illustrasjonsbilder fra Smokeview med «Slice» lastet for et utvalg scenarioer som har ulike dybder, men ellers tilsvarende verdier for vind, varmeavgivelsesrate og flammeskjermbredde. . . . .	62
5.3	Illustrasjonsbilder fra Smokeview med «HRRPUV» lastet, ett med $B_{tot}=1m$ og ett med $B_{tot}=2m$ . . . . .	63
5.4	Plassering av «Flow measuring device» (blå) i fasadeåpning i 1.etasje, og «Heat release rate device» (gul) over balkong og i brannrom i modell. . . . .	64
5.5	Varmeavgivelsesrate i brannrom samt eksternt varmeavgivelsesrate for de ulike varmeavgivelsesratene som er benyttet i modellen. . . . .	65
5.6	Innstrømning av luft i brannrom for de ulike varmeavgivelsesratene som er benyttet i modellen. . . . .	65
5.7	Varmeavgivelsesrate i volum over flammeskjerm for scenarioene med kombinasjon K1 ( $Q=4600kW$ ). . . . .	66
5.8	Varmeavgivelsesrate i volum over flammeskjerm for scenarioene med kombinasjon K4 ( $Q=4600kW$ ). . . . .	66
5.9	Varmeavgivelsesrate i volum over flammeskjerm for scenarioene med kombinasjon K7 og K10 ( $Q=4600kW$ ). . . . .	67
5.10	Varmeavgivelsesrate i volum over flammeskjerm for scenarioene med kombinasjon K2 og K5 ( $Q=6600kW$ ). . . . .	69
5.11	Varmeavgivelsesrate i volum over flammeskjerm for scenarioene med kombinasjon K8 ( $Q=6600kW$ ). . . . .	69
5.12	Varmeavgivelsesrate i volum over flammeskjerm for scenarioene med kombinasjon K11 ( $Q=6600kW$ ). . . . .	70
5.13	Varmeavgivelsesrate i volum over flammeskjerm for scenarioene med kombinasjon K3 og K6 ( $Q=8400kW$ ). Linjen som skal vise gjennomsnittlig verdi for scenario 4 er dekket av gjennomsnittlinjene til scenario 12 og scenario 15, men ligger omtrent midt mellom dem. . . . .	72
5.14	Varmeavgivelsesrate i volum over flammeskjerm for scenarioene med kombinasjon K9 ( $Q=8400kW$ ). . . . .	72
5.15	Varmeavgivelsesrate i volum over flammeskjerm for scenarioene med kombinasjon K12 ( $Q=8400kW$ ). . . . .	73
5.16	Systematisering av «Gas phase devices» etter høyde over flammeskjerm (H1-H7) og horisontal avstand fra flammeskjerm (B1-B3). . . . .	75
5.17	Navn og plassering av «Solid phase devices» (So1-So7) på fasadeåpning i 2.etasje . . . . .	87

5.18	Temperaturutvikling for sensoren (So1-So7) med høyest registrerte temperaturer i scenarioene med en varmeavgivelsesrate på $Q=4600kW$ ; kombinasjon K1, K4, K7 og K10. . . . .	87
5.19	Temperaturutvikling for sensoren (So1-So7) med høyest registrerte temperaturer i scenarioene med en varmeavgivelsesrate på $Q=6600kW$ ; kombinasjon K2, K5, K8 og K11. . . . .	89
5.20	Temperaturutvikling for sensoren (So1-So7) med høyest registrerte temperaturer i scenarioene med en varmeavgivelsesrate på $Q=8400kW$ ; kombinasjon K3, K6, K9 og K12. . . . .	91
5.21	Temperaturutvikling for sensoren (So1-So7) med høyest registrerte temperaturer i scenarioene uten vind. . . . .	94
5.22	Temperaturutvikling for sensoren (So1-So7) med høyest registrerte temperaturer i scenarioene med vind på $2,2m/s$ . . . . .	94
5.23	Temperaturutvikling for sensoren (So1-So7) med høyest registrerte temperaturer i scenarioene med vind på $6,4m/s$ . . . . .	95
5.24	Temperaturutvikling for sensoren (So1-So7) med høyest registrerte temperaturer i scenarioene med vind på $11,2m/s$ . . . . .	95
6.1	Frekvensfordeling fra vindrose fra Voll værstasjon (2009-2014) (Meteorologisk institutt 2015a). . . . .	107
6.2	Risikomatrise. . . . .	111
B.1	Eksempler på ukontinuerlige meshoverganger. . . . .	I
B.2	Illustrasjon av oppdeling i «indre mesh» (rosa) og «ytre mesh» (grønn). . . . .	II
B.3	Oversikt over meshinndelingene som er sett på i analysen. . . . .	III
B.4	Eksempler på ukontinuerlige meshoverganger (markert med røde ringer). . . . .	IV
B.5	Resultatene fra gasstemperaturmålerne plassert opp langs fasadeåpning i 2.etasje. . . . .	V
B.6	Plassering av målere i sensitivitetsanalyse av gridstørrelsen. . . . .	VIII
B.7	Resultater fra gasstemperaturmålere. . . . .	X
B.8	Eksempel som viser hvor flammeplumen er «stabil», sort linje langs flammeplumen markerer flammetuppen på $520^{\circ}C$ . . . . .	XI
B.9	Resultater fra måling av varmeavgivelsesrate i volum over flammeskjerm. . . . .	XI
B.10	Resultater fra måling av volumstrøm ( $m^3/s$ ) gjennom fasadeåpning i 1.etasje. . . . .	XII
C.1	Tabell fra OpenOffice Calc til beregning av flammehøyde (z). . . . .	II
C.2	Beregnigstabell med resultat for varmestråling fra OpenOffice Calc. . . . .	VII



# Tabeller

3.1	Kritiske verdiene for float glass (Wang, Wang, Zhang, Chen, Sun & He 2014). . . . .	29
4.1	Oversikt over dimensjonsløs faktor ( $Q^*$ ) og flammehøyde foran overliggende flammeskjerm/balkong ( $z$ ) for de ulike varmegivelsesratene. . . . .	47
4.2	Frekvensoversikt over vindhastighetintervaller per måned iløpet av fem år (2009-2014), målt ved Voll værstasjon (Meteorologisk institutt 2015a). . . . .	56
5.1	Oversikt over scenarioer med samme kombinasjon av flammeskjermutforming og varmeavgivelsesrate for de ulike vindforholdene (uten, $2,2\text{ m/s}$ , $6,4\text{ m/s}$ og $11,2\text{ m/s}$ )	59
5.2	Gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate over flammeskjermen ( $Q_{f.s.}$ ) ved ulike dybder ( $D$ ) når $Q=4600\text{ kW}$ . . . . .	68
5.3	Gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate over flammeskjermen ( $Q_{f.s.}$ ) ved ulike bredder ( $B_{tot}$ ) når $Q=4600\text{ kW}$ . . . . .	68
5.4	Gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate over flammeskjermen ( $Q_{f.s.}$ ) ved ulike dybder ( $D$ ) når $Q=6600\text{ kW}$ . . . . .	71
5.5	Gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate over flammeskjermen ( $Q_{f.s.}$ ) ved ulike bredder ( $B_{tot}$ ) når $Q=6600\text{ kW}$ . . . . .	71
5.6	Gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate over flammeskjermen ( $Q_{f.s.}$ ) ved ulike dybder ( $D$ ) når $Q=8400\text{ kW}$ . . . . .	74
5.7	Gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate over flammeskjermen ( $Q_{f.s.}$ ) ved ulike bredder ( $B_{tot}$ ) når $Q=8400\text{ kW}$ . . . . .	74
5.8	Horisontal avstand fra flammeskjerm avhengig av balkongdybde ( $D$ ) for sensorene i figur 5.16. . . . .	75
5.9	Oversikt over total intermitteringsprosent for hver høyde (H1-H5) samt estimert flammehøyde <i>foran</i> flammeskjermen for scenarioene med $Q=4600\text{ kW}$ . K=kombinasjon, S=Scenario, V=Vindhastighet [ $\text{m/s}$ ] og $z$ =flammehøyde [ $\text{m}$ ]. . . . .	76
5.10	Total intermitteringsprosent for hver høyde (H1-H5) samt estimert flammehøyde <i>foran</i> flammeskjermen for scenarioer med ulike dybder ( $D$ ) når $Q=4600\text{ kW}$ . . . . .	77
5.11	Total intermitteringsprosent for hver høyde (H1-H5) samt estimert flammehøyde <i>foran</i> flammeskjermen for scenarioer med ulike bredder ( $B_{tot}$ ) når $Q=4600\text{ kW}$ . . . . .	77
5.12	Oversikt over total intermitteringsprosent for hver høyde (H1-H7) samt estimert flammehøyde ( $z$ ) <i>foran</i> flammeskjermen for scenarioene med $Q=6600\text{ kW}$ . K=Kombinasjon og S=Scenario. . . . .	78
5.13	Total intermitteringsprosent for hver høyde (H1-H7) samt estimert flammehøyde <i>foran</i> flammeskjermen for scenarioer med ulike dybder ( $D$ ) når $Q=6600\text{ kW}$ . S=Scenario. . . . .	79
5.14	Total intermitteringsprosent for hver høyde (H1-H7) samt estimert flammehøyde <i>foran</i> flammeskjermen for scenarioer med ulike bredder ( $B_{tot}$ ) når $Q=6600\text{ kW}$ . S=Scenario. . . . .	79

5.15	Oversikt over total intermitteringsprosent for hver høyde (H1-H7) samt estimert flammehøyde ( $z$ ) <i>foran</i> flammeskjermen for scenarioene med $Q=8400\text{ kW}$ . $K$ =Kombinasjon og $S$ =Scenario. . . . .	80
5.16	Total intermitteringsprosent for hver høyde (H1-H7) samt estimert flammehøyde <i>foran</i> flammeskjermen for scenarioer med ulike dybder ( $D$ ) når $Q=8400\text{ kW}$ . $S$ =Scenario. . . . .	81
5.17	Total intermitteringsprosent for hver høyde (H1-H7) samt estimert flammehøyde <i>foran</i> flammeskjermen for scenarioer med ulike bredder ( $B_{tot}$ ) når $Q=8400\text{ kW}$ . $S$ =Scenario. . . . .	81
5.18	Flammehøyde over flammeskjerm og varmestråling for scenarioer uten vind . . .	82
5.19	Oversikt over om/hvilke kritiske temperaturforhold som oppstår for scenarioer med $Q=4600\text{ kW}$ . . . . .	83
5.20	Oversikt over om/hvilke kritiske temperaturforhold som oppstår for scenarioer med $Q=6600\text{ kW}$ . . . . .	84
5.21	Oversikt over om/hvilke kritiske temperaturforhold som oppstår for scenarioer med $Q=8400\text{ kW}$ . . . . .	84
5.22	Oversikt over om/hvilke kritiske temperaturforhold som oppstår ved ulike dybder ( $D$ ), når $Q=6600\text{ kW}$ og $Q=8400\text{ kW}$ . . . . .	85
5.23	Oversikt over om/hvilke kritiske temperaturforhold som oppstår ved ulike bredde ( $B_{tot}$ ), når $Q=6600\text{ kW}$ og $Q=8400\text{ kW}$ . . . . .	86
5.24	Rangering av temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate for ulike vindforhold når $Q=4600\text{ kW}$ . . . . .	88
5.25	Rangering av temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate for ulike dybder ( $D$ ) når $Q=4600\text{ kW}$ . . . . .	88
5.26	Rangering av temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate for ulike bredder ( $B_{tot}$ ) når $Q=4600\text{ kW}$ . . . . .	89
5.27	Rangering av temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate for ulike vindforhold når $Q=6600\text{ kW}$ . . . . .	90
5.28	Rangering av temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate for ulike dybder ( $D$ ) når $Q=6600\text{ kW}$ . . . . .	90
5.29	Rangering av temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate for ulike bredder ( $B_{tot}$ ) når $Q=6600\text{ kW}$ . . . . .	91
5.30	Rangering av temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate for ulike vindforhold når $Q=8400\text{ kW}$ . . . . .	92
5.31	Rangering av temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate for ulike dybder ( $D$ ) når $Q=8400\text{ kW}$ . . . . .	92
5.32	Rangering av temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate for ulike bredder ( $B_{tot}$ ) når $Q=8400\text{ kW}$ . . . . .	93
5.33	Tidspunktene for oppsprekking ( $t_{sprekk}$ ), utfall av enkelt glass ( $t_{e-utfall}$ ), utfall av doble glass ( $t_{d-utfall}$ ) og utfall av triple glass ( $t_{t-utfall}$ ) (regnet fra simuleringstart). Estimerte tidspunkt er merket med $\sim$ , og $S$ =Scenario. . . . .	97
5.34	Tidspunktene for utfall av doble glass ( $t_{d-utfall}$ ) (regnet fra simuleringstart) for ulike dybder ( $D$ ). . . . .	98
5.35	Tidspunktene for utfall av triple glass ( $t_{t-utfall}$ ) (regnet fra simuleringstart) for ulike bredder ( $B_{tot}$ ). . . . .	99

6.1	Frekvensoversikt over vindhastighetintervaller per måned iløpet av fem år (2009-2014), målt ved Voll værstasjon (Meteorologisk institutt 2015a).	107
6.2	Sannsynligheten (ssh) for at de ulike vindforholdene skal inntreffe.	108
6.3	Sannsynlighetskriterier.	108
6.4	Konsekvenskriterier.	109
6.5	Konsekvensvurdering av scenarioene (S).	110
B.1	Simuleringstid i meshinndelingsanalyse.	III
B.2	Oversikt over oppsett for gridanalyse.	VII
B.3	Oversikt over hvor mange målinger av de 1000 utførte per måler i hvert oppsett som oversteg 520°C.	VIII
B.4	Oversikt over simuleringstid for de ulike oppsettene i gridanalysen.	XII
C.1	Oversikt «HVIS»-funksjoner i eksempel	I
C.2	Oppsett i OpenOffice for utrensning av flammehøyde	II



# 1. Innledning

## 1.1 Bakgrunn

Årlig dør det i snitt mellom 50 og 60 personer i Norge som direkte følge av brann (DSB 2015). Brannspredning gjennom åpninger i fasade er en av de raskeste måtene en brann kan spre seg på i ei bygning (DiBK 2010). Ved å forhindre utvendig, vertikal brannspredning vil evakueringstiden forlenges for beboerne i etasjene over brannetasjen. Dette vil også gi brannvesenet lengre tid til å få kontroll over brannen slik at den ikke sprer seg videre opp over etasjene eller til andre bygninger (Mammoser III & Battaglia 2004).

I veiledningen til TEK10 er flere preaksepterte løsninger presentert for å hindre brannspredning i fasade, og en av løsningene er å benytte flammeskjerm som stikker minimum 1,2m ut fra fasaden. Flammeskjermene må ha samme brannmotstand som etasjeskilleren, og i praksis vil denne flammeskjermen ofte være en balkong. Kravene er imidlertid ikke satt med hensyn til ulike vindforhold. Erfaringer fra virkelige branner har vist at vind kan presse flammene inn mot veggen over slike flammeskjerm og dermed begrense deres funksjon betraktelig. Arnhus (2014) hevdet at vind mot fasade faktisk vil oppheve effekten av flammeskjermen i sitt foredrag «Branner i byggverk - hva kan vi lære av nyere hendelser?» .

Brann og vind er kjent for å være en uheldig kombinasjon, og brannen i Nannestad i 2008 er et eksempel på dette. I Nannestad ble 14 av 16 leiligheter i ei boligbygning totaltskadet, og de siste to fikk også omfattende skader. Brannen krevde ikke menneskeliv, men to personer fikk lettere skader. Evalueringsrapporten viser at vind spilte en sentral rolle for brannens utvikling og spredning (BE & DSB 2009). Brannen i Lærdal vinteren 2014 er et mer nylig eksempel på i hvor stor grad vind kan påvirke en brann. I Lærdal gikk 40 bygninger tapt, 270 personer ble innlagt ved Lærdal sykehus og omlag 70 personer ble husløse (DSB 2014).

Det er tidligere gjort mye arbeid på ekstern brannspredning fra fasadeåpninger og hvordan flammeskjerm kan benyttes for å forhindre brannspredningen, men i langt mindre grad er det sett på hvordan skjermen vil fungere i kombinasjon med vind. Det er likevel mulig å granske problemet ved å kombinere ulik eksisterende litteratur, og samtidig benytte et CFD-program til å se på ulike scenarioer. Utviklingen de siste årene innen datakraft og simuleringprogrammer gjør det mulig å analysere og visualisere denne problemstillingen i større grad enn før.

Det er derfor veldig aktuelt å se nærmere på om en flammeskjerm faktisk vil gi den risikoreduksjonen for brannspredning som forskriften tiltenker, eller om vind vil ødelegge for dette i så stor grad at tiltaket vil svekkes betydelig.

## 1.2 Lover og forskrifter

I Norge er lovverket bygd opp i hierarki, og brannsikkerhetsbestemmelser er intet unntak. Øverst i det offisielle hierarkiet finner man lovene, deretter forskrifter, veiledning til forskriftene og til sist har man norske og internasjonale standarder. I tillegg til det offisielle lovverket benyttes anerkjente tekniske rapporter, datablad og veiledninger. For branntekniske krav i bygninger er de gjeldende regelverkene: Plan - og bygningsloven (PBL) med tilhørende teknisk forskrift (TEK10) og veiledning (VTEK), samt Brann- og eksplosjonsvernloven med forskrifter.

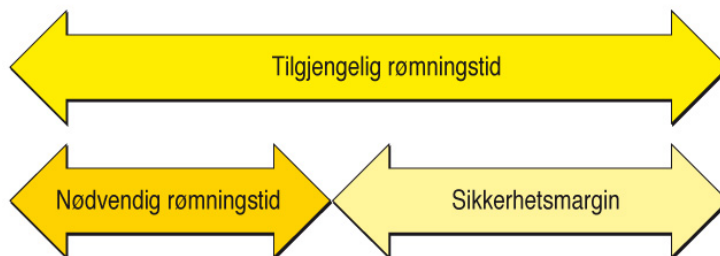
TEK10 er funksjonsbasert og inneholder flere paragrafer som angår brannspredning via fasade. Generelt er kravet at faren for brann skal være redusert til et akseptabelt nivå, og at faren for spredning av brann reduseres tilsvarende.

I TEK10 paragraf 11-1. *Sikkerhet ved brann* er særlig de to første delene relevante med tanke på forhindring av vertikal brannspredning:

- (1) Byggverk skal prosjekteres og utføres slik at det oppnås tilfredsstillende sikkerhet ved brann for personer som oppholder seg i eller på byggverket, for materielle verdier og for miljø- og samfunnsmessige forhold.
- (2) Det skal være tilfredsstillende mulighet for å redde personer og husdyr og for effektiv slukkeinnsats.

Hovedhensikten med første del er å redusere sannsynligheten for tap av liv og helse til et akseptabelt nivå, samt bidra til å sikre materielle verdier og begrense miljø- og samfunnsmessige konsekvenser. Andre del skal sikre at det er brukbar tilgjengelighet for rask og effektiv rednings- og slukkeinnsats i bygninger.

For å unngå tap av liv og helse til beboere og redningsmannskap ved utbrudd av brann, er det sentralt at tilgjengelig rømningstid er lengre enn nødvendig rømningstid. Dette er illustrert i figur 1.1.



Figur 1.1: Rømningstid (DiBK 2010).

Ved å redusere sannsynligheten for brannspredning til overliggende etasjer vil tilgjengelig rømningstid øke. Dette vil samtidig bidra til å forenkle slukkeinnsatsen. Andre del av paragraf 11-8. *Brannceller* i TEK10 setter følgende krav:

- (2) Brannceller skal være slik utført at de forhindrer spredning av brann og branngasser til andre brannceller i den tid som er nødvendig for rømning og redning.

De preaksepterte løsningene i VTEK til § 11-8. i TEK10, som omhandler forebygging av utvendig brannspredning mellom brannceller i ulike plan, sier at en av følgende måter må benyttes (DiBK 2010):

- Kjøllesone (vertikal avstand) mellom vinduer minst lik høyden til underliggende vindu og utført med brannmotstand minst E 30, eller
- Annenhver etasje utført med fasade minst E 30, eller
- Inntrukne fasadepartier på minimum 1,2 m, eller utkragede bygningsdeler med samme brannmotstand som etasjeskiller minimum 1,2 m ut fra fasadelivet, eller
- Byggverket har automatisk brannsløkkeanlegg

Punkt tre på listen omhandler bruk av flammeskjerm for å forhindre vertikal brannspredning. Flammeskjermen må ha en dybde på minimum 1,2m og ha samme brannmotstand som etasjeskiller. Krav til brannmotstand i etasjeskiller vil avhenge av hvilken risikoklasse og brannklasse den aktuelle bygningen er i. Boligbygninger som oppgaven omhandler ligger i risikoklasse 4, og brannklasse vil i hovedsak avhenge av antall etasjer i bygget. Hovedreglene for boligbygninger er at med 1-2 etasjer er de i brannklasse 1, med 3-4 etasjer i brannklasse 2, og med 5 eller flere etasjer i brannklasse 3. Videre vil dette påvirke kravet om brannmotstand i etasjeskilleren, og kravene varierer fra 30 til 90 minutter (DiBK 2010).

### 1.2.1 Vindens plass i det norske regelverket

Vinden har en veldig liten plass i de norske brannsikkerhetsbestemmelsene til tross for stor innvirkning på brann. I kapittel 11. *Sikkerhet ved brann* i VTEK er vind kun nevnt en gang under §11-6. *Tiltak mot brannspredning mellom byggverk*, og da i forbindelse med brannspredning mellom campingenheter (DiBK 2010).

I NS-EN 1991-1-2:2002+NA:2008 (Standard Norge 2008a), som omhandler laster på konstruksjoner ved brann, er det til dels lagt til rette for å inkludere vind i noen beregninger. Blant annet i *Tillegg B - Termiske påvirkninger for utvendige konstruksjonsdeler - Forenklet beregningsmetode* oppgis det at flammer fra en åpning bør forutsettes å slå ut av en branncelle vinkelrett på fasaden, og med en forskyvning på 45° på grunn av virkninger av vind. Utover dette er det i arbeidet med oppgaven ikke kommet over lovverk eller norske standarder som omhandler vindpåvirkning på eksterne branner.

## 1.3 Problemstillinger

Ved bruk av FDS (Fire Dynamics simulator) skal det i oppgaven undersøkes om vind vil begrense flammeskjermers funksjon i så stor grad at det ikke kan anses til å være et effektivt tiltak for å forhindre vertikal brannspredning. Casebygget i oppgaven er et fiktivt leilighetsbygg i Trondheim. I simuleringene ses det på et utsnitt av bygget med en leilighet i 1.etasje hvor brannen starter, og en overliggende leilighet i 2.etasje med flammeskjerm som skal beskytte fasadeåpningen.

I oppgaven ses det på scenarioer både uten vind og med vind for å sammenligne hvordan effekten til en flammeskjerm vil påvirkes. I scenarioene med vind benyttes det ulike vindstyrker for å se om det vil ha innvirkning på flammeskjermens funksjonalitet. Det ses også på ulike utforminger av flammeskjermen, og ulike branneffekter. I tillegg blir risikoen for de ulike scenarioene vurdert ved å se på sannsynligheten for de valgte vindforholdene.

Opgaven skal vurdere følgende problemstillinger:

- Vil vind begrense effekten flammeskjerner har til å forhindre vertikal brannspredning?
- Vil flammeskjermens utforming, samt ulike vindstyrker, ha innvirkning på flammeskjermens funksjonalitet i kombinasjon med vind?
- Vil sannsynligheten for de ulike vindstyrkene i Trondheim, i kombinasjon med konsekvensene av de ulike scenarioene, utgjøre en alvorlig risiko?
- Bør vindens rolle ved vertikal brannspredning vies mer oppmerksomhet i regelverket?

## 1.4 Formål og avgrensning av oppgaven

Formålet med oppgaven er å innen innleveringsfristen se nærmere på hvilken effekt ulike vindforhold kan ha på flammeskjermers funksjonalitet, og sjekke om dagens regelverk er tilstrekkelig. I tillegg skal det undersøkes om flammeskjermens utforming vil ha innvirkning på resultatene, og om vindforholdene i Trondheim er av den karakter at de fører til høy risiko for rask vertikal brannspredning. Et annet mål med oppgaven er å øke oppmerksomheten rundt en problemstilling som i dag har liten eller ingen fokus ved dimensjonering av flammeskjerner og prosjektering av brannsikkerhet.

Opgaven begrenser seg til å omhandle vindes påvirkning på flammeskjermers evne til å forhindre vertikal brannspredning fra første til andre etasje i et fiktivt leilighetsbygg i Trondheim. Det er valgt å benytte fire ulike vindstyrker i intervallet 0-11,2m/s, tre ulike varmeavgivelsesrater, samt to ulike bredder og tre ulike dybder for flammeskjermen. I oppgaven ses det kun på vind som treffer normalt på fasaden, og kun på én plassering av brannscenarioene. Analysen vil ikke omhandle andre situasjoner eller deres effekter. Simuleringsprogrammet FDS er den eneste programvaren som er benyttet i analysen. Avgrensningen av oppgaven gjør at resultatene først og fremst er knyttet til det spesifikke leilighetsbygget og de spesifikke situasjonene som omhandles, men utsnittet av leilighetsbygget brukt i modellen er relativt generelt utformet og resultatene vil derfor kunne være interessant også for lignende bygninger.

## 1.5 Leserveiledning

I avsnittene under er oppgavens disposisjon presentert, og ulike formuleringer og forkortelser som er benyttet i oppgaven er forklart.

### 1.5.1 Oppgavens disposisjon

Kapittel 1 *Innledning* redegjør for oppgavens bakgrunn, problemstillinger og formål. Oppgavens avgrensning vil også omtales.



Kapittel 2 *Metodebeskrivelse* tar for seg de to metodene «litteraturstudie» og «analyse», som er benyttet i oppgaven samt verktøyene som er brukt i forbindelse med dem.

Kapittel 3 *Teori og kunnskapsgrunnlag* redegjør for funnene fra litteraturstudiet.

Kapittel 4 *Analyse* består av to deler, en kvalitativ og en kvantitativ del. Den kvalitative delen fastsetter scenarioene og rammene rundt simuleringene. Den kvantitative omhandler hvilke valg med tanke på simuleringsparametre og -modeller som gir det mest realistiske brannscenarioet med bakgrunn i teori om FDS og PyroSim.

Kapittel 5 *Resultater* presenterer resultatene fra analysen og vurderer de opp mot flammeskjermens funksjonalitet i kombinasjon med vind.

Kapittel 6 *Risikoanalyse* ser på sannsynligheter og konsekvenser, og vurderer risikoen for de ulike scenarioene med bakgrunn i resultatene fra simuleringen.

Kapittel 7 *Diskusjon* tar for seg resultatene fra analysen og diskuterer de opp mot teori og kunnskapsgrunnlaget i kapittel 3.

Kapittel 8 *Konklusjon og anbefalinger* svarer på oppgavens problemstillinger ved å trekke konklusjoner basert på diskusjonene i kapittel 7, samt at det blir gjort anbefalinger utfra konklusjonene.

Kapittel 9 *Videre arbeid* redegjør for interessante vinklinger som kan ses på i senere arbeider.

Det er i tillegg flere *vedlegg* til oppgaven; Oppgavetekst, Sensitivitetsanalyser, Beregningsmetoder og utførte beregninger, samt FDS kode Simulering (scenario 1).

## 1.5.2 Formuleringer og forkortelser

Forkortelser og uttrykk benyttet i oppgaven er listet opp og forklart i følgende liste:

BE	Statens bygningstekniske etat
BKL	Brannklasse
CEF	Consistent External Flaming
CFD	Computational fluid dynamics
DiBK	Direktoratet for byggkvalitet
DSB	Direktoratet for samfunnsikkerhet og beredskap
FDS	Fire Dynamics simulator
Flamme-/brannplume	Synlig flamme og de brennende gassene rundt synlig flamme
Mesh	Rettlinjede volum (bokser) som utgjør beregningsdomenet i FDS
NIST	National Institute of Standards and Technology
RKL	Risikoklasse
PBL	Plan- og bygningsloven
PyroSim	Grafisk bruker grensesnitt for FDS
Smokeview	Grafisk visualiseringsprogram i FDS
SSB	Statistisk sentralbyrå
TEK10	Forskrift om tekniske krav i byggverk
VTEK	Veiledning til TEK10



## 2. Metodebeskrivelse

I arbeidet med denne oppgaven er de to metodene *litteraturstudie* og *analyse* benyttet. I de følgende avsnittene beskrives de to arbeidsmetodene, og verktøyene som er brukt for å utføre dem.

### 2.1 Litteraturstudie

For å få en dypere forståelse av teori og tema, og danne et grunnlag til å bygge oppgaven på, er søkingen etter relevant faglitteratur avgjørende. Litteraturstudiet som er utført i forbindelse med denne oppgaven har vært omfattende og det er lagt vekt på å finne litteratur fra sikre og varierte kilder.

Litteraturen som er benyttet er funnet ved å søke etter vitenskapelige artikler og bøker i databaser som NTNUs biblotekkatalog *BIBSYS Ask* og *Google Scholar*, samt tradisjonelle søk i google. Faglitteratur fra emner ved NTNU som har omhandlet brann, f.eks. *TBA4175 Brannteknikk* og *TBA4177 Brannsikkerhet i byggverk, VK*, og eldre master- og ph.d.-oppgaver som omhandler relevante tema er også benyttet. I tillegg har en gjennomgang av lovverk, standarder, rapporter og brukermanualer (FDS) gitt mye relevant informasjon. Det er også søkt på referansene som er benyttet i søkeresultatene og litteraturen for de overnevnte metodene.

For at en kilde skal være sikker må den være troverdig, objektiv, nøyaktig og egnet (VIKO - NTNU Universitetsbiblioteket 2010). For å treffe på disse kriteriene er det derfor søkt både etter norsk og utenlandsk litteratur for de ulike temaene som oppgaven omfatter. Det er også forsøkt å finne litteratur som er oppdatert. Særlig i forbindelse med simuleringsteori er det lagt vekt på å finne nyest mulig litteratur da dette er et område i rask utvikling. Det er sett på ulike framgangsmåter og teorier for de ulike temaene, og det er i hovedsak benyttet litteratur fra anerkjente forfattere og institusjoner.

### 2.2 Analyse

Analysedelen er delt inn i en kvalitativ del og en kvantitativ del. Den kvalitative delen fastsetter scenarioene og rammene rundt simuleringene, inkludert nødvendige og hensiktsmessige forenklinger og forutsetninger. Den kvantitative delen omhandler FDS og simuleringene mer direkte. Målet med den kvantitative analysen er å vurdere hvilke valg av simuleringsparametre og -modeller som gir det mest realistiske brannscenarioet med bakgrunn i teori om FDS og PyroSim.

Funnene fra litteraturstudiet som omtales i kapittelet *Teori- og kunnskapsgrunnlag* har hatt stor betydning for en del av valgene som er gjort, særlig i den kvalitative analysedelen. Oppgavens analysedel er likevel hovedsakelig basert på tilgjengelig litteratur innenfor FDS og det grafiske brukergrensesnittet PyroSim. Siden undertegnede kun har hatt en introforelesing høsten 2014

om simuleringsprogrammet, har teori og kunnskap fra tidligere arbeid og analyser vært avgjørende. Det er hentet mye informasjon fra litteratur som er skapt av utviklerne av programvaren, og fra analyser utført med FDS av anerkjente forfattere.

Den analytiske delen av oppgaven omhandler også et eget kapittel med en risikoanalyse der scenarioene settes inn i et risikoperspektiv. Målet med risikoanalysen er å vurdere om risikoen rundt temaet er så stor at det bør vies mer oppmerksomhet i dagens regelverk.

### **2.2.1 Simuleringsverktøy**

Det er valgt å benytte *FDS 6* og *PyroSim x64 edition* som simuleringsverktøy for å få numeriske resultater til analysen. Jon Ivar Belghaug Knarud, som er medveileder for oppgaven, har i sin karriere ved NTNU tilegnet seg mye kunnskaper både om FDS og PyroSim. Det å ha tilgang til hans veiledning hadde stor innvirkning på valg av programvare. Programvaren ligger også fritt tilgjengelig på NIST sine hjemmesider og er installert på den virtuelle datamaskinen som er benyttet til simuleringene. I tillegg er dette et mye brukt verktøy for brannsimuleringer både i Norge og internasjonalt, og kunnskap om programmet vil kunne bli en fordel senere i arbeidslivet. Det at programvaren er benyttet i brannmiljøer verden over gjør også at det har gjennomgått mange valideringsrunder, og det er mye tilgjengelig litteratur om tidligere utførte analyser. Det jobbes i tillegg hele tiden med å utvikle FDS, og programvaren oppdateres relativt ofte.

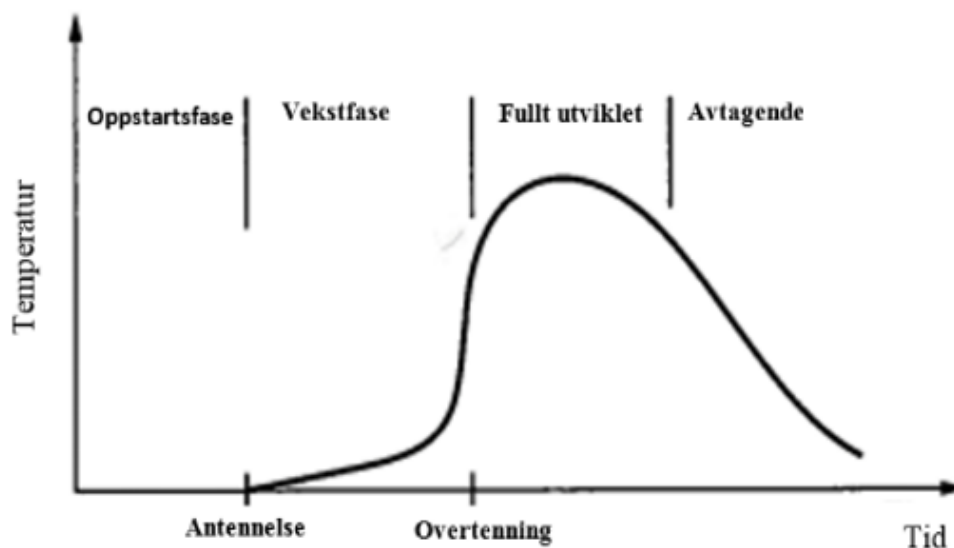
Alle simuleringene er kjørt på en virtuell maskin tilknyttet en server med 8 prosessorkjerner på Instituttet for bygg, anlegg og transport.

## 3. Teori og kunnskapsgrunnlag

Det er gjort mye arbeid rundt ekstern brannspredning fra fasadeåpninger og hvordan horisontale projeksjoner kan benyttes for å forhindre og sinke brannspredningen. En del av dette arbeidet er kartlagt gjennom litteraturstudiet, og vil danne et teori- og kunnskapsgrunnlag for videre arbeid som omtales i de neste delkapitlene.

### 3.1 Brannutvikling

En typisk brannutviklingsprosess i et rom kan deles inn i de fire fasene; oppstartsfase, vekstfase, fullt utviklet og avtagende, som illustrert i figur 3.1. I de neste delkapitlene vil det ses nærmere på fasene og overgangen mellom dem.



Figur 3.1: Tid-temperatur kurve for brannutviklingsprosess i et rom (Buchanan 2001).

Ikke alle branner vil følge disse fire fasene. Noen vil slukkes i oppstartsfasen, og andre ganger oppstår aldri overttenning. Dette kan være tilfelle dersom mengde brensel som er antent er lite, eller dersom det ikke er tilstrekkelig med luft tilgjengelig for å holde liv i forbrenningen. Overttenning vil heller ikke nå dersom rommet har store vindusåpninger og for mye varme flyter ut (Buchanan 2001).

#### 3.1.1 Oppstarts- og vekstfase

I oppstartsfasen vil potensielt brensel varmes opp til det antennes. Ved antennelse får man forbrenning med flammer, og her starter vekstfasen til brannen (Drysdale 2011). Geometrien til

brannrommet vil være av stor viktighet i de innledende fasene av brannen. Dersom det er samme mengde brennstoff i et lite og et stort brannrom, vil det minste rommet lettere varmes opp av energien som brannen frigjør. Dette henger sammen med at avstanden som varmen må transporteres, fra brannen til vegger/tak, er kortere. De varme gassene som produseres av den innledende brannen vil derfor ha større effekt i det minste rommet (Karlsson & Quintiere 2000).

Hvor fort brannen vokser i de innledende delene av vekstfasen er ofte avhengig av tilgangen på brensel, også kalt en brenselskontrollert brann (Buchanan 2001). Så lenge lufttilførselen til brannen er ubegrenset vil forbrenningsrate ( $\dot{m}$ ) være lik massetapsraten ( $\dot{m}_f$ ) for en brenselskontrollert brann. I dette regimet vil det være et enkelt forhold mellom varmeavgiveleserate ( $\dot{Q}$ ) og forbrenningsrate/massetapsrate. Forholdet er gitt i ligning 3.1.

$$\dot{m} = \frac{\dot{Q}}{\Delta H_c} \quad [kg/s] \quad (3.1)$$

Der:

$\Delta H_c$  er forbrenningsvarmen [ $kJ/kg$ ].

Den innledende brannen som avhenger av mengden og egenskapene til brennstoffet er vel ventilert, men når brannen etterhvert vokser vil tilgangen på oksygen ofte bli begrenset. Dette fører til ufullstendig forbrenning og overflødig branngasser som er avhengig av brannrommets ventilering. Ventilasjonsåpningene i et brannrom vil med andre ord kunne ha stor innvirkning på brannutviklingen. Brannen er i tillegg avhengig av tilstrekkelig tilgang på oksygen for å fortsette å vokse. Følgelig vil også ventilasjonsåpningene kunne kontrollere brannens veksthastighet og temperatur i rommet ved å føre ut de varme gassene som er produsert av brannen.

For å forenkle ventilasjonsforholdene er det videre antatt at den eneste måten å tilføre oksygen på er gjennom fasadeåpningene. Dette vil også være eneste mulighet til å føre ut varmegasser. Luftlekkasjer til andre rom og lignende er med andre ord ikke nærmere omtalt.

Ventilasjonskontrollerte branner er gjerne mer farlig enn brenselskontrollerte branner. Dette gjør at overgangen mellom dem er et tema det er forsket mye på. I en ventilasjonskontrollert brann vil frigjøringen av energi fra brannen være avhengig av mengden oksygen som tilføres brannen fra rommets åpninger. Et uttrykk som er mye brukt i forbindelse med vurderingen av ventilasjonsforhold, er ventilasjonsfaktoren som Kawagoe (1958) utledet. Uttrykket for ventilasjonsfaktoren er gitt i ligning 3.2.

$$\text{Ventilasjonsfaktor} = A_O \sqrt{H_O} \quad [m^{\frac{5}{2}}] \quad (3.2)$$

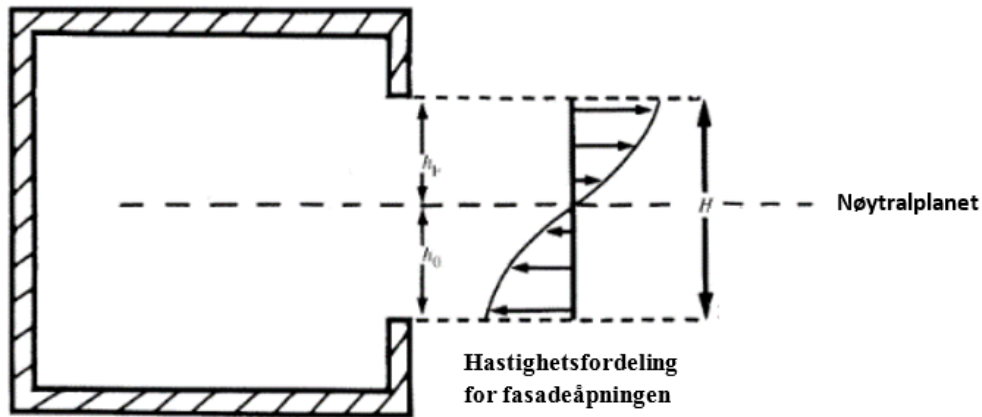
Der:

$A_O$  er arealet til ventilasjonsåpningen [ $m^2$ ].

$H_O$  er høyden på ventilasjonsåpningen [ $m$ ].

Det er gjort en rekke antagelser i forbindelse med utledningen av ventilasjonsfaktoren. Blant annet forutsettes det at gassene i hele volumet av brannrommet vil ha de samme egenskapene i det ventilasjonskontrollerte regime av brannen. Videre antas det også at fasadeåpningen er

delt av et horisontalt nøytralplan som lar varme gasser forlate rommet over planet, og kald luft komme inn under det (se figur 3.2).



Figur 3.2: Illustrasjon av nøytralplan og hastighetsfordeling i et brannroms fasadeåpning (Drysdale 2011).

Et annet veldig kjent uttrykk som omhandler ventilasjonsforhold er et roms åpningsfaktor. Åpningsfaktoren som er gitt i ligning 3.3 er utledet av Ödeen (1963), og senere innarbeidet i flere teoretiske modeller for rombranner (for eksempel av Pettersson, Magnusson & Thor (1976)).

$$\text{Åpningsfaktor} = \frac{A_o \sqrt{H_o}}{A_t} \quad [m^{\frac{1}{2}}] \quad (3.3)$$

Der:

$A_t$  er arealet til rommets omhyllingsflater [ $m^2$ ].

Ventilasjonsfaktoren har vist seg å være nyttig ved senere forskning, og blant annet har Harmathy (1979) anbefalt en metode for å estimere forskjellen mellom ventilasjonskontrollerte og brenselkontrollerte branner hvor åpningsfaktoren inngår (se ligning 3.4 og 3.5). Metoden ble utledet ved gjennomføring av forsøk der treverk var brensel. Harmathy antyder at den vil være aktuell for alle branner hvor cellulosematerialer er involvert.

$$\text{Ventilasjonskontrollert} = \frac{\rho \sqrt{g} A_o \sqrt{H_o}}{A_f} < 0,235 \quad (3.4)$$

$$\text{Brenselkontrollert} = \frac{\rho \sqrt{g} A_o \sqrt{H_o}}{A_f} > 0,290 \quad (3.5)$$

Der:

$\rho$  er tettheten til luft [ $1,20 \text{ kg/m}^3$ ].

$g$  er gravitasjonskraften [ $9,81 \text{ m/s}^2$ ].

$A_f$  er overflatearealet til brennstoffet [ $m^2$ ].

Ulempen med metoden Harmathy utledet er i følge Drysdale (2011) at den ikke tar hensyn til tilbakestråling fra vegger, tak og andre objekter i rommet. I tillegg påpeker Drysdale at selv om metoden stemmer ved forbrenning av treverk er anvendbarheten ved virkelige branner uklart. Det er også et intervall mellom 0,235 og 0,290 som ikke er definert.

En annen måte å skille mellom ventilasjons- og brenselsekontrollerte branner er å se på forholdet mellom forbrenningsraten ( $\dot{m}$ ) til brennstoffet, luftinnstrømning ( $\dot{m}_{air}$ ) og det støkiometriske forholdet mellom luft og brennstoff ( $r$ ). Metoden er presentert i ligning 3.6 og ligning 3.7.

Forbrenningen er ventilasjonkontrollert dersom:

$$\frac{\dot{m}_{air}}{\dot{m}} < r \quad [kg/s] \quad (3.6)$$

og brenselsekontrollert dersom:

$$\frac{\dot{m}_{air}}{\dot{m}} > r \quad [kg/s] \quad (3.7)$$

$\dot{m}$  og  $\dot{m}_{air}$  beskriver henholdsvis mengden brennstoff og luft i forbrenningen, og  $r$  bestemmes ved å benytte ligningen for fullstendig forbrenning for det aktuelle brenset. Den eksakte kjemiske sammensetningen i en faktisk bygning er sjeldent kjent, og det er da nødvendig å gjøre et estimat av  $r$ .

Drysdale (2011) påpeker at i denne metoden antas det at miksing av gasser skjer momentant, og at reaksjonsraten mellom brennstoffgassene og oksygenet i lufta er uendelig rask, i tillegg påpeker han at ingen av disse antagelsene stemmer. I følge Karlsson & Quintiere (2000) er metoden likevel verifisert ved ulike branntester gjennomført med en rekke materialer.

### 3.1.2 Overtenning

Når temperaturen i brannrommets øvre sone når ca 600°C, akselerer brannveksten raskt og overtenning («flashover») oppstår. Ved overtenning spontanantennes brannrøyken og alle brennbare overflater i rommet, i tillegg vil det slå flammer ut av brannrommets åpninger. Enhver som ikke har evakuert fra brannrommet når overtenning inntreffer har liten sannsynlighet for å overleve. Noen ganger ses overtenning på som en veldefinert fysisk hendelse, på samme måte som antenning, men dette stemmer ikke. Overtenning er en overgang mellom to faser og ikke en bestemt hendelse (Drysdale 2011).

For at overtenning skal inntreffe må de rette forholdene være tilstede. Det må være nok luft og brensel tilgjengelig slik at brannen får utviklet seg og oppnår en tilstrekkelig størrelse, taket må kunne stenge inne de varme gassene og geometrien til rommet må tillate at strålingen fra den varme brannrøyken når antennestemperatur på brensnivå. Varmeavgivelsesraten til brannen må også nå en viss kritisk verdi som er avhengig av størrelsen på ventilasjonsåpningene i rommet (Buchanan 2001).

Som beskrevet vil overtenning inntreffe omtrent når det øvre laget i brannrommet når en temperatur på 600°C, og det er utviklet flere formler for å beregne varmeavgivelsesrate ved overtenning. Thomas (1981) har blant annet satt opp en varmebalanse for det øvre laget og utledet uttrykket vist i ligning 3.8.



$$\dot{Q}_{OT} = (7,8A_t) + (378A_O\sqrt{H_O}) \quad [kW] \quad (3.8)$$

Der:

$A_t$  er rommets omhyllingsflater (inkludert arealet av ventilasjonsåpningen) [ $m^2$ ].

$A_O\sqrt{H_O}$  er ventilasjonsfaktoren [ $m^{\frac{5}{2}}$ ].

Det er valgt å ikke omtale andre formler for varmeavgivelsesrate ved overtenning i denne oppgaven da det ikke anses som nødvendig eller hensiktsmessig.

### 3.1.3 Fullt utviklet brann og avtagende fase

Overttenning markerer overgangen til forbrenningsfasen. Brannens utvikling vil som regel her begrenses av tilgangen på oksygen, med andre ord en ventilasjonskontrollert brann (Drysdale 2011). I en ventilasjonskontrollert brann er forbrenningsraten avhengig av ventilasjonsåpningene i rommet, og Kawagoe (1958) utledet uttrykket gitt i ligning 3.9. Prinsippet for uttrykket er at forbrenningsraten ( $\dot{m}$ ) vokser med åpningsarealet til ventilasjonsåpningen.

$$\dot{m} = 0,09A_O\sqrt{H_O} \quad [kg/s] \quad (3.9)$$

Senere forskning utført av Thomas, Heselden & Law (1967) og Thomas & Heselden (1972) har vist at den numeriske konstanten bare holder for et begrenset intervall av ventilasjonsfaktorer. Når ventilasjonsåpningen blir for stor vil brannen igjen bli brenselkontrollert, og ligning 3.9 vil ikke estimere forbrenningsraten korrekt lengre (Drysdale 2011).

Under forbrenningsfasen, som også beskrives som en «fullt utviklet brann», oppnår varmeavgivelsesraten sitt maksimum og temperaturen vil typisk komme opp i 900 – 1100°C. I denne fasen av brannen kan det være fare for spredning til andre rom eller bygninger. Under forbrenningsfasen er også faren for strukturelle skader størst, disse kan videre føre til hel eller delvis kollaps av bygningen det har oppstått brann i (Drysdale 2011).

Varmeavgivelsesraten er en måte å uttrykke mengden energi som frigjøres, og det er også den viktigste enkeltfaktoren som karakteriserer forbrenningen til en brann (Babrauskas & Peacock 1992). Uttrykket vist i ligning 3.10 kan benyttes for å beregne varmeavgivelsesraten ( $\dot{Q}$ ) i et rom (Tewarson 1982).

$$\dot{Q} = \chi \dot{m}'' A_f \Delta H_c \quad [kW] \quad (3.10)$$

Der:

$\chi$  er en faktor (< 1.0) som tar høyde for ufullstendig forbrenning.

$\dot{m}''$  er forbrenningsraten [ $kg/(m^2s)$ ].

$A_f$  er brenselarealet [ $m^2$ ].

$\Delta H_c$  er forbrenningsvarmen [ $kJ/kg$ ].

Det er sjeldent at man kjenner produktet av  $\chi \times \dot{m}'' \times A_f$  i virkelige branner, og andre metoder må da benyttes (Drysdale 2011). Hvis man kjenner mengden luft som strømmer inn kan man, ved å anta at alt av oksygenet forbrukes inne i rommet, benytte den til å estimere varmeavgivelsesraten. Ligning 3.11 viser sammenhengen mellom luftmengde som strømmer inn og varmeavgivelsesrate.

$$\dot{Q} = \dot{m}_{air} \Delta H_{c,air} \quad [kW] \quad (3.11)$$

Der:

$\dot{m}_{air}$  er luftmengden som strømmer inn [ $kg/s$ ].

$\Delta H_{c,air}$  er forbrenningsvarmen til luft [ $kJ/kg$ ].

Karlsson & Quintiere (2000) brukte denne sammenhengen til å estimere maksimal varmeavgivelsesrate når en brann er ventilsjonskontrollert. Ved å sette opp en ligning for strømmingen inn og ut gjennom fasadeåpningen kan luftmengden som strømmer inn i rommet estimeres. Bullen (1978) utledet ligning 3.12 i sin analyse av stabile rombranner hvor han så på detaljerte varme- og massebalanser.

$$\dot{m}_{air} = 0,5 A_O \sqrt{H_O} \quad [kg/s] \quad (3.12)$$

Videre antok Karlsson & Quintiere (2000) at hvert kilogram av oksygen som brukes i forbrenningen produserer omtrent 13,1 MJ og at 23% av luften er oksygen, forbrenningsvarmen til luft antas dermed til 3000 kJ/kg. Maksimum varmeavgivelsesrate for en fullstendig og ventilasjonskontrollert forbrenning ( $\dot{Q}_{max,v}$ ) kan da beregnes med ligning 3.13.

$$\dot{Q}_{max,v} \approx 1500 A_O \sqrt{H_O} \quad [kW] \quad (3.13)$$

Ligning 3.10-3.13 beregner varmavgivelsesrate for forbrenningen som skjer i brannrommet, og eksterne flammer er ikke inkludert i ligningene. I virkeligheten kan derfor varmeavgivelsen for en fullt utviklet brann bli større. Ved å benytte 3.14 og en forbrenningsrate ( $\dot{m}$ ) for en fullt utviklet brann med eksterne flammer, kan en varmeavgivelsesrate som tar hensyn til ekstern forbrenning ( $\dot{Q}_{ef}$ ) estimeres.

$$\dot{Q}_{ef} = \dot{m} \Delta H_c \quad [kW] \quad (3.14)$$

Der:

$\dot{m}$  er forbrenningsraten til en fullt utviklet brann med eksterne flammer [ $kg/s$ ].

$\Delta H_c$  er forbrenningsvarmen til brenset [ $kJ/kg$ ].

Når Law & O'Brien (1981), i sin prosjekteringsguide for beskyttelse av utvendige stålkonstruksjoner, skulle regne på eksterne flammer anbefalte de å beregne forbrenningsraten ( $\dot{m}$ ) med uttrykket til Thomas & Heselden (1972) som er gitt i ligning 3.15. De definerte tuppen på flam-

men som punktet hvor flammemetemperaturen er  $540^{\circ}\text{C}$ , og benyttet korrelasjonene til Thomas & Law (1972) som blir presentert i ligning 3.17 for å regne på flammehøyde. Uttrykket er utarbeidet med trevirke som brensel i forbrenningen.

$$\dot{m} = 0,18 \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{0,036A_T}{A_O\sqrt{H}}\right) \right\} A_O\sqrt{H} \sqrt{\frac{B_r}{D_r}} \quad [\text{kg/s}] \quad (3.15)$$

Der:

$A_T$  er omhyllingsflatene til brannrommet (ekskludert arealet av ventilasjonsåpningen) [ $\text{m}^2$ ].

$B_r$  er brannrommets bredde [ $\text{m}$ ].

$D_r$  er brannrommets dybde [ $\text{m}$ ].

$A_O\sqrt{H}$  er ventilasjonsfaktoren [ $\text{m}^{\frac{5}{2}}$ ].

Hvis brannen får fortsette å brenne vil brenselet etterhvert ta slutt, og brannen går over til avta-gelsesfasen. Her er igjen tilgangen på brensel det begrensende elementet (Buchanan 2001).

Varigheten av en brann vil være avhengig av forbrenningsrate og tilgjengelig mengde brensel, og den kan estimeres med å bruke uttrykk som er utarbeidet i forbindelse med tid-temperaturkurver. I følge Drysdale (2011) er det framgangsmåten til Pettersson et al. (1976) som forblir den klareste framstillingen av temperatur-tidsutviklingen for en brann. Pettersson et al. (1976) antok at brannen ville være ventilasjonkontrollert og at ligning 3.9 kan anvendes direkte. Dersom brannen er brenselskontrollert vil forbrenningsraten overestimeres og brannens varighet vil følgelig underestimeres. Uttrykket de benyttet for å beregne branners varighet ( $t_d$ ) er gitt i ligning 3.16.

$$t_d = \frac{M_f}{0,09A_O\sqrt{H_O}} \quad [\text{s}] \quad (3.16)$$

Der:

$M_f$  er brannlasten (tilsvarende treverk) [ $\text{kg}$ ].

$A_O\sqrt{H}$  er ventilasjonsfaktoren [ $\text{m}^{\frac{5}{2}}$ ].

Pettersson et al. (1976) antok også at stadiene før overtenning kunne neglisjeres siden temperaturene vil være relativt lave, og  $t_d = 0$  referer derfor til starten av den fullt utviklede brannen. Etter tiden estimert av ligning 3.16 satte de varmeavgivelsesraten fra forbrenningen lik null.

## 3.2 Brannspredning fra fasadeåpning

Dersom en brann i en bygning ikke slukkes i startfasen og får utvikle seg videre, er det fare for brannspredning fra fasadeåpning. Som beskrevet tidligere vil en fullt utviklet brann i et lukket rom være begrenset av ventilasjonsåpningene, og siden vinduer ikke tåler høye temperaturer vil de knuses og mer oksygen tilføres flammene. Dette kan også medføre at en betydelig del av forbrenningen kan komme til å skje på utsiden av fasaden, og dermed kan også eksterne flammer oppstå (SINTEF Byggforsk 2006).

### 3.2.1 Introduksjon

Eksterne flammer og varm luft foran fasadeåpninger i rom over brannrommet kan føre til at det oppstår sprekker i eventuelle glassruter. Sprekkene vil ikke nødvendigvis føre til at hele glasset faller ut, men muligheten er tilstede. Det er også mulig at fasadeåpningen allerede er åpen for å luften i rommet. Med en åpen fasadeåpning vil lett antenkelige objekter i rommet, for eksempel gardiner eller møbler som er plassert nær åpningen, med stor sannsynlighet antennes som følge av den høye varmeeksponeringen.

Når rommet over brannrommet er antent kan det på nytt utvikle seg til stadiet hvor flammer slår ut av åpningen og scenarioet vil repetere seg selv. Når to etasjer er antent vil den eksterne brannplumen fra overliggende etasje påvirkes av brannplumen fra det opprinnelige brannrommet. Forsyningen av termisk energi fra den nedre plumen og den oppovervente hastigheten vil bidra til å forsterke den øvre plumen. I tillegg vil lufttilførselen fra den nedre plumen være lav på oksygen som gjør at den øvre plumen må strekke seg lengre for å oppnå full forbrenning (DiNenno 2002).

Ved brannspredning fra fasadeåpning kan ulike scenarioer oppstå (SINTEF Byggforsk 2006);

- **Brannspredning horisontalt ved innvendig hjørne**

Dette scenarioet kan inntreffe i et innvendig hjørne der vinduer ligger nær hverandre i de tilstøtende fasadene, se figur 3.3.



Figur 3.3: Brannspredning i innvendig hjørne (SINTEF Byggforsk 2006).

- **Brannspredning fra et vindu til vinduer i etasjen over**

Dette scenarioet kan inntreffe når den vertikale kjølesonen (eller tilsvarende) mellom vindusflatene ikke er tilstrekkelig stor. I brannrom som kun går over et nivå kan det antas at det vil suges inn luft og strømme røyk ut gjennom samme vindu. For brannrom som går over flere nivå vil luft suges inn gjennom vindu i nedre nivå, og røyk vil strømme ut

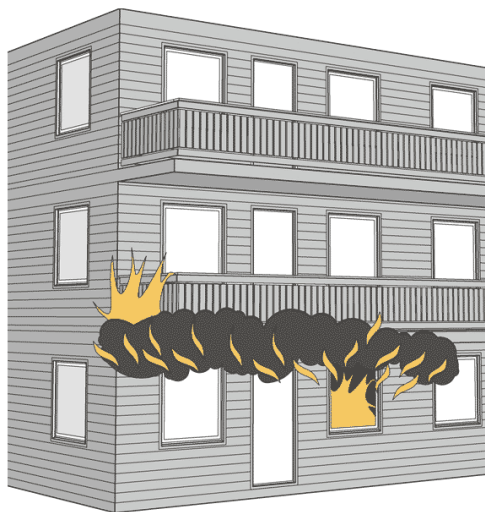
gjennom vindu i øvre nivå. Brannspredning til en overliggende etasje kan ha større konsekvenser enn horisontal brannspredning innad i samme etasje. Dette henger sammen med at antennelse av flere etasjer kan bety vanskeligere slukkeforhold, og større risiko ved rømning og slokking.

- **Brannspredning vertikalt i selve ytterveggen**

For at dette scenarioet skal inntreffe må den utvendige kledningen være brennbar. Dersom den er sammenhengende over flere etasjer vil store deler av ytterkledningen kunne bli antent med fare for spredning til takkonstruksjoner, og via vindu til andre brannceller. Det kan også forekomme brann i det utlektede hulrommet i veggen dersom vindspærren og utlektingen er brennbare. Brann i slike hulrom er ofte vanskelig å slukke, og i tillegg brenner trematerialer bedre dersom flere brennende flater stråler mot hverandre.

- **Horisontal brannspredning via undersiden av brennbart utspring (balkong/svalgang/takutstikk)**

Brannspredning via undersiden av horisontale brennbare konstruksjoner inntreffer når det samles opp branngasser som antenner undersiden av utspringet, se figur 3.4. I et slikt scenario vil det også stråles varme tilbake til veggen og bidra til en hurtigere brannspredning.



Figur 3.4: Brannspredning langs underside av brennbart utspring (SINTEF Byggforsk 2006).

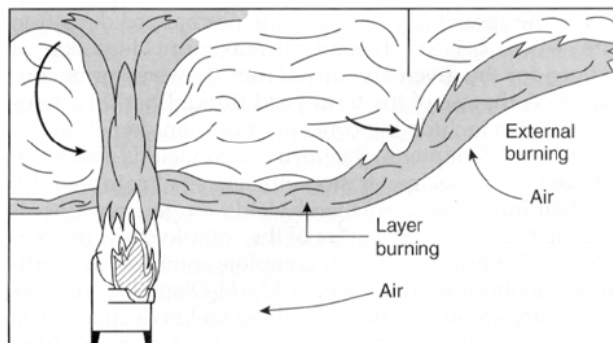
- **Brannspredning via innglassede balkonger**

Innglassede balkonger er blitt vanlige i Norge for å beskytte mot dårlig vær. Problemet med innglassede balkonger er blant annet at de gjerne innredes, som normalt vil føre til en høyere brannbelastning. Dette fører igjen til en flammefront som kommer lengre ut på balkongen. Innredning av inntilliggende og overliggende innglassede balkonger kan også føre til tidligere antennelser, og dermed en raskere brannspredning.

I denne oppgaven er det scenarioet med brannspredning fra et vindu til vinduer i etasjen over som omhandles. I de neste delkapitlene ses det nærmere på ulike parametre og forhold som vil påvirke den vertikale brannspredningen etter overtenning.

### 3.2.2 Eksterne flammer

Dersom brannen blir ventilasjonskontrollert vil brennbare gasser flyte ut av rommest åpninger, og blandes med utelufta. Dersom miksen av gasser har tilstrekkelig høy temperatur vil de antennes og ekstern forbrenning (og flammer) oppstår. Dette er illustrert i figur 3.5, dog til et naborom og ikke direkte ut i fri luft. I fri luft vil det samme skje, men flammen vil bøyes av oppover langs ytterveggen (DiNenno 2002).



Figur 3.5: Eksterne flammer fra ventilasjonskontrollert brann (DiNenno 2002).

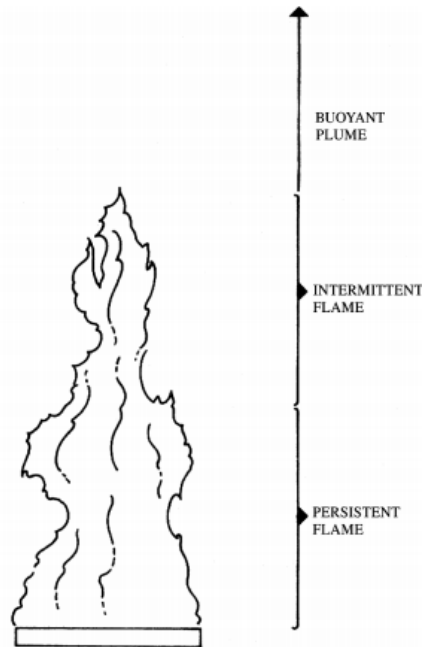
Eksterne flammer kan også oppstå mens brannen enda er brenselskontrollert. Dette skjer dersom flammeflammene langs taket blir lange nok til at de strekker seg ut av rommets åpninger under de innledende stegene av forbrenningen (DiNenno 2002).

#### Flammeregimer

McCaffrey (1979) deler flammeplumen inn i tre regimer; *persistent*, *intermittent* og *buoyant*. Regimet kalt *persistent* har en akselererende strømningshastighet av brennende gasser og flammen er her «vedvarende». I *intermittent*-regimet er flammen «periodisk» og har en tilnærmet konstant strømningshastighet, mens i *buoyant*-regimet er strømningshastigheten og temperaturen avtagende med høyden av plumen. I *buoyant*-regimet vil det ikke være synlige flammer. En illustrasjon av de tre flammeregionene er vist i figur 3.6.

I sine undersøkelser fant McCaffrey (1979) at temperaturen er tilnærmet konstant i den øvre delen av *persistent*-regimet, men i det intermitterende flammeregimet faller den og ved grensen til *buoyant*-regimet vil temperaturen være omtrent 320°C. Temperaturen ved den gjennomsnittlige høyden til en flamme kan derfor antas å være 500 – 600°C (Drysdale 2011). Det er usannsynlig at *buoyant*-delen av flammeplumen vil antenne vanlige materialer, men den varme luften kan forvarme konstruksjonsdeler som vil bli eksponert for de andre flammeregimene senere i brannforløpet (Bech & Dragsted 2005).

For å ta hensyn til den perioden ved overtenning og fullt utviklet brann hvor den eksterne brannplumen er *persistent*, definerte Klopovic & Turan (1998) uttrykket *Consistent External Flaming* (CEF). I en senere studie observerte Klopovic & Turan (2001) at den eksterne flammeplumen kun er i *persistent*-regimet i en begrenset periode, mens den er i *intermittent*-, eller *buoyant*-regimet før og etter. I de to tilfelle som Klopovic & Turan (2001) så på startet CEF-perioden omtrent fra 9 og 12,5 minutter etter at det først oppsto eksterne flammer, og den sluttet henholdsvis etter 14 og 20,5 minutter.



Figur 3.6: Illustrasjon av McCaffrey (1979) sine tre flammeregimer (Drysdale 2011).

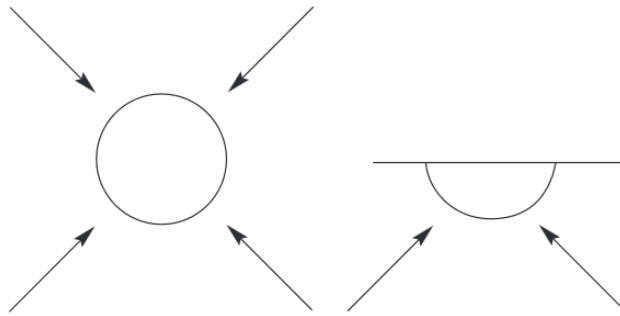
## Atferd

På grunn av stor temperaturdifferanse mellom brannplumen og den utvendige lufta vil oppdriften være sterk og de eksterne flammene vil drives oppover langs bygningsfasaden når de kommer ut av fasadeåpningen i brannrommet (DiNenno 2002). Ustabiliteten mellom den varme brannplumen og den kalde lufta gjør også at det oppstår virvler langs ytterkanten av plumen som gjør at den intermitterende delen vil fluktuere. Lengden og utformingen på plumen vil derfor forandre seg med tidene, og målinger og beregninger vil bare gi gjennomsnittlige verdier (Karlsson & Quintiere 2000).

Resultatene til blant annet Oleszkiewicz ((1990) og (1993)), samt Hoffmann, Galea, Berhane et al. (1996), viser at et lavt og vidt vindu gir mest flammeeksponering av veggene ovenfor, mens et relativt firkantet vindu gir den laveste flammeeksponeringen. De varme gassene som passerer den lave og vide åpningen har lavere hastigheter og flammene «fester seg» lettere til veggene enn ved en høy, smal åpning.

Hvis en brann er nært en vegg vil begrensingen av luftinnblandingene ha en betydelig effekt. De tre regimene i figur 3.6 er gjeldende, men i *buoyant*-regimet vil temperaturene avta saktere oppover langs høyden av brannplumen. Bakgrunnen for dette er at miksing med frisk luft vil være mindre enn for ubegrensede branner (Hasemi & Tokunaga 1984). Dette er illustrert i figur 3.7.

En generell oppfatning er at siden brenslet må «forflytte» seg lengre for å bli fullstendig forbrent vil den gjennomsnittlige flammehøyden bli lengre for flammer inntil veggene enn for ubegrensede flammer. Forskning utført av blant annet Hasemi & Tokunaga (1984), Zukoski, Kubota & Cetege (1981) og Back, Beyler, DiNenno & Tatem (1994) viser derimot at flammehøyden til branner



Figur 3.7: Skisse som illustrerer luftinntrenging ved ubegrenset brann (venstre), og ved forbrenning mot vegg (høyre) (Drysdale 2011).

ved vegger er omtrent lik den som er forventet for en ubegrenset brann, på tross av betydelig mindre luftinnblanding. Drysdale (2011) mener dette antyder at den turbulente strukturen til brannplumen endres når den «fester seg» til en vertikal overflate, og at dette vil øke forbrenningsraten på tross av mindre luftinntrenging. Det er viktig å påpeke at den nevnte forskningen som støtter denne teorien ikke gjelder spesielt for eksterne flammer.

For at en flamme faktisk skal «feste seg» til veggen må brannkilden være helt inntil veggflaten, men forskning utført av Oleszkiewicz (1989) har vist at selv ved relativt dype horisontale projeksjoner kan eksterne flammen feste seg til veggen igjen. Satoh & Kuwahara (1992) sin forskning viser at ved bruk av flammeskjerm vil brannplumen skyves vekk fra den nedre delen av fasadeåpningen i det overliggende rommet, mens noe av plumen kan trenge inn i den øvre delen.

Forplantning av brann langs brennbare vegger påvirkes av flere viktige faktorer. Stråling fra etablerte flammer, røyk og varme gasser vil forvarme brennbare veggmaterialer før antenning. Den innledende, etablerte flammen vil imidlertid ikke alltid avgi nok stråling til å opprettholde forbrenning, men dette vil avhenge av veggmaterialet. Ekstern stråling fra flammer som ikke direkte er involvert kan også bidra til forplantning av flammer (Mammoser III & Battaglia 2004). I følge Brehob & Kulkarni (1998) vil ekstern strålingsvarme på ubrente materialområder komme i tillegg til den varmen som avgis fra den etablerte flammen, og på den måten vil f.eks pyrolysetiden kortes ned. Pyrolysetid er tiden der termisk dekomponering av trematerialer til antenningelige gasser foregår. Den eksterne strålingen øker også massetapsraten i materialet som allerede er oppslukt av flammer, og skaper en større flammeregion (Mammoser III & Battaglia 2004).

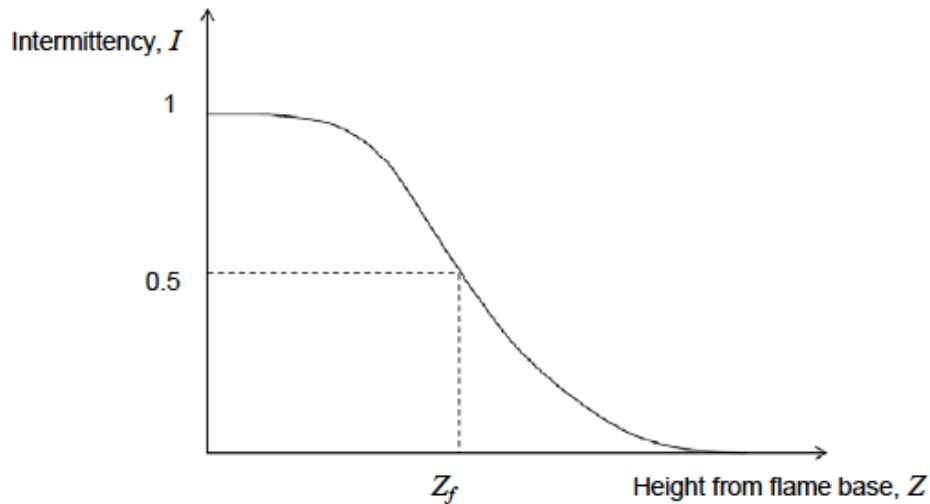
### Form og dimensjoner

Over tid har eksterne flammer en tendens til å ha form som en vanddråpe som vertikalt er kuttet i to av fasaden (se figur 3.10). Denne flammeformen er vanskelig å benytte til beregning og projektering og det er derfor utviklet forenklede modeller for å beskrive eksterne flammers form.

Kunnskap om utvendig flammehøyde er nyttige for å forutsi sannsynligheten for utvendig brannspredning. I følge Heskestad (2002) er flammehøyden for frie branner ofte basert på høyden hvor intermitteringen ( $I$ ), er 0,5. Med andre ord; høyden ( $Z_f$ ) hvor flammen befinner seg minst 50% av tiden. En illustrasjon av definisjonen er vist i figur 3.8. McCaffrey (1995) definerer den kontinu-



erlige flammehøyden som høyden hvor flammen befinner seg 100% av tiden, og flammetuppen som det høyeste punktet hvor flammen er observert. Definisjonene med 50% intermittering er mye brukt, og intermittent-regionen i flammen kan også defineres som regionen hvor intermitteringen varierer fra 10-90% (Zukoski 1995).



Figur 3.8: Illustrasjon av «50% intermitterings- kriteriet» for definisjon av gjennomsnittlig flammehøyde (Goble 2007)

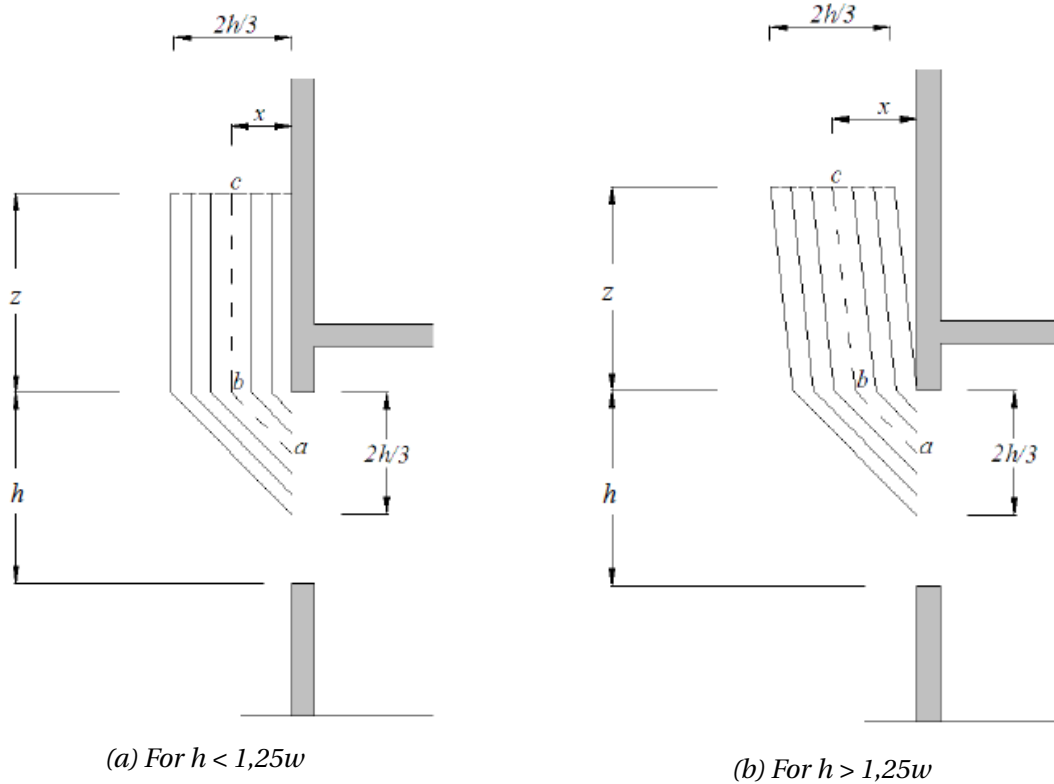
Law & O'Brien (1981) utarbeidet en metode for å se på lengden ( $X$ ) av eksterne flammer langs senterlinjen i flammen, og dette er en mye brukt modell. Blant annet i den norske standarden for laster på konstruksjoner ved brann (Standard Norge 2008a) er metoden utgangspunktet for beregningene av flammedimensjoner. I modellen antas det at flammebredden vil være lik vindusbredden ( $w$ ), og at flammen har et konstant tverrsnitt fra åpningen og til flammetuppen som vist i figur 3.9.

En empirisk korrelasjon for forbrenning av treverk som Thomas & Law (1972) utledet kan benyttes for å få et estimat av flammehøyden ( $z$ ). De utledet korrelasjonen med utgangspunkt i modellen vist i figur 3.9, og ved hjelp av dimensjonsanalyse av ulike flammeplumer. Informasjon om flammeplumene hentet de fra data om flammeproeksjon funnet av blant annet Yokoi (1960), Seigel (1969) og Thomas & Heselden (1972). Korrelasjonen for flammehøyde de kom fram til er gitt i ligning 3.17.

$$z = 12,8 \left( \frac{\dot{m}}{w} \right)^{\frac{2}{3}} - h \quad [m] \quad (3.17)$$

Der:

- $\dot{m}$  er forebrenningsraten [kg/s].
- $h$  er høyden til ventilasjonsåpningen [m].
- $w$  er bredden til ventilasjonsåpningen [m].



Figur 3.9: Flammedimensjoner (tilpasset fra (Law & O'Brien 1981)) (Drysdale 2011).

Metoden til Law & O'Brien (1981) gir videre forholdene for de andre flammedimensjonene som vist i ligning 3.18-3.21.

Flammens horisontale projeksjon ( $x$ ) for både tilfellene med  $h < 1,25w$  og  $h > 1,25w$  :

$$x = \frac{h}{3} \quad [m] \quad (3.18)$$

Flammelengden ( $X$ ) langs aksen (fra a til c, se figur 3.9):

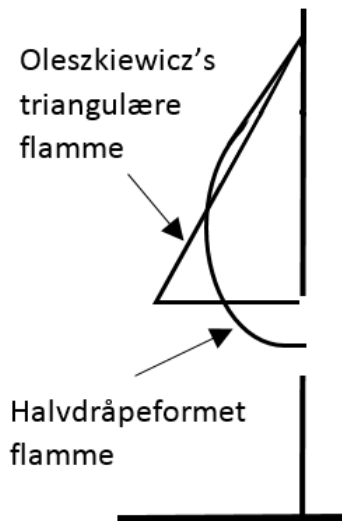
$$X = z + \frac{h}{2} \quad [m] \quad \text{for } h < 1,25w \quad (3.19)$$

$$X = \sqrt{z^2 + \left(x - \frac{h}{3}\right)^2} + \frac{h}{2} \quad [m] \quad \text{for } h > 1,25w \quad (3.20)$$

Avstanden ( $P$ ) fra ytterpunktet av flammemetuppen og inn til fasaden for de tilfellene der  $h > 1,25w$ , kan beregnes ved hjelp av ligning 3.21:

$$P = 0,3h \left(\frac{h}{w}\right)^{0,54} + \frac{h}{3} \quad [m] \quad (3.21)$$

Det er flere andre som også har kommet med forslag til forenklete modeller. Blant annet utviklet Oleszkiewicz en modell der flammen hadde en mer triangulærform. Flammeformen er muligens mer realistisk enn den som er benyttet i modellen til Law & O'Brien (1981), men den er likevel svært enkel. I figur 3.10 er en skisse av Oleszkiewicz sin triangulære flamme, samt en illustrasjon av den tidligere nevnte halvdråpeformede flammen.

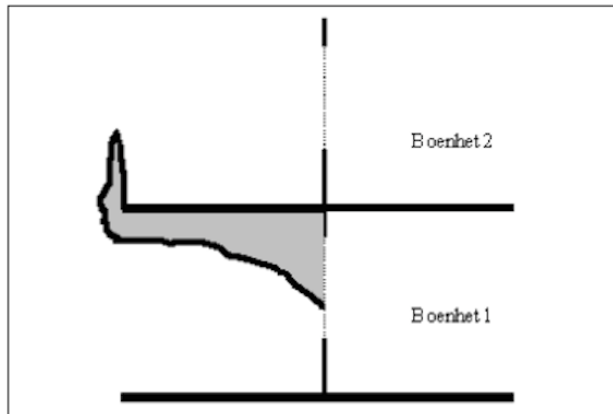


Figur 3.10: Skisse av Oleszkiewicz sin triangulære flamme, samt en illustrasjon av en halvdråpeformet flamme.

### 3.2.3 Flammeskjermer

Flammeskjermer benyttes for å hindre vertikal brannspredning når en brann har gått til overtenning og flammeter «skyter» ut av fasadeåpningene. Flammeskjermen skal lede flammer og brannrøyk utover og bort fra bygningens fasade (se figur 3.11). Dette medfører at størrelsen på flammeter foran overliggende vinduer reduseres, samtidig som de er trukket lengre vekk fra fasaden. Denne kombinasjonen reduserer varmestrålingen betydelig mot etasjene over (Mammoser III & Battaglia 2004). Dette støttes av Oleszkiewicz (1991) som har gjort forsøk der resultatene viser at en 1 m dyp horisontal projeksjon minker varmefluksen på veggen over åpningen med 80% når den plasseres direkte over fasadeåpningen. Oleszkiewicz benyttet to ulike varmeavgivelsesrater: 5,75 MW og 6,9 MW.

Svært ofte benyttes balkonger som flammeskjermer, og blant annet Suzuki, Sekizawa & Yamada (2001) har sett nærmere på hvilken betydning balkongens geometri og utforming vil ha for hvor godt balkongdekket fungerer som flammeskjerm. I det ene eksperimentet benyttet Suzuki et al. en modell i  $\frac{1}{7}$ -skala. Brannrommet var i andre etasje, og den eneste åpningen i rommet var et enkelt vindu. Horisontale balkonger dekket hele bredden til bygningen, mens ulike balkongdybder ble undersøkt med ulike varmeavgivelsesrater. Resultatene fra denne testen viste at hvis balkongdybden økes, øker også brannrommets temperatur, som gjør at rommet forttere blir overtent. I tillegg gav eksperimentet temperaturprofiler som illustrerer hvordan balkonger fører flammene vekk fra bygnings fasaden.



Figur 3.11: Balkongdekke fungerende som flammeskjerm (Lønvik et al. 2003).

Mammoser III & Battaglia (2004) benyttet eksperimentet til Suzuki et al. (2001) som grunnlag for sitt arbeid, og gjennomførte en numerisk simulering med  $\frac{1}{7}$ -skala modellen med CFD. I simuleringene sine benyttet de nedskalerte varmeavgivelsesrater som tilsvarer varmeavgivelsesrater på 6,22MW, 9,33MW og 12,3MW. Mammoser III & Battaglia så i likhet med Suzuki et al. også på balkongdybdens innvirkning, men i tillegg så de på hvordan ulike rekkverk og skillevegger kunne påvirke balkongens effekt som flammeskjerm. Balkonger, terrasser og lignende skal ha rekkverk for å hindre at personer faller ut, og skillevegger er typisk ønsket for å gjøre balkongen mer privat når det er flere balkonger i samme etasje. Mammoser III & Battaglia klassifiserte rekkverk enten som åpent eller tett. De åpne rekkverkene kunne være med tynne metallstenger (figur 3.12(a)), mens de tette gjerne var av betong eller mur (figur 3.12(b)). Skillevegger strekker seg gjerne vertikalt langs kanten av balkongen mellom to boenheter.

Konklusjonen til Mammoser III & Battaglia (2004) var at økt balkongdybde vil lede varme gasser bort fra fasaden og redusere varmestrålingen som videre hemmer vertikal brannspredning. I tillegg viser resultatene deres at en rektangulær balkong, uten skillevegger, med åpent, ikke brennbart rekkverk gir den beste beskyttelsen mot vertikal brannspredning. De varme gassene vil da bli ledet bort fra fasaden, og reduserer temperaturene i etasjene over. En balkong med tett rekkverk og tette skillevegger viste seg å fange varme gasser i etasjene over brannetasjen, og dette økte den vertikale brannspredningen.

Resultatene til Mammoser III & Battaglia (2004) er anerkjente og benyttet mye i nyere forskning. Xue-fei, Jing-yan & Yan-feng (2013), Zhao, yan Zhang & fei Xing (2014) og Zhao (2014) utførte simuleringer med hjelp av FDS med blant annet forskningen til Mammoser III & Battaglia som grunnlag, og deres arbeid vil kort omtales i de neste avsnittene.

Xue-fei et al. (2013) så på effekten av ulike balkongdybder, kjølesoner under balkong, samt høyde og bredde på fasadeåpning. I simuleringene benyttet de en fullskalamodell med to etasjer, og en varmeavgivelsesrate på 6MW. Brannrommet lå i underetasjen og hadde et gulvareal på  $16m^2$ , samt kun en åpning. Xue-fei et al. konkluderte med at fasadeåpning, kjølesone og balkong hadde ulike grader av påvirkning på vertikal brannspredning, men at balkonggeometrien hadde dominerende effekt. De konkluderte også med at når balkongens dybde var 1,2m eller mer, vil ikke det de hadde definert som kritisk temperatur ( $70^{\circ}C$ ) spre seg til den utvendige fasa-

den i etasjen over. Heller ikke om fasadeåpningens bredde var  $2,4m$  eller mer spredte brannen spre seg til etasjen over i deres forsøk.



Figur 3.12: Rekkverktyper (åpent til venstre, og tett til høyre) (Mammoser III & Battaglia 2004).

Zhao et al. (2014) benyttet  $\frac{1}{7}$ -skala modellen til Suzuki et al. (2001) og en varmeavgivelsesrate på  $48kW$  (tilsvarende  $6,22MW$  i fullskala brann). I sine undersøkelser så Zhao et al. på hvilken kombinasjon av balkongbredde og balkongdybde som var mest gunstig og de konkluderte med at de to parametrene hadde ulik grad av betydning, og balkongdybden var den mest betydningsfulle parameteren når balkongbredden var tilstrekkelig. Når balkongdybden er tilstrekkelig, og balkongsbredden økes, synker fasadetemperaturene kun svakt i etasjene over.

Zhao (2014) studerte både ulike balkonggeometrier, fasadeåpningsgeometrier og ulike høyder for kjølesone mellom fasadeåpning og balkong ved ulike vindforhold. I likhet med Xue-fei et al. (2013) benyttet Zhao en fullskalamodell med to etasjer, og en varmeavgivelsesrate på  $6MW$ . Brannrommet lå i underetasjen og hadde et gulvareal på  $16m^2$ , samt kun en åpning. I alle simuleringene kom vinden fra venstre, og to ulike vindhastigheter ( $3m/s$  og  $6m/s$ ) ble undersøkt. Zhao konkluderte med at når sidevinden hadde en hastighet på  $3m/s$  var det mer sannsynlig at brannen ville spre seg diagonalt til rommet over brannrommet i medvindsretning. Bredden på balkongen ville her ha dominerende effekt som barriere mot brannspredning, mens forlenging av balkongdybden økte faren for brannspredning. For sidevind med hastighet på  $6m/s$  var det rommet rett ved siden av brannrommet i medvindsretning som var i størst fare, og det var dybden på balkongen som ville ha den dominerende barriereeffekten for brannspredning.

Med tanke på bruksmessige egenskaper opplyser SINTEF Byggforsk (2009) at økt dybde i mange tilfeller vil gi fordeler, men det kan også føre til ulemper. Blant annet knyttet til dagslys for underliggende etasje, mulig innsyn naboer imellom, og redusert utsikt fra rom innenfor bal-

kongen. Imidlertid vil økt bredde ofte gi de samme bruksmessige fordelene som økt dybde, men gjerne færre ulemper.

### Flammehøyde foran overliggende flammeskjerm/balkong

Ved bruk av flammeskjermer vil flammehøyden bli begrenset, og blant annet Babrauskas (1980) har sett på problematikken forbundet med å beregne den. Babrauskas foreslo at den horisontale forlengelsen ( $h_r$ ) til flammen ville være relatert til den ekstra vertikale lengden ( $h_c$ ) flammen ville fått dersom den ikke ble begrenset av en horisontal konstruksjon (se ligning 3.22). Dette baserte han på antagelsen om at mengden luft inn i den horisontale flammen vil være lik mengden luft som ville blitt blandet inn i en flamme som ikke ble begrenset av en horisontal projeksjon  $h_c$ . Babrauskas (1980) utarbeidet sammenhengen vist i ligning 3.22 og ligning 3.23.

$$h_c = z - L \quad [m] \quad (3.22)$$

Der:

$z$  er flammehøyde, målt fra øvre kant av fasadeåpning (se figur 3.9) [m].

$L$  er avstanden mellom overkant av fasadeåpning og underkant av flammeskjerm.

$$h_r = f \times h_c \quad [m] \quad (3.23)$$

Der:

$f$  er et forholdstall som tar hensyn til at brannplumen ikke er radiell ( $360^\circ$ ).

Forholdstallet  $f$  vil i følge Babrauskas (1980) være avhengig av om brannplumen er begrenset av vegg og/eller hjørne.

Senere forskning har vist at denne metoden overestimerer horisontal forlengelse, særlig med tanke på den intermitterende flammen. Dette gjelder i hovedsak når forbrenningen er mager på drivstoff. For branner som er store sammenlignet med takhøyden vil likevel betydelig flammeforlengelse oppstå (Drysdale 2011).

Lønvik et al. (2003) benyttet sammenhengen til Babrauskas (1980) i sine utregninger av horisontal forlengelse under balkong, og satte da  $f = 3$  for å bestemme  $h_r$ . I følge Babrauskas (1980) er et forholdstall med verdi 3 gjeldende for en full brannplume ( $360^\circ$ ) med mulighet for utbredelse over et kvart tak ( $90^\circ$ ), altså hvis brannen er lokalisert i et hjørne men ikke så nært at flammen har «festet» seg til veggen. Hvis flammen hadde festet seg til hjørnet (slik at brannplumen også ble kvart) anbefaler Babrauskas (1980) et forholdstall på 12. I tilfellet til Lønvik et al. (2003) kunne brannen spre seg  $90^\circ - 180^\circ$  under balkongen.

Når horisontal flammelengde ( $h_r$ ) er mer enn dybden til balkongen vil flammen spre seg videre opp på yttersiden av den horisontale konstruksjonen. I følge Lønvik et al. (2003) kan forholdstallet ( $f$ ) videre benyttes til å beregne flammehøyden foran overliggende balkong ( $z_b$ ), ved å benytte ligning 3.24.

$$z_b = \frac{h_r - D}{f} \quad [m] \quad (3.24)$$

Der:

$D$  er balkongdybden (se figur 4.2)  $[m]$ .

Law & O'Brien (1981) så også nærmere på hvordan flammelengden ville begrenses av horisontale projeksjoner, men da spesielt for eksterne flammer. Law & O'Brien (1981) antok i likhet med Babrauskas (1980) at den totale flammelengden ( $X$ ) ville blitt den samme som om flammen ikke hadde blitt begrenset. Skisse i figur 3.13 viser modellen til Law & O'Brien (1981) for flammedimensjoner når en horisontal projeksjon begrenser flammen.

I den norske standarden for laster på konstruksjoner ved brann (Standard Norge 2008a) er modellen i figur 3.13 benyttet for å beregne flammehøyde i kombinasjon med flammeskjerm/balkong. Der finner man at flammens horisontale projeksjon ( $x$ ) burde forlenges med en lengde lik flammeskjermens dybde (avstand  $a$  til  $b$  i figur 3.13). Flammehøyde ( $z$ ) kan beregnes med ligning 3.19 eller ligning 3.20 avhengig av geometrien til fasadeåpningene.

For  $h < 1,25w$ :

$$z = \max \left( 0; h \left( 2,37 \left( \frac{Q}{A_O \rho_g \sqrt{hg}} \right)^{\frac{2}{3}} - 1 \right) - D(1 + \sqrt{2}) \right) \quad [m] \quad (3.25)$$

For  $h > 1,25w$ :

$$z = \max \left( 0; h \left( 2,37 \left( \frac{Q}{A_O \rho_g \sqrt{hg}} \right)^{\frac{2}{3}} - 1 \right) - D \right) \quad [m] \quad (3.26)$$

Der:

$Q$  er varmeavgivelsesrate  $[MW]$ .

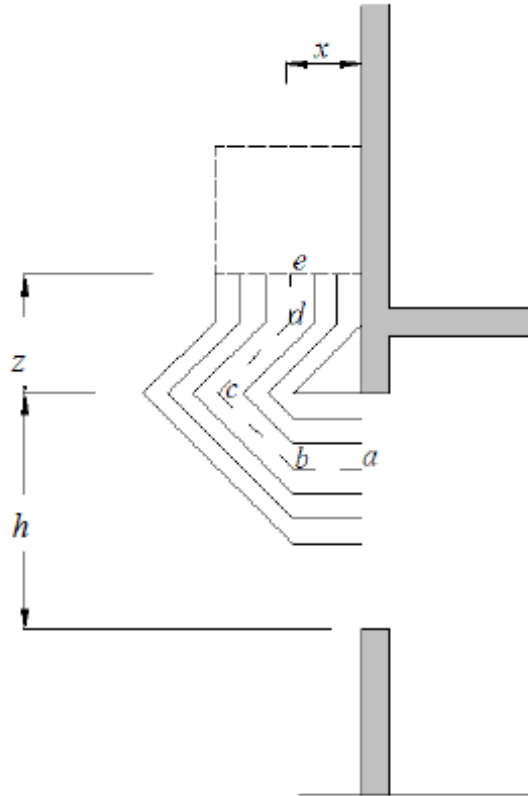
$A_O$  er arealet av åpningen  $[m^2]$ .

$\rho_g$  er innvendig gasstetthet  $[kg/m^3]$ .

$D$  er balkongdybden (lengden mellom  $a$  og  $b$  i figur 3.13)  $[m]$ .

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

$h$  er høyden til fasadeåpningen  $[m]$ .



Figur 3.13: Skisse av modellen til Law & O'Brien (1981) for flammedimensjoner når en horisontal projeksjon begrenser flammen.

### 3.2.4 Vindusbrudd

Vindusbrudd og utvendig brannspredning henger tett sammen. Glassflater er ofte den «svakes-te» delen av en fasade når det kommer til tålegrense for temperaturer, og fastsettelse av *om* og *når* vindusbrudd oppstår vil derfor ha stor betydning (Babrauskas 2011). Mye av litteraturen om temaet omhandler vindusbrudd i brannrom, dette henger sammen med at tilførselen av mer oksygen vil akselerer brannen og derfor være en nøkkelfaktor med tanke på brannutvikling. I denne oppgaven er det situasjonen etter overtenning som er interessant og da vil vindusbrudd i brannrommet allerede ha oppstått i de fleste tilfeller. For at brannen skal spre seg vertikalt til overliggende rom må det likevel også oppstå vindusbrudd i fasadeåpningen der. I dette delkapitlet ses det nærmere på hvilke forhold og kriterier som må være tilstede for at vindusbrudd skal inntreffe.

Vindusbrudd er avhengig av mange faktorer. Blant annet de termiske og mekaniske egenskapene til glasset, brannens størrelse, vinduets størrelse og tykkelse, hvordan vinduet er installert, rammetype og hvordan glasset blir oppvarmet (Babrauskas 2011). I tillegg vil det alltid være svakheter i glasset etter produksjon, mikrosprekker og feil, som kan føre til svekkelse og svikt i form av sprø brudd. Disse defektene i selve glasset kan påvirkes av for eksempel sterk vind og snøvær, og videre føre til store tilfeldigheter for når vindusbrudd inntreffer ved brannekspone-ring (Wang et al. 2014).



Utallige eksperimentelle og numeriske undersøkelser er utført for å studere den termiske bruddoppførselen til glass, og konklusjonen er at forekomsten av brudd er vanskelig å forutsi (Wang et al. 2014). Tidligere arbeid innenfor fagfeltet tyder likevel på at hovedårsaken for et vindusbrudd er temperaturforskjellen mellom de eksponerte og de tildekte områdene av glasset (under rammen). Temperaturforskjellen og den ikke-uniforme ekspansjonen til glass vil føre til at det akkumuleres spenninger i glasset og til slutt vil det oppstå brudd. På grunn av lav termisk konduktivitet i glass, vil termiske spenninger forårsaket av temperaturgradienter i overflaten lett overskride bruddstyrken og skape sprekker. Høye spenninger i glasset er den direkte årsaken til vindusbrudd (Wang et al. 2014).

Wang et al. (2014) foreslår at styrken av et materiale kan forklares ved å benytte «det svakeste ledd» - teorien til Peirce (1926), som går ut på at en lenke bestående av flere uavhengige ledd vil feile som enhet dersom ett av leddene feiler. Styrken til materialet er med andre ord ikke sterkere enn det svakeste leddet. I sine undersøkelser gjorde Wang et al. forsøk på 20 stykk «float glass» (som er den vanligste glasstypen for vinduer) og 21 stykk lav-emissivitetstvinduer. De målte både glasstemperaturen i sentrum av glasset ( $T_s$ ) og temperaturdifferansen mellom det tildekte og eksponerte området av glasset ( $\Delta T$ ) i det tidspunktet den første sprekken i hvert glass oppsto. I tillegg beregnet de den termiske spenningen i glasset ( $\sigma$ ) ved sprekkdannelse. Videre benyttet de resultatene til å beregne kritiske verdier for de to glasstypene når sannsynligheten for å sprekke var 10% og sannsynligheten for å ikke sprekke var 90%. De kritiske verdiene deres er med andre ord konservative, siden det kun er 10% sjans for sprekkdannelse når de inntreffer. Noen av de kritiske verdiene for float glass som Wang et al. (2014) konkluderte med er oppsummert i tabell 3.1.

Tabell 3.1: Kritiske verdiene for float glass (Wang et al. 2014).

Parameter	Float glass
$T_s$ [°C]	152,08
$\Delta T$ [°C]	95,13
$\sigma$ [MPa]	50,97

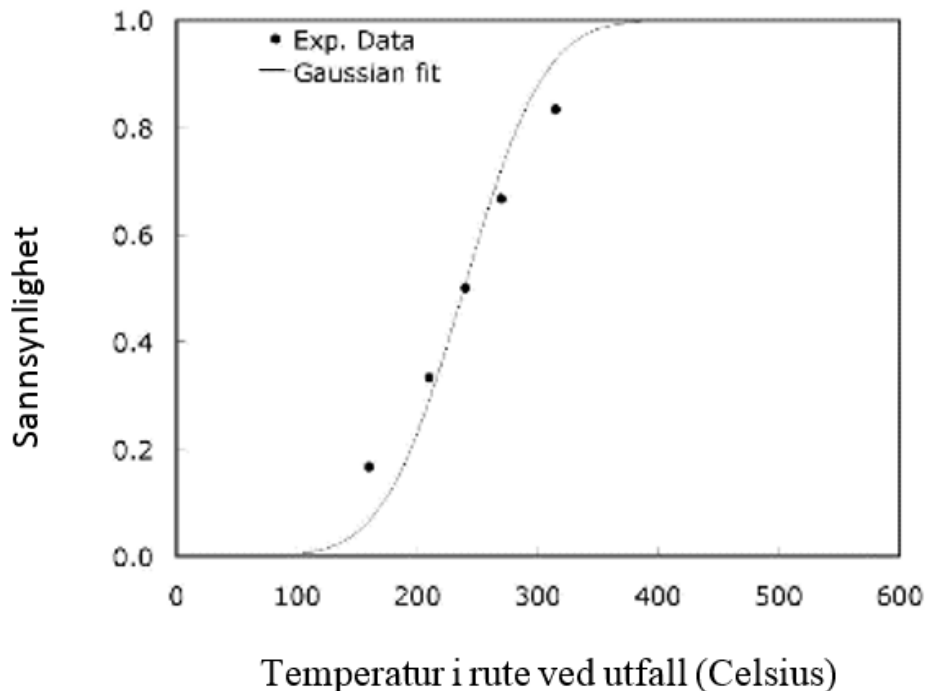
Mammoser III & Battaglia (2004) benyttet 70 °C grader som kritisk temperatur for brannspredning. I følge Feng (2006) var det også denne temperaturen Zhang Qing-wen og Zhang He-ping fant som den laveste temperaturen som førte til oppsprekking i sine studier på 6mm float glass. Xue-fei et al. (2013), Zhao et al. (2014) og Zhao (2014) benyttet også dette som kritisk temperatur i sine studier.

Babrauskas (2011) påpeker at selv om et vanlig float glass vanligvis sprekker når det oppstår en temperatur på 150-200°C i glasset vil det på dette tidspunktet kun være en sprekke i glassmaterialet som ikke vil ha noe effekt på strømmingen inn og ut av et rom. For dersom en brann skal kunne spre seg inn gjennom et vindu må hele eller deler av glasset falle ut.

Shields, Silcock & Flood (2001) utførte tester der de benyttet et rom med tre vinduer med 6mm tykke glass, og i deres forsøk falt glassene ut når den eksponerte overflaten gjennomsnittlig fikk en temperatur på omtrent 415-486°C. Det var stor spredning for de enkeltvis målte bruddtemperaturene, fra 278 til 615°C, men en oppfølgingsundersøkelse utført av Shields, Silcock & Flood (2002) gav at den laveste temperaturen for glassutfall var 447°C. Shields et al. (2001) målte også

varmefluksen som kreves for at glass skal falle ut til å være omtrent  $35\text{ kW/m}^2$ . Imidlertid testet Harada, Enomoto, Uede & Wakamatsu (2000)  $3\text{ mm}$  tykke float glass, med dimensjonene  $0,5\text{ m} \times 0,5\text{ m}$  og fant at en varmefluks på omtrent  $9\text{ kW/m}^2$  førte til at store biter av glasset falt ut i flere tilfeller.

Building Research Institute of Japan (1997) gjorde en rekke tester på  $3\text{ mm}$  tykke glass og benyttet forsøksresultatene til å utarbeide en graf over sannsynligheten for at et glass vil falle ut som en funksjon av temperaturøkning over utgangspunkttemperaturen. Gaussian-tilpasningen, som er brukt til å korrelere resultatene, svarer til en gjennomsnittlig rutetemperatur på  $240^\circ\text{C}$  med et standardavvik på  $50^\circ\text{C}$ . Figur 3.14 viser resultatet.



Figur 3.14: Sannsynligheten for vindusbrudd av  $3\text{ mm}$  enkle glassruter (Building Research Institute of Japan 1997).

I dag er det vanlig med vinduer som har doble eller triple glass, og disse kan forventes å holde mye lengre i en brann enn enkle glass. De spektrale strålings- absorpsjonsegenskapene til vindusglass gjør at for doble glass vil ruten lengst bort fra brannen ikke varmes vesentlig opp selv om ruten nærmest brannen gjør det. Dette fører videre til at den andre ruten sannsynligvis aldri vil falle ut i en kortvarig brann, og i en lengre brann vil den falle ut mye senere enn den første (Babrauskas 2011).

Morris & Loss Prevention Council (1999) utførte tester som involverte  $6\text{ mm}$  tykke, doble glass og de konkluderte med at en temperatur på  $600^\circ\text{C}$  ville føre til at begge rutene i et dobbeltglassvindu ville falle ut. Cohen & Wilson (1994) utførte tester der de så på branneksporing fra utmarksbranner, og deres konklusjon var at for store vinduer ( $0,91\text{ m} \times 1,5\text{ m}$ ) med doble glass ville en varmefluks mellom  $20$  og  $30\text{ kW/m}^2$  kreves for at begge rutene skulle falle ut.

## Beregning av varmestråling

Den totale varmefluksen fra et objekt ( $E$ ) kan beregnes ved å benytte Stefan-Boltzmann-uttrykket som er gitt i ligning 3.27. Emissiviteten ( $\varepsilon$ ) for flammer settes gjerne til 0,3-0,7 for flammer, avhengig av mengden sot og tykkelsen på flammen (Carlsson 1999). Dersom flammen er tykk ( $>1\text{ m}$ ) er det vanlig å anta at emissiviteten  $\varepsilon=1$  (Drysdale 2011).

$$E = \varepsilon \sigma T^4 \quad [W/m^2] \quad (3.27)$$

Der:

$\varepsilon$  er emissiviteten.

$\sigma$  er Stefan-Boltzmann konstanten [ $5,67 \times 10^{-8} W/m^2 K^4$ ].

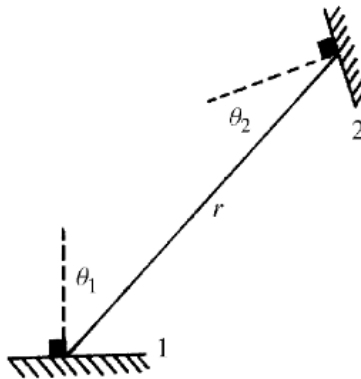
$T$  er temperaturen til objektet [ $K$ ].

For å finne intensiteten av strålingsenergien ( $\dot{q}''$ ) fra en avsender som treffer et punkt  $dA$  på en overflate kan man benytte en passende konfigurasjonsfaktor ( $\phi$ ) i Stefan-Boltzmanns uttrykk. Dette gir uttrykket vist i ligning 3.28.

$$\dot{q}'' = \phi \varepsilon \sigma T^4 \quad [W/m^2] \quad (3.28)$$

Faktoren  $\phi$  tar hensyn til det geometriske forholdet mellom avsender og mottaker, og er andelen av den maksimale strålingen som når målet. Konfigurasjonsfaktoren er en funksjon av den strålende flatens bredde og høyde, samt en funksjon av avstanden mellom den strålende flaten og mottakeren. Den generelle konfigurasjonsfaktoren er gitt i ligning 3.29 (Drysdale 2011), og figur 3.15 illustrerer faktorene i uttrykket. «Flate 1» er avsenderflaten og har et areal  $A_1$ .

$$\phi = \int_0^{A_1} \frac{\cos\theta_1 \cos\theta_2}{\pi r^2} dA_1 \quad (3.29)$$

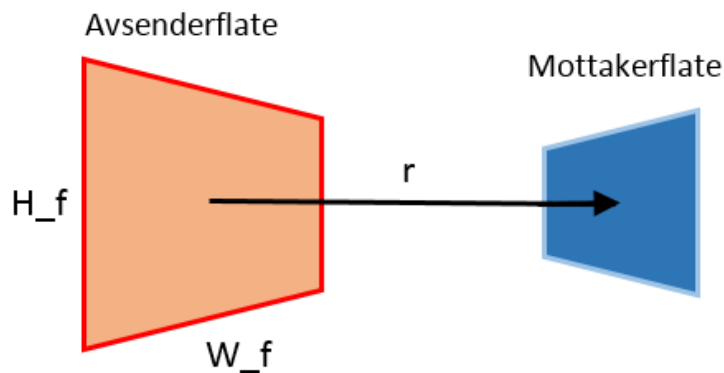


Figur 3.15: Illustrasjon av geometrisk forhold mellom avsenderflate (1) og mottakerflate (2) Drysdale (2011).

For den bestemte situasjonene med to parallelle flater som er vist i figur 3.16 kan  $\phi$ , for et punkt på mottakerflaten i en avstand  $r$  fra sentrum av den rektangulære avsenderflaten, beregnes ved hjelp av uttrykket i ligning 3.30 (Buchanan 2001).

$$\phi = \frac{1}{90} \left[ \frac{x_f}{\sqrt{1+x_f^2}} \tan^{-1} \left( \frac{y_f}{\sqrt{1+x_f^2}} \right) + \frac{y_f}{\sqrt{1+y_f^2}} \tan^{-1} \left( \frac{x_f}{\sqrt{1+y_f^2}} \right) \right] \quad (3.30)$$

Der  $x_f = H_f/2r$  og  $y_f = W_f/2r$ ,  $H_f$  og  $W_f$  er henholdsvis høyden og bredden til den rektangulære strålingskilden.  $r$  er avstanden mellom flatene, og  $\tan^{-1}$  er i gradermodus. Figur 3.16 illustrerer faktorene som er benyttet i uttrykket.



Figur 3.16: Illustrasjon av bestemt situasjon med parallell avsenderflate og mottakerflate, reproduisert fra Buchanan (2001).

Med tanke på eksterne flammer i kombinasjon med flammeskjerm og deres varmestråling mot overliggende fasade benyttes gjerne metodene ovenfor som en forenkling. Det antas da at flammen vil ha samme egenskaper som en rektangulær flate som avgir varmestråling. Blant annet Lønvik et al. (2003) benyttet denne metoden når de så på varmestråling mot vindu i etasjen over brannrom.

Det er utarbeidet konfigurasjonsfaktorer for mange andre situasjoner også, og flere av dem er gitt i *An Introduction to Fire Dynamics* av Drysdale (2011). Det er valgt å ikke omtale flere, da det ikke anses som nødvendig for denne oppgaven.

### 3.3 Vind og brann

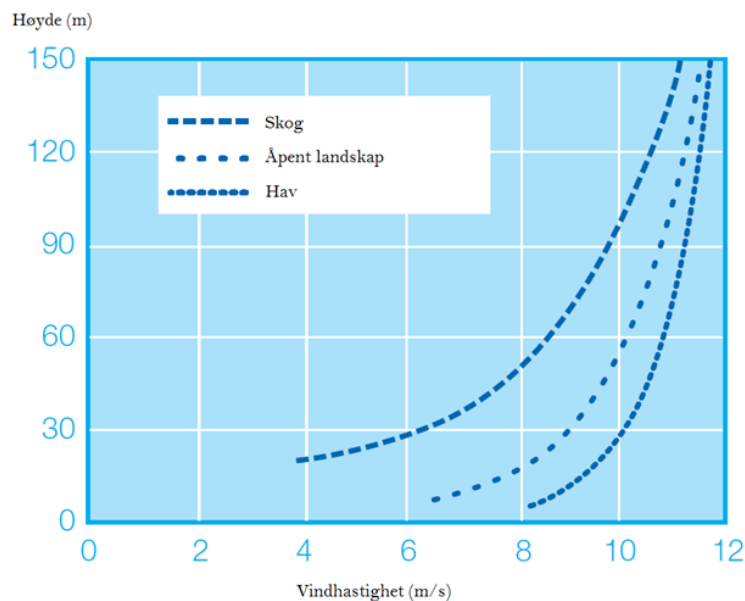
I de neste avsnittene ses det først nærmere på vind som fenomen, og deretter på hvordan vind kan påvirke brannspredning.

#### 3.3.1 Vind

Vind er luft i bevegelse, og er karakterisert av vindhastighet og vindretning (NORWEA 2014). Luftbevegelsene kan sies å oppstå av horisontale temperaturforskjeller, men mer direkte skyldes

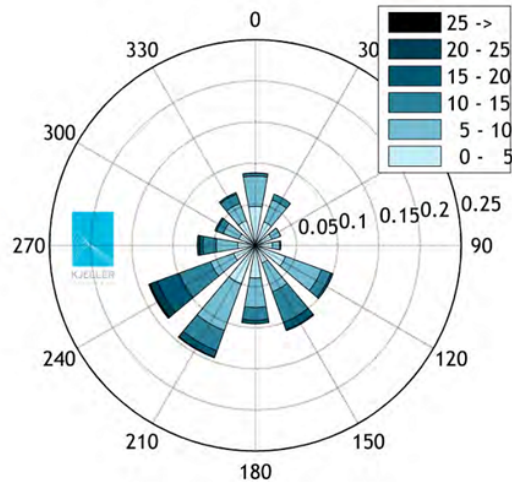
de forskjeller i lufttrykk. Forskjeller i lufttrykket gir en trykkgradient som vinden prøver å jevne ut ved å blåse rett fra høytrykk til lavtrykk. Vindens forsøk på å jevne ut trykkgradienten blir vanskeliggjort ved at jordens rotasjon avbøyer lufta mot høyre på den nordlige halvkule og mot venstre på den sørlige halvkule (Dannevig & Harstveit 2015).

Vindhastigheten vil øke med høyden over bakken, men er også avhengig av terreng og topografi. Typisk vindøkning over skog, åpent landskap og hav kan ses i figur 3.17. Fenomenet med ulik vindstyrke i høyden er også kjent som vindskjær. Et annet viktig aspekt ved vind er turbulens. Turbulens kan defineres som forandringer i vinden som skjer over korte tidsrom, og skyldes ofte ujevnheter i vindes strømminger på grunn av landskap og andre omgivelser (NORWEA 2014).



Figur 3.17: Vindøkning over skog, åpent landskap og hav (NORWEA 2014).

Retningen til vinden vil si den retningen vinden kommer fra. En vindrose kan benyttes til å gi et oversiktlig bilde av vindfordelingen, for en lengre eller kortere periode, med tanke på både retning og styrkeintervaller. Et eksempel på en vindrose er vist i figur 3.18, og  $0^\circ$  tilsvarer nord,  $90^\circ$  tilsvarer øst,  $180^\circ$  syd og  $270^\circ$  vest. Fra vindrosen kan man lese at søravinden utgjør i underkant av 10% av all vinden i den framstilte perioden, og at ca 3-4 prosentpoeng av denne vinden har en vindhastighet i intervallet 0-5 m/s.



Figur 3.18: Eksempel på vindrose (NORWEA 2014).

I følge MRC (2015) kan vindprofiler i ukomplisert terreng opp til en høyde på 200 meter over havet relativt godt estimeres som vist i ligning 3.31. For den atomsfæriske vindprofilen vil profilleksponenten  $p$  være med å bestemme størrelsen på den vertikale gradienten i vindhastigheten.  $p = 0.1$  tilsvarer en solrik ettermiddag, mens  $p = 0,6$  tilsvarer en skyfri natt (MRC 2015).

$$U = U_0 \left( \frac{Z}{Z_0} \right)^p \quad (3.31)$$

Der:

- $U$  er vindhastighet [ $m/s$ ].
- $U_0$  er en målt vindhastighet [ $m/s$ ].
- $Z$  er høyde over bakken [ $m$ ].
- $Z_0$  er høyden vindhastigheten  $U_0$  er målt i [ $m$ ].
- $p$  er en atmosfærisk profileksponent.

Vindlasten på en bygning forekommer både som trykk og sug, og trykkforskjellene vil avhenge av vindtrykk, vindprofiler, bygningsutforming og tetthet i fasaden. Det vil skapes et overtrykk på losiden og et undertrykk på lesiden av bygget.

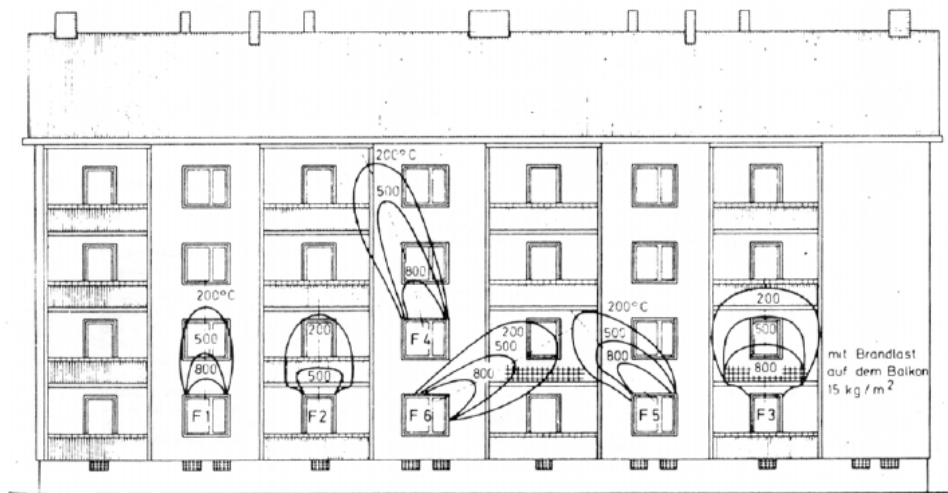
### 3.3.2 Flammespredning og vind

Dersom en flamme brenner i det fri vil en hver luftbevegelse bøye flammen, og graden av avbøyning vil avhenge av vindhastigheten og brannens varmeavgivelsesrate (Drysdale 2011). En mye brukt regel er at flammen vil bøyes  $45^\circ$  fra sin vertikale akse dersom vinden har en hastighet på  $2m/s$ . For branner nært bakken har flammen en tendens til å berøre bakken medvinds i en avstand på omtrent  $0,5D$ , der  $D$  er flammens diameter (Mannan 2005). Avbøyning av flammen vil kunne øke brannekspansjonen av objekter medvinds betraktelig, enten som følge av direkte kontakt med flammene eller ved at varmestrålingen de utsettes for øker (Beyler 2008). Objektene medvinds for flammen vil bli forvarmet og bidra til å øke flammespredningsraten.

Catchpole, Catchpole, Butler, Rothermel, Morris & Latham (1998) fant ut i sine undersøkelser at det omtrent er en lineær sammenheng mellom vindstyrke og flammespredningsrate. Når graden av turbulens i luftstrømmen økes vil imidlertid virkningen av vindhastigheten ofte reduseres. Dette henger sammen med at økt turbulens gir økt forbrenningsrate i flammen som følge av en mer effektiv miksing av luft inn i brannplumen. Dette vil videre redusere lengden av flammen når den avbøyes av vinden og dermed redusere lengden på «forvarmingssonen» (Zhou & Fernandez-Pello 1990).

I følge Pagni & Peterson (1973) vil det ved lave vindhastigheter være strålingsvarmen fra de overhengende flammene som har dominerende effekt på flammespredningsraten, men konveksjon tar over når vindhastigheten øker. I forsøkene Pagni & Peterson utførte bidro strålingen fra flammene med kun 20% av den nødvendige varmefluksen for å oppnå videre flammespredning ved de høyeste vindhastighetene. Pitts (1991) hevdet at flammespredningsraten sett i forhold til vind er svært interessant, siden forskjellen mellom tilfellene med vind og tilfellene uten vind er store.

Hvilken innvirkning vind har på ekstern flammespredning er et lite omhandlet tema, og i de tilfellene det er vurdert er det særlig sidevind som er tatt i betraktning. I tillegg til Zhao (2014) sine studier som er nevnt tidligere i oppgaven i forbindelse med flammeskjermer, kan også Bechtold (1978) forskning nevnes. Bechtold undersøkte hvilken rolle fasaden ville spille ved brannspredning, og han benyttet isoterme kurver for å illustrere hvordan vinden ville bøye av eksterne flammer fra vinduer og påvirke brannspredning. Dette er illustrert i figur 3.19.



Figur 3.19: Ulike flammeavbøyninger som følge av vind, illustrert med isoterme kurver (i F1-F3 er det ingen vind) (Bechtold 1978).





## 4. Analyse

Dette kapitlet består av en kvalitativ analyse der scenarioene og rammene rundt simuleringene fastsettes, og en kvantitativ analyse der ulike simuleringsparametre og -modeller vurderes for å oppnå et mest mulig realistisk brannscenario med en akseptabel prosesseringstid.

### 4.1 Kvalitativ analyse

#### 4.1.1 Valg av casebygg

I Norge er det som følge av befolkningsveksten en økt etterspørsel etter boliger. De politiske ønskene om fortetting og effektiv arealutnyttelse i byer og tettsteder gjør at det gjerne bygges ut blokker og andre leilighetskomplekser. I slike typer bygninger benyttes ofte balkonger som flammeskjerm for å kunne ha større glassflater i fasaden, og samtidig slippe å ha store kjølesoner. Konsekvensene av utilstrekkelige flammeskjerm blir fort mer alvorlige når flere boenheter kan berøres, noe som ofte vil være tilfelle for slike typer boligbygg. Det er i denne oppgaven valgt å se på et utsnitt av et tenkt leilighetsbygg i Trondheim for å vurdere om balkonger er formålstjenlig for å hindre vertikal brannspredning i kombinasjon med vind.

#### 4.1.2 Valg av brannscenario

Det er valgt et brannscenario hvor det begynner å brenne i midten av ei lita leilighet, eventuelt et avgrenset rom i ei leilighet. Scenarioet som skal studeres er brannspredning fra et vindu til vindu i etasjen over med flammeskjerm og ulike vindhastigheter. Flammeskjerm må minimum holde i 30 minutter (RKL 4, BKL1), se delkapittel 1.2. Det antas at tiden begynner å løpe så snart skjermen blir eksponert for brannen, med andre ord etter overtenning. Det er derfor valgt å ikke inkludere hele brannutviklingen i simuleringene, men å starte simuleringene ved overtenning. I simuleringsmodellen er dette utført ved å sette tiden fra simuleringen starter til brannen skal ha den brukerbestemte varmeavgivelsesraten til 1 sekund.

#### 4.1.3 Valg av kriterier for vindusbrudd

Det er gjort en mengde forskning og eksperimenter for å fastsette når vindusbrudd vil inntreffe, men temaet er komplekst og er avhengig av en rekke parametre som vil være ulike for hver enkel situasjon. Det er likevel nødvendig å sette noen faste kriterier og i denne oppgaven er det valgt å benytte flere, som vist i listen nedenfor.

Kriterie for temperaturdifferanse på overflate er vanligvis benyttet når deler av vinduet er tildekket av karm slik at det ikke blir eksponert, og det er derfor ikke inkludert i denne oppgaven. I funnet litteratur er kritiske temperaturer i noen tilfeller oppgitt for omkringliggende temperaturer, men i denne oppgaven er de kritiske temperaturene referert til temperaturen i selve glasset.

For doble og triple glass antas det som en forenkling at det vil oppstå utfall etter henholdsvis dobbel og trippel så lang tid som det tar før et enkelt glass faller ut. Denne forenklingen er gjort med bakgrunn i at for doble glass vil ruten lengst bort fra brannen ikke varmes vesentlig opp selv om den ytre ruten varmes opp (Babrauskas 2011).

Med bakgrunn i funnet litteratur (se delkapitel 3.2.4) og egne vurderinger er kriteriene for vindusbrudd som følger:

- Enkelt glass:
  - Oppsprekningstemperatur: 150 °C
  - Utfallstemperatur: 300 °C
  - Varmefluks for utfall:  $10\text{ kW/m}^2$

#### 4.1.4 Valg av vindscenario

Vindscenarioene som ses på i analysen involverer vindtrykk normalt på fasaden, og vindhastighetene som benyttes i modellen er hentet fra Voll værstasjon i Trondheim. Det er valgt å kun se på normalt vindtrykk fra sørvest. Grunnen til dette er at det er den vindretningen som er ansett til å ville påvirke vertikal brannspredning mest i modellen, da sørvest er vindretningen det blåser mest fra i Trondheim. Dersom modellen hadde bestått av flere leiligheter horisontalt hadde sidevind vært mer aktuelt.

#### 4.1.5 Valg av simuleringslengde

Simuleringene må vare lenge nok til å sjekke om glasset i 2. etasje knuses og om brannen sprer seg som følge av varmestråling fra de eksterne flammene. Oppstartssimuleringer har vist at flammeplumen vil «stabilisere seg» etter omtrent 35s foran overliggende flammeskjerm når det ikke er vind i modellen. Det antas at brannplumen ikke vil utvikle eller forandre seg i betydelig skala når den har «stabilisert seg», og med bakgrunn i dette og på grunn av begrenset prosessorkraft er den totale simuleringslengden satt til 100s. Brannen er antatt som «stabilisert» når den intermitterende delen av flammen er tilnærmet konstant foran overliggende flammeskjerm. Ved å ikke velge en lengre simuleringstid kan også flere simuleringer kjøres.

#### 4.1.6 Forutsetninger og forenklinger

Det er gjort en del antagelser og forenklinger ved gjennomføring av analysen. Analyseprogrammet setter noen begrensninger for arbeidet, mens de andre forenklingene er gjort med hensyn til bruk av datakraft eller at de anses til å være av liten betydning for resultat og analyse. En del av forutsetningene og forenklingene er beskrevet og forklart kort i de følgende avsnittene.

##### Lokalisering av casebygg

Casebygget i analysen er lokalisert på et flatt område og er ikke påvirket av terreng, nabobygg eller andre omgivelser. Denne forenklingen er grov siden nabobebyggelse og omkringliggende landskap kan ha stor innvirkning på blant annet turbulens og vindtrykk rundt casebygget.

Analysen er likevel gjennomført under disse forutsetningene da det å inkludere påvirkning fra omgivelsene er ansett til å være for krevende og tidskonsumerende i forhold til oppgavens omfang.

### **Utforming og innredning**

I analysen er det valgt å kun benytte et forenklet utsnitt av et tenkt bygg. Utsnittet er tenkt å skulle kunne være fra et hvilket som helst bygg der to leiligheter ligger ovenfor hverandre i 1. og 2. etasje. Effekten av å ikke inkludere resten av bygget med tanke på både vind, turbulens og brannutvikling er ikke vurdert i oppgaven. De to leilighetene har ingen romoppdeling innad, og heller ikke inventar eller annen innredning. Bygningsutsnittet er også enkelt utformet uten avanserte geometridetaljer. Disse forenklingene er gjort da de er vurdert til å ikke være nødvendig for formålet med oppgaven. I tillegg vil skrå vinkler og buer, på grunn av begrensningen i cellestørrelsen, uansett bli omgjort til firkantede geometrier når de tilpasses gridet i FDS.

### **Brannspredning**

For utvendig brannspredning antas det at brannen vil spre seg uten innvirkning fra brennbare bygningsdeler, og fasaden er derfor av ikke-brennbare materialer. Siden fokuset ligger på nett-opp utvendig brannspredning er det antatt at innvendig brannspredning forhindres av en vel-fungerende branncelleinnndeling. Det antas også at brannen får spre seg fritt både innvendig og utvendig uten slukningsforsøk fra mennesker eller andre brannslukningssystemer.

### **Brannrom og brannutvikling**

For å forenkle forholdene i brannrommet antas det at fasadeåpningen er åpen/uten glass. Dette er vurdert til å være en grei forenkling siden det ses på en fullt utviklet brann etter overtenning. Det er ikke lagt vekt på brannveksten i simuleringene siden det er hendelsene etter overtenning, og når de eksterne flammene har «stabilisert seg» som er interessante.

### **Ventilasjonsforhold**

Den eneste tilførselen av luft/måten å føre ut varme gasser på er gjennom fasadeåpninger. I virkeligheten vil en brann skape et overtrykk i rommet, og brannrøyken vil spres gjennom åpninger i konstruksjonen. Et mekanisk ventilasjonssystem i bygningen ville også påvirket brannen, men det er vurdert at det i hovedsak vil påvirke innvendig brannspredning før overtenning og er derfor sett bort fra i denne oppgaven.

### **CO- og sotproduksjon**

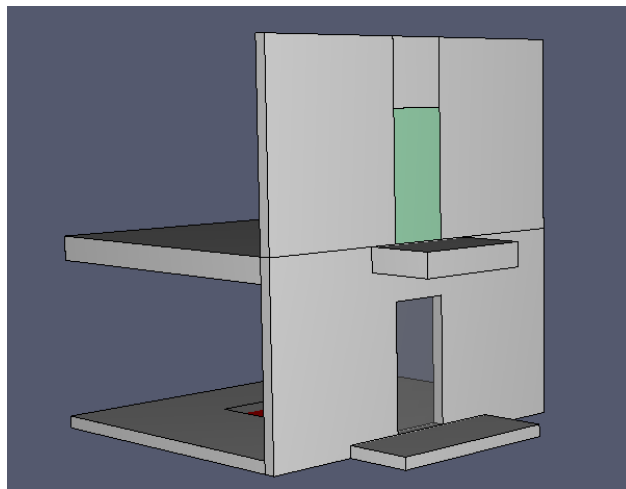
Det er valgt å benytte defaultverdiene for CO- og sotproduksjon i simuleringsmodellen da disse verdiene er ansett til å ha liten betydning for resultat og analyse. I simuleringsmodellen er polyuretan brensel, og defaultverdiene for sotfraksjon og CO-produksjon er henholdsvis 0,198 og 0,042.

## Vindpåvirkning

Det er forutsatt i simuleringene at vindtrykket har en atmosfærisk vindprofil. Dette er en nyttig tilnærming for å få en gjennomsnittlig vindhastighetsprofil, men faktiske vindprofiler vil avvike fra denne forenklingen (MRC 2015). Det er i tillegg forutsatt at vinden kun virker normalt på fasaden med flammeskjerm.

### 4.1.7 Beskrivelse av modell

I oppgaven er det et fiktivt leilighetsbygg i Trondheim som er casen, og i simuleringene ser man på et utsnitt av dette leilighetsbygget med to identiske leiligheter som ligger ovenfor hverandre. Noen geometriske parametre i modellen varieres i simuleringene og er omtalt senere. En illustrasjon av simuleringsmodellen er vist i figur 4.1.



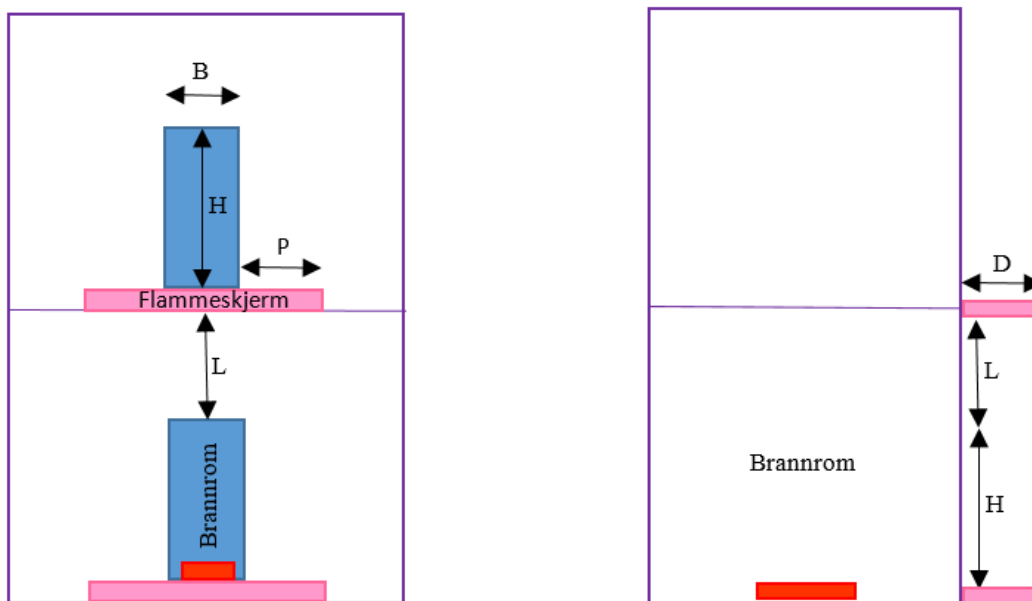
Figur 4.1: Simuleringsmodell.

Modellen er enkel og består i hovedsak av et gulv, en brenner, en etasjeskiller, en flammeskjerm (balkong), en yttervegg med en fasadeåpning i 1.etasje og en fasadeåpning med glass i 2.etasje. Utenom yttervegg med flammeskjerm vil veggene defineres av randbetingelser i meshene. Mesh samt overflate- og randbetingelser i modellen omtales nærmere senere i oppgaven.

Brannrommet har et gulvareal på  $6m \times 5m = 30m^2$ , som skal tilsvare en liten leilighet eller et avgrenset rom i en større leilighet. Høyden i brannrommet er  $2,6m$  som er en vanlig romhøyde, og kravet på minimum  $2,4m$  i VTEK er også imøtekommet.

I modellen har brenneren dimensjoner på  $0,2m \times 2,0m \times 1m (h \times l \times b)$ , og den er plassert omtrent i midten av brannrommet. Hvis en brenner er plassert for tett på vegger og hjørner vil det medføre mindre luftinntrenging i plumen, som fører til en høyere røykgasstemperatur i plumen og dermed også en høyere middelflammehøyde (Jakobsen et al. 2009). Valg av plassering av brenner er gjort med utgangspunkt i dette, samt at hele brenneren skal være innenfor ett mesh og ikke for nært meshgrensene.

I simuleringene vil det bli sett på ulike utforminger av flammeskjermer. Figur 4.2 viser skisser av modellen og ulike dimensjoner i modellen.  $P$  er lengden fra fasadeåpning til ytterkant av flammeskjerm langs vegg, og  $D$  er dybden på flammeskjermen.



(a) Skisse av modell sett fra utsiden mot yttervegg.

(b) Skisse av modell sett fra siden.

Figur 4.2: Skisse av modell og ulike dimensjoner i modellen.

Fasadeåpningene i 1. og 2. etasje skal ha like dimensjoner, og siden flammeskjermen i simuleringene er tenkt som balkong er det valgt å se på en enkel glassdør. Vanlige dimensjoner på enkle dører er  $2,1\text{ m} \times 1\text{ m}$  ( $H \times B$ ) (Edwardsen & Ramstad 2007), og det er valgt å benytte disse dimensjonene i simuleringsmodellen. Lengden  $L$  vil være 0,5 i alle simuleringer. I simuleringene er det gjort en forenkling og hele dørarealet er åpent i 1.etasje (siden vi ser på brannen etter overtenning), og i glass i 2.etasje (rammer og lignende er ikke inkludert).

Kravet som TEK10 setter til en flammeskjerm er at den minst skal ha en dybde ( $D$ ) på  $1,2\text{ m}$ , men det presiseres ikke hva avstanden ( $P$ ) fra fasadeåpning til ytterkant av flammeskjerm langs vegg burde være. Det er derfor i denne oppgaven valgt å se på  $P = 0\text{ m}$  og  $P = 0,5\text{ m}$ . Det er usannsynlig at en balkong kun har en bredde lik bredden på fasadeåpningen, men siden kravet i TEK10 ikke spesifiserer noen lengde for  $P$  er det interessant å se nærmere på. Den totale bredden av flammeskjermen vil for  $P = 0,5\text{ m}$  bli  $2\text{ m}$  som er SINTEF Byggforsk (2013) sin minimum anbefaling med tanke på brukervennlighet av balkong. Det er valgt å ikke se på flere verdier av  $P$  for å spare prosesseringstid. SINTEF Byggforsk anbefaler også at balkonger har en dybde på minst  $1,5\text{ m}$ , og det er valgt å benytte denne verdien, samt TEK10 kravet og en dybde på  $1\text{ m}$  i simuleringene for å ha et bedre sammenligningsgrunnlag.

Oppsummert er de ulike geometriske parametrene som skal varieres i modellen som følger:

- Flammeskjerm med dybde ( $D$ ) på  $1\text{ m}$ ,  $1,2\text{ m}$  eller  $1,5\text{ m}$ .
- Flammeskjerm med total bredde ( $B_{tot}$ ) på  $1\text{ m}$  eller  $2\text{ m}$  ( $2P + B$ ).

## 4.2 Kvantitativ analyse

### 4.2.1 Bruk og validering av FDS

I en del analyseoppgaver vil håndberegninger (basert på empiriske korrelasjoner) og sonemodeller (dataprogrammer bestående av algoritmer som beregner masse- og energibalanser) ikke strekke til. Feltmodeller, for eksempel FDS, som deler opp brannområdet i et tusentalls celler og beregner temperaturen og andre variabler for hver celle kan da være et godt alternativ (Nystedt & Frantzich 2011).

I følge Beard (2005) sin artikkel *Requirements for acceptable model use* har teoretiske modeller, særlig databaserte, et stort potensiale til å bidra vesentlig når brannsikkerhets avgjørelser skal tas. Imidlertid påpeker Beard også at slike modeller kan medføre uheldige og til tider uakseptable avgjørelser. Dette henger sammen med at det i arbeidet med slike modeller alltid må gjøres brukerbestemte forenklinger og antakelser, og for å ta riktige valg kreves det mye kunnskap både generelt om brann og dens utvikling, men også om programvaren. Uavhengige vurderinger, samt konsekvens-, sensitivitets- og usikkerhetsanalyser bør derfor benyttes aktivt i arbeidet når feltmodeller som FDS benyttes (Astad 2014).

Virkelige branner er veldig komplekse, og FDS-modeller vil alltid kun være etterligninger. På grunn av den store mengden parametre som vil kunne ha innvirkning på et hvert brannsimuleringsresultat, vil parameterusikkerheten være en av de største usikkerhetene. I tillegg vil det også være flere andre typer usikkerhet som kan medføre unøyaktige resultater. Boehmer, Floyd & Gottuk (2009) hevder at brukerbestemte forenklinger i modellen kan påvirke resultatene i stor grad, uten at det nødvendigvis er åpenbart. Oppgaven med å frambringe resultater som er nøyaktige og troverdige vil derfor være veldig utfordrende, og det er viktig å ikke ta for gitt at resultater fra brannsimuleringsverktøy som FDS er korrekte (Astad 2014).

#### Validering av FDS

Validering av FDS skjer ved at man vurderer om modellene og simuleringene stemmer overens med det som ville skjedd i virkeligheten. Dette er en viktig oppgave slik at det er akseptable nivå av usikkerhet knyttet til simuleringene. Erfaringer og input fra studier som innebærer validering av FDS er et nyttig verktøy, og strategien i disse studiene er å sammenligne resultater fra simuleringer med eksperimentelle resultater.

FDS er en velbrukt modell siden den er lett tilgjengelig på nett, og det er av den grunn også utført mye valideringsarbeid av programvaren. NIST (National Institute of Standards and Technology) er en av forskningsinstitusjonene som har validert FDS, og valideringsresultatene er publisert på nett som *Technical Reference Guide* (McGrattan, Hostikka, Floyd, Baum & Rehm 2007). I følge Nystedt & Frantzich (2011) har FDS også gjennomgått en grundig validering i forbindelse med atomkraftverk som er dokumentert i NUREG-1824 (2007). I NUREG-1824 er simuleringene sammenlignet med data fra eksperiment og gradert enten som grønn eller gul, der grønn betyr at de fysiske modellene i FDS har en god korrelasjon til eksperiment resultatene og gul betyr at brukeren må være forsiktig og se over antagelser og være oppmerksom på modellens gyldighetsområder. Nystedt & Frantzich (2011) hevder også at FDS er det simuleringsverktøyet som er best egnet for ventilasjonskontrollerte branner.

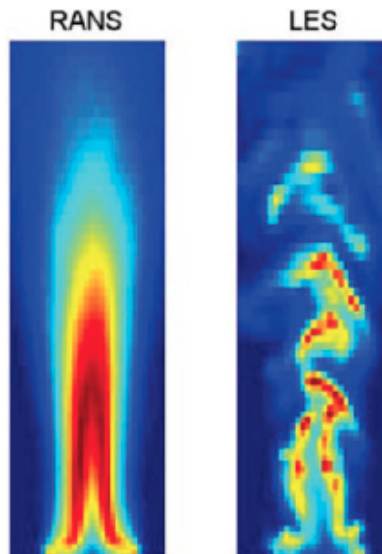
Med bakgrunn i tidligere valideringsarbeid er programvaren ansett til å være tilstrekkelig validert for å gi nyttig data i forbindelse med oppgaven.

## 4.2.2 FDS - teori knyttet opp mot modell

### Turbulensmodell

I de aller fleste tilfeller er det de turbulente strømmingene som er av størst interesse for praktiske anvendelser i forbindelse med brann. Et grunnleggende krav i alle CFD- modeller er derfor en nøyaktig metode for å modellere spredning av turbulent strømming, også i størrelsesordener som er mindre enn gridstørrelsen (Boehmer et al. 2009). Generelt er det tre metoder som benyttes i CFD; Direct Numerical Simulation (DNS), Reynolds - Average Navier Stokes (RANS) og Large Eddy Simulation (LES).

DNS er en direkte numerisk løsning av de hydrodynamiske Navier-Stokes-ligningene som funksjon av rom og tid. Denne metoden krever at gridcellene er i størrelsesorden en millimeter eller mindre (McGrattan, Hostikka, McDermott, Floyd, Weinschenk & Overholt 2013), samt at det benyttes små tidsintervall i simuleringen. Denne metoden setter et høyt krav til prosesseringskraft og benyttes derfor i liten grad til praktiske brannberegninger (McGrattan 2007).



Figur 4.3: Sammenligning av turbulensmodellene RANS og LES (Nystedt & Frantzich 2011).

I RANS-modellen blir Navier-Stokes-ligningene løst ved å utføre gjennomsnittsberegninger over tid og rom. Strømmingene deles opp i en middelværdi og en flukterende verdi ut fra middelværdien i den turbulente strømmingen (Jakobsen et al. 2009). Forskjellene mellom resultatene i RANS-modellen og LES- modellen er illustrert i figur 4.3 der temperaturen i plumen over en pool-brann er beregnet. Fra figur 4.3 ser man at resultatet fra RANS, i motsetning til LES, nesten ser ut som en laminær flamme uten virvler og svingninger. Virvlene har stor betydning for luftinnblanding i brannplumen, og RANS fanger ikke dette opp på samme direkte måte som LES. Av denne grunn anses LES til å være en mer velegnet modell for strømminger som oppstår i brann (Nystedt & Frantzich 2011).

I LES-modellen benyttes de grunnleggende ligningene til å direkte beregne strukturen i strømningene som er større enn gridcellene. For å beskrive turbulens for virvler som er mindre enn gridet benyttes ofte relativt enkle empiriske modeller. Jakobsen et al. (2009) påpeker at for å benytte LES-modeller riktig må celleoppdelingen i meshet være ekstremt fint.

Turbulensmodellen i FDS bygger på LES-modellen, og anvender en Smagorinsky-modell for å beregne påvirkningen fra turbulens som er mindre enn beregningscellene (Jakobsen et al. 2009). Hvis gridstørrelsen er en millimeter eller mindre vil simuleringen bli utført med DNS-metoden (McGrattan 2007). Når Smagorinsky-modellen benyttes i LES skal det være en konstant ( $C_S$ ), som gir uttrykk for diffusiviteten i den turbulente strømmingen.

### ***Simuleringsmodellen***

Defaultløsningene i FDS er beholdt, og LES-modellen er benyttet i simuleringene med en Smagorinskykonstant som er satt til 0,02. I følge Jakobsen et al. (2009) ble gjennomsnittsverdien for Smagorinskykonstanten (0,02) bestemt gjennom å sammenligne forsøk.

### **Forbrenningsmodell**

I PyroSim er det to ulike måter å definere brannutvikling på. Den ene måten kalles HRRPUA (heat release rate per unit area [ $kW/m^2$ ]) som definerer brannutviklingen ved hjelp av varmeavgivelsesrate per arealenhet. Den andre måten kalles «Heat of reaction» hvor en virkelig brann etterlignes ved å definere forbrenningsvarmen til de ulike produktene i forbrenningen (Thunderhead Engineering 2014).

HRRPUA er den enkleste metoden; det defineres en brenner med et ønsket areal og overflaten på brenneren blir gitt ønsket varmeavgivelsesrate. Standardoppsettet i PyroSim er at polyuretan brennes i brenneren, og produktene i brannen blir dermed de samme som for polyuretan. Det er mulig å justere forbrenningsreaksjonen slik at den blir bedre tilpasset scenarioet som simuleres. Blant annet kan produksjon av  $CO$ , sot og  $H_2$  defineres, og andre produkter som  $N_2$  kan også legges inn. «Heat of reaction» er mer avansert og det er nødvendig med inngående kunnskap om materialsammensetninger, materialeegenskaper, plassering og geometri i brannscenarioet.

FDS har to ulike modeller for å ta hensyn til utviklingen av branngasser gjennom forbrenningsprosessen; «Mixture Fraction Combustion Model» og «Finite-rate reaction model». «Mixture Fraction Combustion Model» sporer produktene involvert i forbrenningen gjennom hele prosessen og oksygenforbruket blir behandlet på en naturlig måte (Floyd, McGrattan, Hostikka & Baum 2003). I «Finite-rate reaction model» vil hver individuelle gasstype som er involvert i forbrenningsprosessen defineres og spores individuelt. «Finite-rate reaction model» er best egnet dersom oppløsningen er veldig høy, og det er anbefalt å kun benytte den når DNS benyttes som turbulensmodell (Thunderhead Engineering 2014).

### ***Simuleringsmodellen***

HRRPUA benyttes i simuleringsmodellen da den er mindre tidkrevende og ikke krever en like høy grad av nøyaktighet med tanke på utforming av modell som «Heat of reaction». I følge Thunderhead Engineering (2014) vil «Mixture Fraction Combustion Model» benyttes uavhengig av hvilken metode som velges for brannutvikling, da dette er den eneste modellen for brannutvikling som PyroSim støtter.



## Varmeavgivelsesrate

Varmeavgivelsesraten er den viktigste parameteren for et hvert brannekspesiment (McGrattan 2007). Det ligger en stor utfordring i å fastsette den for å få en mest mulig reell brannsimulering. Varmeravgivelsesrate kan enten spesifiseres på forhånd, eller FDS kan kalkulere den. Usikkerheten i modellen er større dersom FDS selv beregner brannspredningen. Dette henger sammen med at material- og brenselsegenskaper ofte er ukjente og vanskelige å fastsette. I tillegg er de fysiske prosessene under en brann mer komplisert enn det FDS greier å ta hensyn til, og resultatene fra kalkulasjonene er sensitive for både numeriske og fysiske parametre (McGrattan 2007).

For å se nærmere på ulike varmeavgivelsesrater for modellen kan ligning 3.8 til 3.15 fra delkapittel 3.1 i hovedkapittel «Teori- og kunnskapsgrunnlag» benyttes. Ved små branner kan en dimensjonsløs faktor ( $Q^*$ ) benyttes for å se på om forholdet mellom varmeavgivelsesrate ( $\dot{Q}$ ) og brannens diameter ( $D$ ) er sammenlignbar med reelle branner (Nystedt & Frantzich 2011).  $Q^*$  er definert i ligning 4.1.

$$Q^* = \frac{\dot{Q}}{\rho_{\infty} c_p T_{\infty} \sqrt{g D D^2}} \quad (4.1)$$

Der:

$\dot{Q}$  er varmeavgivelsesraten [ $kW$ ].

$\rho_{\infty}$  er tettheten til luft [ $1,20 kg/m^3$ ].

$c_p$  er spesifikk varmekapasitet for luft [ $1,00 kJ/(kgK)$ ].

$T_{\infty}$  er initialtemperaturen [ $293K$ ].

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

$D$  er brannens diameter (beregnet fra en sirkel med samme areal som brannflaten) [ $m$ ].

Nystedt & Frantzich (2011) anbefaler at den dimensjonsløse varmeavgivelsesraten ligger mellom 0,3 og 2,5. Dette begrunner de med at FDS er lagd for simuleringer av strømninger i lave hastigheter, og  $Q^*$  bør derfor holdes innenfor gitt intervall for at modellene i FDS skal være gjeldende. De vanligste utilsiktede brannscenarioene har en dimensjonsløs varmeavgivelsesrate i størrelsesorden 1 (McGrattan 2007).

Flammehøyden i simuleringene bør være realistiske, og den burde verifiseres siden FDS har en tendens til å overvurdere den (Nystedt & Frantzich 2011). Det er ekstern flammehøyde foran overliggende balkong som er interessant i denne oppgaven, og for å få et estimat kan formelen i den norske standarden for laster på konstruksjoner ved brann (Standard Norge 2008a) benyttes. Eventuelt kan den empirisk korrelasjon som Thomas & Law (1972) utarbeidet for ekstern flammehøyde ved forbrenning av treverk (ligning 3.17) benyttes i formlene for horisontal forlengelse utarbeidet av Babrauskas (1980) (ligning 3.22 og 3.23). Videre må da resultatene for horisontal forlengelse settes inn i ligning 3.24, som blant annet Lønvik et al. (2003) benyttet for å estimere flammehøyde foran overliggende flammeskjerm (se kapittel 3.2.3).

Senere forskning har vist at metoden til Babrauskas (1980) overestimerer horisontal forlengelse, særlig med tanke på den intermitterende flammen (se kapitel *Introduksjon til brannutvikling*).

Dette gjelder i hovedsak når forbrenningen er mager på drivstoff. For branner som er store sammenlignet med takhøyden vil betydelig flammeforlengelse oppstå (Drysdale 2011).

### I simuleringsmodellen

Eksterne flammer som videre fører til vertikal brannspredning oppstår som oftest først ved overtenning, og i simuleringene må derfor varmeavgivelsesraten minst være like stor som varmeavgivelsesraten som er nødvendig for at overtenning skal inntreffe. Varmeavgivelsesraten som er nødvendig for overtenning ( $\dot{Q}_{OT}$ ) beregnes derfor ved hjelp av ligning 3.8. I simuleringene skal det benyttes en enkel dør ( $A_O = 2,1 m^2$ ) og ved å sette inn de resterende størrelsene fra modellen ( $A_t = 177,2 m^2$  og  $H_O = 2,1 m$ ) i ligning 3.8 får man at  $\dot{Q}_{OT} = 2064 kW$ .

Produktet av  $\chi \times \dot{m}'' \times A_f$  er ikke kjent, og for å beregne maksimal varmeavgivelsesrate i brannrommet benyttes ligning 3.13. Ved å sett inne de korrekte verdiene for fasadeåpningen som skal brukes i modellen får man at  $\dot{Q}_{max,v} = 4565 kW$ .

Beregning av varmeavgivelsesrate ved bruk av ligning 3.13 er ikke medregnet ekstern forbrenning, så det er valgt å benytte ligning 3.14, forbrenningsraten ( $\dot{m}$ ) fra ligning 3.15 og anta en forbrenningsvarme ( $\Delta H_c$ ) på  $18\,800 kJ/kg$  (trevirke) for å få en tilnærming til en varmeavgivelsesrate som tar hensyn til ekstern forbrenning ( $\dot{Q}_{ef}$ ). Ved å sette inn  $B_r = 6 m$ ,  $D_r = 5 m$ ,  $A_T = 115,1 m^2$  samt de resterende verdiene fra modellen i ligning 3.15 får man at  $\dot{m} = 0,446 kg/s$ . Ved å videre sette disse verdiene inn i ligning 3.14 får man at varmeavgivelsesraten blir  $\dot{Q}_{ef} = 8385 kW$ .

For å sjekke om forholdet mellom varmeavgivelsesrate og brannens diameter er innenfor anbefalt intervall ( $[0,3 - 2,5]$ ) benyttes ligning 4.1. Inn i ligningen settes verdiene som er oppgitt under ligningen ( $D \approx 1,6 m$  siden arealet av brenneren er  $2 m^2$ ), samt de tre ulike verdiene for varmeavgivelsesrate som er beregnet ovenfor etter tur. Resultatene for den dimensjonsløse faktoren  $Q^*$  er vist i tabell 4.1.

Det er også viktig at varmeavgivelsesratene som benyttes i simuleringene er høye nok til å skape en viss flammehøyde foran overliggende flammeskjerm/balkong. Det er dokumentert at metoden til Babrauskas (1980) overdimensjonerer flammehøyden, og det er en komplisert metode med flere feilkilder. Det er derfor det valgt å benytte metoden i den norske standarden for laster på konstruksjoner ved brann (Standard Norge 2008a). Siden  $h > 1,25w$  i modellen må uttrykket gitt ligning 4.2 benyttes (jmfør delkapittel 3.2.3). Innvendig gasstetthet settes til  $\rho_g = 0,45 kg/m^3$  som er verdien foreslått av Standard Norge (2008a). Balkongdybden settes til  $D = 1,5 m$  da det antas at dette er den balkongdybden som vil gi lavest flammehøyde foran overliggende flammeskjerm. Arealåpningen har følgende geometrier;  $A_O = 2,1 m^2$  og  $h = 2,1 m$  (se delkapittel 4.1.7). Resultatene for de ulike varmeavgivelsesratene er presentert i tabell 4.1.

$$z = \max \left( 0; h \left( 2,37 \left( \frac{Q}{A_O \rho_g \sqrt{hg}} \right)^{\frac{2}{3}} - 1 \right) - D \right) \quad [m] \quad (4.2)$$

Der:

$Q$  er varmeavgivelsesrate [ $MW$ ].

$A_O$  er arealet av åpningen [ $m^2$ ].

$\rho_g$  er innvendig gasstetthet [ $kg/m^3$ ].

- D er balkongdybden [ $m$ ].
- g er gravitasjonskraften [ $9,81 m/s^2$ ].
- h er høyden til fasadeåpningen [ $m$ ].

Tabell 4.1: Oversikt over dimensjonsløs faktor ( $Q^*$ ) og flammehøyde foran overliggende flammeskjerm/balkong ( $z$ ) for de ulike varmeavgivelsesratene.

	$\dot{Q}$ [kW]	$Q^*$	$z$ [m]
$\dot{Q}_{OT}$	2064 kW	0,6	0
$\dot{Q}_{max,v}$	4565 kW	1,3	1,6
$\dot{Q}_{ef}$	8385 kW	2,4	4,2

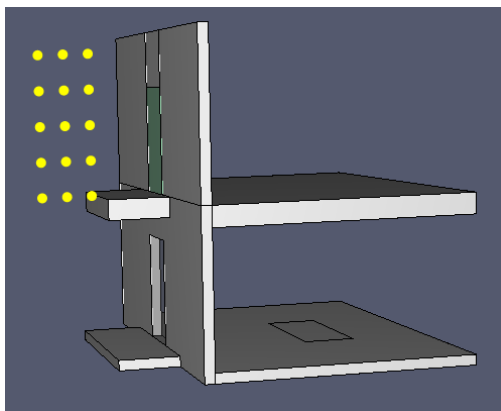
Tabell 4.1 viser at alle de utregnede varmeavgivelsesratene ligger innenfor for det anbefalte intervallet ([0,3 - 2,5]) til Nystedt & Frantzich (2011), og strømningene i modellen vil ha tilstrekkelig lav hastighet slik at modellen kan anses som gjeldende. Etter beregningene vil den laveste varmeavgivelsesraten ikke gi flammer foran overliggende flammeskjerm/balkong, og bør derfor ikke benyttes i simuleringene.

På bakgrunn av resultatene i tabell 4.1 er det derfor valgt å benytte  $\dot{Q} = 4600 kW$  som den lavest varmeavgivelsesraten og  $\dot{Q} = 8400 kW$  som den høyeste varmeavgivelsesraten i simuleringssmodellen. Det er i tillegg valgt å benytte en varmeavgivelsesrate på  $\dot{Q} = 6600 kW$ , for å få et bedre sammenligningsgrunnlag. Verdiene gir både tilfredsstillende verdier for  $Q^*$ , og i følge beregningen vil det også oppstå flammer foran overliggende flammeskjerm/balkong.

For å verifisere flammehøyden benyttes ligning 4.2, med  $\rho_g = 0.45 kg/m^3$ . I simuleringssmodellen benyttes en varmeavgivelsesrate  $\dot{Q} = 4600 kW$ , en balkongdybde  $D = 1,2 m$  og en total balkongbredde på  $2 m$ . Arealåpningen har følgende geometrier;  $A_O = 2,1 m^2$  og  $h = 2,1 m$  (se delkapittel 4.1.7). Høyden på flammene foran overliggende flammeskjerm skal da etter beregningene være  $1,9 m$ .

Law & O'Brien (1981) sin definisjon for flammetupp er benyttet, og den er derfor definert som der flammetemperaturen er  $540^\circ C$ . Det er sett nærmere på flammehøyden i simuleringene ved å plassere en rekke sensorer i modellen som måler temperatur. De registrerte målingene, samt et krav om 25% intermittering (se delkapittel 3.2.2) blir benyttet videre. Plassering av sensorene er vist i figur 4.4.

OpenOffice Calc er benyttet for å behandle simuleringssdataene fra scenarioet beskrevet ovenfor, og metoden som er benyttet for estimering av flammehøyde er beskrevet i vedlegg C.1. Resultatene viser at flammehøyden i modellen er ca  $1,7 m$ . Metoden som er benyttet for estimering av flammehøyde i modell er relativt unøyaktig siden det ikke er noen garanti for at sensorene er plassert «riktig» med tanke på hvor flammen vil befinne seg. I tillegg er den brukerbestemte intermitteringsprosenten avgjørende. Bruk av lineær interpolasjon vil også være en forenkling, men resultatene gir likevel en indikasjon på at flammehøyden i modellen ikke vil være overvurdert.



Figur 4.4: Plassering av sensorer som måler temperatur i modell.

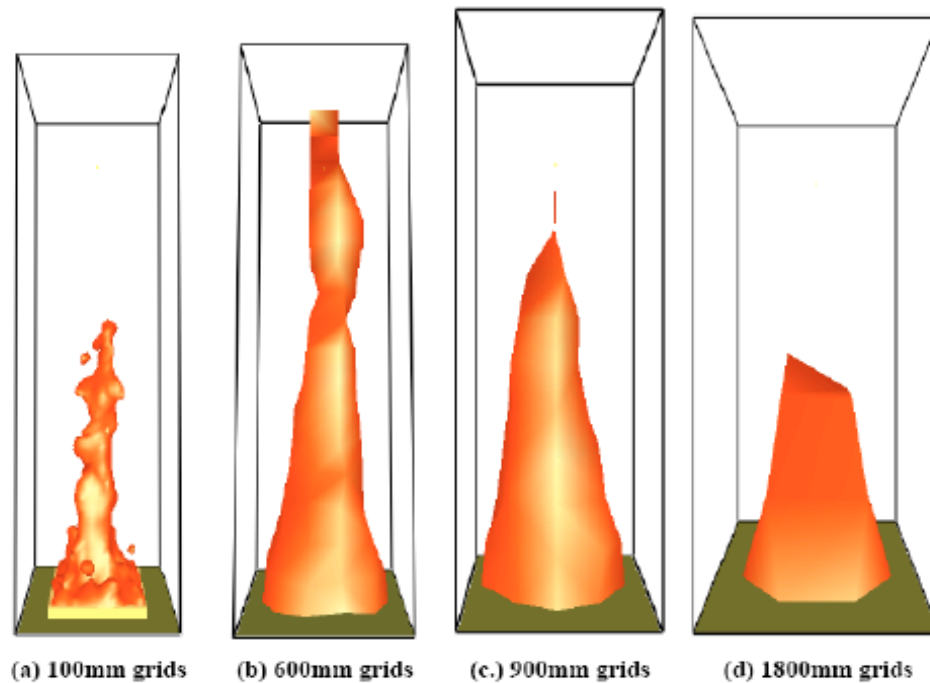
## Mesh og gridstørrelse

FDS-kalkulasjoner må utføres i et domene som er bygd opp av rettlinjede volum (bokser) som kalles mesh. Hvert mesh er delt opp i rektangulære celler, og *gridstørrelse* brukes gjerne om størrelsen på cellene i meshet. Uavhengig av størrelse anbefales det at cellene er kubiske (Nystedt & Frantzich 2011). Antall celler bestemmer oppløsningen på strømningsdynamikken, og hvor mange kalkulasjoner som må gjennomføres for hvert tidssteg i simuleringen.

Meshene tegnes i koordinatsystem, og for å ta hensyn til at FDS benytter «Poisson solver» basert på Fast Fourier Transform for utregningene i y- og z- retning burde antall celler i disse retningene være på formen  $2^l 3^m 5^n$ , hvor  $l$ ,  $m$  og  $n$  er heltall (McGrattan, Hostikka, McDermott, Floyd, Weinschenk & Overholt 2013). Dette medfører at man noen ganger må benytte mesh med dimensjoner som er større enn hva som er nødvendig.

Dersom man benytter et grovt inndelt cellegrid vil simuleringene ta kortere tid og kreve mindre datakraft, men samtidig kan man få mindre nøyaktige resultater. Ved å halvere cellestørrelsen vil unøyaktigheten bli redusert med en faktor 4 samtidig som simuleringstiden øker med en faktor 16 (McGrattan 2007). I figur 4.5 kan man se hvordan en grovere celleinndeling fører til at detaljer forsvinner i simuleringen. Hvor fint man burde dele inn cellegridet avgjøres av hvilket nøyaktighetskrav man har til resultatene, samt hvilke parametre som skal evalueres. Grove grid kan gi rimelige predikasjoner av parametre som for eksempel gjennomsnittstemperatur og trykk (McGrattan 2007). McGrattan, Hostikka, McDermott, Floyd, Weinschenk & Overholt (2013) påpeker også at geometrien til objekter i modellen må sammenfalle med cellegrensene. Hvis de ikke gjør det vil FDS automatisk justere objektene flater til nærmeste cellegrense.

Sensitivitetsanalyser har vist at cellestørrelsen er avgjørende for resultatene i FDS (Boehmer et al. 2009). For å få en indikasjon på om celleinndelingen er fin nok for brannscenarioene, kan man regne ut forholdet mellom brannens karakteristiske diameter ( $D^*$ ) og størrelsen på cellene i gridsystemet ( $\delta_{xyz}$ ). Denne størrelsen kan ses på som antall beregningsceller som strekker seg over den karakteristiske diameteren til brannen. Jo flere celler som spenner over ilden, jo bedre oppløsning av beregningene.  $D^*$  er definert i ligning 4.3 nedenfor.



Figur 4.5: Visualisering av ulike meshoppløsninger (Jakobsen et al. 2009).

$$D^* = \left( \frac{\dot{Q}}{\rho_\infty \times c_p \times T_\infty \times \sqrt{g}} \right)^{\frac{2}{5}} \quad [m] \quad (4.3)$$

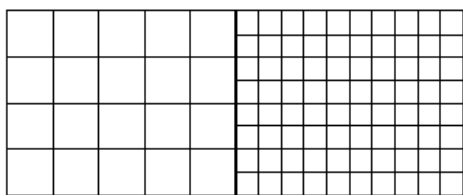
Der:

$D^*$  er karakteristisk diameter [m].

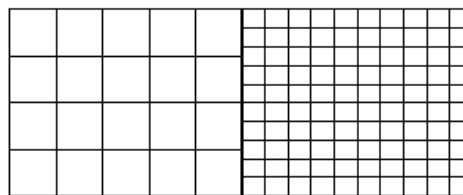
Øvrige faktorer i uttrykket er spesifisert i forbindelse med ligning 4.1.

Erfaringer har vist at når verdien av  $D^*/\delta_{xyz}$  ligger i intervallet [5,10] kan man generelt oppnå en tilstrekkelig nøyaktighet samtidig som prosesseringstiden er akseptabel (McGrattan 2007). Nystedt & Frantzich (2011) sier at forholdet mellom karakteristisk diameter og cellestørrelsene bør være mellom 10 og 20 nær brannen, mens analyser av for eksempel temperaturen og høyden til det øvre branngasslaget kan tolerere en grovere oppløsning. Videre påpeker de at finere celleinndeling også kreves for selve brannen, ved åpninger og nær taket. Dette støttes også av Floyd et al. (2003) som anbefaler at cellegridet løses med minimum 10 celler i hver retning for elementer som påvirker turbulensen i modelleringen. Eksempler på viktige elementer som påvirker turbulens er ventilasjonsåpninger, brannkilder og røyksøyler.

Uavhengig av om  $D^*/\delta_{xyz}$  gir en tilfredstillende verdi skal det gjennomføres en sensitivitetsanalyse for å bedømme om cellestørrelsen er tilstrekkelig. En slik analyse gjøres ved å ta utgangspunkt i et relativt grovt inndelt cellegrid og deretter minske cellenes størrelse systematisk helt til de parametrene man ser på ikke endres signifikant (< 10%) (Nystedt & Frantzich 2011).



(a) Tillatt gridinndeling.



(b) Ikke tillatt gridinndeling.

Figur 4.6: Tilgrensende mesh med ulik gridinndeling (McGrattan, Hostikka, McDermott, Floyd, Weinschenk & Overholt 2013).

Ofte benyttes det flere mesh i en simulering, og det er da viktig å være klar over at rekkefølgen på meshene kan ha betydning. Dersom to mesh overlapper antar FDS at det første meshet som er listet har forrang, og man burde derfor liste de fra finest til grovest (McGrattan, Hostikka, McDermott, Floyd, Weinschenk & Overholt 2013). Nystedt & Frantzich (2011) anbefaler at meshene ikke overlapper hverandre, men plasseres kant i kant. Videre påpeker de at når det benyttes flere mesh med ulike gridstørrelser som grenser til hverandre må størrelsen på cellene tilpasses slik at et helt antall mindre celler passer til det andres meshets større celle. I figur 4.6a kan man se et eksempel på tillatte tilgrensende gridstørrelser, og i figur 4.6b kan man se et eksempel på tilgrensende gridstørrelser som ikke er tillatt.

For å kjøre FDS parallelt må man dele opp i flere mesh slik at arbeidsmengden kan fordeles på de tilgjengelige prosessorene. Dersom antall mesh overstiger antall prosessorer burde meshene rangeres slik at totalt antall celler per prosessorkjerne er mest mulig likt. Generelt er det bedre å kjøre flere mesh parallelt dersom man har datakraften tilgjengelig, men McGrattan, Hostikka, McDermott, Floyd, Weinschenk & Overholt (2013) poengterer at det er viktig å være klar over at to datamaskiner ikke nødvendigvis vil halvere simuleringstiden. Ved bruk av flere mesh i en simulering anbefaler McGrattan, Hostikka, McDermott, Floyd, Weinschenk & Overholt (2013) at det unngås å plassere meshgrenser hvor kritiske hendelser vil inntreffe, og da særlig med tanke på brann. I noen tilfeller er det umulig å unngå at brannen sprer seg fra et mesh til et annet, men i størst mulig grad burde dette unngås siden overføringen av informasjon mellom to mesh ikke er like god som mellom to celler innad i et mesh.

For modeller med ventilasjonåpninger som går til utsiden av bygningen er det også viktig at meshet går godt utenfor fasaden for å sikre et strømningsbilde som er mest mulig korrekt. For en ventilasjonskontrollert brann bør avstanden fra åpningen til meshgrensa være større eller lik den hydrauliske diameteren ( $D_H$ ) til åpningen (Boehmer et al. 2009). Incropera & Dewitt (2002) har definert  $D_H$  som vist i ligning 4.4.

$$D_H = \frac{4 \times A}{P} \quad (4.4)$$

Der:

$D_H$  er hydraulisk diameter [ $m$ ].

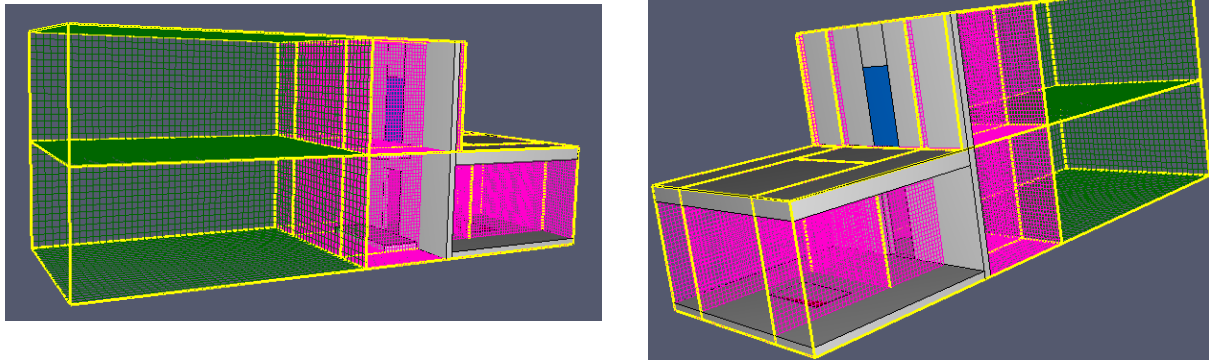
A er arealet til åpningen [ $m^2$ ].

P er omkretsen til åpningen [ $m$ ].

### I simuleringsmodellen

Til simuleringene i denne oppgaven er det 8 tilgjengelige prosessorkjerner, og for å utnytte arbeidskraften maksimalt bør modellen minimum ha 8 mesh. Fra sensitivitetsanalysen av meshinndeling i vedlegg B.1 kom det fram at den mest gunstige meshoppdelingen var den med færrest mesh, og heller noe skjevre fordeling av arbeidsmengde per tilgjengelige prosessorkjerne. Av de oppsettene som ble analysert var det derfor oppsettet vist i figur 4.7 som var det beste alternativet, og i videre simuleringer vil denne inndelingen benyttes for alle simuleringer med en varmeavgivelsesrate på  $Q=4600\text{ kW}$ . For simuleringene med  $Q=6600\text{ kW}$  og  $Q=8400\text{ kW}$  legges det til  $1,6\text{ m}$  i høyden for å sikre at all forbrenning skjer i beregningsdomenet.

Videre kom det også fram at forholdet over meshovergangene burde være 1:1 mellom de «indre meshene» (markert med rosa i figur 4.7), og 1:2 mellom «indre mesh» og «ytre mesh» (markert med grønt i figur 4.7).



Figur 4.7: Meshinndeling i simuleringsmodell.

Sensitivitetsanalysen som ble utført for gridstørrelse i vedlegg B.2 gav at den mest gunstige gridstørrelser for denne oppgaven var  $0,1\text{ m}$  for «indre mesh» og  $0,2\text{ m}$  for «ytre mesh».

Det er i de «indre meshene» brannen i hovedsak vil være lokalisert, og for å få en indikasjon på om celleinndelingen er fin nok for brannscenarionene er det derfor valgt å benytte  $\delta_{xyz} = 0,1\text{ m}$  i beregningene. Den laveste varmeavgivelsesraten som benyttes i modellen er  $\dot{Q} = 4600\text{ kW}$ , som gir en karakteristiske diameter på  $D^* = 1,77\text{ m}$  ved å benytte ligning 4.3. Verdien på forholdet mellom karakteristisk diameter og gridstørrelsen blir da;  $D^*/\delta_{xyz} = 17,7$ . Dette er godt innenfor både anbefalingene fra McGrattan (2007) og Nystedt & Frantzich (2011), som indikerer at det i simuleringene vil være tilstrekkelig oppløsning av beregningene. Dette støttes også opp av resultatene fra sensitivitetsanalysen for gridstørrelse i vedlegg B.2. De andre varmeavgivelsesratene som skal benyttes i simuleringene vil også ligge innenfor kriteriet da verdien av  $D^*$  øker med høyere varmeavgivelsesrate, jmfør ligning 4.3.

Da minste dimensjon både for fasadeåpning og brenner er  $1\text{ m}$ , vil også anbefalingen til Floyd et al. (2003) om minimum 10 celler i hver retning for elementer som påvirker turbulensen være imøtekommet når  $\delta_{xyz} = 0,1\text{ m}$ .

Ved å sette inn verdiene fra modellen i ligning 4.4 får man at den hydrauliske diameteren for den valgte fasadeåpningen er  $D_H \approx 1,35\text{ m}$ . Med den meshinndelingen som er benyttet i modellen

er avstanden fra fasade til nærmeste meshgrense 2,8m, og i følge Boehmer et al. (2009) er det mer enn tilstrekkelig for å sikre et riktigest mulig strømningsbildet. De ytterste meshgrensene går også nesten 11 meter ut fra fasaden i vindretning for å få en mest mulig realistisk simulering av vindeffekten og turbulensdannelsen.

## **Strålingsmodell**

Konveksjon og varmestråling gjør at legemer taper varme til omgivelsene når de varmes opp. Når temperaturen kommer opp rundt 400°C blir stråling den dominerende mekanismen for varmetap (Drysdale 2011). Defaultmodellen for stråling i FDS forutsetter at røykgasser oppfører seg som «gråe legemer». Gråe legemer har en emissivitet ( $\epsilon$ ) i intervallet [0,1], jo høyere  $\epsilon$  jo mer varmestråling kan avgis. Et svart legeme er en perfekt avgiver av varmestråling,  $\epsilon = 1$  (Drysdale 2011).

I branner er sot det viktigste forbrenningsproduktet med tanke på varmestråling. Sot er små karbonholdige partikler som dannes ved flammefronten, og de fleste sotpartiklene stiger opp og danner røyk. Mens sotpartiklene enda er i flammesonen vil de oppføre seg som svarte og grå legemer, og sotpartikkelkonsentrasjonen og flammetykkelse vil derfor være avgjørende for resulterende varmestrålingsintensitet (Drysdale 2011).

Ideelt sett bør strålingsoverføringen beregnes over et stort antall meget små vinkler og over hele spekteret av elektromagnetisk energi. Ved å benytte defaultinnstillingene i FDS vil strålings-transportmodellen RTE (Radiation Transport Equation) benytte ca. 100 strålingsvinkler, og beregningene vil da kreve ca 20% av den totale regnetiden (Hadjisophocleous & McCartney 2005). I situasjoner hvor det simuleres en relativt liten brann på en relativt stor plass, og det samtidig ikke er interesse for varme flukser til omkringliggende strukturer, kan det være fornuftig å slå av strålingsberegningene for å spare tid. Ved en slik forenkling vil FDS likevel anta at en fast fraksjon av brannenergien blir tapt, men deretter blir energien fjernet fra beregningene. Generelt anbefales det å beholde strålingstransportmodellen på (McGrattan, Hostikka, McDermott, Floyd, Weinschenk & Overholt 2013).

### ***1 simuleringsmodellen***

I modellen er strålingstransportmodellen RTE i FDS aktivert, og antall strålingsvinkler er satt til defaultverdien.

## **Overflate- og randbetingelser**

For å bestemme egenskapene til objekter som inngår i FDS modellen benyttes «surfaces». Egenskapene til objektene kan enten bestemmes ved å velge forhåndsdefinerte «surfaces» i FDS, eller de kan tilegnes kjente materialegenskaper som homogene eller lagdelte materialer.

Defaultverdien i FDS er den forhåndsdefinerte overflatetypen «inert». Et objekt med «inert» overflatetype vil ikke varmes opp og ikke delta i forbrenningsprosessen, men varmeoverføring vil likevel skje gjennom konstruksjonen uten at selve objektet varmes opp (Bjelland 2009). Ved å ha overflater som er «inert» holdes objektet på en fast lav temperatur og man kan risikere at brannen kjøles ned.



En annen forhåndsdefinert overflatetype som mye brukt er «adiabatisk». På «adiabatiske» overflater foregår det ingen varmetransport, men objektet vil ha en overflatetemperatur lik den omliggende temperaturen (Thunderhead Engineering 2014). Ved å velge «adiabatiske» overflater kan man risikere å få en raskere flammeutvikling.

Det er også mulig å velge «open» som overflatetype i FDS, dette er en ikke-solid overflatetype som benyttes som en utvendig grense av beregningsdomenet. Gasser kan fritt flyte inn og ut over overflatetypen «open» (McGrattan, Floyd, McDermott, Hostikka, Weinschenk & Overholt 2013). I tillegg finnes det en rekke andre typer «surfaces» som kan benyttes i modellen for å skape ulike effekter som ønskes.

### ***I simuleringsmodellen***

I simuleringsmodellen er alle overflater i modellen utenom fasadeåpning i 2. etasje satt til å være «adiabatiske». Bakgrunnen for dette er at det vil være den mest konservative antagelsen da høyere temperatur og raskere flammeutvikling vil være kritisk for hvor lenge funksjonaliteten til flammeskjermen opprettholdes.

Materialet i fasadeåpningen i 2. etasje er lagt inn ved å velge overflatetype «Layered», og legge inn et lag på 4 mm med et selvdefinert glassmateriale. Et viktig aspekt her er at det er ingen varmetransport innad mellom cellene og oppvarmingen av vinduet vil påvirkes av dette. Det selvdefinert glassmaterialet er lagt inn med følgende verdier:

- Materialtype: Solid.
- Densitet:  $2500 \text{ kg/m}^3$  (Tieto 2015).
- Spesifikk varmekapasitet (konstant):  $0,84 \text{ kJ/(kgK)}$  (Tieto 2015).
- Konduktivitet (konstant):  $0,96 \text{ W/(mK)}$  (Tieto 2015).
- Emissivitet: 0,93 (Tieto 2015).
- Absorpsjonskoeffisient:  $5.0\text{E}4 \text{ 1/m}$  (defaultverdi).

Absorpsjonskoeffisienten som er benyttet for glasset er i utgangspunktet for helt ugjennomsiktige materialer, og i virkeligheten vil glass mest sannsynlig ha en lavere verdi. Det er likevel valgt å benytte denne verdien som en forenkling da en nøyaktig absorpsjonskoeffisient vil avhenge av bølgelengden til lyset og glassets egenskaper, noe som gjør det svært utfordrende å finne en nøyaktig verdi.

For de utvendige grensesjiktene er det valgt å benytte overflatetypen «open» for å skape et mest mulig realistisk vindbilde. Grensesjiktet i vindretningen er kun satt til «open» i simuleringene uten vind, og bakkeplanet er satt til «adiabatisk».

### **Sensorer**

Ulike sensorer og måleinstrumenter, i PyroSim kalt «devices», kan benyttes til å registrere verdier i modellen i løpet av simuleringene. Registreringene fra sensorene lagres i filer sammen med tidspunktet for registreringene, og på den måten kan man få en tidshistorikk over de ønskede verdiene (Thunderhead Engineering 2014). I tillegg kan sensorene benyttes til å kontrollere

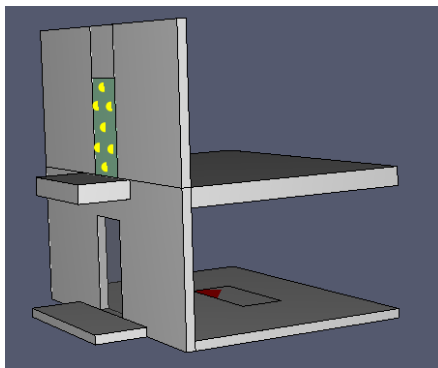
funksjoner i modellen, for eksempel at vinduer forsvinner/åpnes når materialet i vinduet oppnår en bestemt temperatur. Sensorene plasseres i modellen med koordinater hvis de er «noder» og i plan hvis de er «slices». Det er mulig å benytte mange like og ulike sensorer i en og samme modell, men det er viktig å være bevisst på at jo flere som benyttes jo lengre tid vil simuleringene ta.

Sensorer og måleinstrumenter som kan benyttes i PyroSim er blant annet (Thunderhead Engineering 2014);

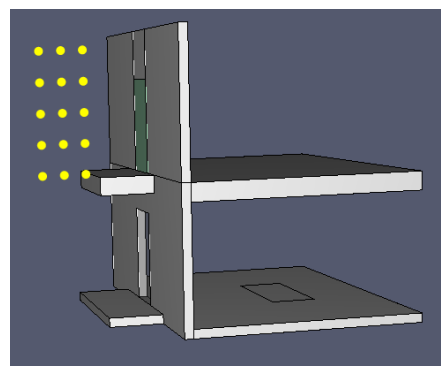
- «Gas/Solid phase device». Brukes til å måle ulike parametre i gass eller solide materialer.
- «Flow measurement». Brukes til å måle strømningsmengden over et brukerbestemt areal.
- «Heat release rate device». Måler varmeavgivelsesraten inne i et brukerbestemt volum.
- «Slices». Måler ulike gassparametre (trykk, hastighet, temperatur) på et akseinnrettet plan. Dataene som blir registrert over en «slice» kan deretter animeres og vises ved å benytte funksjonene Smokeview i PyroSim.

### ***I simuleringsmodellen***

I simuleringsmodellen er det valgt å bruke «Solid phase device» til å registrere temperaturene på overflaten av glassdøren i 2.etasje, og «Gas phase devices» til å systematisk måle temperaturer i området utenfor flammeskjermen. I sensitivitetsanalysen av gridstørrelsen (se vedlegg B.2) kom det fram at for få målere var plassert i modellen til å få tilstrekkelig informasjon for å bestemme flammehøyden. Det er derfor valgt å plassere ut tre målere på rekke horisontalt, og vertikalt plasseres de med en avstand på  $0,7\text{ m}$  helt fra øvre kant av flammeskjerm og opp til meshgrensen som avgrenser modellen i hovedsimuleringene. Det er plassert ut seks målere mer i simuleringene med varmeavgivelsesrate på  $Q=6600\text{ kW}$  og  $Q=8400\text{ kW}$  siden beregningsdomenet er  $1,6\text{ m}$  høyere enn beregningsdomenet for simuleringene med  $Q=4600\text{ kW}$ . «Heat release rate devices» benyttes til å måle varmeavgivelsesraten i et volum over flammeskjermen/balkongen og helt opp til meshgrensen som avgrenser modellen. For de tre varmeavgivelsesratene benyttes i tillegg «Flow measurement» til å måle innstrømningen av frisk luft gjennom døren i brannrommet og «Heat release rate devices» til å måle varmeavgivelsesraten i brannrommet i en simulering hver. Plassering av sensorene er vist i figur 4.8.

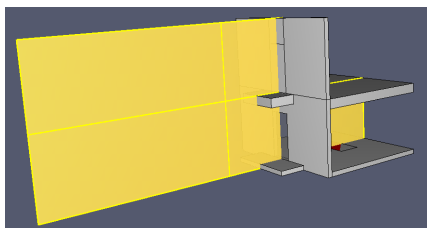


(a) Plassering av «Solid phase device» i modell.

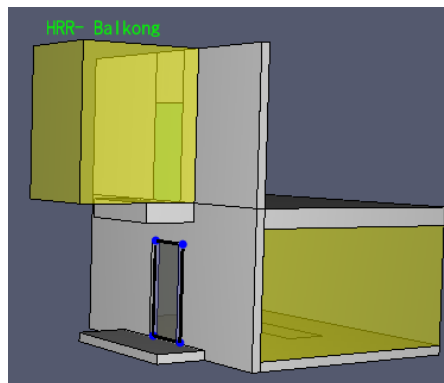


(b) Plassering av «Gas phase devices» i modell.

Figur 4.8: Plassering av sensorer og måleinstrumenter i simuleringsmodell.



(c) Plassering av «Slice» som måler temperatur i modell.



(d) Plassering av «Flow measuring device» (blå) i fasadeåpning i 1.etasje, og «Heat release rate device» (gul) over balkong og i brannrom i modell.

Figur 4.8: Plassering av sensorer og måleinstrumenter i simuleringsmodell.

## Vindforhold

For å simulere vindtrykk i PyroSim definerer man overflatetype fra ønsket vindretning som «supply». I brukermanualen til PyroSim (Thunderhead Engineering 2014) finner man at defaultverdien for vindprofiler konstant er «Top Hat», men for vindforhold utendørs har man to tilleggsalternativer; parabolisk eller atmosfærisk. Det paraboliske alternativet produserer en parabolisk vindprofil, hvor maks vindhastighet må spesifiseres. Det atmosfæriske alternativet produserer en vindprofil på formen gitt i ligning 4.5.

$$U = U_0 \left( \frac{Z}{Z_0} \right)^p \quad [m/s] \quad (4.5)$$

Der:

- $U$  er vindhastighet [m/s].
- $U_0$  er en målt vindhastighet [m/s].
- $Z$  er høyde over bakken [m].
- $Z_0$  er høyden vindhastigheten  $U_0$  er målt i [m].
- $p$  er en atmosfærisk profileksponent.

Vindforholdene for Trondheim måles på Voll værstasjon, 3,7 km fra Trondheim (Meteorologisk institutt 2015b). Tabell 4.2 viser frekvensen av fire vindhastighetintervaller per måned iløpet av fem år (2009-2014), målt ved Voll værstasjon. Vindhastighetene er målt 10m over bakken som er standardhøyden for måling av vindhastighet. Middelerdien angir gjennomsnittsverdien av alle målingene innenfor gitt intervall.

Figur 4.9 viser en vindrose hvor resultatene fra perioden 2009-2014 fra en vindretningsmåler på Voll værstasjon er presentert. Vindrosen er delt inn i 12 sektorer på 30 grader, og fargekodene angir hastighetene til vinden fra de ulike retningene. Vindretningene i vindrosen viser ikke hvilken retning vinden blåser, men hvor vinden kommer fra.

Tabell 4.2: Frekvensoversikt over vindhastighetintervaller per måned iløpet av fem år (2009-2014), målt ved Voll værstasjon (Meteorologisk institutt 2015a).

Vindhastighet [m/s] ->	0	0,1-5,0	5,1-10,0	10,1-15,0	15,1-20,0
Januar	53	3834	566	11	-
Februar	37	3612	404	3	-
Mars	21	3703	705	35	-
April	170	3784	364	2	-
Mai	30	4233	1976	3	-
Juni	16	4225	78	1	-
Juli	17	4368	79	-	-
August	22	4333	109	-	-
September	34	4043	237	5	1
Oktober	33	4070	359	2	-
November	28	3872	397	20	3
Desember	17	3947	477	20	3
Sum antall observasjoner	478	48024	3972	102	7
Relativ frekvens [%]	0,9	91,3	7,6	0,2	0
Middelverdi	0,0	2,2	6,4	11,2	16,5

### Vindrose, frekvensfordeling av vind

Vindretning deles i sektorer på 30°

Frekvensfordeling av vindhastighet i prosent %

#### Vindhastighet ( m/s )

- > 20
- 15.1-20
- 10.1-15
- 5.1-10
- 0.1-5

#### Stille (%)

3

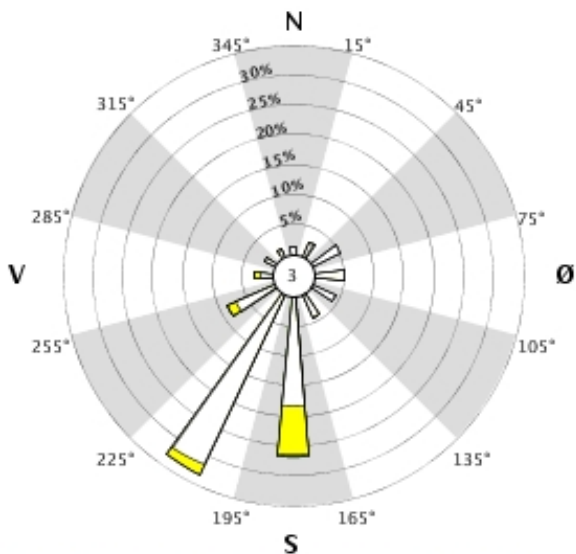


År: 2009 - 2014

jan

Tidspunkt: 0, 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9, 10, 11, 12, 13, 14, 15, 16, 17, 18, 19, 20, 21, 22, 23 (NMT)

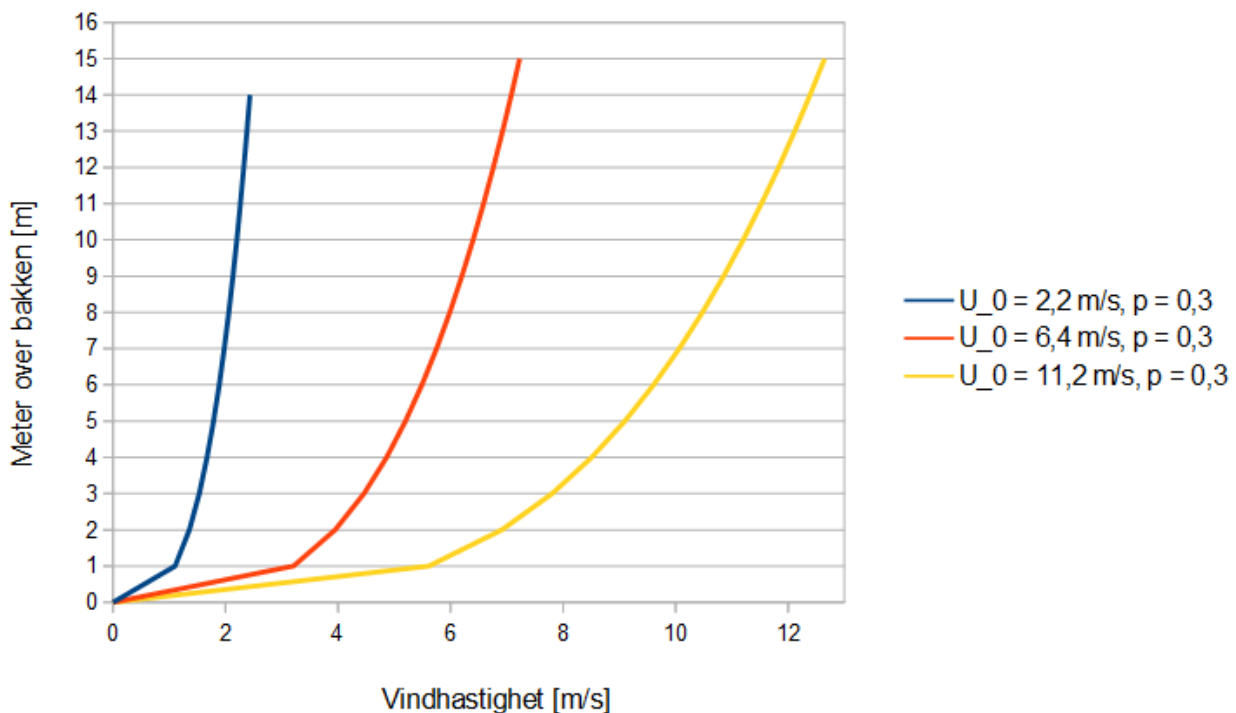
### 68860 TRONDHEIM - VOLL



Figur 4.9: Vindrose fra Voll værstasjon (2009-2014) (Meteorologisk institutt 2015a).

### I simuleringsmodellen

Det er valgt å benytte en atmosfærisk vindprofil i simuleringsmodellen, og den atmosfæriske profilekspONENTEN settes til;  $p = 0,3$ . Fra tabell 4.2 og figur 4.9 kan man se at statistisk sett har det meste av vinden i Trondheim en hastighet på  $0-5\text{ m/s}$  og kommer fra sør-sørvest. I simuleringsmodellen er det valgt å benytte følgende vindhastighet;  $0\text{ m/s}$ ,  $2,2\text{ m/s}$ ,  $6,4\text{ m/s}$  og  $11,2\text{ m/s}$ . De valgte vindhastighetene vil settes inn for  $U_0$  i ligning 4.5, og  $Z_0$  som settes inn er  $10\text{ m}$ . Verdiene er valgt for å både se på hvordan flammeskjermen fungerer uten vind, samt under de vindforholdene som er mest vanlige i Trondheim, og de mer sjeldne tilfellene med «unormalt» mye vind. I alle simuleringene kommer vinden fra sørvest og treffer normalt på fasaden. I figur 4.10 er vindprofilene som benyttes i simuleringsmodellen vist.



Figur 4.10: Vindprofiler i simuleringsmodell.

## 4.3 Simuleringsoppsett

Det er valgt å kjøre alle simuleringene med samme gridstørrelse og i  $100\text{ s}$ . Totalt antall celler i modellen er  $253\,440$  for  $Q=4600\text{ kW}$  og  $293\,760$  for  $Q=6600\text{ kW}$  og  $Q=8400\text{ kW}$ . Hver simulering har tatt  $3,5-5,5$  timer hver å simulere.

Det er fire ulike vindhastigheter, tre ulike balkongdybder, to ulike balkongbredder og tre varmeavgivelsesrater som skal benyttes i simuleringene. Det er derfor nødvendig å gjøre et utvalg av kombinasjoner for å begrense det samlede tidsbruket til simuleringene. Det velges å kjøre til sammen  $39$  simuleringer, og siden det er kravet i TEK10 om en balkongdybde på  $1,2\text{ m}$  som i hovedsak skal ses nærmere på er det valgt å kjøre  $24$  simuleringer med denne dybden, seks simu-

leringer med  $D=1m$ , og ni simuleringer med  $D=1,5m$ . Det er også valgt å kjøre tolv simuleringer med vindhastigheten  $2,2m/s$ , ni simuleringer uten vind samt ni hver med de to andre vindhastighetene ( $6,4m/s$  og  $11,2m/s$ ). Dette har bakgrunn i vindstatistikken for Trondheim som viser at  $2,2m/s$  er den vindhastigheten som gjennomsnittlig er vanligst. For balkongbredde er det totalbredden på  $2m$  ( $p=0,5m$ ) som benyttes i flest simuleringer, og det kjøres like mange simuleringer for hver av de ulike varmeavgivelsesratene. Simuleringsoppsettet er vist i figur 4.11.

Scenario	Vindhastighet [m/s]				Flammeskjerm/Balkong					Varmeavgivelsesrate [kW]		
	0	2,2	6,4	11,2	D [m]			p [m]		4600	6600	8400
					1	1,2	1,5	0	0,5			
1	x				x				x	x		
2	x					x			x	x		
3	x					x			x		x	
4	x					x			x			x
5	x					x			x	x		
6	x					x			x		x	
7	x					x			x			x
8	x							x	x		x	
9	x							x	x			x
10		x			x				x	x		
11		x			x				x		x	
12		x			x				x			x
13		x				x			x			
14		x				x			x		x	
15		x				x			x			x
16		x				x			x	x		
17		x				x			x		x	
18		x				x			x			x
19		x						x	x	x		
20		x						x	x		x	
21		x						x	x			x
22			x		x				x	x		
23			x			x			x	x		
24			x			x			x		x	
25			x			x			x			x
26			x			x			x	x		
27			x			x			x		x	
28			x			x			x			x
29			x					x	x		x	
30			x					x	x			x
31				x	x				x	x		
32				x		x			x	x		
33				x		x			x		x	
34				x		x			x			x
35				x		x			x	x		
36				x		x			x		x	
37				x		x			x			x
38				x				x	x		x	
39				x				x	x			x

Figur 4.11: Simuleringsoppsett.

## 5. Resultater

I dette kapitlet vil resultatene av de gjennomførte simuleringene presenteres og kommenteres. OpenOffice Calc er benyttet til å behandle datagrunnlaget fra sensorene i simuleringsmodellen, og resultatene vil i følgende delkapittel framstilles i tabeller og grafer alt etter hva som anses som hensiktsmessig. Det er tilsammen kjørt 39 simuleringer i forbindelse med denne oppgaven, og i tabell 5.1 er det vist hvilke scenarioer som har samme kombinasjon av flammeskjermutforming og varmeavgivelsesrate for de ulike vindforholdene (uten,  $2,2\text{ m/s}$ ,  $6,4\text{ m/s}$  og  $11,2\text{ m/s}$ ). Dersom det ikke er kjørt et scenario for den gitte kombinasjonen er dette merket med « - ».

Tabell 5.1: Oversikt over scenarioer med samme kombinasjon av flammeskjermutforming og varmeavgivelsesrate for de ulike vindforholdene (uten,  $2,2\text{ m/s}$ ,  $6,4\text{ m/s}$  og  $11,2\text{ m/s}$ )

Kombinasjon	Q [kW]	D [m]	$B_{tot}$ [m]	Uten vind	$2,2\text{ m/s}$	$6,4\text{ m/s}$	$11,2\text{ m/s}$
K1:	4600	1,0	2	Scen. 1	Scen. 10	Scen. 22	Scen.31
K2:	6600	1,0	2	-	Scen. 11	-	-
K3:	8400	1,0	2	-	Scen. 12	-	-
K4:	4600	1,2	1	Scen. 2	Scen. 13	Scen. 23	Scen.32
K5:	6600	1,2	1	Scen. 3	Scen. 14	Scen. 24	Scen.33
K6:	8400	1,2	1	Scen. 4	Scen. 15	Scen. 25	Scen.34
K7:	4600	1,2	2	Scen. 5	Scen. 16	Scen. 26	Scen.35
K8:	6600	1,2	2	Scen. 6	Scen. 17	Scen. 27	Scen.36
K9:	8400	1,2	2	Scen. 7	Scen. 18	Scen. 28	Scen.37
K10:	4600	1,5	2	-	Scen. 19	-	-
K11:	6600	1,5	2	Scen. 8	Scen. 20	Scen. 29	Scen.38
K12:	8400	1,5	2	Scen. 9	Scen. 21	Scen. 30	Scen.39

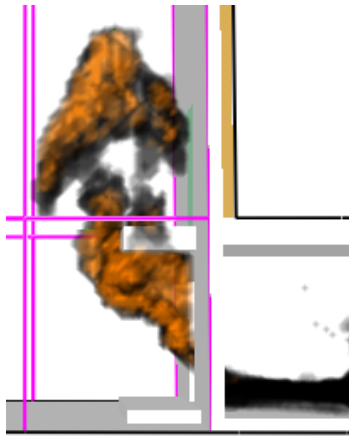
Resultatet av hvordan innvirkning de ulike parametrene (vind, flammeskjermdybde og flammeskjermbredde) har vil kommenteres i de neste kapitlene. For å se på effekten til en enkel parameter er det viktig å sammenligne scenarioer hvor det kun er den parametrene som skal ses nærmere på som varieres. Når effekten av vind skal presenteres vil derfor alle scenarioene utenom de med kombinasjon K2, K3 og K10 benyttes. Grunnen til dette er at scenarioene med kombinasjon K2, K3 og K10 bare er kjørt med en vindstyrke på  $2,2\text{ m/s}$ . Når effekten av dybden til flammeskjermen skal presenteres benyttes scenarioene med en total bredde på  $2\text{ m}$ . Dette skyldes at alle scenarioene for hver varmeavgivelsesrate med bredde  $B_{tot} = 1\text{ m}$  har lik dybde. Når effekten av den totale bredden til flammeskjermen skal presenteres benyttes scenarioene med en dybde på  $1,2\text{ m}$ . Grunnen til dette er at scenarioene med  $D=1\text{ m}$  og  $D=1,5\text{ m}$  enten har lik  $B_{tot}$ , eller det kun er et scenario med den dybden for hver av varmeavgivelsesratene.

Da analysen kun ser på et utsnitt i ett casebygg vil resultatene ikke direkte kunne si noe om den generelle vindeffekten på lignende bygg, men hovedhensikten med analysen er å gi et svar på om det er nødvendig med et større fokus på hvordan vind kan påvirke flammeskjermers funksjonalitet.

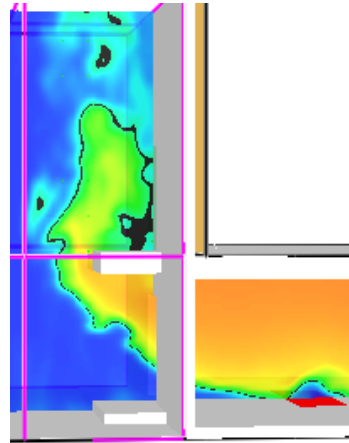
## 5.1 Observasjoner fra Smokeview

For å beskrive flammens utforming og atferd når de ulike parametrene varieres utføres det en kvalitativ vurdering av observasjoner fra Smokeview. Siden det er utført tilsammen 39 simuleringer vil det gjøres et utvalg av scenarioer som skal vurderes for å se på effekten av de ulike parametrene.

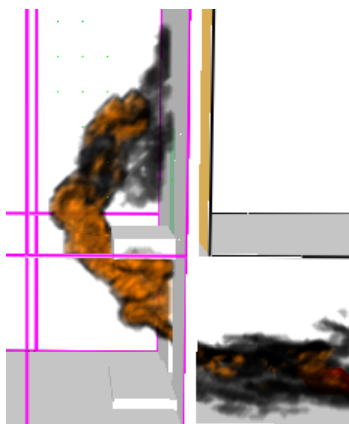
**Vind:** Det valgt å vurdere scenarioene med kombinasjon K9 (se tabell 5.1), siden de er ansett til å formidle vindens effekt på den eksterne brannplumen godt for de ulike vindstyrkene. Flammeskjermensdimensjonene i K9 er de som er benyttet i flest scenarioer, og varmeavgivelsesraten er  $Q=8400kW$  som antas å gi kraftigst flammeplume. Det er gjort en vurdering av hva som er «typisk» for hver enkel vindstyrke, og bilder fra Smokeview som skal illustrere dette er vist i figur 5.1. I figuren presenteres det for hvert scenario to bilder i samme tidspunkt fra Smokeview, ett med «HRRPUV» lastet som viser varmeavgivelsesrate per volum, og ett med «Slice» lastet som måler gasstemperatur. I bildene fra Smokeview med «Slice» lastet viser den sorte markeringen langs flammeplumen hvor flammertopp (540°C) er.



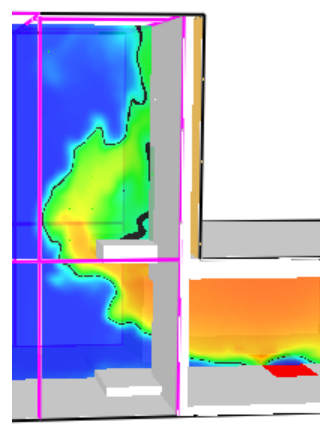
(a) Scenario 7 - uten vind - HRRPUV (63,2s).



(b) Scenario 7 - uten vind - Slice (63,2s).

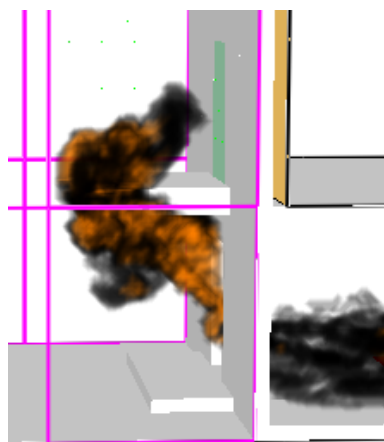


(c) Scenario 18 - 2,2m/s - HRRPUV (69,7s).

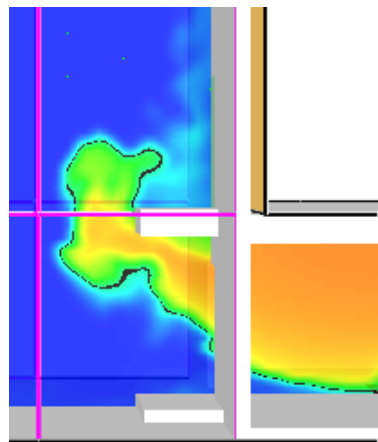


(d) Scenario 18 - 2,2m/s - Slice (69,7s).

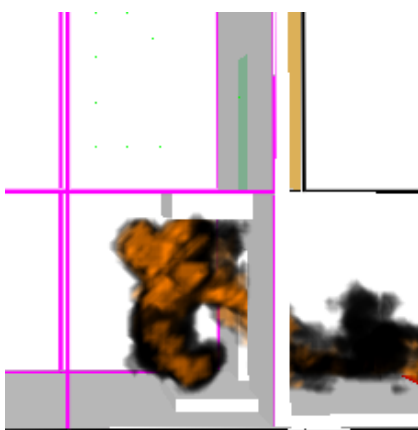




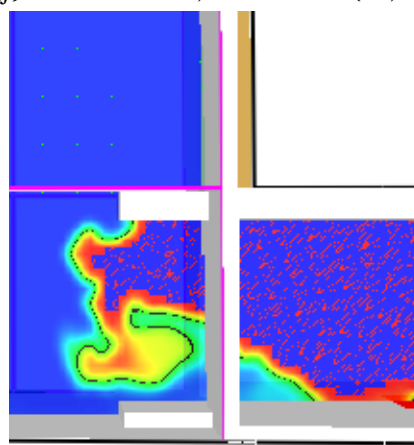
(e) Scenario 28 - 6,4m/s - HRRPUV (66,4s).



(f) Scenario 28- 6,4m/s - Slice (66,4s).



(g) Scenario 37 - 11,2m/s - HRRPUV (56,5s).



(h) Scenario 37 - 11,2m/s - Slice (56,5s).

Figur 5.1: «Typisk» utforming av flammeplum for hver vindstyrke, presentert med bilder fra scenarioer med kombinasjon K9. Under hvert bilde er det oppgitt informasjon om bildet på følgende måte: «Scenario nr X - vindforhold - HRRPUV/Slice (tidspunkt i simulering)».

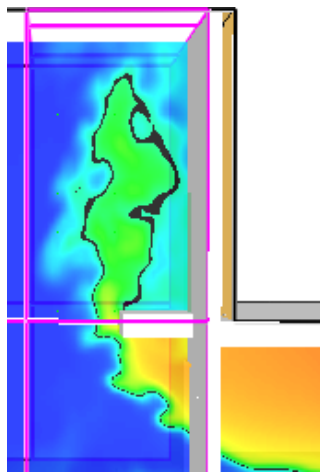
Observasjoner fra Smokeview viser at flammeplumen for scenarioer uten vind og med vind på 2,2m/s i stor grad vil være like med tanke på høyde og utforming. For begge vindforholdene vil flammene fluktuere og bøyes over flammeskjermen mot fasaden, men for scenarioene med vind på 2,2m/s vil plumen trykkes mer mot selve fasaden og i større grad «feste» seg til den (se figur 5.1b og figur 5.1d). Til tider kan det også virke som det i scenarioene med vind på 2,2m/s vil oppstå en slankere flammeplume.

For scenarioene med en vindstyrke på 6,4m/s viser observasjoner fra Smokeview at flammeplumen vil være vesentlig kortere enn for scenarioene uten vind og med vind på 2,2m/s som illustrert i figur 5.1e og figur 5.1f. Det ser også ut til at plumen er bredere for scenarioene med vind på 6,4m/s, og at den vil fluktuere noe mer. I scenarioene med vind på 11,2m/s holder flammene seg stortsett under flammeskjermen hvor de ligger veldig tykke. I tillegg ser det ut som de trykkes mer mot fasaden slik at de bli bredere enn for de andre vindstyrkene, og det oppstår

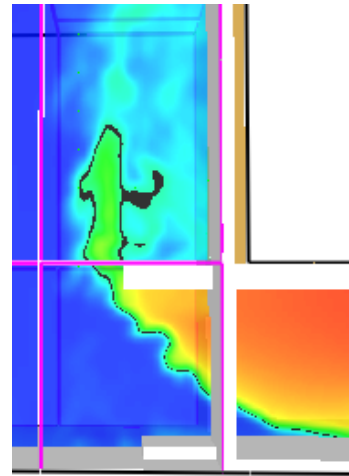
virvler ned mot bakken som forsøkt illustrert med bilde i figur 5.1g.

Observasjoner fra Smokeview viser også at med økende vindstyrke tar det lengre tid før det etablerer seg høye flammer foran flammeskjermen, dersom det gjør det i det hele tatt.

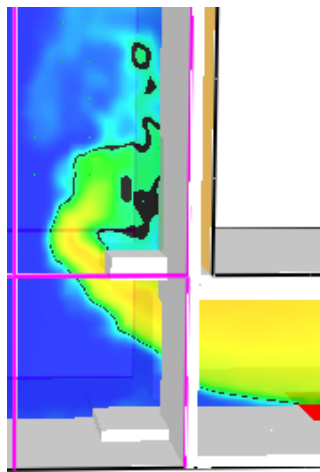
**Dybde (D):** I figur 5.2 er det vist to og to illustrasjonsbilder fra Smokeview med «Slice» lastet for et utvalg scenarier som har ulike dybder, men ellers tilsvarende verdier for vind, varmeavgivelsesrate og flammeskjermbredde.



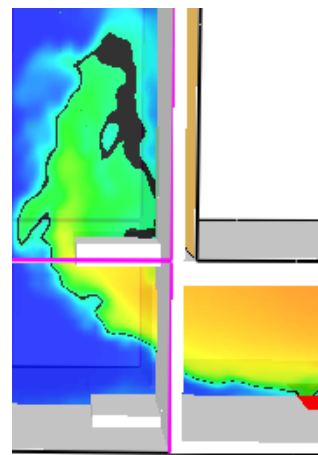
(a) Scenario 6 - uten vind -  $D=1,2m$ .



(b) Scenario 8 - uten vind -  $D=1,5m$ .



(c) Scenario 11 -  $2,2m/s$  -  $D=1m$ .



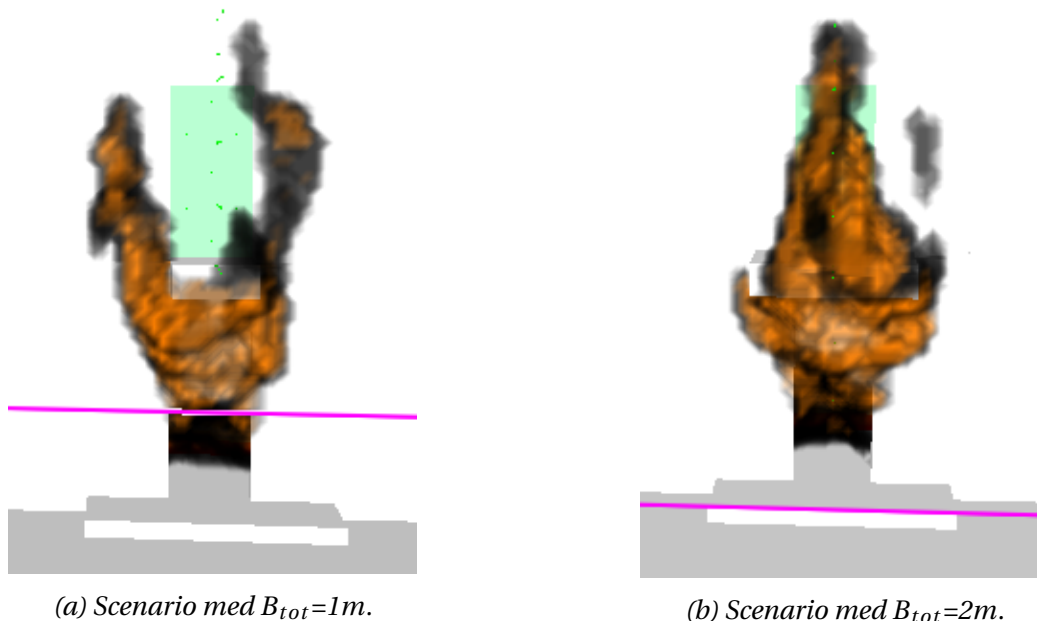
(d) Scenario 20 -  $2,2m/s$  -  $D=1,5m$ .

Figur 5.2: Illustrasjonsbilder fra Smokeview med «Slice» lastet for et utvalg scenarier som har ulike dybder, men ellers tilsvarende verdier for vind, varmeavgivelsesrate og flammeskjermbredde.

For scenarioene uten vind viser observasjoner fra Smokeview at en øking av dybden ser ut til å redusere flammehøyden til den eksterne plumen, som illustrert i figur 5.2a og 5.2b. Det oppstår også høyere eksterne flammer for scenarioene uten vind og med  $D=1,5m$  enn det som er illustrert i figur 5.2b, men gjennomsnittlig ser det ut som flammehøyden vil være en del lavere enn for  $D=1,2m$ . For scenarioene med vind er det vanskelig å se forskjell på flammeplumen når dybden

økes fra  $1\text{ m}$  til  $1,2\text{ m}$ , eller fra  $1,2\text{ m}$  til  $1,5\text{ m}$ , men når dybden økes fra  $1\text{ m}$  til  $1,5\text{ m}$  kan det se ut som flammeplumen fluktuerer litt mer og i tillegg avbøyes mer over flammeskjermen slik at den oftere «fester» seg til den (se figur 5.2d). Flammeplumen avbøyes også over flammeskjermen når  $D=1\text{ m}$ , men da gjerne i litt større avstand til flammeskjermen slik at den ikke «fester» seg til den (se figur 5.2c). Det tar i tillegg lengre tid før det etablerer seg høye flammer foran flammeskjermen når  $D=1,5\text{ m}$  enn det gjør når  $D=1\text{ m}$ .

**Bredde ( $B_{tot}$ ):** I figur 5.3 er det vist to illustrasjonsbilder fra Smokeview med «HRRPUV» lastet. Det ene bildet er et scenario med  $B_{tot}=1\text{ m}$  og det andre et scenario med  $B_{tot}=2\text{ m}$ , og scenarioene har ellers de samme verdiene for parametrene vind, varmeavgivelsesrate og flammeskjerm-dybde.

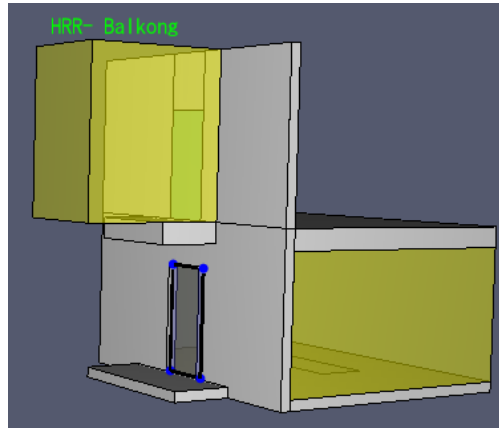


Figur 5.3: Illustrasjonsbilder fra Smokeview med «HRRPUV» lastet, ett med  $B_{tot}=1\text{ m}$  og ett med  $B_{tot}=2\text{ m}$ .

Som bildene i figur 5.3 viser vil det for scenarioene med  $B_{tot}=1\text{ m}$  være mer flammer på siden av flammeskjermen, og til tider vil også flammeskjermen med  $B_{tot}=1\text{ m}$  være helt «innpakket» i flammer på alle kanter. Denne trenden ser ut til å være gjeldende når det oppstår flammer foran flammeskjermen for alle vindforholdene som ses på i denne oppgaven.

## 5.2 Innstrømning av luft, og varmeavgivelsesrate i brannrom og over flammeskjerm

Varmeavgivelsesrate i brannrommet ble målt med «Heat release rate device», og innstrømningen av luft gjennom fasadeåpning målt med «Flow measuring device». «Heat release rate device» ble også anvendt til å måle varmeavgivelsesraten i et volum over flammeskjermen. Figur 5.4 viser plassering av måleverktøyene i modellen for alle de kjørte scenarioene.

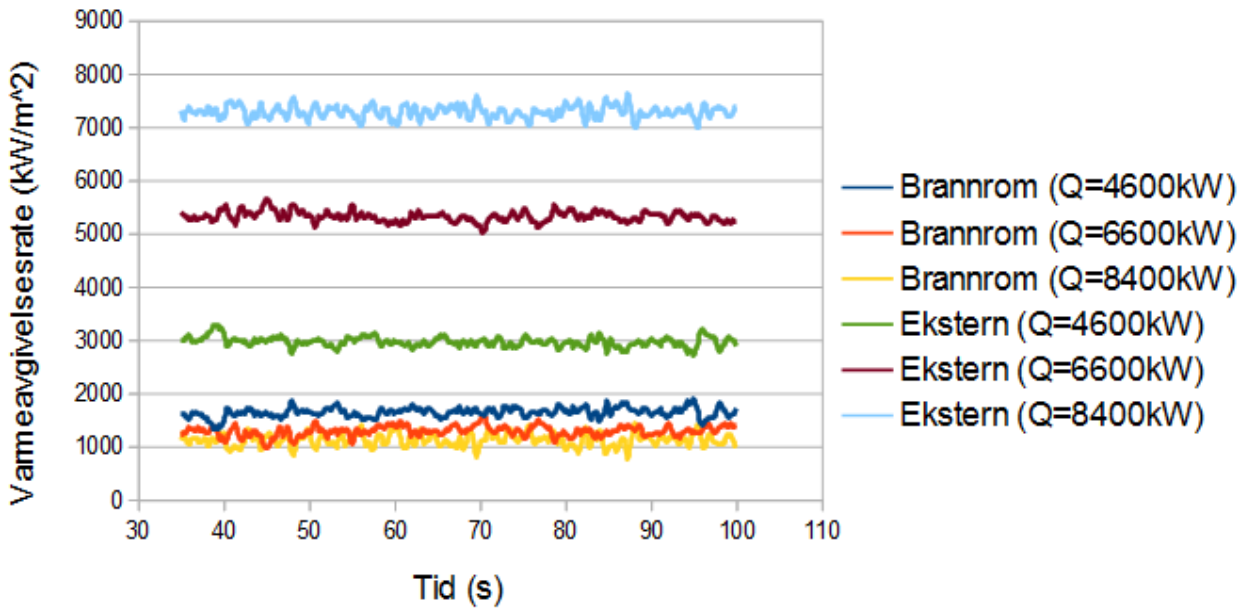


Figur 5.4: Plassering av «Flow measuring device» (blå) i fasadeåpning i 1.etasje, og «Heat release rate device» (gul) over balkong og i brannrom i modell.

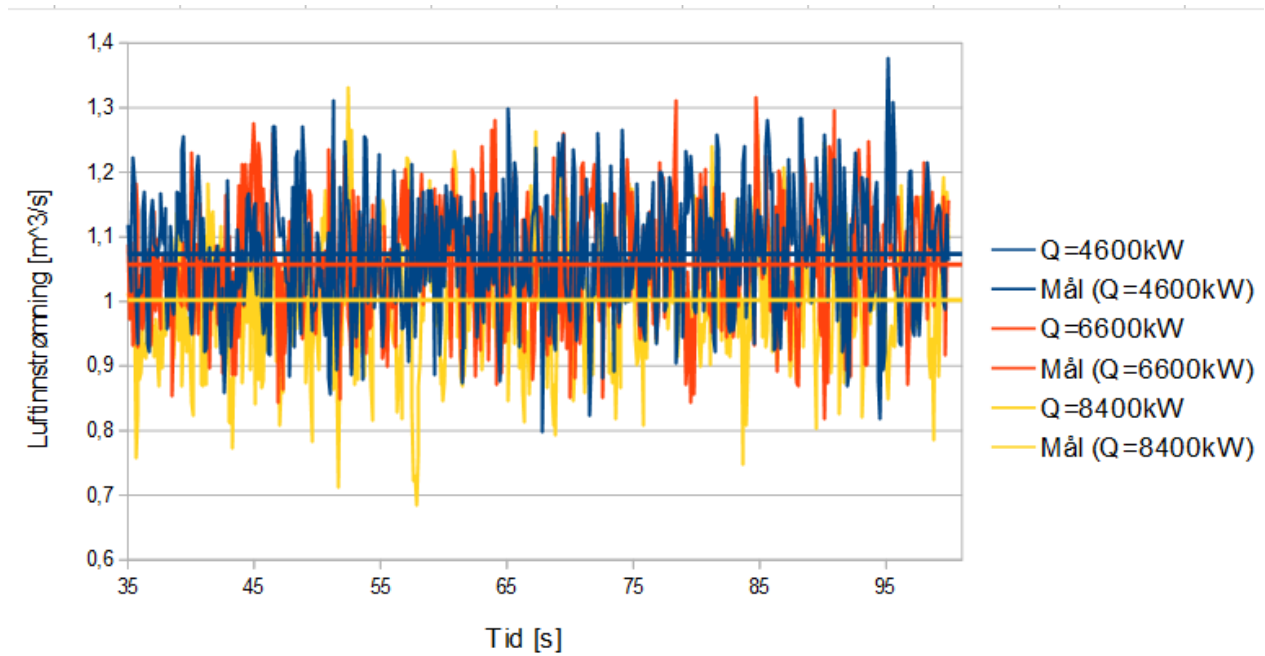
### 5.2.1 Innstrømning av luft og varmeavgivelsesrate i brannrom

Fra målingene med innstrømning av luft gjennom fasadeåpning i 1.etasje, samt varmeavgivelsesraten i brannrommet får man informasjon om hvor stor varmeavgivelsesraten på utsiden av bygget har vært. I tillegg kommer det fram hvordan forholdet mellom disse to faktorene er. Det er valgt å se bort fra de første 35 sekundene av simuleringen, siden resultatene av målingene anses å være mest interessante når den eksterne intermitterende flammen er «stabil». I figur 5.5 er både varmeavgivelse i brannrommet og ekstern varmeavgivelsesrate vist. Den eksterne varmeavgivelsesraten er ikke målt, men beregnet (Ekstern varmeavgivelsesrate = Total varmeavgivelsesrate i modell - varmeavgivelsesrate i brannrom). I figur 5.6 er resultatene fra målingen av luftinnstrømning presentert. Det er lagt inn en linje som viser gjennomsnittet av målingene, i diagramforklaringen er linjene kalt «Mål».

Fra grafene i figur 5.5 og figur 5.6 ser man at forholdet mellom varmavgivelsesrate i brannrom og innstrømning av luft er som forventet ved en ventilasjonskontrollert brann; større luftinnstrømning gir større varmeavgivelsesrate i brannrommet. Den laveste varmeavgivelsesraten brukt i modellen ( $Q=4600\text{ kW}$ ) gir en litt høyere innstrømning av luft i rommet, og dermed også en litt høyere varmeavgivelsesrate i brannrommet. En mulig forklaring på dette er at brannplumen vil ta mindre plass i fasadeåpningen ved lavere varmeavgivelsesrater. Fra figur 5.5 ser man at den eksterne varmeavgivelsesraten for  $Q=4600\text{ kW}$ ,  $Q=6600\text{ kW}$  og  $Q=8400\text{ kW}$  henholdsvis vil bli ca  $3000\text{ kW}$ ,  $5250\text{ kW}$  og  $7250\text{ kW}$ .



Figur 5.5: Varmeavgivelsesrate i brannrom samt ekstern varmeavgivelsesrate for de ulike varmavgivelsesratene som er benyttet i modellen.

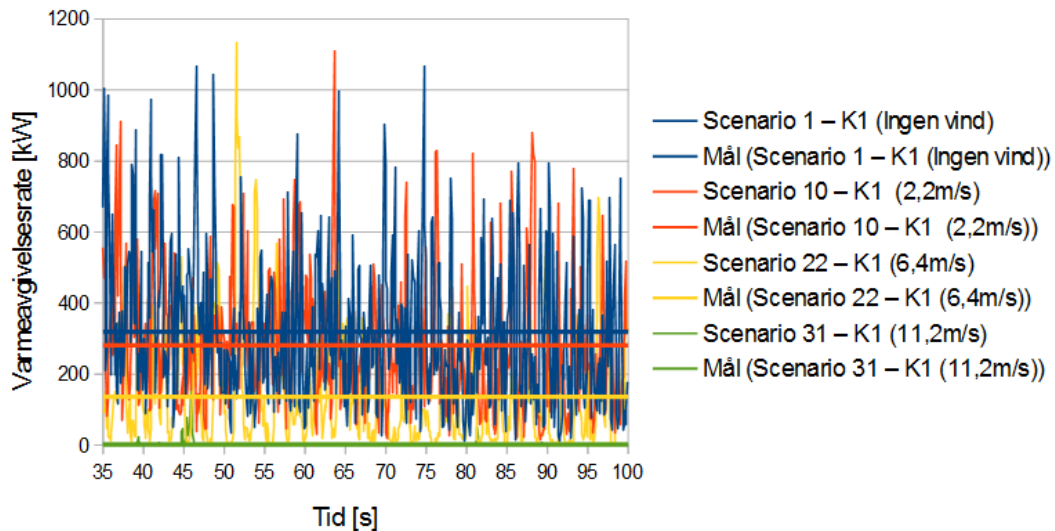


Figur 5.6: Innstrømning av luft i brannrom for de ulike varmavgivelsesratene som er benyttet i modellen.

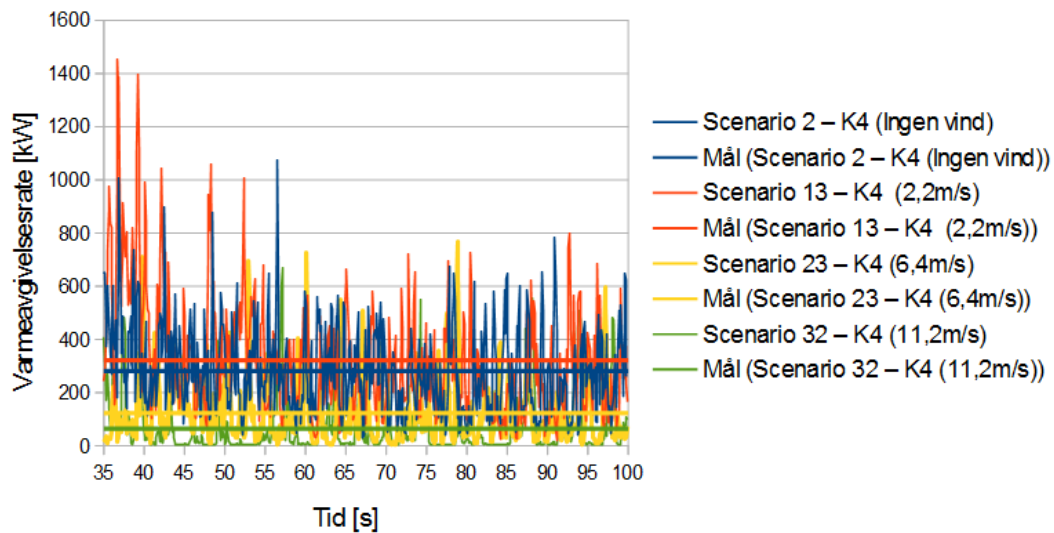
## 5.2.2 Varmavgivelsesrate i volum over flammeskjerm

Resultatene fra målingene av varmeavgivelsesrate i volumet over flammeskjermen er vist grafisk i de følgende figurene, også her er det valgt å se bort fra de første 35 sekundene av simuleringene. I figurene vil scenarioene presenteres etter kombinasjonene i tabell 5.1, og etter varmeavgivelsesrate benyttet i modellen (fra lavest til høyest). For hvert scenario er det lagt inn en linje som viser gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate, og i diagramforklaringen er linjene kalt «Mål».

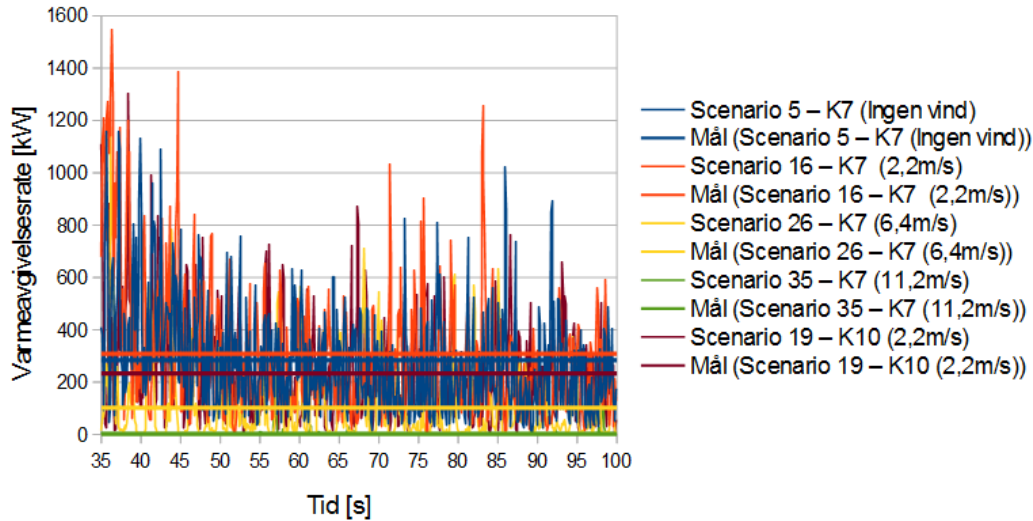
Scenarioer med  $Q=4600\text{kW}$



Figur 5.7: Varmavgivelsesrate i volum over flammeskjerm for scenarioene med kombinasjon K1 ( $Q=4600\text{kW}$ ).



Figur 5.8: Varmavgivelsesrate i volum over flammeskjerm for scenarioene med kombinasjon K4 ( $Q=4600\text{kW}$ ).



Figur 5.9: Varmeavgivelsesrate i volum over flammeskjerm for scenarioene med kombinasjon K7 og K10 ( $Q=4600kW$ ).

For scenarioene med varmeavgivelsesrate  $Q=4600 kW$  i modellen, vist i figur 5.7, figur 5.8 og figur 5.9, ligger varmeavgivelsesraten i volumet over flammeskjermen gjennomsnittlig mellom ca  $0kW$  og  $350kW$ .

**Vind:** Scenarioene med kombinasjon K1 i figur 5.7 får lavere gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate i volumet over flammeskjermene med økende vindhastighet. Scenarioene med kombinasjon K4 og K7 i henholdsvis figur 5.8 og figur 5.9 har begge høyest gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate i volumet over flammeskjermen når vindhastigheten er  $2,2m/s$ , og nest høyest uten vind. I alle scenarioene med  $Q=4600kW$  vil varmeavgivelsesraten i volumet være relativt lik uten vind og med vind på  $2,2m/s$ . Når vinden øker til  $6,4m/s$  og  $11,2m/s$  blir varmeavgivelsesraten i det målte volumet en god del lavere, og for scenarioene med vindstyrke på  $11,2m/s$  og kombinasjon K1 og K7 er det nesten ikke registrert noe varmeavgivelse i volumet over flammeskjermen i det hele tatt.

**Dybde (D):** Tabell 5.2 presenterer verdiene for gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate over flammeskjermen ( $Q_{f.s.}$ ) ved ulike dybder (D).

Tabell 5.2 viser at ved å øke dybden på flammeskjermen synker gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate i volumet over flammeskjermen noe for scenarioene uten vind og med en vindstyrke på  $6,4m/s$ . For scenarioene med en vindhastighet på  $2,2m/s$  har scenario 16 ( $D=1,2m$ ) den høyeste gjennomsnittlige varmeavgivelsesraten i volumet over flammeskjermen, og scenario 19 ( $D=1,5m$ ) har den laveste.

**Bredde ( $B_{tot}$ ):** Tabell 5.3 presenterer verdiene for gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate over flammeskjermen ( $Q_{f.s.}$ ) ved ulike bredder ( $B_{tot}$ ).

Tabell 5.3 viser at ved å øke bredden på flammeskjermen vil gjennomsnittlig varmeavgivelsesraten i volumet over flammeskjermen minke noe for alle scenarioene med vind. Uten vind vil øking av bredde på flammeskjermen ikke ha effekt.

Tabell 5.2: Gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate over flammeskjermen ( $Q_{f.s.}$ ) ved ulike dybder ( $D$ ) når  $Q=4600kW$ .

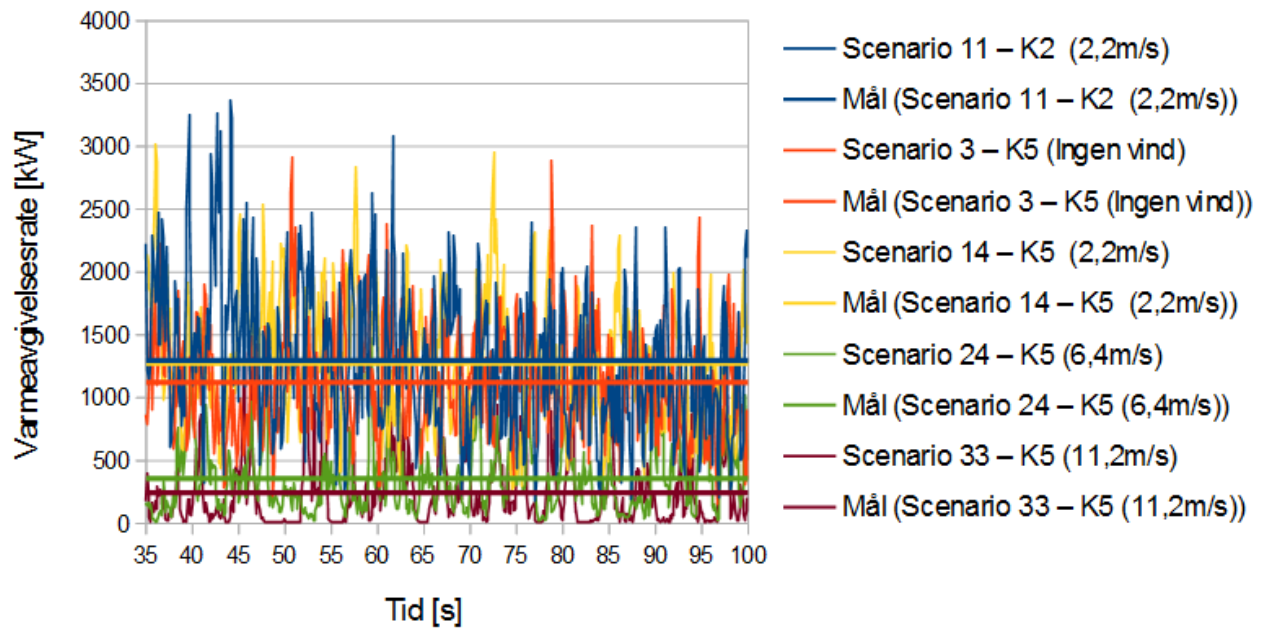
Scenario	Vindhastighet [m/s]	D [m]	$Q_{f.s.}$ [kW]
Scenario 1	0	1	~ 320
Scenario 5	0	1,2	~ 280
Scenario 10	2,2	1	~ 270
Scenario 16	2,2	1,2	~ 310
Scenario 19	2,2	1,5	~ 240
Scenario 22	6,4	1	~ 140
Scenario 26	6,4	1,2	~ 100
Scenario 31	11,2	1	~ 0
Scenario 35	11,2	1,2	~ 0

Tabell 5.3: Gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate over flammeskjermen ( $Q_{f.s.}$ ) ved ulike bredder ( $B_{tot}$ ) når  $Q=4600kW$ .

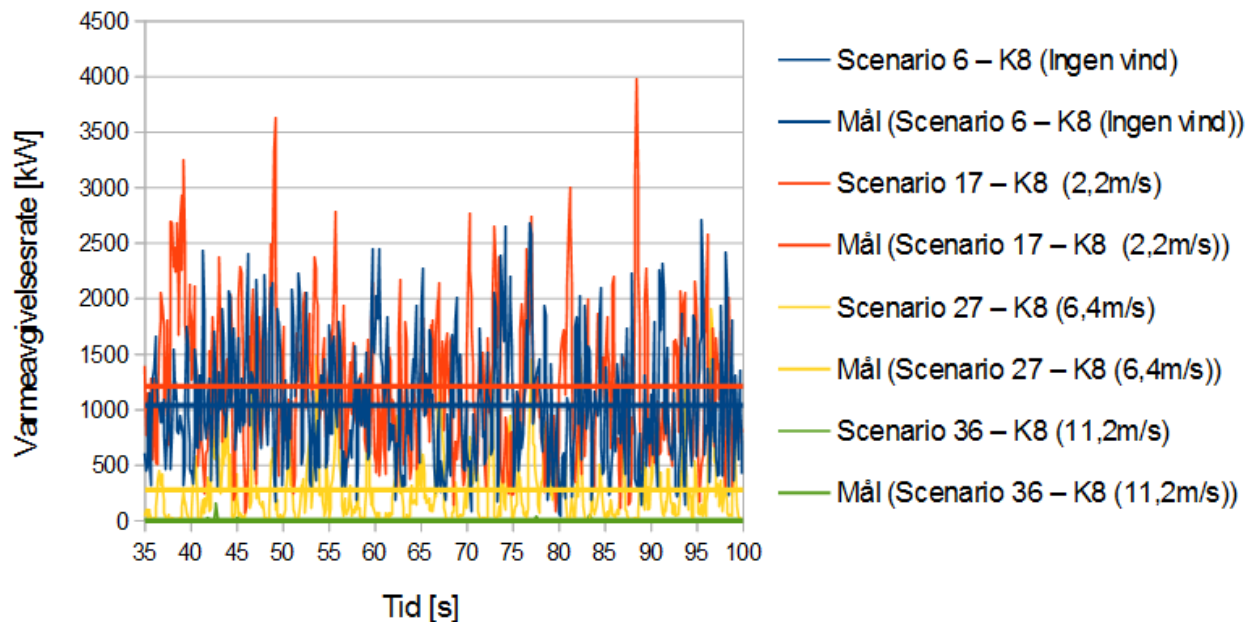
Scenario	Vindhastighet [m/s]	$B_{tot}$ [m]	$Q_{f.s.}$ [kW]
Scenario 2	0	1	~ 280
Scenario 5	0	2	~ 280
Scenario 13	2,2	1	~ 320
Scenario 16	2,2	2	~ 310
Scenario 23	6,4	1	~ 120
Scenario 26	6,4	2	~ 100
Scenario 32	11,2	1	~ 60
Scenario 35	11,2	2	~ 0



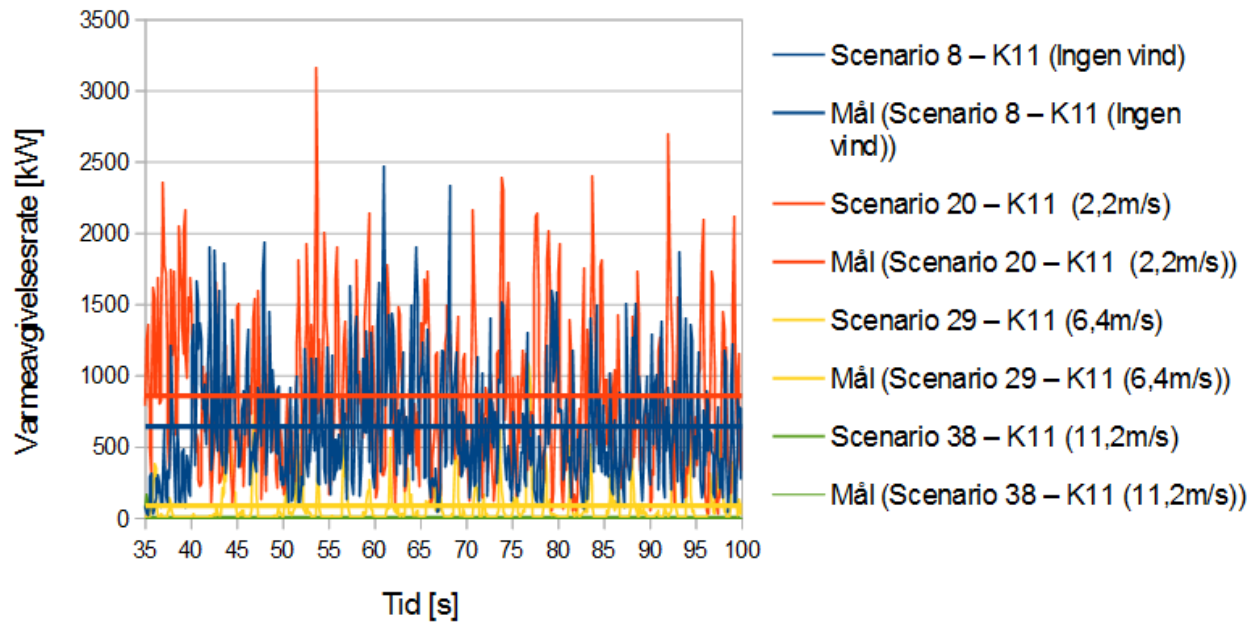
## Scenarier med $Q=6600\text{ kW}$



Figur 5.10: Varmeavgivelsesrate i volum over flammeskjerm for scenarioene med kombinasjon K2 og K5 ( $Q=6600\text{ kW}$ ).



Figur 5.11: Varmeavgivelsesrate i volum over flammeskjerm for scenarioene med kombinasjon K8 ( $Q=6600\text{ kW}$ ).



Figur 5.12: Varmeavgivelsesrate i volum over flammeskjerm for scenarioene med kombinasjon K11 ( $Q=6600kW$ ).

For scenarioene med varmeavgivelsesrate  $Q=6600kW$  i modellen, vist i figur 5.10, figur 5.11 og figur 5.12, ligger gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate i volumet over flammeskjermen mellom ca  $0kW$  og  $1400kW$ .

**Vind:** Scenarioene med kombinasjon K5, K8 og K11 i henholdsvis figur 5.10, 5.11 og figur 5.12 har alle høyest gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate i volumet over flammeskjermen når vindhastigheten er  $2,2m/s$ , og nest høyest uten vind. For scenarioene med samme kombinasjon vil varmeavgivelsesraten i volumet over flammeskjermen være relativt like uten vind og med en vindstyrke på  $2,2m/s$ . Det er et ganske stort sprang ned til scenarioene med vind på  $6,4m/s$  og  $11,2m/s$ .

**Dybde (D):** Tabell 5.4 presenterer verdiene for gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate over flammeskjermen ( $Q_{f.s.}$ ) ved ulike dybder (D).

Tabell 5.4 viser at ved å øke dybden på flammeskjermen synker gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate i volumet over flammeskjermen noe for alle scenarioer. Unntaket er scenarioene med vindstyrke på  $11,2m/s$  som gjennomsnittlig har tilnærmet null varmeavgivelse i volumet over flammeskjerm uavhengig av om dybden er  $1,2m$  eller  $1,5m$ .

**Bredde ( $B_{tot}$ ):** Tabell 5.5 presenterer verdiene for gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate over flammeskjermen ( $Q_{f.s.}$ ) ved ulike bredder ( $B_{tot}$ ).

Tabell 5.5 viser at ved å øke bredden på flammeskjermen vil varmeavgivelsesraten i volumet over flammeskjermen minke noe for alle scenarioene uavhengig av vindforhold.

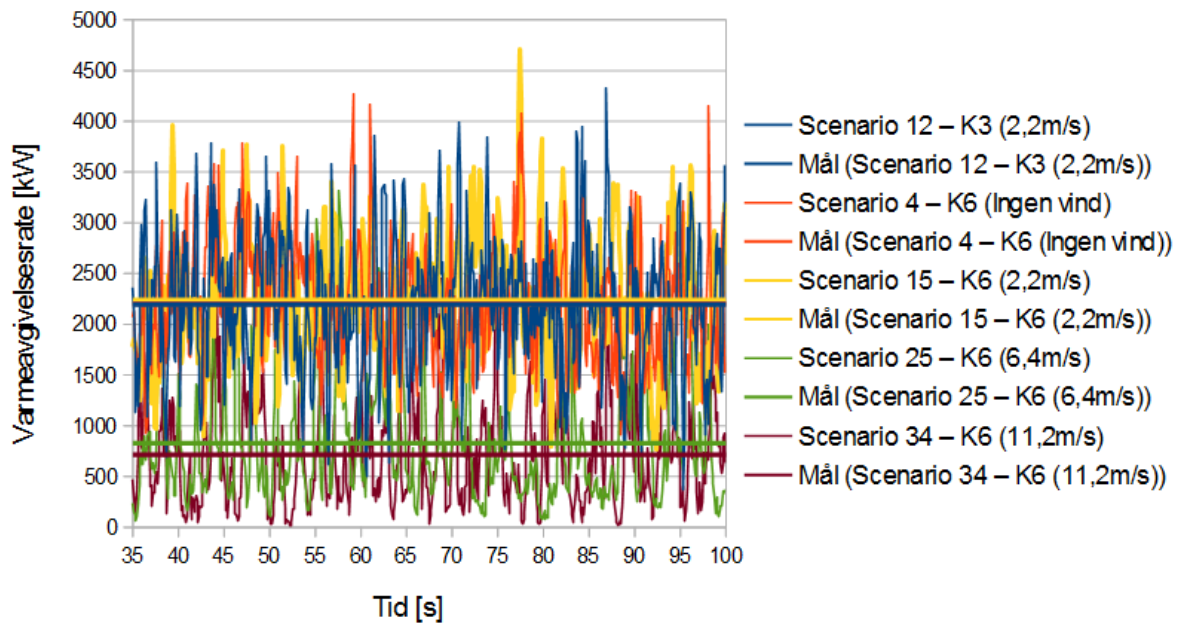
Tabell 5.4: Gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate over flammeskjermen ( $Q_{f.s.}$ ) ved ulike dybder ( $D$ ) når  $Q=6600kW$ .

Scenario	Vindhastighet [m/s]	D [m]	$Q_{f.s.}$ [kW]
Scenario 6	0	1,2	~ 1050
Scenario 8	0	1,5	~ 650
Scenario 11	2,2	1	~ 1300
Scenario 17	2,2	1,2	~ 1200
Scenario 20	2,2	1,5	~ 870
Scenario 27	6,4	1,2	~ 300
Scenario 29	6,4	1,5	~ 100
Scenario 36	11,2	1,2	~ 0
Scenario 38	11,2	1,5	~ 0

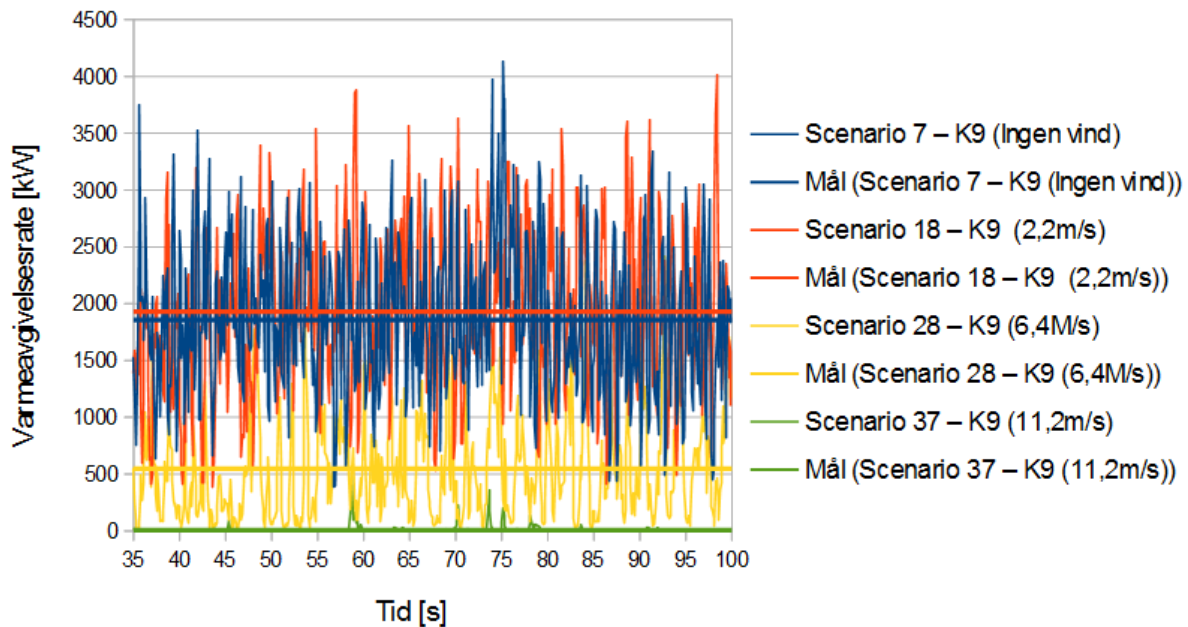
Tabell 5.5: Gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate over flammeskjermen ( $Q_{f.s.}$ ) ved ulike bredder ( $B_{tot}$ ) når  $Q=6600kW$ .

Scenario	Vindhastighet [m/s]	$B_{tot}$ [m]	$Q_{f.s.}$ [kW]
Scenario 3	0	1	~ 1150
Scenario 6	0	2	~ 1050
Scenario 14	2,2	1	~ 1290
Scenario 17	2,2	2	~ 1200
Scenario 24	6,4	1	~ 350
Scenario 27	6,4	2	~ 300
Scenario 33	11,2	1	~ 250
Scenario 36	11,2	2	~ 0

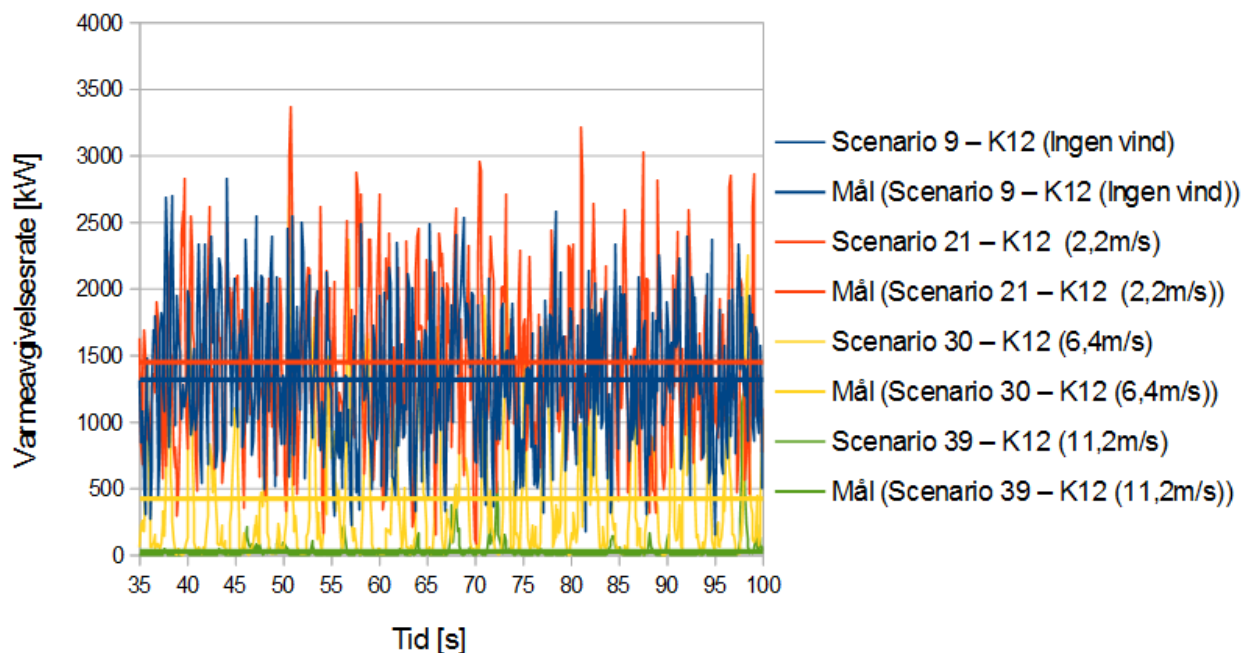
## Scenarier med $Q=8400\text{kW}$



Figur 5.13: Varmeavgivelsesrate i volum over flammeskjerm for scenarioene med kombinasjon K3 og K6 ( $Q=8400\text{kW}$ ). Linjen som skal vise gjennomsnittlig verdi for scenario 4 er dekket av gjennomsnittlinjene til scenario 12 og scenario 15, men ligger omtrent midt mellom dem.



Figur 5.14: Varmeavgivelsesrate i volum over flammeskjerm for scenarioene med kombinasjon K9 ( $Q=8400\text{kW}$ ).



Figur 5.15: Varmeavgivelsesrate i volum over flammeskjerm for scenarioene med kombinasjon K12 ( $Q=8400kW$ ).

For scenarioene med varmeavgivelsesrate  $Q=8400kW$  i modellen, vist i figur 5.13, figur 5.14 og figur 5.15, ligger gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate i volumet over flammeskjermen mellom ca  $0kW$  og  $2300kW$ .

**Vind:** Scenarioene med kombinasjon K6, K9 og K12 i henholdsvis figur 5.13, 5.14 og 5.15 har alle høyest gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate i volumet over flammeskjermen når vindhastigheten er  $2,2m/s$ , og nest høyest uten vind. I likhet med scenarioene med  $Q=6600kW$  vil varmeavgivelsesraten i volumet over flammeskjermen være relativt like uten vind og med en vindstyrke på  $2,2m/s$ , mens det er et ganske stort sprang ned til scenarioene med vind på  $6,4m/s$  og  $11,2m/s$ .

**Dybde (D):** Tabell 5.6 presenterer verdiene for gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate over flammeskjermen ( $Q_{f.s.}$ ) ved ulike dybder (D).

Tabell 5.6 viser at ved å øke dybden på flammeskjermen synker varmeavgivelsesraten i volumet over flammeskjermen noe for alle scenarioer. Unntaket er scenarioene med vindstyrke på  $11,2m/s$  som har tilnærmet null varmeavgivelse i volumet over flammeskjerm uavhengig av om dybden er  $1,2m$  eller  $1,5m$ .

**Bredde ( $B_{tot}$ ):** Tabell 5.7 presenterer verdiene for gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate over flammeskjermen ( $Q_{f.s.}$ ) ved ulike bredder ( $B_{tot}$ ).

Tabell 5.7 viser at ved å øke bredden på flammeskjermen vil gjennomsnittlig varmeavgivelsesraten i volumet over flammeskjermen minke noe for alle scenarioene uavhengig av vindforhold.

Tabell 5.6: Gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate over flammeskjermen ( $Q_{f.s.}$ ) ved ulike dybder ( $D$ ) når  $Q=8400kW$ .

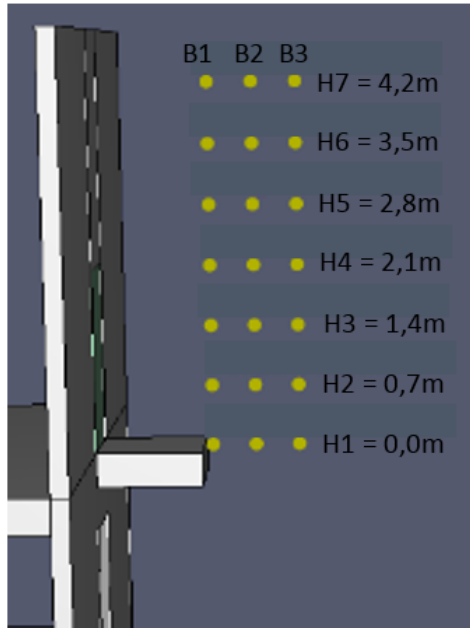
Scenario	Vindhastighet [m/s]	D [m]	$Q_{f.s.}$ [kW]
Scenario 7	0	1,2	~ 1850
Scenario 9	0	1,5	~ 1300
Scenario 12	2,2	1	~ 2200
Scenario 18	2,2	1,2	~ 1950
Scenario 21	2,2	1,5	~ 1450
Scenario 28	6,4	1,2	~ 550
Scenario 30	6,4	1,5	~ 400
Scenario 37	11,2	1,2	~ 0
Scenario 39	11,2	1,5	~ 0

Tabell 5.7: Gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate over flammeskjermen ( $Q_{f.s.}$ ) ved ulike bredder ( $B_{tot}$ ) når  $Q=8400kW$ .

Scenario	Vindhastighet [m/s]	$B_{tot}$ [m]	$Q_{f.s.}$ [kW]
Scenario 4	0	1	~ 2200
Scenario 7	0	2	~ 1850
Scenario 15	2,2	1	~ 2240
Scenario 18	2,2	2	~ 1950
Scenario 25	6,4	1	~ 840
Scenario 28	6,4	2	~ 550
Scenario 34	11,2	1	~ 700
Scenario 37	11,2	2	~ 0

### 5.3 «Gas phase devices»

Ved framstilling av resultatene vil det i noen tilfeller henvises til spesifikke sensorer, og i figur 5.16 og tabell 5.8 er «Gas phase»-sensorene systematisert med navn og plassering.



Figur 5.16: Systematisering av «Gas phase devices» etter høyde over flammeskjerm (H1-H7) og horisontal avstand fra flammeskjerm (B1-B3).

Tabell 5.8: Horisontal avstand fra flammeskjerm avhengig av balkongdybde (D) for sensorene i figur 5.16.

	D = 1m	D = 1,2m	D = 1,5m
B1	0,3m	0,1m	-0,2m
B2	0,8m	0,6m	0,3m
B3	1,3m	1,1m	0,8m

Fra tabell 5.8 ser man at ved en balkongdybde  $D = 1,5m$  har sensorene en horisontal avstand fra flammeskjerm B1 lik  $-0,2m$ . Sensoren i høyde H1 og horisontal avstand B1 fra flammeskjerm er derfor ikke inkludert i simuleringene når  $D = 1,5m$ , siden denne ville vært plassert i selve flammeskjermen. Sensorene i høyde H2-H7 og horisontal avstand B1 vil ligge  $0,2m$  inn fra flammeskjermens ytterkant, og dermed også over selve flammeskjermen.

#### 5.3.1 Flammens plassering

Det er utført forenklede beregninger av flammehøyde *foran* flammeskjermen ved å benytte temperaturmålingene fra «Gas phase devices». Det er satt et krav på 25%-intermittering for at flam-

men skal regnes som tilstedeværende i en høyde (H1-H7), metode og beregning av flammehøyde er nærmere beskrevet i vedlegg C.1. I tabell 5.9, tabell 5.12 og tabell 5.15 er scenarioene med henholdsvis  $Q=4600\text{ kW}$ ,  $Q=6600\text{ kW}$  og  $Q=8400\text{ kW}$  presentert. I tabellen vises intermitteringsprosenten for hver høyde (H1-H7) samt den estimerte flammehøyden ( $z$ ) foran flammeskjermen.

Tabell 5.9: Oversikt over total intermitteringsprosent for hver høyde (H1-H5) samt estimert flammehøyde foran flammeskjermen for scenarioene med  $Q=4600\text{ kW}$ . K=kombinasjon, S=Scenario, V=Vindhastighet [ $m/s$ ] og  $z$ =flammehøyde [ $m$ ].

K	Scenario	Vind [ $m/s$ ]	H1 [%]	H2 [%]	H3 [%]	H4 [%]	H5 [%]	$z$ [ $m$ ]
K1	Scenario 1	0	88,3	76,0	45,2	13,5	0,9	1,85
	Scenario 10	2,2	96,1	73,1	32,9	4,6	0,3	1,60
	Scenario 22	6,4	56,1	22,6	6,5	0,6	0	0,65
	Scenario 31	11,2	0,5	0	0	0	0	0
K4	Scenario 2	0	76,6	49,8	17,4	2,6	0,5	1,24
	Scenario 13	2,2	91,1	64,6	26,2	7,2	0,8	1,44
	Scenario 23	6,4	47,5	9,5	1,1	0,2	0	0,41
	Scenario 32	11,2	35,8	3,8	0,2	0	0	0,24
K7	Scenario 5	0	82,0	62,6	34,5	9,1	0,8	1,66
	Scenario 16	2,2	92,0	71,7	33,7	8,8	0,6	1,64
	Scenario 26	6,4	54,9	13,1	10,9	4,5	0,6	0,50
	Scenario 35	11,2	0,6	0	0	0	0	0
K10	Scenario 19	2,2	81,1	58,2	18,2	2,5	0	1,28

**Vind:** Fra tabell 5.9 ser man at scenarioene med kombinasjon K1 og K7 har høyest intermitteringsprosent i de fleste høydene (H1-H5) for scenarioene uten vind, de eneste unntakene er for H1 (K1 og K7) og H2 (K7) der scenarioene med vind på  $2,2\text{ m/s}$  har høyest intermitteringsprosent. K1 og K7 har også høyest flammehøyde for scenarioene uten vind. For scenarioene med kombinasjon K4 er det scenarioene med vindhastighet på  $2,2\text{ m/s}$  som har høyest intermitteringsprosent i samtlige høyder, og det er også scenarioet med vind på  $2,2\text{ m/s}$  som har høyest flammehøyde ( $z$ ) foran flammeskjermen. For samtlige kombinasjoner er det scenarioene med vind på  $6,4\text{ m/s}$  og  $11,2\text{ m/s}$  som henholdsvis har lavest og nest lavest intermitteringsprosent i de ulike høydene. Det samme gjelder for flammehøyde.

**Dybde (D):** Total intermitteringsprosent for hver høyde (H1-H5) samt estimert flammehøyde foran flammeskjermen for scenarioer med ulike dybder (D) når  $Q=4600\text{ kW}$ , er presentert i tabell 5.10.



Tabell 5.10: Total intermitteringsprosent for hver høyde (H1-H5) samt estimert flammehøyde foran flammeskjermen for scenarioer med ulike dybder (D) når  $Q=4600kW$ .

Scenario	Vind [m/s]	D [m]	H1 [%]	H2 [%]	H3 [%]	H4 [%]	H5 [%]	z [m]
Scenario 1	0	1	88,3	76,0	45,2	13,5	0,9	1,85
Scenario 5	0	1,2	82,0	62,6	34,5	9,1	0,8	1,66
Scenario 10	2,2	1	96,1	73,1	32,9	4,6	0,3	1,60
Scenario 16	2,2	1,2	92,0	71,7	33,7	8,8	0,6	1,64
Scenario 19	2,2	1,5	81,1	58,2	18,2	2,5	0	1,28
Scenario 22	6,4	1	56,1	22,6	6,5	0,6	0	0,65
Scenario 26	6,4	1,2	54,9	13,1	10,9	4,5	0,6	0,50
Scenario 31	11,2	1	0,5	0	0	0	0	-
Scenario 35	11,2	1,2	0,6	0	0	0	0	-

Tabell 5.10 viser at for scenarioene med  $Q=4600kW$  vil en økning av dybden fra  $D=1m$  til  $D=1,2m$  for scenarioene uten vind føre til lavere intermitteringsprosent i alle høyder, og lavere flammehøyde foran flammeskjerm. For scenarioene med vind på  $2,2m/s$  vil intermitteringsprosenten bli lavere i høyde H1 og H2 ved å øke flammeskjermdybden, mens i H3-H5 vil intermitteringsprosenten være høyest for  $D=1,2m$  og nest høyest for  $D=1m$ . Flammehøyden for scenarioene med  $2,2m/s$  er også høyest med  $D=1,2m$ . En flammeskjermdybde på  $1,5m$  gir lavest intermitteringsprosent i alle høyder, samt lavest flammehøyde for scenarioene med vind på  $2,2m/s$ . For scenarioene med vindstyrke  $6,4m/s$  har scenarioet med  $D=1m$  høyest intermitteringsprosent i H1 og H2, samt høyest flammehøyde, mens scenarioet med  $D=1,2m$  har høyest intermitteringsprosent i H3, H4 og H5. For scenarioene med vindstyrke på  $11,2m/s$  når flammen bare opp til H1, og her er intermitteringsprosenten 0,1 høyere for scenarioet med  $D=1,2m$  sammenlignet med scenarioet med  $D=1m$ .

**Bredde ( $B_{tot}$ ):** Total intermitteringsprosent for hver høyde (H1-H5) samt estimert flammehøyde foran flammeskjermen for scenarioer med ulike bredder ( $B_{tot}$ ) når  $Q=4600kW$ , er presentert i tabell 5.11.

Tabell 5.11: Total intermitteringsprosent for hver høyde (H1-H5) samt estimert flammehøyde foran flammeskjermen for scenarioer med ulike bredder ( $B_{tot}$ ) når  $Q=4600kW$ .

Scenario	Vind [m/s]	$B_{tot}$ [m]	H1 [%]	H2 [%]	H3 [%]	H4 [%]	H5 [%]	z [m]
Scenario 2	0	1	76,6	49,8	17,4	2,6	0,5	1,24
Scenario 5	0	2	82,0	62,6	34,5	9,1	0,8	1,66
Scenario 13	2,2	1	91,1	64,6	26,2	7,2	0,8	1,44
Scenario 16	2,2	2	92,0	71,7	33,7	8,8	0,6	1,64
Scenario 23	6,4	1	47,5	9,5	1,1	0,2	0	0,41
Scenario 26	6,4	2	54,9	13,1	10,9	4,5	0,6	0,50
Scenario 32	11,2	1	35,8	3,8	0,2	0	0	0,24
Scenario 35	11,2	2	0,6	0	0	0	0	-

Tabell 5.11 viser at både intermitteringsprosenten i høydene H1-H5, og flammehøyden foran

flammeskjermen øker når bredden til flammeskjermen øker fra  $D=1$  til  $D=2m$  for alle scenarioene uten vind og med vind på  $2,2m/s$  og  $6,4m/s$ . Det eneste unntaket er for høyde H5 med vind på  $2,2m/s$  hvor  $D=1m$  har 0,2 høyere intermitteringsprosent enn  $D=1,2m$ . For scenarioene med vind på  $11,2m/s$  oppstår det bare flammer foran flammeskjermen når  $B=1m$ .

Tabell 5.12: Oversikt over total intermitteringsprosent for hver høyde (H1-H7) samt estimert flammehøyde (z) foran flammeskjermen for scenarioene med  $Q=6600kW$ . K=Kombinasjon og S=Scenario.

K	S	Vind [m/s]	H1 [%]	H2 [%]	H3 [%]	H4 [%]	H5 [%]	H6 [%]	H7 [%]	z [m]
K2	S 11	2,2	99,8	98,5	84,9	57,7	21,2	6,8	1,8	2,73
K5	S 3	0	96,6	86,3	68,0	44,2	18,9	6,6	1,1	2,63
	S 14	2,2	98,6	92,9	74,8	54,2	26,2	8,6	3,1	2,85
	S 24	6,4	57,2	19,1	4,8	1,1	0,2	0	0	0,59
	S 33	11,2	58,0	11,7	0,6	0	0	0	0	0,5
K8	S 6	0	99,4	96,2	85,5	58,3	26	9,5	2,6	2,84
	S 17	2,2	99,8	98,0	85,7	54,6	22,0	6,3	1,2	2,74
	S 27	6,4	73,8	26,8	5,5	0,9	0	0	0	0,76
	S 36	11,2	0,5	0	0	0	0	0	0	-
K11	S 8	0	83,2	89,8	61,2	32,0	11,1	3,7	0,9	2,33
	S 20	2,2	93,1	94,2	74,5	39,7	11,2	2,0	0,6	2,46
	S 29	6,4	43,2	9,7	0,9	0	0	0	0	0,38
	S 38	11,2	0,5	0	0	0	0	0	0	-

**Vind:** Fra tabell 5.12 ser man at scenarioene med kombinasjon K8 har høyest intermitteringsprosent i høydene H4-H7 for scenarioene uten vind, og i H1-H3 har scenarioene med vind på  $2,2m/s$  høyest intermitteringsprosent. K8 har høyest flammehøyde foran flammeskjermen for scenarioet uten vind. For scenarioene med kombinasjon K5 og K11 er det scenarioene med vindhastighet på  $2,2m/s$  som har høyest intermitteringsprosent i de fleste høydene, unntaket er H6 og H7 for scenarioene med kombinasjon K11 som har høyest intermitteringsprosent for scenarioene uten vind. Det er også scenarioet med vind på  $2,2m/s$  som har høyest flammehøyde (z) foran flammeskjermen for scenarioene med kombinasjon K5 og K11. Scenarioene med vind på  $6,4m/s$  og  $11,2m/s$  har henholdsvis lavest og nest lavest flammehøyde, og intermitteringsprosenten (eventuelt er begge 0) i de fleste høydene for alle kombinasjoner. Det eneste unntaket er H1 med kombinasjon K5 der scenarioet med vindstyrke på  $11,2m/s$  har 0,8 høyere intermitteringsprosent enn scenarioet med vindstyrke på  $6,4m/s$ .

**Dybde (D):** Total intermitteringsprosent for hver høyde (H1-H7) samt estimert flammehøyde foran flammeskjermen for scenarioer med ulike dybder (D) når  $Q=6600kW$  er presentert i tabell 5.13.

Tabell 5.13: Total intermitteringsprosent for hver høyde (H1-H7) samt estimert flammehøyde foran flammeskjermen for scenarioer med ulike dybder (D) når  $Q=6600kW$ . S=Scenario.

S	Vind [m/s]	D [m]	H1 [%]	H2 [%]	H3 [%]	H4 [%]	H5 [%]	H6 [%]	H7 [%]	z [m]
S 6	0	1,2	99,4	96,2	85,5	58,3	26	9,5	2,6	2,84
S 8	0	1,5	83,2	89,8	61,2	32,0	11,1	3,7	0,9	2,33
S 11	2,2	1	99,8	98,5	84,9	57,7	21,2	6,8	1,8	2,73
S 17	2,2	1,2	99,8	98,0	85,7	54,6	22,0	6,3	1,2	2,74
S 20	2,2	1,5	93,1	94,2	74,5	39,7	11,2	2,0	0,6	2,46
S 27	6,4	1,2	73,8	26,8	5,5	0,9	0	0	0	0,76
S 29	6,4	1,5	43,2	9,7	0,9	0	0	0	0	0,38
S 36	11,2	1,2	0,5	0	0	0	0	0	0	-
S 38	11,2	1,5	0,5	0	0	0	0	0	0	-

Tabell 5.13 viser at for scenarioene uten vind og scenarioene med vindstyrke på  $6,2m/s$  vil en økning av flammeskjermens dybde fra  $1,2m$  til  $1,5m$  føre til både lavere intermitteringsprosent i de ulike høydene og lavere flammehøyde (z). For scenarioene med vindstyrke  $2,2m/s$  vil det å øke dybden fra  $1m$  til  $1,2m$  ha minkende effekt på intermitteringsprosenten i H2, H4, H6 og H7, mens i H3 og H5 vil scenarioet med  $D=1,2m$  ha høyest intermitteringsprosent. I H1 er intermitteringsprosentene helt like. Med tanke på flammehøyde er det scenarioet med  $2,2m/s$  som er høyest, men differansen ned til flammehøyden uten vind er kun  $0,01m$ . For alle høyder med vind på  $2,2m/s$  er det scenarioene med  $D=1,5m$  som har lavest intermitteringsprosent og lavest flammehøyde (z). For scenarioene med vind på  $11,2m/s$  oppstår det ikke flammer foran flammeskjermen, og intermitteringsprosenten i H1 er lik for begge dybder.

**Bredde ( $B_{tot}$ ):** Total intermitteringsprosent for hver høyde (H1-H7) samt estimert flammehøyde foran flammeskjermen for scenarioer med ulike bredder ( $B_{tot}$ ) når  $Q=6600kW$ , er presentert i tabell 5.14.

Tabell 5.14: Total intermitteringsprosent for hver høyde (H1-H7) samt estimert flammehøyde foran flammeskjermen for scenarioer med ulike bredder ( $B_{tot}$ ) når  $Q=6600kW$ . S=Scenario.

S	Vind [m/s]	$B_{tot}$ [m]	H1 [%]	H2 [%]	H3 [%]	H4 [%]	H5 [%]	H6 [%]	H7 [%]	z [m]
S 3	0	1	96,6	86,3	68,0	44,2	18,9	6,6	1,1	2,63
S 6	0	2	99,4	96,2	85,5	58,3	26	9,5	2,6	2,84
S 14	2,2	1	98,6	92,9	74,8	54,2	26,2	8,6	3,1	2,85
S 17	2,2	2	99,8	98,0	85,7	54,6	22,0	6,3	1,2	2,74
S 24	6,4	1	57,2	19,1	4,8	1,1	0,2	0	0	0,59
S 27	6,4	2	73,8	26,8	5,5	0,9	0	0	0	0,76
S 33	11,2	1	58,0	11,7	0,6	0	0	0	0	0,5
S 36	11,2	2	0,5	0	0	0	0	0	0	-

Tabell 5.14 viser at å øke bredden fra 1 m til 2 m vil føre til høyere intermitteringsprosent samt høyere flammehøyde for scenarioene uten vind. For scenarioene med vind på 2,2 m/s er det scenarioet med  $B_{tot}=1m$  som har høyest flammehøyde, og høyest intermitteringsprosent i H5-H7. I H1-H4 er det scenarioet med  $B_{tot}=2m$  som har høyest intermitteringsprosent når vindstyrken er 2,2 m/s. For scenarioene med 6,4 m/s er estimert flammehøyde høyere når  $B_{tot}=2m$ , og intermitteringsprosenten i H1-H3 er også høyere for denne bredden. For  $B_{tot}=1m$  er intermitteringsprosenten høyest i H4 og H5, mens i H6 og H7 er intermitteringsprosenten null for både  $B_{tot}=1m$  og  $B_{tot}=2m$ . For scenarioene med vind på 11,2 m/s er det kun scenarioet med  $B_{tot}=1m$  som oppnår flammer foran flammeskjermen.

Tabell 5.15: Oversikt over total intermitteringsprosent for hver høyde (H1-H7) samt estimert flammehøyde (z) foran flammeskjermen for scenarioene med  $Q=8400kW$ . K=Kombinasjon og S=Scenario.

K	S	Vind [m/s]	H1 [%]	H2 [%]	H3 [%]	H4 [%]	H5 [%]	H6 [%]	H7 [%]	z [m]
K3	S 12	2,2	99,8	99,1	91,1	68,8	36,6	18,8	7,7	3,26
K6	S 4	0	98,2	88,0	74,3	61,8	40,3	22,8	9,2	3,41
	S 15	2,2	99,7	93,5	85,2	70,8	41,2	17,5	7,5	3,28
	S 25	6,4	73,7	29,7	10,9	4,5	0,6	0	0	0,88
	S 34	11,2	86,5	28,3	0,8	0	0	0	0	0,78
K9	S 7	0	99,7	99,5	96,8	82,5	53,4	28,5	10,5	3,64
	S 18	2,2	99,8	99,5	91,1	65,2	35,1	13,5	4,9	3,13
	S 28	6,4	86,6	44,9	14,9	2,0	0,2	0	0	1,16
	S 37	11,2	2,8	0	0	0	0	0	0	-
K12	S 9	0	88,0	97,5	87,8	62,9	28,9	8,8	2,8	2,94
	S 21	2,2	96,6	98,8	85,5	56,0	24,8	10	2,6	2,80
	S 30	6,4	71,4	28,6	6,6	1,5	0	0	0	0,81
	S 39	11,2	9,8	0,3	0	0	0	0	0	-

**Vind:** Fra tabell 5.15 ser man at scenarioene med kombinasjon K9 og K12 har høyest intermitteringsprosent i de fleste høydene for scenarioene uten vind, og de har også høyest estimert flammehøyde (z) i scenarioene uten vind. For scenarioene med kombinasjon K6 er det scenarioene med vind på 2,2 m/s som har høyest intermitteringsprosent i de fleste høydene (unntatt H6 og H7), men det er scenarioet uten vind som har den høyeste flammehøyden. Scenarioene med vind på 6,4 m/s og 11,2 m/s har henholdsvis lavest og nest lavest intermitteringsprosent (eventuelt er begge 0) i de fleste høydene for alle kombinasjoner. Det eneste unntaket er H1 med kombinasjon K6 der scenarioet med vindstyrke på 11,2 m/s har høyere intermitteringsprosent enn scenarioet med vindstyrke på 6,4 m/s.

**Dybde (D):** Total intermitteringsprosent for hver høyde (H1-H7) samt estimert flammehøyde foran flammeskjermen for scenarioer med ulike dybder (D) når  $Q=8400kW$ , er presentert i tabell 5.16.

Tabell 5.16: Total intermitteringsprosent for hver høyde (H1-H7) samt estimert flammehøyde foran flammeskjermen for scenarier med ulike dybder (D) når  $Q=8400kW$ . S=Scenario.

S	Vind [m/s]	D [m]	H1 [%]	H2 [%]	H3 [%]	H4 [%]	H5 [%]	H6 [%]	H7 [%]	z [m]
S 7	0	1,2	99,7	99,5	96,8	82,5	53,4	28,5	10,5	3,64
S 9	0	1,5	88,0	97,5	87,8	62,9	28,9	8,8	2,8	2,94
S 12	2,2	1	99,8	99,1	91,1	68,8	36,6	18,8	7,7	3,26
S 18	2,2	1,2	99,8	99,5	91,1	65,2	35,1	13,5	4,9	3,13
S 21	2,2	1,5	96,6	98,8	85,5	56,0	24,8	10	2,6	2,80
S 28	6,4	1,2	86,6	44,9	14,9	2,0	0,2	0	0	1,16
S 30	6,4	1,5	71,4	28,6	6,6	1,5	0	0	0	0,81
S 37	11,2	1,2	2,8	0	0	0	0	0	0	-
S 39	11,2	1,5	9,8	0,3	0	0	0	0	0	-

Tabell 5.16 viser at for scenarioene uten vind og scenarioene med vindstyrke på  $6,2m/s$  vil en økning av flammeskjermens dybde fra  $1,2m$  til  $1,5m$  føre til både lavere intermitteringsprosent i de ulike høydene og lavere flammehøyde. For scenarioene med vindstyrke  $2,2m/s$  vil det å øke dybden fra  $1m$  til  $1,2m$  ha minkende effekt på intermitteringsprosenten i H4 - H7 og på flammehøyden. I H2 vil scenarioet med  $D=1,2m$  ha høyest intermitteringsprosent, og i H1 og H3 er intermitteringsprosentene helt like for scenarioene med vind på  $2,2m/s$ . For alle høyder med vind på  $2,2m/s$  er det scenarioene med  $D=1,5m$  som har lavest intermitteringsprosent og lavest flammehøyde (z). For scenarioene med vind på  $11,2m/s$  oppstår det ikke flammer foran flammeskjermen, men i H1 og H2 er intermitteringsprosenten høyere for  $D=1,5m$  enn for  $D=1,2m$ .

**Bredde ( $B_{tot}$ ):** Total intermitteringsprosent for hver høyde (H1-H7) samt estimert flammehøyde foran flammeskjermen for scenarier med ulike bredder ( $B_{tot}$ ) når  $Q=8400kW$ , er presentert i tabell 5.17.

Tabell 5.17: Total intermitteringsprosent for hver høyde (H1-H7) samt estimert flammehøyde foran flammeskjermen for scenarier med ulike bredder ( $B_{tot}$ ) når  $Q=8400kW$ . S=Scenario.

S	Vind [m/s]	$B_{tot}$ [m]	H1 [%]	H2 [%]	H3 [%]	H4 [%]	H5 [%]	H6 [%]	H7 [%]	z [m]
S 4	0	1	98,2	88,0	74,3	61,8	40,3	22,8	9,2	3,41
S 7	0	2	99,7	99,5	96,8	82,5	53,4	28,5	10,5	3,64
S 15	2,2	1	99,7	93,5	85,2	70,8	41,2	17,5	7,5	3,28
S 18	2,2	2	99,8	99,5	91,1	65,2	35,1	13,5	4,9	3,13
S 25	6,4	1	73,7	29,7	10,9	4,5	0,6	0	0	0,88
S 28	6,4	2	86,6	44,9	14,9	2,0	0,2	0	0	1,16
S 34	11,2	1	86,5	28,3	0,8	0	0	0	0	0,78
S 37	11,2	2	2,8	0	0	0	0	0	0	-

Tabell 5.17 viser at å øke bredden fra  $1m$  til  $2m$  vil føre til høyere intermitteringsprosent samt høyere flammehøyde for scenarioene uten vind. For scenarioene med vind på  $2,2m/s$  er det sce-

narioet med  $B_{tot}=1m$  som har høyest flammehøyde, og høyest intermitteringsprosent i H4-H7. I H1-H3 er det scenarioet med  $B_{tot}=2m$  som har høyest intermitteringsprosent når vindstyrken er  $2,2m/s$ . For scenarioene med  $6,4m/s$  er estimert flammehøyde høyere når  $B_{tot}=2m$ , og intermitteringsprosenten i H1-H3 er også høyere for denne bredden. For  $B_{tot}=1m$  er intermitteringsprosenten høyest i H4 og H5, mens i H6 og H7 er intermitteringsprosenten null for både  $B_{tot}=1m$  og  $B_{tot}=2m$ . For scenarioene med vind på  $11,2m/s$  er det kun scenarioet med  $B_{tot}=1m$  som oppnår flammer foran flammeskjermen.

**Felles for alle varmeavgivelsesratene:** Resultatene som er presentert i «C.1.2 Utførte beregninger» i vedlegg C.1 viser også at det jamt over er sensorene i horisontal avstand B1, uavhengig av høyde, som måler de høyeste intermitteringsprosentene. Dette gjelder ikke for sensoren i H1 når  $D=1,5m$  siden denne måleren ligger i selve flammeskjermen. Da er det med ett unntak B2 som måler de høyeste intermitteringsprosentene (i scenario 29 er det B3). Det er scenarioene med  $D=1,5m$  som har flest unntak, men bortsett fra i H2 og H7 i scenario 8, H2 og H3 i scenario 19, H2 i scenario 20, H2 og H3 i scenario 29 og H2 i scenario 30 er intermitteringsprosentene i B1 størst (eller lik B2) for høyde H2-H7 også for scenarioene med  $D=1,5m$ . Det er også noen unntak i andre scenarioer enn de med  $D=1,5m$ , og for scenarioene uten vind er det H4 i scenario 2 og H5 i scenario 5, med  $2,2m/s$  er det ingen, for  $6,4m/s$  er det H2 og H3 i scenario 22, H1 i scenario 24, H3 i scenario 26, H1 og H2 i scenario 27, og H2 og H4 i scenario 28, og for  $11,2m/s$  er det H1 i scenario 32.

### 5.3.2 Forenklete beregninger av varmekraft

Det er utført forenklete beregninger av varmekraft fra flammene foran flammeskjermen og til glassflaten i fasadeåpningen i 2.etasje for scenarioene uten vind. Metode og beregning av varmestråling er beskrevet i vedlegg C.2. Resultatene fra beregning av flammehøyde ( $z$ ) foran flammeskjerm, varmestrålings mengde ( $\dot{q}''$ ) for scenarioene uten vind samt om kriteriet for utfall på grunn av varmekraft ( $\dot{q}'' > 10 \text{ W/m}^2$ ) er oppnådd er oppsummert i tabell 5.18. For scenarioene med vind ble de planlagte forenklete beregningen vurdert til å være for unøyaktige til å være hensiktsmessig å gjennomføre.

Tabell 5.18: Flammehøyde over flammeskjerm og varmestråling for scenarioer uten vind

Scenario	$z$ [m]	$\dot{q}''$ [ $W/m^2$ ]	$\dot{q}'' > 10 \text{ W/m}^2$
Scenario 1	1,85	8,82	-
Scenario 2	1,24	5,61	-
Scenario 3	2,63	8,68	-
Scenario 4	3,41	9,42	-
Scenario 5	1,66	6,87	-
Scenario 6	2,84	8,92	-
Scenario 7	3,64	9,57	-
Scenario 8	2,33	6,47	-
Scenario 9	2,94	7,25	-

Fra tabell 5.18 kan man se at kriteriet for utfall på grunn av varmekraft ikke oppnås i noen av scenarioene uten vind, men spesielt i scenario 4 og scenario 7 er det ikke langt unna.

## 5.4 Måling av temperaturer på glassflate i fasadeåpning

I dette delkapitlet vil resultater fra termometerne («Solid phase devices») som er plassert på glassflaten i fasadeåpningen i 2.etasje presenteres. Resultatene vil blant annet vurderes opp mot de valgte kriteriene for vindusbrudd, og i listen nedenfor er en oversikt over kriteriene som omhandler temperatur. De er i tillegg tildelt en forkortelse som vil benyttes når de omtales videre i kapitlet. For doble og triple glass antas det som en forenkling at det vil oppstå utfall etter henholdsvis dobbelt og trippelt så lang tid som det tar før et enkelt glass faller ut.

- Enkelt glass:
  - **EG\_T\_s**: Oppsprekkningsstemperatur: 150 °C
  - **EG\_T\_u**: Utfallstemperatur: 300 °C
- **DG\_u**: Utfall av doble glass
- **TG\_u**: Utfall av tre glass

### 5.4.1 Temperaturer på glassflate i fasadeåpning sammenlignet med kriterier for vindusbrudd

For å sjekke funksjonaliteten til flammeskjermen er termometermålingene fra sensorene So1-So7 (se figur 5.17) vurdert opp mot kriteriene for oppsprekking og utfall av glass. Resultatene fra målingene sammenlignet med kriteriene for vindusbrudd er oppgitt i tabell 5.19 for scenarioene med  $Q=4600\text{ kW}$ , i tabell 5.20 for scenarioene med  $Q=6600\text{ kW}$ , og i tabell 5.21 for scenarioene med  $Q=8400\text{ kW}$ . I de tilfellene et kriterium for vindusbrudd er oppnådd er tidspunktet for dette angitt i tabellen, hvis et kriterium ikke inntreffer er dette merket med « - » i tabellen.

Tabell 5.19: Oversikt over om/hvilke kritiske temperaturforhold som oppstår for scenarioer med  $Q=4600\text{ kW}$ .

Kombinasjon	Scenario	Vind [ $m/s$ ]	EG_T_s	EG_T_u
K1	Scenario 1	0	-	-
	Scenario 10	2,2	-	-
	Scenario 22	6,4	-	-
	Scenario 31	11,2	-	-
K4	Scenario 2	0	-	-
	Scenario 13	2,2	-	-
	Scenario 23	6,4	-	-
	Scenario 32	11,2	-	-
K7	Scenario 5	0	-	-
	Scenario 16	2,2	-	-
	Scenario 26	6,4	-	-
	Scenario 35	11,2	-	-
K10	Scenario 19	2,2	-	-

Tabell 5.20: Oversikt over om/hvilke kritiske temperaturforhold som oppstår for scenarioer med  $Q=6600kW$ .

Kombinasjon	Scenario	Vind [ $m/s$ ]	EG_T_s	EG_T_u
K2	Scenario 11	2,2	92s	-
K5	Scenario 3	0	51s	-
	Scenario 14	2,2	36s	-
	Scenario 24	6,4	91s	-
	Scenario 33	11,2	-	-
K8	Scenario 6	0	85s	-
	Scenario 17	2,2	98s	-
	Scenario 27	6,4	-	-
	Scenario 36	11,2	-	-
K11	Scenario 8	0	95s	-
	Scenario 20	2,2	93s	-
	Scenario 29	6,4	-	-
	Scenario 38	11,2	-	-

Tabell 5.21: Oversikt over om/hvilke kritiske temperaturforhold som oppstår for scenarioer med  $Q=8400kW$ .

Kombinasjon	Scenario	Vind [ $m/s$ ]	EG_T_s	EG_T_u
K3	Scenario 12	2,2	59s	-
K6	Scenario 4	0	35s	47s
	Scenario 15	2,2	30s	50s
	Scenario 25	6,4	57s	96s
	Scenario 34	11,2	94s	-
K9	Scenario 7	0	54s	-
	Scenario 18	2,2	58s	-
	Scenario 28	6,4	-	-
	Scenario 37	11,2	-	-
K12	Scenario 9	0	45s	-
	Scenario 21	2,2	61s	-
	Scenario 30	6,4	-	-
	Scenario 39	11,2	-	-

Fra tabell 5.19 kan man se at for samtlige scenarioer med en varmeavgivelsesrate  $Q=4600kW$  (K1, K4, K7 og K11) oppstår det ingen temperaturer som fører til vindusbrudd i glassflaten i fasadeåpningen i 2. etasje. Disse kombinasjonene vil derfor ikke omtales nærmere for vind, dybde og bredde.

**Vind:** For simuleringene med kombinasjon K5, K6 og K11 vil det oppstå temperaturer som fører til sprekk i glasset på et tideligere tidspunkt for scenarioet med vindhastighet på  $2,2m/s$  enn for scenarioet uten vind. For scenarioene med kombinasjon K5 vil det oppstå sprekk også med vind på  $6,4m/s$ , men da 40 sekunder etter scenarioet uten vind. Det samme gjør det for scenarioene



med kombinasjon K6, bare 22sek senere enn for scenarioet uten vind, men i tillegg oppstår det sprekk for scenarioet med vindhastighet 11,2 m/s en tid etter det igjen. For scenarioene med kombinasjon K6 oppstår det også temperaturer som fører til utfall av glass. Temperaturene for utfall oppnås for enkle glass i scenarioet uten vind først, med vind på 2,2m/s etter det, og med vind på 6,4m/s sist, mens for doble glass vil det ikke oppstå utfall for vind på 6,4m/s.

For scenarioene med kombinasjon K8, K9 og K12 er det scenarioene uten vind som først oppnår temperaturer som fører til oppsprekking, deretter scenarioene med en vindhastighet på 2,2m/s. Ingen av kriteriene for vindusbrudd inntraff for simuleringen med disse kombinasjonene og vind på 6,4m/s og 11,2m/s.

**Dybde (D):** Resultatet for de målte temperaturene i glasset opp mot vindusbruddkriteriene for ulike dybder (D) når  $Q=6600kW$  og  $Q=8400kW$  er presentert i tabell 5.22. Dersom et eller flere kritisk temperaturforhold er inntruffet i scenarioet oppgis kriteriet med tidspunktet i parentes, og dersom det ikke inntreffer er dette merket med « - » i tabellen.

Tabell 5.22: Oversikt over om/hvilke kritiske temperaturforhold som oppstår ved ulike dybder (D), når  $Q=6600kW$  og  $Q=8400kW$

Q [kW]	Scenario	Vind[m/s]	D [m]	Kritisk temperaturforhold?
6600	Scenario 6	0	1,2	EG_T_s (85s)
	Scenario 8	0	1,5	EG_T_s (95s)
6600	Scenario 11	2,2	1	EG_T_s (92s)
	Scenario 17	2,2	1,2	EG_T_s (98s)
	Scenario 20	2,2	1,5	EG_T_s (93s)
6600	Scenario 27	6,4	1,2	-
	Scenario 29	6,4	1,5	-
6600	Scenario 36	11,2	1,2	-
	Scenario 38	11,2	1,5	-
8400	Scenario 7	0	1,2	EG_T_s (54s)
	Scenario 9	0	1,5	EG_T_s (45s)
8400	Scenario 12	2,2	1	EG_T_s (59s)
	Scenario 18	2,2	1,2	EG_T_s (58s)
	Scenario 21	2,2	1,5	EG_T_s (61s)
8400	Scenario 28	6,4	1,2	-
	Scenario 30	6,4	1,5	-
8400	Scenario 37	11,2	1,2	-
	Scenario 39	11,2	1,5	-

De to punktene i listen tar henholdsvis for seg en varmeavgivelsesrate på 6600kW og 8400kW.

- Resultatene fra scenarioene med varmeavgivelsesrate  $Q=6600kW$  viser at for scenarioene uten vind vil en økning av dybden fra 1,2m til 1,5m føre til en noe senere oppsprekking av glasset. Med en vindhastighet på 2,2m/s inntreffer oppsprekking først for scenarioet med  $D=1m$ , deretter for  $D=1,5m$  og til sist for  $D=1,2m$ . Ingen av scenarioene med vindhastighet på 6,4m/s og 11,2m/s vil oppnå temperaturforhold som fører til vindusbrudd.

- For scenarioene uten vind og med varmeavgivelsesrate  $Q=8400\text{ kW}$  oppnås kritiske temperaturforhold først for scenarioet med  $D=1,5\text{ m}$  og deretter for scenarioet med  $D=1,2\text{ m}$ . Med en vindhastighet på  $2,2\text{ m/s}$  inntreffer oppsprekking etter 59 sekunder, 58 sekunder og 61 sekunder for scenarioene med henholdsvis dybde  $D=1\text{ m}$ ,  $D=1,2\text{ m}$  og  $D=1,5\text{ m}$ . Ingen av scenarioene med vindhastighet på  $6,4\text{ m/s}$  og  $11,2\text{ m/s}$  vil oppnå temperaturforhold som fører til vindusbrudd.

**Bredde ( $B_{tot}$ ):** Resultatet for de målte temperaturene i glasset opp mot vindusbruddkriteriene for ulike bredder ( $B_{tot}$ ) når  $Q=6600\text{ kW}$  og  $Q=8400\text{ kW}$  er presentert i tabell 5.23. Dersom et eller flere kritisk temperaturforhold er inntruffet i scenarioet oppgis kriteriet med tidspunktet i parentes, og dersom det ikke inntreffer er dette merket med « - » i tabellen.

Tabell 5.23: Oversikt over om/hvilke kritiske temperaturforhold som oppstår ved ulike bredde ( $B_{tot}$ ), når  $Q=6600\text{ kW}$  og  $Q=8400\text{ kW}$ .

Q [kW]	S	Vind [m/s]	$B_{tot}$ [m]	Kritisk temperaturforhold?
6600	Scenario 3	0	1	EG_T_s (51s)
	Scenario 6	0	2	EG_T_s (85s)
6600	Scenario 14	2,2	1	EG_T_s (36s)
	Scenario 17	2,2	2	EG_T_s (98s)
6600	Scenario 24	6,4	1	EG_T_s (91s)
	Scenario 27	6,4	2	-
6600	Scenario 33	11,2	1	-
	Scenario 36	11,2	2	-
8400	Scenario 4	0	1	EG_T_s (35s), EG_T_u (47s)
	Scenario 7	0	2	EG_T_s (54s)
8400	Scenario 15	2,2	1	EG_T_s (30s), EG_T_u (50s)
	Scenario 18	2,2	2	EG_T_s (58s)
8400	Scenario 25	6,4	1	EG_T_s (57s), EG_T_u (96s)
	Scenario 28	6,4	2	-
8400	Scenario 34	11,2	1	EG_T_s (94s)
	Scenario 37	11,2	2	-

Tabell 5.23 viser at å øke flammeskjermens bredde fra  $1\text{ m}$  til  $2\text{ m}$  fører til at kriteriene for vindusbrudd inntreffer senere eller eventuelt ikke i det hele tatt for alle scenarioer. Dette gjelder ikke scenarioene med  $Q=6600\text{ kW}$  og vind på  $11,2\text{ m/s}$  der det ikke inntreffer kritiske temperaturer.

#### 5.4.2 Temperaturutvikling i glassflate

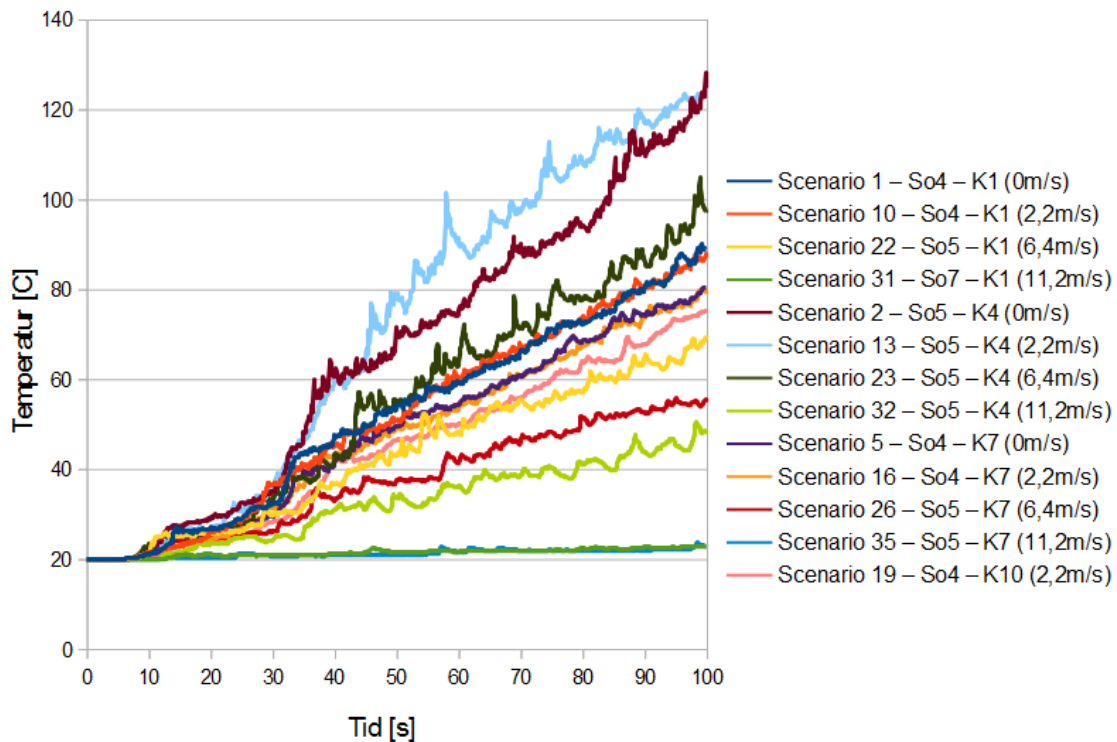
Temperaturutviklingen i glasset i løpet av simuleringstiden vil ses nærmere på i dette underkapitlet, og ved framstilling av resultatene vil det i noen tilfeller henvises til spesifikke sensorer. I figur 5.17 er sensorene navngitt.

Det er valgt å presentere den sensoren av So1-So7 som har høyest registrerte temperaturer i hver simulering. I figur 5.18, figur 5.19 og figur 5.20 er temperaturutviklingen for scenarioene med en



Figur 5.17: Navn og plassering av «Solid phase devices» (So1-So7) på fasadeåpning i 2.etasje

varmeavgivelsesrate på henholdsvis  $Q=4600\text{kW}$ ,  $Q=6600\text{kW}$  og  $Q=8400\text{kW}$  presentert. Etter figurene er resultatene kommentert med hensyn til hvilken innvirkning hver av de ulike parametrene vind, flammeskjermdybde og flammeskjermbredde. For hver parameter vil scenarioenes temperaturutvikling rangeres fra brattest til slakkes. Rangeringen er utført ved å gi scenarioene et nummer. Der 1 betyr raskest temperaturutvikling (brattest graf), og høyere tall betyr tregere temperaturutvikling (slakkere graf).



Figur 5.18: Temperaturutvikling for sensoren (So1-So7) med høyest registrerte temperaturer i scenarioene med en varmeavgivelsesrate på  $Q=4600\text{kW}$ ; kombinasjon K1, K4, K7 og K10.

**Vind:** Temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate for ulike vindforhold når  $Q=4600kW$  er rangert i tabell 5.24.

Tabell 5.24: Rangering av temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate for ulike vindforhold når  $Q=4600kW$ .

Kombinasjon [kW]	Scenario	Vindhastighet [m/s]	Rangering
K1	Scenario 1	0	~ 1
	Scenario 10	2,2	~ 1
	Scenario 22	6,4	2
	Scenario 31	11,2	3
K4	Scenario 2	0	~ 1
	Scenario 13	2,2	~ 1
	Scenario 23	6,4	2
	Scenario 32	11,2	3
K7	Scenario 5	0	~ 1
	Scenario 16	2,2	~ 1
	Scenario 26	6,4	2
	Scenario 35	11,2	3

Ved å sammenligne scenarioene med samme kombinasjoner viser tabell 5.24 og figur 5.18 at scenarioene uten vind og scenarioene med vind på  $2,2m/s$  har tilnærmet lik temperatur etter 100 sekunder. Scenarioene med kombinasjon K1 og K7 har tilnærmet lik temperaturutvikling for disse to vindforholdene også, mens i scenarioene med kombinasjon K4 er temperaturutviklingen til scenarioet uten vind og med vind på  $2,2m/s$  mer ulik i løpet av simuleringen. Scenarioene med vind på  $6,4m/s$  og  $11,2m/s$  har henholdsvis nest tregest og tregest temperaturstigning for samtlige kombinasjoner.

**Dybde (D):** Temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate for scenarioer med ulike dybder (D) når  $Q=4600kW$  er rangert i tabell 5.25.

Tabell 5.25: Rangering av temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate for ulike dybder (D) når  $Q=4600kW$ .

Scenario	Vindhastighet [m/s]	D [m]	Rangering
Scenario 1	0	1	1
Scenario 5	0	1,2	2
Scenario 10	2,2	1	1
Scenario 16	2,2	1,2	2
Scenario 19	2,2	1,5	3
Scenario 22	6,4	1	1
Scenario 26	6,4	1,2	2
Scenario 31	11,2	1	1
Scenario 35	11,2	1,2	1

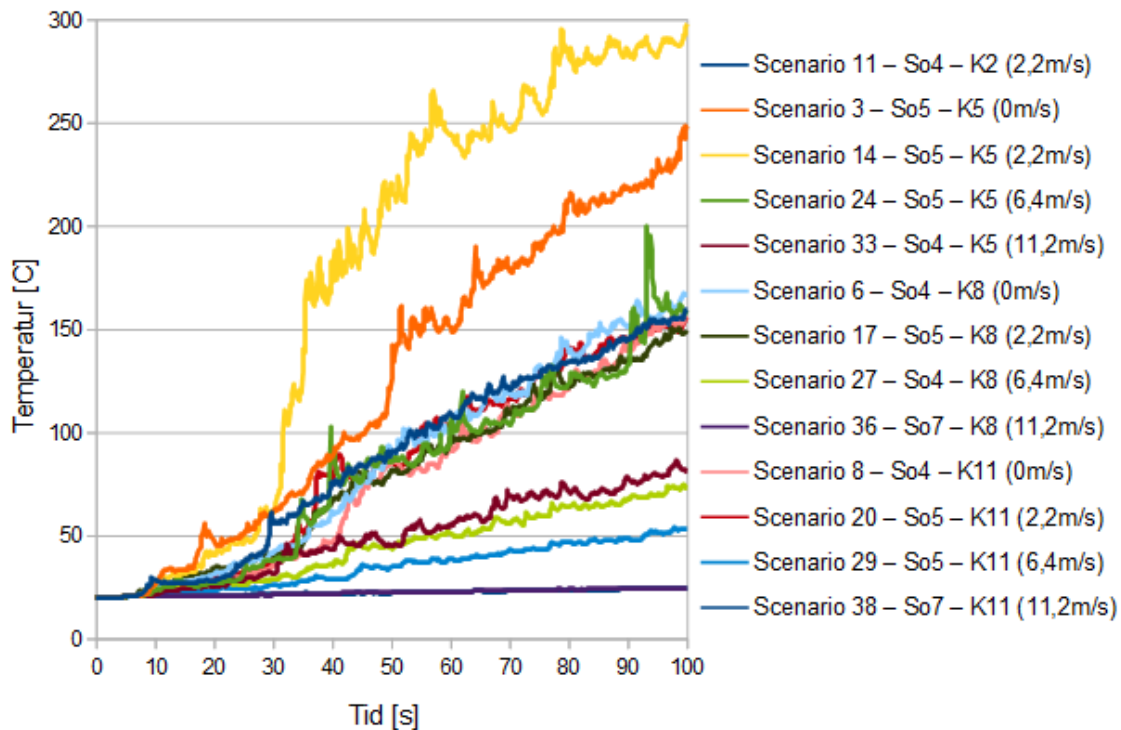
Tabell 5.25 viser at for scenarioene med  $Q=4600kW$  vil temperaturstigningen i fasadeåpningens glassflate bli tregere ved å øke flammeskjermens dybde uavhengig av vindstyrke. Unntaket er scenarioene med vindstyrke på  $11,2m/s$  som har nesten ingen temperaturutvikling i glassflaten for verken  $D=1m$  og  $D=1,2m$ .

**Bredde ( $B_{tot}$ ):** Temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate for scenarioer med ulike bredder ( $B_{tot}$ ) når  $Q=4600kW$  er rangert i tabell 5.26.

Tabell 5.26: Rangering av temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate for ulike bredder ( $B_{tot}$ ) når  $Q=4600kW$ .

Scenario	Vindhastighet [ $m/s$ ]	B [ $m$ ]	Rangering
Scenario 2	0	1	1
Scenario 5	0	2	2
Scenario 13	2,2	1	1
Scenario 16	2,2	2	2
Scenario 23	6,4	1	1
Scenario 26	6,4	2	2
Scenario 32	11,2	1	1
Scenario 35	11,2	2	2

Tabell 5.26 viser at en økning av flammeskjermens bredde  $B_{tot}$  fra  $1m$  til  $2m$  i alle scenarioer, uavhengig av vindstyrke, gir en tregere temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate.



Figur 5.19: Temperaturutvikling for sensoren (So1-So7) med høyest registrerte temperaturer i scenarioene med en varmeavgivelsesrate på  $Q=6600kW$ ; kombinasjon K2, K5, K8 og K11.

**Vind:** Temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate for ulike vindforhold når  $Q=6600kW$  er rangert i tabell 5.27.

Tabell 5.27: Rangering av temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate for ulike vindforhold når  $Q=6600kW$ .

Kombinasjon [kW]	Scenario	Vindhastighet [m/s]	Rangering
K5	Scenario 3	0	2
	Scenario 14	2,2	1
	Scenario 24	6,4	3
	Scenario 33	11,2	4
K8	Scenario 6	0	1
	Scenario 17	2,2	2
	Scenario 27	6,4	3
	Scenario 36	11,2	4
K11	Scenario 8	0	~ 1
	Scenario 20	2,2	~ 1
	Scenario 29	6,4	2
	Scenario 38	11,2	3

Ved å sammenligne scenarioene med samme kombinasjoner viser figur 5.19 samt tabell 5.27 at for scenarioene med kombinasjon K5 har scenarioet med vind på  $2,2m/s$  den raskeste temperaturutviklingen. I dette scenarioet er temperaturen ca  $50^{\circ}C$  høyere enn tilsvarende scenario uten vind, helt fra ca 35sekunder og ut simuleringen. For scenarioene med kombinasjon K8 er det scenarioet uten vind som har den raskeste temperaturutviklingen, og etter 100 sekunder ligger temperaturen ca  $10^{\circ}C$  høyere enn tilsvarende scenario med vind på  $2,2m/s$ . For scenarioene med kombinasjon K11 ligger scenarioet med  $2,2m/s$  noe over tilsvarende scenario uten vind nesten hele veien fra 35 sekunder inn i simuleringen, men etter 100 sekunder er temperaturen i glassflaten nesten like for de to scenarioene. For samtlige kombinasjoner har scenarioene med vind på  $6,4m/s$  og  $11,2m/s$  henholdsvis nest tregest og tregest temperaturutvikling.

**Dybde (D):** Temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate for scenarioer med ulike dybder (D) når  $Q=6600kW$  er rangert i tabell 5.28.

Tabell 5.28: Rangering av temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate for ulike dybder (D) når  $Q=6600kW$ .

Scenario	Vindhastighet [m/s]	D [m]	Rangering
Scenario 6	0	1,2	1
Scenario 8	0	1,5	2
Scenario 11	2,2	1	~ 1
Scenario 17	2,2	1,2	~ 1
Scenario 20	2,2	1,5	~ 1
Scenario 27	6,4	1,2	1
Scenario 29	6,4	1,5	2
Scenario 36	11,2	1,2	~ 1
Scenario 38	11,2	1,5	~ 1

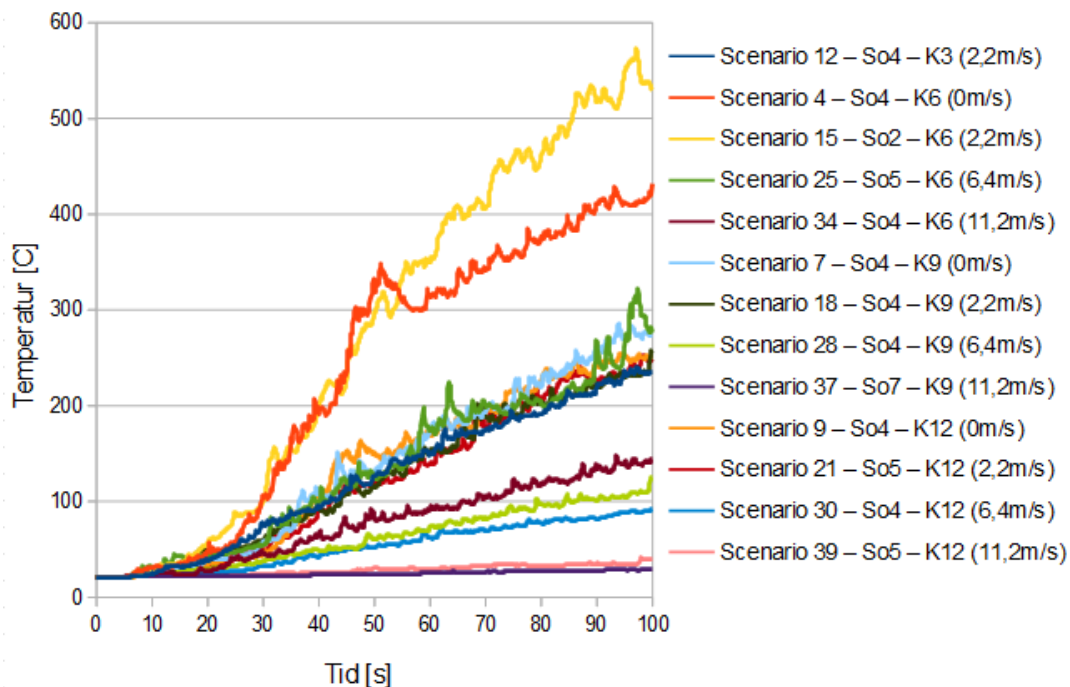
Tabell 5.28 viser at for scenarioene med  $Q=6600kW$  vil temperaturstigningen i fasadeåpningens glassflate bli tregere når dybden økes fra  $1,2m$  til  $1,5m$  for scenarioene uten vind, samt de med vind på  $6,4m/s$ . Scenarioene med vind på  $11,2m/s$  har tilnærmet ingen temperaturutvikling uavhengig av om flammeskjermen er  $1,2m$  eller  $1,5m$ . For scenarioene med vind på  $2,2m/s$  ligger grafene for scenarioene med de ulike dybdene veldig tett.

**Bredde ( $B_{tot}$ ):** Temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate for scenarioer med ulike bredder ( $B_{tot}$ ) når  $Q=6600kW$  er rangert i tabell 5.29.

Tabell 5.29: Rangering av temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate for ulike bredder ( $B_{tot}$ ) når  $Q=6600kW$ .

Scenario	Vindhastighet [m/s]	$B_{tot}$ [m]	Rangering
Scenario 3	0	1	1
Scenario 6	0	2	2
Scenario 14	2,2	1	1
Scenario 17	2,2	2	2
Scenario 24	6,4	1	1
Scenario 27	6,4	2	2
Scenario 33	11,2	1	1
Scenario 36	11,2	2	2

Tabell 5.29 viser at en økning av flammeskjermens bredde  $B_{tot}$  fra  $1m$  til  $2m$  i alle scenarioer, både med og uten vind, gir en tregere temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate.



Figur 5.20: Temperaturutvikling for sensoren (So1-So7) med høyest registrerte temperaturer i scenarioene med en varmeavgivelsesrate på  $Q=8400kW$ ; kombinasjon K3, K6, K9 og K12.

**Vind:** Temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate for ulike vindforhold når  $Q=8400kW$  er rangert i tabell 5.30.

Tabell 5.30: Rangering av temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate for ulike vindforhold når  $Q=8400kW$ .

Kombinasjon [kW]	Scenario	Vindhastighet [m/s]	Rangering
K6	Scenario 4	0	2
	Scenario 15	2,2	1
	Scenario 25	6,4	3
	Scenario 34	11,2	4
K9	Scenario 7	0	1
	Scenario 18	2,2	2
	Scenario 28	6,4	3
	Scenario 37	11,2	4
K12	Scenario 9	0	~ 1
	Scenario 21	2,2	~ 1
	Scenario 30	6,4	2
	Scenario 39	11,2	3

Ved å sammenligne scenarioene med samme kombinasjoner viser figur 5.20 samt tabell 5.30 de samme forholdene som for samsvarende kombinasjoner med varmeavgivelsesrate  $Q=6600kW$ . For scenarioene med kombinasjon K6 har scenarioet med vind på  $2,2m/s$  den raskeste temperaturutviklingen. I dette scenarioet er temperaturen ca  $100^{\circ}C$  høyere enn tilsvarende scenario uten vind ved slutten av simuleringen. For scenarioene med kombinasjon K9 er det scenarioet uten vind som har den raskeste temperaturutviklingen, og etter 100 sekunder ligger temperaturen ca  $20^{\circ}C$  høyere enn tilsvarende scenario med vind på  $2,2m/s$ . For scenarioene med kombinasjon K12 ligger scenarioet med  $2,2m/s$  og scenarioet uten vind likt etter 100 sekunder, men scenarioet uten vind ligger høyest fra ca 35 sekunder. For samtlige kombinasjoner har scenarioene med vind på  $6,4m/s$  og  $11,2m/s$  henholdsvis nest tregest og tregest temperaturutvikling.

**Dybde (D):** Temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate for scenarioer med ulike dybder (D) når  $Q=8400kW$  er rangert i tabell 5.31.

Tabell 5.31: Rangering av temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate for ulike dybder (D) når  $Q=8400kW$ .

Scenario	Vindhastighet [m/s]	D [m]	Rangering
Scenario 7	0	1,2	1
Scenario 9	0	1,5	2
Scenario 12	2,2	1	~ 1
Scenario 18	2,2	1,2	~ 1
Scenario 21	2,2	1,5	~ 1
Scenario 28	6,4	1,2	1
Scenario 30	6,4	1,5	2
Scenario 37	11,2	1,2	2
Scenario 39	11,2	1,5	1



Figur 5.20 viser at for  $Q=8400kW$  vil alle scenarioene med samme vindhastighet ligge ganske nært hverandre, men som presentert i tabell 5.31 vil en økning av flammeskjermens dybde fra  $1,2m$  til  $1,5m$  for scenarioene uten vind og de med vind på  $6,4m/s$  føre til en noe tregere temperaturutvikling i glassflaten. For scenarioene med vind på  $11,2m/s$  vil scenarioet med  $D=1,2m$  ha en tregere temperaturutvikling enn for scenarioet med  $D=1,5m$ . For scenarioene med vind på  $2,2m/s$  ligger grafene veldig tett, og de vil ha tilnærmet lik temperaturutvikling uavhengig av om dybden er  $1m$ ,  $1,2m$  eller  $1,5m$ .

**Bredde ( $B_{tot}$ ):** Temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate for scenarioer med ulike bredder ( $B_{tot}$ ) når  $Q=8400kW$  er rangert i tabell 5.32.

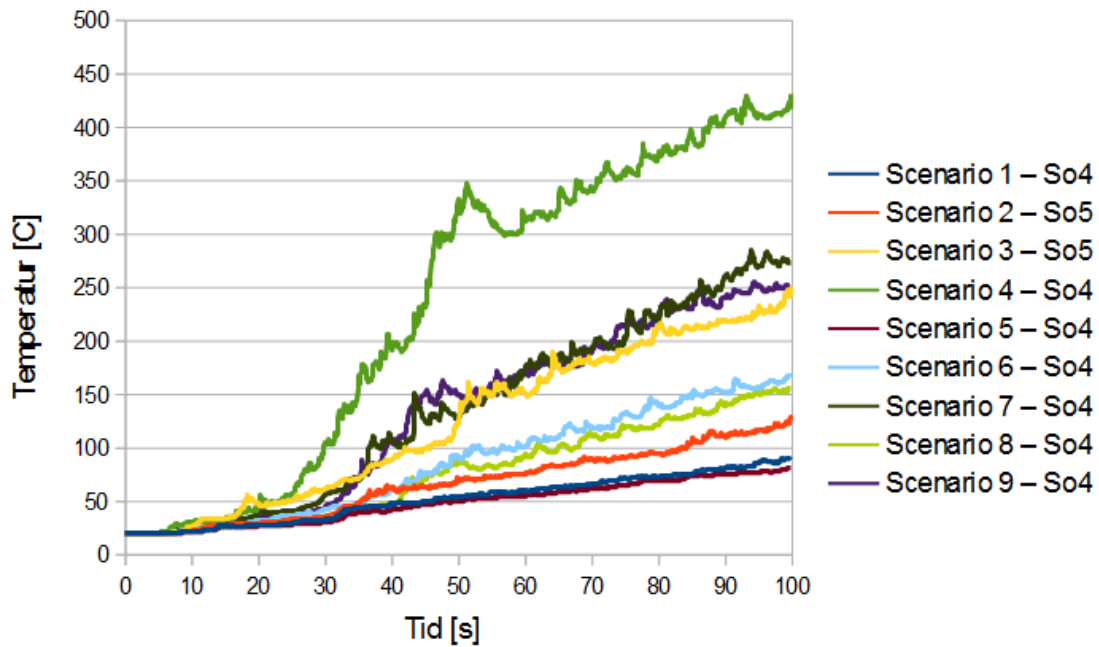
Tabell 5.32: Rangering av temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate for ulike bredder ( $B_{tot}$ ) når  $Q=8400kW$ .

Scenario	Vindhastighet [ $m/s$ ]	$B_{tot}$ [ $m$ ]	Rangering
Scenario 4	0	1	1
Scenario 7	0	2	2
Scenario 15	2,2	1	1
Scenario 18	2,2	2	2
Scenario 25	6,4	1	1
Scenario 28	6,4	2	2
Scenario 34	11,2	1	1
Scenario 37	11,2	2	2

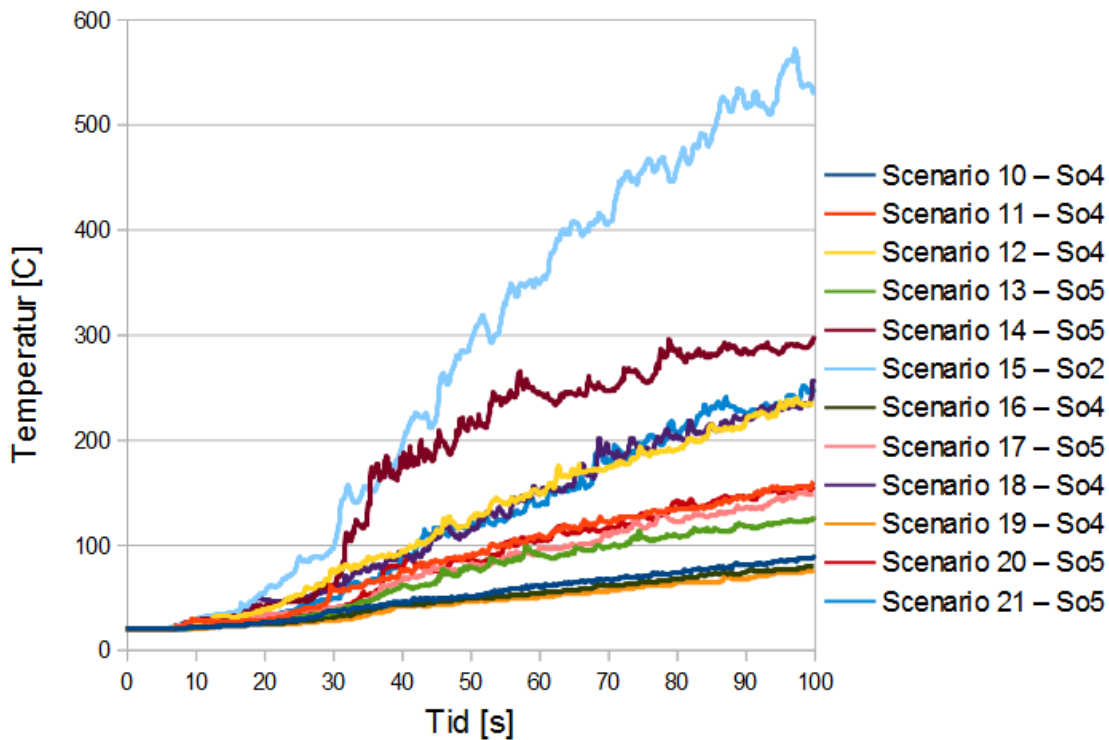
Tabell 5.32 viser at en økning av flammeskjermens bredde  $B_{tot}$  fra  $1m$  til  $2m$  i alle scenarioer, både med og uten vind, gir en tregere temperaturutviklingen i fasadeåpningens glassflate

### 5.4.3 Utvikling etter simuleringsslutt

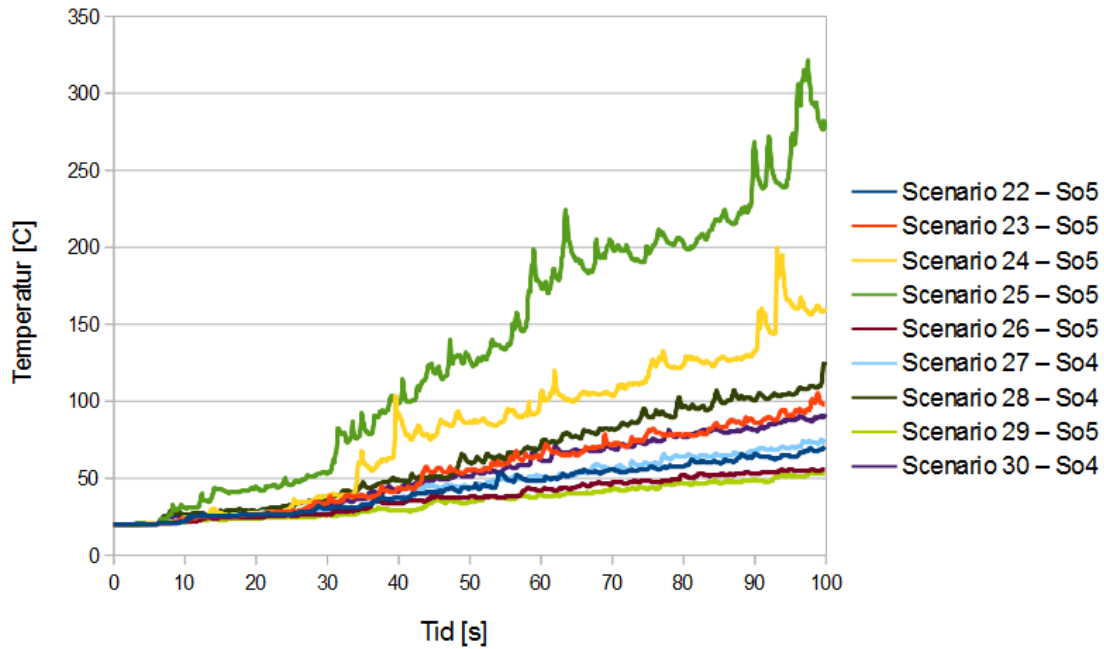
Figur 5.21, figur 5.22, figur 5.23 og figur 5.24 viser temperaturutvikling for sensoren (So1-So7) med høyest registrerte temperaturer i scenarioene henholdsvis uten vind og med en vindstyrke på  $2,2m/s$ ,  $4,6m/s$  og  $11,2m/s$ .



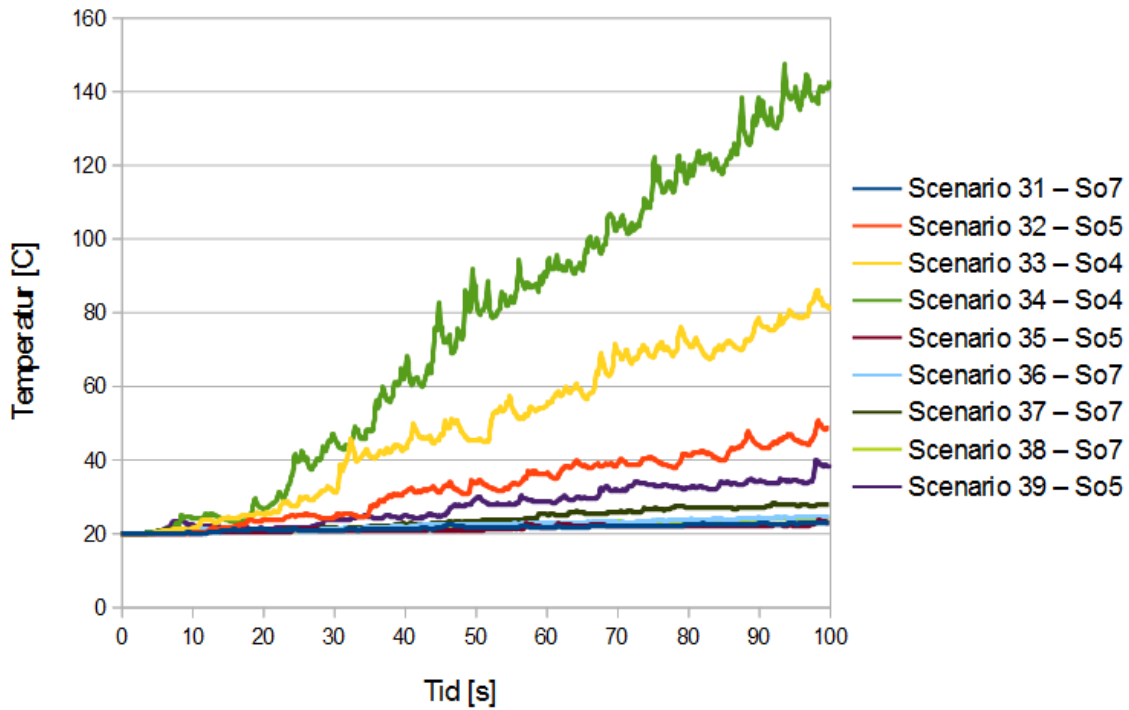
Figur 5.21: Temperaturutvikling for sensoren (So1-So7) med høyest registrerte temperaturer i scenarioene uten vind.



Figur 5.22: Temperaturutvikling for sensoren (So1-So7) med høyest registrerte temperaturer i scenarioene med vind på 2,2m/s.



Figur 5.23: Temperaturutvikling for sensoren (So1-So7) med høyest registrerte temperaturer i scenarioene med vind på 6,4m/s.



Figur 5.24: Temperaturutvikling for sensoren (So1-So7) med høyest registrerte temperaturer i scenarioene med vind på 11,2m/s.

Fra grafene i figur 5.21, 5.22, 5.23 og 5.24 kommer det fram at temperaturen i glasset stiger relativt jevnt. Dersom man antar at brannen vil fortsette å brenne med den samme effekten i lang tid, og dermed at temperaturutviklingen fortsetter i glasset, vil det oppstå temperaturer som fører til oppsprekking og utfall av enkle, doble og triple glass i alle scenarioene etter endt simulering.

Tidspunktene for oppsprekking ( $t_{sprekk}$ ), utfall av enkelt glass ( $t_{e-utfall}$ ), utfall av doble glass ( $t_{d-utfall}$ ) og utfall av triple glass ( $t_{t-utfall}$ ) (regnet fra simuleringsstart) er estimert i tabell 5.33 for alle scenarioer. Scenarioene er delt opp etter kombinasjonene i tabell 5.1, og i de scenarioene temperaturene for vindusbrudd er målt i selve simuleringen er dette også oppgitt. Estimering av tidspunktene tar utgangspunkt i siste registrerte temperatur i målingene, og det antas at temperaturstigningen har skjedd de siste 90 sekundene av simuleringen. Det er tatt hensyn til at glasset har en temperatur på 20°C ved starten av simuleringen.

Tabell 5.33: Tidspunktene for oppsprekking ( $t_{sprekk}$ ), utfall av enkelt glass ( $t_{e-utfall}$ ), utfall av doble glass ( $t_{d-utfall}$ ) og utfall av triple glass ( $t_{t-utfall}$ ) (regnet fra simuleringsstart). Estimerte tidspunkt er merket med ~, og S=Scenario.

Kombinasjon	S	Vind [m/s]	$t_{sprekk}$	$t_{e-utfall}$	$t_{d-utfall}$	$t_{t-utfall}$
K1 (Q=4600kW)	S 1	0	~3min 20s	~6min 35s	~13min 10s	~26min 20s
	S 10	2,2	~3min 20s	~6min 35s	~13min 10s	~26min 20s
	S 22	6,4	~4min 40s	~9min 10s	~18min 20s	~36min 40s
	S 31	11,2	~1t 15min	~2t 30min	~5t	~10t
K2 (Q=6600kW)	S 11	2,2	92s	~3min 35s	~7min 10s	~14min 20s
K3 (Q=8400kW)	S 12	2,2	59s	~2min 10s	~4min 20s	~8min 40s
K4 (Q=4600kW)	S 2	0	~2min 20s	~4min 25s	~8min 50s	~17min 40s
	S 13	2,2	~2min 20s	~4min 25s	~8min 50s	~17min 40s
	S 23	6,4	~3min	~5min 45s	~11min 30s	~23min
	S 32	11,2	~7min 40s	~15min 10s	~30min 20s	~1t 1min
K5 (Q=6600kW)	S 3	0	51s	~2min 10s	~4min 20s	~8min 40s
	S 14	2,2	36s	~1min 45s	~3min 30s	~7min
	S 24	6,4	91s	~3min 30s	~7min	~14min
	S 33	11,2	~3min 55s	~7min 40s	~15min 20s	~30min 40s
K6 (Q=8400kW)	S 4	0	35s	47s	~2min 25s	~4min 50s
	S 15	2,2	30s	50s	~1min 55s	~3min 50s
	S 25	6,4	57s	96s	~3min 35s	~7min 10s
	S 34	11,2	94s	~3min 55s	~7min 50s	~15min 40s
K7 (Q=4600kW)	S 5	0	~3min 55s	7min 40s	~15min 20s	~30min 40s
	S 16	2,2	~3min 35s	~7min 5s	~14min 10s	~28min 20s
	S 26	6,4	~7min 40s	~15min 10s	~30min 20s	~1t 1min
	S 35	11,2	~1t 15min	~2t 30min	~5t	~10t

Tabell 5.33: Tidspunktene for oppsprekking ( $t_{sprekk}$ ), utfall av enkelt glass ( $t_{e-utfall}$ ), utfall av doble glass ( $t_{d-utfall}$ ) og utfall av triple glass ( $t_{t-utfall}$ ) (regnet fra simuleringstart). Estimerte tidspunkt er merket med ~, og S=Scenario.

Kombinasjon	S	Vind [ $m/s$ ]	$t_{sprekk}$	$t_{e-utfall}$	$t_{d-utfall}$	$t_{t-utfall}$
K8 (Q=6600kW)	S 6	0	85s	~3min 5s	~6min 10s	~12min 20s
	S 17	2,2	98s	~3min 35s	~7min 10s	~14min 20s
	S 27	6,4	~ 4min 40s	~9min 10s	~18min 20s	~36min 40s
	S 36	11,2	~56min 45s	~1t 52min	~3t 44min	~7t 28min
K9 (Q=8400kW)	S 7	0	54s	~1min 55s	~3min 50s	~7min 40s
	S 18	2,2	58s	~2min 5s	~4min 10s	~8min 20s
	S 28	6,4	~2min 40s	~5min 10s	~10min 20s	~20min 40s
	S 37	11,2	~32min 20s	~1t 4min	~2t 8min	~4t 16min
K10 (Q=4600kW)	S 19	2,2	~3min 55s	~7min 40s	~15min 20s	~30min 40s
K11 (Q=6600kW)	S 8	0	95s	~3min 35s	~7min 10s	~14min 20s
	S 20	2,2	93s	~3min 35s	~7min 10s	~14min 20s
	S 29	6,4	~7min 40s	~15min 10s	~30min 20s	~1t 1min
	S 38	11,2	~56min 45s	~1t 52min	~3t 44min	~7t 28min
K12 (Q=8400kW)	S 9	0	45s	~2min 5s	~4min 10s	~8min 20s
	S 21	2,2	61s	~2min 5s	~4min 10s	~8min 20s
	S 30	6,4	~3min 20s	~6min 35s	~13min 10s	~26min 20s
	S 39	11,2	~11min 45s	~22min 40s	~45min 20s	~1t 30min

Alle tidspunktene for utfall av doble og triple glass er estimert, og det er tidspunktene for triple glass som vil kommenteres for de ulike parametrene i de følgende avsnittene. Resterende estimerte tidspunkter for de andre vindusbruddkriteriene vil ha det samme forholdet mellom scenarioene som de for utfall av triple glass, og tidspunktene som ikke er estimert er kommentert tidligere.

**Vind:** Scenarioene med vind på  $6,4m/s$  og  $11,2m/s$  er henholdsvis nest sist og sist i alle kombinasjoner. For scenarioene med kombinasjon K1, K4, K11 og K12 er tidspunktene for utfall av triple glass den samme for scenarioene uten vind og for scenarioene med vind på  $2,2m/s$ . For scenarioene med kombinasjon K5, K6 og K7 er det scenarioene med vind på  $2,2m/s$  som først oppnår temperaturer som fører til utfall av triple glass, og for kombinasjon K8 og K9 er det scenarioene uten vind.

**Dybde (D):** Tabell 5.34 viser tidspunktene for utfall av triple glass ( $t_{t-utfall}$ ) (regnet fra simuleringstart) for ulike dybder (D).

Tabell 5.34: Tidspunktene for utfall av doble glass ( $t_{t-utfall}$ ) (regnet fra simuleringsstart) for ulike dybder (D).

Varmeavgivelsesrate	Scenario	Vind [m/s]	D [m]	$t_{t-utfall}$
4600kW	Scenario 1	0	1	~26min 20s
	Scenario 5	0	1,2	~30min 40s
	Scenario 10	2,2	1	~26min 20s
	Scenario 16	2,2	1,2	~ 28min 20s
	Scenario 19	2,2	1,5	~30min 40s
	Scenario 22	6,4	1	~36min 40s
	Scenario 26	6,4	1,2	~ 1t 1min
	Scenario 31	11,2	1	~10t
	Scenario 35	11,2	1,2	~10t
6600kW	Scenario 6	0	1,2	~12min 20s
	Scenario 8	0	1,5	~14min 20s
	Scenario 11	2,2	1	~14min 20s
	Scenario 17	2,2	1,2	~14min 20s
	Scenario 20	2,2	1,5	~14min 20s
	Scenario 27	6,4	1,2	~36min 40s
	Scenario 29	6,4	1,5	~1t 1min
	Scenario 36	11,2	1,2	~7t 28min
	Scenario 38	11,2	1,5	~7t 28min
8400kW	Scenario 7	0	1,2	~7min 40s
	Scenario 9	0	1,5	~8min 20s
	Scenario 12	2,2	1	~8min 40s
	Scenario 18	2,2	1,2	~8min 20s
	Scenario 21	2,2	1,5	~8min 20s
	Scenario 28	6,4	1,2	~20min 40s
	Scenario 30	6,4	1,5	~26min 20s
	Scenario 37	11,2	1,2	~4t 16min
	Scenario 39	11,2	1,5	~1t 30min

Tabell 5.34 viser at for scenarioene med  $Q=4600kW$  vil økt dybde fører til at utfall av triple glass skjer senere for alle scenarioer uten om de med vind på  $11,2m/s$  der utfall er estimert til å skje samtidig. For scenarioene med  $Q=6600kW$  vil økt dybde føre til senere utfall av triple glass for scenarioene uten vind og for scenarioene med vind på  $6,4m/s$ . Scenarioene med vind på  $2,2m/s$  og  $11,2m/s$  har estimert tid for utfall samtidig uavhengig av dybde. For scenarioene med  $Q=8400kW$  vil økt dybde føre til senere estimert tid for utfall av triple glass for scenarioene uten vind og med vind på  $6,4m/s$ . For scenarioene med vind på  $2,2m/s$  vil scenarioet med  $D=1m$  oppnå temperaturer som fører til utfall av triple glass 20 sekunder etter scenarioene med  $D=1,2m$  og  $D=1,5m$ , og for scenarioene med vind på  $11,2m/s$  oppstår det temperaturer som fører til utfall av glassene mye tidligere for scenarioet med  $D=1,5m$  enn for scenarioene med  $D=1,2m$ .

**Bredde ( $B_{tot}$ ):** Tabell 5.35 viser tidspunktene for utfall av triple glass ( $t_{t-utfall}$ ) (regnet fra simuleringsstart) for ulike bredder ( $B_{tot}$ ).

Tabell 5.35: Tidspunktene for utfall av triple glass ( $t_{t-utfall}$ ) (regnet fra simuleringsstart) for ulike bredder ( $B_{tot}$ ).

Varmeavgivelsesrate	Scenario	Vind [ $m/s$ ]	$B_{tot}$ [ $m$ ]	$t_{t-utfall}$
4600kW	Scenario 2	0	1	~17min 40s
	Scenario 5	0	2	~30min 40s
	Scenario 13	2,2	1	~17min 40s
	Scenario 16	2,2	2	~28min 20s
	Scenario 23	6,4	1	~23min
	Scenario 26	6,4	2	~1t 1min
	Scenario 32	11,2	1	~1t 1min
	Scenario 35	11,2	2	~10t
6600kW	Scenario 3	0	1	~8min 40s
	Scenario 6	0	2	~12min 20s
	Scenario 14	2,2	1	~7min
	Scenario 17	2,2	2	~14min 20s
	Scenario 24	6,4	1	~14min
	Scenario 27	6,4	2	~36min 40s
	Scenario 33	11,2	1	~30min 40s
	Scenario 36	11,2	2	~7t 28min
8400kW	Scenario 4	0	1	~4min 50s
	Scenario 7	0	2	~7min 40s
	Scenario 15	2,2	1	~3min 50s
	Scenario 18	2,2	2	~8min 20s
	Scenario 25	6,4	1	~7min 10s
	Scenario 28	6,4	2	~20min 40s
	Scenario 34	11,2	1	~15min 40s
	Scenario 37	11,2	2	~4t 16min

Tabell 5.35 viser at estimert tid for utfall av triple glass skjer senere for samtlige scenarioer med  $B_{tot}=2m$  enn for tilsvarende scenarioer med  $B_{tot}=1m$ .

## 5.5 Oppsummering av resultater fra analysen

I dette delkapitlet vil resultatene for flammeskjermens funksjonalitet oppsummeres for hver av de ulike parametrene som er sett nærmere på. Det vil henvises til kombinasjonene oppgitt i tabell 5.1.

### 5.5.1 Vind

Generelt viser observasjoner fra Smokeview at økende vindstyrke fører til at det tar lengre tid før det etableres seg høye eksterne flammer (hvis det i det hele tatt etableres slike flammer). Sam-

menlignet med scenarioene uten vind vil scenarioene med vind på  $2,2\text{ m/s}$  trykke flammeplu-  
men mer mot fasaden over flammeskjermen slik at den i større grad «fester» seg til fasaden.  
Scenarioene med vind på  $6,4\text{ m/s}$  har vesentlig lavere flammeplume, og også noe bredere, enn  
scenarioene med lavere vindhastigheter. I scenarioene med vind på  $11,2\text{ m/s}$  holder flammeplu-  
men seg stort sett under flammeskjermen hvor den ligger tykk, samtidig som den presses mot  
fasaden slik at den får en stor bredde. I tillegg oppstår det tydelige virvler ned mot bakken.

Med tanke på varmeavgivelsesrate i volumet over flammeskjermen vil vindens påvirkning være  
ulik for de ulike varmeavgivelsesratene og flammeskjermutformingene. For scenarioene med  
total varmeavgivelsesrate  $Q=4600\text{ kW}$  i modellen vil det i scenarioene med kombinasjon K1 bli  
lavere gjennomsnittlig varmavgivelsesrate i volumet over flammeskjermen med økende vind-  
styrke. For scenarioene med K4 og K7 vil scenarioene med vind på  $2,2\text{ m/s}$  gjennomsnittlig ha  
noe høyere varmeavgivelsesrate enn scenarioene uten vind. For scenarioene med total varme-  
avgivelsesrate  $Q=6600\text{ kW}$  og  $Q=8400\text{ kW}$  har scenarioene med vind på  $2,2\text{ m/s}$  gjennomsnittlig  
høyest varmeavgivelsesrate i det målte volumet, og scenarioene uten vind har nest høyest. For  
alle kombinasjonene vil scenarioene med vind på  $6,4\text{ m/s}$  og  $11,2\text{ m/s}$  ha henholdsvis nest lavest  
og lavest varmeavgivelsesrate, og for scenarioene med de to høyeste varmeavgivelsesraten er  
det et stor sprang ned til scenarioene med vind på  $6,4\text{ m/s}$  og  $11,2\text{ m/s}$ .

Scenarioene med kombinasjon K1, K7, K8, K9 og K12 har høyest intermitteirngsprosenten i de  
fleste høyder samt høyest flammehøyde foran flammeskjermen i scenarioene uten vind. For  
scenarioene med kombinasjon K6 er det scenarioet med vind på  $2,2\text{ m/s}$  som har høyest inter-  
mitteirngsprosent i de fleste høyder, men flammehøyden foran flammeskjermen er høyest for  
scenarioet uten vind. Scenarioene med kombinasjon K4, K5 og K11 har høyest intermitteirngs-  
prosent for de fleste høyder samt høyest flammehøyde foran flammeskjermen for scenarioene  
med vind på  $2,2\text{ m/s}$ . Scenarioene med vind på  $6,4\text{ m/s}$  og  $11,2\text{ m/s}$  har henholdsvis nest lavest  
og lavest flammehøyde, samt nest lavest og lavest intermitteringsprosent for de fleste høyder,  
for alle kombinasjoner.

Generelt er det sensorene i «bredde» B1 som har høyest intermitteringsprosent, sett bort fra  
flammeskjermene med  $D=1,5\text{ m}$  hvor sensoren i bredde B1 og høyde H1 ligger i selve flamme-  
skjermen. For scenarioene uten vind er det et par unntak utenom scenarioene med  $D=1,5\text{ m}$  der  
B2 har høyest intermitteringsprosent, for scenarioene med vind  $2,2\text{ m/s}$  er det ingen slike  
unntak. For scenarioene med vind på  $6,4\text{ m/s}$  er det en god del slike unntak, og det er kun to sce-  
narioer som ikke har høyest intermitteringsprosent i B2 for en eller flere høyder. I scenarioene  
med vind på  $11,2\text{ m/s}$  er det kun et tilfelle i en høyde der B2 har høyest intermitteringsprosent  
utenom scenarioene med  $D=1,5\text{ m}$ .

Temperaturene på glassflaten i fasadeåpning sammenlignet med kriteriene for vindusbrudd vi-  
ser at for scenarioene med varmeavgivelsesrate  $Q=4600\text{ kW}$  (K1, K4, K7 og K10) oppstår det in-  
gen temperaturer som fører til vindusbrudd, og det oppstår heller ikke temperaturer som førte  
til utfall av triple glass uavhengig av vindforhold. I scenarioene med kombinasjon K5, K6 og K11  
vil det oppstå temperaturer som fører til oppsprekking av glasset på et tidligere tidspunkt for  
scenarioene med vind på  $2,2\text{ m/s}$  enn for scenarioene uten vind, og differansen er henholdsvis  
15 sekunder, 5 sekunder og 2 sekunder. Det oppstår også sprekk for scenarioene med en vind på  
 $6,4\text{ m/s}$  for scenarioene med K5 og K6, men da henholdsvis 40 sekunder og 22 sekunder senere  
enn for scenarioet uten vind. For scenarioene med kombinasjon K6 oppstår det i tillegg opp-



sprekking en tid etter det igjen med en vind på  $11,2\text{ m/s}$ . Det oppstår også temperaturer som fører til utfall av enkle glass for scenarioene med K6. Resultatene viser at økende vindhastighet gir lengre tid før utfall men differansen på utfallstemperatur for scenarioet uten vind og med vind på  $2,2\text{ m/s}$  er kun 3 sekunder for enkle glass. I scenarioene med kombinasjon K8, K9 og K12 er det scenarioene uten vind som først oppnår temperaturer som fører til oppsprekking, deretter scenarioene med en vindhastighet på  $2,2\text{ m/s}$ . Ingen av kriteriene for vindusbrudd inntraff for simuleringen med disse kombinasjonene og vind på  $6,4\text{ m/s}$  og  $11,2\text{ m/s}$ .

Temperaturutviklingen i glassflaten viser at for scenarioene med total varmeavgivelsesrate  $Q=4600\text{ kW}$  vil temperaturutviklingen i glasset for scenarioene med samme kombinasjon være tilnærmet lik for scenarioene uten vind og med vind på  $2,2\text{ m/s}$ . For scenarioene med total varmeavgivelsesrate  $Q=6600\text{ kW}$  og  $Q=8400\text{ kW}$  vil scenarioene med samme kombinasjon av dybde og bredde ha samme forhold med tanke på temperaturutviklingen i glassflaten; kombinasjon K5 og K6 har rasket temperaturutvikling for scenarioene med vind på  $2,2\text{ m/s}$  og nest raskest for scenarioene uten vind. Temperaturdifferansen mellom scenarioene uten vind og med vind på  $2,2\text{ m/s}$  ved simuleringsslutt er ca  $50^\circ\text{C}$  og  $100^\circ\text{C}$  for henholdsvis scenarioene med kombinasjon K5 og K6. For kombinasjonene K8 og K9 har scenarioene uten vind noe raskere temperaturutvikling enn scenarioet med vind på  $2,2\text{ m/s}$ . I scenarioene med kombinasjon K11 og K12 ligger temperaturutviklingsgrafen til scenarioene med vind på  $2,2\text{ m/s}$  litt over den for scenarioene uten vind gjennom nesten hele simuleringen, men de er tilnærmet like ved slutten av simuleringstiden. Scenarioene med en vind på  $6,4\text{ m/s}$  og  $11,2\text{ m/s}$  har henholdsvis nest tregest og tregest temperaturutvikling i samtlige kombinasjoner uavhengig av total varmeavgivelsesrate i modellen.

Estimering av utviklingen etter simuleringsslutt viser at scenarioene med vind på  $6,4\text{ m/s}$  og  $11,2\text{ m/s}$  er henholdsvis nest sist og sist i alle kombinasjoner. For scenarioene med kombinasjon K1, K4, K11 og K12 er tidspunktene for utfall av triple glass den samme for scenarioene uten vind og for scenarioene med vind på  $2,2\text{ m/s}$ . For scenarioene med kombinasjon K5, K6 og K7 er det scenarioene med vind på  $2,2\text{ m/s}$  som først oppnår temperaturer som fører til utfall av triple glass, og for kombinasjon K8 og K9 er det scenarioene uten vind.

### 5.5.2 Flammeskjermens dybde

Observasjoner fra Smokeview viser at for scenarioer uten vind vil en økning av dybden gjennomsnittlig gi en lavere flammehøyde foran flammeskjermen. For scenarioene med vind er det vanskelig å se noen betydelig forskjell mellom flammeplumene når dybden økes fra  $1\text{ m}$  til  $1,2\text{ m}$  eller fra  $1,2\text{ m}$  til  $1,5\text{ m}$ , men observasjoner fra tilsvarende scenarioer der  $D=1\text{ m}$  og  $D=1,5\text{ m}$  viser noen forskjeller. Der ble ikke observert forskjeller i flammehøyde, men det tar lengre tid før det etableres høye flammer foran flammeskjermen og det ser også ut som at flammeplumen «fester» seg mer til oversiden av flammeskjermen når den avbøyes over den. I tillegg ble det også observert at flammeplumen har tendenser til å fluktuere mer når dybden er  $1,5\text{ m}$  enn  $1\text{ m}$ .

Målingen av varmeavgivelsesrate i volumet over flammeskjerm viser at økt dybde gir lavere gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate i volumet over flammeskjermen i nesten alle scenarioer. Unntakene er scenarioene med vind på  $11,2\text{ m/s}$  der varmeavgivelsesraten er tilnærmet lik null, samt for scenarioene med  $Q=4600\text{ kW}$  og vind på  $2,2\text{ m/s}$  der det er scenarioene med  $D=1,2\text{ m}$ ,  $D=1\text{ m}$  og  $D=1,5\text{ m}$  som henholdsvis har høyest, midterst og lavest gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate.

I scenarioene uten vind samt med vind på  $6,4\text{ m/s}$  vil en økning av flammeskjermdybden gi lavere flammehøyde foran flammeskjermen i samtlige scenarioer. For scenarioene med en vind på  $2,2\text{ m/s}$  vil det være scenarioene med  $D=1,5\text{ m}$  som har lavest flammehøyde, mens scenarioene med  $D=1,2\text{ m}$  har høyere flammehøyde enn scenarioene med  $D=1\text{ m}$  når  $Q=4600\text{ kW}$  og  $Q=6600\text{ kW}$ . Når  $Q=8400\text{ kW}$  vil også scenarioene med  $2,2\text{ m/s}$  få lavere flammehøyde foran flammeskjermen med økende flammeskjermdybde. For scenarioene med  $11,2\text{ m/s}$  oppstår det ikke flammer foran flammeskjermen, men intermitteringsprosenten når dybden økes er enten høyere eller lik intermitteringsprosentne til den grunnere flammeskjermen.

Temperaturene på glassflaten i fasadeåpning sammenlignet med kriteriene for vindusbrudd viser at for scenarioene med varmeavgivelsesrate  $Q=4600\text{ kW}$  (K1, K4, K7 og K10) oppstår det ingen temperaturer som fører til vindusbrudd, og det oppstår heller ikke temperaturer som førte til utfall av triple glass uavhengig av flammeskjermens dybde. For scenarioene med  $6600\text{ kW}$  fører en økning av flammeskjermdybden fra  $D=1,2\text{ m}$  til  $D=1,5\text{ m}$  til at det tar 10 sekunder lengre tid før vinduet sprekker i scenarioene uten vind. For scenarioene med vind på  $2,2\text{ m/s}$  oppstår det temperaturer som fører til oppsprekking først i scenarioet med  $D=1\text{ m}$ , ett sekund senere oppstår det i scenarioet med  $D=1,5\text{ m}$  og tilslutt i scenarioet med  $D=1,2\text{ m}$ . For scenarioene med  $Q=8400\text{ kW}$  og ingen vind oppstår det først temperaturer som fører til oppsprekking i scenarioet med dypest balkongdybde. I scenarioene med vind på  $2,2\text{ m/s}$  oppstår det temperaturer som fører til oppsprekking først i scenarioet med  $D=1,2\text{ m}$ , deretter 1 sekund etterpå i scenarioet med  $D=1\text{ m}$ , og 2 sekunder etter det igjen i scenarioet med  $D=1,5\text{ m}$ . Det oppstår ikke temperaturer som fører til vindusbrudd for noen av scenarioene med vind på  $6,4\text{ m/s}$  og  $11,2\text{ m/s}$  av de scenarioene som er vurdert opp mot hverandre med tanke på flammeskjermdybde.

Temperaturutviklingen i glassflate viser at for scenarioene med  $Q=4600\text{ kW}$  vil en økning av flammeskjermdybden gi tregere temperaturutvikling for alle scenarioer med unntak av scenarioene med vind på  $11,2\text{ m/s}$  som nesten ikke har noen temperaturstigning i det hele tatt i løpet av simuleringen. I scenarioene med  $Q=6600\text{ kW}$  er det de uten vind samt de med en vind på  $6,4\text{ m/s}$  som får en noe tregere temperaturutvikling når flammeskjermens dybde økes fra  $1,2\text{ m}$  til  $1,5\text{ m}$ . For scenarioene med vind på  $2,2\text{ m/s}$  er temperaturstigningen i scenarioene med  $D=1\text{ m}$ ,  $D=1,2\text{ m}$  og  $D=1,5\text{ m}$  veldig lik. Scenarioene med vind på  $11,2\text{ m/s}$  har nesten ingen temperaturstigning for denne varmeavgivelsesraten heller. I scenarioene med  $Q=8400\text{ kW}$  er det også de uten vind samt de med en vind på  $6,4\text{ m/s}$  som får en noe tregere temperaturutvikling når flammeskjermens dybde økes fra  $1,2\text{ m}$  til  $1,5\text{ m}$ . Scenarioene med vind på  $2,2\text{ m/s}$  er tilnærmet helt like. For scenarioene med  $11,2\text{ m/s}$  er det scenarioet med den dypeste flammeskjermen som har en noe høyere temperatur ved simuleringsslutt. Generelt er forskjellene i temperaturutviklingen små for scenarioene med  $Q=8400\text{ kW}$  når flammeskjermdybden økes,

Fra den estimerte utviklingen etter simuleringsslutt kan det ses at for scenarioene med  $Q=4600\text{ kW}$  vil økt dybde fører til at utfall av triple glass skjer senere for alle scenarioer uten om de med vind på  $11,2\text{ m/s}$  der utfall er estimert til å skje samtidig. For scenarioene med  $Q=6600\text{ kW}$  vil økt dybde føre til senere utfall av triple glass for scenarioene uten vind og med vind på  $6,4\text{ m/s}$ , og for scenarioene med vind på  $2,2\text{ m/s}$  og  $11,2\text{ m/s}$  er estimert tid for utfall samtidig. For scenarioene med  $Q=8400\text{ kW}$  som er uten vind og med vind på  $6,4\text{ m/s}$  vil økt dybde føre til senere estimert tid for utfall av triple glass. For scenarioene med vind på  $2,2\text{ m/s}$  vil scenarioet med  $D=1\text{ m}$  oppnå temperaturer som fører til utfall av triple glass før scenarioene med  $D=1,2\text{ m}$  og  $D=1,5\text{ m}$ , og for

scenarioene med vind på  $11,2\text{ m/s}$  oppstår det temperaturer som fører til utfall av glassene mye tidligere for scenarioet med  $D=1,5\text{ m}$  enn for scenarioene med  $D=1,2\text{ m}$ .

### 5.5.3 Flammeskjermens bredde

Fra observasjoner i Smokeview kommer det fram at økt bredde gir høyere flammer foran flammeskjermen, men det er viktig å kommentere at med  $B_{tot}=1\text{ m}$  er det nesten konstant flammer på siden av flammeskjermen. Resultatene fra målingene av varmeavgivelsesrate i volumet over flammeskjermen viser økt flammeskjermbredde vil gi laver gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate i volumet over flammeskjermen i de fleste tilfeller, unntaket er scenarioene som er uten vind og med  $Q=4600\text{ kW}$  der økt flammeskjermbredde ikke gir noen forandring.

Økt bredde gir høyere intermitteringsprosent i sensorene foran flammeskjermen, samt høyere flammehøyde foran flammeskjermen for de fleste scenarioer med  $Q=4600\text{ kW}$ . Unntaket er for scenarioene med vind på  $11,2\text{ m/s}$ , her oppstår det kun flammer foran flammeskjermen når  $B_{tot}=1\text{ m}$ . For scenarioene med  $Q=6600\text{ kW}$  og  $Q=8400\text{ kW}$  vil økt bredde føre til høyere flammehøyde foran flammeskjermen for scenarioene uten vind samt med vind på  $6,4\text{ m/s}$ , mens for scenarioene med vind på  $2,2\text{ m/s}$  og  $11,2\text{ m/s}$  vil  $B_{tot}=1\text{ m}$  gi høyest flammehøyde foran flammeskjermen.

Temperaturene på glassflaten i fasadeåpningen sammenlignet med kriteriene for vindusbrudd viser at økt bredde gir for alle scenarioer enten senere oppnåelser av de kritiske temperaturene, eller ingen oppnåelse av de kritiske temperaturene i det hele tatt. Temperaturutviklingen i glassflaten viser også at økt bredde gir tregere temperaturutvikling for samtlige scenarioer. Forskjellen mellom temperaturutviklingene er store for alle vindforhold når bredden økes, men særlig for scenarioene med vind på  $2,2\text{ m/s}$ . Estimert utvikling etter simuleringsslutt viser at den estimerte tiden for utfall av triple glass skjer senere for samtlige scenarioer med  $B_{tot}=2\text{ m}$  enn for tilsvarende scenarioer med  $B_{tot}=1\text{ m}$ .



## 6. Risikoanalyse

I følge *NS5814 Krav til risikovurdering* (Standard Norge 2008b) er risikoanalyse en «(...) systematisk framgangsmåte for å beskrive og/eller beregne risiko», og de «(...) utføres ved kartlegging av uønskede hendelser, og årsaker til og konsekvenser av disse». Videre har de definert risiko som et «uttrykk for kombinasjonen av sannsynligheten for og konsekvensens av en uønsket hendelse». En risikoanalyse gjennomføres med andre ord for å avdekke risikoen til et tiltak, system, aktivitet eller scenario, og hensikten er ofte å framskaffe et grunnlag for å ta beslutninger.

Det ble gitt ut en egen standard med navnet *NS3901 Krav til risikovurdering av brann i byggverk* (Standard Norge 2012) som bygger på NS5814. I forordet til standarden er det oppgitt at den «(...) er ment å være et verktøy både ved vurdering av brannrisiko i eksisterende byggverk, inklusive ved ombygging, tilbygging eller bruksendring, og i forbindelse med oppføring av nye byggverk».

NS3901 tar for seg to ulike metoder å gjennomføre en risikovurdering på; risikoanalyse og komparativ analyse. I en komparativ analyse gjøres det en sammenligning mellom brannsikkerheten i analysebygget, og i et tilsvarende referansebygg utført i henhold til ett sett av preaksepterte ytelser. Kravene som settes til risikoanalysen er at den skal gjennomføres både kvalitativt og kvantitativt der det er mulig og hensiktsmessig, men som et minimum kvalitativt. Initierende hendelser, konsekvenser og tilhørende sannsynligheter skal identifiseres og sammenstilles i risikoanalysen, og det skal blant annet utføres analyse av konsekvensene, usikkerheten og sensitiviteten. De tre sistnevnte analysene benyttes gjerne i forbindelse med brannsimuleringer, og de henger sammen siden konsekvensene reduseres i takt med usikkerheten og sensitiviteten i modellen.

**Konsekvensanalysen** skal dekke effekten av de parametrene som ses på i analysen og er en viktig del av risikoanalysen. Brannsimuleringer utføres gjerne i forbindelse med konsekvensanalyser for å få en kvantitativ vurdering av analysescenariot.

**Usikkerhetsanalysen** skal beskrive usikkerheten som følger av blant annet mangelfull data, unøyaktigheter i modellen, antagelser, forutsetninger og forenklinger. I analysen skal det angis hva som er usikkert og kildene til usikkerheten (Standard Norge 2012). I NS3901 er blant annet brannens utviklingsrate og størrelse oppgitt som forhold som normalt vil være usikre, og som videre vil kunne påvirke faren for spredning mellom brannceller og andre avgjørende hendelsesforløp.

Usikkerhet kan enten oppstå på grunn av naturlige variasjoner eller tilfeldigheter, eller den kan oppstå på grunn av kunnskapsmangler. I følge Rausand & Utne (2011) er det mange ulike typer usikkerhet, og blant annet modellusikkerhet, parameterusikkerhet, konsekvensusikkerhet, beregningsusikkerhet og usikkerhet som følge av tidspres vil kunne være aktuelle ved brannsimuleringer.

**Sensitivitetsanalysen** skal i følge Rausand & Utne (2011) brukes til å se å hvor mye utgangsstørrelsen av en analyse endrer seg når en eller flere inngangsstørrelser endres. Frantzich (1998)

påpeker at en sensitivitetanalyse bør brukes til å identifisere de variablene i analysen som kontrollerer resultatene i størst grad, og hvilke tiltak som kan, og bør, gjøres for å redusere de negative konsekvensene mest mulig. I følge Frantzich bør fokuset i en sensitivitetanalyse vær på variasjoner i inputdata, graden av forenkling til problemet, hvor nøyaktig scenarioet er beskrevet og påliteligheten til de tekniske og menneskelige systemene. Som benyttet i denne oppgaven kan også selve modellen endres i sensitivitetanalyser for å se på dens følsomhet, og for å tilpasse modellen til det tenkte brannscenarioet.

For å vurdere risikoen for at hendelsene i analysen skal inntreffe vurderes sannsynligheten for at de valgte vindforholdene inntreffer når det har oppstått brann i bygget med de valgte varmeavgivelsesratene og de benyttede flammeskjermene. I denne risikoanalysen er alle de simulerte scenarioene vurdert. Sannsynlighetene for de ulike kombinasjonene av vind er tatt i betraktning. Det er utført en kvalitativ konsekvensanalyse der det ses på hvor alvorlig konsekvenser som kan oppstå med tanke på vertikal brannspredning i de ulike scenarioene.

## **6.1 Sannsynlighet for brann i bygg med de valgte varmeavgivelsesratene og flammeskjermene.**

Hyppigheten av branntiløp kan fastsettes ved å se på mobile og faste energikilder i rommene som analyseres, og videre kan sannsynligheten for at et tilløp vil utvikle seg til en brann bestemmes ut fra type mennesker tilstede og hvilke muligheter de har til å utføre slokking (Mostue 2002). Den vanligste måten å bestemme brannfrekvensen på er likevel å benytte statistiske data (for eksempel fra DSB eller SSB), men det kan være vanskelig å finne relevante data som har høy sikkerhet og passer for bygningstypen som analyseres. Det å estimere eller kvantifisere sannsynligheten for at det oppstår brann i et bygg er derfor en stor utfordring (SINTEF Byggforsk 2006).

Hvordan en brann vil utvikle seg er avhengig av type, mengde og fordeling av brennbart materiale, størrelse og utforming av brannrommet, tilgang på oksygen og tekniske tiltak (for eksempel sprinkleranlegg) (Mostue 2002). Det er ikke lagt vekt på brannens utvikling før overtenning i denne oppgaven, men den høyeste benyttede varmeavgivelsesraten er antatt å være maksimum varmeavgivelsesrate fra brannrommet (inkludert varmen fra de eksterne flammene). Det antas derfor at de først nevnte faktorene vil påvirke brannen slik at de to lavere varmeavgivelsesratene som er benyttet også vil kunne inntreffe. Fastsettelse av sannsynligheten for de ulike varmeavgivelsesratene er krevende, og vil alltid kun være et grovt estimat da det er så mange faktorer som spiller inn. Det samme gjelder for tallfesting av sannsynligheten for at de valgte flammeskjermdimensjonene benyttes i virkelige bygg. Det finnes utallige ulike dimensjoner en flammeskjerm kan ha, og de kan variere fra bygning til bygning, samt at en og samme bygning kan ha flammeskjerner med ulike dimensjoner.

Siden det er svært utfordrende å finne sannsynligheter med tilfredsstillende sikkerhet vil risikobildet i denne oppgaven kun dreie seg om risikoen ved vind når det antas at det har oppstått brann i det fiktive bygget med de valgte varmeavgivelsesratene og de benyttede flammeskjermene. Dette gir også en mer hensiktsmessig vinkling med tanke på formålet med oppgaven.

## 6.2 Sannsynlighet for de valgte vindscenarier

Sannsynlighetene for de valgte vindscenarier beregnes ved å ta utgangspunkt i vindstatistikken for Trondheim som ble benyttet i delkapittel 4.2.2 *FDS - teori knyttet opp mot modell* for å velge vindforhold i simuleringene. Tabell 6.1 viser frekvensen av fire vindhastighetintervaller per måned iløpet av fem år (2009-2014), målt ved Voll værstasjon ved Trondheim, og figur 6.1 viser frekvensfordelingen for vindrosen i samme periode. I frekvensfordelingen betyr DD vindretning oppgitt i grader og FF er vindhastighet i *m/s*.

Tabell 6.1: Frekvensoversikt over vindhastighetintervaller per måned iløpet av fem år (2009-2014), målt ved Voll værstasjon (Meteorologisk institutt 2015a).

Vindhastighet [ <i>m/s</i> ] ->	0	0,1-5,0	5,1-10,0	10,1-15,0	15,1-20,0
Januar	53	3834	566	11	-
Februar	37	3612	404	3	-
Mars	21	3703	705	35	-
April	170	3784	364	2	-
Mai	30	4233	1976	3	-
Juni	16	4225	78	1	-
Juli	17	4368	79	-	-
August	22	4333	109	-	-
September	34	4043	237	5	1
Oktober	33	4070	359	2	-
November	28	3872	397	20	3
Desember	17	3947	477	20	3
Sum antall observasjoner	478	48024	3972	102	7
Relativ frekvens [%]	0,9	91,3	7,6	0,2	0
Middelverdi	0,0	2,2	6,4	11,2	16,5

	DD	345	15	45	75	105	135	165	195	225	255	285	315	Variabel	Stille	Sum	Rel.fr.	Kum.fr.	Middel	St.av.
FF		14	44	74	104	134	164	194	224	254	284	314	344						DD	DD
≤	0,0														1,2	53	1,2	1,2		
0,1	5,0	1,3	2,6	5,1	5,1	4,3	4,2	18,4	31,6	7,0	2,1	1,7	1,3		1,3	3835	85,9	87,1		
5,1	10,0		0,0		0,0		0,1	8,2	1,6	1,5	0,9	0,0	0,1			565	12,7	99,8		
10,1	15,0							0,1		0,1	0,0					11	0,2	100,0		
15,1	20,0																			
>	20,0																			
Sum		60	117	226	227	190	195	1195	1484	386	134	78	61		111	4464				
Rel.fr.		1,3	2,6	5,1	5,1	4,3	4,4	26,8	33,2	8,6	3,0	1,7	1,4		2,5		100,0			

Figur 6.1: Frekvensfordeling fra vindrose fra Voll værstasjon (2009-2014) (Meteorologisk institutt 2015a).

Beregning av sannsynligheten for at de ulike vindforholdene skal inntreffe er vist i tabell 6.2, og det er gjort følgende forutsetninger i utregningene:

- I analysen er det kun kjørt simuleringer med vind fra sørvest, og på grunn av vindrosens oppdeling er det valgt å sette sannsynlighetene fra vind mellom 195 grader og 255 grader som sannsynligheten for vind fra sørvest. Dette vil være en konservativ antagelse siden vind som ikke kommer normalt på fasaden ikke er vurdert i analysen.
- I vurderingen av sannsynlighet antas det også at den relative frekvensen av vindhastighetene i tabell 6.1 er gjeldene for vind fra sørvest. Det er usikkert om dette vil være en konservativ antagelse eller ikke.
- Sannsynligheten for at det er vindstille er oppgitt i figur 6.1 til 2,5% og dette er også verdien som er benyttet i utregningene.

Tabell 6.2: Sannsynligheten (ssh) for at de ulike vindforholdene skal inntreffe.

Vindhastighet [m/s]	Vindretning	Ssh vind- hastighet [%]	Ssh vind- retning [%]	Kombinert ssh [%]	Scenarier
0	Sørvest	2,5	-	2,5	1-9
2,2	Sørvest	91,3	41,8	38,16	10-21
6,4	Sørvest	7,6	41,8	3,18	22-30
11,2	Sørvest	0,2	41,8	0,08	31-39

Det er utfordrende å vurdere og sette kvalitative kriterier på sannsynligheter, men det er gunstig for å kunne beskrive sannsynligheten i hvert enkelt scenario. I denne oppgaven er det valgt å benytte sannsynlighetskriteriene som er vist i tabell 6.3, og inndelingen er den samme som Astad (2014) benyttet i sin masteroppgave som omhandlet vindens effekt på termisk røykventilasjon.

Tabell 6.3: Sannsynlighetskriterier.

Sannsynlighet:	Sannsynlighetskriterie:
Svært liten	Svært liten sannsynlighet for at vindforholdene skal inntreffe tilsvarer en sannsynlighet på 0-5%.
Liten	Liten sannsynlighet for at vindforholdene skal inntreffe tilsvarer en sannsynlighet på 5-20%.
Middels	Middels sannsynlighet for at vindforholdene skal inntreffe tilsvarer en sannsynlighet på 20-50%.
Stor	Stor sannsynlighet for at vindforholdene skal inntreffe tilsvarer en sannsynlighet på 50-80%.
Svært stor	Svært stor sannsynlighet for at vindforholdene skal inntreffe tilsvarer en sannsynlighet på 80-100%.

### 6.3 Konsekvensanalyse

Konsekvensen av de ulike scenarioene er vurdert med tanke på flammeskjermens funksjon til å hindre vertikal brannspredning. Slik TEK10 er tolket må flammeskjermen minimum holde i 30 minutter, regnet fra når den blir eksponert for flammer. Varigheten av brannen er estimert ved



å benytte Pettersson et al. (1976) sin ligning 6.1, gjengitt fra delkapittel «3.1.3 Fullt utviklet brann og avtagende fase», for å sjekke om den kan antas å vare lengre enn 30 minutter. Pettersson et al. (1976) antok at stadiene før overtenning kunne neglisjeres, og  $t_d = 0$  referer derfor til starten av den fullt utviklede brannen.

$$t_d = \frac{M_f}{0,09 A_O \sqrt{H_O}} \quad [s] \quad (6.1)$$

Der:

$M_f$  er brannlasten (tilsvarende treverk) [kg]

$A_O \sqrt{H}$  er ventilasjonsfaktoren [ $m^{\frac{5}{2}}$ ]

For å benytte denne formelen må først brannrommets brannlast i kg estimeres. I DiBK (2000) er det angitt at boliger vil ha en brannbelastning på omtrent  $50 - 200 \text{ Mj}/m^2$ , der kvadratmeterne er relatert til brannrommets omhyllingsflater. Brannrommet i denne oppgaven har  $117,2 m^2$  omhyllingsflater, og dermed en total brannbelastning på  $5860 - 23\,440 \text{ Mj}$ . Forbrenningsvarme til trevirke er  $18\,800 \text{ kJ}/\text{kg}$ , og ved å benytte den kan brennbelastningen i rommet estimeres til omtrent  $311 - 1247 \text{ kg}$ . Dette vil gi brannen i dette brannrommet en varighet på mellom 19 minutter, og 1 time og 15 minutter, alt etter faktisk brannbelastning i brannrommet. Formelen i 6.1 vil gi konservative estimater av brannens varighet, men med dagens høye levestandard og teknologiske utvikling antas det at en gjennomsnittlig leilighet vil ha relativt høy brannbelastning og at brannens varighet derfor vil være nærmere den høyeste estimerte varmeavgivelsesraten enn den laveste. Det å sette et krav om at flammeskjermen minimum må forhindre brannspredning i 30 minutter for det tenkte brannscenarioet anses derfor som et rimelig krav.

Resultatene fra simuleringene er definert kvalitativt for å kunne si noe om risikoen i hvert enkelt scenario i tabell 6.4.

Tabell 6.4: Konsekvenskriterier.

Konsekvens:	Konsekvenskriterie:
Svært liten	Verken oppsprekking eller utfall av glass innen 30 minutter.
Liten	Oppsprekking av ytterste glass, men verken utfall av enkelt eller dobbelt glass innen 30 minutter.
Moderat	Oppsprekking og utfall av enkelt glass, men ikke utfall av doble glass innen 30 minutt.
Alvorlig	Utfall av doble glass innen 30 minutter.
Svært alvorlig	Utfall av triple glass innen 30 minutter.

Resultatene i tabell 5.33 med estimerte og simulerte tidspunkt for oppsprekking og utfall av glass vil benyttes for å vurdere konsekvensen i de ulike scenarioene, og tabell 6.5 viser konsekvensvurderingen for scenarioene.

Tabell 6.5: Konsekvensvurdering av scenarioene (S).

Komb.	S	Vind [m/s]	$t_{sprekk}$	$t_{e-utfall}$	$t_{d-utfall}$	$t_{t-utfall}$	Konsekvens
K1	S 1	0	~3min 20s	~6min 35s	~13min 10s	~26min 20s	Svært alvorlig
	S 10	2,2	~3min 20s	~6min 35s	~13min 10s	~26min 20s	Svært alvorlig
	S 22	6,4	~4min 40s	~9min 10s	~18min 20s	~36min 40s	Alvorlig
	S 31	11,2	~1t 15min	~2t 30min	~5t	~10t	Svært liten
K2	S 11	2,2	92s	~3min 35s	~7min 10s	~14min 20s	Svært alvorlig
K3	S 12	2,2	59s	~2min 10s	~4min 20s	~8min 40s	Svært alvorlig
K4	S 2	0	~2min 20s	~4min 25s	~8min 50s	~17min 40s	Svært alvorlig
	S 13	2,2	~2min 20s	~4min 25s	~8min 50s	~17min 40s	Svært alvorlig
	S 23	6,4	~3min	~5min 45s	~11min 30s	~23min	Svært alvorlig
	S 32	11,2	~7min 40s	~15min 10s	~30min 20s	~1t 1min	Moderat
K5	S 3	0	51s	~2min 10s	~4min 20s	~8min 40s	Svært alvorlig
	S 14	2,2	36s	~1min 45s	~3min 30s	~7min	Svært alvorlig
	S 24	6,4	91s	~3min 30s	~7min	~14min	Svært alvorlig
	S 33	11,2	~3min 55s	~7min 40s	~15min 20s	~30min 40s	Alvorlig
K6	S 4	0	35s	47s	~2min 25s	~4min 50s	Svært alvorlig
	S 15	2,2	30s	50s	~1min 55s	~3min 50s	Svært alvorlig
	S 25	6,4	57s	96s	~3min 35s	~7min 10s	Svært alvorlig
	S 34	11,2	94s	~3min 55s	~7min 50s	~15min 40s	Svært alvorlig
K7	S 5	0	~3min 55s	7min 40s	~15min 20s	~30min 40s	Alvorlig
	S 16	2,2	~3min 35s	~7min 5s	~14min 10s	~28min 20s	Svært alvorlig
	S 26	6,4	~7min 40s	~15min 10s	~30min 20s	~1t 1min	Moderat
	S 35	11,2	~1t 15min	~2t 30min	~5t	~10t	Svært liten
K8	S 6	0	85s	~3min 5s	~6min 10s	~12min 20s	Svært alvorlig
	S 17	2,2	98s	~3min 35s	~7min 10s	~14min 20s	Svært alvorlig
	S 27	6,4	~4min 40s	~9min 10s	~18min 20s	~36min 40s	Alvorlig
	S 36	11,2	~56min 45s	~1t 52min	~3t 44min	~7t 28min	Svært liten
K9	S 7	0	54s	~1min 55s	~3min 50s	~7min 40s	Svært alvorlig
	S 18	2,2	58s	~2min 5s	~4min 10s	~8min 20s	Svært alvorlig
	S 28	6,4	~2min 40s	~5min 10s	~10min 20s	~20min 40s	Svært alvorlig
	S 37	11,2	~32min 20s	~1t 4min	~2t 8min	~4t 16min	Svært liten
K10	S 19	2,2	~3min 55s	~7min 40s	~15min 20s	~30min 40s	Alvorlig
K11	S 8	0	95s	~3min 35s	~7min 10s	~14min 20s	Svært alvorlig
	S 20	2,2	93s	~3min 35s	~7min 10s	~14min 20s	Svært alvorlig
	S 29	6,4	~7min 40s	~15min 10s	~30min 20s	~1t 1min	Moderat
	S 38	11,2	~56min 45s	~1t 52min	~3t 44min	~7t 28min	Svært liten
K12	S 9	0	45s	~2min 5s	~4min 10s	~8min 20s	Svært alvorlig
	S 21	2,2	61s	~2min 5s	~4min 10s	~8min 20s	Svært alvorlig
	S 30	6,4	~3min 20s	~6min 35s	~13min 10s	~26min 20s	Svært alvorlig
	S 39	11,2	~11min 45s	~22min 40s	~45min 20s	~1t 30min	Moderat

Fra tabell 6.5 ser man at samtlige scenarioer uten vind og med vindhastighet på  $2,2\text{m/s}$  faller inn under konsekvenskriteriet *alvorlig* eller *svært alvorlig*. Det er kombinasjonen K6 som skaper de alvorligste konsekvensene uavhengig av vindforhold, men jevnt over oppstår det uønskede situasjoner for nesten alle scenarioer som er kjørt (med unntak av noen av scenarioene med vindhastighet på  $11,2\text{m/s}$ ).

## 6.4 Vurdering av risiko

For å bestemme risikoen til de ulike scenarioene er resultatene fra sannsynlighets- og konsekvensanalysen kombinert i en risikomatrix i figur 6.2. Fra risikomatriksen kan man se at det er størst risiko for scenarioene med vindhastighet på  $2,2\text{m/s}$ , som alle er plassert under *Høy risiko*. Dette skyldes at det mye større sannsynlighet for at denne vindhastigheten inntreffer i Trondheim sammenlignet med de andre vindhastighetene som er benyttet i analysen. I risikomatriksen er det også mange scenarioer på *Middels risiko*, blant annet åtte av de ni scenarioene uten vind.

		Konsekvens				
		Svært liten	Liten	Moderat	Alvorlig	Svært alvorlig
Sannsynlighet	Svært stor					
	Stor					
	Middels				S19	S10, S11, S12, S13, S14, S15, S16, S17, S18, S20, S21
	Liten					
	Svært liten	S31, S35, S36, S37, S38		S26, S29, S32, S39	S5, S22, S27, S33	S1, S2, S3, S4, S6, S7, S8, S9, S23, S24, S25, S28, S30 S34,

Høy risiko

Middels risiko

Lav risiko

Figur 6.2: Risikomatrixe.

Resultatene fra risikovurderingen er sterkt preget av sannsynligheten for de ulike vindforholdene, og det er viktig å påpeke at det i denne analysen kun er sett på vinddata for Trondheim. Det er store variasjoner på vindforholdene rundt omkring i Norge, både når det kommer til hyppigheten av vindhastighet og -retning. Dersom det hadde blitt benyttet vinddata fra for eksempel Hammerfest eller Oslo ville risikomatriksen sett veldig annerledes ut. Den relative frekvensen til de ulike vindhastighetene kan med andre ord påvirke risikobildet til et scenario mye, både ved at risikoen blir lavere og ved at risikoen blir høyere.



# 7. Diskusjon

## 7.1 Litteraturstudie

Litteraturen som er funnet viser at det er gjort en god del forskning og tidligere arbeid på hvordan flammeskjermer fungerer og hvilke parametre som vil virke inn på dens funksjonalitet med tanke på branneffekt, samt dimensjoner og utforming av skjermen. Det meste av forskningen tyder på at flammeskjermer, forutsatt at dimensjonene er tilstrekkelige, er et effektivt tiltak for å forhindre vertikal brannspredning (se delkapittel «3.2.3 Flammeskjermer»), men selv om det er kjent at kombinasjonene brann og vind er uheldig er dette et tema som ser ut til å ha blitt viet lite oppmerksomhet.

I gjennomgangen av teori og tidligere forskningsarbeid er det sett på norsk og utenlandsk litteratur fra flere forskjellige kilder i ulike databaser. Selv om det er gjennomført en grundig litteraturgjennomgang med fokus på å finne sikre kilder er det ingen garanti for at det ikke er litteratur som er oversett, feiltolket eller feilvurdert. Dette vil alltid være en kilde til usikkerhet, men det gjennomførte litteraturstudiet tyder likevel på at det har vært lite fokus på problematikk rundt vind og vertikal brannspredning i fasade. Det er heller ikke tatt høyde for vind i det norske brannregelverket.

Tidligere har empiriske og teoretiske formler vært grunnlaget for mye forskning, og dette har lagt en del begrensninger på graden av kompleksitet og dermed også mulighetene for å verifisere resultatene. Blant annet kan geometrien i fasaden påvirke flammespredningen på andre måter enn det som forutsettes i slike beregninger. Ved hjelp av programmer som CDF er det i de senere år blitt mulig å lage helhetlige modeller og videre visualisere påvirkninger av ulike brannscenarioer og vind. Bruk av slike programvarer medfører ofte store usikkerheter, men samtidig kan de legge til rette for å se nærmere på problemstillinger som omhandler vind og brann da de i større grad enn tidligere gir visuelle og kvalitative resultater.

## 7.2 Resultater

### 7.2.1 Vind

Observasjonene fra Smokeview viser at flammeplumen for scenarioer uten vind og med vind på  $2,2\text{ m/s}$  i stor grad ser ut til å være lik med tanke på høyde og utforming, og for begge vindforholdene vil flammeplumen bøyes over flammeskjermen. Resultatene for intermitteirngsprosent i de ulike gasstemperaturmålerne og estimert flammehøyde ( $z$ ) viser imidlertid at det er scenarioene uten vind som i flest tilfeller oppnår de høyeste flammehøydene, men det er viktig å poengtere at dette er flammehøyde *foran* flammeskjermen. Drysdale (2011) hevder at en hver luftbevegelse vil bøye en flamme når den brenner i det fri, og at graden av avbøyning vil avhenge av vindhastighet. Drysdale sin påstand i kombinasjon med resultatene fra estimert høyde foran flammeskjerm kan derfor tyde på at flammens tupp befinner seg i området over flammeskjermen i større grad for tilfellene med vind enn uten. Observasjoner fra Smokeview har også vist at i

scenarioene med vind på  $2,2\text{ m/s}$  vil flammeplumen feste seg mer til fasaden enn for tilsvarende scenarioer uten vind, noe som også støttes av Drysdale sin teori.

For varmeavgivelsesrate i volumet over flammeskjermen er det scenarioene med vind på  $2,2\text{ m/s}$  som gir de høyeste verdiene for alle kombinasjoner unntatt K1. Det bør nevnes at det spesielt i scenarioene med  $Q=4600\text{ kW}$  ikke er snakk om store differanser sammenlignet med scenarioene uten vind. En mulig forklaring på at varmeavgivelsesraten øker i volumet over flammeskjermen med vind på  $2,2\text{ m/s}$  sammenlignet med uten vind, er at vind gir en mer effektiv innmiksing av luft i brannplumen som videre vil gi økt forbrenningsrate (Zhou & Fernandez-Pello 1990).

Resultatene fra målingen av temperaturer i glassflaten i andre etasje viser at det vil oppstå temperaturer som overstiger kriteriene satt for oppsprekking først for scenarioene uten vind og med vind på  $2,2\text{ m/s}$  i like mange tilfeller. Det oppstår utfall av enkle glass kun i scenarioene med kombinasjon K6, og økende vindstyrke vil gi lengre tid før utfall. I alle tilfellene, både med tanke på oppsprekking og utfall er det er snakk om små tidsdifferanser. Dette kan tyde på at observasjonene fra Smokeview, som viste at scenarioene uten vind og med vind på  $2,2\text{ m/s}$  ikke er så forskjellige, kan stemme.

Det ville kanskje være naturlig å anta at det for scenarioene med vind på  $2,2\text{ m/s}$  skulle inntreffe høyere temperaturer tidligere som følge av økt varmeavgivelsesrate i volumet foran glassflaten, samt høyere branneksporing medvinds. En forklaring på de motstridende resultatene kan være at det for scenarioene uten vind tidligere vil etableres høye flammer foran facadeåpningen. Glassflaten i facadeåpningen vil da varmes opp i større grad i en viss tid før tilsvarende scenarioer med vind på  $2,2\text{ m/s}$  har etablert like høye flammer.

Ved å se på den helhetlige temperaturutviklingen i glasset i løpet av simuleringen kan man ikke overraskende se noen av de samme forholdene mellom scenarioene. I de fleste scenarioene er temperaturutviklingen i glassflaten tilnærmet like for scenarioer uten vind og scenarioer med vind på  $2,2\text{ m/s}$ . Det er kun scenarioene med kombinasjon K8 og K9 som har den raskeste temperaturutviklingen for scenarioene uten vind, og for disse kombinasjonene er differansen til tilsvarende scenarioer med vind på  $2,2\text{ m/s}$  liten. I scenarioene med kombinasjon K5 og K6 er det scenarioene med vind på  $2,2\text{ m/s}$  som har raskest temperaturutvikling, men her er differansen til tilsvarende scenarioer uten vind betydelig større. Estimeringen av videre temperaturutvikling og tidspunkt for utfall av doble og triple glass, viser de samme tendensene. Beyler (2008) hevdet at avbøyning av flammen vil øke branneksporingen av objekter medvinds, enten som følge av direkte kontakt med flammene eller fra varmestrålingen de utsettes for øker. Resultatene kan tyde på at observasjonene fra Smokeview om at flammen vil «feste» seg mer til fasaden i scenarioene med vind på  $2,2\text{ m/s}$  stemmer i noen tilfeller, og at vinden på  $2,2\text{ m/s}$  da vil føre til økt branneksporing som følge av direkte kontakt.

For scenarioene med vind på  $6,4\text{ m/s}$  viser observasjoner fra Smokeview at flammeplumen blir vesentlig lavere og bredere, og når vindhastigheten er  $11,2\text{ m/s}$  vil flammeplumen stort sett holde seg under selve flammeskjermen hvor den ligger tykk og bred. Samtidig er det observert at flammeplumen vil fluktuere noe mer sammenlignet med scenarioene med lavere vindhastigheter, og for scenarioene med vind på  $11,2\text{ m/s}$  oppstår det også tydelig virvler ned mot bakken under flammeskjermen.

Den økte bredden på flammeplumen for de høyere vindhastighetene kan skyldes at flammeplu-

men i større grad vil trykkes mot fasaden når vindstyrken øker. Den lavere flammehøyden for disse vindhastighetene kan i følge Zhou & Fernandez-Pello (1990) oppstå på grunn av den økte turbulensen som vil gi en mer effektiv forbrenning som følge av økt innmikning av oksygen. Da vinden i simuleringene er konstant vil flammeplumen aldri heller få sjansen til å «strekke seg ut» i høyden, og dette kan medfører at mer av forbrenningen må skje i bredden.

## 7.2.2 Flammeskjermens dybde i kombinasjon med vind

Målingen av varmeavgivelsesrate i volumet over flammeskjermen viser at økt dybde fører til en lavere gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate i de fleste scenarioer. Unntakene fra dette er scenarioene med vind på  $11,2\text{ m/s}$  som har nesten ingen varmeavgivelse i dette området, og scenarioene med vind på  $2,2\text{ m/s}$  hvor scenarioet med  $Q=4600\text{ kW}$  og  $D=1,2\text{ m}$  har den høyeste gjennomsnittlige varmeavgivelsesraten, mens scenarioet med  $D=1\text{ m}$  har nest høyest. Resultatene tyder på at mer av forbrenningen vil skje under flammeskjermen når dybden økes også i kombinasjon med vind. Det er viktig å nevne at volumet som varmeavgivelsesraten er målt i er konstant, og dette kan føre til at en økning av flammeskjermens dybde vil inkludere mindre av flammeplumen i målevolumet.

Resultatene for beregning av flammehøyde foran flammeskjermen viser at økt dybde vil gi lavere flammehøyde foran flammeskjermen for de fleste scenarioer, og i alle scenarioer har flammeskjermen med  $D=1,5\text{ m}$  lavest flammehøyde. Unntakene er også her for scenarioer med vind på  $2,2\text{ m/s}$ , og det er flammeskjermene med  $D=1,2\text{ m}$  som har høyest flammehøyder både for scenarioene med  $Q=4600\text{ kW}$  og  $Q=6600\text{ kW}$ . For måling av temperaturene i glassflaten viser resultatene at en økning av dybden stort sett vil gi en tregere, eller tilnærmet lik temperaturutvikling for nesten samtlige scenarioer som er simulert. Det eneste unntaket som skiller seg klart ut er scenarioene med vind på  $11,2\text{ m/s}$  og  $Q=8400\text{ kW}$  som oppnår temperaturer som fører til utfall av triple vinduer nesten 3 timer senere for scenarioet med  $D=1,2\text{ m}$  sammenlignet med scenarioet med  $D=1,5\text{ m}$ .

Mammoser III & Battaglia (2004) konkluderte med at økt flammeskjermdybde vil lede varme gasser bort fra fasaden og redusere varmestrålingen som videre hemmer vertikal brannspredning. Resultatene fra simuleringene ser ut til å stort sett stemme godt overens med denne konklusjonen, også i kombinasjon med vind.

Observasjoner fra Smokeview viser at for scenarioene uten vind vil en økning av dybden gjennomsnittlig gi en lavere flammehøyde, men for scenarioene med vind er det vanskelig å se noen betydelig forskjell mellom flammeplumene når dybden økes fra  $1\text{ m}$  til  $1,2\text{ m}$  og fra  $1,2\text{ m}$  til  $1,5\text{ m}$ . Dette kan skyldes at flammen gjerne vil fluktuere mer når vinden økes. Imidlertid viser tilsvarende scenarioer med  $D=1\text{ m}$  og  $D=1,5\text{ m}$  noen forskjeller, blant annet at det vil ta lengre tid før det etableres høye flammer foran flammeskjermen med  $D=1,5\text{ m}$ . I tillegg ble det observert at flammeplumen «festet» seg mer til oversiden av flammeskjermen og at flammeplumen viste tendenser til å fluktuere mest for scenariene med  $D=1,5\text{ m}$ . Disse observasjonene har ikke noen tydelige sammenhenger til resten av resultatene. Det at flammeplumen vil feste seg noe mer til oversiden av flammeskjermen når  $D=1,5\text{ m}$  kan imidlertid være med å forklare unntaket der det oppnås temperaturer som fører til utfall av triple vinduer mye tidligere for denne dybden enn for  $D=1,2\text{ m}$  for scenarioene med vind på  $11,2\text{ m/s}$  og  $Q=8400\text{ kW}$ .

### 7.2.3 Flammeskjermens bredde i kombinasjon med vind

Observasjoner fra Smokeview viser at økt bredde ser ut til å gi høyere flammer *foran* flammeskjermen for alle vindforhold der det oppstår flammer foran flammeskjermen, men ved  $B_{tot} = 1m$  vil det også være høye flammer på siden av flammeskjermen nesten kontinuerlig gjennom alle simuleringene. Forklaringen på de lavere flammene *foran* skjermen når  $B_{tot} = 1m$  kan derfor være at mye av forbrenningen heller vil skje på siden av skjermen når den er smal.

Bredden til flammeskjermen kan se ut til å ha påvirket resultatene for varmeavgivelsesrate i volumet over flammeskjermen. Når flammeskjermbredden økes fra  $1m$  til  $2m$  måles det lavere gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate i målevolumet. Siden volumet som det gjøres målinger i er konstant, vil forbrenningen som skjer på sidene av flammeskjermen når  $B_{tot} = 1m$  også mer eller mindre inkluderes i disse måleresultatene. Dette kan tyde på at mer av forbrenningen vil skje under flammeskjermen når  $B_{tot} = 2m$ .

Ved å se på resultatene fra de målte temperaturene i glassflaten viser det seg at for samtlige scenarier, uansett vindforhold, vil en økning av bredden fra  $1m$  til  $2m$  gi en tregere temperaturutvikling og dermed også senere oppnåelse av kriteriene for vindusbrudd. Forskjellen mellom temeperaturutviklingene for  $B_{tot} = 1m$  og  $B_{tot} = 2m$  er relativt store for alle vindforhold, men spesielt for scenarioene med vind på  $2,2m/s$ . Zhao et al. (2014) konkluderte med at når flammeskjermdybden er tilstrekkelig, og flammeskjermbredden økes, synker fasadetemperaturene svakt i etasjene over. Resultatene i denne oppgaven kan tyde på at en økning av flammeskjermbredden vil ha større innvirkning på temperaturene i etasjene over, spesielt med en vind på  $2,2m/s$ .

Resultatene fra estimering av flammehøyde *foran* flammeskjermen vise at en økning av flammeskjermens bredde fra  $1m$  til  $2m$  fører til høyere flammehøyde for alle scenarier uten vind, de med vind på  $6,4m/s$  samt for scenarioet med vind på  $2,2m/s$  og  $Q=4600kW$ . For scenarioene med vind på  $2,2m/s$  og varmeavgivelsesrate på  $Q=6600kW$  og  $Q=8400kW$  oppstår det høyest flammer foran flammeskjermen når  $B_{tot} = 1m$ , og for scenarioene med vind på  $11,2m/s$  oppstår det kun flammer foran flammeskjermen når  $B_{tot} = 1m$ . Det er vanskelig å finne årsaken for disse resultatene som kan virke litt tilfeldige, til forskjell fra de andre simuleringresultatene der effekten av å øke flammeskjermbredden er tydelig. Siden målingene fra termaturmålerne på glassflaten er så entydig, kan dette tyde på at flammehøyde *foran* flammeskjermen ikke vil være en faktor som har så mye å si for vertikal brannspredning, særlig i scenarioene med vind. Dette er ikke overraskende, siden observasjoner fra Smokeview viser at flammen i stor grad vil befinne seg i volumet over flammeskjermen, og ikke foran.

### 7.2.4 Flammeskjermens funksjonalitet

For scenarioene med  $Q=4600kW$ ,  $Q=6600kW$  og  $Q=8400kW$  ligger gjennomsnittlig varmeavgivelsesrate i volumet over flammeskjermen henholdsvis mellom ca  $0kW$  og  $350kW$ , mellom  $0kW$  og  $1300kW$  og mellom  $0kW$  og  $2200kW$ . Den estimerte eksterne varmeavgivelsesraten for disse scenarioene er henholdsvis på omtrent  $3000kW$ ,  $5250kW$  og  $7250kW$ , som betyr at det meste av den eksterne varmeavgivelsen skjer andre steder i modellen. Det anses derfor som sannsynlig at det meste av varmeavgivelsen vil skje under flammeskjermen, og dette tyder på at flammeskjerner er relativt effektive hindringer for brann. Det er dog ikke utført simuleringer



uten flammeskjermer slik at det kan gjøres sammenligner mellom varmeavgivelsesratene i det målte volumet for scenarioer med og uten flammeskjermer.

Det ble kun målt gasstemperaturer over flammeskjermene for scenarioene der flammeskjerm- dybden var  $1,5\text{ m}$ , men resultatene fra disse målerne tyder på at flammen vil være mer «tilstede»  $20\text{ cm}$  innover kanten enn foran flammeskjermene. Denne trenden ser ut til å bli sterkere jo lenger opp man måler. Disse resultatene stemmer med Satoh & Kuwahara (1992) sin konklusjon om at brannplumen ved bruk av flammeskjerm vil skyves vekk fra den nedre delen av fasadeåpningen i det overliggende rommet, mens noe av plumen kan trenge inn i den øvre delen.

I forbindelse med oppgaven er det kjørt til sammen ni scenarioer uten vind for å sjekke om flammeskjermene tilfredsstiller kravene i TEK10. De forenklede strålingsberegningene som kun er utført for scenariene uten vind tyder på at det ikke burde oppstå utfall på grunn av varmefluks i noen av scenarioene, men i scenario 4 og scenario 7 er det imidlertid ikke langt unna. Dette er imidlertid de eneste resultatene som tyder på at flammeskjermene har tilstrekkelig evne til å forhindre vertikal brannspredning så lenge som kravet i forskriften tilsier.

Resultatene fra analysen tyder på at for scenarioer med samme kombinasjon av varmeavgivelsesrate og flammeskjermutforming er det scenarioene uten vind og de med vind på  $2,2\text{ m/s}$  som vil føre til flest uheldige situasjoner. I de tilfellene scenarioene med  $2,2\text{ m/s}$  gir verst utfall er differansen til tilsvarende scenarioer uten vind større, enn differansen mellom dem når scenarioene uten vind gir verst utfall. Resultatene fra scenarioene med vind på  $6,4\text{ m/s}$  og  $11,2\text{ m/s}$  tyder på at de henholdsvis vil gi de nest beste og beste situasjonene med tanke på forhindring av brannspredning i samtlige scenarioer med samme kombinasjon for de vindstyrkene som er omhandlet i analysen.

Det er benyttet tre ulike flammeskjermdybder i de gjennomførte simuleringene, og dybdene på  $1,2\text{ m}$  og  $1,5\text{ m}$  er innen for kravet til TEK10, mens flammeskjermene med  $D=1\text{ m}$  ikke er det (se delkapittel «1.2 Lover og forskrifter»). Xue-fei et al. (2013) utførte simuleringer med scenarier uten vind og konkluderte med at når flammeskjermens dybde var  $1,2\text{ m}$  eller mer, ville det de hadde definert som kritisk temperatur ( $70^\circ\text{C}$ ) ikke spre seg til den utvendige fasaden i etasjen over. Resultatene i denne oppgaven antyder at dette ikke vil være tilstrekkelig, verken med eller uten vind.

Zhao et al. (2014) konkluderte med at de to parametrene bredde og dybde hadde ulik grad av betydning. flammeskjermdybden var den mest betydningsfulle parameteren når flammeskjerm- bredden var tilstrekkelig. Når flammeskjermdybden var tilstrekkelig, og flammeskjermensbredden ble økt, sank imidlertid fasadetemperaturene kun svakt i etasjene over. Konklusjonen til Zhao et al. kan tolkes som at flammeskjermens dybde vil være faktoren som gir mest utslag i dens funksjon som flammeskjerm. Resultatene i denne oppgaven tyder på at både bredde og dybde vil ha stor innvirkning på flammeskjermens funksjonalitet, men det bør nevnes at det ikke er benyttet verken dybder eller bredder som kan anses som «tilstrekkelige» utfra resultatene.

Kombinasjonene av bredde og dybde som gir de mest kritiske situasjonene med tanke på temperaturutvikling i fasadeåpningens glassflate er  $D=1,2\text{ m}$  og  $B_{tot} = 1\text{ m}$  (K4, K5 og K6), tilsvarende scenarioer med  $D=1,2\text{ m}$  og  $B_{tot} = 2\text{ m}$  (henholdsvis K7, K8 og K9) har langt senere temperaturutvikling for alle vindforhold. Ved å sammenligne scenarioene med kombinasjon K7, K8 og K9 ( $D=1,2\text{ m}$  og  $B_{tot} = 2\text{ m}$ ) med tilsvarende scenarioer med  $D=1\text{ m}$  og  $B_{tot} = 2\text{ m}$  (henholdsvis K1,

K2 og K3), eller med  $D=1,5$  og  $B_{tot} = 2m$  er forskjellen på langt nær like tydelig. Dette kan tyde på at økningen av bredde faktisk vil ha større innvirkning enn økningen av dybde for de dimensjonene som er analysert.

## 7.3 Usikkerhetsaspekter ved simuleringsmodell

Usikkerheten knyttet til simuleringsmodellen er uten tvil stor. Forutsetninger, valg, forenklinger og antagelser som er gjort underveis vil medføre at simuleringsresultatene først og fremst representerer den spesifikke fiktive situasjonen som er omhandlet i oppgaven. I de følgende avsnittene vil aspekter ved modellen som anses å ha tilført størst usikkerhet omtales nærmere.

### 7.3.1 Antall sensorer

Nøyaktigheten i resultatene kunne generelt vært økt ved å benytte flere sensorer og måleinstrumenter for de utførte målingene.

I tillegg ble det antatt at flammeplumens høyeste punkt ville befinne seg foran flammeskjermen, men resultatene fra gasstemperaturmålerne som ligger over flammeskjermen i scenarioene med  $D=1,5m$  viser at det skulle vært plassert flere målere over flammeskjermen. Denne vurderingen støttes også opp av observasjoner fra Smokeview.

Det skulle også vært plassert måleinstrumenter som målte varmestrålingen mot fasadeåpningen i andre etasje framfor å beregne den. Dette kom tydelig fram da det viste seg at de planlagte forenklete beregningene av varmestråling i tilfellene med vind ble så unøyaktige at det ikke var hensiktsmessig å utføre dem.

### 7.3.2 Vindforhold

I simuleringsmodellen er det antatt at vinden vil komme kontinuerlig, og med en atmosfærisk vindprofil normalt på fasadeveggen med flammeskjermene. I virkeligheten vil vinden være uregelmessig og komme i kast, og dermed kanskje gi større muligheter for etablering av flammer foran flammeskjermen også for de sterkere vindstyrkene. Det er også sett bort fra påvirkning fra lokale forhold som topografi og omliggende bygninger, og effekten av dette i kombinasjon med mer uregelmessige vindforhold vil kunne skape turbulens og vindstrømmer langs fasaden og rundt flammeskjermene som er svært ulike de som har oppstått i simuleringene. Hvordan disse forenklingene har innvirket på resultatene i simuleringen er vanskelig å fastsette da de vil avhenge av svært mange faktorer som vil variere fra situasjon til situasjon.

### 7.3.3 Glassflatens egenskaper

Absorpsjonskoeffisienten som er benyttet for glasset er i utgangspunktet for helt ugjennomsiktige materialer, og i virkeligheten vil glass mest sannsynlig ha en lavere verdi. Den nøyaktig absorpsjonskoeffisient til glass vil avhenge av bølgelengden til lyset og glassets egenskaper, noe som gjør den svært utfordrende å fastsette. Effekten av å benytte en høyere absorpsjonskoeffisient i simuleringene enn det som ville vært mer realistisk er at glasset vil varmes opp raskere.

Vinduer kan også ha lavemissiviteitsbelegg som vil reflektere mer av strålingen, og generelt kan vinduer ha lavere emissivitet enn det som er benyttet i simuleringmodellen. Dette vil også kunne føre til en raskere oppvarming av glasset i simuleringene enn det som ville vært realiteten i en virkelig brann.

De estimerte verdiene for når de ulike kriteriene for vindusbrudd vil inntreffe er nok en forenkling som fører til større unøyaktighet. Det er antatt at det vil være en lineær temperaturutvikling i glasset, mens realiteten er at vinduets varmetap vil øke jo varmere det blir. Dette medfører en tregere temperaturutvikling enn det som er antatt i estimeringen.

Et annet viktig aspekt er at det er ingen varmetransport innad mellom cellene og oppvarmingen av vinduet vil også påvirkes av dette. Det er vanskelig å fastsette hvor stor innvirkningen disse faktorene har hatt på simuleringresultatene, men det kan ikke antas at de er ubetydelig.

### 7.3.4 Dimensjonerende brann

Simuleringresultatene viser at for alle tilsvarende kombinasjoner av vindforhold, dybde og bredde vil økt varmeavgivelsesrate skape verre situasjoner, og dette framhever betydningen og viktigheten av å velge riktig dimensjonerende brann i simuleringmodellen.

I denne oppgaven er det er valgt å definere tre ulike varmeavgivelsesrater som benyttes i modellen. Disse varmeavgivelsesratene er fastsatt ved å beregne antatt maks varmeavgivelsesrate fra brannen (inkludert ekstern forbrenning), og deretter velge to lavere varmeavgivelsesrater som også er estimert til å gi flammer foran flammeskjermen. Muligheten for at de benyttede varmeavgivelsesratene skal inntreffe i en reell brann anses ikke som usannsynlig, men det at de vil være tilnærmet konstante gjennom hele simuleringen er mer urealistisk.

Det er også valgt at simuleringene skal starte ved overtenning. I simuleringmodellen er dette utført ved å sette tiden fra simuleringen starter til brannen skal ha den brukerbestemte varmeavgivelsesraten til 1 sekund. Effekten av å ikke inkludere en reell brannutvikling i brannrommet er uviss, men ansett til å ikke være av stor betydning siden det er situasjonen etter overtenning som er av interesse i denne oppgaven.

### 7.3.5 Tolkning av TEK10

Det er i denne oppgaven antatt at flammeskjermen skal forhindre brannspredning i minimum 30 minutter (avhengig av byggets brann- og risikoklassifisering), og at tiden begynner å løpe fra flammeskjermen først eksponeres for brann. Det er imidlertid også mulig å tolke TEK10 slik at flammeskjermen skal ha samme brannmotstand som etasjeskilleren, og at den derfor må forhindre brannspredning til etasjen over i minimum 30 minutter fra brannen starter. Simuleringene som er kjørt i denne oppgaven starter omtrent ved overtenning, og det er da av interesse å vite hvor lang tid det ville tatt før overtenning inntreffer.

Vanlig brannvekst tid for boligbranner er gjerne satt til 225s, dette betyr at det etter 225s er en varmeavgivelsesrate i rommet på  $1000\text{ kW}$ , og siden brannvekstkurven følger en kvadratisk kurve vil varmeavgivelsesraten være  $4000\text{ kW}$  etter 450s (DiBK 2000). Minste branneffekt for å få overtenning er for brannrommet i denne oppgaven beregnet til  $2064\text{ kW}$ , og ved å benytte regresjon får man at overtenning vil inntreffe etter omtrent 320s. Videre gir dette at flammeskjermen

i simuleringene må holde i minimum 24 minutter. Dette vil være en konservativ antagelse, men den gir likevel en pekepinn på at selv om kravet i TEK10 hadde blitt tolket på annen måte ville det ikke hatt veldig stor effekt på resultatene.

## 7.4 Risiko

Resultatene fra simuleringen i kombinasjon med statistikken for vindforholdene i Trondheim viser at risikoen for vertikal brannspredning i de valgte scenarioene er høy for scenariene med vind på  $2,2\text{ m/s}$  og stort sett middels for scenarioene uten vind. Scenarioene med vind på  $6,4\text{ m/s}$  og  $11,2\text{ m/s}$  har hovedsakelig lav risiko, men også middels risiko for noen scenarioer. Som nevnt i risikoanalysen er det den store sannsynligheten for vind på  $2,2\text{ m/s}$  i Trondheim som gjør at disse har høy risiko, mens scenarioer med tilsvarende konsekvensgrad havner på middels risiko på grunn av lav sannsynlighet. Frekvensen av vindhastighetene er med andre ord avgjørende for resultatene i risikoanalysen, og ved vurdering av risiko er det derfor viktig å vurdere vindforholdene for hvert enkelt tilfelle.

Vurderingen av usikkerhet i simuleringsmodellen viser blant annet at temperaturøkningen i glasset er overdimensjonert, og dette medfører at det oppstår kritiske temperaturer i glasset tidligere i simuleringsmodellen enn det ville gjort i reelle branner. Siden temperaturutviklingen i glasset er hovedgrunnlaget for risikoanalysen vil dette medføre at også resultatene i risikoanalysen er overdimensjonert. Det er som beskrevet tidligere vanskelig å fastsette hvor stor effekt usikkerhetskildene har, men de kan ikke anses som ubetydelige.

Usikkerheten i slike risikoanalyser vil også påvirkes av at de gjennomføres både kvalitativt og kvantitativt. Ved fastsettelse av kvalitative kriterier må det gjøres vanskelige vurderinger både med tanke på sannsynligheter og konsekvenser, og det er utfordrene å finne gode løsninger som gir et reelt bilde av de to faktorene. I tillegg må det også bestemmes hva som anses som akseptabel risiko.

Dersom det skal tas hensyn til vind ved prosjektering eller verifisering av brannsikkerhet i et bygg vil det være nødvendig å utføre omfattende analyser og vurderinger av blant annet bygget, omgivelsene og vindforholdene på stedet. Dette vil være et svært tidskrevende arbeid, og samtidig er det sannsynlig at med dagens metoder vil resultatet være tilknyttet stor usikkerhet. Med mindre det utvikles bedre metoder som er tilknyttet mindre usikkerhet, vil slike analyser ikke kunne gi en risikoreduering.

## 8. Konklusjon og anbefalinger

I Norge i dag bygges det mange blokker og leilighetskomplekser som følge av befolkningsvekst og politiske ønsker om fortetting og effektiv arealutnyttelse i byer og tettsteder. I slike typer bygninger benyttes ofte balkonger som flammeskjerm, og konsekvensene av utilstrekkelige flammeskjerm vil ofte være mer alvorlige siden flere boenheter kan berøres. Det er derfor viktig at flammeskjermen har evnen til å forhindre vertikal brannspredning i tilstrekkelig tid, også i kombinasjon med vind.

Opgavens litteraturstudium viser at tidligere gjennomført arbeid om temaet tyder på at flammeskjerm, forutsatt at dimensjonene er tilstrekkelige, er et effektivt tiltak for å forhindre vertikal brannspredning. Litteraturstudiet viser også at selv om det er kjent at kombinasjonen brann og vind er uheldig, er dette et tema som generelt er blitt viet lite oppmerksomhet i tilknytning til vertikal brannspredning i bygg.

I denne oppgaven er det sett nærmere på følgende problemstillinger:

- Vil vind begrense effekten flammeskjerm har til å forhindre vertikal brannspredning?
  - Resultatene fra analysen viser at lave vindstyrker vil kunne begrense effekten til flammeskjermene noe.
- Vil flammeskjermens utforming, samt ulike vindstyrker, ha innvirkning på flammeskjermens funksjonalitet i kombinasjon med vind?
  - Resultatene fra analysen viser at både bredde og dybde vil ha innvirkning på flammeskjermens funksjonalitet i kombinasjon med vind. Resultatene viser også at breddens betydning er større enn antatt i tidligere forskning. Med tanke på vindstyrker viser resultatene at svakere vind på  $2,2\text{ m/s}$  vil innvirke noe på funksjonaliteten til flammeskjermen. Vindstyrker på  $6,4\text{ m/s}$  og  $11,2\text{ m/s}$  vil gi bedre forhold enn scenarioene uten vind, siden det i svært liten grad oppstår flammer foran flammeskjermen.
- Vil sannsynligheten for de ulike vindstyrkene i Trondheim, i kombinasjon med konsekvensene av de ulike scenarioene, utgjøre en alvorlig risiko?
  - Resultatene fra risikoanalysen viser at de vil utgjøre en høy risiko. Disse resultatene er imidlertid tilknyttet høy usikkerhet, og kan ikke benyttes til å direkte fastsette om vindforholdene i Trondheim faktisk utgjør en alvorlig risiko.
- Bør vindens rolle ved vertikal brannspredning vies mer oppmerksomhet i regelverket?
  - Resultatene fra analysen viser ikke entydig at flammeskjermers evne til å forhindre vertikal brannspredning vil svekkes i kombinasjon med vind, men de avkrefter ikke påstanden heller. Siden litteraturstudiet viser at vind og brann er en farlig kombinasjon, anbefales det at det blir utført flere analyser og undersøkelser rundt temaet før det avgjøres om dette bør vies mer oppmerksomhet i regelverket eller ikke. Dersom

det settes krav til vindanalyser ved prosjektering eller verifisering av brannsikkerhet bør det utvikles mer effektive og sikre metoder.

Feilkildene for oppvarmingen av glasset gjør at mange av resultatene er tilknyttet høy usikkerhet, men alle simuleringene er kjørt med de samme egenskapene og forholdet mellom scenarioene vil det derfor være mulig å knytte en viss lit til. Det bør likevel gjøres flere undersøkelser rundt dette, gjerne med ulike metoder for å validere dem.

Ut fra resultatene anbefales det at det settes krav til flammeskjermens bredde, og gjerne relatert til fasadeåpningens bredde. Selv om det er knyttet høy usikkerhet til resultatene anbefales det også å verifisere at VTEKs krav til flammeskjermer faktisk vil være tilstrekkelig for å forhindre vertikal brannspredning i tiltenkt tid uten vind. Dette anbefales da det i samtlige scenarioer uten vind oppsto temperaturer som fører til vindusbrudd for doble eller triple glass. I ett tilfelle der dybden var innen for kravet i TEK10 oppsto det temperaturer som fører til vindusbrudd for triple glass innen kun 5 minutter.

## 9. Videre arbeid

Da «Flammeskjermer og vind» er et lite omhandlet tema er det mye som bør ses nærmere på for å dekke «kunnskapsgapet». Det ville blant annet vært interessant å se nærmere på følgende:

- Ved å benytte en mer detaljert modell i simuleringene, samt «Heat of reaction» som forbrenningsmodell framfor HRRPUA vil luftstrømmenes effekt på brannspredningen bli bedre dokumentert og det er mulig å få resultater med lavere usikkerhet.
- Innvirkning på flammeskjermens evne til å forhindre vertikal brannspredning ved mer realistiske vindforhold; uregelmessig vind som kommer i kast, luftstrømmer og turbulens som følge av topografi, omliggende bygningner og andre lokale forhold, samt vind fra flere ulike retninger (inkludert sidevind).
- Flammeskjermens funksjonalitet i kombinasjon med vind for flere ulike flammeskjermdimensjoner, samt flammeskjermer med rekkverk og sidevegger.
- Brann over flere etasjer. Dette vil medføre lengre flammetunger og dermed gjerne også en farligere situasjon.
- Undersøke hvor grensen går mellom vindstyrkene som kan gir farligere situasjoner, og vindstyrkene som medfører at det ikke oppstår flammer foran flammeskjermen.

## 10. Bibliografi

- Arnhus, A. (2014), 'Branner i byggverk - hva kan vi lære av nyere hendelser?'.  
**URL:** <http://www.vannforeningen.no/ikbViewer/Content/890678/1%20Branner%20i%20byggverk%20Arnhus.pdf>
- Astad, Ø. S. (2014), Tatt av vinden, Master's thesis, NTNU.
- Babrauskas, V. (1980), 'Flame lengths under ceilings', *Fire and Materials* **4**(3), 119–126.  
**URL:** <http://dx.doi.org/10.1002/fam.810040304>
- Babrauskas, V. (2011), 'Glass breakage in fires', *Fire Science and Technology, Inc.* <http://www.doctorfire.com/GlassBreak.pdf>. Accessed 22.
- Babrauskas, V. & Peacock, R. D. (1992), 'Heat release rate: The single most important variable in fire hazard', *Fire Safety Journal* **18**(3), 255 – 272.  
**URL:** <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0379711292900199>
- Back, G., Beyler, C., DiNenno, P. & Tatem, P. (1994), Wall incident heat flux distributions resulting from an adjacent fire, in 'Fire Safety Science–Proceedings of the Fourth International Symposium'.
- BE & DSB (2009), 'Evalueringsrapport - brann i nannestad 2008'.  
**URL:** <http://www.dibk.no/globalassets/sikkerhet/evalueringsrapport-brann-i-prestmosvegen-nannestad-2008.pdf>
- Beard, A. N. (2005), 'Requirements for acceptable model use', *Fire Safety Journal* **40**(5), 477 – 484.  
**URL:** <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0379711204001006>
- Bech, R. & Dragsted, A. (2005), External Fire Spread, PhD thesis, Thesis of Master of Engineering, Department of Civil Engineering BYG–DTU-Dinamarca.
- Bechtold, R. (1978), 'The role that facades play in fire spread', *Fire International* .
- Beyler, C. L. (2008), Fire hazard calculations for large open hydrocarbon fires, in 'SFPE Handbook og Fire Protection Engineering', National Fire Protection Association, Quincy, MA.
- Bjelland, H. (2009), Brannsikkerhetskonsepter for boligblokker – tiltak med betydning for risiko, Master's thesis, Universitetet i Stavanger.
- Boehmer, H., Floyd, J. & Gottuk, D. T. (2009), 'Fire dynamics and forensic analysis of limited ventilation compartment fires volume 2: Modeling', *Hughes Associates, Inc.* p. 214.
- Brehob, E. G. & Kulkarni, A. K. (1998), 'Experimental measurements of upward flame spread on a vertical wall with external radiation', *Fire Safety Journal* **31**(3), 181 – 200.  
**URL:** <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0379711298000125>
- Buchanan, A. H. (2001), *Structural Design for Fire Safety*, Wiley New York.



- Building Research Institute of Japan (1997), 'Development of evaluation methods for fire prevention/resistance', (*På japansk*).
- Bullen, M. L. (1978), 'A combined overall and surface energy balance for fully-developed ventilation-controlled liquid fuel fires in compartments', *Fire Safety Journal*.
- Carlsson, E. (1999), *External Fire Spread to Adjoining Buildings: A Review of Fire Safety Design Guidance and Related Research*, Lunds universitet.
- Catchpole, W., Catchpole, E., Butler, B., Rothermel, R. C., Morris, G. A. & Latham, D. J. (1998), 'Rate of spread of free-burning fires in woody fuels in a wind tunnel', *Combustion Science and Technology* **131**(1-6), 1–37.  
**URL:** <http://dx.doi.org/10.1080/00102209808935753>
- Cohen, J. D. & Wilson, P. (1994), Current results from structure ignition assessment model (siam) research, *in* 'Proceedings of the Fire Management in the Wildland/Urban Interface: Sharing Solutions Symposium'.
- Dannevig, P. & Harstveit, K. E. (2015), 'Vind'.  
**URL:** <https://snl.no/vind>
- DiBK (2000), 'Ho-3/2000 røykventilasjon'.
- DiBK (2010), 'Veiledning om tekniske krav til byggverk. kapittel 11. Sikkerhet ved brann'.
- DiNenno, P. J. (2002), *SFPE Handbook og Fire Protection Engineering*, 3 edn, NFPA.
- Drysdale, D. (2011), *An introduction to fire dynamics*, John Wiley & Sons.
- DSB (2014), 'Brannene i lærdal, flatanger og på frøya vinteren 2014'.  
**URL:** [http://www.dsb.no/Global/Publikasjoner/2014/Rapport/brannen\\_i\\_Laerdal\\_Flatanger\\_Froya\\_2014.pdf](http://www.dsb.no/Global/Publikasjoner/2014/Rapport/brannen_i_Laerdal_Flatanger_Froya_2014.pdf)
- DSB (2015), 'DSBs statistikkbase'.
- Edvardsen, K. I. & Ramstad, T. (2007), *Håndbok 53 Trehus*, SINTEF Byggforsk.
- Feng, R. (2006), Studies on the validity of pressurization system in high-rise buildings., Master's thesis, University of Science and Technology of China.
- Floyd, J. E., McGrattan, K. B., Hostikka, S. & Baum, H. R. (2003), 'Cfd fire simulation using mixture fraction combustion and finite volume radiative heat transfer', *Journal of Fire Protection Engineering* **13**(1), 11–36.
- Frantzych, H. (1998), Uncertainty and risk analysis in fire safety engineering, PhD thesis, Lund University.
- Goble, K. S. (2007), Height of Flames Projecting from Compartment Openings, PhD thesis, University of Canterbury. Civil and Natural Resources Engineering.
- Hadjisophocleous, G. V. & McCartney, C. J. (2005), 'Guidelines for the use of cfd simulations for fire and smoke modeling', *TRANSACTIONS-AMERICAN SOCIETY OF HEATING REFRIGERATING AND AIR CONDITIONING ENGINEERS* **111**(2), 583.

- Harada, K., Enomoto, A., Uede, K. & Wakamatsu, T. (2000), An experimental study on glass cracking and fallout by radiant heat exposure, *in* 'Fire safety science—proceedings of the sixth international symposium', IAFSS.
- Harmathy, T. Z. (1979), Design to cope with fully developed compartment fires, *in* E. E. Smith & T. Z. Harmathy, eds, 'Design of buildings for fire safety', American Society for Testing and Materials, pp. s. 198–276.
- Hasemi, Y. & Tokunaga, T. (1984), 'Some experimental aspects of turbulent diffusion flames and buoyant plumes from fire sources against a wall and in a corner of walls', *Combustion Science and Technology* **40**(1-4), 1–18.
- Heskestad, G. (1997), 'Flame heights of fuel arrays with combustion in depth'.
- Heskestad, G. (2002), 'Fire plumes, flame height, and air entrainment', *The SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*.
- Hoffmann, N., Galea, E., Berhane, D. et al. (1996), 'Cfd analysis of fire plumes emerging from windows with cfd analysis of fire plumes emerging from windows with external protrusions in high-rise buildings'.
- Incropera, F. P. & Dewitt, D. P. (2002), *Fundamentals of Mass and Heat Transfer*, John Wiley & Sons.
- Jakobsen, A., Valkvist, M. B., Bennetsen, J. C., Carstensen, R. E., Madsen, G. L., Sommerlund-Thorsen, K., Hansen, C. S., Schmidt, C., Nygaard, S. & Sørensen, L. S. (2009), 'Cfd best practice'.
- Karlsson, B. & Quintiere, J. (2000), *Enclosure fire dynamics*, CRC press.
- Kawagoe, K. (1958), Fire behaviour in rooms, Technical Report Rapport nr. 27, Building Research Institute, Tokyo.
- Klopovic, S. & Turan, Ö. (1998), 'Flames venting externally during full-scale flashover fires: two sample ventilation cases', *Fire Safety Journal* **31**(2), 117 – 142.  
**URL:** <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0379711297000659>
- Klopovic, S. & Turan, Ö. F. (2001), 'A comprehensive study of externally venting flames—part i: Experimental plume characteristics for through-draft and no-through-draft ventilation conditions and repeatability', *Fire Safety Journal* **36**(2), 99 – 133.  
**URL:** <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0379711200000400>
- Law, M. & O'Brien, T. (1981), 'Fire safety of bare external structural steel', *Constructional Steel Research and Development Organization*.
- Lønvik, E. T., Isaksen, L. T., Solberg, V. & Mittet, T. O. (2003), 'Innglassing av balkonger - brann-tekniske løsninger og mulige konsekvenser', *NEAS Norsk Brannconsult AS*.
- Mammoser III, J. H. & Battaglia, F. (2004), 'A computational study on the use of balconies to reduce flame spread in high-rise apartment fires', *Fire Safety Journal* **39**(4), 277 – 296.  
**URL:** <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0379711203001504>

- Mannan, S. (2005), *Lees' Loss Prevention in the Process Industries: Hazard Identification, Assessment and Control*, Butterworth-Heinemann.
- McCaffrey, B. J. (1979), 'Purely buoyant diffusion flames: some experimental results'.
- McCaffrey, B. J. (1995), 'Flame height', *DiNenno, PJ, SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*. National Fire Protection Association, Quincy, MA .
- McGrattan, K. B. (2007), 'Verification and validation of selected fire models for nuclear power plant applications', *U.S. Nuclear Regulatory Commission* .
- McGrattan, K., Floyd, J., McDermott, R., Hostikka, S., Weinschenk, C. & Overholt, K. (2013), 'Fire dynamics simulator technical reference guide volume 1: Mathematical model', *National Institute of Standards and Technology, U.S. Department of Commerce* (1018-6).
- McGrattan, K., Hostikka, S., Floyd, J., Baum, H. & Rehm, R. (2007), 'Fire dynamics simulator (version 5), technical reference guide', *NIST Special Publication 1018-5* .
- McGrattan, K., Hostikka, S., McDermott, R., Floyd, J., Weinschenk, C. & Overholt, K. (2013), 'Fire dynamics simulator user's guide', *NIST Special Publication 1019 Sixth Edition* .
- Meteorologisk institutt (2015a), 'eklima'.  
**URL:** [http://sharki.oslo.dnmi.no/portal/page?\\_pageid=73,39035,73\\_39049&\\_dad=portal&\\_schema=PORTAL&6009\\_BATCHORDER\\_3197941](http://sharki.oslo.dnmi.no/portal/page?_pageid=73,39035,73_39049&_dad=portal&_schema=PORTAL&6009_BATCHORDER_3197941)
- Meteorologisk institutt (2015b), 'Været som var (detaljert) - Trondheim (Sør - Trøndelag)'.  
**URL:** [http://www.yr.no/sted/Norge/S%C3%B8r-Tr%C3%B8ndelag/Trondheim/Trondheim/detaljert\\_statistikk.html](http://www.yr.no/sted/Norge/S%C3%B8r-Tr%C3%B8ndelag/Trondheim/Trondheim/detaljert_statistikk.html)
- Morris, B. & Loss Prevention Council (1999), 'Fire spread in multi-storey buildings with glazed curtain wall facades'.
- Mostue, B. A. (2002), 'En innføring i bruk av branntekniske analyser og beregninger - muligheter og begrensninger', *SINTEF Rapport - Norges branntekniske laboratorium as* .
- MRC (2015), 'Wind speed profiles'.  
**URL:** [http://www.webmet.com/met\\_monitoring/625.HTML](http://www.webmet.com/met_monitoring/625.HTML)
- NORWEA (2014), 'Karakterisering av vind'.  
**URL:** <http://www.vindportalen.no/hva-er-vind/karakterisering-av-vind.aspx>
- NUREG-1824 (2007), 'Verification and validation of selected fire models for nuclear power plant applications, vol 1: Main report, epri 1011999, final report', *U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington DC* .
- Nystedt, F & Frantzich, H. (2011), 'Kvalitetsmanual for brandtekniska analyser vid svenska karn-tekniska anlagningar'.
- Ödeen, K. (1963), 'Theoretical study of fire characteristics in enclosed spaces. royal institute of technology division of building construction', *Bulletin* .
- Oleszkiewicz, I. (1989), 'Heat transfer from a window fire plume to a building facade', *ASME HTD* pp. 163–170.

- Oleszkiewicz, I. (1990), 'Fire exposure to exterior walls and flame spread on combustible cladding', *Fire Technology*.
- Oleszkiewicz, I. (1991), 'Vertical separation of windows using spandrel walls and horizontal projections', *Fire Technology* **27**(4), 334–340.
- Oleszkiewicz, I. (1993), *Fire and combustible cladding*, Institute for Research in Construction, National Research Council of Canada.
- Pagni, P. J. & Peterson, T. G. (1973), 'Flame spread through porous fuels', *Symposium (International) on Combustion* **14**(1), 1099 – 1107. Fourteenth Symposium (International) on Combustion.
- URL:** <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0082078473800992>
- Peirce, F. T. (1926), 'Tensile tests for cotton yarns. v.-'the weakest link', theorems on the strength of long composite specimens', *J. Textile Inst.*
- Pettersson, O., Magnusson, S. E. & Thor, J. (1976), 'Fire engineering design of steel structures', *Bulletin of Division of Structural Mechanics and Concrete Construction, Bulletin 52*.
- Pitts, W. M. (1991), 'Wind effects on fires', *Progress in Energy and Combustion Science* **17**(2), 83 – 134.
- URL:** <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/036012859190017H>
- Rausand, M. & Utne, I. B. (2011), *Risikoanalyse: teori og metoder*, Tapir Akademiske Forlag.
- Satoh, K. & Kuwahara, K. (1992), 'A numerical study of window-to-window propagation in high-rise building fires'.
- Seigel, L. G. (1969), 'The projection of flames from burning buildings', *Fire Technology* **5**, 43–51.
- Shields, T. J., Silcock, G. W. H. & Flood, M. F. (2001), 'Performance of a single glazing assembly exposed to enclosure corner fires of increasing severity', *Fire and Materials*.
- Shields, T. J., Silcock, G. W. H. & Flood, M. F. (2002), 'Performance of a single glazing assembly exposed to a fire in the center of an enclosure', *Fire and Materials*.
- SINTEF Byggforsk (2006), 'Byggdetaljer 520.310 brannspredning via fasader', *Kunnskapssystemer*.
- SINTEF Byggforsk (2009), '726.605 balkonger. utbedring, utvidelse og utskiftning', *Kunnskapssystemer*.
- SINTEF Byggforsk (2013), 'Planlegging 362.501 balkonger og terrasser. utforming og brukbarhet', *Kunnskapssystemer*.
- Standard Norge (2008a), Eurokode 1: Laster på konstruksjoner, del 1-2: Allmenne laster, laster på konstruksjoner ved brann, Technical Report NS-EN 1991-1-2:2002+NA:2008.
- Standard Norge (2008b), Krav til risikovurdering, Technical Report NS 5814:2008.
- Standard Norge (2012), Krav til risikovurdering av brann i byggverk, Technical Report NS 3901.

- Suzuki, T., Sekizawa, A. & Yamada, T. (2001), 'An experimental study of ejected flames of a high-rise buildings—effects of depth of balcony on ejected flame', *Report of National Research Institute of Fire and Disaster*.
- Tewarson, A. (1982), *Experimental evaluation of flammability parameters of polymeric materials*, Springer.
- Thomas, P. H. (1981), 'Testing products and materials for their contribution to flashover in rooms', *Fire and Materials* pp. 103–111.
- Thomas, P. H. & Heselden, A. J. M. (1972), 'Fully developed fires in single compartments, a co-operative research program of the conseil international du batiment (cib report no. 20)', *Fire Research Station, Fire Research Note 923*.
- Thomas, P. H., Heselden, A. J. M. & Law, M. (1967), *Fully developed compartment fires: two kinds of behaviour*, Vol. Fire research Technical Paper No. 7, HM Stationery Office, London.
- Thomas, P. H. & Law, M. (1972), 'The projection of flames from burning buildings', *Fire Research Station, Fire Research Note 921*.
- Thunderhead Engineering (2014), 'Pyrosim user manual'.
- Tieto (2015), 'The engineering toolbox'  
**URL:** [http://www.engineeringtoolbox.com/material-properties-t\\_24.html](http://www.engineeringtoolbox.com/material-properties-t_24.html)
- VIKO - NTNU Universitetsbiblioteket (2010), 'Kildekritikk'  
**URL:** <http://www.ntnu.no/viko/kildekritikk>
- Wang, Q., Wang, Y., Zhang, Y., Chen, H., Sun, J. & He, L. (2014), 'A stochastic analysis of glass crack initiation under thermal loading', *Applied Thermal Engineering* **67**(1–2), 447 – 457.  
**URL:** <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S135943111400249X>
- Xue-fei, X., Jing-yan, Z. & Yan-feng, L. (2013), 'A computational study on structural barrier to vertical spread of window spill plume along building exterior facade', *Procedia Engineering* **52**(0), 475 – 482. 2012 International Conference on Performance-based Fire and Fire Protection Engineering.  
**URL:** <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1877705813002907>
- Yokoi, S. (1960), *Study on the prevention of fire-spread caused by hot upward current*, Building Research Institute, Ministry of Construction.
- Zhao, N. (2014), 'A computational study on structural barrier to vertical spread of window spill plume along building exterior façade under external wind'.
- Zhao, N., yan Zhang, J. & fei Xing, X. (2014), 'A computational study on effect of balcony on vertical spread of window spill plume along building exterior facade', *Procedia Engineering* **71**(0), 523 – 528. 2013 International Conference on Performance-based Fire and Fire Protection Engineering, Wuhan (ICPFPE 2013).  
**URL:** <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1877705814004937>
- Zhou, L. & Fernandez-Pello, A. C. (1990), 'Concurrent turbulent flame spread', *Proceedings of the Combustion Institute* pp. 1709–1714.

Zukoski, E. E. (1995), 'Properties of fire plumes'.

Zukoski, E., Kubota, T. & Cetegen, B. (1981), 'Entrainment in fire plumes', *Fire Safety Journal* **3**(3), 107 – 121.

**URL:** <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0379711281900370>

## **MASTEROPPGAVE**

(TBA4905 Bygnings- og materialteknikk, masteroppgave)

VÅREN 2015

for

**Renate Susanne Dahl Eliassen**

Flammeskjermer og vind

### **BAKGRUNN**

Den Norske byggeforskriften gir tillatelse til å benytte såkalte flammeskjermer (i praksis ofte balkonger) på fasader slik at flammer ut av åpninger i etasjen under en slik skjerm ikke skal kunne spre brannen til etasjen over. Imidlertid har erfaringer fra virkelige branner vist at vind kan presse flammene inn mot veggen over slike flammeskjermer og dermed betraktelig begrense deres funksjon. Spørsmålet som da gjenstår er om flammeskjermene faktisk gir den risikoreduksjonen fra brannspredning som forskriften tiltenker eller om vind ødelegger for dette i så stor grad at dette tiltaket er betraktelig svekket.

### **OPPGAVE**

Oppgaven vil omfatte følgende aktiviteter:

1. Litteraturstudium av eksisterende teori og kunnskap om temaer tilknyttet brann, flammeskjermer og vind. Det ses på både norsk og utenlandsk litteratur. Viktige forhold angående flammeskjermer og vind som det vil være behov for å studere nærmere skal beskrives. Dette kan være materialvalg, utforming av bygning/flammeskjerm/fasadeåpning, brannbelastning, flammeutvikling og krav i lovverket..
2. Analysedel hvor muligheter og begrensninger for simuleringen som ønskes å gjennomføres ses nærmere på. Her skal det ses på nødvendige forutsetninger og forenklinger, hvilke scenarioer som er aktuelle med tanke på bygningen, brann og vind, hvordan man best kan bruke brannsimulering, samt validering og verifikasjon. Modellen vil beskrives, og det ses på hvordan dimensjonering ville blitt utført i dag. Det kjøres også simulering og analyse av eksisterende krav og forutsetninger til dimensjonering for å se om de er tilstrekkelig. Det ses deretter på FDS knyttet opp mot modellen, og analysedelen skal kunne ut i et simuleringsoppsett.
3. Simuleringen gjennomføres utfra simuleringsoppsettet, og resultatene fra simuleringen skal presenteres og vurderes opp mot flammeskjermers funksjonalitet med hensyn på vind.
4. Risikoanalyse hvor det ses på sannsynligheter og konsekvenser, med bakgrunn i litteraturstudiet og resultatene fra simuleringen.

5. Diskusjon av resultater og metoder.
6. Konklusjon og eventuelle anbefalinger til gjeldende lovverk.
7. Forslag til videre arbeid.

**Beskrivelse av oppgaven**

Det er behov for en risikoanalyse av kombinasjonen av bruk av flammeskjerm og opptreden av vind som reduserer eller fjerner effekten av tiltaket, det vil si blant annet identifisering av pålitelighet. Arbeidet kan i tillegg identifisere design og omgivelser som forbedrer eller forverrer utfallet av flammeskjerner i kombinasjon med vind. Til dette kan datasimuleringer være et nyttig verktøy.

**Målsetting og hensikt**

Målsetting og hensikt med oppgaven er å se nærmere på om flammeskjerner som et tiltak for å hindre brannspredning svekkes av vind, og eventuelt i hvor stor grad og under hvilke forhold. Det er også ambisjoner om å komme med anbefalinger dersom det framkommer resultater som tilsier at det er nødvendig.

**Deloppgaver og forskningsspørsmål**

Oppgaven skal vurdere følgende problemstillinger:

- Vil vind begrense effekten flammeskjerner har til å forhindre vertikal brannspredning?
- Vil flammeskjermens utforming, samt ulike vindstyrker, ha innvirkning på flammeskjermens funksjonalitet i kombinasjon med vind?
- Vil sannsynligheten for de ulike vindstyrkene i Trondheim, i kombinasjon med konsekvensene av de ulike scenarioene, utgjøre en alvorlig risiko?
- Bør vindens rolle ved vertikal brannspredning vies mer oppmerksomhet i regelverket?



## GENERELT

Oppgaveteksten er ment som en ramme for kandidatens arbeid. Justeringer vil kunne skje underveis, når en ser hvordan arbeidet går. Eventuelle justeringer må skje i samråd med faglærer ved instituttet.

Ved bedømmelsen legges det vekt på grundighet i bearbeidingen og selvstendigheten i vurderinger og konklusjoner, samt at framstillingen er velredigert, klar, entydig og ryddig uten å være unødig voluminøs.

Besvarelsen skal inneholde

- standard rapportforside (automatisk fra DAIM, <http://daim.idi.ntnu.no/>)
- tittelside med ekstrakt og stikkord (mal finnes på siden <http://www.ntnu.no/bat/skjemabank>)
- sammendrag på norsk og engelsk (studenter som skriver sin masteroppgave på et ikke-skandinavisk språk og som ikke behersker et skandinavisk språk, trenger ikke å skrive sammendrag av masteroppgaven på norsk)
- hovedteksten
- oppgaveteksten (denne teksten signert av faglærer) legges ved som Vedlegg 1.

Besvarelsen kan evt. utformes som en vitenskapelig artikkel for internasjonal publisering. Besvarelsen inneholder da de samme punktene som beskrevet over, men der hovedteksten omfatter en vitenskapelig artikkel og en prosessrapport.

Instituttets råd og retningslinjer for rapportskrivning ved prosjektarbeid og masteroppgave befinner seg på <http://www.ntnu.no/bat/studier/oppgaver>.

### Hva skal innleveres?

Rutiner knyttet til innlevering av masteroppgaven er nærmere beskrevet på <http://daim.idi.ntnu.no/>. Trykking av masteroppgaven bestilles via DAIM direkte til Skipnes Trykkeri som leverer den trykte oppgaven til instituttkontoret 2-4 dager senere. Instituttet betaler for 3 eksemplarer, hvorav instituttet beholder 2 eksemplarer. Ekstra eksemplarer må bekostes av kandidaten/ ekstern samarbeidspartner.

Ved innlevering av oppgaven skal kandidaten levere en CD med besvarelsen i digital form i pdf- og word-versjon med underliggende materiale (for eksempel datainnsamling) i digital form (f. eks. excel). Videre skal kandidaten levere innleveringsskjemaet (fra DAIM) hvor både Ark-Bibl i SBI og Fellestjenester (Byggsikring) i SB II har signert på skjemaet. Innleveringsskjema med de aktuelle signaturene underskrives av instituttkontoret før skjemaet leveres Fakultetskontoret.

Dokumentasjon som med instituttets støtte er samlet inn under arbeidet med oppgaven skal leveres inn sammen med besvarelsen.

Besvarelsen er etter gjeldende reglement NTNUs eiendom. Eventuell benyttelse av materialet kan bare skje etter godkjennelse fra NTNU (og ekstern samarbeidspartner der dette er aktuelt). Instituttet har rett til å bruke resultatene av arbeidet til undervisnings- og forskningsformål som om det var utført av en ansatt. Ved bruk ut over dette, som utgivelse og annen økonomisk utnyttelse, må det inngås særskilt avtale mellom NTNU og kandidaten.

**(Evt) Avtaler om ekstern veiledning, gjennomføring utenfor NTNU, økonomisk støtte m.v.**

Beskrives her når dette er aktuelt. Se <http://www.ntnu.no/bat/skjemabank> for avtaleskjema.

**Helse, miljø og sikkerhet (HMS):**

NTNU legger stor vekt på sikkerheten til den enkelte arbeidstaker og student. Den enkeltes sikkerhet skal komme i første rekke og ingen skal ta unødige sjanser for å få gjennomført arbeidet. Studenten skal derfor ved uttak av masteroppgaven få utdelt brosjyren "Helse, miljø og sikkerhet ved feltarbeid m.m. ved NTNU".

Dersom studenten i arbeidet med masteroppgaven skal delta i feltarbeid, tokt, befarung, feltkurs eller ekskursjoner, skal studenten sette seg inn i "Retningslinje ved feltarbeid m.m.". Dersom studenten i arbeidet med oppgaven skal delta i laboratorie- eller verkstedarbeid skal studenten sette seg inn i og følge reglene i "Laboratorie- og verkstedhåndbok". Disse dokumentene finnes på fakultetets HMS-sider på nettet, se <http://www.ntnu.no/ivt/adm/hms/>. Alle studenter som skal gjennomføre laboratoriearbeid i forbindelse med prosjekt- og masteroppgave skal gjennomføre et web-basert TRAINOR HMS-kurs. Påmelding på kurset skjer til [sonja.hammer@ntnu.no](mailto:sonja.hammer@ntnu.no)

Studenter har ikke full forsikringsdekning gjennom sitt forhold til NTNU. Dersom en student ønsker samme forsikringsdekning som tilsatte ved universitetet, anbefales det at han/hun tegner reiseforsikring og personskadeforsikring. Mer om forsikringsordninger for studenter finnes under samme lenke som ovenfor.

**Oppstart og innleveringsfrist:**

Oppstart og innleveringsfrist er i henhold til informasjon i DAIM.

**Faglærer ved instituttet:** Harald Landrø

**Veileder(eller kontaktperson) hos ekstern samarbeidspartner:** -

Institutt for bygg, anlegg og transport, NTNU

Dato: 17.06.2015

Underskrift  
  
Faglærer

# Vedlegg B: Sensitivitetsanalyser

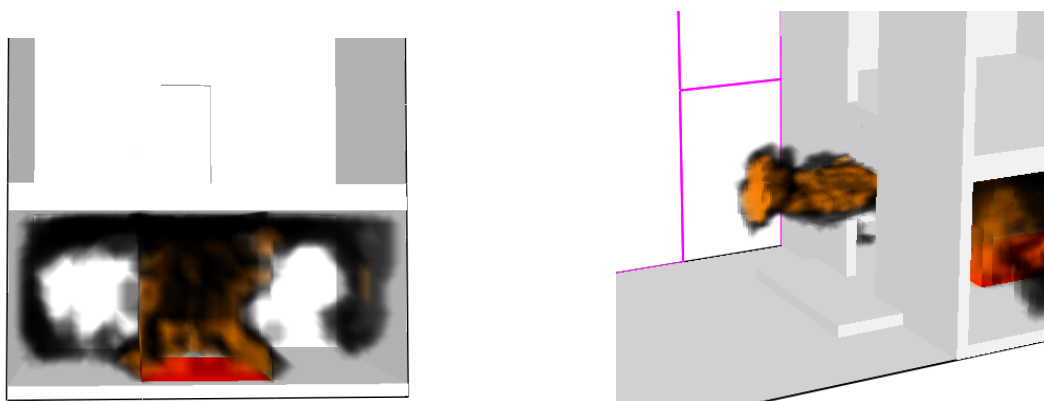
I dette vedlegget omtales sensitivitetsanalysene som er utført i forbindelse med oppgaven. Ved å gjennomføre sensitivitetsanalyser defineres og «finstilles» FDS-modellen til hovedsimuleringene skal gjennomføres. McGrattan (2007) anbefaler at sensitiviteten til gridstørrelse, strålingsmodell, turbulensmodell og varmeavgivelsesrate vurderes.

På grunn av tidbegrensninger må det gjøres prioriteringer, og det er i denne oppgaven valgt å se på sensitiviteten til mesh- og gridstørrelsene i modellen. McGrattan (2007) hevder at gridstørrelse er den parametereen som er viktigst å vurdere, og det gjennomføres derfor en sensitivitetsanalyse av gridstørrelsen og for hvordan kontinuiteten til brannplumen påvirkes av meshinndeling, og videre hvordan dette kan påvirke simuleringsresultater. Begge sensitivitetsanalysene er utført med en varmeavgivelsesrate på  $Q = 4600$  kW og med en simuleringslengde på 80 sekunder.

## B.1 Meshinndeling

For å besemme oppdelingen av meshene gjennomføres det en analyse av ulike alternative inndelinger. Først ses det på hvilke forhold i gridstørrelse som burde være mellom meshene med tanke på kontinuitet. Deretter ses det på tre ulike inndelingsoppsett hvor kontinuitet og simuleringstid vurderes.

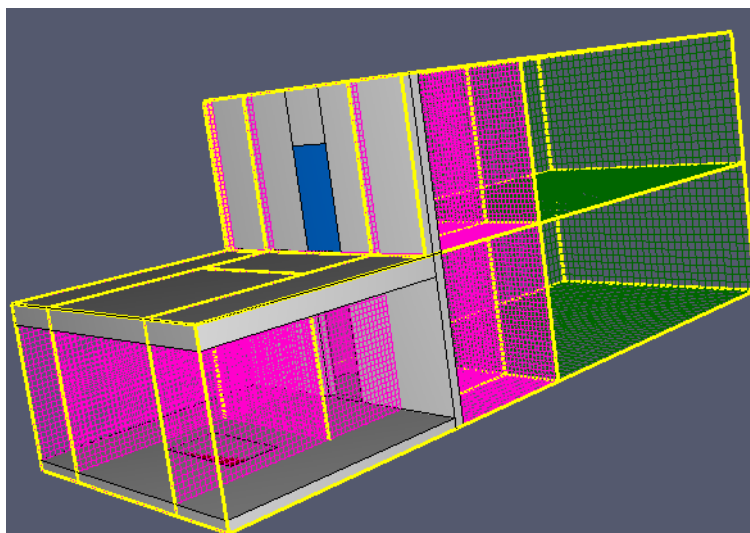
For å spare simuleringstid ble det forsøkt å ha grovest mulig gridstørrelse i flest mulig mesh. Ved å utføre en visuell analyse kom det fram at for å oppnå tilfredsstillende kontinuitet burde overgangen i gridstørrelse fra et mesh til et annet være 1:1 for de stedene med kritisk aktivitet, og minimum 1:2 for stedene med mindre aktivitet. Dette for å unngå tydelig ukontinuerlige overganger som vist i figur B.1.



(a) Ukontinuerlig overgang med 1:2 i «indre mesh». (b) Ukontinuerlig overgang med 1:4 mellom «indre mesh» og «ytre mesh».

Figur B.1: Eksempler på ukontinuerlige meshoverganger.

Alle «indre mesh» har derfor en overgang på 1:1, mens overgangen fra «indre mesh» til «ytre mesh» har en overgang på 1:2. Videre i meshinndelingsanalysen er det valgt å benytte cellestørrelser på 10cm for «indre mesh» og 20 cm for «ytre mesh». I figur B.2 er oppdelingen illustrert, «indre mesh» har rosa farge mens «ytre mesh» har grønn farge. Bakgrunnen for å ha grover gridinndeling i de «ytre meshene» er at de ikke inneholder kritiske hendelser som krever fin oppløsning, samt å ta hensyn til datakraft.

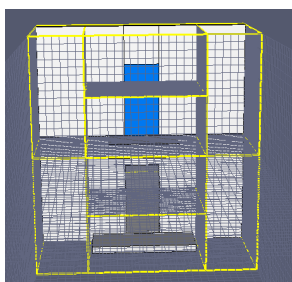


Figur B.2: Illustrasjon av oppdeling i «indre mesh» (rosa) og «ytre mesh» (grønn).

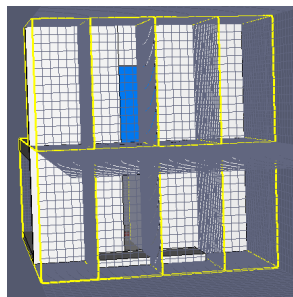
Det benyttes 8 prosessorkjerner i simuleringene, og for å utnytte arbeidskapasiteten maksimalt deles modellen derfor inn i minimum 8 mesh. Det er viktig at steder i modellen med «kritisk aktivitet», for eksempel ved fasadeåpningen, brenneren og brannplumen, deles minst mulig opp. Sammenlignet med meshene med mindre aktivitet bør meshene med mye aktivitet ha finere gridinndeling, og i tillegg vil de ha flere beregninger å gjennomføre per celle, altså større arbeidsmengde. Videre gjøres det derfor en vurdering på hvor mye og hvordan disse områdene burde deles opp. Et aspekt som må inkluderes i vurderingene er at flere mesh gir flere meshoverganger, og informasjonsoverføring mellom meshene krever også prosessorkraft.

I analysen det ble sett på tre mulige oppsett. Meshinndelingen rundt fasadeåpningen og flammeskjermen er vurdert til å være mest interessant, og de tre oppsettene som ble vurdert er vist i figur B.3. Oppsett 1 og 2 har den samme fordelingen av celler til de 8 prosessorkjernene og har 11 mesh, mens oppsett 3 gir en mer ujevne fordeling av antall celler til prosessorkjernene og har 9 mesh.

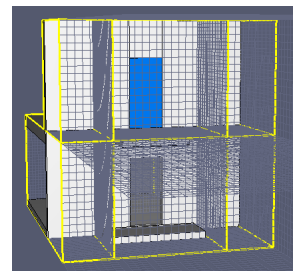
Oppsett 1 har flere horisontale oppdelinger av «midtmeshet» langs veggen og 3 vertikale oppdelinger som vist i figur B.3a. Oppsett 2 er vist i figur B.3b og har én horisontal og flere vertikale oppdelinger slik at det blir 4 like brede mesh langs veggen. I oppsett 3 er den midterste vertikale oppdelingene i oppsett 2 fjernet, men i likhet med oppsett 2 er det kun én horisontal oppdeling i høyde med balkong/etasjeskiller som vist i figur B.3c.



(a) Oppsett 1.



(b) Oppsett 2.



(c) Oppsett 3.

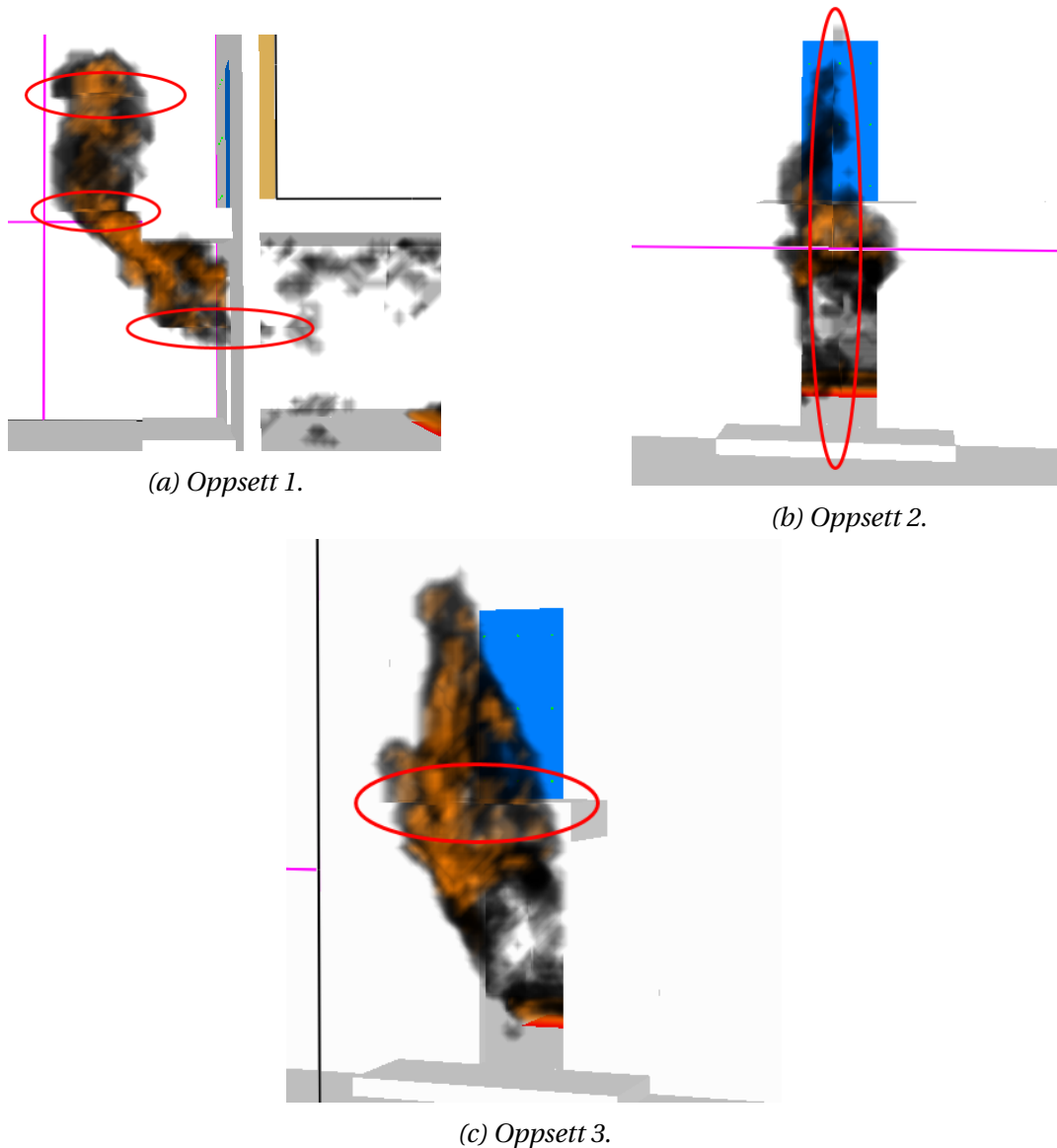
Figur B.3: Oversikt over meshinndelingene som er sett på i analysen.

Simuleringstiden til oppsettene er gjenngitt i tabell B.1.

Tabell B.1: Simuleringstid i meshinndelingsanalyse.

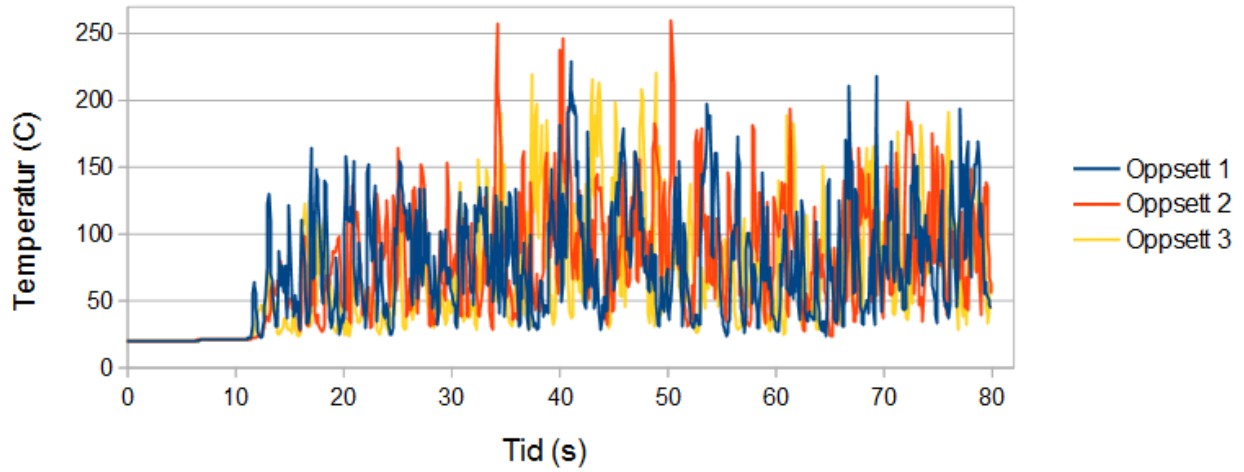
	<b>Oppsett 1</b>	<b>Oppsett 2</b>	<b>Oppsett 3</b>
Simuleringstid	2t og 58min	2t og 52min	2t og 42min

For å vurdere kontinuitet i meshovergangene ble funksjonen «Smokview» i Pyrosim benyttet. «HRRPUV i alle mesh» ble lastet og en visuell analyse av kontinuiteten av brannplumen i meshovergangene gjennomførtes. Ukontinuerlige overganger i hvert oppsett er vist i figur B.4.

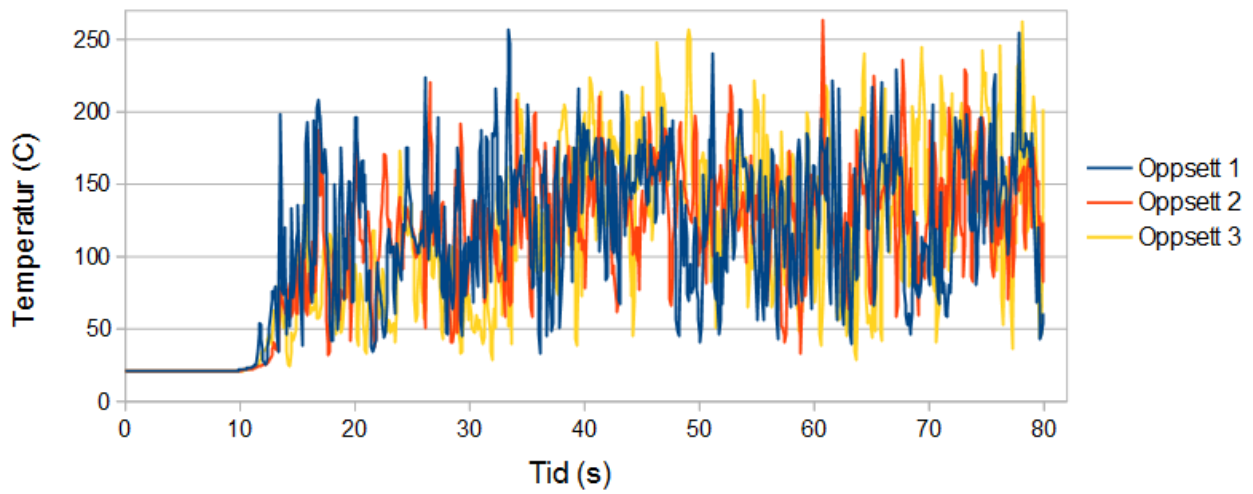


Figur B.4: Eksempler på ukontinuerlige meshoverganger (markert med røde ringer).

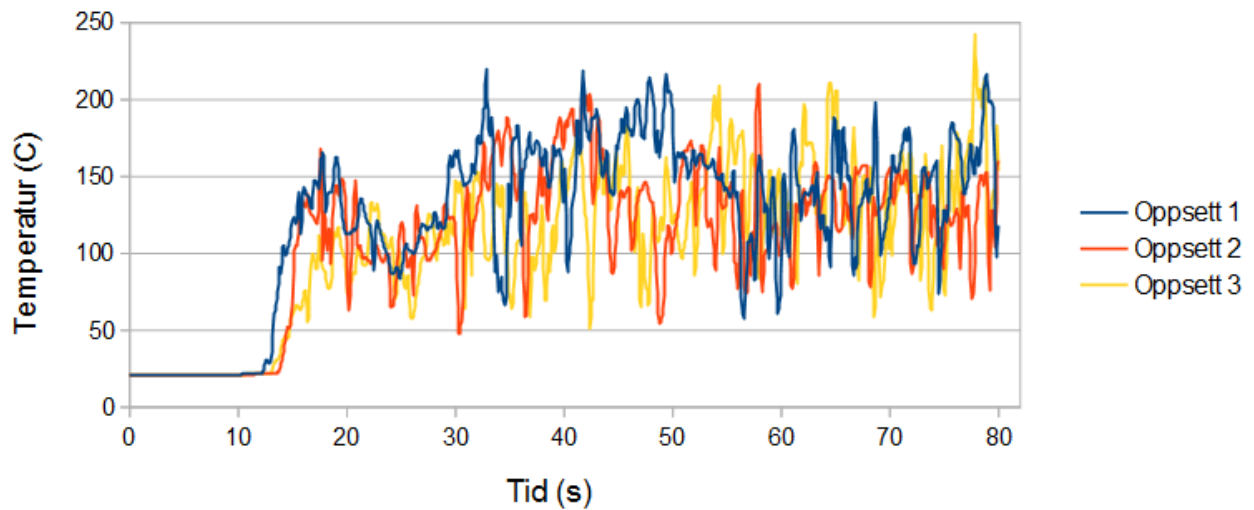
Måling av gasstemperatur ble utført ved å benytte funksjonen «Devices» i Pyrosim, og tre gass-temperaturmåler ble plassert oppover langs midten av fasadeåpningen i 2. etasje. Riktige temperaturer i området rundt fasadeåpningen over flammeskjermen vil ha stor betydning for hovedsimuleringene og derfor ble målerne plassert der. Resultatene fra gasstemperaturmålingene er illustrert i grafene i figur B.5.



(a) Resultat fra øverste måler.



(b) Resultat fra midterste måler.



(c) Resultat fra nederste måler.

Figur B.5: Resultatene fra gass temperaturmålerne plassert opp langs fasadeåpning i 2. etasje.

### Oppsummering og konklusjon av meshinndelingsanalyse

Med tanke på kontinuitet i brannplumen har Oppsett 1 flest «hakk» oppover langs brannplumen som vist i figur B.3a. Oppsett 1 vurderes likevel til å være bedre enn Oppsett 2 siden brannplumen i Oppsett 2 tildels deler seg i to langs den vertikale meshovergangen flere ganger i løpet av simuleringen. Figur B.3b viser et eksempel der flammen til dels splittes opp. Det er i Oppsett 3 brannplumen har best kontinuitet, dette er som forventet siden det i Oppsett 3 kun er en horisontal meshovergang i selve brannplumen som vist i B.3c.

Fra tabell B.1 ser man at de tre oppsettene alle har en akseptabel simuleringstid, og at Oppsett 3 faktisk tok rundt 16 min kortere tid enn Oppsett 1. Dette er tildels overraskende, men resultatene kan tyde på at skjevfordelingen av arbeidsmengde over prosessorkjernene i Oppsett 3 krever mindre prosesseringskraft enn den ekstra prosesseringskraften som er nødvendig for å overføre informasjon over de ekstra meshovergangene i Oppsett 1 og Oppsett 2.

Fra figur B.5 ser man at alle målerne gir resultater som variere tildels likt for de tre oppsettene. Det som utmerker seg mest er resultatene fra øverste måler i figur B.5a der Oppsett 2 har de tre-fire høyeste målte temperaturene i dette punktet. For midterste og nederste måler i henholdsvis figur B.5b og figur B.5c er det ingenting som skiller seg særskilt ut, men det kan se ut som Oppsett 1 i nederste måler gjevnt over han noe høyere temperaturer fra ca. 30 til 50 sekunder inn i brannforløpet.

Oppsett 3 har færrest meshoppdelinger som gir «hakk» i brannplumen og skaper dårlig kontinuitet. Færre meshoppdelinger gir også de mest riktige simuleringresultatene siden informasjonsoverføring innad i mesh er bedre enn mellom mesh. Med bakgrunn i dette, og ikke minst at det i tillegg var Oppsett 3 som krevde kortest simuleringstid, velges det å benytte det videre i hovedsimuleringene.



## B.2 Gridstørrelse

I sensitivitetsanalysen av gridstørrelsen benyttes resultatene fra meshanalysen med tanke på meshovergangene, og de er derfor 1:1 for «indre mesh» og 1:2 mellom «indre» og «ytre mesh» i alle oppsett. I figur B.2 er oppdelingen i indre og ytre mesh illustrert. Fra forrige analyse ser man også at et oppsett med gridstørrelse på 0,1m og 0,2m har en akseptabel simuleiringstid, og det er derfor valgt to oppsett med finere gridinndeling til å se på hvor sensitiv simuleringsresultatene er med tanke på gridstørrelse. De tre oppsettene som ses på i analysen er oppgitt i tabell B.2.

Tabell B.2: Oversikt over oppsett for gridanalyse.

Mesh	Oppsett 1	Oppsett 2	Oppsett 3
«Indre mesh»	0,1m	0,075m	0,05m
«Ytre mesh»	0,2m	0,15m	0,1m
Totalt antall celler	253440	613440	2027520

Siden FDS benytter «Poisson solver» og antall celler i y- og z- retning burde være på formen  $2^l 3^m 5^n$ , samt at geometrien til objekter i modellen må sammenfalle med cellegrensene måtte det gjøres noen justeringer av modell og mesh for Oppsett 2. De nødvendige tilpasningene medfører blant annet at sammenlignet med Oppsett 1 og 3 er fasadeåpningen i 1.etasje  $0,105m^2$  større, flammeskjermarealet er  $0,03m^2$  større, brannrommet blir  $0,0375m^3$  mindre og brenneren får et areal på ca.  $2,0475m^2$  i stede for  $2m^2$ . Målerne i oppgaven ble også tilpasset dimensjonene og blant annet blir varmeavgivelsesraten over flammeskjermen målt over et volum som er  $0,13m^3$  større enn i oppsett 1 og 3.

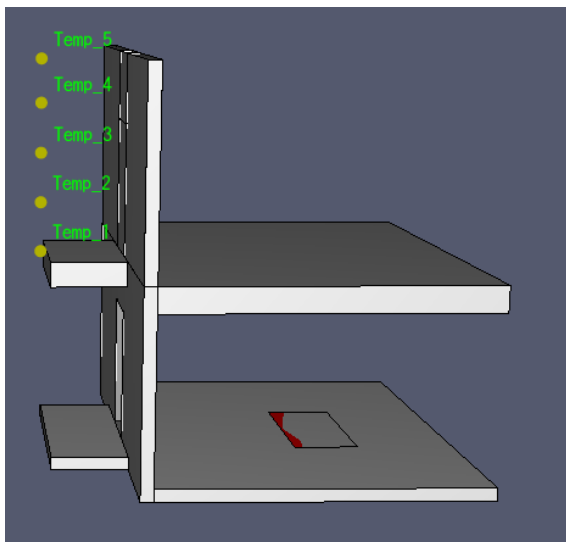
For å sjekke sensitiviteten ses det på følgende parametre; flammehøyde, varmeavgivelsesrate i volumet over flammeskjermen og strømning gjennom fasadeåpning i 1.etasje

Med tanke på flammehøyden benyttes det i denne analysen forenklingen til Heskestad (1997) om at flammetupptemperaturen er definert av en temperaturøkning på  $500^\circ\text{C}$ . Flammetuppen er derfor definert som punktet hvor flammetemperaturen synker under  $520^\circ\text{C}$  (siden utgangspunkttemperaturen er  $20^\circ\text{C}$ ). Det er plassert ut fem gasstemperaturmålere i området hvor det forventes at flammen er på sitt høyeste. Plassering av målerne i modellen er vist i figur B.6a, og de er plassert i følgende høyder; 3,2m, 4m, 4,8m, 5,6m og 6,3m. Ved å se på når temperaturen er under eller over  $520^\circ\text{C}$ , kan man få et bilde av hvordan flammehøydene er i de ulike oppsettene.

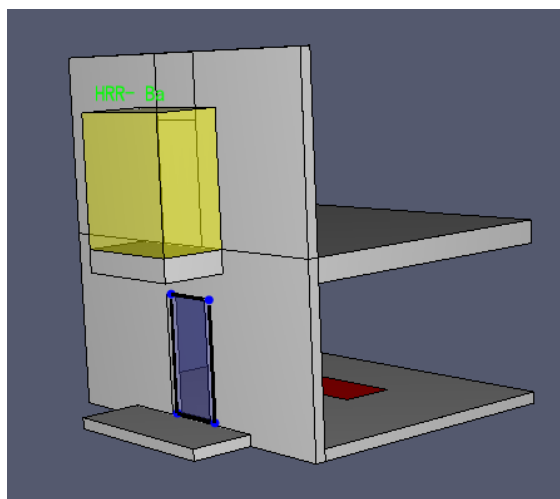
Strømning gjennom fasadeåpningen i 1.etasje måles med å benytte «Flow Measuring Device» til å registrere volumstrømmen over åpningsarealet. Varmeavgivelsesraten måles med å benytte «Heat Release Rate Device» og definere et volum over flammeskjermen hvor varmeavgivelsesraten skal måles gjennom hele simuleringen. Plassering av både «Flow Measuring Device» og «Heat Release Rate Device» kan ses i figur B.6b.

Det er i tillegg benyttet en «Slice» som måler temperatur, og denne er plassert som vist i figur B.6c.

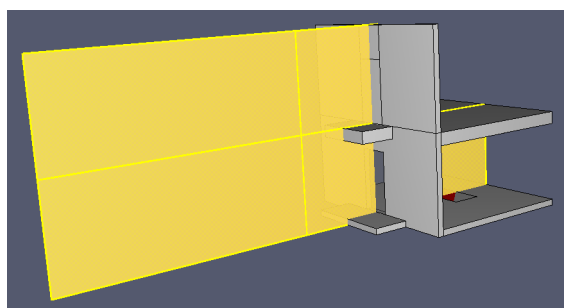
Simuleringene er kjørt i 80 sekunder, og i løpet av den tiden gjøres det 1000 målinger i hver gasstemperaturmåler. I tabell B.3 er en oversikt over hvor mange målinger av de 1000 utførte som oversteg  $520^\circ\text{C}$ .



(a) Plassering av gasstemperaturmålere i modell.



(b) Plassering av «Flow Measuring Device» (blå) og «Heat Release Rate Device» (gul) i modell.



(c) Plassering av «Slice» som måler temperatur i modell.

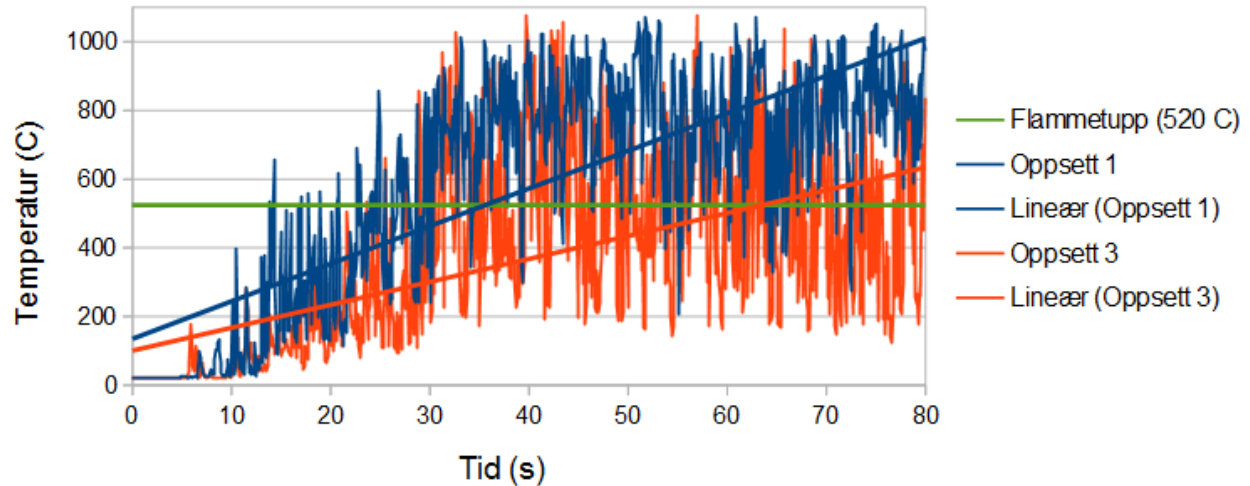
Figur B.6: Plassering av målere i sensitivitetsanalyse av gridstørrelsen.

Tabell B.3: Oversikt over hvor mange målinger av de 1000 utførte per måler i hvert oppsett som oversteg 520°C.

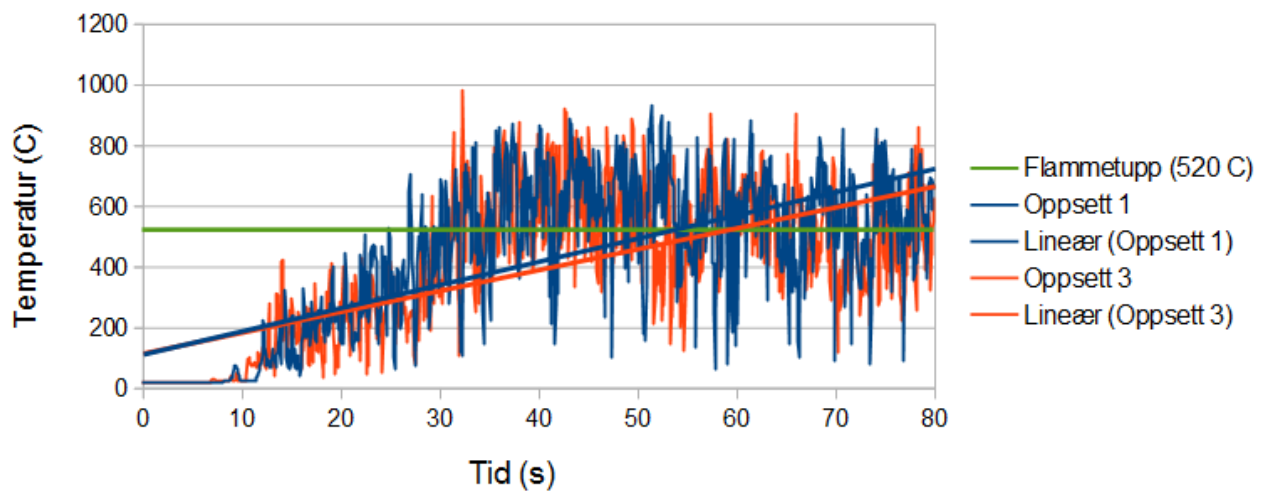
Måler	Høyde	Oppsett 1	Oppsett 2	Oppsett 3
Temp_1	3,2m	618	126	298
Temp_2	4m	428	292	327
Temp_3	4,8m	85	81	109
Temp_4	5,6m	15	3	21
Temp_5	6,3m	2	0	1

Resultatene viser at Oppsett 2 generelt ikke ligger mellom resultatene for Oppsett 1 og Oppsett 3, noe som ville vært naturlig siden nøyaktigheten skal bli bedre med finere celleinndeling og Oppsett 2 ligger midt mellom dem med tanke på gridstørrelser. Dette tyder på at justeringene av modellen som ble gjort i Oppsett 2 har påvirket resultatene mer enn forventet. Dette gjør det vanskelig å sammenligne Oppsett 2 med de andre to oppsettene, og det er derfor valgt å se bort fra dette oppsettet og bare sammenligne Oppsett 1 og Oppsett 3 videre i analysen.

Resultatene fra gasstemperaturmålerne er vist i figur B.7. Grafene viser de registrerte målingene samt lineær trendlinje for hvert oppsett. I tillegg er det lagt inn en grønn linje som viser grensen for flammehøyde (520°C). Når grafen for et av oppsettene når eller overstiger den grønne linjen har flammen nådd denne høyden.

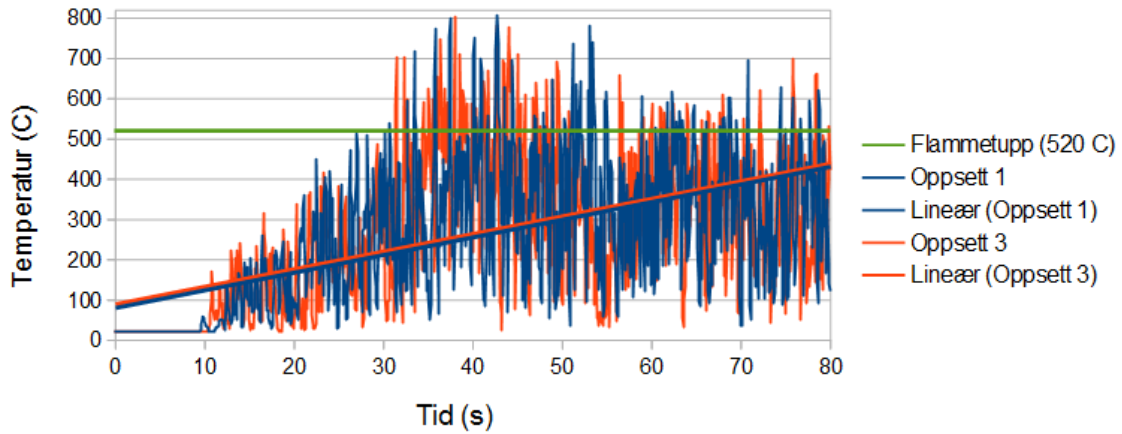


(a) Resultat fra måler Temp\_1 (se figur B.6a).

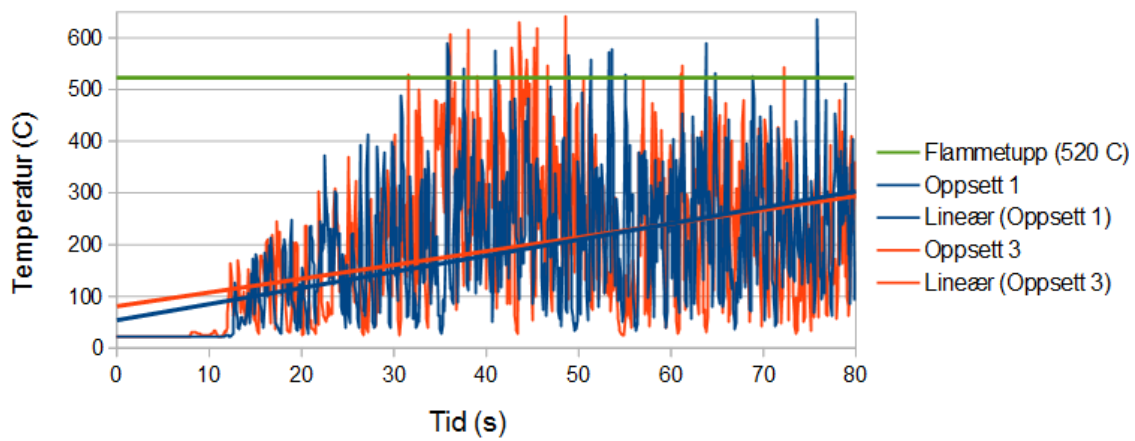


(b) Resultat fra måler Temp\_2 (se figur B.6a).

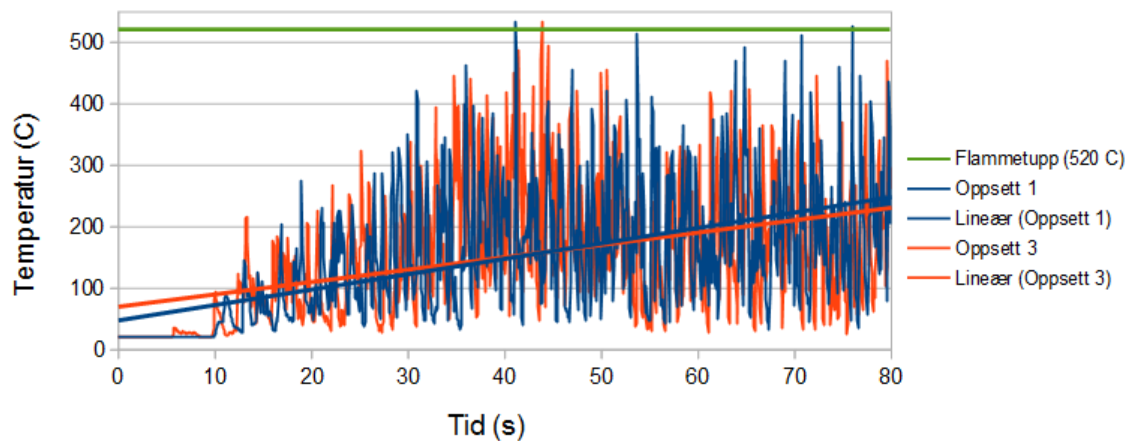
Figur B.7: Resultater fra gasstemperaturmålere.



(c) Resultat fra måler Temp\_3 (se figur B.6a).



(d) Resultat fra måler Temp\_4 (se figur B.6a).



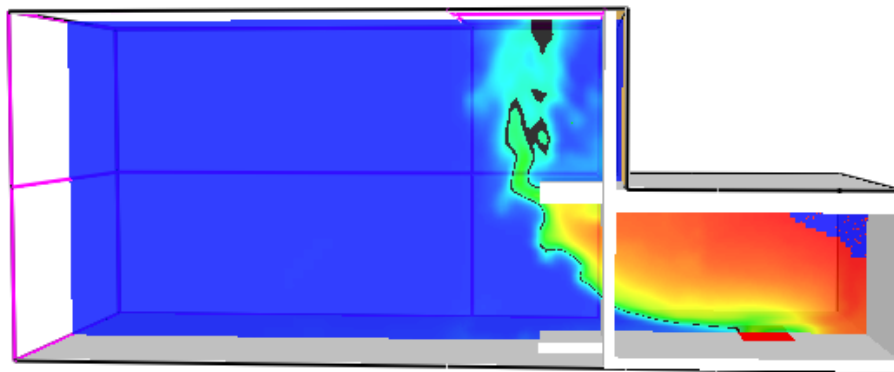
(e) Resultat fra måler Temp\_5 (se figur B.6a).

Figur B.7: Resultater fra gasstemperaturmålere.

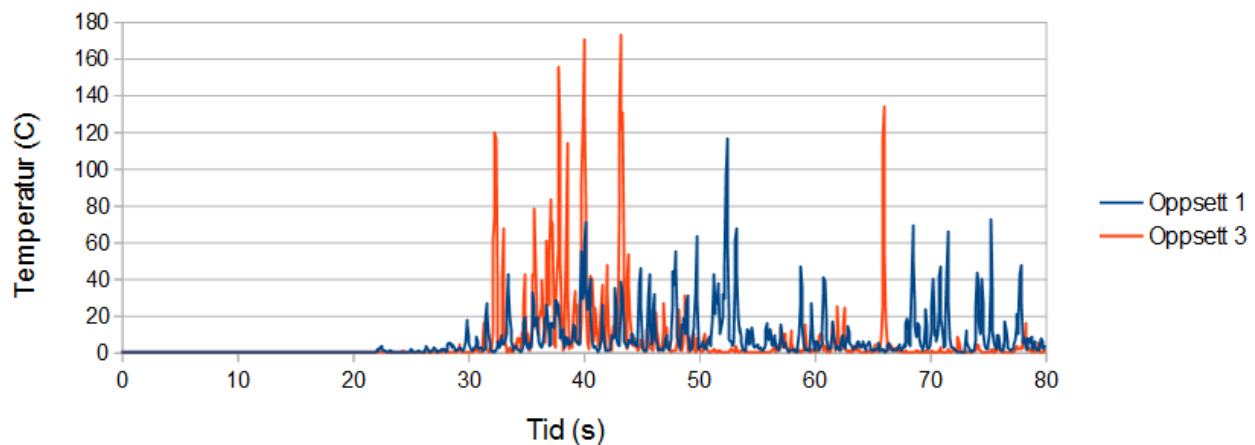
Fra både graf i figur B.7a og tabell B.3 ser man at resultatene fra måler Temp\_1 er de som viser de største ulikhetene. Punktet hvor gassmåleren Temp\_1 er plassert er i høyde med overkanten av flammeskjermen (se figur B.6a), og dette vil være et området preget av mye turbulens. Dette

kan kanskje være med på å forklare de store forskjellene når nøyaktigheten øker.

I figurene B.7b-B.7e viser grafene og trendlinjene at forskjellene er mindre mellom oppsettene. Dette kan også ses av tabell B.3, som viser at antall målinger av de 1000 utførte per måler som oversteg  $520^{\circ}\text{C}$  i Oppsett 1 og Oppsett 3 blir mer like jo høyere opp målerne er plassert. Tabellen viser også at i måler *Temp\_3* og *Temp\_4* oversteg Oppsett 3 grensen på  $520^{\circ}\text{C}$  flest ganger, i motsetning til i måler *Temp\_1*, *Temp\_2* og *Temp\_5* hvor Oppsett 1 oversteg flest ganger. Dette kan tyde på at metoden som er valgt for å se på flammehøyden ikke er ideell. I tillegg kan det tyde på at når flammeplumen til en viss grad stabiliserer seg, er det ikke der målerne er plassert. For å si noe nøyaktig om flammehøyden skulle det vært plassert ut flere målere og i en større avstand fra flammeskjermen. Ved å se på temperaturmålingene over «Slicen» er dette ekstra tydelig, og et eksempel er vist i figur B.8 hvor den sorte linjen markerer flammehøyden på  $520^{\circ}\text{C}$ . Resultatene fra målerne kan likevel generelt brukes til å sammenligne sensitiviteten til oppsettene.



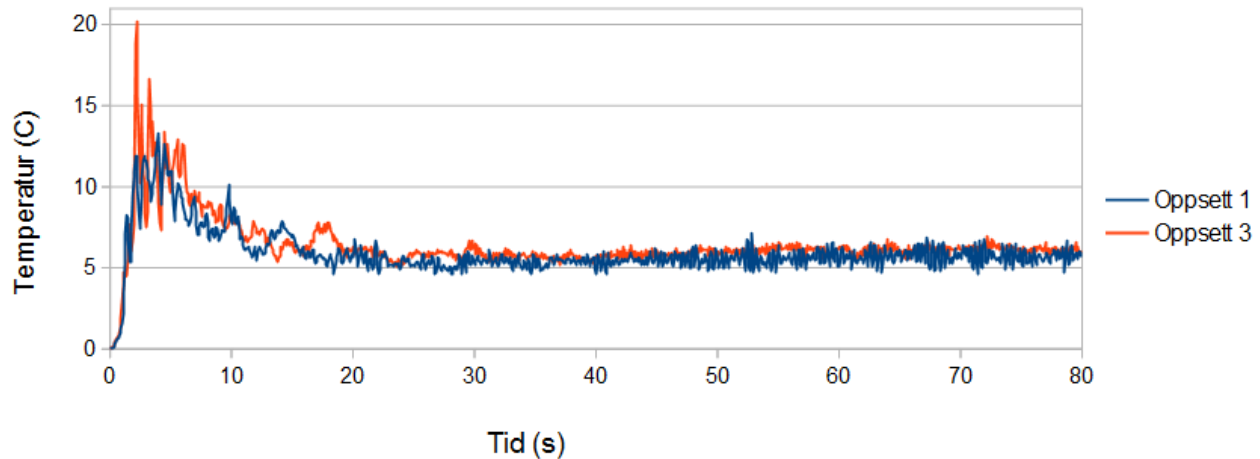
Figur B.8: Eksempel som viser hvor flammeplumen er «stabil», sort linje langs flammeplumen markerer flammehøyden på  $520^{\circ}\text{C}$ .



Figur B.9: Resultater fra måling av varmeavgivelsesrate i volum over flammeskjerm.

Resultatene fra måling av varmeavgivelsesrate i volumet over flammeskjermen er vist i figur B.9. Fra målingene kan man se at varmeavgivelsesraten over flammeskjermen er betydelig høyere for Oppsett 3 fra 30-45 sek inn i simuleringen enn for Oppsett 1, deretter er det med ett unntak Oppsett 1 som har høyest varmeavgivelsesrate over volumet. Det er i Oppsett 3 de høyeste varmeavgivelsesratene oppstår.

Volumstrømningen gjennom fasadeåpningen i 1.etasje er vist i figur B.10. Den viser at de største forskjellene mellom oppsettene oppstår de første sekundene av simuleringene, og at Oppsett 3 generelt har litt høyere verdier enn Oppsett 1.



Figur B.10: Resultater fra måling av volumstrøm ( $m^3/s$ ) gjennom fasadeåpning i 1.etasje.

I tabell B.4 er simuleringstidene for de to oppsettene som vurderes i analysen presentert.

Tabell B.4: Oversikt over simuleringstid for de ulike oppsettene i gridanalysen.

	Oppsett 1	Oppsett 3
Simuleringstid	3t og 47min	44t og 20min

#### Oppsummering og konklusjon av gridstørrelseanalyse

Siden justeringene av modell og målere i Oppsett 2 fikk større utslag enn forventet er det resultatene fra Oppsett 1 og Oppsett 3 som er vurdert i analysen.

Som forventet kan resultatene fra gasstemperaturmålerne tyde på at områdene der det er mye turbulens og andre kritiske aktiviteter er de områdene som er mest sensitive med tanke på grids-tørrelse. En annen ting man kan konkludere med er at den metoden som ble valgt for å se på flammehøyde ikke var ideell, og i etterkant ser man at det skulle vært plassert ut flere målere på mer strategiske plasser. Resultatene fra målerne kan likevel benyttes til å vurdere sensitiviteten til gridstørrelse. Målingene fra *Temp\_1* er relativt ulike, men grafene med resultater fra *Temp\_2* og oppover til *Temp\_5* viser at forskjellen mellom Oppsett 1 og Oppsett 3 er mer akseptable.

Oppsett 3 gir mer korrekte resultater enn Oppsett 1, og med tanke på varmeavgivelsesrate kan det å velge Oppsett 1 føre til at man kan få svikt av vindu i 2.etasje senere enn hva som ville skjedd

i virkeligheten dersom den mye høyere varmeavgivelsesraten i Oppsett 3 etter 30 sekunder er nok til å føre til svikt. Eventuelt hvis den høye varmeavgivelsesraten i Oppsett 3 ikke varmere opp glasset i 2.etasje tilstrekkelig før det har gått 45 sekunder så vil vinduet kanskje ikke svikte i det hele tatt siden varmeavgivelsesraten jevnt over er lav etter det. Dette er en motsetning til Oppsett 1 hvor den største sjansen for at vinduet svikter er etter 45 sekunder, siden det er da de høyeste verdiene for varmeavgivelsesrate oppstår.

Resultatene av volumstrømningen gjennom fasadeåpningen i 1.etasje viser at verdiene for Oppsett 3 er relativt mye forskjellig fra Oppsett 1 helt i begynnelsen av analysen, men det er de senere stadiene av simuleringen som er mest interessant for oppgaven. Etter ca 5 sekunder er ulikheten mellom Oppsett 1 og Oppsett 3 med tanke på volumstrøm gjennom fasadeåpningen i 1.etasje akseptable.

Simuleringene med Oppsett 1 og Oppsett 3 har med andre ord noe ulike resultater fra noen av målingene, og da særlig med tanke på gasstemperaturmåler *Temp\_1*, og målingen av varmeavgivelsesrate i volumet over flammeskjermen. Ulikhetene i måleresultatene fra *Temp\_1* er vurdert til å ikke skulle ha avgjørende innvirkning på resultatene siden de øvrige gasstemperaturmålerne som ligger i overkant av flammeskjermen har relativt like resultater. Med tanke på varmeavgivelsesrate er ulikhetene vurdert til å ha større betydning, men da hovedhensikten med oppgaven er å se om vinduet svikter eller ikke, uavhengig av tidspunkt, er nøyaktigheten vurdert til å være tilstrekkelig i Oppsett 1. En annen avgjørende faktor for valg av gridstørrelse er simuleringstid. Oppsett 3 har nesten 12 ganger så lang simuleringstid som Oppsett 1. Den gridstørrelsen som er mest gunstig for denne oppgaven er derfor ansett til å være 0,1m for «indre mesh» og 0,2m for «ytre mesh».





# Vedlegg C: Beregningsmetoder og utførte beregninger

## C.1 Metode for beregning av flammehøyde

Ved beregning av flammehøyde er det valgt å definere flammestoppen som der flammens temperatur er 540°C. OpenOffice Calc er benyttet til å behandle data registrert fra gasstemperaturmålerne i simuleringsmodellen. Det er satt et krav om 25% intermittering (se delkapittel 3.2.2) for gasstemperaturmålerne, og det er sett bort fra de første 35 sekundene i simuleringen siden innledende simuleringer har vist at den intermitterende flammen tidligst har «stabilisert seg» foran flammeskjermen etter 35 sekunder.

Det er tre sensorer i hver høyde som måler gasstemperatur, og dersom en temperatur på over 540°C er registrert i en eller flere av sensorene i 25% eller mer per målingstidspunkt vil flammen ha en høyde minst lik sensorens høyde. Det gjøres ca ti målinger per sekund som vil si at i de 65 siste sekundene av simuleringen gjøres det 650 målinger per sensor, og det må gjøres minst 163 målinger for hver høyde for å oppfylle 25%-intermitteringskravet. Sensorene er plassert med 0,7m vertikal avstand i modellen, og lineær interpolasjon benyttes til å fastsette høyde av flammestopp dersom den ligger mellom to sensorer.

### C.1.1 Eksempel

«SUMMER»- og «HVIS»-funksjonen er benyttet i OpenOffice Calc for utregning av flammehøyde. «SUMMER»-funksjonen summerer innholdet i alle cellene for det området som er angitt (foranliggende rad i eksemplet i tabell C.2). «HVIS»-funksjonen fungerer på følgende måte; HVIS (TEST; Verdi\_dersom\_sann ; Verdi\_dersom\_usann), og tabell C.1 gir en oversikt over «HVIS»-funksjonene som er benyttet i dette eksemplet.

Tabell C.1: Oversikt «HVIS»-funksjoner i eksempel

Benyttet forkortelse	Funksjon
«HVIS-B1»	=HVIS(«B1/H1» > 540 ;1 ;0)
«HVIS-B2»	=HVIS(«B2/H1» > 540 ;1 ;0)
«HVIS-B3»	=HVIS(«B3/H1» > 540 ; 1 ;0)
«HVIS-TOT»	=HVIS(SUMMER «HVIS-B1»;«HVIS-B3» > 0 ;1 ;0)

I OpenOffice Calc er det laget tabeller for hver høyde (H1-H7) tilsvarende tabell C.2 for hvert scenario. Tabell C.2 illustrerer utregning av intermitteringsprosenten for høyde H1, fra 35s til 100s.

Deretter blir alle intermitterings-% for hver høyde (H1-H7) for hvert scenario samlet i en tabell, og lineær interpolasjon benyttes for å finne flammehøyden (z) foran overliggende flammeskjerm for det aktuelle scenarioet. I dette eksemplet er flammehøyden(z) med 25%-intermittering

Tabell C.2: Oppsett i OpenOffice for utregning av flammehøyde

	35,0 s	35,1 s	...	100 s	Ant. målinger > 540 °C	Int.-%
<b>B1/H1 [°C]</b>	1094,8	1077,4	...	863,9	=SUMMER	=(«SUMMER»/650)*100
<b>B2/H1 [°C]</b>	480,7	373,7	...	424,6	-	-
<b>B3/H1 [°C]</b>	64,3	61,8	...	94,2	-	-
«HVIS-B1»	1	1	...	1	649	99,8
«HVIS-B2»	0	0	...	1	503	77,4
«HVIS-B3»	0	0	...	0	11	1,7
«HVIS-TOT»	1	1	...	1	650	100

mellom H5(2,8m) og H6 (3,5m), og siden det er en vertikal avstand på 0,7m mellom disse to sensorene blir utregningen som vist i figur C.1.

Høyde [m]		Scenario X	
H1	0	B1 (intermitterings-%)	99,8
		B2 (intermitterings-%)	77,4
		B3 (intermitterings-%)	1,7
		<b>TOT (intermitterings-%)</b>	<b>100</b>
H2	0,7	B1 (intermitterings-%)	98,5
		B2 (intermitterings-%)	91,4
		B3 (intermitterings-%)	-
		<b>TOT (intermitterings-%)</b>	<b>100</b>
H3	1,4	B1 (intermitterings-%)	86
		B2 (intermitterings-%)	78,3
		B3 (intermitterings-%)	12,5
		<b>TOT (intermitterings-%)</b>	<b>96</b>
H4	2,1	B1 (intermitterings-%)	58
		B18 (intermitterings-%)	52,6
		B3 (intermitterings-%)	8,3
		<b>TOT (intermitterings-%)</b>	<b>75,8</b>
H5	2,8	B1 (intermitterings-%)	27,7
		B2 (intermitterings-%)	23,8
		B3 (intermitterings-%)	4,8
		<b>TOT (intermitterings-%)</b>	<b>42</b>
H6	3,5	B1 (intermitterings-%)	10,6
		B2 (intermitterings-%)	8,6
		B3 (intermitterings-%)	1,2
		<b>TOT (intermitterings-%)</b>	<b>18,2</b>
H7	4,2	B1 (intermitterings-%)	2,2
		B2 (intermitterings-%)	2,9
		B3 (intermitterings-%)	0,2
		<b>TOT (intermitterings-%)</b>	<b>5,1</b>
Estimert flammehøyde [m] (25%-intermittering)		<b>3,30</b>	

Diagram notes: D21 points to B1 at H5; D25 points to B1 at H6; Formula box:  $=B18 + ((D21-25)/(D21-D25)*0,7)$  points to the B1 value at H7.

Figur C.1: Tabell fra OpenOffice Calc til beregning av flammehøyde (z).

### C.1.2 Utførte beregninger

Det er utført beregninger av flammehøyde foran overliggende flammeskjerm i alle scenarioene. Imidlertid vil det for tilfellene med vind være mindre interessant hva flammehøyden *foran* flammeskjermen er siden store deler av flammen (sannsynligvis også flammens tupp) vil befinne seg *over* selve flammeskjermen. Det er likvel valgt å presentere beregningsoppsett og resultatene av flammehøydeberegningene utført i OpenOffice Calc for alle scenarioer. I tabellen er fargekoden på scenarioene som følger; rød=4600kW, blå=6600kW og grønn=8400kW.

Høyde [m]	Scenario 1	Scenario 2	Scenario 3	Scenario 4	Scenario 5	Scenario 6	Scenario 7	Scenario 8	Scenario 9
H1 0	B1 (intermitterings-%)	87,1	72,8	96,6	98,2	72,3	99,4	-	-
	B2 (intermitterings-%)	23,4	21,7	23,1	23,1	35,1	33,5	83,2	87,8
	B3 (intermitterings-%)	0,5	0,2	0	0	1,1	0,6	3,1	5,2
	<b>TOT (intermitterings-%)</b>	<b>88,3</b>	<b>76,6</b>	<b>96,6</b>	<b>98,2</b>	<b>82</b>	<b>99,4</b>	<b>83,2</b>	<b>88</b>
H2 0,7	B1 (intermitterings-%)	67,7	42,6	85,2	86,2	42,5	95,5	68,8	90,3
	B2 (intermitterings-%)	31,1	20,8	32	38,3	37,8	40	77,1	85,2
	B3 (intermitterings-%)	1,7	1,1	0,6	0,5	2,2	2,5	5,1	8,2
	<b>TOT (intermitterings-%)</b>	<b>76</b>	<b>49,8</b>	<b>86,3</b>	<b>88</b>	<b>62,6</b>	<b>96,2</b>	<b>89,8</b>	<b>97,5</b>
H3 1,4	B1 (intermitterings-%)	34,6	12,5	64,9	71,1	23,1	82,2	43,8	73,8
	B2 (intermitterings-%)	19,2	8	23,4	33,1	16,2	26,2	37,4	58,3
	B3 (intermitterings-%)	0,3	0,3	0,8	0,8	0,5	0,8	1,7	2,9
	<b>TOT (intermitterings-%)</b>	<b>45,2</b>	<b>17,4</b>	<b>68</b>	<b>74,3</b>	<b>34,5</b>	<b>85,5</b>	<b>61,2</b>	<b>87,8</b>
H4 2,1	B1 (intermitterings-%)	8,5	1,2	39,4	58	5,2	54,3	23,7	49,5
	B2 (intermitterings-%)	5,8	1,5	13,5	22,2	4,8	14,5	13,2	31,5
	B3 (intermitterings-%)	0,2	0	0,5	0,8	0,2	0	0,2	1,2
	<b>TOT (intermitterings-%)</b>	<b>13,5</b>	<b>2,6</b>	<b>44,2</b>	<b>61,8</b>	<b>9,1</b>	<b>58,3</b>	<b>32</b>	<b>62,9</b>
H5 2,8	B1 (intermitterings-%)	0,6	0,5	15,7	37,7	0,3	23,4	8,2	21,1
	B2 (intermitterings-%)	0,5	0	5,8	9,5	0,6	5,7	3,2	10,5
	B3 (intermitterings-%)	0,2	0	0,2	0,8	0	0	0	0
	<b>TOT (intermitterings-%)</b>	<b>0,9</b>	<b>0,5</b>	<b>18,9</b>	<b>40,3</b>	<b>0,8</b>	<b>26</b>	<b>11,1</b>	<b>28,9</b>
H6 3,5	B1 (intermitterings-%)	-	-	5,1	21,2	-	8,3	3,1	7,4
	B2 (intermitterings-%)	-	-	2,5	3,2	-	1,2	0,9	2,5
	B3 (intermitterings-%)	-	-	0	0,3	-	0	0	0
	<b>TOT (intermitterings-%)</b>	-	-	<b>6,6</b>	<b>22,8</b>	-	<b>9,5</b>	<b>3,7</b>	<b>8,8</b>
H7 4,2	B1 (intermitterings-%)	-	-	0,9	8,6	-	2,5	0,5	2
	B2 (intermitterings-%)	-	-	0,3	0,9	-	0,3	0,5	0,8
	B3 (intermitterings-%)	-	-	0	0	-	0	0	0
	<b>TOT (intermitterings-%)</b>	-	-	<b>1,1</b>	<b>9,2</b>	-	<b>2,6</b>	<b>0,9</b>	<b>2,8</b>
<b>Estimert flammehøyde (z) [m]</b>									
	<b>1,85</b>	<b>1,24</b>	<b>2,63</b>	<b>3,41</b>	<b>1,66</b>	<b>2,84</b>	<b>3,64</b>	<b>2,33</b>	<b>2,94</b>

Høyde [m]	Sec. 10	Sec. 11	Sec. 12	Sec. 13	Sec. 14	Sec. 15	Sec. 16	Sec. 17	Sec. 18	Sec. 19	Sec. 20	Sec. 21
H1 0	B1 (int.-%)	99,8	99,7	90,2	98,6	99,7	79,8	99,7	99,4	-	-	-
	B2 (int.-%)	46,3	50,6	24,6	31,1	38,2	51,2	63,1	72,6	80,8	92,9	96,6
	B3 (int.-%)	1,4	1,8	0	0,2	0	2,3	4,2	4,2	10	12,6	15,1
	<b>TOT (int.-%)</b>	<b>99,8</b>	<b>99,8</b>	<b>91,1</b>	<b>98,6</b>	<b>99,7</b>	<b>92</b>	<b>99,8</b>	<b>99,8</b>	<b>99,8</b>	<b>81,1</b>	<b>93,1</b>
H2 0,7	B1 (int.-%)	56,5	98,5	98,5	92,2	91,8	46,5	94,5	98,6	11,7	75,8	90
	B2 (int.-%)	31,4	51,2	55,8	38,9	47,1	44,9	63,4	69,4	51,1	79,5	86,6
	B3 (int.-%)	2,8	4,8	5,4	0,3	0,9	4,5	5,8	10,9	7,8	13,8	15,5
	<b>TOT (int.-%)</b>	<b>73,1</b>	<b>98,5</b>	<b>99,1</b>	<b>64,6</b>	<b>93,5</b>	<b>71,7</b>	<b>98</b>	<b>99,5</b>	<b>99,5</b>	<b>58,2</b>	<b>94,2</b>
H3 1,4	B1 (int.-%)	22,6	78,6	89,4	21,1	83,7	20,2	79,7	88,9	7,7	61,1	79,8
	B2 (int.-%)	12,8	36,9	38,5	8,2	21,4	14,9	36,9	44,9	10,5	38	44,5
	B3 (int.-%)	1,2	4,2	6,9	0,2	0,5	2,2	4,5	5,8	1,1	4,8	5,8
	<b>TOT (int.-%)</b>	<b>32,9</b>	<b>84,9</b>	<b>91,1</b>	<b>26,2</b>	<b>74,8</b>	<b>33,7</b>	<b>33,7</b>	<b>85,7</b>	<b>91,1</b>	<b>18,2</b>	<b>74,5</b>
H4 2,1	B1 (int.-%)	3,4	49,1	65,4	52,8	69,7	5,5	46,9	61,4	1,2	32,6	49,1
	B2 (int.-%)	1,7	20,2	26,2	9,5	17,5	3,1	18,6	25,5	1,2	11,7	18,9
	B3 (int.-%)	0	4	7,1	0	1,1	0,6	2,9	5,2	0	2,3	2,5
	<b>TOT (int.-%)</b>	<b>4,6</b>	<b>57,7</b>	<b>68,8</b>	<b>7,2</b>	<b>54,2</b>	<b>70,8</b>	<b>8,8</b>	<b>54,6</b>	<b>65,2</b>	<b>2,5</b>	<b>39,7</b>
H5 2,8	B1 (int.-%)	0,3	17,7	31,7	24,8	40	0,6	17,2	30	0	8,9	20,9
	B2 (int.-%)	0	6,2	15,5	4	8	0,3	7,4	12,8	0	3,1	7,5
	B3 (int.-%)	0	1,1	3,5	0,3	1,2	0	1,4	3,1	0	0,3	0,9
	<b>TOT (int.-%)</b>	<b>0,3</b>	<b>21,2</b>	<b>36,6</b>	<b>0,8</b>	<b>26,2</b>	<b>41,2</b>	<b>0,6</b>	<b>22</b>	<b>35,1</b>	<b>0</b>	<b>11,2</b>
H6 3,5	B1 (int.-%)	-	5,5	14,2	8	16,3	-	4,9	10,8	-	1,7	8,5
	B2 (int.-%)	-	1,5	7,1	1,8	3,4	-	1,8	4,6	-	0,8	2,2
	B3 (int.-%)	-	0,2	1,7	0	0,6	-	0,5	0,9	-	0	0,5
	<b>TOT (int.-%)</b>	<b>-</b>	<b>6,8</b>	<b>18,8</b>	<b>-</b>	<b>8,6</b>	<b>17,5</b>	<b>-</b>	<b>6,3</b>	<b>13,5</b>	<b>-</b>	<b>2</b>
H7 4,2	B1 (int.-%)	-	1,4	6	2,6	6,6	-	0,9	3,5	-	0,5	2,3
	B2 (int.-%)	-	0,6	2,3	0,5	1,8	-	0,6	2	-	0,2	0,8
	B3 (int.-%)	-	0	0,9	0	0	-	0,2	0,3	-	0	0
	<b>TOT (int.-%)</b>	<b>-</b>	<b>1,8</b>	<b>7,7</b>	<b>-</b>	<b>3,1</b>	<b>7,5</b>	<b>-</b>	<b>1,2</b>	<b>4,9</b>	<b>-</b>	<b>0,6</b>
Estimert flammehøyde (z) [m]	<b>1,60</b>	<b>2,73</b>	<b>3,26</b>	<b>1,44</b>	<b>2,85</b>	<b>3,28</b>	<b>1,64</b>	<b>2,74</b>	<b>3,13</b>	<b>1,28</b>	<b>2,46</b>	<b>2,80</b>

Høyde [m]	Sc. 22	Sc. 23	Sc. 24	Sc. 25	Sc. 26	Sc. 27	Sc. 28	Sc. 29	Sc. 30
H1 0	B1 (intermitterings-%)	48,2	36,3	30,8	58,9	30,6	57,4	-	-
	B2 (intermitterings-%)	27,8	19,2	38,9	45,8	30,2	53,8	14,5	61,1
	B3 (intermitterings-%)	9,1	3,5	14,6	9,1	10,6	24	35,8	32,6
	<b>TOT (intermitterings-%)</b>	<b>56,8</b>	<b>47,5</b>	<b>57,2</b>	<b>73,7</b>	<b>54,9</b>	<b>73,8</b>	<b>43,2</b>	<b>71,4</b>
H2 0,7	B1 (intermitterings-%)	9,8	7,8	12,3	26	5,2	23,1	1,4	14
	B2 (intermitterings-%)	14,9	2,8	12,2	13,7	8,2	30,5	5,1	17,5
	B3 (intermitterings-%)	5,8	0,6	5,1	1,5	2,6	11,5	5,2	4,5
	<b>TOT (intermitterings-%)</b>	<b>22,6</b>	<b>9,5</b>	<b>19,1</b>	<b>29,7</b>	<b>13,1</b>	<b>44,9</b>	<b>9,7</b>	<b>28,6</b>
H3 1,4	B1 (intermitterings-%)	2,9	1,1	3,5	10,2	0,6	9,1	0,3	5,2
	B2 (intermitterings-%)	3,8	0,2	2,2	4,5	0,8	8,8	0,6	2,6
	B3 (intermitterings-%)	0,9	0	0,3	0,5	0,2	1,1	0	0,5
	<b>TOT (intermitterings-%)</b>	<b>6,5</b>	<b>1,1</b>	<b>4,8</b>	<b>10,9</b>	<b>1,2</b>	<b>14,9</b>	<b>0,9</b>	<b>6,6</b>
H4 2,1	B1 (intermitterings-%)	0,3	0,2	0,8	4,2	0	1,1	0	1,2
	B2 (intermitterings-%)	0,3	0	0,3	1,1	0,2	1,4	0	0,6
	B3 (intermitterings-%)	0	0	0	0	0	0	0	0
	<b>TOT (intermitterings-%)</b>	<b>0,6</b>	<b>0,2</b>	<b>1,1</b>	<b>4,5</b>	<b>0,2</b>	<b>2</b>	<b>0</b>	<b>1,5</b>
H5 2,8	B1 (intermitterings-%)	0	0	0,2	0,6	0	0,2	0	0
	B2 (intermitterings-%)	0	0	0	0	0	0	0	0
	B3 (intermitterings-%)	0	0	0	0	0	0	0	0
	<b>TOT (intermitterings-%)</b>	<b>0</b>	<b>0</b>	<b>0,2</b>	<b>0,6</b>	<b>0</b>	<b>0,2</b>	<b>0</b>	<b>0</b>
H6 3,5	B1 (intermitterings-%)	-	-	0	0	-	0	0	0
	B2 (intermitterings-%)	-	-	0	0	-	0	0	0
	B3 (intermitterings-%)	-	-	0	0	-	0	0	0
	<b>TOT (intermitterings-%)</b>	<b>-</b>	<b>-</b>	<b>0</b>	<b>0</b>	<b>-</b>	<b>0</b>	<b>0</b>	<b>0</b>
H7 4,2	B1 (intermitterings-%)	-	-	0	0	-	0	0	0
	B2 (intermitterings-%)	-	-	0	0	-	0	0	0
	B3 (intermitterings-%)	-	-	0	0	-	0	0	0
	<b>TOT (intermitterings-%)</b>	<b>-</b>	<b>-</b>	<b>0</b>	<b>0</b>	<b>-</b>	<b>0</b>	<b>0</b>	<b>0</b>
<b>Estimert flammehøyde (z) [m]</b>									
	<b>0,65</b>	<b>0,41</b>	<b>0,59</b>	<b>0,88</b>	<b>0,50</b>	<b>0,76</b>	<b>1,16</b>	<b>0,38</b>	<b>0,81</b>



## C.2 Forenklete varmestrålingsberegninger

Den totale varmefluksen fra flammen beregnes ved å benytte Stefan-Boltzmann- uttrykket som er gitt i ligning 3.27 under «Beregning av varmestråling» i delkapitel «3.2.4 Vindusbrudd». I denne oppgaven er emissiviteten til flammen satt til  $\varepsilon = 0,5$ , og flammemetemperaturen  $T$  settes til 873K (600 °C), dette gir varmestrålingen  $E = 16,5 \text{ kW/m}^2$ .

### C.2.1 Beregning av varmestråling i scenarioene uten vind

For scenarioene uten vind kan konfigurasjonsfaktoren i ligning 3.30 benyttes som en forenkling. Det antas da at flammen vil ha samme egenskaper som en varmestrålende flate som er parallel med fasaden. For de aktuelle scenarioene (Scenario 1- Scenario 9) antas det at avstanden  $r$  er lik balkongdybden, og at flammens bredde  $W_f$  er lik 2m i alle scenarioer.  $H_f$  for de ulike scenarioene settes lik flammehøyden ( $z$ ) presentert i «C.1.2 Utførte beregninger i oppgaven». I figur C.2 er beregningstabell med resultat av varmestrålingsberegningene fra OpenOffice Calc vist.

	H	W	r	X	Y	Konfigurasjonsfaktor	Strålingsenergi [kW/m <sup>2</sup> ]
Scenario 1	1,85	2	1	0,93	1,00	0,53449	8,82
Scenario 2	1,24	2	1,2	0,52	0,83	0,34022	5,61
Scenario 3	2,63	2	1,2	1,10	0,83	0,52586	8,68
Scenario 4	3,41	2	1,2	1,42	0,83	0,57074	9,42
Scenario 5	1,66	2	1,2	0,69	0,83	0,41664	6,87
Scenario 6	2,84	2	1,2	1,18	0,83	0,54065	8,92
Scenario 7	3,64	2	1,2	1,52	0,83	0,57970	9,57
Scenario 8	2,33	2	1,5	0,78	0,67	0,39185	6,47
Scenario 9	2,94	2	1,5	0,98	0,67	0,43958	7,25

Figur C.2: Beregningstabell med resultat for varmestråling fra OpenOffice Calc.

### C.2.2 Beregning av varmestråling i scenarioene med vind

For scenarioene med vind vil flammen bøye seg inn over flammeskjermen, og forenklingen om at flammen er en flate som er parallel med fasaden til å være svært urealistisk. I stede vil en situasjonen tilnærmet den som er illustrert i figur 3.15 være mer realistisk. Konfigurasjonsfaktoren i ligning 3.29 må da benyttes. Siden det ikke er utført tilstrekkelig med målinger i scenarioene for å fastsette faktorene som trengs i dette uttrykket er det valgt å ikke utføre beregninger av varmestråling for scenarioene med vind.





# Vedlegg D: FDS kode Simluering (scenario 1)

Scenario\_1.fds

Generated by PyroSim - Version 2015.1.0130

31.mai.2015 23:03:26

```
&HEAD CHID='Scenario_1'/
&TIME T_END=100.0/
&DUMP RENDER_FILE='Scenario_1.gel', DT_RESTART=300.0/

&MESH ID='2RU1', IJK=14,32,32, XB=0.0,1.4,4.8,8.0,3.2,6.4/
&MESH ID='U-BR2-1', IJK=32,48,32, XB=1.4,4.6,3.2,8.0,0.0,3.2/
&MESH ID='U-BR3', IJK=14,80,32, XB=4.6,6.0,0.0,8.0,0.0,3.2/
&MESH ID='U-BR1', IJK=14,80,32, XB=0.0,1.4,0.0,8.0,0.0,3.2/
&MESH ID='2RU2-1', IJK=32,32,32, XB=1.4,4.6,4.8,8.0,3.2,6.4/
&MESH ID='BR1', IJK=32,32,32, XB=1.4,4.6,0.0,3.2,0.0,3.2/
&MESH ID='1U', IJK=30,40,16, XB=0.0,6.0,8.0,16.0,0.0,3.2/
&MESH ID='2U', IJK=30,40,16, XB=0.0,6.0,8.0,16.0,3.2,6.4/
&MESH ID='2RU3', IJK=14,32,32, XB=4.6,6.0,4.8,8.0,3.2,6.4/

&REAC ID='POLYURETHANE_REAC',
      FYI='SFPE Handbook, GM27',
      FUEL='REAC_FUEL',
      C=1.0,
      H=1.7,
      O=0.3,
      N=0.08,
      CO_YIELD=0.042,
      SOOT_YIELD=0.198/

&DEVC ID='HRR- Balkong', QUANTITY='HRR', XB=2.0,4.0,5.2,8.0,3.2,6.4/
&DEVC ID='SOLID_temp1', QUANTITY='WALL TEMPERATURE', XYZ=3.0,5.2,4.25,
IOR=2/
&DEVC ID='SOLID_temp2', QUANTITY='WALL TEMPERATURE', XYZ=3.0,5.2,3.4,
IOR=2/
&DEVC ID='SOLID_temp3', QUANTITY='WALL TEMPERATURE', XYZ=3.0,5.2,5.1,
IOR=2/
&DEVC ID='SOLID_temp4', QUANTITY='WALL TEMPERATURE', XYZ=2.7,5.2,3.8,
IOR=2/
&DEVC ID='SOLID_temp5', QUANTITY='WALL TEMPERATURE', XYZ=3.3,5.2,3.8,
IOR=2/
&DEVC ID='SOLID_temp6', QUANTITY='WALL TEMPERATURE', XYZ=2.7,5.2,4.7,
IOR=2/
&DEVC ID='SOLID_temp7', QUANTITY='WALL TEMPERATURE', XYZ=3.3,5.2,4.7,
IOR=2/
&DEVC ID='GAS_temp1', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=3.0,6.5,3.2/
&DEVC ID='GAS_temp2', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=3.0,6.5,3.9/
&DEVC ID='GAS_temp3', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=3.0,6.5,4.6/
&DEVC ID='GAS_temp4', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=3.0,6.5,5.3/
```

```

&DEVC ID='GAS_temp5', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=3.0,6.5,6.0/
&DEVC ID='GAS_temp1-2', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=3.0,7.0,3.2/
&DEVC ID='GAS_temp2-2', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=3.0,7.0,3.9/
&DEVC ID='GAS_temp3-2', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=3.0,7.0,4.6/
&DEVC ID='GAS_temp4-2', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=3.0,7.0,5.3/
&DEVC ID='GAS_temp5-2', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=3.0,7.0,6.0/
&DEVC ID='GAS_temp1-3', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=3.0,7.5,3.2/
&DEVC ID='GAS_temp2-3', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=3.0,7.5,3.9/
&DEVC ID='GAS_temp3-3', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=3.0,7.5,4.6/
&DEVC ID='GAS_temp4-3', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=3.0,7.5,5.3/
&DEVC ID='GAS_temp5-3', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=3.0,7.5,6.0/

&MATL ID='Glass',
SPECIFIC_HEAT=0.84,
CONDUCTIVITY=0.96,
DENSITY=2500.0,
EMISSIVITY=0.93/

&SURF ID='ADIABATIC',
COLOR='GRAY 80',
ADIABATIC=.TRUE./
&SURF ID='DÃ_r2-1',
RGB=146,202,166,
BACKING='VOID',
MATL_ID(1,1)='Glass',
MATL_MASS_FRACTION(1,1)=1.0,
THICKNESS(1)=0.004/
&SURF ID='Burner',
COLOR='RED',
HRRPUA=2300.0/

&OBST XB=0.0,6.0,0.0,5.0,0.0,0.2, SURF_ID='ADIABATIC'/ GulvBR
&OBST XB=0.0,6.0,5.0,5.2,0.0,3.2, SURF_ID='ADIABATIC'/ Vegg
&OBST XB=0.0,2.5,5.0,5.2,3.2,6.4, SURF_ID='ADIABATIC'/ Vegg2-1
&OBST XB=2.5,3.5,5.0,5.2,5.3,6.4, SURF_ID='ADIABATIC'/ Vegg2-2
&OBST XB=3.5,6.0,5.0,5.2,3.2,6.4, SURF_ID='ADIABATIC'/ Vegg2-3
&OBST XB=0.0,6.0,0.0,5.0,2.8,3.2, SURF_ID='ADIABATIC'/ Etasjeskiller
&OBST XB=1.5,4.5,5.2,6.4,0.0,0.2, SURF_ID='ADIABATIC'/ balkongBR
&OBST XB=2.0,4.0,5.2,6.2,2.8,3.2, SURF_ID='ADIABATIC'/ balkong2
&OBST XB=2.5,3.5,5.0,5.2,3.2,5.3, SURF_ID='DÃ_r2-1'/ DÃ_r2

&HOLE XB=2.5,3.5,5.0,5.2,0.2,2.3/ DÃ_rBR

&VENT SURF_ID='Burner', XB=2.0,4.0,1.5,2.5,0.2,0.2/ Burner
&VENT SURF_ID='ADIABATIC', XB=0.0,6.0,5.2,16.0,0.0,0.0/ Grunn
&VENT SURF_ID='ADIABATIC', XB=0.0,6.0,0.0,0.0,0.0,3.2/ Bakvegg
&VENT SURF_ID='ADIABATIC', XB=6.0,6.0,0.0,5.2,0.0,3.2/ Venstre sidevegg
&VENT SURF_ID='ADIABATIC', XB=0.0,0.0,0.0,5.2,0.0,3.2/ HÃ_yre sidevegg
&VENT SURF_ID='OPEN', XB=6.0,6.0,5.2,16.0,0.0,6.4/ Ute venstre
&VENT SURF_ID='OPEN', XB=0.0,0.0,5.2,16.0,0.0,6.4/ Ute hÃ_yre
&VENT SURF_ID='OPEN', XB=0.0,6.0,16.0,16.0,0.0,6.4/ Ute vind
&VENT SURF_ID='OPEN', XB=0.0,6.0,5.2,16.0,6.4,6.4/ Ute himmel

&SLCF QUANTITY='TEMPERATURE', PBX=3.0/

&TAIL /

```