

# Varmelagring i neste generasjon vedovner

**Ørjan Antonsen**

Master i energi og miljø

Innlevert: juni 2013

Hovedveileder: Erling Næss, EPT

Medveileder: Kolbeinn Kristjánsson, EPT

Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet  
Institutt for energi- og prosesseteknikk



EPT-M-2013-10

**MASTEROPPGAVE**

for

Stud.techn. Ørjan Antonsen

Våren 2013

Varmelagring i neste generasjon vedovner

*Heat storage in next generation woodstoves***Bakgrunn og målsetting**

Institutt for energi- og prosesssteknikk er involvert innen forskning og utvikling av neste generasjons vedovner. Et av målene for slike vedovner er at de skal ha en vesentlig jevnere effektavgivelse enn dagens løsninger. Dette krever at det benyttes et varmelager sammen med ovnen. I dette prosjektet benyttes faseovergangsmaterialer (PCM, Phase Change Material) i varmelageret. Bruk av PCM stiller krav til metoden man velger for varmetransport mellom ovn og varmelager, da det ønskes hurtig overføring men uten overoppheting av PCM-materialet. Varmerør (heat pipes) er effektive varmeledere, og bruken av varmerør mellom ovn og varmelager har mange fordeler over enklere varmetransportmetoder; Varmerør har evnen til å fungere som termiske brytere, termiske dioder og evnen til å regulere varmetransporten for å hindre overoppheting.

Det er planlagt å konstruere en bygge et varmerør av typen 'Loop Heat Pipe' ved NTNU våren 2013. Et viktig element i denne konstruksjonen er veken for væsketransporten. Mange parametere som er viktige for vekens virkemåte påvirkes kraftig av produksjonsmetode. Det er derfor viktig å teste vekens egenskaper etter produksjonen.

I utformingen av selve varmerøret er det ennå en del løsningen som ikke er bestemt. For å få en hurtig varmelagring kreves lav termisk motstand mellom kondensatordelen av varmerøret og varmelageret, i tillegg må varmelageret ha en høy effektiv termisk konduktivitet. Dette krever en god integrasjon av varmerørkondensatoren og varmelageret, i tillegg til metoder som kan benyttes for å forbedre effektiv konduktivitet i faseovergangsmaterialer som i utgangspunktet ikke er gode varmeledere.

**Oppgaven bearbeides ut fra følgende punkter**

## Del 1: Vekestudie

- a. Et litteratursøk etter produksjons- og testmetoder av veker skal utføres.
- b. Veker anskaffet av instituttet skal testes og resultatene skal analyseres. Vekenes ytelseskarakteristikk skal finnes.

## Del 2: Kondensatorintegrasjon i varmelager

- a. Et litteratursøk etter løsninger for effektiv varmeoverføring til faseovergangsmaterialer og metoder for å forbedre varmedistribusjonen i faseovergangsmaterialer skal utføres.

- b. En kondensator for varmeoverføring til et varmelager med faseovergangsmateriale skal designes og testes numerisk med COMSOL Multiphysics. Kondensatoren skal designes for å kunne oppnå høy varmeeffekt uten å føre til lokal overoppheting av varmelageret.

Del 3: Det skal utarbeides forslag til videre arbeid

Senest 14 dager etter utlevering av oppgaven skal kandidaten levere/sende instituttet en detaljert fremdrift- og eventuelt forsøksplan for oppgaven til evaluering og eventuelt diskusjon med faglig ansvarlig/veiledere. Detaljer ved eventuell utførelse av dataprogrammer skal avtales nærmere i samråd med faglig ansvarlig.

Besvarelsen redigeres mest mulig som en forskningsrapport med et sammendrag både på norsk og engelsk, konklusjon, litteraturliste, innholdsfortegnelse etc. Ved utarbeidelsen av teksten skal kandidaten legge vekt på å gjøre teksten oversiktlig og velskrevet. Med henblikk på lesning av besvarelsen er det viktig at de nødvendige henvisninger for korresponderende steder i tekst, tabeller og figurer anføres på begge steder. Ved bedømmelsen legges det stor vekt på at resultatene er grundig bearbeidet, at de oppstilles tabellarisk og/eller grafisk på en oversiktlig måte, og at de er diskutert utførlig.

Alle benyttede kilder, også muntlige opplysninger, skal oppgis på fullstendig måte. For tidsskrifter og bøker oppgis forfatter, tittel, årgang, sidetall og eventuelt figurnummer.

Det forutsettes at kandidaten tar initiativ til og holder nødvendig kontakt med faglærer og veileder(e). Kandidaten skal rette seg etter de reglementer og retningslinjer som gjelder ved alle (andre) fagmiljøer som kandidaten har kontakt med gjennom sin utførelse av oppgaven, samt etter eventuelle pålegg fra Institutt for energi- og prosesssteknikk.

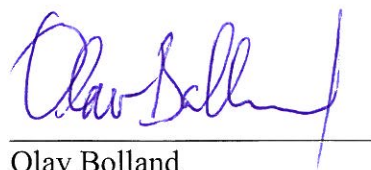
Risikovurdering av kandidatens arbeid skal gjennomføres i henhold til instituttets prosedyrer. Risikovurderingen skal dokumenteres og inngå som del av besvarelsen. Hendelser relatert til kandidatens arbeid med uheldig innvirkning på helse, miljø eller sikkerhet, skal dokumenteres og inngå som en del av besvarelsen. Hvis dokumentasjonen på risikovurderingen utgjør veldig mange sider, leveres den fulle versjonen elektronisk til veileder og et utdrag inkluderes i besvarelsen.

I henhold til "Utfyllende regler til studieforskriften for teknologistudiet/sivilingeniørstudiet" ved NTNU § 20, forbeholder instituttet seg retten til å benytte alle resultater og data til undervisnings- og forskningsformål, samt til fremtidige publikasjoner.

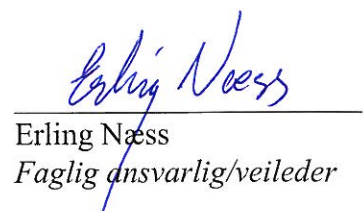
Besvarelsen leveres digitalt i DAIM. Et faglig sammendrag med oppgavens tittel, kandidatens navn, veileders navn, årstall, instituttnavn, og NTNUs logo og navn, leveres til instituttet som en separat pdf-fil. Etter avtale leveres besvarelse og evt. annet materiale til veileder i digitalt format.

- Arbeid i laboratorium (vannkraftlaboratoriet, strømnings teknisk, varmeteknisk)  
 Feltarbeid

NTNU, Institutt for energi- og prosesssteknikk, 14. januar 2013



Olav Bolland  
Instituttleder



Erling Næss  
Faglig ansvarlig/veileder

Medveileder: PhD-student Kolbeinn Kristjansson, NTNU

## Forord

Dette er en masteroppgave gjennomført ved Institutt for energi- og prosessteknikk ved NTNU. Arbeidet er utført med Erling Næss som hovedveileder og Kolbeinn Kristjansson som medveileder. Jeg vil takke dem begge for all hjelp og oppfølging. En takk rettes også til Geir Hansen som har vært behjelpelig i vekeforsøket som er utført.



Ørjan Antonsen, 10. juni 2013

## Sammendrag

Instituttet for energi- og prosesseteknikk er involvert innen forskning og utvikling av neste generasjons vedovner. Et av målene for slike vedovner er at de skal ha en vesentlig jevnere effektavgivelse enn dagens løsninger. Dette krever at det benyttes et varmelager sammen med ovnen.

I denne oppgaven er et varmelagersystem bestående av en fordamper og en kondensator undersøkt. Veken, en sentral komponent i fordamperen, og dens egenskaper preges i stor grad av produksjonsmetode. Ulike produksjons- og testmetoder av veker er derfor undersøkt, fortrinnsvis for å kunne teste en ny veke produsert av instituttet. Vekeproduksjonen av denne viste seg dessverre å være mislykket, og veketesten er derfor utført på en tidligere testet veke. Resultatene for vekens ytelseskarakteristikk er i størrelsesorden like for det nye og det gamle forsøket.

Varmelageret belager seg på prinsipper om latent varmelagring med faseovergangsmaterialer (Phase Change Material, PCM). En av utfordringene med slike materialer er at de i utgangspunktet ikke er gode varmeledere. Metoder for effektiv varmeoverføring til, og metoder for å forbedre varmedistribusjonen i, faseovergangsmaterialer er derfor undersøkt. Metallskum og metallfinner er fremhevet som to lovende alternativer.

Et forslag til en kondensatorgeometri er gitt. Konseptet er en rektangulær rørsatsvarmeveklser med varmelagring i faseovergangsmaterialet erytritol på mantelsiden, og varmeoverføring fra overopphetet damp på rørsiden. En todimensjonal modell av kondensatoren er testet numerisk med COMSOL Multiphysics® med det formålet om at varmelageret skal være i stand til å lagre en gitt energimengde, uten å overopphete i løpet av et oppvarmingsforløp på halvannen time. Simuleringene er utført både med konstant rørtemperatur og konstant effektavgivelse fra rørene. I tillegg er kondensatoren simulert både med og uten skum- og finnestruktur.

De numeriske beregningene må benyttes med forbehold, basert på antagelsene som er beskrevet i rapporten. Simuleringene viste likevel at bruk av skum er nødvendig for å oppnå ønsket lagret energiinnhold, og for å løse problemer med lokal overoppheting ved konstant effektavgivelse. Finners effekt på lagret energiinnhold og smeltrate er minimal, sammenliknet med metallskumets bidrag. En kombinasjon av de to viste seg heller ikke å være overtruffen. Det er foreslått at ulike metallskum i neste fase bør testes i laboratoriet sammen med erytritol for å fastslå faktiske verdier for maksimal konduktivitetsforbedring.

## Summary

The Department of Energy and Process Engineering is involved in research and development of the next generation woodstoves. One objective for the stoves is to have a more even power output than existing solutions, and a heat storage unit is thus required.

This report investigates a heat storage system consisting of an evaporator and a condenser. Properties of the wick, an important component in the evaporator, are very much decided upon the procedure of production. Different wick production and test methods are investigated mainly to find the properties of a new wick type produced by the Department. The wick production was unfortunately unsuccessful, and the wick test presented in this report applies to a formerly tested wick. The performance properties results for the wick, are somewhat equal in magnitude for the new and old experiment.

The heat storage unit relies on principles of latent heat storage with the use of phase change materials (PCM). One of the main challenges with these materials is that they are inefficient heat carriers. Methods for efficient heat transfer to, and methods to enhance heat distribution in, PCM is therefore investigated. Porous metal foams and solid metal fins are highlighted as two promising alternatives.

A suggestion for the condenser geometry is given. The concept is a shell and tube heat exchanger with latent heat storage in erythritol as PCM on the shell side, and heat transfer from super heated water vapor on the tube side. A two-dimensional model of the condenser is investigated numerically with COMSOL Multiphysics®. The objective for the simulations is that the storage system should be able to store a given amount of energy, without overheating, during a charging process of an hour and a half. Simulations are conducted with both constant pipe wall surface temperature and constant heat flux from the pipes. In addition the condenser is simulated with and without foam and fins.

The numerical calculations must be used with precaution, hence the assumptions explained in the report. The simulations still showed that the use of foam is necessary to achieve the desired amount of stored energy, and to overcome problems with local overheating during constant heat flux flow. The effect of fins on stored energy content and melting rate is minimal compared to the contributions of metal foam. A combination of the two did not turn out to be superior either. It is suggested that different metal foams, in the next phase, should be tested in the laboratory together with erythritol to determine concrete values for the conductivity enhancement achievable.

# Innhold

1	Innledning .....	1
1.1	Bakgrunn .....	1
1.2	Mål .....	2
1.3	Oppbygning av rapport .....	2
2	Varmelagersystem .....	3
2.1	Virkemåte .....	3
2.2	Varmerør .....	4
2.2.1	Varmerørteori .....	4
2.3	Vekekrav .....	6
3	Vekestudie .....	7
3.1	Veker .....	7
3.2	Produksjonsmetoder .....	8
3.2.1	Veving .....	8
3.2.2	Sintring .....	8
3.2.3	Dampavsetning .....	9
3.2.4	Kanaler .....	9
3.2.5	Filt og skum .....	9
3.3	Testmetoder .....	11
3.3.1	Permeabilitet .....	11
3.3.2	Effektiv radius .....	12
3.3.3	Rate-of-rise .....	13
3.3.4	Porøsitet .....	14
3.4	Vekeforsøk .....	15
3.4.1	Vekeproduksjonsbeskrivelse .....	15
3.4.2	Metodevalg .....	15
3.4.3	Testoppsett .....	16
3.4.4	Forsøksbeskrivelse .....	17
3.4.5	Måleresultater .....	17
3.4.6	Måleusikkerhet .....	18
3.4.7	Databehandling og beregninger .....	19
3.4.8	Resultater og diskusjon .....	21
3.4.9	Resultatsikkerhet .....	23
4	Varmelagring og faseovergangsmaterialer .....	25
4.1	Varmelagring .....	25
4.1.1	Følbar varmelagring .....	25
4.1.2	Latent varmelagring .....	26
4.2	Faseovergangsmaterialer .....	27
4.2.1	Klassifisering, typer og grupper .....	27
4.2.2	Krav til PCM for termisk energilagring .....	28
4.2.3	Vurdering av PCM for varmelager til vedovn .....	28
4.2.4	Erytritol .....	29
4.3	Varmeoverføring til faseovergangsmaterialer .....	30



4.4	Metoder for forbedring av varmedistribusjon i faseovergangsmaterialer .....	31
4.4.1	Skum .....	31
4.4.2	Partikler .....	33
4.4.3	Finner .....	34
4.5	Metoder for å unngå overoppheting av faseovergangsmaterialer .....	37
4.6	Numeriske beregninger av varmetransport i faseovergangsmaterialer .....	38
5	Kondensatorintegrasjon i varmelager .....	41
5.1	Varmelagerkonsept .....	41
5.1.1	Geometri og dimensjoner.....	41
5.1.2	Varmeoverføring til varmelager .....	42
5.1.3	Fyringssyklus.....	43
5.1.4	Energiinnhold .....	43
5.2	Numerisk modell.....	45
5.2.1	Modell og geometri.....	45
5.2.2	Grensebetingelser.....	46
5.2.3	Materialegenskaper .....	47
5.2.4	Skumstrukturer og $f$ -faktor.....	49
5.2.5	Finner .....	50
5.2.6	Nodenettverk og tidsskritt.....	51
5.2.7	Beregninger og databehandling .....	52
5.3	Numeriske beregninger .....	53
5.3.1	Konstant rørtemperatur .....	53
5.3.2	Konstant effektbelastning.....	56
5.3.3	Finner .....	61
5.4	Oppsummering og diskusjon av numeriske beregninger .....	63
6	Konklusjon og forslag til videre arbeid.....	65
6.1	Konklusjon .....	65
6.2	Forslag til videre arbeid .....	66
	Bibliografi.....	67
	Vedlegg A – Bildeserie av vekesintring .....	69
	Vedlegg B – Bilde av FM701-veke under rate-of-rise-forsøk .....	70
	Vedlegg C – Konduktivitetsfunksjon for erytritol .....	71
	Vedlegg D – Punktnettverk for smelteandelsberegninger.....	72
	Vedlegg E – Resultater fra simuleringer .....	73

## Figurer

Figur 2.1 Varmelagersystem.....	3
Figur 2.2 Thermosyphon og standard heat pipe [3]. .....	4
Figur 2.3 Krav til vekens ytelseskarakteristikk. ....	6
Figur 3.1 Eksempel på (a) vevet trådnett, (b) sintret og (c) kanalvekestruktur. ....	7
Figur 3.2 Permeabilitetsmåling ved trykkfalltest [7] .....	11
Figur 3.3 Bubble point-test [7]. ....	12
Figur 3.4 Rate-of-rise oppsett med (a) delvis lukket atmosfære, (b) åpen atmosfære og (c) åpen atmosfære med væskebeholder på vekt [10].....	14
Figur 3.5 Rate-of-rise testoppsett.....	16
Figur 3.6 Generelt masseforløp for rate-of-rise-forsøk. ....	18
Figur 3.7 Definisjon av nullpunkt. ....	19
Figur 3.8 Temperaturforløp med lineær og logaritmisk tilnærming. ....	20
Figur 3.9 Rate-of-rise masseforløp med og uten skålavdampning. ....	21
Figur 3.10 Rate-of-rise masseforløp for forsøk utført i 2013 og 2009. ....	22
Figur 3.11 Vekeegenskaper for FM701-veken. ....	22
Figur 4.1 Temperaturendring ved følbar (stiplet linje) og latent varmelagring med faseovergang. ....	26
Figur 4.2 Varmelager- og varmeoverføringsgeometrier: (a) Sirkulær med utvendig PCM.....	30
Figur 4.3 Aluminiumskum [24].....	32
Figur 4.4 Blandingsprosess for faseovergangskompositter [28]. ....	33
Figur 4.5 Smelteandel for (a) U-rør; (b) U-rør med parallelle finner; (c) U-rør med forskjøvede finner; og (d) W-rør etter $t = 300$ s ladning [32].....	35
Figur 4.6 Smelteandel for W-røret med synkende smeltetemperatur mot; (i) topp; (ii) bunn; (iii) høyre; og (iv) venstre etter $t = 300$ s ladning [32].....	36
Figur 4.7 Prinsippskisse av åpen og lukket bimetallisk dampbryter [33]. ....	37
Figur 4.8 Faseovergang som en (a) distinkt front og (b) kontinuerlig sjikt. ....	38
Figur 5.1 3D-geometrimodell av varmelager. ....	41
Figur 5.2 2D-modell av varmelager. ....	45
Figur 5.3 Grensebetingelser for numeriske beregninger.....	46
Figur 5.4 Varmekapasitet for erytritol definert som en funksjon av temperatur. ....	48
Figur 5.5 2D-simuleringsmodell og 3D-geometrimodell av varmelager med vertikale kryssfinner. ....	50
Figur 5.6 Maskenett for numeriske simuleringsmodell. ....	51
Figur 5.7 Smeltefront for ren erytritol med konstant rørtemperatur etter $t = 5400$ s. ....	53
Figur 5.8 Tidsforløp av smelteandel ved konstant rørtemperatur og med varierende $f$ -faktor. ....	54

Figur 5.9 Lagret energi ved konstant rørtemperatur og med varierende $f$ -faktor. ....	55
Figur 5.10 Smeltefront for ren erytritol med konstant effektbelastning etter $t = 5400$ s. ....	56
Figur 5.11 Overoppheting for ren erytritol med konstant effektbelastning etter $t = 5400$ s. ....	57
Figur 5.12 Overoppheting for ren erytritol med konstant effektbelastning etter $t = 840$ s. ....	58
Figur 5.13 Temperaturforløp langs rørvegger ved konstant effektbelastning og med varierende $f$ -faktor. ....	59
Figur 5.14 Lagret energi ved konstant effektbelastning og med varierende $f$ -faktor. ....	60
Figur 5.15 Smeltefront for $f = 4$ ved konstant rørtemperatur etter $t = 5400$ s uten og med finner. ....	61
Figur 5.16 Tidsforløp av smelteandel ved konstant rørtemperatur med finner og med varierende $f$ -faktor. ....	62

## Tabeller

Tabell 3.1 Størrelser og egenskaper for FM701-veken. ....	17
Tabell 3.2 Beregnede rater og verdier fra vekeforsøk. ....	19
Tabell 3.3 Ytelseskarakteristikk for FM701-veken. ....	21
Tabell 3.4 Feilkilder, usikkerhet, verdier og feilverdier for vekeforsøk. ....	23
Tabell 3.5 Relativ feil for vekeforsøk. ....	24
Tabell 4.1 Kriterier for valg av faseovergangsmateriale. ....	28
Tabell 4.2 Materialeegenskaper for erytritol. ....	29
Tabell 4.3 Tetthet for PCM og fyllmasse. Tilpasset fra [15, 28]. ....	33
Tabell 5.1 Dimensjoner og egenskaper for varmelager. ....	42
Tabell 5.2 Materialeegenskaper for beholder og erytritol brukt i simuleringsmodellen. ....	49
Tabell 5.3 Dimensjoner og egenskaper for finner og varmelager med finner. ....	50
Tabell 5.4 Databehandling av numeriske beregninger. ....	52
Tabell 5.5 Effektive konduktiviteter ved konstant rørtemperatur og varierende $f$ -faktor. ....	54
Tabell 5.6 Effektive konduktiviteter ved konstant effektbelastning og varierende $f$ -faktor. ....	58
Tabell 5.7 Smelteandel, lagret energi og effektiv konduktivitet ved konstant rørtemperatur etter $t = 5400$ s og med varierende $f$ -faktor uten og med finner. ....	62

## Nomenklatur

$A_w$	vekeareal (m)
$a_m$	smeltefraksjon
$b$	bredde (m)
$C_p$	varmekapasitet (kJ/kgK)
$\varepsilon$	porøsitet, emissivitet
$f$	Faktor
$g$	gravitasjonsakselerasjon (m/s <sup>2</sup> )
$h$	høyde (m), løftehøyde (m), varmeovergangstall (W/m <sup>2</sup> K)
$h_{sl}$	latent varme, smelteentalpi (kJ/kg)
$K$	permeabilitet (m <sup>2</sup> )
$k$	konduktivitet (W/mK)
$L$	lengde, effektiv lengde (m)
$m$	masse (kg)
$\dot{m}$	massestrøm (kg/s)
$\mu_x$	viskositet (kg/sm)
$\mu$	prefiks for mikro ( $\cdot 10^{-6}$ )
$\mathbf{n}$	normalvektor
$P, p$	trykk (Pa, atm)
$Q$	lagret varme (kJ), lagret energi (kWh)
$r_{eff}$	effektiv poreradius (m)
$\rho$	tetthet (kg/m <sup>3</sup> )
$\sigma_x$	overflatespenning (N/m)
$\sigma$	Stefan-Boltzman konstant ( $5,67 \cdot 10^{-8}$ )
$T$	temperatur (°C)
$T_i, T_0$	initialtemperatur (°C)
$T_f$	sluttemperatur (°C)
$T_{m1}, T_{m2}$	start-, sluttsmeltetemperatur (°C)
$T_s$	overflatetemperatur (°C)
$T_\infty$	omgivelsestemperatur (°C)
$t$	tykkelse (m), tid (s)
$U$	indre energi (kJ/kg)
$\mathbf{u}$	hastighetsvektor
$V$	volum (m <sup>3</sup> )
$X$	fasefrontposisjon (m)
$( )_l$	subskript for flytende, væskefase
$( )_m$	subskript for smeltende, overgangsfase
$( )_s$	subskript for fast stoff, solid fase

## Kapittel 1

### 1 Innledning

#### 1.1 Bakgrunn

Fyring i vedovn er noe som har lange tradisjoner i Norge. Boka “Hel ved” av Lars Mytting omhandler vedhogst, vedstabling og vedens plass i den norske folkesjela. I 2011 lå boka på toppen av bestselgerlisten i Norge med 150 000 solgte eksemplarer. Senest den 15. februar i år sendte NRK programmet “Nasjonal vedkveld” – en 12-timers direktesending om ved og vedfyring. Nærmere én million seere var innom i løpet av fredagskvelden [1]. Man kan med andre ord trygt si at vedfyring fortsatt har en sentral plass, selv i vårt moderne samfunn.

Dagens bolighus, med stort fokus på isolasjon og energieffektivisering, har ført til et lavere behov for oppvarming. De fleste vedovner som er i bruk i dag har for stor effekt i forhold til boligenes energibehov.

Instituttet for energi- og prosessteknikk er involvert innen forskning og utvikling av neste generasjons vedovner. Et av målene for slike vedovner er at de skal ha en vesentlig jevnere effektavgivelse enn dagens løsninger. Dette krever at det benyttes et varmelager sammen med ovnen. Termiske lagre for vedovner har tradisjonelt sett bestått av kleberstein eller keramikk. Man ønsker nå et mer kompakt og moderne alternativ.

I denne rapporten undersøkes et latent varmelager med faseovergangsmaterialer (PCM, Phase Change Material) som lagringsmedium. Varmen skal overføres fra ovn til lager ved hjelp av en varmerørsløsning.

### 1.2 Mål

En sentral del av varmerørsløningen er veken som sørger for væsketransport. Mange parametere som er viktig for vekens virkemåte påvirkes kraftig av produksjonsmetode. Ulike produksjons- og testmetoder av veker skal derfor undersøkes, i tillegg til at en veke anskaffet av instituttet skal testes.

Målet med denne oppgaven er videre å designe en kondensator for varmeoverføring til et varmelager med faseovergangsmateriale. Kondensatoren skal designes og testes numerisk med COMSOL Multiphysics®<sup>®</sup>, med det målet om å kunne oppnå en høy varmeeffekt, uten å føre til lokal overoppheting. Dette krever at metoder for å bedre varmedistribusjonen i faseovergangsmaterialer undersøkes og implementeres. Til slutt skal det utarbeides forslag til videre arbeid.

### 1.3 Oppbygning av rapport

Denne oppgavene er delt inn i seks kapitler. Kapittel 1 inneholder bakgrunn, mål og oppbygning av rapport. Kapittel 2 forklarer kort hele lagringssystemet som helhet og gjengir deler av prosjektoppgaven som hadde fokus på fordamperen. En viktig del av fordamperen er veken, og det er Kapittel 3 utført et eget vekestuede hvor det er funnet produksjons- og testmetoder for veker, samt utført en test for å fastslå en vebes ytelseskarakteristikk. Kapittel 4 flytter fokuset over på kondensatordelen av systemet og tar for seg varmelagring og faseovergangsmaterialer. Metoder for forbedring av varmedistribusjonen i faseovergangsmaterialer blir gitt, og videre implementert i Kapittel 5 som dreier seg om kondensatorintegrasjonen i varmelageret. Her forklares den numeriske modellen for den foreslåtte varmelagerløsningen, før resultater fra simuleringene presenteres og diskuteres. Kapittel 6 gir konklusjon og forslag til videre arbeid, mens vedleggene til slutt supplerer oppgaven med bilder fra vekestudiet, samt flere resultater fra de numeriske beregningene.

## Kapittel 2

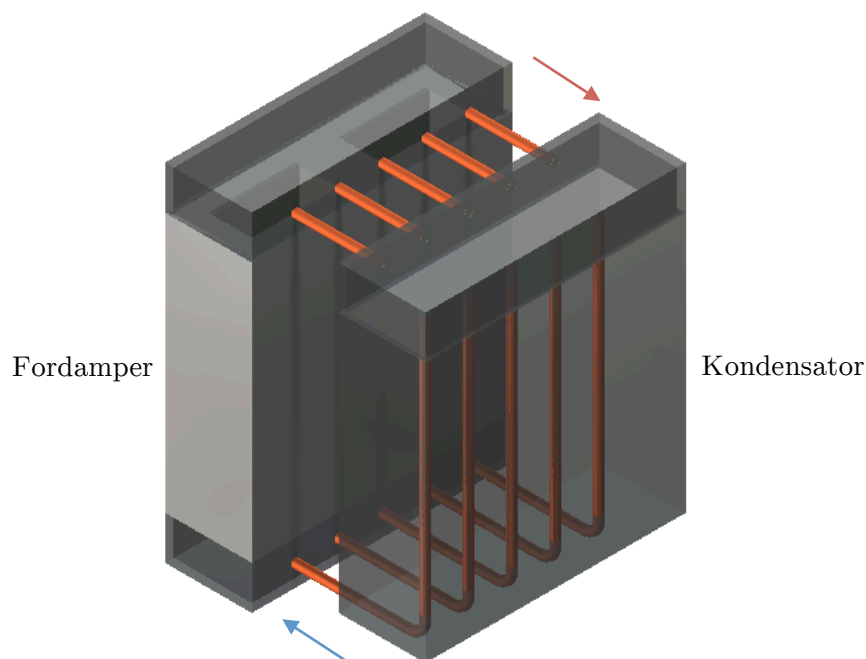
### 2 Varmelagersystem

Høsten 2012 ble det utført en prosjektoppgave ved instituttet der fordamperdelen av et varmerørbasert lagringssystem stod i fokus [2]. Arbeidsmedier og materialer, samt ulike varmerørtyper ble undersøkt. Vann ble konkludert som et aktuelt arbeidsmedium til bruk i et varmelagersystem for vedovner

Den foreslåtte varmelagerløsningen det jobbes videre med i denne oppgaven består av en fordamperdel med varmerør, og en kondensatordel i form av et varmelager fylt med faseovergangsmateriale (Phase Change Material, PCM).

#### 2.1 Virkemåte

Det er sett for seg at fordampenden av systemet skal festes på ovns baksida, med varmeoverføring i form av tradisjonell konduksjon, konveksjon og stråling. Fordampere skal inneholde en varmerørløsning med veke for sikring av væsketransport. Det fordampede arbeidsmediet skal så føres over i kondensatoren i form av et varmelager med PCM. I kondensatoren avgir dampen varme til PCM i lageret, kondenserer og føres tilbake til fordampere slik at hele prosessen kan gjentas.



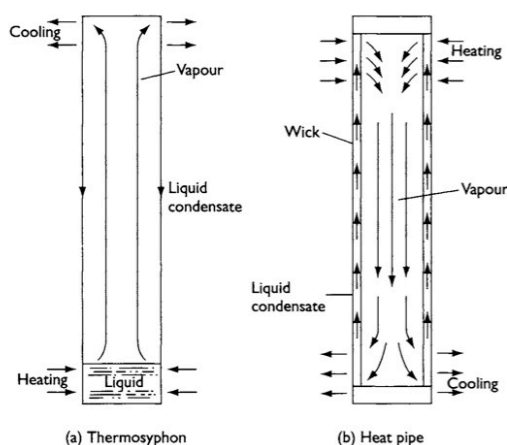
Figur 2.1 Varmelagersystem.

Fordamperdelen av systemet kan sies å være en ikke-sirkulær standard heat pipe. Sammen med kondensatoren, i form av varmelageret, utgjør en hele systemet forenklet loop heat pipe-variant.

### 2.2 Varmerør

Et varmerør (eng. heat pipe) fungerer kort fortalt på følgende måte: Et arbeidsmedium i væskefase plasseres i et rør, luften i røret evakueres og røret forsegles. Rørets fordampende varmes opp og fører til at væsken fordamper. Dampen beveger seg mot rørets kalde kondensatorende hvor den kondenserer. Kondensatet vender tilbake til den varme enden av røret ved hjelp av gravitasjon alene, eller assistert av en veke (eng. wick). Siden den latente fordampningsvarmen er stor, kan betydelige mengder med varme overføres med en relativt liten temperaturforskjell fra én ende til en annen [3].

Figur 2.2 viser virkemåten til et varmerør uten vekestruker, kalt thermosyphon (a), og til det som ofte kalles for en standard heat pipe, med vekestruktur (b).



Figur 2.2 Thermosyphon og standard heat pipe [3].

#### 2.2.1 Varmerørteori

Den viktigste forutsetningen for at en heat pipe skal kunne fungere er at det maksimale kapillærtrykket som veken er i stand til å skape,  $\Delta P_{c,max}$ , må være større enn totalt trykkfall i heat pipen. Dette trykkfallet består av tre deler.

- Væsketrykkfallet,  $\Delta P_l$ , som kreves for å returnere væsken fra kondensator til fordamper.
- Damptrykkfallet,  $\Delta P_v$ , som er nødvendig for å få dampen til å strømme fra fordamper til kondensator.
- Gravitasjonsrykkfallet,  $\Delta P_g$ , grunnet hydrostatisk trykkrefter. Dette kan være null, positivt eller negativt avhengig av rørposisjon og omgivelser.



For korrekt drift må Likning 2.1 være oppfylt.

$$\Delta P_{c,\max} \geq \Delta P_l + \Delta P_v + \Delta P_g \quad (2.1)$$

Dersom denne ulikheten ikke er tilfredsstillt, vil veken i fordamperenden tørrlegges og heat pipen vil ikke fungere.

For en gitt vekestruktur vil de kapillære trykkreftene være gitt av

$$\Delta P_c = \frac{2\sigma_l}{r_{eff}} \quad (2.2)$$

der  $\sigma_l$  er væskens overflatespenning og  $r_{eff}$  er vekens effektive poreradius. Liten poreradius medfører et høyt kapillærtrykk.

Væsketrykkfallet i en veke kan uttrykkes ved en variant av Darcys lov om strømning i porøse medier.

$$\Delta P_l = \frac{\mu_l L \dot{m}}{\rho_l K A_w} \quad (2.3)$$

der  $\mu_l$  er viskositet,  $L$  er karakteristisk vekelengde og  $\dot{m}$  er massestrømmen gjennom vekens strømningstversnitt gitt som  $A_w$ . Væsketettheten er  $\rho_l$ , og  $K$  er vekens permeabilitet.

For vertikale standard heat pipes og vekestrukturer uttrykkes gravitasjonstrykkfallet som

$$\Delta P_g = \rho_l g h \quad (2.4)$$

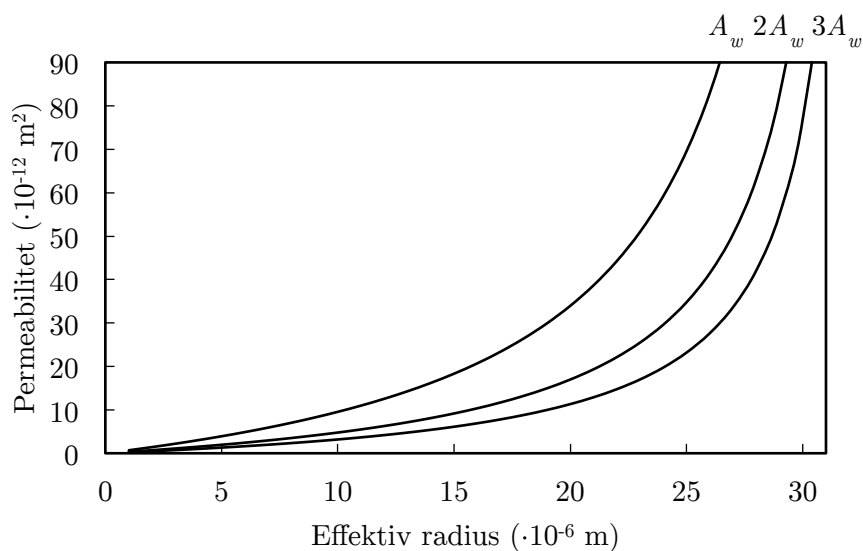
der  $g$  er gravitasjonskontanten og  $h$  er løftehøyden.

## 2.3 Vekekrav

Fra ulikheten og de tre trykkdifferansene gitt i Kapittel 1.2 kan en uttrykke permeabiliteten som en funksjon av effektiv radius.

$$K = \frac{\mu_l L \dot{m}}{\rho_l A_w \left( \frac{2\sigma_l}{r_{eff}} - \rho_l g h \right)} \quad (2.5)$$

I Figur 2.3 er Likning 2.5 plottet for lagringssystemets fordamper gitt i Kapittel 1.1. Det er ønskelig at veken skal være i stand til å oppnå en kapillær løftehøyde lik fordamperhøyde på 300 mm. Dette stiller særlig krav om en liten effektiv poreradius.



Figur 2.3 Krav til vekens ytelseskarakteristikk.

Linjene symboliserer henholdsvis en, to og tre ganger strømningsarealet  $A_w$ , og kravet til veken synker med økende areal. For at Likning 2.5 og ulikheten i Likning 2.1 skal være tilfredsstillt må kombinasjonen av permeabilitet og effektiv radius ligge på oversiden av kurvene.

## Kapittel 3

### 3 Vekestudie

#### 3.1 Veker

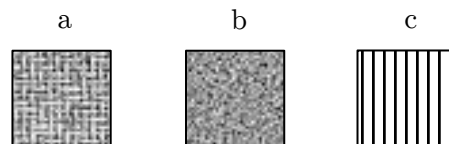
Vekens viktigste egenskap er selvsagt å lage et kapillærtrykk stort nok til å sørge for transport av væske fra kondensator til fordamper. I tillegg må den kunne klare å fordele væske rundt fordamperdelen av varmerøret hvor oppvarming kan forekomme.

Under følger en liste med noen av vekeegenskapene som kan være verdt å merke seg:

- Porestørrelse
- Permeabilitet
- Strømningsareal

Det ble vist i Kapittel 2.2.1 at maksimum kapillær trykkforskjell øker ved minkende porestørrelse. En annen ønskelig egenskap, permeabiliteten, øker ved økende porestørrelse. Strømningsarealet, bestemt av veketykkelsen, er også en egenskap som må optimaliseres. I tillegg til å øke varmetransportegenskapene ved å øke tykkelsen øker også den termiske motstanden [3].

Porestørrelse og permeabilitet blir i stor grad bestemt av veketype og produksjonsmetode.



**Figur 3.1** Eksempel på (a) vevet trådnett, (b) sintret og (c) kanalvekestruktur.

### 3.2 Produksjonsmetoder

#### 3.2.1 Veving

Den vanligste vekestrukturen er vevede (eng. mesh) og diagonalvevede (eng. twill) trådnett. Denne veketyper kan fremstilles i mange ulike materialer. Tråder av rustfritt stål, monel (kobber-nikkel-legering) eller kobber veves sammen og gir veker med svært små porestørrelser. Aluminium kan også benyttes, men på grunn av vanskeligheter ved produksjon og veving av tynne aluminiumstråder kan ikke de samme ønskede spesifikasjonene med små porestørrelser oppnås.

Uavhengig av veketype er det svært viktig at kontakten mellom veke og varmerørsvegg er god. Dette gjelder særlig for fordamperenden av varmerøret, da en ellers vil oppleve lokale varme soner (eng. hotspots) som vil kunne føre til tørrlegging. For trådnettveker av rustfritt stål kan en benytte seg av diffusjonsbinding for å sikre dette. Selve diffusjonsbindingsprosessen foregår i en vakuumnovn som holder en temperatur på 1150-1200°C [3].

#### 3.2.2 Sintring

En liknende struktur, som også har god veggkontakt er sintrede veker. Sintring vil si å binde sammen et stort antall partikler til et pakket metallpulver. Porestørrelsen kan tilpasses ved å velge pulver med en gitt størrelse, og sintrede veker oppnår ofte svært små poreradier. Pulveret, som normalt er kuleformet, legges i en form og sintres direkte. Dersom en i tillegg benytter ett bindemiddel kan pulveret også komprimeres for å oppnå enda mindre porestørrelser. Sintring foregår som regel 100-200°C under smeltepunktet til materialet som skal sintres.

For sirkulære varmerør sintres pulver normalt direkte til rørveggen. På denne måten sikres god kontakt mellom veke og rørvegg, samtidig som konstruksjonen blir sterkere. Damprommet i midten av varmerøret kan lages ved å benytte en midlertidig mantel. Pulveret plasseres da i mellomrommet mellom mantel og rørvegg. Når sintreprosessen er utført fjernes mantelen. Ved bruk av kobberpulver brukes mantler i rustfritt stål, da kobberet ikke vil binde seg til stålet og mantelen lett kan fjernes etter endt sintring.

En inert fyllmasse, ofte plastmateriale, kan også inkluderes sammen med metallpulveret før sintring. Fyllmassen er som metallpulveret sfærisk, men har en mye større poreradius. Det mindre metallpulveret vil uniformt dekke overflaten av fyllmassepulveret. Ved oppvarming vil fyllmassen fordampe og diffundere ut av kobberstrukturen. Resultatet er en veke med en mye høyere porøsitet.

Ved sintring av kobberpulver anvendes ofte hydrogengass for varmeprosessen. Hydrogen fjerner noe av oksidfilmen som dekker kobberet og hindrer sintringen.

Det er tydelig at mulighetene ved denne type vekeproduksjon er mange. Porøsitet, poreradius og volumstrøm kan optimeres ved riktig valg av metallpulverets og fyllmassens størrelse og blandingsforhold, samt av prosessens trykk- og temperaturspesifikasjoner [3].

### 3.2.3 Dampavsetning

Sintring er ikke den eneste metoden som skaper et porøst vekelag med god veggkontakt. Forskjellige dampavsetningsmetoder gjør også dette. Disse omtales som dampbekledning, galvanisk utfelling, flammespraying og dampplatelegging. Sistnevnte utføres ved at den indre delen av varmerørveggen sprayeres av et wolframslag ved å reagere wolframheksafluoriddamp med hydrogen. Porøsiteten av laget bestemmes av overflatetemperaturen, dysebevegelsen og avstanden mellom dyse og overflate som skal dekkes [3].

### 3.2.4 Kanaler

Den enkleste måten å fremstille veker med kanaler (eng. grooves) i lengderetningen er ved metallekstrudering [3]. Prosessen utføres ved at materialet som skal ekstruderes varmes opp før det presses gjennom en dyse ved hjelp av et stempel. Ut på den andre siden av dysen kommer det ekstruderte produktet ut med ønsket geometri. Aluminium er et metall det er lett og rimelig å ekstrudere, og det er i så måte et ypperlige materiale for denne typen vekestruktur.

### 3.2.5 Filt og skum

Flere selskaper produserer nå kommersielle metalliske og keramiske filt- og skumstrukturer som kan brukes som veker i varmerør. Disse veketyperne er særlig aktuelle i varmerør som krever et ikke-sirkulært tverrsnitt.

Skum er tilgjengelig i mange metalltyper og leveres i blokk- eller rørform med en rekke forskjellige porestørrelser og spesifikasjoner. Metallisk filt blir normalt produsert i plater og er mye mer elastisk enn skum [3]. Egenskapene til metallskum og andre cellulære metallstrukturer avhenger av metallegenskaper, relativ tetthet og celletopologi. I følge M.Ashby [4] blir metallskum fremstilt på en av totalt ni metoder. Disse er kort gjengitt i listen på neste side. Metaller som har blitt til skum av en gitt prosess, eller en variant av prosessen, er indikert i kursiv etter metodebeskrivelsen.

1. Bobling av gass gjennom smeltet Al-SiC eller Al-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-legering. *Aluminium og magnesium.*
2. Banding av skummingsmiddel (typisk TiH<sub>2</sub>) inn i en smeltet legering (typisk aluminiumslegering) med trykkkontrollert avkjøling. *Aluminium.*
3. Hefting av et metallpulver (normalt Al) og et partikulært skummingsmiddel (igjen TiH<sub>2</sub>), etterfulgt av oppvarming til en bløt konsistens hvor skummingsmiddelet avgir hydrogen og utvider materialet. *Aluminium, sink, jern, bly og sølv.*
4. Produksjon av en keramisk form av voks eller polymerskum, etterfulgt av fordamping av formen og trykkinfiltrering med et smeltet metall, eller en metallpulverpasta, som så sintres. *Aluminium, magnesium, nikkel-krom-legering, rustfritt stål og kobber.*
5. Dampfaseavsetning eller galvanisk utfelling av et metall på en polymerskumform som siden fordampes slik at celleveggene får hule kjerner. *Nikkel og titan.*
6. Fangning av høytrykks inertgassbobler i porer ved varm, isostatisk kompresjon, etterfulgt av ekspansjon av gassen ved høyere temperatur. *Titan.*
7. Sintring av hule kuler, laget ved en modifisert pulveriseringsprosess, eller av metalloksid- eller -hydridkuler, etterfulgt av reduksjon, dehydrering eller dampavsetning av metall på polymerkuler. *Nikkel, kobolt og nikkel-krom-legeringer.*
8. Sammenpressing av metallpulver og et utvaskbart pulver (for eksempel salt), eller ved trykkinfiltrering av et flytende metall i en seng av salt, etterfulgt av utskylning av saltet for å stå igjen med et metallskumskjelett. *Aluminium.*
9. Oppløsning av gass (typisk hydrogen) i et flytende metall under trykk, ved å sørge for at gassen blir frigjort på en kontrollert måte under stadig størkning. *Kobber, nikkel og aluminium.*

Av metodene beskrevet er kun de fem første brukt til kommersiell produksjon, og for vekeproduksjon er det kun de skummene med porestørrelse i mikrometerskala som er aktuelle. Metode 5 og 7 produserer skum med porestørrelser ned mot 100 µm, mens metode 6 og 8 kan komme helt ned i 10 µm. De to sistnevne benytter seg utelukkende av metallpulver, i likhet med alle sintrede veketyper.

Skumveker kan komprimeres for å endre spesifikasjonene. Instituttet har blant annet gjennomført flere vellykkede nikkelskumkompresjoner ved hjelp av et valesystem [5].

### 3.3 Testmetoder

Ved testing av vekers ytelseskarakteristikk er de kapillære egenskapene det viktigste å bestemme. Data for permeabilitet ( $K$ ) og effektiv poreradius ( $r_{eff}$ ) sier noe om den kapillære grensen for et varmerør siden forholdet mellom de ( $K/r_{eff}$ ) er et mål på vekens pumpekapasitet [6].

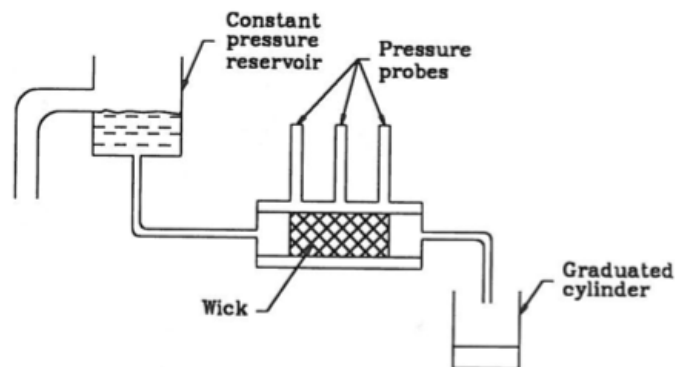
Det finnes en rekke testmetoder for å bestemme disse parameterne.

#### 3.3.1 Permeabilitet

Permeabilitet er et mål på hvor stort trykkfall man får ved en gitt strømming gjennom et porøst materiale. En trykkfall- eller 'tvungen strøm'-test går ut på å tvinge en væskestrøm gjennom et porøst materiale. Det er viktig at veken klemmes fast slik at væsken kun flyter gjennom, og ikke rundt, det porøse materialet. Ved å måle trykkforskjellen over prøven kan man fastslå materialets permeabilitet ved hjelp av Darcys lov [7], gitt som

$$K = \frac{\mu_l \dot{m}_l L}{A_w \rho_l \Delta P_l} \quad (3.1)$$

Dette uttrykket er en omskrivning av Likning 2.3 fra Kapittel 2.2.1.



Figur 3.2 Permeabilitetsmåling ved trykkfalltest [7]

### 3.3.2 Effektiv radius

En svært enkel måte å finne ut den effektive radiusen på, er ved en løftehøydetest. Man senker enden av veken ned i et væskebad og måler så den maksimale løftehøyden (eng. risen meniscus) visuelt. Ved hjelp av Likning 3.2 og kjente fluidegenskaper kan man da enkelt regne ut effektiv poreradius [7]:

$$r_{eff} = \frac{2\sigma}{\rho_l gh} \quad (3.2)$$

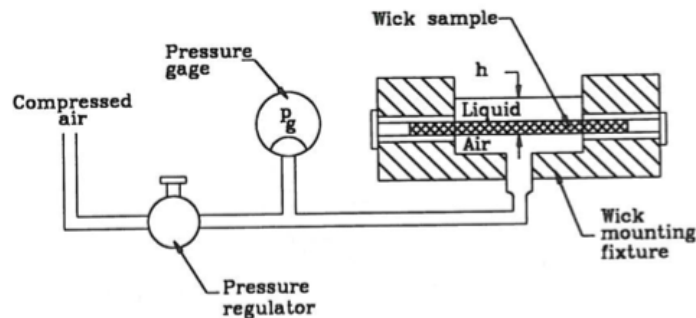
der  $h$  er den observerte løftehøyden.

Testmetoden gir relativt stor usikkerhet da det kan være vanskelig å identifisere den faktiske løftehøyden visuelt.

En ‘bubble point’-test gir et mer nøyaktig mål for den effektive poreradiusen. Testen utføres ved at veken senkes i et fluid med kjente egenskaper. Deretter settes det på en trykkreferanse over veken ved hjelp av en gass. Ved en gitt trykkdifferanse vil det oppstå strømning i veken, og det dannes gassbobler i den fuktete enden av veken. Den effektive poreradiusen kan da regnes ut fra Young-Laplace-likningen[7]:

$$\Delta P_c = \frac{2\sigma}{r_{eff}} \quad (3.3)$$

som er det samme uttrykket som Likning 2.2.



Figur 3.3 Bubble point-test [7].



### 3.3.3 Rate-of-rise

En metode i stand til å hente ut informasjon om både permeabilitet og effektiv radius samtidig, er et såkalt rate-of-rise-forsøk. Ved å benytte seg av transient strømning kan man logge enten løftehøyde, eller oppsugd masse, i veken som en funksjon av tid.

For transient strømning i porøse medier gjelder fire parametere: treghet, tyngdekraft, viskositet og fordampning. Det kan generelt antas at treghetseffektene kan ignoreres sammenliknet med de andre parameterne. Dersom en i tillegg neglisjerer fordampningen kan trykklansen matematisk uttrykkes som [8]:

$$\Delta P_c = \Delta P_g - \Delta P_l \quad (3.4)$$

$$\frac{2\sigma}{r_{eff}} = -\rho gh - \frac{\mu\varepsilon}{K} h \frac{dh}{dt} \quad (3.5)$$

$$\frac{2\sigma}{r_{eff}} = -\frac{gm}{\varepsilon A_w} - \frac{\mu}{K\varepsilon(\rho A_w)^2} m \frac{dm}{dt} \quad (3.6)$$

der man kan gjenkjenne trykkdifferansene fra Kapittel 2.2.1. Likning 3.5 gjelder for målt løftehøyde  $h$ , og Likning 3.6 for målt masse  $m$  per tidsenhet. Porøsiteten er betegnet som  $\varepsilon$ .

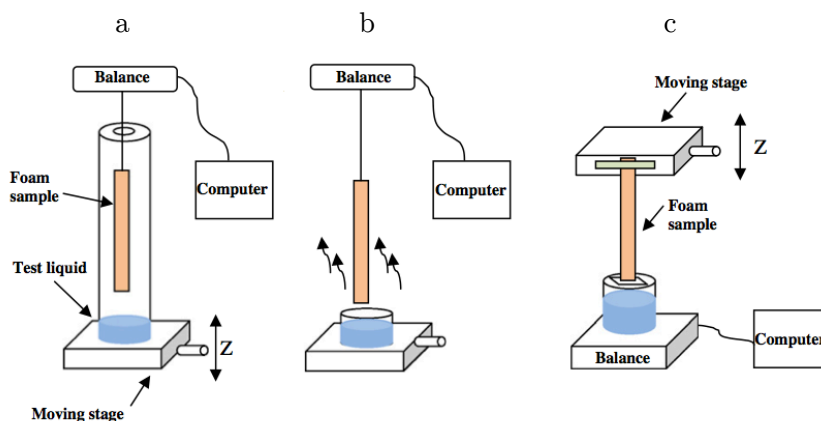
Ved integrasjon av likningene for en kjent verdi av høyde eller masse, og antagelse om at det kun er disse som endres med tiden får man:

$$-\left[ \frac{2\sigma}{r_{eff}} \ln\left(1 - \frac{\rho gr_{eff}}{2\sigma} h\right) + \rho gh \right] = -\left[ \frac{2\sigma}{r_{eff}} \ln\left(1 - \frac{\rho gr_{eff}}{2\sigma A_w \varepsilon} m\right) + \frac{g}{A_w} m \right] = \frac{K \rho^2 g^2}{\varepsilon \mu} t \quad (3.7)$$

Fra dette kan man videre løse ut et uttrykk for tid [9]:

$$t = -\frac{\varepsilon \mu \left[ \frac{2\sigma}{r_{eff}} \ln\left(1 - \frac{\rho gr_{eff}}{2\sigma} h\right) + \rho gh \right]}{K \rho^2 g^2} = -\frac{\varepsilon \mu \left[ \frac{2\sigma}{r_{eff}} \ln\left(1 - \frac{\rho gr_{eff}}{2\sigma A_w \varepsilon} m\right) + \frac{g}{A_w} m \right]}{K \rho^2 g^2} \quad (3.8)$$

Forsøket utføres i praksis ved at en lar veken suge opp væske, samtidig som enten væskehøyde eller oppsugd masse logges som en funksjon av tid. Deretter kombineres en målt masseverdi med et spekter av sannsynlige permeabiliteter og effektive radier. Den beregnede tidsverdien sammenliknes med den målte tidsverdien (Likning 3.8) og avviket noteres. Dette gjøres for alle verdiene av logget masse. Det parret av permeabilitet og effektiv radius med minst summert feil gir et godt estimat på vekens faktiske permeabilitet og effektive radius [8, 9].



**Figur 3.4** Rate-of-rise oppsett med (a) delvis lukket atmosfære, (b) åpen atmosfære og (c) åpen atmosfære med væskebeholder på vekt [10].

### 3.3.4 Porøsitet

Rate-of-rise-metoden med vektmåling krever kunnskap om vekens porøsitet,  $\epsilon$ . Porøsitet kan måles på mange måter, men det er her valgt å fremheve den internasjonale standarden ISO 5017. Metoden belager seg på tre forskjellige målinger av vekens masse. Tørr vekt i vanlig atmosfære, våt vekt der veken er mettet av en væske med kjente egenskaper, og oppdrift der veken senkes i et væskebad. Dersom målingene utføres i henhold til ISO-reglementet kan porøsiteten beregnes med en nøyaktighet på  $\pm 1\%$  ved hjelp av Likning 3.9 [9].

$$\epsilon = \frac{m_{våt} - m_{tørr}}{m_{våt} - m_{oppdrift}} \quad (3.9)$$

## 3.4 Vekeforsøk

### 3.4.1 Vekeproduksjonsbeskrivelse

I forkant av veketestingen ble det ved instituttet gjort et forsøk på å sintre en kobberveke som kunne testes. Produksjonsmetoden er kort beskrevet i Kapittel 3.2.2, men under følger en mer detaljert produksjonsbeskrivelse gjengitt fra forsøkets risikovurderingsrapport:

Sfærisk 99,9% rent kobberpulver med partikkelstørrelser mellom 44 og 150  $\mu\text{m}$ , legges i en form og forsintres på 850°C i en halv time. Sintringen utføres under en inert atmosfære ( $\text{N}_2$ ). Etter forsintringen kjøles systemet ned og formen fjernes, før en ny sintring på 850°C med varighet på en halv time startes. Denne sintringen gjøres med en reduserende atmosfære (5% $\text{H}_2$  og 95%  $\text{N}_2$ ). All sintringen gjøres i sintringskammeret, som skal være i en inert atmosfære for å unngå oksidering [11].

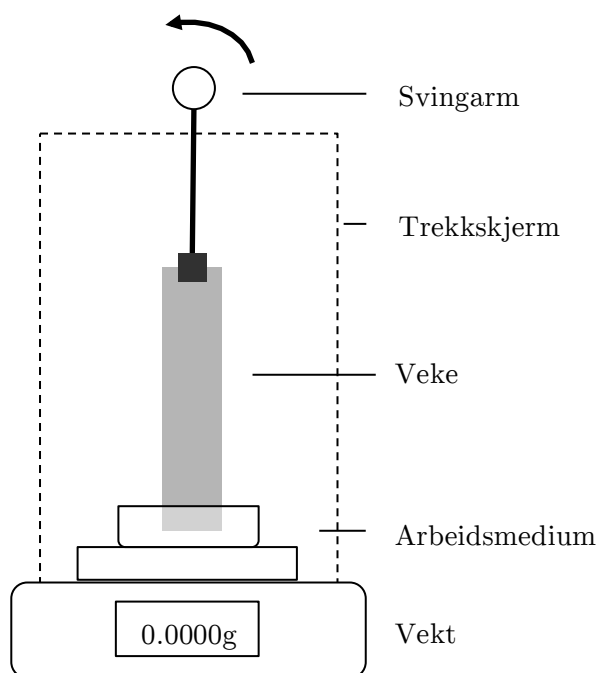
Det viste seg å være vanskelig å få løs veken etter første sintring. Veken måtte bankes ut av formen, noe som førte til at kobberplaten den var festet til bøyde seg. Ved et forsøk på å bøye veken tilbake før andre sintring, sviktet strukturen og veken knakk. En bildeserie av prosessen er gitt i Vedlegg A. Høyden av gjenværende veke viste seg å være for liten, så vekeforsøk er derfor utført på en filtveke i rustfritt stål anskaffet av instituttet.

### 3.4.2 Metodevalg

Ved valg av testmetode ble det tidlig klart at rate-of-rise-metoden, beskrevet i Kapittel 3.2.2, skulle benyttes. Det er tidligere gjort liknende forsøk ved instituttet. Samme fremgangsmåte, testoppsett og MATLAB-script er blitt benyttet i denne oppgaven [9].

### 3.4.3 Testoppsett

Figur 3.5 viser en skisse av testoppsettet for rate-of-rise-forsøket som ble utført. Veken senkes ned i en skål med væske og vekten logger masseforandringen i form av oppsugd masse i veken. Vekten er koblet opp mot en PC og konfigureres i dataprogrammet Labview slik at tid, vekt og temperatur kan logges. Et masse-tid-datapunkt blir i snitt registrert hvert 1100. ms. Labview lagrer dataene i en tekstfil som senere blir manipulert i Excel, før verdiene mates inn i et MATLAB-script som beregner permeabilitet og effektiv poreradius. For å unngå vektforstyrrelser måles temperatur kun før og etter utført vekenedsenkning.



**Figur 3.5** Rate-of-rise testoppsett.

### 3.4.4 Forsøksbeskrivelse

Før logging ble skål og instrumenter vasket rene med destillert vann, aceton og isopropanol for å minske forurensningsgraden. Veken ble festet til svingarmen og høydejustert slik at den var sikret å fukte ved endelig nedsenkning.

Logging ble startet like før skålen ble plassert på vekten, og skålen ble fylt med væske, som her var valgt til heptan grunnet gode fuktingsegenskaper. Da skålen var fylt med heptan, ble temperaturen målt før trekkskjermen ble trukket for og det ble viet tid til registrering av fordampning fra skålen. Etter fordampningslogging ble veken raskt, men forsiktig, senket ned i væsken. Løfthøyde ble observert og tidspunkter notert. Da maksimal løfthøyde ble oppnådd, ble det viet tid til logging av avdampning fra skål og mettete veke. Loggingen ble avsluttet etter at trekkskjermen ble tatt vekk, veken fjernet og temperaturen målt.

### 3.4.5 Måleresultater

Veken anskaffet av instituttet var en filtveke i rustfritt stål produsert av Technetics under produktnavnet FM701. De målte størrelsene av veken er gitt i Tabell 3.1. Veken var noe deformert på høyre kant, og avstanden fra bunnen til hakket er notert i tabellen som skadehøyde. Et bilde av veken tatt under forsøket er gitt i Vedlegg B.

Tabell 3.1 Størrelser og egenskaper for FM701-veken

Egenskap	Verdi	Enhet
Høyde	100,38	mm
Skadehøyde	40,52	mm
Bredde <sup>1</sup>	25,30	mm
Tykkelse <sup>2</sup>	0,85	mm
Areal <sup>3</sup>	$2,1505 \cdot 10^{-5}$	m <sup>2</sup>
Vekt	3,663	g
Porøsitet <sup>3,4</sup>	77,5	%

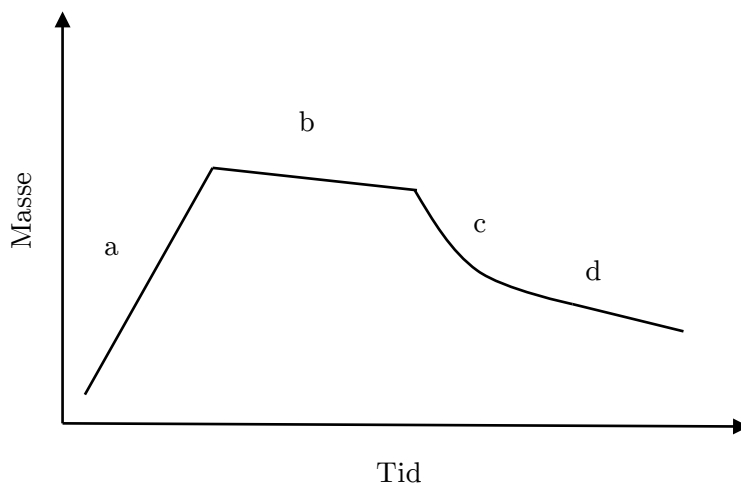
<sup>1</sup> Da veken ble levert til instituttet kan bredde ha vært  $1'' = 25,4$  mm.

<sup>2</sup> Tykkelsen er i databladet [12] for veken oppgitt som  $3/4'' = 0,8128$  mm.

<sup>3</sup> Verdi benyttes i MATLAB-script

<sup>4</sup> Porøsiteten er hentet fra datablad [12] og ikke målt separat.

Måleresultatene fra rate-of-rise-forsøket fulgte den generelle kurven vist i Figur 3.6.



**Figur 3.6** Generelt masseforløp for rate-of-rise-forsøk.

Den første vektøktingen (a) oppstår når heptan fylles i skålen. Deretter følger en lineær vektreduksjon grunnet avdamping fra skålen (b). I den neste fasen (c) senkes veken i væsken og man får en vektreduksjon på grunn av oppsugingen i veken. Når veken er mettet med væske får man igjen en lineær vektreduksjon (d) fra både skål- og mettet veke-avdampning.

### 3.4.6 Måleusikkerhet

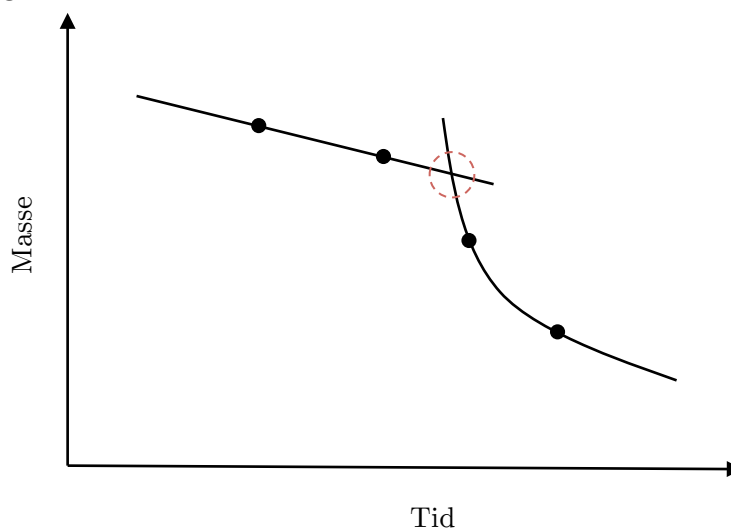
Vekestørrelser ble målt med en digital skyvelære av typen Mitutoyo CD-15CP. Dette skyvelæret har en usikkerhet på  $\pm 0,02$  mm [13]. Det skal legges til at veken som ble testet var noe bulket og deformert, slik at måling av for eksempel fysisk tykkelse muligens ikke tilsvarte faktisk strømingstykkelse som var oppgitt i vekens datablad. Temperatur ble målt med et termoelement, type K, og dette termoelementet har vanligvis en usikkerhet på  $\pm 1,7^{\circ}\text{C}$  [9]. Vekten, en Mettler AT261 DeltaRange, har en usikkerhet på  $\pm 0.03$  mg [14].

Når det gjelder det virtuelle instrumentet Labview, og usikkerheten i massemålinger er det antatt at det vil være en feil på omtrent 100 ms per masseverdi. For tidsverdiene forventes svært god nøyaktighet, da disse genereres av en innebygde funksjon i Labview [9].

En usikkerhetsanalyse av resultatene gis i Kapittel 3.4.9.

### 3.4.7 Databehandling og beregninger

Microsoft Excel 2011 er blitt til å behandle og bearbeide loggdata. Det er viktig å definere et nullpunkt for målingen. Dette er tidspunktet da veke settes ned i væsken, og dette punktet kan ofte havne mellom to målepunkter, som vist i Figur 3.7.



Figur 3.7 Definisjon av nullpunkt.

For gjeldene forsøk falt det faktiske nullpunktet svært nært et målepunkt, og forskjellen mellom et nytt beregnet nullpunkt og faktisk nullpunkt var minimal. Det er derfor valgt å bruke det faste målepunktet, som gir et nullpunktet som inntreffer ved 741,078 sekunder.

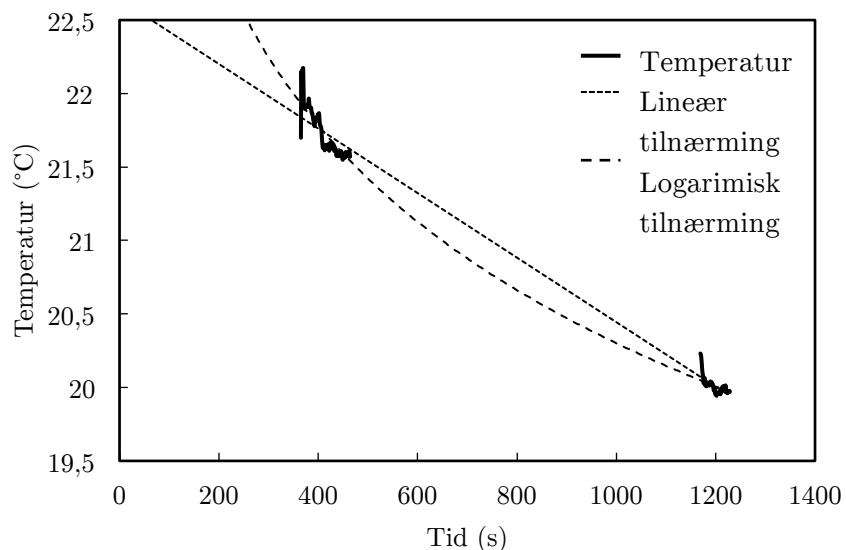
Den innebygde SLOPE-funksjonen i Excel er benyttet til å kalkulere avdampningsrater samt temperaturforløp. Tabell 3.2 gir en oversikt over alle beregnede rater og verdier.

Tabell 3.2 Beregnede rater og verdier fra vekeforsøk.

Egenskap	Verdi	Enhet
Nullpunkt	741,078	s
Avdamping fra skål	$1,5643 \cdot 10^{-6}$	kg/s
Avdamping fra skål og mettete veke	$3,7013 \cdot 10^{-6}$	kg/s
Avdamping fra veke	$2,1378 \cdot 10^{-6}$	kg/s
Avdamping fra veke pr. meter vekehøyde <sup>1</sup>	$2,1297 \cdot 10^{-5}$	kg/sm
Temperaturrate før	$-4,665 \cdot 10^{-3}$	°C/s
Temperaturrate etter	$-2,229 \cdot 10^{-3}$	°C/s
Temperatur ved nullpunkt (logaritmisk tilnærming) <sup>1</sup>	20,778	°C

<sup>1</sup> Verdi benyttes i MATLAB-script.

Temperaturmålingene er utført før vekenedsenkning (del (b) Figur 3.6) og etter at veken er fjernet fra væsken. For å kunne fastslå heptantemperaturen ved nullpunktet er det blitt benyttet grafisk tilnærming slik Figur 3.8 viser.

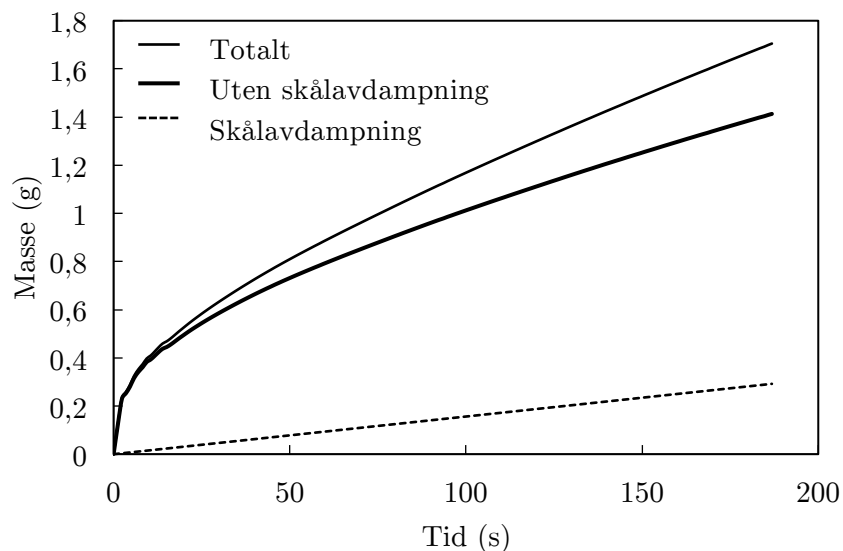


**Figur 3.8** Temperaturforløp med lineær og logaritmisk tilnærming.

Logaritmisk tilnærming ga best resultat i forhold til temperaturratene (se Tabell 3.2).

Etter at rater er beregnet og nullpunkt er definert, manipuleres massedatene for vekenedsenkningen slik at de gir positive verdier, og forteller om vekens rate-of-rise. Resultatet er en tid-masse-kurve med logaritmisk form, og denne korrigeres for lineær avdampning fra skålen. Alle kurver er gitt av Figur 3.9, der den midterste kurven gjelder for verdiene som benyttes i MATLAB-scriptet.





Figur 3.9 Rate-of-rise masseforløp med og uten skålavdampning.

Væskefronten nådde skadehøyde etter 16 sekunder, venstre topp ved 167 sekunder og maksimal løftehøyde etter 186 sekunder.

### 3.4.8 Resultater og diskusjon

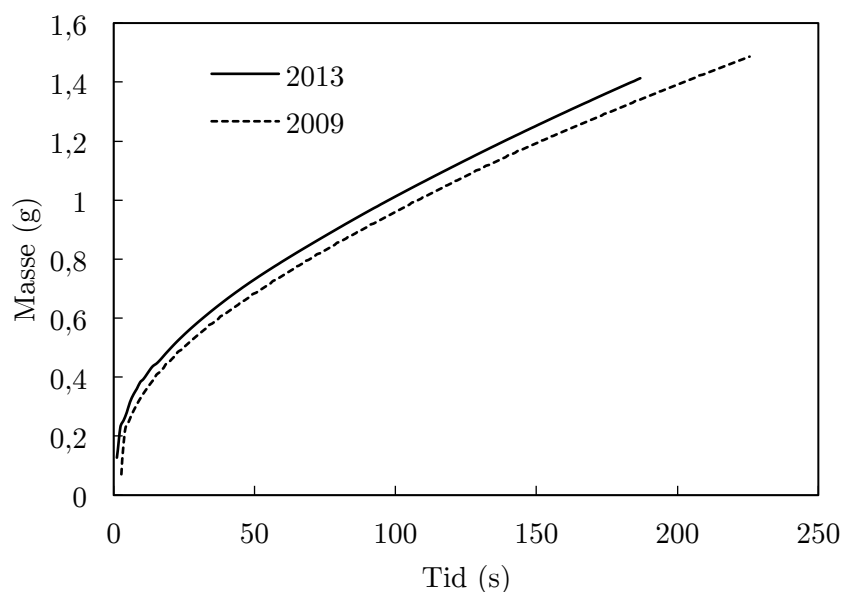
Et tilsvarende forsøk på den samme FM701-veken ble utført ved instituttet i 2009. Tabell 3.3 viser ytelseskarakteristikkresultatene MATLAB-scriptet ga for begge årene.

Tabell 3.3 Ytelseskarakteristikk for FM701-veken.

Veketest	Permeabilitet $K$ ( $\cdot 10^{-12} \text{ m}^2$ )	Effektiv poreradius $r_{eff}$ ( $\cdot 10^{-6} \text{ m}$ )
FM701 (2013)	11,12	30,46
FM701 (2009) <sup>1</sup>	11,50	31,50

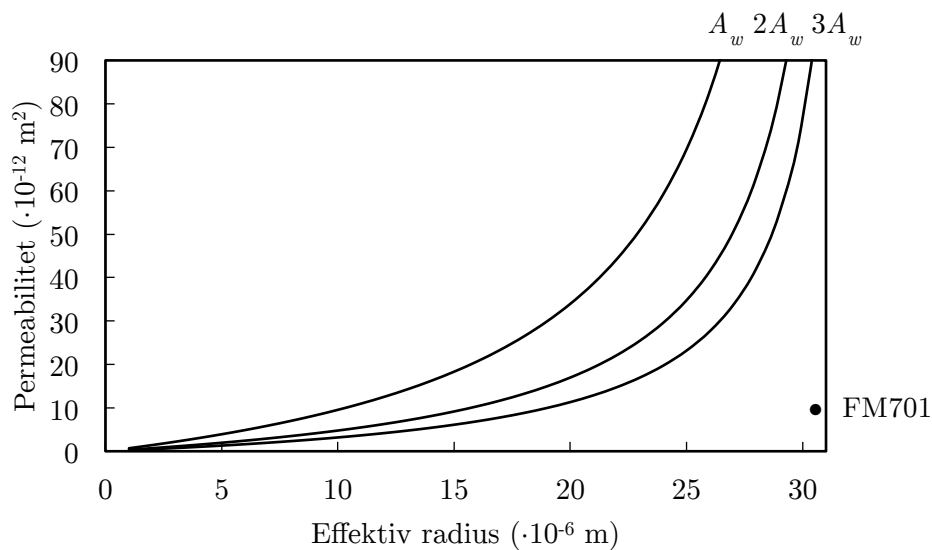
<sup>1</sup> Verdier fra en tidligere versjon av MATLAB-scriptet.

Resultatene fra de to undersøkelsene er i relativt like i størrelsesorden, med et avvik på 3,3% lavere verdier for 2013-forsøket. Dersom man sammenlikner de logaritmiske massekurvene for de to (Figur 3.9), kan det virke som denne nye testen tilsier en bedre oppsugningsevne for veken. Det er heller sannsynlig av det i 2009 ble korrigert hardere for avdampning fra skålen. Forsøket ble da utført med et avtrekk over testoppsettet, noe som kan ha bidratt til en høyere avdampningsrate. Lavere permeabilitet og effektiv radius for det nye forsøket kan komme av vekeskaden. En sammenpressing av veken på et lokalt punkt vil føre til mindre strømningsareal, og både dårligere permeabilitet og effektiv radius. Dette kom også tydelig frem på den visuelle observasjonen av forsøket da væskefronten nådde maksimal løftehøyde hele 19 sekunder senere i området over skaden.



Figur 3.10 Rate-of-rise masseforløp for forsøk utført i 2013 og 2009.

Figur 3.11 viser FM701-vekeegenskapene plottet i Figur 2.3.



Figur 3.11 Vekeegenskaper for FM701-veken.

Fra figuren er tydelig at veken som ble test ikke møter kravene. Permeabiliteten er for lav og den effektive poreradiusen er for stor. En korrekt produsert sintret veketype ville mest sannsynlig hatt en mye mindre poreradius, og vært et bedre alternativ for fordampnerløsningen som er under utvikling.

### 3.4.9 Resultatsikkerhet

Ved kontroll av forsøkets resultatsikkerhet kan man se på feil av primærmålinger og usikkerhet for utstyret som er brukt. Dersom en tar utgangspunkt i at resultatene er korrekte, kan man ved å endre forskjellige variabler påvirket av feilkilder i MATLAB-scriptet få beregningsverdier som vil resultere i relative feil.

**Tabell 3.4** Feilkilder, usikkerhet, verdier og feilverdier for vekeforsøk.

Variabel	Temperatur (°C)	Areal <sup>2</sup> (m <sup>2</sup> )	Porøsitet <sup>3</sup> (%)	Avdampning <sup>4</sup> (kg/sm)	Masse <sup>5</sup> (kg)
Feilkilde	Termoelement	Skyvelære	ISO5017	Skyvelære	Vekt
Usikkerhet	± 1,7°C	± 0,02 mm	± 1%	±0,02 mm	±0,03 mg
Verdi	20,778	2,1505 · 10 <sup>-5</sup>	77,50	2,1297 · 10 <sup>-5</sup>	-
Feilverdi <sup>1</sup>	22,488	2,2028 · 10 <sup>-5</sup>	78,25	2,0518 · 10 <sup>-5</sup>	-

<sup>1</sup> Usikkerheten er lagt til for alle feilverdier.

<sup>2</sup> Areal har usikkerhet i måling av både tykkelse og bredde.

<sup>3</sup> Porøsitet er hentet fra datablad [12], men en eventuell ISO5017-test har en usikkerhet på 1%.

<sup>4</sup> Avdampning er kun korrigert for målefeil av vekehøyde, og ikke beregningsfeil.

<sup>5</sup> Masseverdiene i Labview-tekstfil er enkeltvis korrigert for usikkerhet.

Kjøring av MATLAB-script med endring av temperatur, areal, porøsitet, avdampning og masse hver for seg ga permeabilitetene og effektive poreradier gitt i Tabell 3.5, hvor relativ feil er regnet ut som

$$\text{Relativ feil} = \sqrt{\left(\frac{\text{Resultatverdi} - \text{Beregningsverdi}}{\text{Resultatverdi}}\right)^2} \quad (3.10)$$

og multiplisert med 100 for å gi prosent.

**Tabell 3.5** Relativ feil for vekeforsøk.

	Permeabilitet $K (\cdot 10^{-12} \text{ m}^2)$	Relativ feil (%)	Effektiv poreradius $r_{eff} (\mu\text{m})$	Relativ feil (%)
Resultatverdi	11,12	-	30,46	-
<u>Beregningsverdi</u>				
Temperatur	11,40	0,72	30,26	0,66
Areal	10,65	4,23	30,67	0,69
Porøsitet	11,05	0,63	30,58	0,39
Avdampning	11,01	1,03	30,06	1,31
Masse	11,42	2,70	31,01	1,79
Total		9,31		4,84

Total relativ feil for permeabiliteten er nær det dobbelte av total relative feil for effektiv radius.

## Kapittel 4

### 4 Varmelagring og faseovergangsmaterialer

For enkelte emner i dette kapittelet er det skrevet en tidligere masteroppgave som omhandler de fleste aspekter ved varmelagring og faseovergangsmaterialer [15]. Deler av denne oppgaven er gjengitt i de første avsnittene i dette kapittelet for en kort introduksjon og for begrunnelse av valg.

#### 4.1 Varmelagring

Termisk energilagring (varmelagring) er en viktig del av løsningen på verdens krav om stadig økende energieffektivitet. Varmelagring er særlig nyttig der det finnes en tidsforsinkelse mellom tilgjengelig energi og behov. Man kan klassifisere varmelagring etter dens varighet, og fra solvarme kjenner vi igjen begreper som sesong eller døgnlagring. Varmelagring i vedovner kan betegnes som korttidslagring, der varmen samles opp i løpet av noen timers fyringsforløp og avgis over et lengre tidsrom [15].

Metoder for varmelagring kan deles inn i fysiske og kjemiske prosesser, der de fysiske igjen kan betegnes som følbar eller latent varme. For å tilføre eller hente ut varme eller kulde fra et lager, må metoden være reversibel. Kjemiske reaksjoner med høy reaksjonsvarme kan benyttes til lagring dersom produktet kan lagres og varmen kan frigis når den motsatte reaksjonen finner sted. Av tekniske og økonomiske årsaker benyttes sjeldent kjemiske prosesser i termisk energilagring [15, 16].

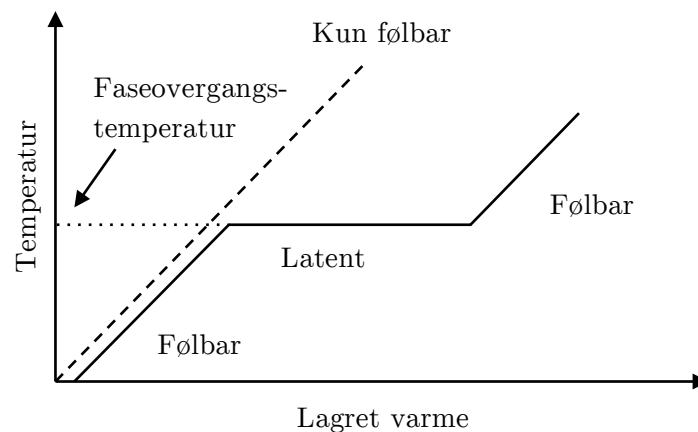
##### 4.1.1 Følbar varmelagring

Følbar varmelagring er det mange er kjent med i form av tradisjonell varmelagring i stein, metall, jord, luft, olje, sand eller vann. Uavhengig av materiale fører varmen overført til det til en merkbar temperaturøkning. Likning 4.1 viser at lagret energimengde, ved en bestemt temperaturøkning, avhenger av materialets varmekapasitet og dets masse[17].

$$Q = mC_p \Delta T = \rho V C_p \Delta T \quad (4.1)$$

### 4.1.2 Latent varmelagring

En alternativ måte å lagre varme på er ved latent varmelagring. Denne metoden er svært attraktiv da den gir en svært høy energitetthet. Sammenliknet med et tradisjonelt lagringssystem som benytter seg av følbar varmelagring, krever latente lagringssystemer mindre vekt og volum for en gitt energimengde. I tillegg skjer lagringen ved tilnærmet konstant temperatur da en benytter seg av faseovergangen (fusjonsentalpien) til materialet [16]. Figur 4.1 viser forskjellen på følbar og latent varmelagring med hensyn på temperatur.



**Figur 4.1** Temperaturendring ved følbar (stiplet linje) og latent varmelagring med faseovergang.

Faseoverganger kan skje på fire måter; fra fast til fast, fra fast til væske, fra væske til gass og fra fast direkte til gass. Den vanligste måten i termisk energilagring er fast-væske-overgangen og det er også denne som blir benyttet i såkalte faseovergangsmaterialer (PCM, Phase Change Material) som blir beskrevet i neste avsnitt. Fusjonsentalpien blir da ofte omtalt som smelteentalpi eller smeltevarme. Likning 4.2 og 4.3 gir energimengden som kan lagres i en gitt masse PCM [17]:

$$Q = \int_{T_i}^{T_m} m C_p dT + m a_m h_{sl} + \int_{T_i}^{T_f} m C_p dT \quad (4.2)$$

$$Q = m \left[ C_{ps} (T_m - T_i) + a_m h_{sl} + C_{pl} (T_f - T_m) \right] \quad (4.3)$$

der  $Q$  er lagret energimengde i et faseovergangsmateriale med en gitt masse  $m$ , som varmes fra initialtemperatur  $T_i$ , til sluttemperatur  $T_f$ .  $h_{sl}$  er materialets latente varme eller smelteentalpi, og  $a_m$  er smeltefraksjonen.

$C_{ps}$  er gjennomsnittlig varmekapasitet mellom  $T_i$  og  $T_m$ , i fast stoff. Tilsvarende er  $C_{pl}$  gjennomsnittlig varmekapasitet mellom  $T_m$  og  $T_f$ , i væske.

### 4.2 Faseovergangsmaterialer

Faseovergangsmaterialer er kort sagt latente varmelagringsmaterialer. Den termiske energioverføringen skjer i hovedsak når stoffet går fra fast- til væske- (smelter), eller fra væske- til fastform(fryser).

Til å begynne med oppfører PCMe seg som tradisjonelle lagringsmedier; temperaturen stiger mens de absorberer varme. Ulikt fra de tradisjonelle (følbare) lagringsmediene absorberer og avgir PCM varme ved en tilnærmet konstant temperatur, helt til faseovergangen er gjennomført. Deretter fortsetter temperaturen å øke med økt varmetilførsel. PCM har evnen til å lagre 5-14 ganger mer varme per enhetsvolum sammenliknet med lagring som følbare varme [17]. Det er vanlig å omtale varmetilførsel og smelting av PCM som ladning, og varmeavgivning, eller frysing, som utladning.

#### 4.2.1 Klassifisering, typer og grupper

Siden man begynte for alvor begynte å forske på faseovergangsmaterialer på 80-tallet har sannsynligvis flere tusen stoffer og blandinger blitt studert og vurdert. De deles i all hovedsak inn i tre klasser; organisk, uorganisk og eutektisk PCM [15, 16, 18].

Siden smeltetemperatur og smelteentalpi avhenger av molekylære effekter, vil materialer innenfor hver klasse oppføre seg liknende. Tendensen er at høy smeltetemperatur tilsvarer høy smelteentalpi eller latent varme.

Organiske materialer som parafiner, fettsyrer og sukkeralkoholer dekker et temperaturområde fra 0°C til 200°C. Med unntak av sukkeralkoholer er varmelagringstettheten lavere for de fleste organiske materialer enn for de uorganiske.

Uorganiske materialer deles inn i salhydrater og metaller. Disse dekker et stort temperaturområde og er kjent for høy volumetrisk varmelagringstetthet.

Eutektiske materialer består av to eller flere komponenter som sammen smelter, eller fryser, kongruent. Det vil si at sammensetningen av begge faser er den samme før og etter smeltingen, og man slipper faseparasjon [19].

Eksempler på slike materialer er vann-og-salt-løsninger som krystalliserer seg og har arbeidsområde under 0°C.

### 4.2.2 Krav til PCM for termisk energilagring

Ved bruk i termisk energilagring er det en del krav og kriterier ved faseovergangsmaterialet som må oppfylles. Tabell 4.1 gir en oversikt over noen av de fysiske, tekniske og økonomiske kriterier som gjelder for faseovergangsmaterialer [15].

**Tabell 4.1** Kriterier for valg av faseovergangsmateriale.

Fysiske	Tekniske	Økonomiske
- Passende smeltetemperatur	- Lavt damptrykk	- Lav pris
- Høy smelteentalpi	- Liten volumendring	- Høy tilgjengelighet
- Høy lagringstetthet	- Kjemisk stabilitet	- Mulighet for resirkulering
- Stabilitet ved gjentatte lagringssykluser	- Kompatibilitet med andre materialer	
- Lite/ingen underkjøling	- Sikkerhets-begrensninger	
- Moderat/høy konduktivitet	- Ikke giftig, brennbart eller forurensende	

Det blir ikke gitt noen detaljert forklaring til de forskjellige kriteriene, men det er verdt å merke seg at en av de største ulempene ved faseovergangsmaterialer er at de generelt har lav termisk konduktivitet. Dette fører til at faseovergangen skjer sakte og at det ofte er store temperaturdifferanser innad i et PCM-varmelager [19]. Metoder for å få bukt med dette er undersøkes nærmere i Kapittel 4.3.

### 4.2.3 Vurdering av PCM for varmelager til vedovn

I M. Haugens masteroppgave [15] ble flere faseovergangsmaterialer undersøkt og kriterier testet. Foruten om kriteriene vist i Tabell 4.1, må faseovergangsmateriale som skal brukes som lagringsmedium for en vedovn være i fast stoff ved stuetemperatur, smelte ved varmepåvirkning fra ovnen og ha høy makstemperatur. Et utvalg ble gjort og man stod igjen med natriumacetat trihydrat og erytritol. Etter nærmere granskning av stoffene falt valget til slutt ned på sukkeralkoholen erytritol. Det er også dette faseovergangsmaterialet som, i samarbeid med instituttet, er blitt valgt til å arbeide videre med i denne oppgaven [20, 21].



#### 4.2.4 Erytritol

Erytritol er et søtningmiddel og hovedingrediensen i sukrin. Det har ingen påviste skadelige effekter og finnes i naturen, blant annet i meloner, pærer og sopp. På industrielt nivå produseres erytritol fra glukose.

Smeltetemperaturen er  $118^{\circ}\text{C}$  og smelteentalpien er  $339,8$  kJ/kg. Stoffet har en høy tetthet, og 10% endring i volum under fast stoff-væske-overgangen. Dette må tas hensyn til i utforming av et endelig varmelager.

Kakiuchi et al. [22] har undersøkt sukkeralkoholer og deriblant erytritol. Det ble funnet å være svært attraktiv for en rekke høytemperaturapplikasjoner, til tross for observasjoner om noe underkjøling. Shukla et al. [23] har rapportert at kommersiell erytritol ikke viser tegn på degradering etter 75 sykluser, og etter 100 sykluser er smeltetemperaturen fortsatt over  $300$  kJ/kg. De observerte også at erytritol underkjølte med ca.  $15^{\circ}\text{C}$ .

Tabell 4.2 viser et utvalg av noen viktige materialegenskaper for erytritol.

**Tabell 4.2** Materialelegenskaper for erytritol.

Egenskap	Verdi <sup>1</sup>	Enhet
Molekylformel	$\text{C}_4\text{H}_{10}\text{O}_4$	-
Molmasse	122,12	g/mol
Smeltetemperatur	118	$^{\circ}\text{C}$
Makstemperatur	160	$^{\circ}\text{C}$
Smelteentalpi	339,8	kJ/kg
Spesifikk varmekapasitet, fast stoff	1,38	kJ/kgK
Spesifikk varmekapasitet, væske	2,76	kJ/kgK
Termisk konduktivitet, fast stoff ( $20^{\circ}\text{C}$ )	0,733	W/mK
Termisk konduktivitet, væske ( $140^{\circ}\text{C}$ )	0,326	W/mK
Tetthet, fast stoff	1480	$\text{kg}/\text{m}^3$
Tetthet, væske	1300	$\text{kg}/\text{m}^3$

<sup>1</sup> Alle verdier hentet fra M.Haugen [15], men verdiene for varmekapasitet er byttet om slik at de stemmer med kildene brukt. Det skal også legges til at litteraturen operer med noe varierende verdier, og da særlig for varmekapasitet.

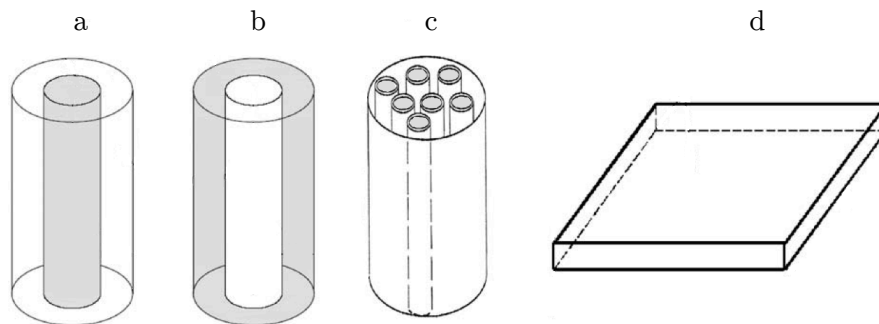
### 4.3 Varmeroverføring til faseovergangsmaterialer

Når faseovergangsmaterialet er valgt er det viktig å bestemme

- (i) varmelagergeometri og
- (ii) de termiske og geometriske parameterne for beholderen som kreves for en gitt mengde faseovergangsmaterialer.

Alle av disse faktorene har direkte innflytelse på varmeoverføringen og hele lagringssystemets ytelse [16].

De vanligste geometriene (i) er rektangulære eller sirkulære beholdere, der rørsatsvarmevekslere (eng. shell and tube) er en svært populær overføringsteknikk for den sistnevnte geometrien. Figur 4.2 viser forskjellige geometrivarianter.



**Figur 4.2** Varmelager- og varmeoverføringsgeometrier: (a) Sirkulær med utvendig PCM (b) Sirkulær med innvendig PCM (c) Rørsats (d) Rektangulær. Tilpasset fra [16].

For de sirkulære geometriene er det viktig å fastslå radiusforhold, varmevekslingsmediets massestrøm og innløpstemperaturer samt effekten av parallell eller motstrøms strømningsmønster. Det er vanligst å plassere varmevekslingsmediet på innsiden av PCM (a).

For alle geometrier er smeltetiden en av de viktigste faktorene å vurdere, da hele poenget med latente lagringssystemer er at de må gjennomgå faseovergang for å dra nytte av den latente energien.

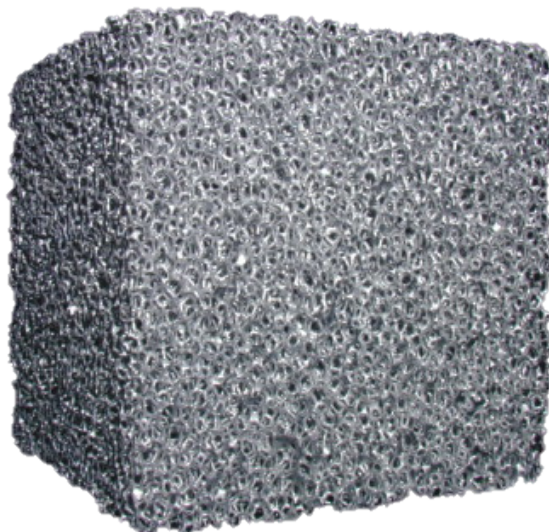
### 4.4 Metoder for forbedring av varmedistribusjon i faseovergangsmaterialer

I Kapittel 4.2.2 kom det frem at et problem med mange faseovergangsmaterialer er at de ofte har svært lav termisk konduktivitet. De leder med andre ord varme svært dårlig og opplever ofte store interne temperaturforskjeller under oppvarming. For å sørge for at hele varmelageret er i stand til å smelte, uten å overopphete, må det inkluderes metoder for å forbedre varmedistribusjonen. Agyenim et al. [16] fremhever et tjuetalls forskjellige metoder, teknikker og konstruksjoner for å oppnå nettopp dette. Spennet er stort og inkluderer alt fra tradisjonell bruk av metallfinner til nedsenkede sfæriske kuler av plastikk. I de neste avsnittene er det valgt å fokusere på tre av de mest utbredte metodene for varmedistribusjonsforbedring.

#### 4.4.1 Skum

Det finnes mye litteratur hvor porøse metallskumstrukturer er brukt i forbindelse med PCM-varmelagring, med det formålet å forbedre faseovergangsmaterialets konduktivitet og dermed varmedistribusjon. Metallskum ble nevnt som en mulig vekestruktur i Kapittel 3.2.5, men dette dreide seg da om relativt kompakte skumstrukturer med evne til å skape kapillærtrykk.

Til dette formålet må skummet være klassifisert som høyporøsitetsskum med porøsiteter fra 75% til 90%, eller høyere. Dette for å sikre at det er faseovergangsmaterialet som er den største kilden til termisk energilagring i form av høy latent varmelagringskapasitet, og ikke skumstrukturen selv. Utallige metalltyper og spesifikasjoner er kommersielt tilgjengelig. Porøst aluminiumskum, for eksempel, produseres vanligvis med 10, 20 eller 40 ppi (pores per inch), noe som henholdsvis tilsvarer 4, 8 eller 16 porer per centimeter [19].



**Figur 4.3** Aluminiumskum [24].

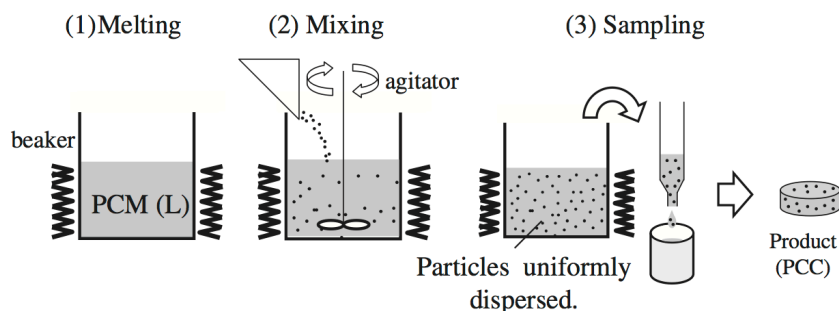
Y.Shiina et al. [25], C.Y. Zhao et al. [26] og N.Dukan et al. [19] har alle vist at smelte- og frysetiden til et PCM-varmelager senkes betraktelig ved bruk av metallskum. Y.Shiina sammenliknet fire forskjellige PCMer og tre forskjellige metallskum (kobber, aluminium og karbonstål). Zhao og Dukan brukte parafinvoks i kombinasjon med aluminiumskum i sine forsøk.

Effekten av metallskum er særlig tydelig i fast stoff-fasen til faseovergangsmaterialet, der varmeoverføringsraten kan bli 5-20 ganger så stor, i forhold til ren PCM alene. I startfasen av oppvarmingen kan naturlig konveksjon i smelten bidra til økt varmeoverføring i PCM. Rigide metallskumstrukturer kan hindre denne effekten noe, men til tross for dette vil den totale effektive varmeoverføringsraten kunne øke 3-10 ganger i løpet av hele ladeforløpet [26]. Ikke bare skjer smeltingen hurtigere, men også jevnere da varmedistribusjonen bedres og sørger for en mer uniform temperaturfordeling ved både smelting og frysing [19]. Dette skyldes den forbedrede termiske konduktiviteten og varmeledningsevnen.

A. Siahpush et al. [27] gjorde også liknende positive oppdagelser i deres forsøk med kobberskum med porøsitet på 95%, nedsenket i faseovergangsmaterialet eicosane. Det ble her i tillegg konkludert med at den effektive termiske konduktiviteten økte fra 0,423 W/mK, for ren eicosane, til 3,06 W/mK ved bruk av kobberskum.

#### 4.4.2 Partikler

For å bedre konduktiviteten til faseovergangsmaterialer er det også gjort forsøk på å fylle PCM med partikler som generelt har god varmeledningsevne. T.Oya et al. [28] utviklet nye faseovergangskompositter ved å bruke erytritol som faseovergangsmateriale og grafitt- og nikkelpartikler som høytermisk konduktiv fyllmasse. En illustrasjon av blandingsprosessen er gitt i Figur 4.4.



Figur 4.4 Blandingsprosess for faseovergangskompositter [28].

Ved måling av komposittenes effektive konduktivitet ble det funnet at denne økte i takt med økende fyllmasse. Dette var særlig synlig ved bruk av 20 vol% (volumprosent) sfærisk grafitt. Den største termiske konduktiviteten på 4,72 W/mK ble oppnådd ved bruk av 15 vol% ekspandert grafitt-innhold. Dette tilsvarer en konduktivitet 6,4 ganger så høy som for ren erytritol (0,73 W/mK) [28].

Zhao og Wu [29] sammenliknet bruk av metallskum og ekspanderte nikkelpartikler. Selv om resultatene viste at både skum og partikler øker varmeoverføringen og dermed reduserer smeltetiden, ble det konkludert med at metallskummets ytelse var overlegen i forhold til grafittpartiklene.

Av litteraturen som er funnet tar ingen hensyn til langtidsvirkningen av partikkelbruk i PCM. En mulig ulempe vil kunne tenkes å være utfelling; at partiklene over tid vil synke i det smeltede faseovergangsmaterialet, samles som bunnfall og miste sin varmeledende effekt. Tabell 4.3 viser tettheten til henholdsvis erytritol, sfærisk grafitt, ekspandert grafitt og nikkelpartikler.

Tabell 4.3 Tetthet for PCM og fyllmasse. Tilpasset fra [15, 28].

Material		Tetthet (kg/m <sup>3</sup> )
PCM	Erytritol (fast stoff)	1480
	Erytritol (væske)	1300
Fyllmasse	Sfærisk grafitt	2270
	Ekspandert grafitt	2270
	Nikkelpartikler	8910

Med utgangspunkt i kun tetthet er det lett å anta at partikler i flytende PCM vil synke over tid. Dette avhenger dog av flere faktorer som for eksempel faseovergangsmaterialets viskositet og overflatespenning, konveksjons- og strømningsmønstre i væskefasen samt fyllpartiklenes størrelse og geometri.

### 4.4.3 Finner

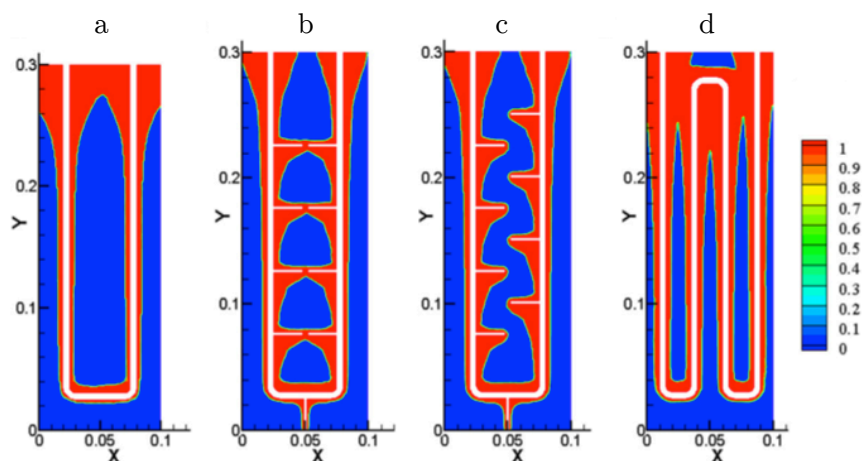
Bruk av metallfinner for å øke overflateareal og dermed varmeovergang er blitt benyttet i lange tider og til alle formål for varmeoverføring. Dette er også den mest undersøkte og utprøvde teknikken for forbedring av varmeledningen i PCM, sannsynligvis grunnet finners enkelhet, tilgjengelighet og lave produksjonskostnader [16].

Interne finner i et faseovergangsmateriale øker varmetransporten ved at metallfinnerne skaper termiske 'stier' med høy konduktivitet. Disse stiene senker temperaturgradienten i PCMen og gjør det mulig å opprette holde jevne temperaturer nærmere faseovergangsmaterialets smeltepunkt [30].

Mange studier inneholder forsøk på optimalisering av et PCM-finne-system ved å bestemme både finnegeometri og -antall, samt PCM-andel. Det er bred enighet om at økning i antall finner fører til en forbedring i systemets termiske ytelse, samtidig som at et svært stort antall finner ikke resulterer i nevneverdig forbedret ytelse [30].

T.L. Bergman et al. [31] konstruerte en numerisk modell for å undersøke strømningsmønstre og smelteregimer ved bruk av interne horisontale finner. Det ble funnet at smeltingen kunne deles inn i to faser; en rask smeltefase i nærheten av og mellom finnene, og en treg smeltefase der naturlig konveksjon i faseovergangsmaterialet dominerte. Analytiske korrelasjoner ble utviklet for å beregne smeltematene for begge regimene.

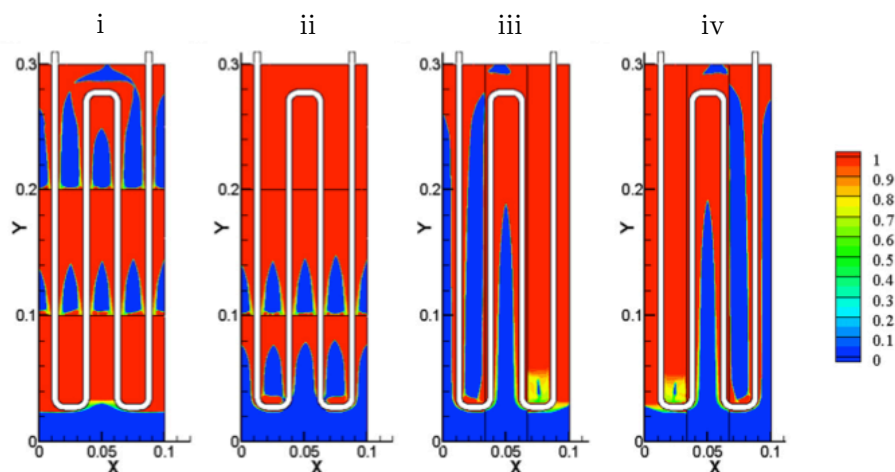
J.C Kurnia et al. [32] undersøkte et faseovergangslagringssystem med både rør og finner numerisk. Fire designforslag ble utprøvd og disse er gjengitt i Figur 4.5 som viser smelteandel etter 300 sekunder for ladeforløpet.



**Figur 4.5** Smelteandel for (a) U-rør; (b) U-rør med parallelle finner; (c) U-rør med forskjøvede finner; og (d) W-rør etter  $t = 300$  s ladning [32].

Systemet utgjør en type rørsatsvarmeveksler med vann som arbeidsmedium på rørsiden og parafinvoks som faseovergangsmateriale på mantelsiden. Av de fire geometriene undersøkt, viste W-røret (d) seg å være den mest effektive med tanke på varmeoverføring ved både ladning og utladning. Det er også denne løsningen som har det største overflatearealet. For U-rørene med finner, ga geometrien med forskjøvede finner (c) best resultat, da parallelle finner førte til en betydelig hindring av den naturlige konveksjon som oppstår ved smelting.

For å ytterligere øke ytelsen ble W-røret simulert med tre ulike PCM-typer i forskjellige oppsett. Sammen med parafinvoksen fra første del hadde én PCM et lavere, og én et høyere smeltepunkt. Det mest effektive oppsettet var plassering av faseovergangsmaterialene lagvis horisontalt, med synkende smeltetemperatur mot bunnen (ii). Ladningsraten ble med denne konfigurasjonen forbedret med nærmere 30%, sammenliknet med kun parafinvoks[32].



**Figur 4.6** Smelteandel for W-røret med synkende smeltetemperatur mot; (i) topp; (ii) bunn; (iii) høyre; og (iv) venstre etter  $t = 300$  s ladning [32].

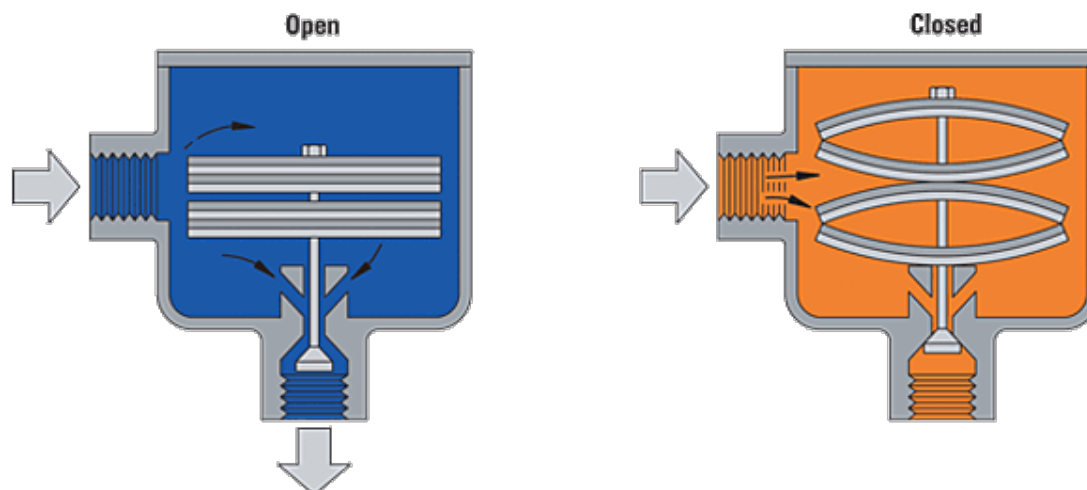


## 4.5 Metoder for å unngå overoppheting av faseovergangsmaterialer

Dersom temperaturen på varmelageret overskrider makstemperaturen til PCM, vil dette føre til degradering av faseovergangsmaterialet, og systemet vil miste sin effekt. To mulige måter å unngå overoppheting og degradering på er:

1. Å øke faseovergangsmaterialets konduktivitet og varmedistribusjon ved hjelp av metodene beskrevet i 4.4.
2. Å temperaturbegrense overflatetemperaturen på varmekilden slik at denne aldri overstiger degraderingstemperaturen til faseovergangsmaterialet.

Makstemperaturen for erytritol er  $160^{\circ}\text{C}$ . Som et forslag til alternativ 2 i listen over, er det tenkt at kondensatreturen fra varmelager til fordampner skal kunne temperaturkontrolleres ved hjelp av en bimetallisk dampbryter [21]. Figur 4.7 viser prinsippskisse av en slik innretnings virkemåte.



**Figur 4.7** Prinsippskisse av åpen og lukket bimetallisk dampbryter [33].

Selve brytermekanismen består av to bimetaller med ulik utvidelsestemperatur. Dersom temperaturen blir høy nok spennes metallene og trekker et stempel opp slik at fluidtransport stanses [33].

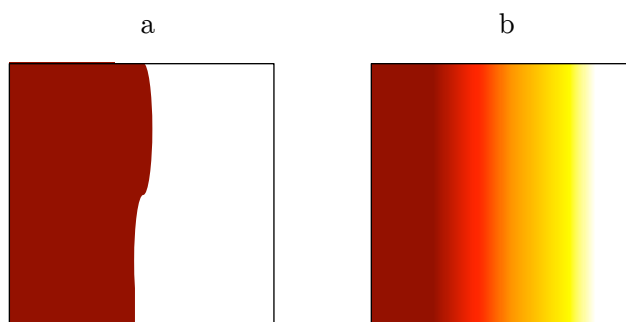
## 4.6 Numeriske beregninger av varmetransport i faseovergangsmaterialer

Varmetransport i PCM er et tidsavhengig og ulineært fenomen, med bevegelige fasegrensesnitt. PCM bestående av en én komponent (for eksempel metaller eller vann) smelter og størkner ved en fast temperatur, og faseovergangen kan observeres som en distinkt, glatt front (a). Ved løsning av slike problemer må fasefrontens posisjon beregnes. Metodene som brukes kalles frontsporingsmetoder (eng. front tracking methods), og inkluderer løsning av Likning 4.4

$$k_s \vec{\nabla} T_s - k_l \vec{\nabla} T_l = \rho h_{sl} \frac{dX}{dt} \quad (4.4)$$

der  $s$  og  $l$  betegner fast stoff og væske,  $h_{sl}$  er smelteentalpi og  $X$  er fasefrontens posisjon.

Dersom PCMen består av flere komponenter skjer faseovergangen over et temperaturområde – fra  $T_{m1}$  til  $T_{m2}$ . For temperaturer under  $T_{m1}$  er faseovergangsmaterialet fast stoff. Tilsvarende er det flytende for temperaturer over  $T_{m2}$ . Faseovergangen kan observeres som en glidende, grøtaktig (eng. mushy), front (b). Løsning av denne typen problemer krever beregning begge fasefrontene, sammen med de tre temperaturområdene for fast, overgangs- og flytende PCM. Slike beregninger er svært krevende, og numeriske metoder er nødvendig [15].



**Figur 4.8** Faseovergang som en (a) distinkt front og (b) kontinuerlig sjikt.

De numeriske metodene kan deles inn i klassiske løsninger og faste nett-løsninger (eng. fixed grid methods). Klassiske løsninger benytter transformerte koordinatsystemer eller deformerte nett for å beregne fasegrensesnittet. Disse kan beregne distinkte fasefronter med eller uten konveksjon, men er ofte vanskelige å programmere og krever lang beregningstid.

Faste nett-løsninger benytter seg av et diskretisert fast nett bestående av elementer med nodepunkter i hvert hjørne. Elementene er typisk triangler, rektangler eller polyeder, og løses vanligvis med differensialmetoden (eng. finite difference method) eller elementmetoden (eng. finite element method).

Varmelikning som løses uttrykkes på en form som gjelder for hele faseovergangen, der den latente varmen blir inkludert ved enten å definere en entalpifunksjon eller en ekvivalent varmekapasitet,  $C_{pm}$ . Sistnevnte vises i likning 4.5.

$$C_{pm} = \frac{h_{sl}}{T_{m2} - T_{m1}} + \frac{C_{pl} + C_{ps}}{2} \quad (4.5)$$

der det første leddet gjelder for latent varme med smelteentalpien  $h_{sl}$ , og det andre leddet er en midlere varmekapasitet som gjelder for følbare varme.  $T_{m1}$  og  $T_{m2}$  er, som tidligere nevnt, temperaturen der faseovergangen henholdsvis starter og slutter [15].

Den endelige varmelikningen for fast stoff tar følgende form

$$\rho C_{pm} \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot k \nabla T + Q \quad (4.6)$$

der  $k$  er konduktiviteten i faseovergangen uttrykt som en lineær funksjon av temperaturen.

$$k = k_s + \frac{k_l - k_s}{2\Delta T} (T - T_m + \Delta T) \quad (4.7)$$

hvor  $2\Delta T = T_{m2} - T_{m1}$ .



## Kapittel 5

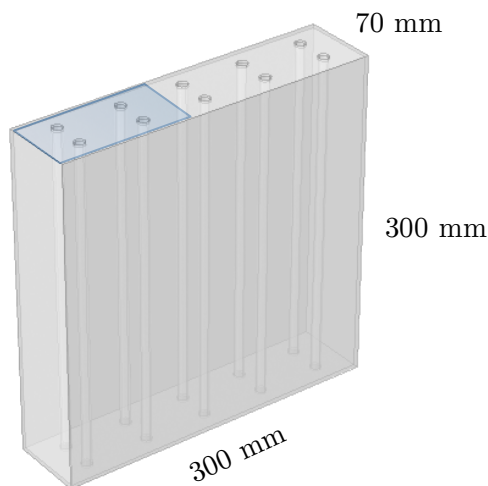
### 5 Kondensatorintegrasjon i varmelager

COMSOL Multiphysics® 4.3a er blitt benyttet til å undersøke kondensatorløsningen numerisk. Simuleringsprogrammet baserer seg på elementmetoden, en numerisk metode, til å tilnærme løsninger for partielle differensial- og integrallikninger. Varmetransportproblemet inkluderer alle tre formene for varmetransport; konduksjon, konveksjon og stråling. Fokuset for simuleringene er lagt på kondensatorens og varmelagerets oppvarmingsforløp.

#### 5.1 Varmelagerkonsept

##### 5.1.1 Geometri og dimensjoner

Varmelageret er ønsket å ha rektangulær form med samme ytre høyde og bredde som fordampere.



Figur 5.1 3D-geometrimodell av varmelager.

Tykkelsen av varmelageret er noe som må dimensjoneres, avhengig av ønsket lagringskapasitet og energiinnhold. En enkel beregning og begrunnelse for valg av lagertykkelse er vist i Kapittel 5.1.4.

Tabell 5.1 på neste side gir alle dimensjoner og egenskaper for det designede varmelageret.

**Tabell 5.1** Dimensjoner og egenskaper for varmelager.

Egenskap	Verdi	Enhet
Høyde	300	mm
Bredde	300	mm
Tykkelse	70	mm
Veggtykkelse	2	mm
Antall rør	10	-
Rørdiameter	10	mm
Gjennomsnittlig tetthet <sup>1</sup>	1500	kg/m <sup>3</sup>
Volum <sup>1</sup>	6,066	dm <sup>3</sup>
Vekt	9,099	kg
Volum PCM <sup>1</sup>	5,552	dm <sup>3</sup>
Vekt PCM	7,717	kg

<sup>1</sup>Egenskap er hentet fra 3D-geometrimodell i COMSOL (Figur 5.1) hvor rørene er modellert som tomrom. Verdiene brukes til å beregne lagret energimengde.

### 5.1.2 Varmeoverføring til varmelager

Dampen som overføres fra fordamperen skal føres gjennom kondensatoren i rør og avgi varme til lageret og kondensere.

Det er tatt utgangspunkt i at 10 rør med en ytre diameter på 10 mm burde være tilstrekkelig. Kondensatoren utgjør i sin helhet en rektangulær rørsatsvarmeveksler med erytritol på mantelsiden og overopphetet damp på rørsiden.

Mekanismen for temperaturkontroll er ennå ikke kartlagt. Simuleringer presentert i de neste avsnittene er derfor utført med varmeoverføring i form av;

- (i) konstant temperatur, og
- (ii) konstant effektavgivelse langs rørveggene.

Både (i) og (ii) vil i en naturlig situasjon variere med kondensatorhøyden. Ved kondensasjon vil filmtykkelsen øke langs rørhøyden, og varmeovergangstallet og fluksen vil i så måte være størst i toppen av lageret, nærmest dampinnløpet.

Dersom rørene har en viss tykkelse og består av et metall med høy konduktivitet (for eksempel kobber) vil antagelsen om konstant veggtemperatur langs hele røret være en grei tilnærming [20].

I Kapittel 4 kom det frem at makstemperaturen for erytritol er 160°C. Ved å velge konstant rørtemperatur (i), og dermed driftstemperatur til 155°C er man sikret at lageret aldri vil bli overopphetet.

Gitt at en standard vedovn yter 6 kW og at halvparten av dette skal kunne overføres til lageret [21], tilsvarer dette 3 kW fordelt på 10 rør. Effektagivelsen fra hvert rør (ii) må da være 300W.

### 5.1.3 Fyringscyklus

Vedovnen vil operere i et vist tidsrom. Det er antatt at en vanlig fyringscyklus har en varighet på 1,5 timer [21]. I løpet av denne tiden er det selvfølgelig ønskelig at varmelagersystemet får lagret så mye energi som mulig, uten å overopphete. For at dette skal forekomme er det en fordel at så mye PCM som mulig smelter, slik at latent varmelagring er den dominerende lagringsformen.

### 5.1.4 Energiinnhold

Dersom det antas at lageret varmes opp fra romtemperatur, 20°C, til maksimal driftstemperatur, 155°C, kan energien som lagres i faseovergangsmaterialet beregnes ved hjelp av Likning 4.2. Det er ønskelig at lageret skal være i stand til å lagre en energimengde på 1,2 kWh [21]. Med utgangspunkt i at faseovergangsmaterialet skal stå for dette alene, kan man ved omskrivning av Likning 4.3 anslagsvis beregne massen erytritol som må til:

$$m = \frac{Q}{C_{pl}(T_{m1} - T_{mi}) + C_{pm}(T_{m2} - T_{m1}) + C_{ps}(T_f - T_{m2})} = 7,48 \text{ kg} \quad (5.1)$$

der  $a_{m,hs}$  er byttet ut med  $C_{pm}$  (se Likning 5.11).  $T_{m1}$  og  $T_{m2}$  gjelder for erytritols henholdsvis start- og sluttmeltemperatur. 1,2 kWh tilsvarer en varmemengde på 4320 kJ og gir rett benevnning.

Minimum tykkelse av PCM-blokka beregnes så etter følgende sammenheng:

$$V_{PCM} = (t \cdot b \cdot h)_{PCM} = \left( \frac{m}{\rho} \right)_{PCM} \quad (5.2)$$

$$t_{PCM} = \left( \frac{m}{b \cdot h \cdot \rho} \right)_{PCM} = 65,67 \text{ mm} \quad (5.3)$$

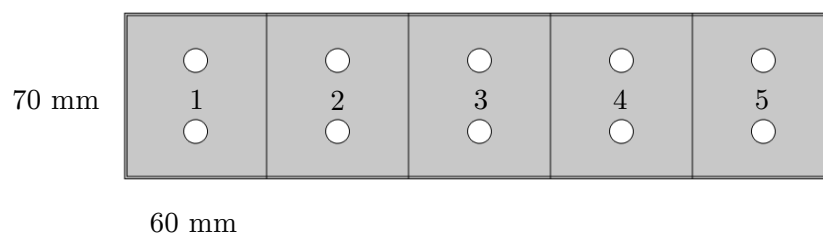
der beholdertykkelsen er trukket fra bredde- og høydedimensjonene gitt i Figur 5.1. Tettheten som benyttes,  $1300 \text{ kg/m}^3$ , gjelder for væskefasen. Ved å dimensjonere etter fasen med størst volum, vil det faste stoffet få plass til å ekspandere [15]. Fylling av lageret gjøres dessuten, av rent praktiske årsaker, med erytritol i flytende form. Med beholdervegger på 2 mm, er lagerets ytre tykkelse bestemt til 70 mm.



## 5.2 Numerisk modell

### 5.2.1 Modell og geometri

Simuleringer av hele lageret i tre dimensjoner viste seg å være svært datakrevende. Ved antagelse om at varmeavgivelse og dermed smeltrate i høyderetning er uniform, kan et utsnitt av lageret modelleres sett ovenfra i to dimensjoner. Symmetrilinjer vil til en viss grad eksistere, og lageret deles derfor inn i fem seksjoner med 60 mm bredde. Rørene er fjernet fra geometrien, og hullene symboliserer rørveggenes ytre diameter på 10 mm.



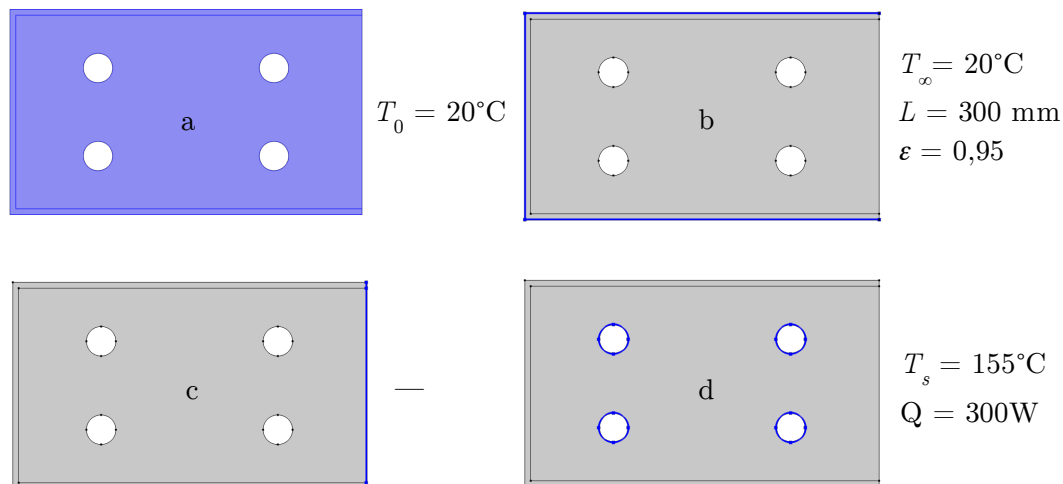
**Figur 5.2** 2D-modell av varmelager.

Varmetapet vil være størst ved de to endeflatene (1 og 5), og det er i disse sonene utfordringen ved å smelte all erytritolen vil være størst. For midtseksjonene vil tapene være ganske like, med unntak av et noe større varmetap for de seksjonene nærmest endeflatene (2 og 4).

Den endelige simuleringsmodellen omfatter seksjon 1 og 2, slik at effekter som varmetap fra endeflater, varmepåvirkning mellom rør og varmepåvirkninger mellom rørseksjoner kan analyseres. Det er dette utsnittet som er markert med blått i Figur 5.1, og som forklares nærmere i neste avsnitt.

### 5.2.2 Grensebetingelser

Figur 5.3 viser en oversikt over grenser, temperaturer og verdier valgt for simuleringene. Likningene viser COMSOL-uttrykkene for hver grense.



Figur 5.3 Grensebetingelser for numeriske beregninger.

Initialtemperaturen er for både beholder og erytritol satt til 20°C (a). Hele geometrien er definert med transient varmetransport i fast stoff.

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + \rho C_p \mathbf{u} \cdot \nabla T = \nabla \cdot (k \nabla T) + Q \quad (5.4)$$

Dette medfører at faktisk faseovergangsoppførsel, slik som naturlig konveksjon i smelten, neglisjeres.

Varmetapene i form av naturlig konveksjon langs vertikal vegg mot luft og overflatestråling til omgivelsene (b), er lagt inn med standard COMSOL-definisjoner. Omgivelsestemperaturen er i begge tilfeller satt til 20°C, med luft ved 1 atm som medium. De vertikale veggene har en lengde på 300 mm tilsvarende varmelagerhøyden.

$$\mathbf{n} \cdot (k \nabla T) = h(T_\infty - T) \quad (5.5)$$

$$h = h_{luft}(L, p_{luft}, T_\infty) \quad (5.6)$$

I samråd med instituttet er det blitt valgt en emissivitet på 0,95 for strålingen til omgivelsene [20].

$$\mathbf{n}(k\nabla T) = \varepsilon\sigma(T_{\infty}^4 - T^4) \quad (5.7)$$

Siden inn mot midten av lageret er definert med grensebetingelse om termisk isolasjon (c).

$$\mathbf{n}(k\nabla T) = 0 \quad (5.8)$$

Rørene er definert på to forskjellige måter; med en konstant temperatur på 155°C og en konstant effektbelastning på 300W per rør.

$$T = T_s \quad (5.9)$$

$$\mathbf{n} \cdot (k\nabla T) = Q \quad (5.10)$$

Grensene følger rundt rørkantene for begge tilfeller (d).

### 5.2.3 Materialeegenskaper

Faseovergangsmaterialets termofysikalske egenskaper varierer med temperaturen. Erytritols konduktivitet og varmekapasitet er derfor definert som funksjoner av temperatur etter samme prinsipp som M.Haugen[15] benyttet i 2011. Faseovergangen for erytritol skjer over et temperaturspenn på ca. 4°C. Materialet begynner og fullfører smeltingen ved henholdsvis 115,6°C og 119,7°C, med en gjennomsnittlig smeltetemperatur på 117,7°C. Den latente varmen er blitt inkludert ved å benytte ekvivalent varmekapasitetsmetode som beskrevet i Kapittel 4.6.

$$C_{pm} = \frac{h_{sl}}{T_{m2} - T_{m1}} + C_{p,avg} \quad (5.11)$$

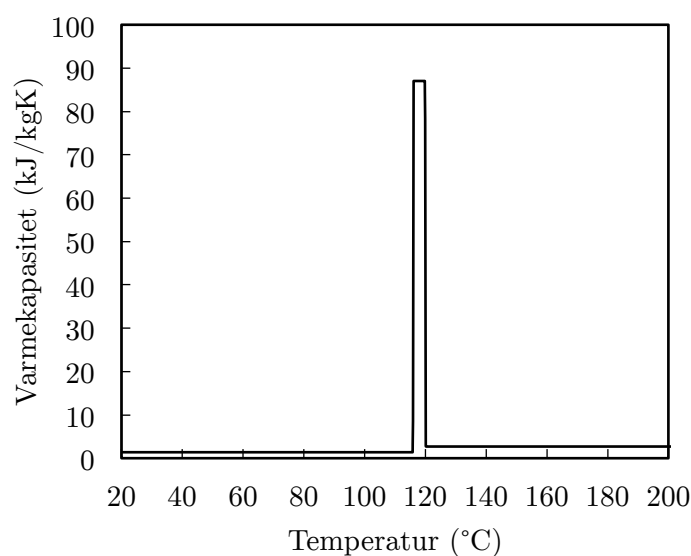
$$C_{pm} = \frac{339,8}{120 - 116} + \frac{(1,38 + 2,76)}{2} = 87,02 \text{ kJ/kg}^\circ\text{C} \quad (5.12)$$

$$C_p = \begin{cases} 2,76 & T \leq 116^\circ\text{C} \\ 87,02 & 116^\circ\text{C} \leq T \leq 120^\circ\text{C} \\ 1,38 & T \geq 120^\circ\text{C} \end{cases} \quad (5.13)$$

Likning 5.13 kan uttrykkes ved hjelp av en logisk funksjon, men siden logiske steg-funksjoner kan by på konvergensproblemer i COMSOL, benyttes en kontinuerlig heaviside-funksjon i stedet. Dette gjelder også for konduktiviteten og heaviside-funksjonene er gitt i likningene under. Figur 5.4 viser grafisk varmekapasiteten til erytritol som en funksjon av temperatur.

$$C_p(T) = 1380 + 85640 \cdot (flc2hs(T - 389.15, 0.1)) - 84260 \cdot (flc2hs(T - 393.15, 0.1)) \quad (5.14)$$

$$k(T) = 0.733 - 0.407 \cdot (flc2hs(T - 391.15, 4)) \quad (5.15)$$



**Figur 5.4** Varmekapasitet for erytritol definert som en funksjon av temperatur.

Tilsvarende figur av konduktiviteten er gitt i Vedlegg C.

COMSOL-modellen ikke tar hensyn til volumforandringer. Derfor vil en endring i tetthet kun føre til endring i masse. Erytritolmassen er hele tiden konstant og den samme som lageret fylles med under produksjon. Tettheten er derfor, til forskjell fra M. Haugen [15], valgt som en gjennomsnittlig tetthet, og ikke definert som en heaviside-funksjon av temperatur.

$$\rho = \frac{\rho_s + \rho_l}{2} = 1390 \text{ kg/m}^3 \quad (5.16)$$

Beholderveggene er valgt til å være av en 6063-T83-aluminiumslegering hentet fra COMSOLs innebygde material bibliotek. Tabell 5.2 oppsummerer de termofysiske egenskapene for beholder og erytritol.

**Tabell 5.2** Materialeegenskaper for beholder og erytritol brukt i simuleringmodellen.

Materiale	Konduktivitet (W/mK)	Tetthet (kg/m <sup>3</sup> )	Varmekapasitet (kJ/kgK)
Aluminium 6063-T83	201	2700	0,9
Erytritol <sub>s</sub>	0,733	1390	1,38
Erytritol <sub>m</sub>	– <sup>1</sup>	1390	87,02 <sup>2</sup>
Erytritol <sub>l</sub>	0,326	1390	2,76

<sup>1</sup> Likning 5.16

<sup>2</sup> Likning 5.14

### 5.2.4 Skumstrukturer og $f$ -faktor

En utfordring med simulering av skumstrukturer er at det foreligger få konkrete tall på konduktivetsforbedringen fra forsøk gjort med skum. Strukturene er dessuten svært komplekse og vanskelige å modellere i detalj. Litteraturen viser utelukkende at innføring av skumstruktur i faseovergangsmaterialer senker smeltetiden på grunn av økt effektiv konduktivitet.

Som en forenklet modell for skum er det i COMSOL valgt å multiplisere erytritols konduktivitet med en faktor varierende fra 1 til 8, med skritt lengde på 1:

$$k(T) = f \cdot k(T), \quad f = [1, 2, \dots, 8] \quad (5.17)$$

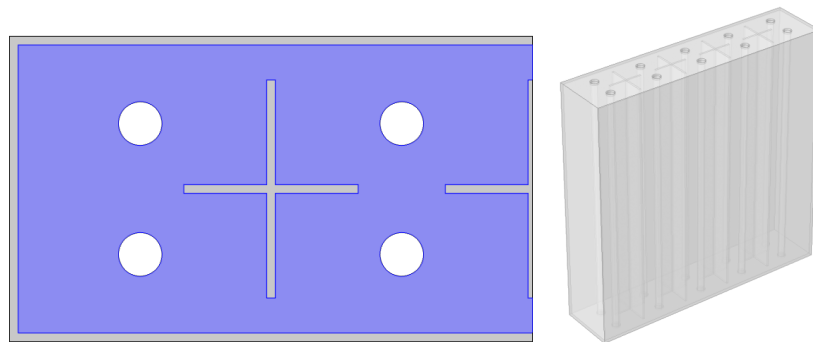
der  $f$ -faktor lik 1 tilsvarer ren erytritol.

Konduktiviteten avhenger fortsatt av temperatur, og vil ikke automatisk øke lineært i takt med faktoren. Egenskapene og oppførselen til erytritol blir bedre ivare tatt på denne måten fremfor det å sette konstante konduktivetsverdier. Forenklingen tar ikke hensyn til skumporøsitet eller –materiale. I en endelig varmelagerløsning er det tenkt at aluminiumskum kan være egnet.

Hva gjelder varmekapasitet og tetthet er disse beholdt, som vist i Likning 5.14 og 5.16, for å undersøke konduktivetsforbedringens effekter alene. I et reelt scenario vil et metallskum generelt føre til et lite tap i varmekapasitet, samt en liten økning i tetthet avhengig av skummaterialets egenskaper og porøsitet.

### 5.2.5 Finner

En måte å ytterligere øke varmeledningsevnen til lageret er ved å inkludere finner. Det er konstruert én endelig geometrisk modell for dette for å undersøke finners effekt på smeltehastigheten. Figur 5.5 og Tabell 5.3 gir oversikt over geometri og dimensjoner.



**Figur 5.5** 2D-simuleringsmodell og 3D-geometrimodell av varmelager med vertikale kryssfinner.

Finnevarianten består av vertikale kryssfinner plassert mellom hver rørsesjon. I 2D-utsnittet fra simuleringsmodellen er erytritolumrådet markert i blått, mens rørveggene og finnene, som begge er av 6063-T83-aluminiumslegeringen, vises i grått. Illustrasjonen til høyre i figuren viser lageret med finner i 3D.

**Tabell 5.3** Dimensjoner og egenskaper for finner og varmelager med finner.

Egenskap	Verdi	Enhet
Materiale	Aluminium 6063-T83	-
Høyde	296	mm
Bredde	50	mm
Lengde	40	mm
Tykkelse	2	mm
Antall	4	-
Volum <sup>1</sup>	0,21	dm <sup>3</sup>
Vekt finner	0,56	kg
Volumprosent av hele lageret	3,4	%
Gjennomsnittlig lagertetthet <sup>1</sup>	1545	kg/m <sup>3</sup>

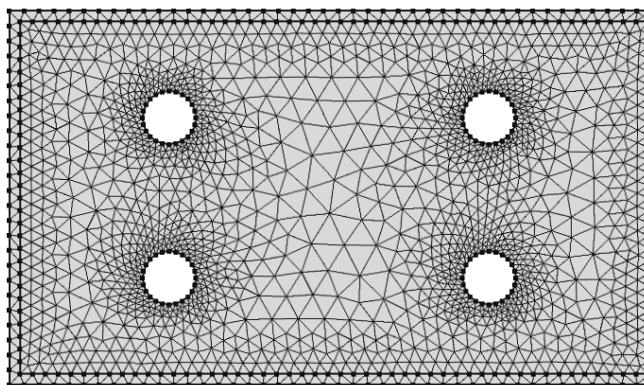
<sup>1</sup>Egenskap er hentet fra 3D-geometrimodell i COMSOL (Figur 5.5) og brukes i beregning av lagret energi.

Det er vanlig å feste finner i en varmeveksler til varmekilden (rørene), slik Kurnia et al. [32] gjorde det i deres simuleringer vist i Kapittel 4.3.3. Grunnen til at horisontale rørfinner ikke er valgt for varmelageret, er at det vil bli vanskelig å tilpasse et eventuelt metallskum. Dersom skummet ikke er i kontakt med finnene vil det oppstå et lite isolerende lag med ren, lavkonduktivitet, erytritol rundt finnekantene.

Det er tenkt at de vertikale finnene presentert skal kunne trykkes, eller skytes ned i skumstrukturen slik at det oppstår bedre kontakt mellom skummet og finnene. En slik fremgangsmåte blir også mer komplisert dersom kryssfinnene hadde vært festet til rørene.

### 5.2.6 Nodenettverk og tidsskritt

I samtlige simuleringer er et fysikkdefinert nodenettverk benyttet. Alle elementer blir automatisk generert av COMSOL som trekantede masker. Det er blitt lagt størrelsesbegrensninger langs høyre kant, inn mot midten av lageret, for å gjøre maskenettverket som uniform som mulig. Nettverksgenereringen sørger for høyest detaljnivå rundt kanter og linjer. Dette fører til at området mellom de to rørseksjonene blir noe grovere. De visuelle resultatene av simuleringene viser allikevel temperaturfordelingen skjer med et tilstrekkelig detaljnivå.



**Figur 5.6** Maskenett for numeriske simuleringmodell.

Oppvarmingsforløpet er satt lik antatt fyringsforløp på halvannen time; 5400 sekunder, med en tidsopløsning på 60 sekunder.

### 5.2.7 Beregninger og databehandling

Verdier og resultater fra de transiente COMSOL-simuleringene er blitt behandlet i Microsoft Excel for å gi ønsket enhet eller fremstilling. Fremgangsmåten for hvert resultat er kort beskrevet i Tabell 5.4.

**Tabell 5.4** Databehandling av numeriske beregninger.

Resultat	COMSOL Multiphysics 4.3a	Microsoft Excel 2011
Smelte- og overopphetingsforløp	- 2D-temperaturplott (°C) med justert temperaturskala	–
Variierende $f$ -faktor	- Parametrisk sveip for $f = [1, 2, \dots, 8]$	–
Smelteandel	- Konstruksjon av punktnettverk gitt i Vedlegg D - Punktevaluering av $T(K)$ for alle punkt ved alle $t(s)$	- Telle antall smeltede punkter med COUNTIF(“>=393,15K”) - Grafisk fremstilling (% , s)
Lagret energi	- Gjennomsnittlig overflateintegral av indre energi $U(\text{J/kg}) = \iint_{\text{surface.avg}} C_p T dt$ for hele 2D-flate	- Fratrekk av initialenergi for å finne faktisk lagret energi - $\dot{Q}(\text{kWh}) = \frac{(\rho V)_{\text{lager}} \cdot U}{3600 \cdot 10^3}$ for å finne lagret energi i hele lageret - Grafisk fremstilling (kWh, s)
Overoppheting	- Gjennomsnittlig linjeintegral av temperatur langs alle rørkanter $T(K) = \int_{\text{line.avg}} T dt$	- Grafisk fremstilling (°C, s)
Effektiv konduktivitet	- Gjennomsnittlig overflateintegral av midlere effektive konduktivitet $k(\text{W/mK}) = \iint_{\text{surface.avg}} k_{\text{mean,eff}} dt$ for PCM-flate	- Et gjennomsnitt for alle tidsverdiene regnes ut $\bar{k}(\text{W/mK}) = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n k_{\text{mean,eff}}$

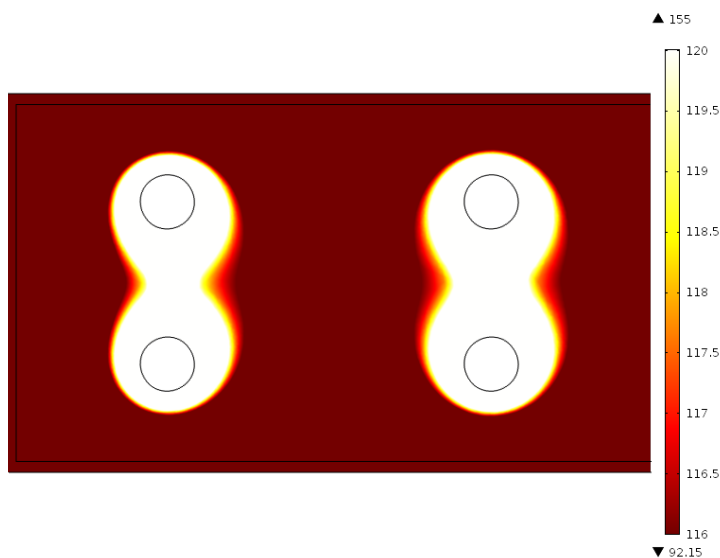


## 5.3 Numeriske beregninger

### 5.3.1 Konstant rørtemperatur

#### 5.3.1.1 Smelteforløp

Med en konstant rørveggtemperatur på  $155^{\circ}\text{C}$  vil erytritolen aldri degradere. Utfordringen ligger da i å smelte så mye som mulig i løpet av oppvarmingsperioden/fyringscyklusen. Figur 5.7 viser et 2D-temperaturplott av smeltefronten ved slutten av syklusen.



**Figur 5.7** Smeltefront for ren erytritol med konstant rørtemperatur etter  $t = 5400$  s.

Temperaturskalaen løper over erytritols smeltetemperatur, fra  $116^{\circ}\text{C}$  til  $120^{\circ}\text{C}$ . På denne måten kan man si at rødt indikerer fast, oransje smeltende og hvit helt smeltet (flytende) erytritol. Beholderveggene har samme farge, da også disse har en lavere temperatur enn  $116^{\circ}\text{C}$ . Det er også her, langs ytterveggene, den laveste temperaturen på  $92,15^{\circ}\text{C}$  er registrert. Antagelsen om at varmetapet for rørsesjonen mot endeveggen er størst bekrefte, da smelteandelen er høyere for seksjonen mot midten av lageret.

## Varmelagring i neste generasjon vedovner

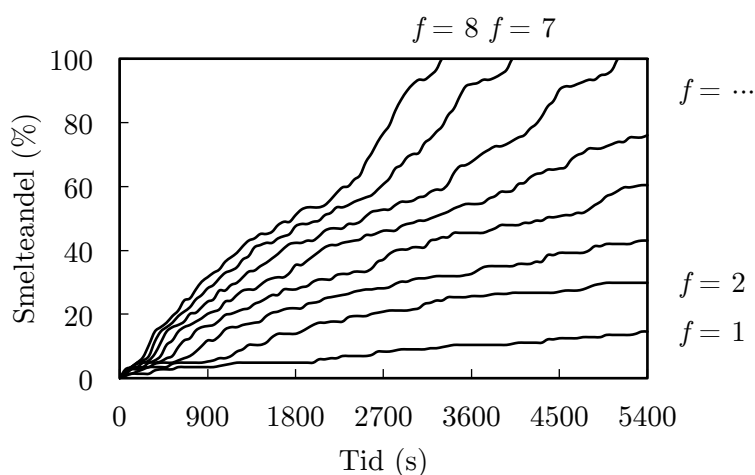
For å smelte alt faseovergangsmateriale må konduktiviteten økes, og simuleringen med varierende  $f$ -faktor gir de effektive konduktiviteter vist i Tabell 5.5.

**Tabell 5.5** Effektive konduktiviteter ved konstant rørtemperatur og varierende  $f$ -faktor.

$f$ - faktor	$f = 1$	$f = 2$	$f = 3$	$f = 4$	$f = 5$	$f = 6$	$f = 7$	$f = 8$
Effektiv konduktivitet (W/mK)	0,682	1,260	1,741	2,134	2,455	2,730	3,015	3,316

Verdiene er beregnet som et gjennomsnitt av hele tidsforløpet.

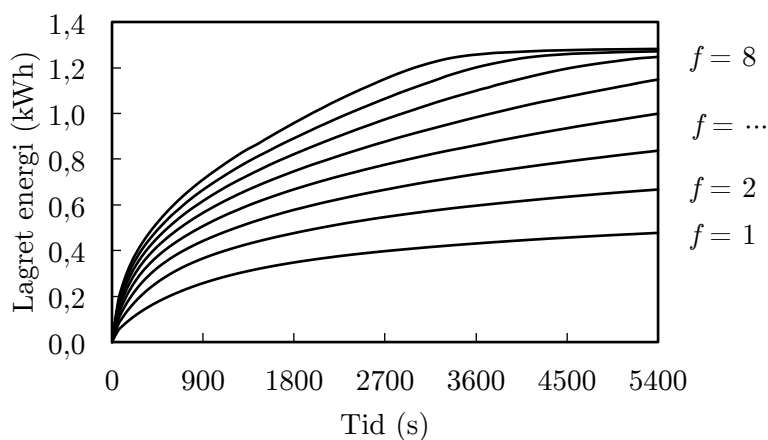
Dersom konduktiviteten øker tilstrekkelig vil hele lageret være i stand til å smelte. Dette fremgår av Figur 5.8 som viser smelteandel som en funksjon av tid for alle verdier av  $f$ .



**Figur 5.8** Tidsforløp av smelteandel ved konstant rørtemperatur og med varierende  $f$ -faktor.

For ren erytritol (Figur 5.7) er kun 15% smeltet etter endt fyringscyklus. Smelting av all erytritolen er først mulig med  $f = 6$ , eller høyere.

## 5.3.1.2 Lagret energi



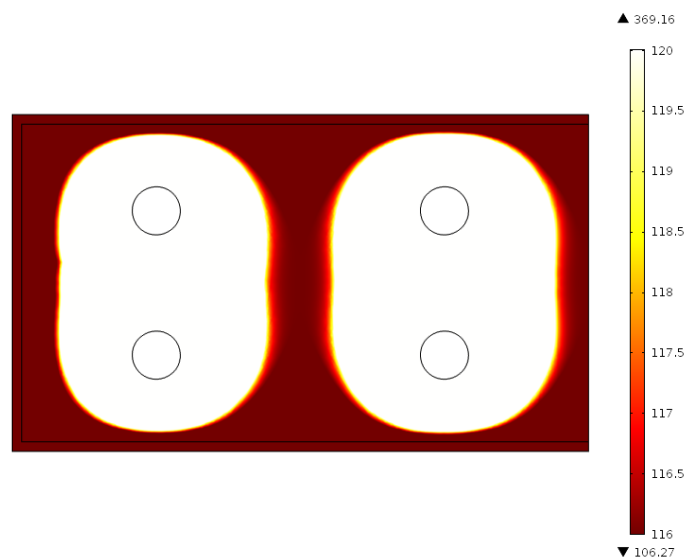
**Figur 5.9** Lagret energi ved konstant rørtemperatur og med varierende  $f$ -faktor.

Lagret energi er beregnet ved å skrive ut den indre energien for hvert tidsskritt, for og så multiplisere med tetthet og volum for hele lageret. Varmelageret har energi ved starttemperaturen på  $20^{\circ}\text{C}$ . Denne initialenergien er det ikke mulig å trekke ut igjen fra lageret ved et senere tidspunkt, da romtemperaturen holder samme nivå. Derfor er initialenergien trukket fra i beregningene, slik at Figur 5.9 viser utnyttbar energimengde lagret fra start til slutt fyringssyklus.

Lagret energimengde avhenger av lagertemperaturen som igjen avhenger av konduktiviteten. Uten bruk av skum er lageret kun i stand til å lagre 0,5 kWh. Igjen må det en faktor på  $f = 6$  eller større til for å oppnå ønsket lagringsmengde på 1,2 kWh. Dette har sammenheng med smelteandelen. Kurvene for lagret energi flater ut når hele lageret har en uniform temperatur lik  $155^{\circ}\text{C}$ .

### 5.3.2 Konstant effektbelastning

#### 5.3.2.1 Smelteforløp

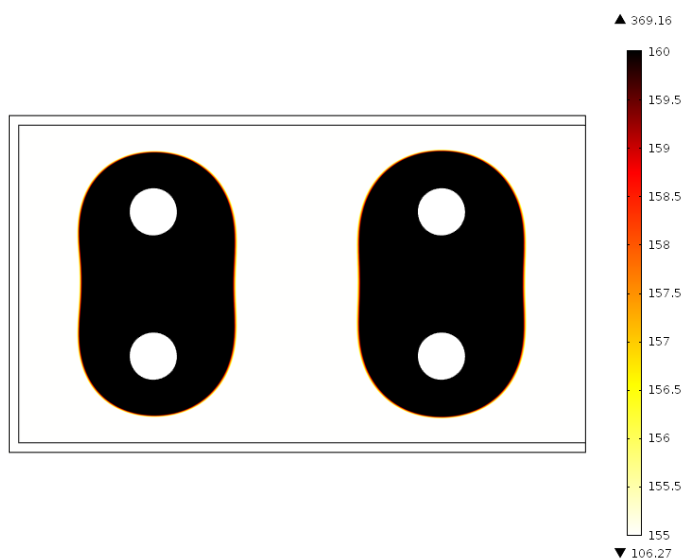


**Figur 5.10** Smeltefront for ren erytritol med konstant effektbelastning etter  $t = 5400$  s.

Ved første øyekast kan resultatet fra Figur 5.10 virke meget lovende sammenliknet med tilsvarende plott for konstant rørtemperatur (Figur 5.7). Makstemperaturen i plottet er oppgitt som  $369,16^{\circ}\text{C}$ , noe som indikerer at makstemperaturen til erytritol er oversteget med over  $200^{\circ}\text{C}$ .

### 5.3.2.2 Overoppheting

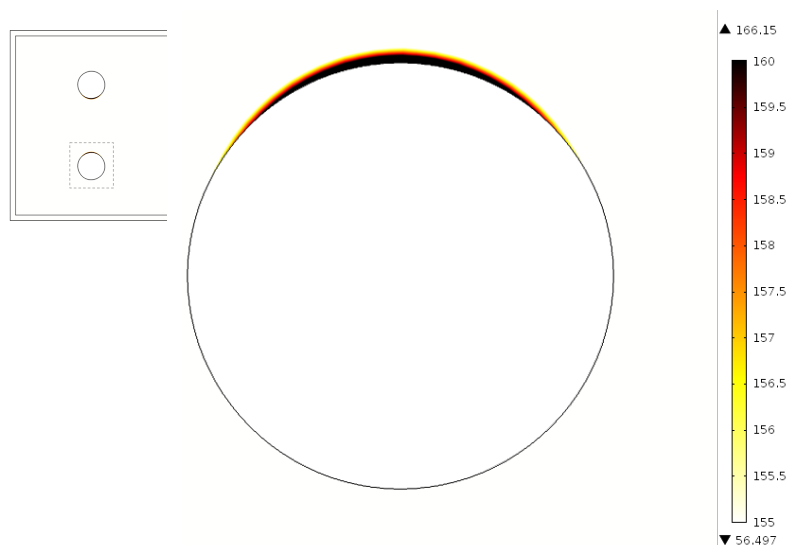
Figur 5.11 viser det samme plottet som Figur 5.10, men med en justert temperaturskala.



**Figur 5.11** Overoppheting for ren erytritol med konstant effektbelastning etter  $t = 5400$  s.

Svart symboliserer alle temperaturer over erytritols makstemperatur på  $160^{\circ}\text{C}$ , mens hvit symboliserer temperatur lavere enn driftstemperaturen på  $155^{\circ}\text{C}$ . Store deler av erytritol har her oversteget makstemperaturen og degradert. Temperaturdifferansene internt i lageret er også svært store, noe som tyder på dårlig konduktivitet og høye temperaturgradienter.

Ved konstant effektbelastning er rørveggstemperaturen nå ikke lenger konstant, men vil øke hele fyringssyklusen igjennom. Figur 5.12 viser et 2D-temperaturplottutsnitt av rørveggen nederst til venstre for ren erytritol etter 14 minutter.



**Figur 5.12** Overoppheting for ren erytritol med konstant effektbelastning etter  $t = 840$  s.

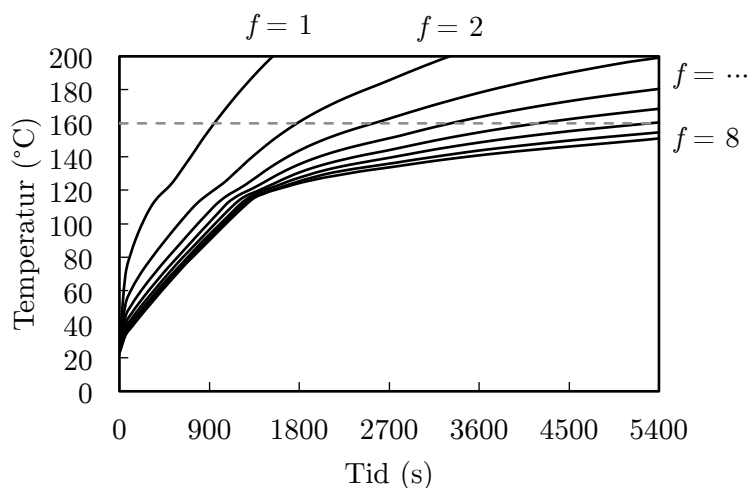
Kun 14 minutter inn i fyringssyklusen viser lageret altså tydelige tegn til overoppheting.

Økt konduktivitet for erytritolen vil sørge for en bedre temperaturgradienter, varmedistribusjon og evne til å takle en gitt varmefluks uten overoppheting. Tabell 5.6 gir beregnede effektive konduktiviteter for skumsimuleringene med varierende  $f$ -faktor.

**Tabell 5.6** Effektive konduktiviteter ved konstant effektbelastning og varierende  $f$ -faktor.

$f$ - faktor	$f = 1$	$f = 2$	$f = 3$	$f = 4$	$f = 5$	$f = 6$	$f = 7$	$f = 8$
Effektiv konduktivitet (W/mK)	0,619	1,227	1,834	2,437	3,042	3,641	4,254	4,822

Rørveggtemperaturen er som nevnt den kritiske temperaturen som avgjør hvorvidt lageret vil overopphete eller ikke. Figur 5.13 viser temperaturforløpet langs rørkantene for alle  $f$ -faktorer, med stiplet linje som indikerer tillatt makstempertur.

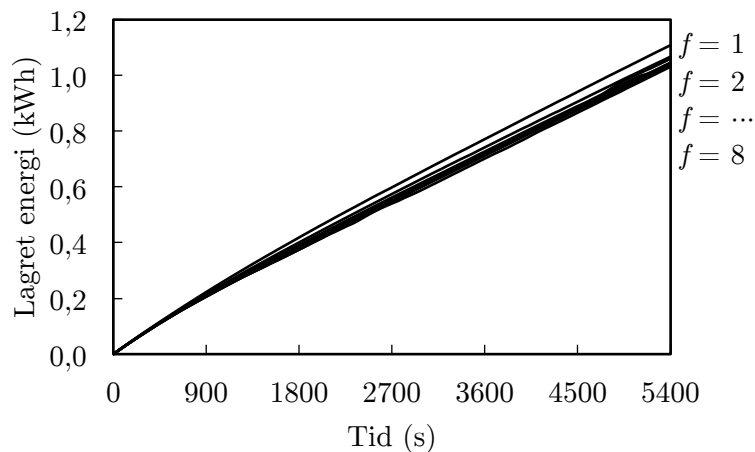


**Figur 5.13** Temperaturforløp langs rørvegger ved konstant effektbelastning og med varierende  $f$ -faktor.

Som det fremkom av også av Figur 5.12 vil rørtemperaturen føre til overoppheting allerede etter 840 sekunder for tilfellet med ren erytritol. Med økende  $f$ -faktor og konduktivitet vil erytritolen oppleve stadig mindre overoppheting. Med  $f = 7$  eller  $f = 8$  vil ikke rørveggstemperaturen overstige maks tillatt temperatur innen endt fyringsforløp med den gitte varmebelastningen på 300 W per rør. Dersom varmetilførselen (fyringen) allikevel forsetter selv etter halvannen time, vil etterhvert temperaturen bli for høy. For alle kurvene i Figur 5.13 kan også faseovergangen identifiseres fra 116°C til 120°C som en liten utflatning, før temperaturen på nytt stiger.

### 5.3.2.3 Lagret energiinnhold

Lagret energi blir tilnærmet lik for alle  $f$ -faktorer, da energimengde inn og ut av lager er konstant for hele fyringsforløpet.



**Figur 5.14** Lagret energi ved konstant effektbelastning og med varierende  $f$ -faktor.

Grunnen til at den høyeste  $f$ -faktoren og konduktiviteten gir lavest lagret energimengde, er at varmetapene ut av lageret blir større, mens energimengden inn er konstant for alle tilfeller. Kurvene ville sammenfalt dersom alle yttervegger hadde vært isolert. Med den valgte effektbelastningen, på 300 W per rør, vil ikke lageret være i stand til å oppnå den ønskede energimengden på 1,2 kWh.

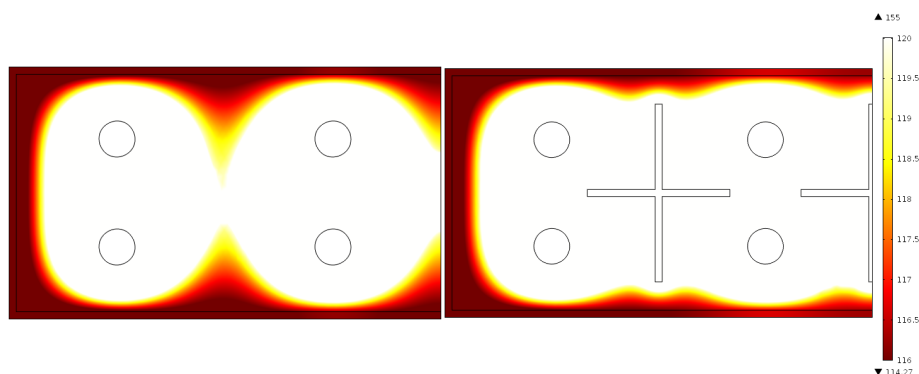


### 5.3.3 Finner

Problemet med overoppheting ved konstant varmetilførsel vil fortsatt gjelde for områdene i nærheten av rørveggene, og finner vil i liten grad være til hjelp i å unngå overoppheting. Ved fast rørveggtemperatur vil det derimot være interessant å undersøke hvordan finneintroduksjon bidrar til å øke smeltehastigheten.

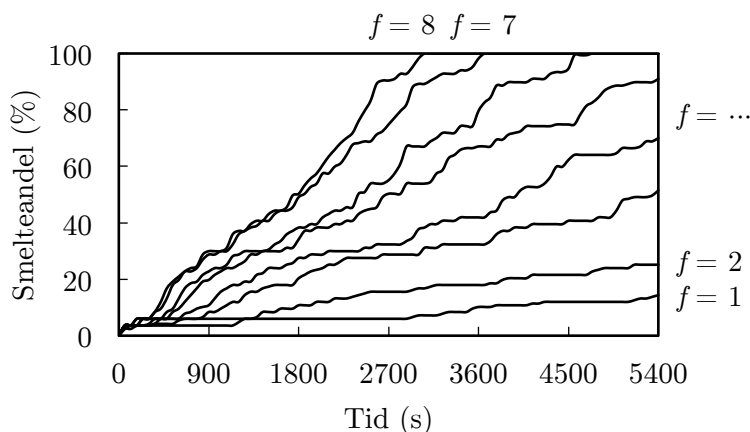
#### 5.3.3.1 Smelteforløp

Finner oppfører seg som høytermiske stier først når smeltefronten når finnekantene. Frem til da er smelteraten tilnærmet upåvirket. Fra Figur 5.6 kan man se at smeltefronten ikke vil nå finneregionen med kun ren erytritol. Figur 5.15 viser sammenlikning av 2D temperaturplott for  $f = 4$  etter halvannen time.



**Figur 5.15** Smeltefront for  $f = 4$  ved konstant rørtemperatur etter  $t = 5400$  s uten og med finner.

Regionen mellom rørseksjonene er helt smeltet ved bruk av finner. Finnene presser også smeltefronten ut mot beholderveggene, ved finnetopp og -bunn. Smelteandelen for hele tidsforløpet er gitt av Figur 5.16.



**Figur 5.16** Tidsforløp av smelteandel ved konstant rørtemperatur med finner og med varierende  $f$ -faktor.

### 5.3.3.2 Lagret energi

Den lagrede energien går totalt sett noe opp for varmelageret med finner. Til tross for bedret temperaturfordeling og raskere smelting, erstatter finnevolumet verdifull erytritol, og gevinsten i lagret energi er minimal.

Tabell 5.7 viser smelteandel og lagret energi ved endt fyringssyklus for alle  $f$ -faktorer uten og med finner. Gjennomsnittlig effektiv konduktivitet for hvert av oppsettene i hele forløpet er også gitt.

**Tabell 5.7** Smelteandel, lagret energi og effektiv konduktivitet ved konstant rørtemperatur etter  $t = 5400$  s og med varierende  $f$ -faktor uten og med finner.

$f$ -faktor		$f = 1$	$f = 2$	$f = 3$	$f = 4$	$f = 5$	$f = 6$	$f = 7$	$f = 8$
Smelteandel (%)	Uten	14,58	29,86	43,06	60,42	76,04	100	100	100
	Med	14,37	25,15	51,50	70,06	91,02	100	100	100
Lagret energi (kWh)	Uten	0,478	0,667	0,837	0,999	1,148	1,247	1,272	1,282
	Med	0,478	0,681	0,880	1,063	1,199	1,258	1,275	1,284
Effektiv konduktivitet (W/mK)	Uten	0,682	1,260	1,741	2,134	2,455	2,730	3,015	3,316
	Med <sup>1</sup>	7,759	8,310	8,756	9,107	9,393	9,663	9,949	10,243

<sup>1</sup>Gjelder hele PCM-overflate med finner inkludert.

For ren erytritol ( $f = 1$ ) og for skummet med lavest konduktivitet ( $f = 2$ ) er smelteandelen ved fyringssyklusens slutt lavere for alternativet med finner. Dette skyldes at smeltefronten ikke har rukket å nå finnekantene i løpet av fyringssyklusen. Finnene bidrar i disse tilfellene til en bedre varmeoverføring ut av lagret i form av et større varmetap. Forskjellen i smelteandel er størst for  $f = 5$  hvor 15% mer er smeltet ved bruk av finner. Naturlig nok er det også her forskjellen i lagret energimengde også er størst.

## 5.4 Oppsummering og diskusjon av numeriske beregninger

Det er viktig å gjøre forenklinger ved numerisk modellering av kompliserte fysiske prosesser. Konsekvensen av å inkludere altfor mange detaljer fører ofte til at modellen blir uhensiktsmessig tung å beregne. Samtidig er det en del hensyn å ta når man skal tolke de numeriske resultatene. Modellering av tredimensjonale problemer, forenklet til to dimensjoner, fører til at mange reelle effekter bortfaller. I tillegg kan det være vanskelig å oppgradere todimensjonale resultater til å gjelde for en geometri i tre dimensjoner.

Faseovergangsmaterialets oppførsel og egenskaper er forenklet, slik at reelle effekter som volumendring og underkjøling neglisjeres. I Kapittel 4.2.4 kom det frem at erytritol har en faktisk volumendring på 10% ved faseovergang, og at det kan underkjøle med omtrent 15°C.

Varmetapet i modellen er også sterkt forenklet, ved antagelse av tilnærmet konstante varmetap. Både strålings- og konveksjonstap vil være avhengig av den ytre overflatetemperaturen til varmelageret, og være forskjellig for de ulike sidene med variasjon i både tid og rom. Frikonveksjon i luften på utsiden, og i erytritolen på innsiden, av lageret vil spille en stor rolle. Dette er riktignok et fenomen det er svært komplisert å modellere numerisk. 2D-modellen tar heller ikke hensyn til kanteffekter for sidevegger, topp- og bunnflater. Ved eksperimenter er det vist at det er vanskelig å smelte alt faseovergangsmaterialet. Det vil ofte danne seg en skorpe med fast PCM i de sonene med størst varmetap, typisk innvendig langs alle beholderveggene.

Fra de numeriske beregningene som er utført kan man allikevel si noe om den foreslåtte varmelagerløsningen. Overoppheting vil for eksempel forekomme ved konstant effektbelastning. Selv med 300 W per rør, som ikke var nok til å oppnå ønsket energiinnhold, nærmet temperaturene seg kritiske verdier selv med sterkt økt konduktivitet.

Dersom det viser seg å være mulig å temperaturbegrense rørveggen, er problemet med overoppheting løst. Om man i tillegg klarer å øke konduktiviteten tilstrekkelig vil man nærme seg målet for lagret energiinnhold. Som nevnt i Kapittel 4.4.1 skal Siahpush et al. med kobberskum ha klart å øke konduktiviteten til eicosane med en faktor på litt over 7. Fra 0,423 W/mK til 3,06 W/mK. Kobber har omtrent dobbelt så høy konduktivitet som aluminium, og det må utføres eksperimenter for å fastslå om et aluminiumskum kan oppnå liknende forbedringer for erytritol.

Med de valgte varmelagerdimensjonene er effekten av kryssfinner mellom rørseksjonene ganske liten med tanke på smelteandel og lagret energi. Om man oppnår høy nok konduktivitet med kun metallskum, vil dette også være en mindre komplisert løsning.

De endelige simuleringene kjørte uten nevneverdige problemer, eller utpreget lange beregningstider. Beregningen for konstant effektbelastning og ren erytritol er blitt testet med dobbelt antall masker, for å sjekke uavhengigheten. Temperaturplottene ble noe skarpere, med de beregnede resultatene viste liten forskjell i verdi. En nøyaktig sensitivitsanalyse med mindre maskenett og tidsskritt bør utføres for å sikre helt uavhengige løsninger.

## Kapittel 6

# 6 Konklusjon og forslag til videre arbeid

### 6.1 Konklusjon

I denne rapporten er det utført litteratursøk og tester for to sentrale deler av et varmelagersystem for vedovner. For veken, en sentral del av fordamperen, er det sett på ulike produksjons- og testmetoder. En sintret veketype ble forsøkt produsert av instituttet, men dette forsøket viste seg å være mislykket. Rate-of-rise-vekeforsøket er derfor utført på en tidligere testet veke. Resultatene av vekens ytelseskarakteristikk er i størrelsesorden like for det nye og det gamle forsøket. En resultatsikkerhetsanalyse av forsøket er gitt. Veken testet møter ikke de antatte fordamperkravene for permeabilitet og effektiv poreradius.

Det er så utført litteratursøk for varmelagerdelen av systemet, der det er sett på metoder for effektiv varmeoverføring til, og forbedring av varmedistribusjonen i, faseovergangsmaterialer. Metallskum, partikler og finner er alle fremhevet som metoder som bidrar til økt konduktivitet og bedret varmedistribusjon i faseovergangsmaterialer.

Et forslag til en kondensator i form av et varmelager med faseovergangsmateriale er designet og testet numerisk med COMSOL Multiphysics®. Kondensatoren utgjør en rektangulær rørsatsvarmeveksler, med faseovergangsmaterialet erytritol på mantelsiden, og varmeoverføring fra overopphetet damp på rørsiden. Simuleringsmodellen er forenklet til et 2D simuleringsutsnitt, hvorav igjen to femtedeler av lageret er simulert.

En  $f$ -faktor er foreslått som en forenkling til simulering av skumstrukturer og økt konduktivitet i erytritolen. Vertikale kryssfinner i aluminium er også testet som en bidragsyter til økt varmeeffekt. Temperaturkontroll og varmefluksegenskaper er relativt ukjent. De numeriske beregningene er derfor utført med både konstant rørveggstemperatur på 155°C og konstant effektbelastning på 300 W fra hvert rør. For begge tilfeller er smelterater og lagret energi beregnet. Varmelagerets overoppheting er undersøkt for tilfellet med konstant effektbelastning.

De numeriske beregningene viser at den effektive konduktiviteten til erytritol må forbedres med en  $f$ -faktor lik 6 for å oppnå en ønsket lagret energimengde på 1,2 kilowatt timer. Tilsvarende må den økes med  $f$ -faktor lik 7 for å unngå overoppheting i løpet av halvannen time. Om den konstante varmetilførselen fortsetter, vil lageret etter hvert overopphete selv ved sterkt forbedret konduktivitet. Det designede varmelageret vil ikke ha behov for finner, dersom metallskum alene er i stand til å øke konduktiviteten tilstrekkelig.

### 6.2 Forslag til videre arbeid

Produksjonsmetoden for sintrede veker må forbedres. Fremgangsgangsmåten må inneholde de samme stegene, men verktøyene som benyttes har rom for forbedring. Det kan blant annet være fordelaktig med en sintringsform med mulighet til å fjerne alle veggene. På denne måten kan det være enklere å fjerne veken fra formen, dersom det skal ha oppstått hefting mellom de to i løpet av sintringen.

Sintringskammeret som benyttes i dag er for stort med tanke på ovnen som brukes. Det må tiltes på skrå, noe som fører til at veketykkelsen ikke blir uniform. Et nytt og mindre sintringskammer bør konstrueres, slik at det er mulig å utføre en horisontal sintring uten gravitasjonspåvirkninger.

Rate-of-rise-testen utført i denne oppgaven ga relativt like resultater for permeabilitet og poreradius, sammenliknet med testen som ble utført i 2009. Dette til tross for at veken nå var noe deformert. Når en endelig veke er produsert bør permeabilitet og effektiv poreradius også bli testet separat. Permeabilitet med en trykkfalltest, og effektiv poreradius med en bubble point-test, slik at resultatene kan sammenliknes. Det er en fordel at testene også utføres med det valgte arbeidsmediet for varmerørsløsningen, for å fastslå kompatibiliteten.

Arbeidet for kondensatordelen av varmelagersystemet har fortsatt langt igjen før en endelig løsning kan utvikles. Det valgte faseovergangsmaterialet, erytritol, bør anskaffes og undersøkes i laboratorium for å bestemme faktiske egenskaper. Dette gjelder da særlig varmekapasiteten, hvor litteraturen ikke helt enes om felles verdier. Erytritol bør også testes med ulike metallskumtyper for å fastslå mulig konduktivitetsøkning og optimalt skum-PCM-forhold. I laboratoriet kan også ulike metoder for temperaturkontroll testes for å vite om overoppheting vil bli et faktisk problem. Dersom temperaturen ikke lar seg kontrollere, kan en detaljert og omfattende stasjonærsimulering i COMSOL muligens brukes til å beregne maksimal varmefluks uten overoppheting ved forskjellige konduktivitetsverdier. Kjennskap til faktisk overført varme, som enten effekt eller temperaturer, mellom fordampner og kondensator bør utvikles. Med kunnskap om dampetemperatur og -trykk for den overopphetede dampen, kan det utføres kondensasjonsberegninger for å anslå varmeovergangstall og varmefluks som en funksjon av rørhøyde og tid. Disse kan da inkluderes som funksjoner av tid i COMSOL.

For videre numeriske beregninger anbefales det generelt utvikling av en tredimensjonal modell med høyere detaljgrad og større innslag av naturlige fysiske prosesser. Varmelageret skal ikke minst være i stand til å levere varme til et rom. Nedkjølingsprosessen og varmeavgivelsen fra lageret må derfor undersøkes i neste fase, og den nye numeriske modellen bør testes for både ladning og utladning.

---

## Bibliografi

1. NRK. *Seer-suksess for Nasjonal vedkveld*. 2013; <http://www.nrk.no/hordaland/seer-suksess-for-nasjonal-vedkveld-1.10917421>.
2. Antonsen, Ø., *Løsninger for varmelagring i fremtidens vedovner*, i *Institutt for energi- og prosessteknikk* 2012, NTNU.
3. Kew, P.A. and D.A. Reay, *Heat pipes: theory, design and applications*. 2006, Oxford [Eng.]: Butterworth-Heinemann. xvii, 377 s.
4. Ashby, M.F. and Society of Automotive Engineers., *Metal foams : a design guide*. 2000, Woburn, MA: Butterworth-Heinemann. xiv, 251 p.
5. Hansen, G., *Muntlig informasjon*, 2013.
6. Shirazy, M.R.S. and L.G. Frechette, *Investigation of Capillary Properties of Copper Metal Foams by the Rate of Rise Method in the Presence of Evaporation*. 2012 13th Ieee Intersociety Conference on Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems (Itherm), 2012: p. 710-716.
7. Faghri, A., *Heat pipe science and technology*. 1995, Washington, D.C.: Taylor & Francis. XXXIII, 874 s. : ill.
8. Holley, B. and A. Faghri, *Permeability and effective pore radius measurements for heat pipe and fuel cell applications*. *Applied Thermal Engineering*, 2006. 26(4): p. 448-462.
9. Kristjansson, K., *Energigjenvinning fra aluminiumsindustrien - Kjøling av sideforinger*, ved *Institutt for energi- og prosessteknikk* 2009, NTNU.
10. Shirazy, M.R.S. and L.G. Fréchette, *Capillary and wetting properties of copper metal foams in the presence of evaporation and sintered walls*. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2013. 58(1-2): p. 282-291.
11. Kristjansson, K., *Risikovurderingsrapport for sintring av heat pipe-veker*, 2012.
12. Technetics, *Felt attributes (FM701)*. 2009.
13. Mitutoyo. *Measuring instruments catalog (CD-15CP)*. 2012; Available from: <http://www.mitutoyo.co.jp/eng/useful/catalog/index.html> - page=199.
14. Toledo, M., *Operating instructions (AT261 Delta Range)*. 1998.
15. Haugen, M.S., *Termisk lagringssystem for vedovner*, ved *Institutt for energi- og prosessteknikk* 2012, NTNU.
16. Agyenim, F., et al., *A review of materials, heat transfer and phase change problem formulation for latent heat thermal energy storage systems (LHTESS)*. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2010. 14(2): p. 615-628.
17. Sharma, A., et al., *Review on thermal energy storage with phase change materials and applications*. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2009. 13(2): p. 318-345.
18. Zalba, B., et al., *Review on thermal energy storage with phase change: materials, heat transfer analysis and applications*. *Applied Thermal Engineering*, 2003. 23(3): p. 251-283.

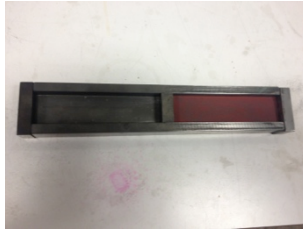
19. Dukhan, N. and S. Bodke, *An Improved Pcm Heat Storage Technology Utilizing Metal Foam*. 2010 12th Ieee Intersociety Conference on Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems, 2010.
20. Næss, E., *Muntlig informasjon*, 2013.
21. Kristjansson, K., *Muntlig informasjon*, 2013.
22. Kakiuchi, H., M. Yabe, and S. Chihara, *A study of erythritol as phase change material*. 1998.
23. Shukla, A., D. Buddhi, and R.L. Sawhney, *Thermal cycling test of few selected inorganic and organic phase change materials*. *Renewable Energy*, 2008. 33(12): p. 2606-2614.
24. Zhao, C.Y., *Review on thermal transport in high porosity cellular metal foams with open cells*. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2012. 55(13-14): p. 3618-3632.
25. Shiina, Y. and T. Inagaki, *Study on the efficiency of effective thermal conductivities on melting characteristics of latent heat storage capsules*. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2005. 48(2): p. 373-383.
26. Zhao, C.Y., W. Lu, and Y. Tian, *Heat transfer enhancement for thermal energy storage using metal foams embedded within phase change materials (PCMs)*. *Solar Energy*, 2010. 84(8): p. 1402-1412.
27. Siahpush, A., J. O'Brien, and J. Crepeau, *Phase Change Heat Transfer Enhancement Using Copper Porous Foam*. *Journal of Heat Transfer*, 2008. 130(8): p. 082301.
28. Oya, T., et al., *Thermal conductivity enhancement of erythritol as PCM by using graphite and nickel particles*. *Applied Thermal Engineering*, 2012.
29. Zhao, C.Y. and Z.G. Wu, *Heat transfer enhancement of high temperature thermal energy storage using metal foams and expanded graphite*. *Solar Energy Materials and Solar Cells*, 2011. 95(2): p. 636-643.
30. Levin, P.P., A. Shitzer, and G. Hetsroni, *Numerical optimization of a PCM-based heat sink with internal fins*. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2013. 61: p. 638-645.
31. Bergman, T.L., N. Sharifi, and A. Faghri, *Enhancement of PCM melting in enclosures with horizontally-finned internal surfaces*. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2011. 54(19-20): p. 4182-4192.
32. Kurnia, J.C., et al., *Improved design for heat transfer performance of a novel phase change material (PCM) thermal energy storage (TES)*. *Applied Thermal Engineering*, 2013. 50(1): p. 896-907.
33. SpiraxSarco. *Thermostatic Steam Traps*. 2013; <http://www.spiraxsarco.com/>.



## Vedlegg A – Bildeserie av vekesintring



1. Form i rustfritt stål med kobberplate som veken skal sintres til.



2. Kobberpulver fordelt jevnt utover i form med en tykkelse på 2 mm.



3. Stålplate dekker pulveret.



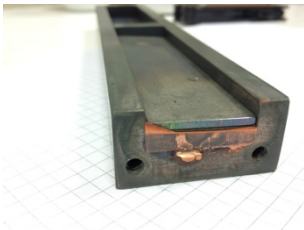
4. Klemmer holder stålplate og pulver på plass.



5. Vekeformen plasseres i sintringskammeret som må tiltes for å få plass i ovn.



6. Sintringskammer plassert i ovn.



7. Form uten endevegg etter første sintring. Grunnet det tiltede kammeret, blir veketykkelsen større i bunnen av veken.

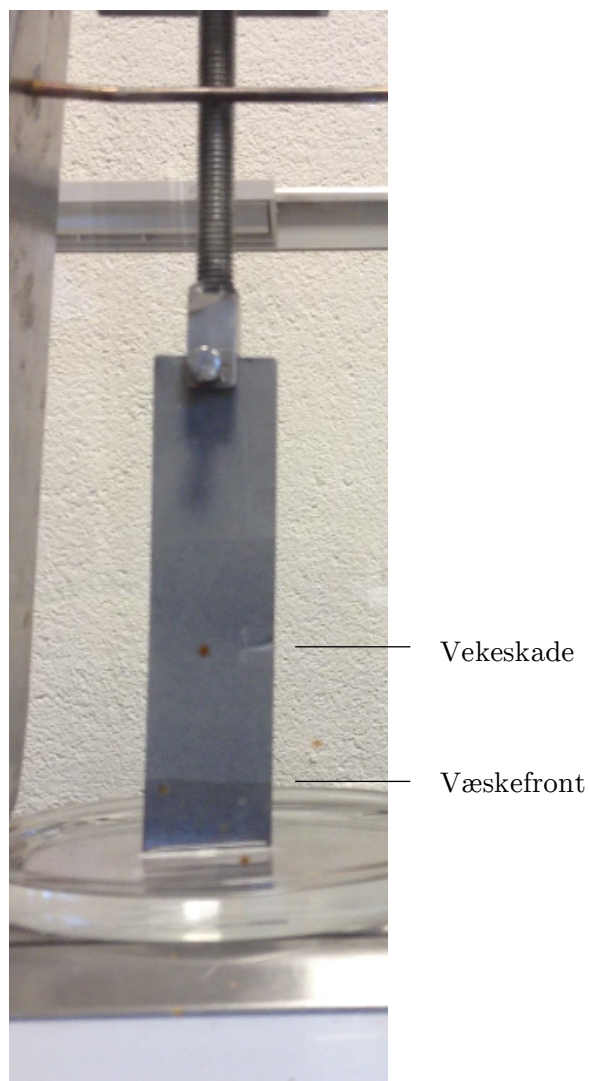


8. Bøyd sintret veke etter forsøk på å få den løs fra formen.



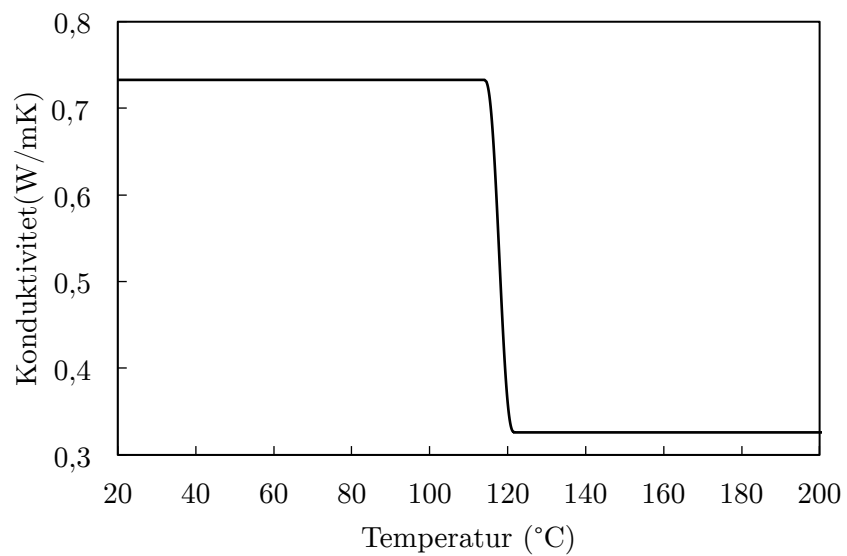
9. Knekt sintret veke etter forsøk på å korrigere bøyningen.

## Vedlegg B – Bilde av FM701-veke under rate-of-rise-forsøk



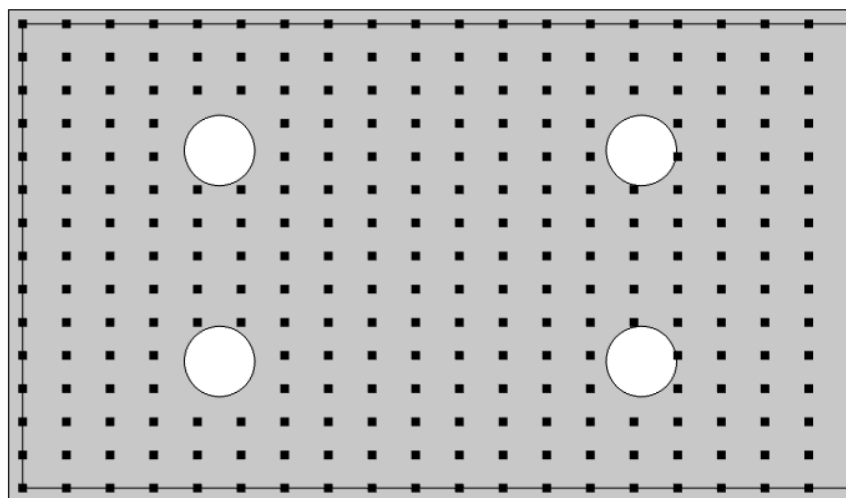
Bildet er tatt omtrent 2 sekunder ut i forsøket. Væskefronten markert er synlig som en horisontal linje, med fuktet veke i mørk grå på undersiden. Hakket på høyre side av veken er også markert.

## Vedlegg C – Konduktivitetsfunksjon for erytritol

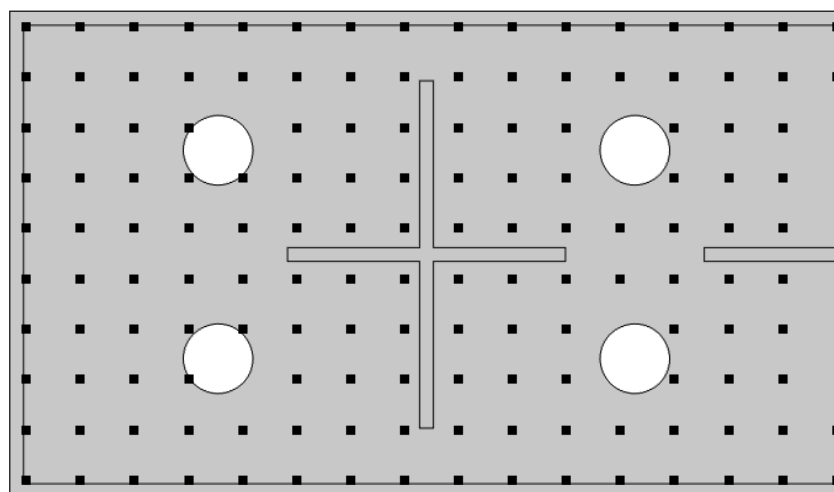


Konduktivitet som funksjon av temperatur, slik det er definert i COMSOL.

## Vedlegg D – Punktnettverk for smelteandelsberegninger



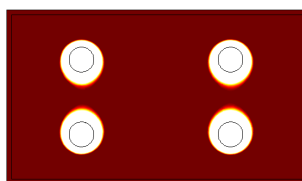
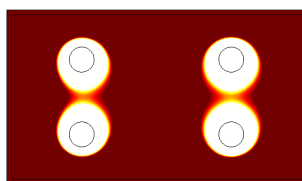
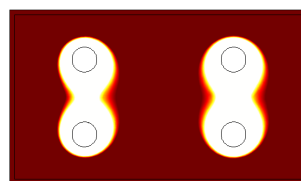
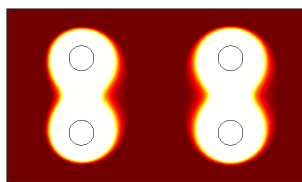
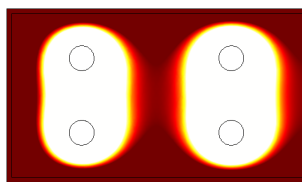
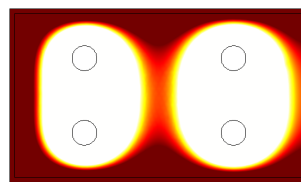
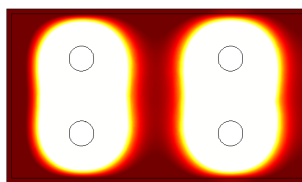
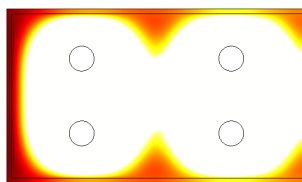
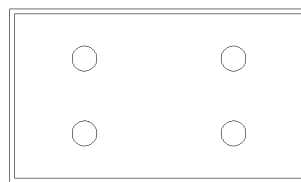
Punktnettverk uten finner (20×15)



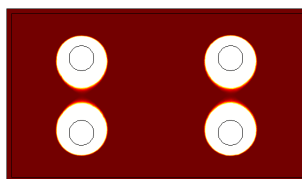
Punktnettverk med finner (16×10)

Beregningstiden for simuleringen med finner var noe omfattende, og krevde en nedjustering av antall evalueringspunkter. Punkter i tomrom, på rørkanter og i finnegeometri er fjernet, slik at kun erytritoloområdet dekkes.

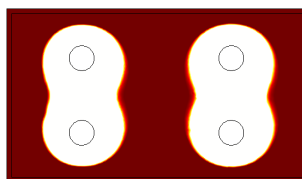
## Vedlegg E – Resultater fra simuleringer

 $t = 1800 \text{ s}$  $t = 3600 \text{ s}$  $f = 1$  $t = 5400 \text{ s}$  $t = 1800 \text{ s}$  $t = 3600 \text{ s}$  $f = 3$  $t = 5400 \text{ s}$  $t = 1800 \text{ s}$  $t = 3600 \text{ s}$  $f = 6$  $t = 5400 \text{ s}$ 

Smeltefrontutvikling ved konstant rørtemperatur for utvalgte  $f$ -faktorer.

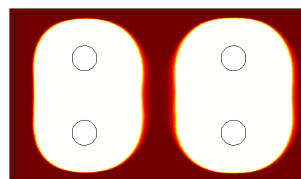


$t = 1800 \text{ s}$

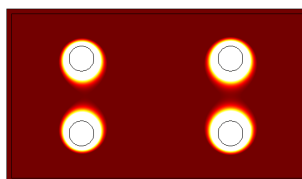


$t = 3600 \text{ s}$

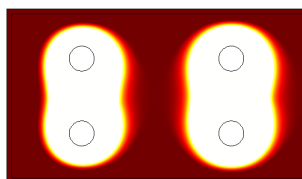
$f = 1$



$t = 5400 \text{ s}$

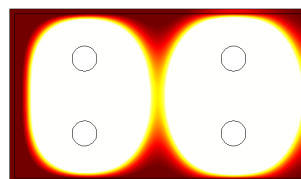


$t = 1800 \text{ s}$

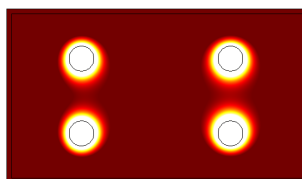


$t = 3600 \text{ s}$

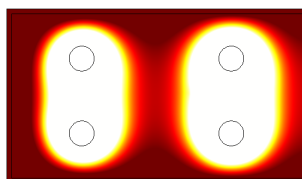
$f = 4$



$t = 5400 \text{ s}$

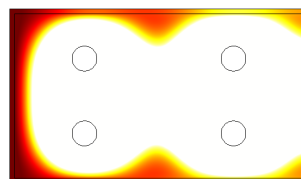


$t = 1800 \text{ s}$



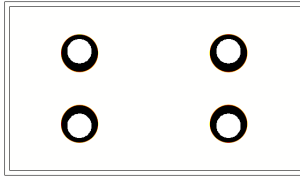
$t = 3600 \text{ s}$

$f = 8$

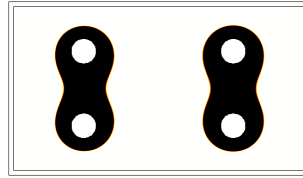


$t = 5400 \text{ s}$

Smeltefrontutvikling ved konstant effektbelastning for utvalgte  $f$ -faktorer.

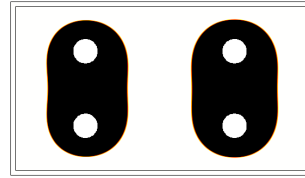


$t = 1800 \text{ s}$

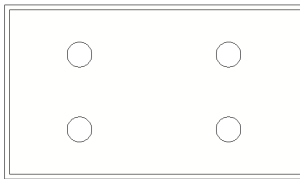


$t = 3600 \text{ s}$

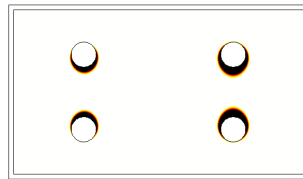
$f = 1$



$t = 5400 \text{ s}$

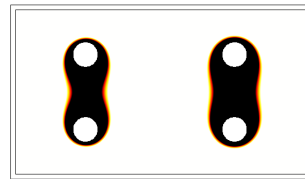


$t = 1800 \text{ s}$

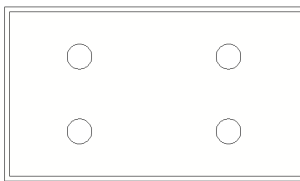


$t = 3600 \text{ s}$

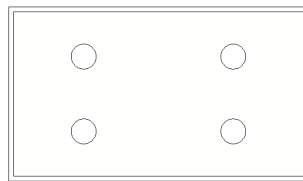
$f = 4$



$t = 5400 \text{ s}$

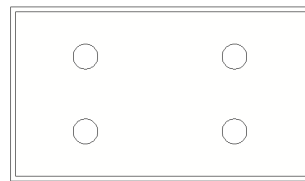


$t = 1800 \text{ s}$



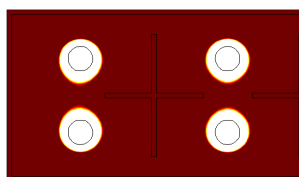
$t = 3600 \text{ s}$

$f = 8$

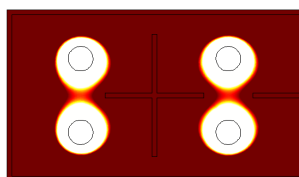


$t = 5400 \text{ s}$

Overopphetingsutvikling ved konstant effektbelastning for utvalgte  $f$ -faktorer.

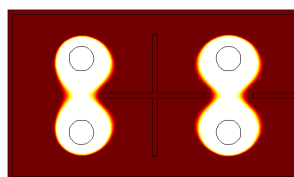


$t = 1800 \text{ s}$

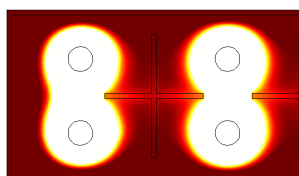


$t = 3600 \text{ s}$

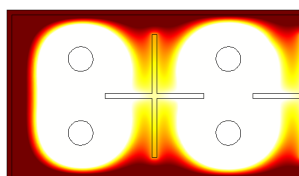
$f = 1$



$t = 5400 \text{ s}$

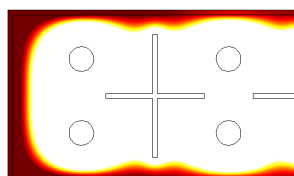


$t = 1800 \text{ s}$

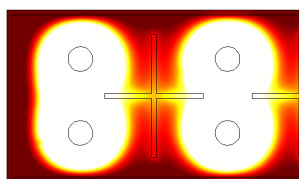


$t = 3600 \text{ s}$

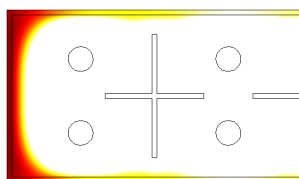
$f = 4$



$t = 5400 \text{ s}$

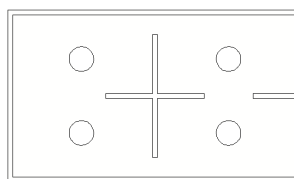


$t = 1800 \text{ s}$



$t = 3600 \text{ s}$

$f = 6$



$t = 5400 \text{ s}$

Smeltefrontutvikling ved konstant rørtemperatur for utvalgte  $f$ -faktorer med finner.