



Norges miljø- og
biovitenskapelige
universitet

Masteroppgave 2017 30 stp
Fakultet for realfag og teknologi

Sesonglagring av solvarme i termisk borehullslager – vurdering av sentrale systemkomponenters ytelse

Seasonal storage of solar thermal energy in
borehole thermal energy storage – performance
evaluation of key system components

Elisabeth Flatner
Miljøfysikk og fornybar energi

SESONGLAGRING AV SOLVARME I TERMISK BOREHULLSLAGER

Vurdering av sentrale systemkomponenters ytelse

Elisabeth Flatner

Norges miljø- og biovitenskapelige universitet

Fakultet for realfag og teknologi

August 2017

FORORD

Denne masteroppgaven markerer slutten på min tid som student ved Norges miljø- og biovitenskapelige universitet. Masteroppgaven har et omfang på 30 studiepoeng og er utarbeidet i løpet av våren og sommeren 2017 som siste ledd i en femårig utdanning i miljøfysikk og fornybar energi.

Da jeg begynte på studiene i 2012 var jeg drevet av en sterk interesse for lokale energiløsninger og energiløsninger i bygg. Gjennom studiene har jeg ervervet kunnskap om elektronikk, informatikk, atomfysikk og mye, mye mer. Likevel har denne masteroppgaven bragt meg tilbake til utgangspunktet, og gitt meg mulighet til å gå dypere inn i noe av det jeg interesserer meg aller mest for.

Arbeidet med oppgaven har hatt sine opp- og nedturer. Rammer og tema har blitt endret etter hvert som ny kunnskap er ervervet og nye problemstillinger har fremkommet. Dette har vært en noe frustrerende, men veldig spennende prosess der flere metoder og løsninger er testet ut underveis.

Jeg vil gjerne takke mine to veiledere ved NMBU. Takk til hovedveileder Petter H. Heyerdahl for sin medmenneskelighet, sine gode innspill og sitt brennende engasjement for fagområdet. Takk til biveileder Helen K. French som har bidratt med innsikt i et for meg nytt og spennende fagområde som ligger noe utenfor det tradisjonelle sivilingeniørstudiet. Takk også til alle andre forelesere og involverte som har bidratt til arbeidet med denne oppgaven.

Jeg vil også takke José Acuña og Helene Bø Tømmerbakke som har vært vennlig og delt forskningsdata og kommet med innspill underveis i arbeidet. Takk til Wilhelm Huus-Hansen i Anergy AS for raske svar og kommentarer til mine mange spørsmål.

Takk til venner og familie som har bidratt med god motivasjon underveis i arbeidet, gitt gode tilbakemeldinger og som har tatt seg tid til å lese korrektur.

Ås, 9. August 2017

Elisabeth Flatner

SAMMENDRAG

Sesonglagring av termisk energi gir muligheter for å utnytte termisk solenergi gjennom hele året. I denne masteroppgaven sees det nærmere på et system der solvarme lagres i termiske borehullslagre. Konseptet går i korte trekk ut på å omforme strålingsenergi fra solen til termisk energi som lagres i et volum av berggrunn og/eller løsmasser under jordskorpen. Borebrønner med varmevekslere benyttes for å overføre varme til og fra det termiske lageret.

Energilageret utgjør en sentral del av systemet og kunnskap rundt dette er essensielt for riktig dimensjonering av anlegget. I denne masteroppgaven sees det nærmere på ulike egenskaper ved løsmasser og berggrunn som lagringsmateriale for termisk energi. Effekten av grunnvann og ulike termiske egenskaper ved de forskjellige materialene er vurdert. Videre gis det råd om hvordan brønnparken og termiske borehullslagre bør dimensjoneres i ulike geologiske materialer. I tillegg til dette er det vurdert hvordan ulike driftssituasjoner i anlegget påvirker blant annet termisk kortslutning i energibrønnene, energibrønnenes effektoverføringskapasitet og solfangeranleggets virkningsgrad.

Forsøk for sammenligning av effektoverføring og termisk overføringsmotstand i leire og fjell kunne verken påvise eller utelukke forskjeller på de to geologiske materialene. Leire har generelt lavere termisk ledningsevne og diffusivitet enn fjell, og vil derfor være et teoretisk bedre lagringsmateriale for termisk energi på den måten at lagerets gjenvinningsgrad vil være høyere enn i fjell. Effektoverføringskapasiteten i leire vil derimot være dårligere enn i berggrunn grunnet lav termisk ledningsevne. Dette gjør at et termisk lager i leire vil respondere dårligere på høye effektkrav fra lasten og høy effektilførsel fra solfangeranlegget. Ved etablering av termiske borehullslagre i leire må det også tas hensyn til varmetilførselens påvirkning på leirens geotekniske egenskaper i form av ustabiliteter og setninger.

Resultater fra forsøk viser at den termiske kortslutningen i energibrønner med koaksialkollektor øker med redusert strømningshastighet. Dette gjelder for energibrønner der strømningsforholdet er laminært i ytre kanal og transturbulent eller fullt utviklet turbulent i indre rør. Estimerte temperaturprofiler for arbeidsvæsken i koaksialkollektorens indre rør viste at omkring halvparten av kortslutningseffekten ble overført i øvre tredjedel av energibrønneren.

Meteorologiske data fra forskningsstasjonen på Søråsfeltet i Ås ble benyttet for vurdering av solenergipotensial i et område. Solfangeranleggets respons på ulike driftssituasjoner i et termisk borehullslager ble vurdert og kommentert. Viktigheten av tilstrekkelig innstrålingsareal fremheves. Det gis råd om videre arbeid knyttet til systemregulering og design av solfangeranlegg i tilknytning til termiske borehullslagre for sesonglagring av solvarme.

ABSTRACT

This thesis presents a method for seasonal storage of solar energy based on solar collectors combined with borehole thermal energy storage (BTES). A borehole thermal energy storage system consists of multiple borehole heat exchangers in an underground structure of soil and/or rock. Heat transfer fluid circulating through the system provides heat from the solar collectors to the thermal energy storage. By injecting thermal energy in the summer and extracting it in the winter, solar thermal energy can be utilized throughout the year.

The object of this thesis was to evaluate thermal properties in different ground materials and their suitability for thermal energy storage. The effect of groundwater movement and different soil conditions in the energy storage area was evaluated. Advice was given to how the borehole field and thermal energy storage should be constructed. In addition to this, it has been looked in to how different operation situations effects key systems components.

Investigations of heat transfer capacity in clay and dense rock could neither prove or dismiss any difference between the two materials. Borehole thermal energy storage in clay will theoretically have higher storage efficiency due to lower thermal conductivity and thermal diffusivity compared to dense rock. However, the same thermal properties may result in lower capacity to absorb and release heat at a rate sufficient to meet the requirements from the solar collector system in the summer and from the load in the winter. For borehole thermal energy storage in clay, risks associated with heating of clay must be taken in to consideration.

Experiments demonstrate that the thermal shunt increases with decreasing flow rate in coaxial borehole heat exchangers where the flow conditions is laminar in the annular space and turbulent in the central pipe. Estimated vertical temperature profiles for water in the central pipe shows that approximately half of the thermal shunt flow appears in the upper third of the borehole.

Solar irradiance data and air temperature measurements from Søråsfeltet weather station in Ås has been used to evaluate solar energy potential for solar collectors. The solar collector systems response to different operating situations in borehole thermal energy storage is evaluated and the importance of adequate radiation area is emphasized.

SYMBOLLISTE

Symbol	Forklaring	Enhet
a_1	Tapsfaktor solfanger	W/m ² K
a_2	Tapsfaktor solfanger	W/m ² K ²
A	Areal	m ²
A_A	Aktivt areal	m ²
AM	Air mass	-
B	Forholdstall	-
c_{eff}	Effektiv spesifikk varmekapasitet	J/kgK
$c_{fast\ stoff}$	Spesifikk varmekapasitet i fast stoff	J/kgK
c_{luft}	Spesifikk varmekapasitet i luft	J/kgK
c_p	Spesifikk varmekapasitet	J/kgK
c_v	Volumetrisk varmekapasitet	J/m ³ K
c_{vann}	Spesifikk varmekapasitet i vann	J/kgK
D	Diameter	m
D_h	Hydraulisk diameter	m
E	Energi	J
$E_{tilført}$	Energi tilført til BTES	J
E_{uttak}	Energi ekstrahert fra BTES	J
f	Friksjonsfaktor	-
g	Gravitasjonsakselerasjon	m/s ²
G_{BTES}	Gjenvinningsgrad BTES	-
h	Hydraulisk trykkehøyde	m
h_f	Tapshøyde ved friksjon	m
h_{konv}	Konveksjonskoeffisient	W/m ² K
h_L	Tapshøyde ved singulære tap	m
h_{tot}	Total tapshøyde	m
I	Innstrålt effekt	W/m ²
$I_{horizontal}$	Solinnstråling mot horisontal flate	W/m ²
I_s	Solarkonstant	W/m ²
K	Hydraulisk ledningsevne	m/s
k	Tapskoeffisient	-
kortslutningsandel	Andel tilført effekt til energibrønn som kortsluttes mellom indre rør og ytre kanal	%
L	Lengde	m
$L_H, laminær$	Hydrodynamisk innløpslengde	m
$L_T, laminær$	Termodynamisk innløpslengde	m
m	Masse	kg
\dot{m}	Massestrøm	kg/s

Symbol	Forklaring	Enhet
\dot{m}_{R1-000}	Massestrøm i R1-000	kg/s
n	Porøsitet	%, -
n_e	Effektiv porøsitet	%, -
Nu	Nusselts tall	-
Pr	Prandtls tall	-
q	Spesifikk strømningshastighet	m/s
Q	Væskestrøm	m ³ /s, L/min
Q_{R1-000}	Volumstrøm i R1-000	m ³ /s, L/min
Q_{tot}	Total væskestrøm	m ³ /s, L/min
\dot{Q}	Varmeoverføringsrate	W
\dot{Q}_{avgitt}	Avgitt effekt fra arbeidsvæske i energibrønn	W
\dot{Q}_{BTES}	Total avgitt effekt til BTES	W
\dot{Q}_{kond}	Varmeoverføringsrate ved konduksjon	W
\dot{Q}_{konv}	Varmeoverføringsrate ved konveksjon	W
$\dot{Q}_{net\ rad}$	Netto utstrålt effekt	W
\dot{Q}_{SC}	Termisk kortslutningseffekt	W
\dot{Q}_{SF}	Avgitt effekt til arbeidsvæske i solfanger	W
\dot{Q}_{sol}	Innstrålt effekt på plan solfanger	W
$\dot{Q}_{yt\re\ kanal}$	Avgitt effekt i ytre kanal	W
r	Radius	m
R	Termisk motstand	K/W
R_B	Forholdstall	-
R_b	Termisk borehullsmotstand	Km/W
Re	Reynolds tall	-
R_{grunn}	Termisk motstand i grunnen	Km/W
R_{kond}	Konduksjonsmotstand	K/W
R_{konv}	Konveksjonsmotstand	K/W
R_{SC}	Termisk kortslutningsmotstand	K/W
S	Metningsgrad	%, -
T	Temperatur	°C, K
$T_{arbeidsvæske}$	Arbeidsvæskens temperatur	°C, K
$T_{brønnvegg}$	Brønnveggens temperatur	°C, K
$T_{bunn\ av\ brønn}$	Temperatur i bunn av brønnen	°C, K
\bar{T}_{BP}	Middeltemperatur i brønnpark	°C, K
$T_{BP\ inn}$	Arbeidsvæskens temperatur inn i brønnparken	°C, K
$T_{BP\ ut}$	Arbeidsvæskens temperatur ut av brønnparken	°C, K
$T_{BT\ indre\ rør}$	Temperatur ved brønntopp, indre rør	°C, K

Symbol	Forklaring	Enhet
$T_{BT\ ytre\ kanal}$	Temperatur ved brønntopp, ytre kanal	°C, K
$T_{indre\ rør}$	Arbeidsvæskens temperatur i indre rør	°C, K
T_{inn}	Temperatur inn i solfanger/	°C, K
T_o	Omgivelsestemperatur	°C, K
$T_{oppladet}$	BTES temperatur i oppladet tilstand	°C, K
T_{SF}	Middeltemperatur i solfanger	°C, K
$T_{uberørt}$	Uberørt grunntemperatur	°C, K
T_{ut}	Temperatur ut av solfanger/	°C, K
$T_{utladet}$	BTES temperatur i utladet tilstand	°C, K
$T_{ytre\ kanal}$	Arbeidsvæskens temperatur i ytre kanal	°C, K
\bar{v}	Gjennomsnittlig strømningshastighet	m/s
\bar{v}_{pv}	Porevannshastighet	m/s
V	Volum	m ³
WP	Wetted perimeter	m
x	Posisjon	m
α	Termisk diffusivitet	m ² /s
α_s	Solar høyde	°
ΔP	Trykkendring	Pa
ΔT	Temperaturdifferanse	°C, K
ΔT_{BP}	Temperaturdifferanse i brønnpark	°C, K
$\Delta T_{drivende}$	Drivende temperaturdifferanse	°C, K
$\Delta T_{energibrønn}$	Temperaturdifferanse i energibrønn	°C, K
$\Delta T_{indre\ rør}$	Temperaturdifferanse i indre rør	°C, K
ΔT_{sesong}	Temperaturdifferanse i BTES i løpet av en sesong	°C, K
ΔT_{SF}	Temperaturdifferanse i solfanger	°C, K
ϵ	Emissivitet	-
η_o	Optisk virkningsgrad	-
η_{SF}	Solfangervirkningsgrad	-
θ_z	Senitvinkel	°
κ	Permeabilitet	m ²
λ	Termisk ledningsevne	W/mK
λ_{eff}	Effektiv termisk ledningsevne	W/mK
$\lambda_{fast\ stoff}$	Termisk ledningsevne i fast stoff	W/mK
λ_{fluid}	Termisk ledningsevne i fluid	W/mK
μ	Dynamisk viskositet	Ns/m ²
ρ	Tetthet	kg/m ³

σ	Stefan-Boltzmannskonstant	W/m ² K ⁴
γ	Solar asimut	°

FORKORTELSER

Forkortelse	Forklaring
AMS	Avanserte måle- og styresystemer
BH10	Borehull 10
BH9	Borehull 9
BP	Brønnpark
BT	Brønntopp
BTES	Borehole thermal energy storage, termisk borehullslager
DLSC	Drake Landing Solar Community
DTRT	Distribuert termisk responstest
FF	Formfaktor
HL1	Høytemperaturlager 1
HL2	Høytemperaturlager 2
IEA	International Energy Agency
KTH	Kungliga Tekniska Högskolan
MG	Marin grense
NGU	Norges geologiske undersøkelse
NMBU	Norges miljø- og biovitenskapelige universitet
PE	Polyetylen
PEX	Forsterket polyetylen
PP	Polypropylen
PU	Polyuretan
PVC	Polyvinylklorid
SC	Short circuit, kortslutning
SF	Solfanger
SGI	Svensk geoteknisk institutt
Temp.	Temperatur
TRT	Termisk responstest

INNHOLDSFORTEGNELSE

Forord	III
Sammendrag	V
Abstract	VII
Symbolliste	IX
Forkortelser	XII
1 Innledning	1
1.1 Problemstilling og avgrensninger.....	2
1.2 Relevante anlegg og forskningsprosjekter.....	2
1.2.1 Drake Landing Solar Community.....	2
1.2.2 Forskningsprosjekt for energilagring i leire i Linköping, Sverige.....	3
1.2.3 Demonstratoranlegg ved NMBU.....	3
1.3 Oppgavens struktur.....	4
2 Generell teori	5
2.1 Termodynamikk.....	5
2.1.1 Stråling.....	5
2.1.2 Konveksjon.....	5
2.1.3 Konduksjon.....	6
2.1.4 Termisk motstand.....	6
2.2 Solinnstråling.....	7
2.2.1 Solens posisjon på himmelen.....	7
2.2.2 Innstråling og refleksjon.....	8
2.3 Hydrogeologi.....	9
2.3.1 Umettet og mettet sone.....	9
2.3.2 Grunnvannsstrøm.....	10
2.4 Strømningsteknikk.....	12
2.4.1 Massestrøm og kontinuitetsligningen.....	12
2.4.2 Laminær og turbulent strømning.....	12
2.4.3 Strømningsmotstand og trykkfall i væskestrøm.....	13
2.4.4 Serie- og parallellkoblede rør.....	14
2.4.5 Konveksjon i rørstrømning.....	15
3 Bakgrunn og teknologi	17
3.1 Solenergi, berggrunn og løsmasser i Norge.....	17
3.2 Solfangere.....	19
3.2.1 Virkningsgrad.....	20

3.2.2	Energiomforming i solfangere	21
3.3	Geotermiske energibrønner	22
3.3.1	Kollektortyper	22
3.3.2	Effektoverføring i energibrønner	23
3.4	Termiske borehullslagre	26
3.4.1	Berggrunn og løsmasser som termisk lagringsmateriale.....	28
3.4.2	Utforming av termiske borehullslagre.....	31
3.5	Sesonglagring av solvarme i termisk borehullslager.....	33
4	Metode	37
4.1	Forsøksanlegg.....	37
4.1.1	Brønnsesifikasjoner.....	39
4.1.2	Geologiske og hydrogeologiske forhold	39
4.1.3	Temperatursensorer	41
4.2	Forsøksgjennomføring og databehandling	43
4.2.1	Forsøk 1: Sammenligning av avgitt effekt i leire og fjell	44
4.2.2	Forsøk 2: Drift av anlegget med ulike strømningshastigheter	44
4.2.3	Databehandling.....	45
4.3	Solinnstråling og systemregulering	51
5	Forsøksresultater	53
5.1	Temperaturprofil i indre rør.....	53
5.2	Avgitt effekt til leire og fjell.....	53
5.3	Kortslutning ved ulike strømningshastigheter.....	54
5.4	Solinnstråling.....	56
6	Utforming av anlegg og diskusjon	59
6.1	Fjell og leire som lagringsmateriale for termisk energi.....	59
6.1.1	Termisk egenskaper i lagermaterialet	59
6.1.2	Grunnvannsbevegelse.....	59
6.1.3	Kvikkleire.....	62
6.1.4	Konsekvenser ved oppvarming av leire	62
6.2	Utforming av termisk borehullslager i fjell og leire	64
6.2.1	Størrelse på termisk borehullslager	64
6.2.2	Avstand mellom energibrønner.....	64
6.2.3	Formfaktor.....	66
6.2.4	Brønndiameter og effektberedskap	66
6.2.5	Varmetap og gjenvinningsgrad i termisk borehullslager	67

6.3	Termisk kortslutning i energibrønner	68
6.4	Solinnstråling og systemregulering	70
7	Diskusjon av metodevalg og usikkerheter	73
7.1	Databehandling og forsøkgjennomføring	73
7.1.1	Temperaturmålinger	73
7.1.2	Aktiv brønnlengde i R1-000.....	73
7.1.3	Uberørt grunntemperatur.....	73
7.1.4	Strømningshastighet i R1-000.....	73
7.1.5	Temperaturprofil i indre rør	74
7.2	Forsøk 1: Sammenligning av avgitt effekt i leire og fjell.....	74
7.2.1	Grunntemperatur nært til R1-000.....	74
7.3	Forsøk 2: Drift av anlegg ved ulike strømningshastigheter.....	75
7.4	Solinnstråling og systemregulering	75
8	Konklusjon.....	77
9	Referanser.....	79
VEDLEGG	83
	Vedlegg A.....	85
	Vedlegg B.....	89

1 INNLEDNING

I Norge står bygninger for omkring 35 % av den totale nasjonale energibruken (Strandskog & Jaegtnes 2017). 73 % av denne energibruken gikk i 2014 til norske husholdninger, mens tjenesteytende næring og offentlig forvaltning sto for de resterende 27 %.

To tredjedeler av energiforbruket i en gjennomsnittlig norsk husholdning går til oppvarming av bolig og forbruksvann. Energibærerne som benyttes er i hovedsak elektrisitet, ved og olje/parafin. Med utfasing av oljefyrer og skjerpede energikrav i bygningenes tekniske forskrifter (TEK) settes det stadig høyere krav til bruk av fornybare energikilder, energikvalitet, isolasjon og tette bygninger. De siste årene har også fokuset på effektforbruk økt. Med installasjon av *avanserte måle- og styresystemer* (AMS) i alle norsk hjem forventes også innfasing av effektprising for å redusere og jevne ut effekttoppenes belastning på kraftnettet.

Ved å benytte gratis, fornybar energi fra solen til oppvarming kan bruk av fossile ressurser reduseres og kravene til isolasjon senkes. I Norge er energibehovet preget av sesongvariasjoner med store behov i vinterhalvåret og mindre behov i sommerhalvåret. Kun energi til oppvarming av forbruksvann vil være tilnærmet konstant gjennom året. Solinnstrålingen vil følgelig være i motfase med energiforbruket. Høyest effekt fra solen kan forventes på det tidspunktet på dagen og året som energibehovet er minst. Gode løsninger for langtidslagring av termisk energi er derfor en forutsetning for at solfangerteknologien skal være en løsning i Norge.

I denne masteroppgaven presenteres et system for sesonglagring av termisk solenergi utviklet av Anergy AS i samarbeid med Norges miljø- og biovitenskapelige universitet (NMBU). Anlegget består av fire hovedkomponenter; solfangere, energibrønner, et termisk borehullslager og et varmedistribusjonssystem. Konseptet går ut på å benytte berggrunn og/eller løsmasser under jordoverflaten som lagringsvolum for termisk energi. Vertikale borebrønner med varmevekslere, også omtalt som energibrønner, benyttes for å overføre varme til og fra det termiske borehullslageret. I sommerhalvåret omformes strålingsenergi fra solen til termisk energi i solfangeren. Varm arbeidsvæske fra solfangerne sirkulerer deretter gjennom energibrønnene der varme overføres til omkringliggende berggrunn og/eller løsmasser. I vinterhalvåret, når solinnstrålingen er lav, hentes varme ut fra det termiske borehullslageret gjennom sirkulerende væske i varmedistribusjonssystemet og energibrønnene. På denne måten vil solenergi lagres lokalt og kraftnettet belastes minimalt ettersom boligen i stor grad er selvforsynt med energi til oppvarming og forbruksvann gjennom hele året.

1.1 Problemstilling og avgrensninger

Sesonglagring av termisk energi gir muligheter for å utnytte solenergi gjennom hele året og redusere behovet for tilført energi til boligen. Energilageret utgjør en sentral del av systemet og kunnskap rundt dette er essensielt for riktig dimensjonering av anlegget. I «*Grunnvarme i Norge – Kartlegging av økonomisk potensiale*» oppgis det at 26 % av bebyggt areal i Norge har en dybde til fjell på mer enn 30 m (Ramstad 2011). Dette gjør det interessant å se på potensialet for energilagring i løsmasser i tillegg til tradisjonell berggrunn. Sentrale begreper her er knyttet til effektoverføring fra energibrønnene og lagring av energi i geologiske materialer.

I denne masteroppgaven undersøkes egnetheten for energilagring i løsmasser og fjell i forbindelse med termiske borehullslagre. Målet er å kartlegge ulike egenskaper ved de to materialene og betydningen disse ulikhetene har for et anlegg med sesonglagring av termisk solenergi. I tillegg til dette undersøkes også termisk kortslutningseffekt i energibrønner ved ulike strømningsforhold, og hvilke tiltak som bør gjøres rundt dette. Det blir også sett på hvordan ulike driftssituasjoner i det termiske borehullslageret påvirker et solfangeranlegg, og hvilke parametere som er viktige for regulering og drift av et slikt anlegg.

Hovedfokuset i denne oppgaven ligger på varmetilførsel til termisk borehullslager, men varmeuttak er også kommentert. Oppgaven begrenses slik at råd om dimensjonering av anlegg ikke knyttes opp mot et konkret anlegg, men kun gis på generelt grunnlag. Det blir ikke gått inn på ulike brønnboreteknikker, løsninger for varmedistribusjonssystem i bygg eller kostnadsanalyser.

1.2 Relevante anlegg og forskningsprosjekter

1.2.1 Drake Landing Solar Community

Drake Landing Solar Community (DLSC) i Okotoks, Alberta i Canada er eksempel på et kommersielt storskala anlegg for sesonglagring av solenergi i termisk borehullslager. Anlegget ble satt i drift i juli 2007 (Sibbitt et al. 2012) og leverer varme til 52 husstander innenfor et lite område. I perioden 2012 til 2015 hadde anlegget en gjennomsnittlig dekningsgrad på 96 % (Drake Landing Solar Community u.d.-b), hvilket innebærer at 96 % av energibehovet til oppvarming ble dekket av solenergi.

Solfangeranlegget i DLSC består av 800 platesolfangere montert på boligenes felles garasjeanlegg. Solfangerne har et areal på i underkant av 2900 m² og leverer omkring 1,5 MW termisk effekt på solfylte sommerdager. Det termiske borehullslageret er etablert i løsmasser og består av 144 energibrønner med u-rørkollektorer. Brønnene er 37 m dype og er boret med en intern avstand på 2,25 m. Lageret har et anslått volum på 34 000 m³ som ved tilførsel av energi fra solfangeranlegget er estimert å nå en temperatur på 80 °C i slutten av ladesesongen. I tillegg til det termiske borehullslageret har anlegget to 120 m³ varmtvannstanker som fungerer som korttidslager og buffertank for solfangeranlegget og distribusjonssystemet.

1.2.2 Forskningsprosjekt for energilagring i leire i Linköping, Sverige

I perioden 1992 til 1994 gjennomførte Svensk geoteknisk institutt (SGI) et større forskningsprosjekt i Linköping i Sverige (Gabrielsson et al. 1997). Målet med forskningsprosjektet var å undersøke egenskapene i leire, og hvordan disse egenskapene påvirkes ved etablering av termiske energilagre med temperaturer opp til 70 °C og rundt frysepunktet. Som en del av forsøket ble det etablert fire kubeformede prøvefelt på 1000 m³; to høytemperaturlagre, ett fryselager og ett uberørt felt som ble benyttet som referanse for de andre forskningsfeltene.

Fire hovedstudier ble gjennomført:

- Termisk innvirkning på leirens geomekaniske egenskaper
- Termiske egenskaper ved leire
- Effekt av toppisolering av termisk borehullslager
- Energibrønnenes varmeoverføringskapasitet

Høytemperaturlagrene ble varmet til 70 °C ved hjelp av 100 jevnt fordelte, vertikale u-rørkollektorer. U-rørkollektorene var 10 m dype og var laget av forsterket polyetylen (PEX). En elektrisk kolbe ble benyttet som effektkilde for oppvarming av sirkulerende arbeidsvæske. Energilagrene ble isolert med polystyrene i toppen for å hindre varmetap til overflaten. Videre ble et av lagrene (HL1) driftet med skiftende temperaturer mellom 35 °C og 70 °C for å simulere et sesonglager med varierende temperaturer. To varme- og kjølesykluser ble gjennomført hvert år i tre år. Det andre høytemperaturlageret (HL2) ble holdt ved konstant temperatur på 70 °C i tre år.

Forskningsprosjektet viser gode resultater for varmelagring i myk leire. Små setninger og endringer i geotekniske egenskaper ved leire ble detektert, men det meste av dette lå innenfor naturlige variasjonsområder.

1.2.3 Demonstratoranlegg ved NMBU

I løpet av årene 2016 til 2017 har det blitt ført opp et demonstratoranlegg for småskala sesonglagring av termisk solenergi ved Fakultet for realfag og teknologi ved NMBU.

Demonstratoranlegget består av et termisk borehullslager med 20 energibrønner, et solfangeranlegg og et mindre undervisningslokale.

Anleggets termiske borehullslager har et aktivt volum på omkring 2000 m³. Varmetilførsel og -uttak fra lageret foregår gjennom 20 energibrønner med brønndybde på omkring 42 m. I brønnene er det installert koaksialkollektorer med fleksible ytterrør. Over brønnparken er det bygget et 50 m² undervisningsbygg som huser teknisk utstyr for å drifte anlegget, målesensorer og undervisningsmateriell. På taket av undervisningsbygget og nærliggende bygninger er det installert i overkant av 60 m² platesolfangere.

Hensikten med demonstratoranlegget er å se på mulighetene for å utvikle småskala anlegg for sesonglagring av termisk solenergi tilpasset en typisk norsk enebolig. Flere interessante momenter ønskes belyst (Huus-Hansen 2017):

- Kan anlegget dekke energibehovet for en enkeltbolig?
- Kan kostnadene for installasjon av denne typen anlegg dekkes ved å bygge enklere hus?
- Kan anlegget driftes uten installasjon av varmepumper?
- Kan anlegget være med å fremme bruk av mindre isolering og øke bruk av naturlige materialer i norske eneboliger?
- Kan anlegget gi mulighet for generøs energibruk og med dette gi sunnere boliger?

Demonstratoranlegget settes i drift for forsøk gjennomført i denne masteroppgaven i april 2017. I disse forsøkene benyttes en elektrisk effektkilde for oppvarming av brønnparkens fire senterbrønner. Tilkobling av solfangere for effektilførsel til alle de 20 energibrønnene i brønnparken er planlagt å skje i løpet av høsten 2017.

1.3 Oppgavens struktur

Kapittel 1 tar for seg bakgrunnen for oppgaven og motivasjon for valg av tema og problemstilling.

Kapittel 2 tar for seg generell teori knyttet til termodynamikk, solenergi, hydrogeologi og strømningsteknikk.

Kapittel 3 tar for seg bakgrunn og teknologi for anlegg som kombinerer solfangere og termisk borehullslager for sesonglagring av termisk solenergi.

Kapittel 4 tar for seg metoder for forsøk gjennomført i denne masteroppgaven.

Kapittel 5 presenterer resultater av forsøk beskrevet i kapittel 4.

Kapittel 6 drøfter og diskuterer momenter rundt dimensjonering og utforming av termisk borehullslager i løsmasser og fjell på grunnlag av forsøksresultater, teori og litteratur presentert i tidligere kapitler. Hovedhensikten i dette kapitlet er å gi et overblikk over hvordan ulike egenskaper ved de to geologiske materialene vil gi utslag i anleggets utforming og driftssituasjon. Momenter rundt solinnstråling og systemregulering blir også diskutert.

Kapittel 7 diskuterer metodevalg og usikkerheter knyttet til forsøk og forsøksresultater beskrevet i kapittel 4 og 5.

Kapittel 8 konkluderer oppgaven og kommer med råd om videre arbeid.

2 GENERELL TEORI

Dette kapitlet tar for seg grunnleggende teori knyttet til termodynamikk, solinnstråling, hydrogeologi og strømningsteknikk.

2.1 Termodynamikk

Varme er termisk energi som overføres fra et system til et annet som følge av en temperaturgradient mellom de to systemene. Termodynamikkens andre lov – energikvalitetsloven – slår fast at varme alltid overføres fra et system med høy temperatur til et system med lavere temperatur. Det er tre grunnleggende overføringsmekanismer for varme; stråling, konveksjon og konduksjon (varmeledning).

2.1.1 Stråling

Termisk stråling er varmeoverføring i form av elektromagnetiske bølger. Stråling er den eneste av de tre varmeoverføringsmekanismene som virker i vakuum. Alle objekter med temperatur over det absolutte nullpunktet (-273,15 °C) absorberer og emitterer termisk energi.

Netto termisk utstråling fra et objekt beskrives ved Stefan-Boltzmanns lov:

$$\dot{Q}_{net\ rad} = \varepsilon\sigma A(T^4 - T_O^4) \quad (2.1)$$

Der $\dot{Q}_{net\ rad}$ (eng: net radiation) er netto utstrålt effekt, ε er objektets emissivitet, σ er Stefan-Boltzmanns konstant, A og T er henholdsvis objektets overflateareal og temperatur og T_O er omgivelsestemperaturen (Cengel & Ghajar 2011).

Emissivitet angir objektets evne til å emittere stråling sammenlignet med et sort legeme under de samme forholdene. Et objekt med $\varepsilon = 1$ betraktes som et perfekt sort legeme, og emitterer maksimalt med stråling ved en gitt temperatur.

2.1.2 Konveksjon

Konveksjon er varmeoverføring gjennom fluidtransport og omtales i to former:

- **Tvungen konveksjon:** varmeoverføring der fluidet tvinges i bevegelse av ytre drivkrefter.
- **Naturlig/fri konveksjon:** varmeoverføring der fluidbevegelsen er forårsaket av oppdriftskrefter knyttet til tetthetsforskjeller i fluidet.

Varmeoverføring gjennom konveksjon fra en fast overflate til nærliggende væske eller gass i bevegelse beskrives ved Newtons avkjølingslov:

$$\dot{Q}_{konv} = h_{konv}A(T - T_O) \quad (2.2)$$

Der \dot{Q}_{konv} er varmeoverføringsraten fra overflaten til fluidet, h_{konv} er konveksjonskoeffisienten, A er overflatearealet der konveksjonen finner sted, T er flatens overflatetemperatur og T_O er omgivelsestemperaturen (Cengel & Ghajar 2011).

2.1.3 Konduksjon

Konduksjon, eller varmeledning, er varmeoverføring gjennom interaksjoner mellom nærliggende molekyler i et stoff, en væske eller i en gass. Energien overføres fra mer energetiske til mindre energetiske molekyler uten forekomst av massetransport.

Varmeledningen i et stoff drives av en temperaturgradient, men avhenger også av objektets geometri og materialegenskaper. Varmeoverføring ved konduksjon i en bestemt retning beskrives ved Fouriers lov:

$$\dot{Q}_{kond} = -\lambda A \frac{dT}{dx} \quad (2.3)$$

Der \dot{Q}_{kond} er varmeoverføringsraten ved konduksjon, λ er materialets termiske ledningsevne, A er tverrsnittareal normalt på overføringsretningen og $\frac{dT}{dx}$ er temperaturgradienten i den gitte retningen (Cengel & Ghajar 2011). Negativt fortegn følger av varmestrøm i retning av avtagende temperatur. Den termiske ledningsevnen til et materiale sier noe om hvor lett varme ledes gjennom materialet. Høy termisk ledningsevne tilsier at materialet er en god varmeleder mens lav termisk ledningsevne indikerer at materialet er en dårlig varmeleder eller en isolator.

2.1.4 Termisk motstand

Termisk motstand betegner et materiales evne til å motstå varmetransport og avhenger av materialets geometri og termiske egenskaper. Den termiske motstanden i et stoff er analogt til elektrisk motstand i en strømkrets, der strømmen representerer varmefluksen gjennom materialet og spenningsforskjellen representerer den drivende temperaturdifferansen. Termiske motstander i serie eller parallell summeres på samme måte som elektriske motstander.

Termisk motstand R gjennom et homogent materiale fra et område med temperatur T_1 til et område med temperatur T_2 for en gitt varmeoverføringsrate \dot{Q} er gitt som:

$$R = \frac{T_1 - T_2}{\dot{Q}} \quad (2.4)$$

Termisk konveksjon- og konduksjonsmotstand for radiell effektoverføring i en sylinder kan beregnes ved henholdsvis:

$$R_{konv} = \frac{1}{Ah_{konv}} \quad (2.5)$$

og

$$R_{kond} = \frac{\ln(r_2/r_1)}{2\pi L\lambda} \quad (2.6)$$

Der h_{konv} er konveksjonskoeffisient, A er overflatearealet der konveksjonen finner sted, r_1 og r_2 er henholdsvis sylinderens indre og ytre radius, L er sylinderens lengde og λ er sylindermaterialets termiske ledningsevne (Cengel & Ghajar 2011).

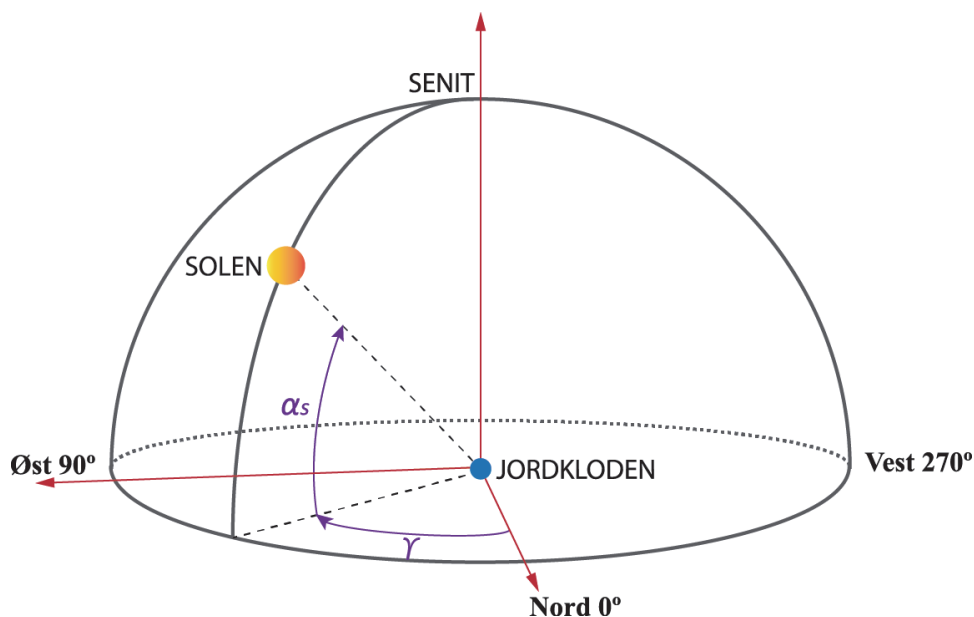
2.2 Solinnstråling

Solen stråler ut energi som et tilnærmet sort legeme med temperatur på omkring 5800 K. Strålingspekteret dekker det meste av det elektromagnetiske spekteret med hovedvekt på det synlige, det nært infrarøde og det ultrafiolette området.

Solinnstrålingen som treffer jordoverflaten omtales som diffus eller direkte stråling. Diffus stråling er stråling som er spredt eller reflektert i atmosfæren før den når ned til jordoverflaten. Direkte stråling passerer upåvirket gjennom atmosfæren. Summen av diffus og direkte stråling omtales som global innstråling. På en klar, skyfri dag utgjør diffus stråling omkring 10 % av den globale innstrålingen (Smets et al. 2016).

2.2.1 Solens posisjon på himmelen

Sett fra jordoverflaten vil solens posisjon på himmelen variere med geografisk posisjon, årstid og tidspunkt på døgnet. Solens posisjon kan beskrives ved hjelp av en himmelkule – en tenkt kule med udefinert radius som er konsentrisk med jordkloden slik det er vist i figur 2.1. Planet gjennom sentrum av jordkloden og vinkelrett på linja som peker mot senit omtales som horisontplanet.



Figur 2.1: Øvre del av himmelkule for beskrivelse av solens posisjon i forhold til en observatør på jordkloden. Solar asimut γ angir vinkel mellom meridian (plan utspent av sirkel gjennom nord, sør og senit) og solen, og solar høyde α_s angir vinkel mellom horisontplanet og solen. Solar asimut er her definert som 0° i nord og økende mot øst med gyldighetsområde fra 0° til 360° .

Solens posisjon for en bestemt lokasjon og tidspunkt angis ved to vinkler; solar høyde α_s og solar asimut γ . Solar høyde angir vinkelen mellom horisontplanet og solen, der:

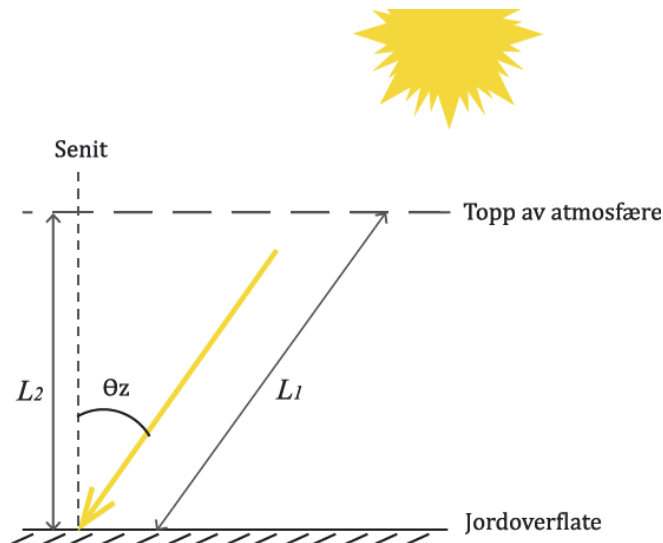
- $\alpha_s < 0^\circ$: Solen er under horisonten.
- $\alpha_s = 0^\circ$: Solopp- og nedgang.
- $\alpha_s > 0^\circ$: Solen er over horisonten og synlig for observatør på jordkloden.

Solar asimut angir vinkelen mellom meridianen (plan utspent av sirkel gjennom nord, sør og senit) og solen. Det praktiseres ulike definisjoner for solar asimut. I figur 2.1 er asimutvinkelen definert som 0° i nord og økende mot øst med et gyldighetsområde fra 0° til 360° . Andre (Chen 2011; Duffie & Beckman 2013) definerer solar asimut som 0° i sør og/eller med gyldighetsområde fra 0° til $\pm 180^\circ$.

2.2.2 Innstråling og refleksjon

Effektmengden som treffer jordens ytre atmosfære per kvadratmeter vinkelrett på innstrålingsretningen omtales som solarkonstanten. Den faktiske verdien av solarkonstanten varierer noe som følge av jordens elliptiske bane rundt solen og variasjoner i solaktiviteten. Chen (2011) oppgir solarkonstanten I_s lik $1366 \pm 3 \text{ W/m}^2$.

Effektmengden som når jordoverflaten varierer derimot mye. Partikler, gasser og dråper i atmosfæren demper solinnstrålingen gjennom refleksjon, absorpsjon og spredning. Hvor mye strålingen svekkes avhenger av atmosfæriske og lokale meteorologiske forhold. På en klar, skyfri dag er avstanden strålene tilbakelegger gjennom atmosfæren den viktigste parameteren for å estimere solinnstrålingen (Smets et al. 2016). Air mass beskriver forholdet mellom den faktiske avstanden solstrålene tilbakelegger gjennom atmosfæren og den korteste mulige avstanden. Avstanden er kortest når solen står i senit, det vil si når solstrålene faller normalt på jordoverflaten.



Figur 2.2: Air mass beskriver forholdet mellom solstrålenes faktiske avstand gjennom atmosfæren og korteste mulig avstand som forekommer når solen står i senit. Vinkelen mellom solstrålene og normalen, θ_z , betegnes som senitvinkelen.

Air mass AM kan estimeres som:

$$AM = \frac{L_1}{L_2} = \frac{1}{\cos(\theta_z)} \quad \theta_z \in (0^\circ, 90^\circ) \quad (2.7)$$

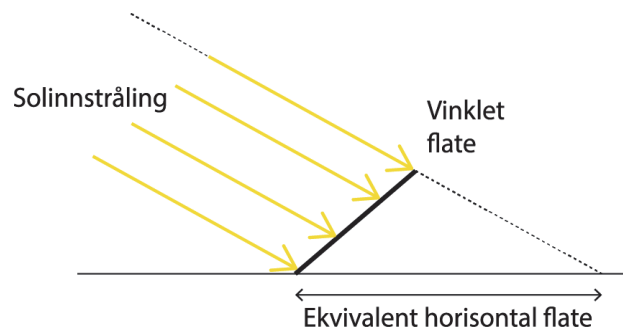
Der L_1 og L_2 er henholdsvis lengste og korteste avstand gjennom atmosfæren og θ_z er vinkelen mellom solstrålene og normalen som vist i figur 2.2 (Chen 2011). Air mass varierer med solens posisjon på himmelen og er følgelig både tids- og posisjonsavhengig.

En flate som vinkles mot solinnstrålingen mottar mer innstrålt effekt enn en horisontal eller vertikal flate. Figur 2.3 viser hvordan vinkling av en flate gir høyere innstråling per areal. Høyest innstrålt effekt oppnås når solinnstrålingen treffer normalt på den vinklede flaten.

Ofte måles solinnstråling som total innstrålt effekt på en horisontal flate. For å finne forholdet mellom innstrålt effekt på en vinklet flate og horisontplanet behøves informasjon om flatens geografiske posisjon, vinkling i forhold til horisontplanet, himmelretning, hvilken dag det er i året og tidspunkt på dagen (Duffie & Beckman 2013). Dersom dette forholdet er kjent kan innstrålt effekt på den vinklede flaten I beregnes som:

$$I = R_B I_{horizontal} \quad (2.8)$$

Der R_B er forholdet mellom solinnstråling på vinklet flate og horisontal flate for en gitt tid og posisjon og $I_{horizontal}$ er målt solinnstråling på horisontal flate.

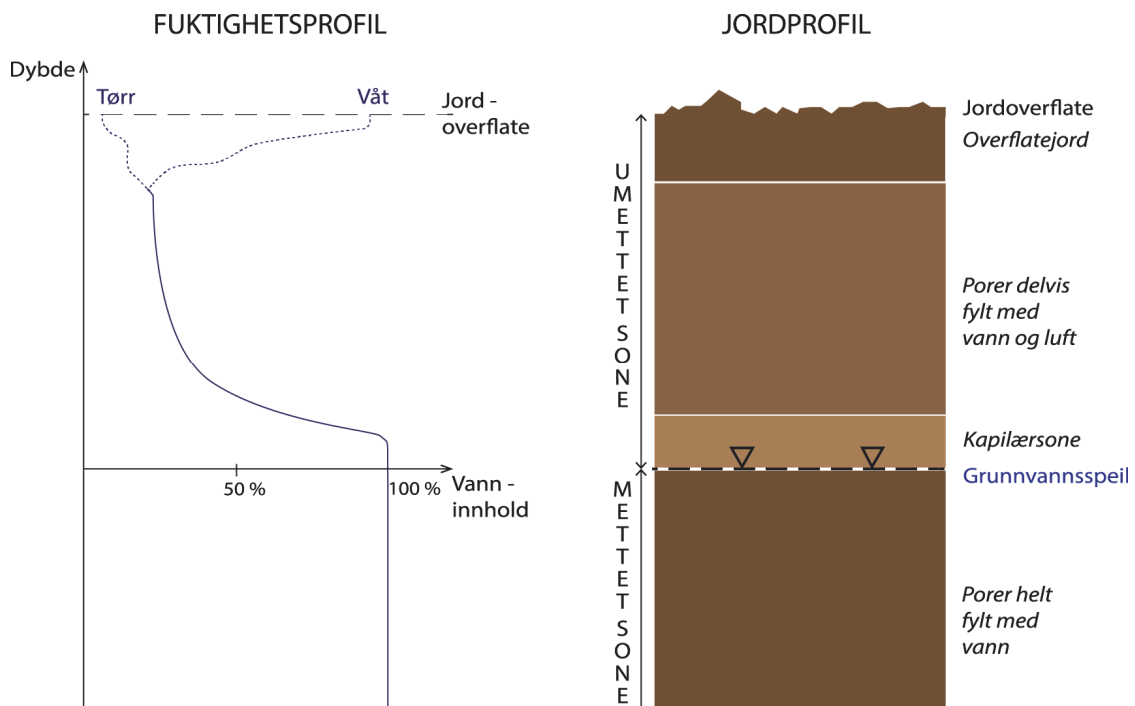


Figur 2.3: Solinnstråling på vinklet flate.

2.3 Hydrogeologi

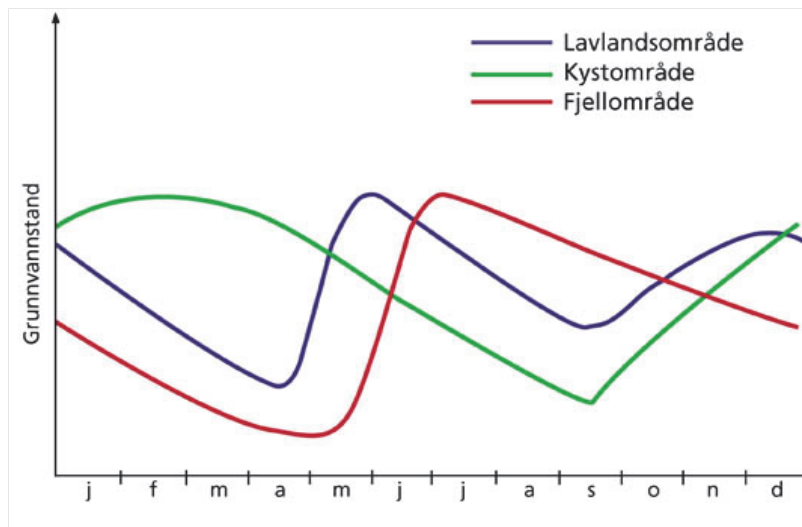
Hydrogeologi betegner et område innenfor geologi som tar for seg utbredelse og bevegelse av grunnvann i jordskorpen.

2.3.1 Umettet og mettet sone



Figur 2.4: Fuktighetsprofil og jordprofil i øvre jordskorpe.

Området under jordoverflaten kan, som vist i figur 2.4, deles inn i to soner med hensyn til grunnvann. I umettet sone er porerommene fylt med både vann og luft. I mettet sone er alle porerom fullstendig fylt med vann. Grunnvannsspeilet utgjør grunnvannets øvre flate og skiller de to sonene. Grunnvannsspeilets dybde varierer gjennom året og med klimaet i området. Figur 2.5 viser typiske variasjoner i grunnvannsspeilets nivå i ulike områder av Norge gjennom året. Dersom fordampningen i et område er større enn nedbørmengden vil det ikke være noe tilførsel av nytt grunnvann, og grunnvannsspeilet vil ligge dypt nede i grunnen.



Figur 2.5: Typiske variasjoner i grunnvannsspeilets nivå i ulike deler av Norge gjennom året. Illustrasjon: Lars A. Kirkhusmo (Norges geologiske undersøkelse 2016a).

En bergart eller et løsmasselag med høy vanngiverevne og tilstrekkelig høy porøsitet og permeabilitet til at en betydelig mengde grunnvann kan strømme gjennom omtales som en akvifer. I en åpen akvifer er trykket ved grunnvannsspeilet likt til atmosfæretrykket og grunnvannet kan stige fritt mot overflaten dersom grunnvannsnivået heves. En lukket akvifer er en akvifer som er omsluttet av lag med betydelig lavere hydraulisk ledningsevne. Lukkede akviferer får ikke tilførsel av vann gjennom nedbør på overflaten, men gjennom infiltrasjon fra tilsluttede, åpne akviferer. Vekten av overliggende geologisk materiale og tilførsel av grunnvann fra høyereliggende områder kan resultere i at vannet i lukkede akviferer står under overtrykk, og at grunnvannsnivået i akviferen ligger over akviferens tak. I slike tilfeller omtales akviferen som artesisisk.

2.3.2 Grunnvannsstrøm

Grunnvannsstrømningen er proporsjonal med den hydrauliske ledningsevnen i grunnen og den hydrauliske gradienten i området. Væskestrøm i en bestemt retning gjennom et porøst, homogent materiale beskrives ved Darcys lov:

$$Q = -KA \frac{dh}{dx} \quad (2.9)$$

Der Q er volumetrisk væskestrømsrate, K er materialets hydrauliske ledningsevne, A er strømningsarealet normalt på strømningsretningen og $\frac{dh}{dx}$ er hydraulisk gradient i den gitte

retningen (Schwartz & Zhang 2003). Darcys lov for grunnvannsstrøm er analog til Fouriers lov for varmeledning, og gjelder for laminær strøm gjennom mettet sone. Grunnvannets spesifikke strømningshastighet q (ofte omtalt som Darcy-hastigheten) beregnes som (Schwartz & Zhang 2003):

$$q = \frac{Q}{A} = -K \frac{dh}{dx} \quad (2.10)$$

Der alle størrelser er definert under formell 2.9.

Et materiales hydrauliske ledningsevne beskriver materialets evne til å lede vann, og avhenger både av materialets og vannets egenskaper. Tabell 2.1 gir en oversikt over hydraulisk ledningsevne, permeabilitet og porøsitet i utvalgte materialer. Porøsitet er her gitt som forholdet mellom volumet av hulrom i et materiale og det totale volumet av materialet.

Tabell 2.1: Hydraulisk ledningsevne og porøsitet i utvalgte materialer hentet fra Schwartz og Zhang (2003). Permeabilitet er beregnet ved hjelp av formel 2.11 for grunnvann med temperatur på 7 °C og 1 atmosfære trykk.

	Hydraulisk ledningsevne K [m/s]	Permeabilitet κ [m ²]	Porøsitet n [%]
Grus	$3 \times 10^{-4} - 3 \times 10^{-2}$	$4,4 \times 10^{-11} - 4,4 \times 10^{-9}$	24 – 38
Grov sand	$9 \times 10^{-7} - 6 \times 10^{-3}$	$1,3 \times 10^{-13} - 8,8 \times 10^{-10}$	31 – 46
Fin sand	$2 \times 10^{-7} - 2 \times 10^{-4}$	$2,9 \times 10^{-14} - 2,9 \times 10^{-11}$	26 – 53
Leire	$1 \times 10^{-11} - 4,7 \times 10^{-9}$	$1,5 \times 10^{-18} - 6,9 \times 10^{-16}$	34 – 60
Marin leire	$8 \times 10^{-13} - 2 \times 10^{-9}$	$1,2 \times 10^{-19} - 2,9 \times 10^{-16}$	
Sandstein	$3 \times 10^{-10} - 6 \times 10^{-6}$		5 – 30
Granitt	$3,3 \times 10^{-6} - 5,2 \times 10^{-5}$		34 – 57

Et materiales permeabilitet beskriver hvor lett en gass eller væske kan trenge gjennom materialet. Permeabilitet er en materialkonstant som kun avhenger av materialets gjennomsnittlige porediameter og kontinuitet. Sammenhengen mellom hydraulisk ledningsevne, permeabilitet og fluidets egenskaper er gitt som:

$$\kappa = K \frac{\mu}{\rho g} \quad (2.11)$$

Der κ og K er henholdsvis materialets permeabilitet og hydrauliske ledningsevne, g er gravitasjonsakselerasjon og μ og ρ er henholdsvis fluidets dynamiske viskositet og tetthet (Schwartz & Zhang 2003). For vann er viskositet og tetthet avhengig av vannets trykk og temperatur.

Et materiales porøsitet avhenger av løsmassetype, sorteringsgrad og hvor hardt løsmassene er pakket sammen. Løst pakket, homogent materiale med stor kornstørrelse slik som grus og sand har mange store og sammenhengende hulrom. Dette gir høy permeabilitet. Tettpakkede løsmasser med liten kornstørrelse slik som silt og leire har dårligere permeabilitet.

Det samme gjelder for usortert materiale. I berggrunn avhenger grunnvannsstrømmen av bergartstype, oppsprekkingsgrad og størrelsen på sprekkene.

2.4 Strømningsteknikk

2.4.1 Massestrøm og kontinuitetsligningen

Massestrømmen av væske i et rør er definert som massen av væske som passerer et tverrsnitt av røret per tid. Massestrøm \dot{m} beregnes som:

$$\dot{m} = \rho \bar{v} A \quad (2.12)$$

Der ρ er væsketetthet, \bar{v} er gjennomsnittlig strømningshastighet og A er rørets tverrsnittareal. Bevaring av masse for stasjonær strømning langs et rør beskrives ved kontinuitetsligningen som:

$$\dot{m} = \rho \bar{v} A = \textit{konstant langs røret} \quad (2.13)$$

Der alle størrelser er definert under formel 2.12.

2.4.2 Laminær og turbulent strømning

Strømningstype har stor betydning for ulike effekter i væskestrømmen slik som energitap, hastighetsfordeling og blanding av transportert materiale. Det skilles mellom to hovedtyper strømning; laminær og turbulent strøm.

Laminær strøm kjennetegnes ved at væskepartiklene beveger seg i parallelle, rette linjer med hastighetsfelt i samme retning som strømningsretningen. I turbulent strøm beveger væskepartiklene seg i virvler og irregulære mønster på tvers av strømningsretningen. Overgangen fra laminær til turbulent strøm er gradvis, og avhenger av faktorer som overflategeometri, overflateruhet, strømningshastighet, temperatur og væskeegenskaper. I overgangssonen vil strømmingen veksle mellom laminær og turbulent strøm.

Reynolds tall beskriver forholdet mellom treghetskrefter og viskøse krefter i en væskestrøm og kan benyttes for å anslå strømningstype i et gitt tilfelle. Reynolds tall er gitt som:

$$Re = \frac{D_h \bar{v} \rho}{\mu} \quad (2.14)$$

Der Re er dimensjonsløst Reynoldstall, D_h hydraulisk diameter, \bar{v} er væskens gjennomsnittlige strømningshastighet og ρ og μ er henholdsvis væskens tetthet og dynamiske viskositet (Finnemore & Franzini 2002). Hydraulisk diameter D_h for ikke-sirkulære rør er definert som:

$$D_h = \frac{4A}{WP} \quad (2.15)$$

Der A er rørets tverrsnittareal og WP (eng: wetted perimeter) er lengden av rørets omkrets som er i kontakt med væskestrømmen. For et sirkulært rør er den hydrauliske diameteren lik rørets diameter.

Det er ingen klart definert grense for når strømmingen er laminær eller turbulent. I de fleste praktiske tilfeller kan likevel følgende inndeling benyttes (Cengel & Ghajar 2011):

$Re < 2300$: Laminær strøm.

$2300 < Re < 10\ 000$: Overgangssone, vekslende mellom laminær og turbulent strøm.

$Re > 10\ 000$: Turbulent strøm.

I praktiske tilfeller er ofte strømming turbulent allerede ved $Re > 4000$ (Cengel & Ghajar 2011).

2.4.3 Strømningsmotstand og trykkfall i væskestrøm

Strømningsmotstanden i et rør avhenger av overflateruhet, rørmateriale, rørgeometri, væskeegenskaper og strømmingstype. Generelt er trykktap i rørstrømning sammensatt av to hovedtyper; friksjonstap og singulære tap.

Darcy-Weisbach ligning beskriver friksjonstapene for stasjonær strømming i inkompressibel væske i et hydraulisk glatt, sirkulært rør som:

$$h_f = f \frac{L}{D_h} \frac{\bar{v}^2}{2g} \quad (2.16)$$

Der h_f er tapshøyde som følge av friksjon, f er friksjonsfaktor, L er rørlengde, D_h er hydraulisk diameter, \bar{v} er gjennomsnittlig strømningshastighet og g er gravitasjonsakselerasjon (Finnemore & Franzini 2002). Friksjonsfaktoren f avhenger av Reynoldstall Re og rørets relative ruhet. For laminær strømming kan friksjonsfaktoren beregnes som (Finnemore & Franzini 2002):

$$f = \frac{64}{Re} \quad Re < 2300 \quad (2.17)$$

Friksjonsfaktor for transturbulent strømming i hydraulisk glatte rør kan anslås ved Blasius empiriske formel (Finnemore & Franzini 2002):

$$f = \frac{0,316}{Re^{0,25}} \quad Re \in [3000, 10^5] \quad (2.18)$$

For turbulente strømminger er forholdet mellom friksjonsfaktoren f , Reynoldstallet Re og rørets relative ruhet mer kompleks. En av modellene som beskriver dette forholdet er Colebrooks empiriske formel og det mye benyttede *Moody-diagrammet* (Finnemore & Franzini 2002).

I tillegg til friksjonstap kommer også enkelttap eller singulære tap ved innløp, utløp, rørbend og brå innsnevring eller utvidelser i røret. Disse tapene kan uttrykkes ved:

$$h_L = k \frac{\bar{v}^2}{2g} \quad (2.19)$$

Der h_L er tapshøyde ved singulære tap, k er tapskoeffisient for den gitte situasjonen, \bar{v} er gjennomsnittlig strømningshastighet og g er gravitasjonsakselerasjon. For veldig lange rør ($L > 1000 D_h$) er disse tapene normalt neglisjerbare sammenlignet med friksjonstapene (Finnemore & Franzini 2002). For korte rør kan de imidlertid være av stor betydning.

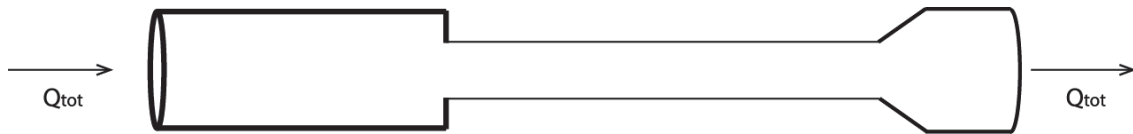
Total tapshøyde mellom to punkter i en væskestrøm kan beregnes ved å summere friksjonstap og singulære tap mellom de to punktene. Trykkfall i røret kan videre beregnes som:

$$\Delta P = \rho g h_{tot} \quad (2.20)$$

Der ΔP er trykkfall mellom to punkter langs strømningslinjen, ρ er væsketetthet, g er gravitasjonsakselerasjon og h_{tot} er total tapshøyde mellom de to punktene.

2.4.4 Serie- og parallellkoblede rør

Rørstrømning gjennom en enkelt, kontinuerlig strekning betegnes som en seriekobling. Figur 2.6 illustrerer en seriekoblet rørstrekning med rør av ulike størrelser og materialer.



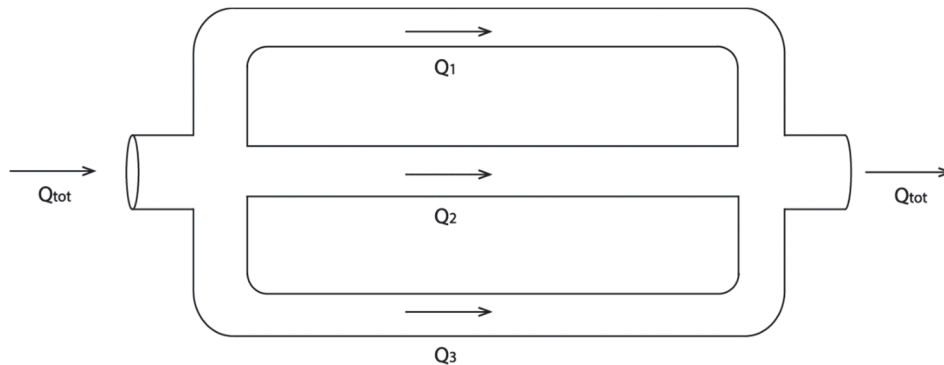
Figur 2.6: Seriekoblet rørstrekning med rør av ulike størrelser og materialer. Total volumstrøm Q_{tot} er like stor gjennom alle rørene.

I seriekoblede rør er væskens totale energitap h_{tot} lik summen av alle de individuelle singulære tapene h_L og friksjonstapet h_f i hver av rørdelene:

$$h_{tot} = \sum(h_L + \sum h_f) \quad (2.21)$$

Volumstrømmen Q er den samme gjennom alle rørene.

I parallelle rørstrekninger kan væsken strømme gjennom to eller flere alternative forgreninger mellom to punkter. Figur 2.7 viser et generelt eksempel på parallellkobling av tre rør.



Figur 2.7: Parallell rørstrekning med tre forgreininger. Den totale volumstrømmen Q_{tot} fordeler seg mellom de tre forgreiningene.

Kontinuitetsligningen for stasjonær strøm i et parallelt system gir at summen av volumstrømmen Q i hvert av de parallelle rørene må tilsvare den totale volumstrømmen Q_{tot} i røret. Dette er vist i figur 2.7 og ligningen nedenfor:

$$Q_{tot} = \sum Q \quad (2.22)$$

Energibevaringsloven gir at den totale tapshøyden h_{tot} i hvert av de parallelle rørene er like stor.

2.4.5 Konveksjon i rørstrømning

Når et fluid tvinges til å strømme over en flate vil friksjonskrefter føre til at fluidet klebes mot flaten. I et tynt sjikt helt nært til overflaten vil fluidhastigheten være null relativt til flaten og varmeoverføringen kun foregå gjennom konduksjon. Nusselts tall Nu uttrykker forholdet mellom konvektiv og konduktiv varmeoverføring i grensesjiktet nært til overflaten:

$$Nu = \frac{h_{konv}L}{\lambda} \quad (2.23)$$

Der h_{konv} er konveksjonskoeffisienten, L er flatens karakteristiske lengde og λ er fluidets termiske ledningsevne (Cengel & Ghajar 2011). For strømning i sirkulære rør er den karakteristiske lengden lik rørets hydrauliske diameter.

Dersom strømningsforholdene i en væskestrøm er kjent kan Nusselts tall benyttes til å finne konveksjonskoeffisienten i væskestrømmen. For fullt utviklet turbulent strømning kan Nusselts tall estimeres ved Gnielinskis ligning:

$$Nu = \frac{\left(\frac{f}{8}\right)(Re-1000)Pr}{1,07+12,7\left(\frac{f}{8}\right)^{\frac{1}{2}}\left(Pr^{\frac{2}{3}}-1\right)} \quad Pr \in [0,5, 2000], Re \in (3000, 5 \times 10^6) \quad (2.24)$$

Der f er friksjonsfaktor, Re er Reynolds tall og Pr er Prandtls tall (Cengel & Ghajar 2011). Prandtls tall beskriver den relative tykkelsen på grensesjiktet, og er kun avhengig av væsketype og temperatur. Med fullt utviklet strømning menes det at det termiske grensesjiktet og hastighetsgrensesjiktet sammenfaller med senterlinjen i røret. Avstanden fra rørets innløp til området der strømningen er fullt utviklet omtales som strømningens innløpslengde. For turbulent strøm er innløpslengden omtrent ti ganger så stor som rørets diameter (Cengel & Ghajar 2011). Termodynamisk og hydrodynamisk innløpslengde for laminær strømning kan beregnes som henholdsvis:

$$L_{T,laminær} \approx 0,05RePrD \quad (2.25)$$

$$L_{H,laminær} \approx 0,05ReD \quad (2.26)$$

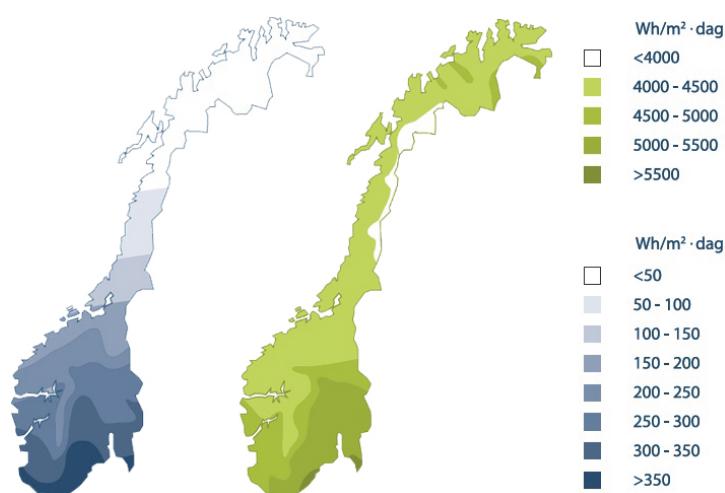
Der Re , Pr og D er henholdsvis Reynolds tall, Prandtls tall og rørets diameter (Cengel & Ghajar 2011). I innløpssonen for laminær strømning vil Nusselts tall variere med strømningsretningen. Nusselt tall vil være høy i rørets innløpsområde og avta asymptotisk mot en konstant verdi i området for fullt utviklet laminær strøm. For fullt utviklet laminær strøm er Nusselts tall kun avhengig av rørets geometriske dimensjoner og grensebetingelsene for varmeoverføringen.

3 BAKGRUNN OG TEKNOLOGI

I dette kapittelet presenteres sentral teknologi og litteratur tilknyttet solfangere, geotermiske energibrønner og termiske borehullslagre (BTES) i forbindelse med anlegg for sesonglagring av termisk solenergi i Norge.

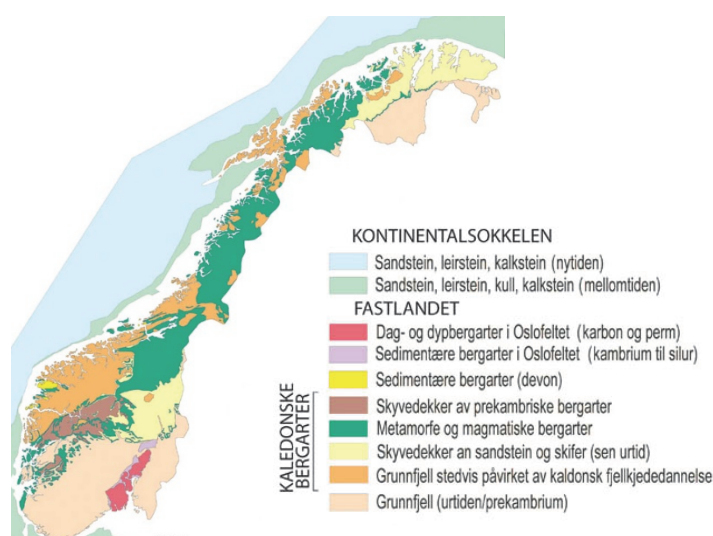
3.1 Solenergi, berggrunn og løsmasser i Norge

Årlig solinnstråling mot en horisontal flate i Norge varierer fra 1100 kWh/m² i sør til 700 kWh/m² i nord (Sidelnikova et al. 2015). Figur 3.1 viser gjennomsnittlig innstrålt energi mot en horisontal flate i Norge i henholdsvis januar og juli. Innstrålingstettheten varierer mye med geografisk posisjon og tidspunkt på året. Flest soltimer og høyest innstrålingstetthet er på Sør- og Østlandet i sommerhalvåret.



Figur 3.1: Solinnstråling mot horisontal flate i Norge i henholdsvis januar og juli. Illustrasjon: Endre Barstad (Norges vassdrag og energidirektorat et al. 2016b).

Norges geologiske undersøkelse (NGU) definerer berggrunn som fast fjell i jordskorpen. To tredjedeler av berggrunnen i Norge er tilknyttet den kaledonske fjellkjeden som strekker seg gjennom landet på langs. Bergartene i Norge er hovedsakelig harde, tette magmatiske og metamorfe bergarter. Det finnes også områder med sedimentære bergarter og sandstein. Den vanligste bergarten i Norge er gneis (Norges geologiske undersøkelse 2015b). Figur 3.2 viser en generell oversikt over bergarter i Norge.



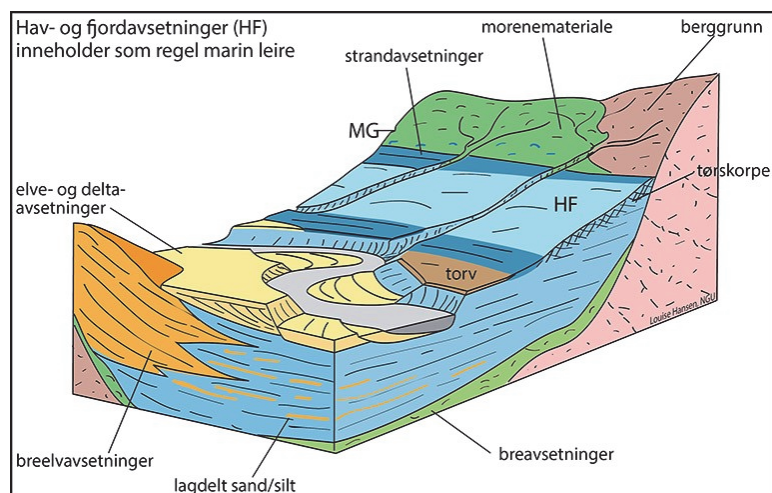
Figur 3.2: Generell oversikt over bergarter i Norge. Illustrasjon: Norges geologiske undersøkelse, modifisert.

Begrepet løsmasser omfatter grus, sand, leire, torv, morene og forvittringsmateriale som ligger over berggrunnen. Løsmasser består av partikler med varierende størrelse og form, og klassifiseres i henhold til geologisk opphav og kornstørrelse. Tabell 3.1 gir typisk kornstørrelse for et utvalg løsmasser.

Tabell 3.1: Partikkeldiameter for et utvalg løsmasstyper (Almås 2016).

	Partikkeldiameter [mm]
Grus	2 – 60
Grov sand	0,6 – 2
Fin sand	0,06 – 0,2
Leire	< 0,002

Utbredelse av løsmasser i Norge er sterkt knyttet til siste istid (Norges geologiske undersøkelse 2016b). Herav følger avsetning av havbunnsedimenter som følge av landsenking og morenemasser som følge av erosjon. Morene består av grus og sand med blandet kornstørrelse. 20-30 % av den norske landoverflaten er dekket av morenejord (Almås 2016). Sedimentære løsmasser karakteriseres av godt sortert materiale og tydelig vertikal lagdeling. Dersom en jordtype inneholder mer enn 10-12 % leirpartikler får hele jordtypen tilnavnet leire. Dette gjør leire til det mest utbredte sedimentet på Jorden (Spjeldnæs 2015). Løsmasser er ofte avsatt lagvis og et område med løsmasser består derfor ofte av sjikt med ulike kvaliteter og egenskaper. Figur 3.3 viser hvordan ulike løsmasstyper kan opptre i samme område.

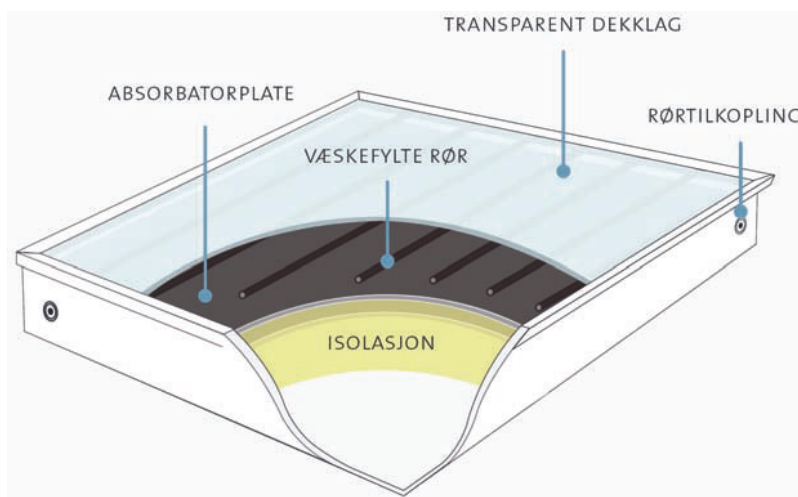


Figur 3.3: Illustrasjonen viser hvordan ulike løsmasstyper kan opptre i samme område. Lagvis avsetning medfører at områder med løsmasser ofte består av sjikt med ulike kvaliteter og egenskaper. MG (marin grense) markerer høyde for høyeste havnivå under siste istid. Illustrasjon: Louise Hansen, Norges geologiske undersøkelse (2017).

3.2 Solfangere

Solfangere absorberer strålingsenergi fra solen og omdanner dette til termisk energi i et fluid (heretter omtalt som arbeidsvæske). Solfangere kan deles inn i to kategorier; konsentrerende solfangere og ikke-konsentrerende solfangere. For oppvarmingsformål er det vanlig å benytte ikke-konsentrerende solfangere. Det finnes i hovedsak to typer ikke-konsentrerende solfangere; plane solfangere og solfangere med vakuumrør. Andre typer solfangere er også utviklet, men disse er mindre utbredt.

Solfangere utnytter både direkte og diffus innstråling. En ideell solfanger absorberer maksimalt med solinnstråling samtidig som varmetapene til omgivelsene er minimale. Solfangere med vakuumrør har høyere effektivitet enn platesolfangere, men er dyrere og mekanisk mer kompliserte (Smets et al. 2016). Platesolfangeren er den mest utbredte solfangertypen i Europa (Norges vassdrag og energidirektorat et al. 2016a), og den som enklest kan integreres i allerede eksisterende bygningsmasse. I denne masteroppgaven legges det derfor vekt på bruk av platesolfangere. Figur 3.4 viser prinsipiell skisse av en platesolfanger.

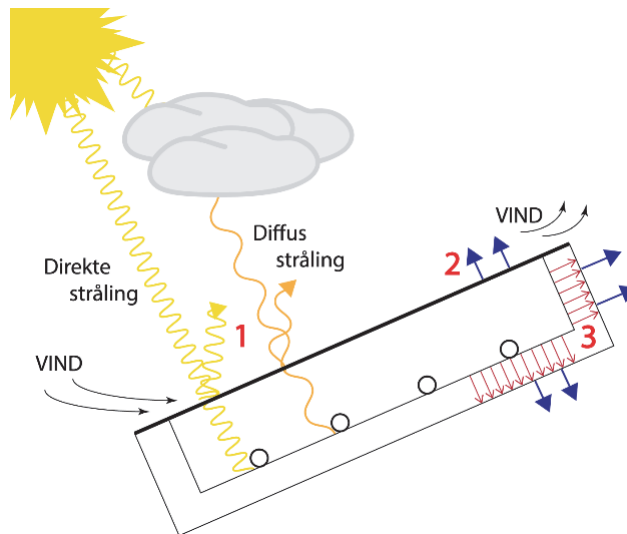


Figur 3.4: Prinsipiell skisse av en typisk platesolfanger. Solfangeren består i hovedsak av en absorlator, et dekklag og isolasjon. Absorbatorplaten absorberer solinnstråling og omdanner strålingsenergien til termisk energi i et fluid. Dekklaget og isolasjonen er med på å redusere energitapet til omgivelsene. Illustrasjon: Sintef Byggforsk (2008).

En typisk solfanger består av en absorlator, en dekkplate og isolasjon. Absorbatoren er solfangerens viktigste komponent. Denne har som hensikt å omforme strålingsenergi til termisk energi som overføres til arbeidsvæsken i solfangeren. Absorbatoren er designet for å absorbere mest mulig innstrålt effekt, og består derfor ofte av en sort plate eller en selektiv overflate. En selektiv overflate absorberer sollys like godt som en sort flate, men stråler ut en mindre andel termisk stråling. Dette gir en mer effektiv solfanger.

Figur 3.5 viser en prinsipiell skisse av de termiske prosessene i og rundt en platesolfanger. For å redusere varmetap gjennom varmeledning og konveksjon har solfangerne ofte et isolerende lag i bakkant og på sidene, samt en transparent dekkplate på forsiden.

Dekkplaten er ofte laget av glass eller plast og har som hensikt å slippe inn kortbølget solstråling samtidig som langbølget varmestrålingen hindres i å forlate solfangeren.



Figur 3.5: Prinsippkisse av termiske prosesser i og rundt en platesolfanger der 1: reflektert stråling, 2: konveksjon og 3: konduksjon.

3.2.1 Virkningsgrad

Solfangerens virkningsgrad avhenger av driftsituasjon. Med dette menes solinnstråling, vindforhold, omgivelsestemperatur, arbeidsvæskens temperatur i solfangeren og egenskaper ved den enkelte solfangeren.

Virkningsgraden til en bestemt platesolfanger kan uttrykkes som:

$$\eta_{SF} = \eta_0 - \left[\frac{a_1(T_{SF} - T_0) + a_2(T_{SF} - T_0)^2}{I} \right] \quad (3.1)$$

Der η_0 er solfangerens optiske virkningsgrad, a_1 og a_2 er tapsfaktorer for den gitte fangeren (fabrikkonstanter), I er innstrålt effekt normalt på solfangeren og T_{SF} og T_0 er henholdsvis arbeidsvæskens middeltemperatur i solfangeren og omgivelsestemperaturen (Quaschnig 2004). Tabell 3.2 gir typiske verdier for en platesolfanger med dekkplate.

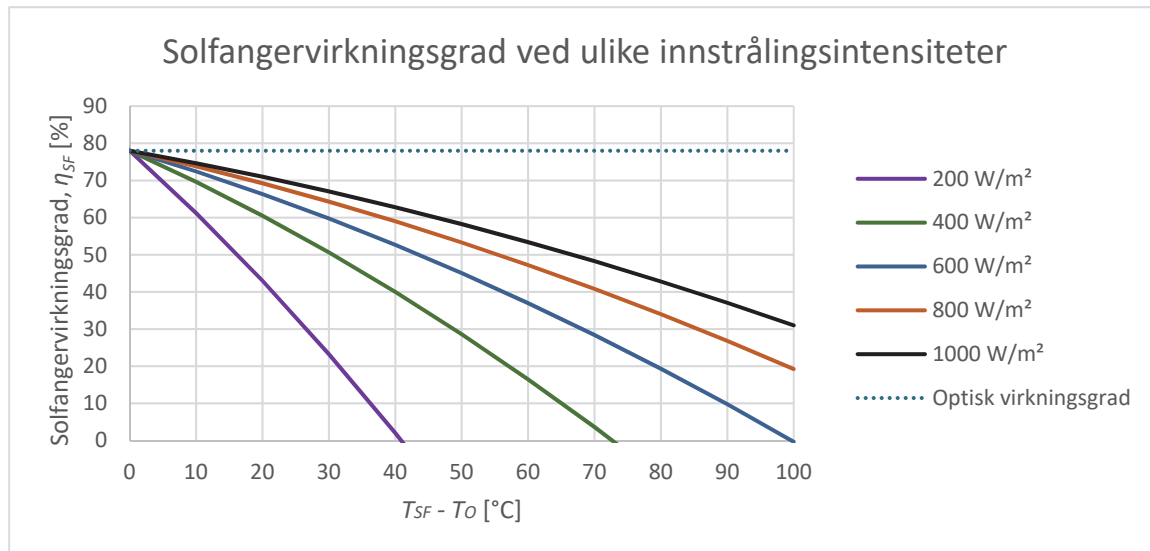
Tabell 3.2: Tabellen viser typiske verdier for beregning av virkningsgrad til en platesolfanger med dekkplate. Verdiene er snittverdier av 10 EN-testede solfangere gitt i SPFs kollektorkatalog 2004 (Recommendation: Converting solar... u.d.).

SOLFANGERFAKTORER		
Optisk virkningsgrad	η_0	0,78
Tapsfaktor 1	a_1	3,2 W/m ² K
Tapsfaktor 2	a_2	0,015 W/m ² K ²

I formel 3.1 benyttes arbeidsvæskens middeltemperatur for å beregne solfangerens virkningsgrad. Dette er en forenkling. I virkeligheten vil virkningsgraden avhenge av arbeidsvæskens faktiske temperatur. Varmetapet er minst ved innløpet til solfangeren der temperaturdifferansen mot omgivelsene er lavest og størst ved solfangerens utløp der

temperaturdifferansen er høyest. Forholdet mellom arbeidsvæskens innløps- og utløpstemperatur er likevel tilnærmet lineært slik at bruk av middeltemperatur er en akseptert forenkling.

Figur 3.6 viser virkningsgrad for en platesolfanger med innstråling normalt på solfangeren og med spesifikasjoner gitt i tabell 3.2.



Figur 3.6: Virkningsgrad for typisk platesolfanger med solinnstråling normalt på solfangeren og spesifikasjoner gitt i tabell 3.2. Stiplet linje markerer solfangerens optiske virkningsgrad η_0 .

I figur 3.6 vises det tydelig hvordan solfangerens virkningsgrad reduseres ved økende temperaturdifferanse mellom arbeidsvæsken og omgivelsene. Figuren viser også at for denne spesifikke solfangeren vil 22 % av solinnstrålingen gå tapt gjennom refleksjon. Solfangerens virkningsgrad avtar raskt for økende temperaturdifferanse mellom arbeidsvæske og omgivelser ved lave innstrålingstettheter. Høyeste virkningsgrad oppnås når arbeidsvæskens middeltemperatur er lik omgivelses-temperaturen.

3.2.2 Energiomforming i solfangere

Solfangerens virkningsgrad er definert som forholdet mellom avgitt effekt til arbeidsvæsken og innstrålt effekt på solfangeren. Innstrålt effekt på en plan solfanger \dot{Q}_{sol} med aktivt areal A_A er gitt som:

$$\dot{Q}_{sol} = IA_A \quad (3.2)$$

Der I er innstrålingstettheten på en posisjonert flate gitt av formel 2.8.

Avgitt effekt til arbeidsvæsken \dot{Q}_{SF} kan beregnes ved hjelp av arbeidsvæskens massestrøm \dot{m} , spesifikk varmekapasitet c_p og temperaturdifferansen inn og ut av solfangeren:

$$\dot{Q}_{SF} = \dot{m}c_p(T_{ut} - T_{inn}) \quad (3.3)$$

Der T_{ut} og T_{inn} er arbeidsvæskens temperatur henholdsvis ut av og inn i solfangeren.

3.3 Geotermiske energibrønner

En energibrønn består i hovedsak av en kollektor, et fôringsrør og en arbeidsvæske. Avhengig av om systemet er lukket eller åpent vil også energibrønningen ha en barriere som hindrer arbeidsvæsken i å komme i direkte kontakt med fjell og løsmasser.

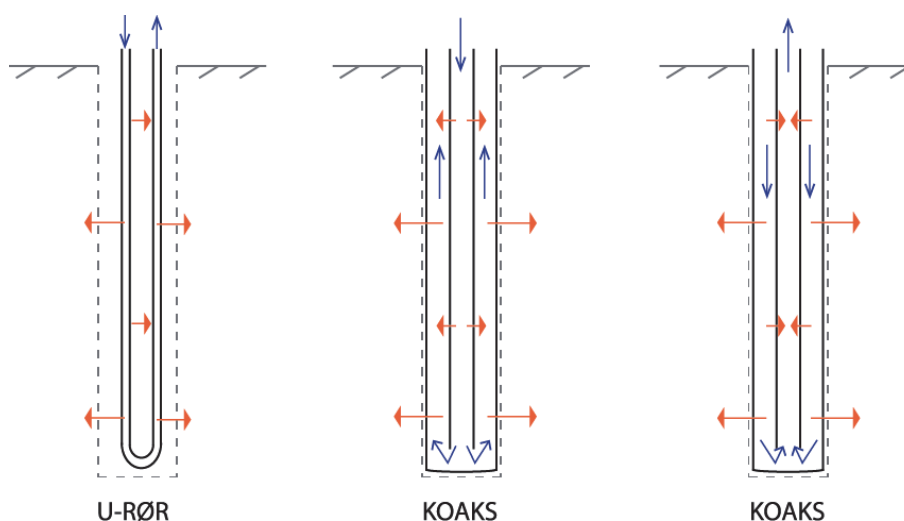
I åpne systemer benyttes grunnvann direkte som arbeidsvæske i energibrønningen. I anlegg for sesonglagring av termisk solenergi, der arbeidsvæsken er felles for solfangere og energibrønner, er det hensiktsmessig med et lukket system. Anlegget holdes på denne måten rent for forurensing som senere kan ødelegge komponenter som pumper og solfangere.

I lukkede systemer er arbeidsvæsken vann eller vann tilsatt antifrysestoffer slik som for eksempel glykol. Bruk av vann fremfor antifrysestoffer er fordelaktig med hensyn til vannets hydrauliske, termiske og miljøvennlige egenskaper (Acuña & Palm 2010). I anlegg for sesonglagring av termisk solenergi vil temperaturen i BTES aldri falle under frysepunktet og behovet for antifrysestoffer opphører så fremt det er sørget for at solfangeranlegget tømmes for vann ved fare for frost.

I energibrønner som bores i løsmasser kreves fôringsrør for å avstive borehullet og hindre at brønningen raser sammen. Fôringsrøret føres ned sammen med borekronen under brønnboringen og forankres 1-2 m nede i fast fjell. Fôringsrøret kan være laget av stål eller hardplast. Åpningen mellom fjellet og fôringsrøret tettes med sement for å hindre inntrenging av overflatevann. Energibrønnens kollektor installeres deretter i borehullet inne i fôringsrøret.

3.3.1 Kollektortyper

Kollektoren i en energibrønn fungerer som en varmeveksler mellom arbeidsvæsken og omkringliggende masser. Kollektortype klassifiseres på grunnlag av kollektorens konstruksjon og tverrsnittgeometri. De to mest vanlige kollektortypene er u-rørkollektor og koaksialkollektor. Prinsippet bak de to typene er vist i figur 3.7. I figuren illustrerer blå piler arbeidsvæskens strømningsretning og oransje piler varmeoverføringsretningen ved lading av BTES.



Figur 3.7: Illustrasjon av de to mest vanlig kollektortypene i energibrønner; u-rørkollektor til venstre og koaksialkollektor i midten og til høyre. Blå piler illustrerer arbeidsvæskens strømningsretning. Oransje piler illustrerer varmeoverføringsretningen ved lading av BTES.

Termisk motstand mot omkringliggende masser, og mellom tur- og returrør, er viktige momenter for design av en god kollektor. En ideell kollektor har minimal termisk motstand mot omkringliggende masser og maksimal termisk motstand mellom tur- og returrør. Dette for å gi sikre god varmeoverføring til/fra grunnen og samtidig hindre termisk kortslutning mellom kald og varm arbeidsvæske.

I en u-rørkollektor føres arbeidsvæsken gjennom brønnen i et u-formet enkeltrør som vist til venstre i figur 3.7. Det er også mulig å ha flere u-rør i en brønn for økt varmeoverføring. Det er viktig at rørene plasseres sentrert i brønnen og lengst mulig fra hverandre for å redusere termisk kortslutning. Tomrommet mellom rørene og brønnveggen fylles med spesialutviklede fugemasser eller grunnvann for å redusere den termiske overføringsmotstanden og øke varmeoverføringen (Gehlin 2002).

En koaksialkollektor, ofte omtalt som rør-i-rør kollektor, består av et indre rør plassert i senter av et større rør som vist i midten og til høyre i figur 3.7. Arbeidsvæskens strømningsretning avhenger av systemets design og driftssituasjon. Dersom brønnen lades fra toppen vil varm arbeidsvæske strømme nedover i kollektorens ytre kanal og suges opp i det indre røret (som vist til høyre i figur 3.7). Ved lading fra brønnens bunn vil arbeidsvæsken ha motsatt strømningsretning. Kollektorens ytre rør kan være et stivt rør eller en fleksibel duk som ligger i flukt med brønnveggen. For energibrønner i løsmasser er det ytre røret unødvendig da et tett, korrosjonssikkert føringsrør kan fylle denne funksjonen.

Koaksialkollektorer er generelt mer effektive varmevekslere enn u-rørkollektorer grunnet større overføringsareal. Større strømningsareal i ytre kanal gir også lavere trykktap enn i u-rør, noe som gjør koaksialkollektoren bedre egnet for dype energibrønner. I denne masteroppgaven gjennomføres det forsøk i energibrønner med koaksialkollektor med fleksibelt ytterrør. Det legges derfor vekt på bruk av energibrønner med denne typen kollektor i BTES.

3.3.2 Effektoverføring i energibrønner

Göran Hellström (1991) betegner de termiske prosessene som foregår i BTES som:

- **Lokal termisk prosess:** varmeoverføring i direkte nærhet til borehullet.
- **Global termisk prosess:** varmeoverføring i lageret og lagerets omgivelser.

Den termiske motstanden mellom energibrønnen og omkringliggende berggrunn er avgjørende for effektoverføringen fra energibrønnen, mens de globale termiske prosessene er avgjørende for lagerets gjenvinningsgrad og varmetap til omgivelsene.

Effekten som overføres i energibrønnen, eller i en utvalgt del av energibrønnen, kan beregnes som:

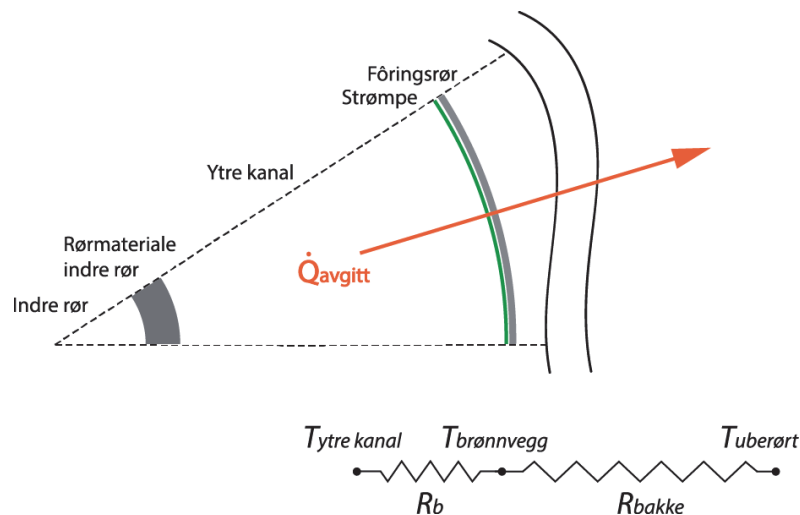
$$\dot{Q}_{avgitt} = \dot{m}c_p\Delta T \quad (3.4)$$

Der \dot{Q}_{avgitt} er avgitt effekt fra arbeidsvæsken, \dot{m} og c_p er henholdsvis arbeidsvæskens massestrøm og spesifikk varmekapasitet, og ΔT er temperaturdifferansen i arbeidsvæsken som strømmer inn og ut av brønnen. Varmeoverføringen i en energibrønn drives av

temperaturdifferansen mellom arbeidsvæsken og omkringliggende masser, og foregår hovedsakelig i radiell retning. For varmeoverføring fra energibrønnen til BTES må temperaturen i arbeidsvæsken være høyere enn temperaturen i lageret. For uttak av varme må lagerets temperatur være høyere enn temperaturen i arbeidsvæsken.

Drivende temperaturdifferanse og termisk motstand i energibrønner

Termisk motstand mot effektoverføring i en energibrønn kan betraktes som to seriekoblede motstander; termisk borehullsmotstand R_b og termisk motstand i grunnen R_{grunn} . Figur 3.8 illustrerer dette.



Figur 3.8: Termisk nettverk for effektoverføring \dot{Q}_{avgitt} fra energibrønn til BTES. Termisk motstand mot effektoverføring består i hovedsak av to seriekoblede motstander; termisk borehullsmotstand R_b og termisk motstand i grunnen R_{grunn} . $T_{ytre\ kanal}$, $T_{brønnvegg}$ og $T_{uberørt}$ betegner temperaturen i henholdsvis arbeidsvæsken i ytre kanal, ved brønnveggen og i omgivelsene tilstrekkelig langt unna til at grunnen er uberørt av varmetilførselen til BTES.

Termisk borehullsmotstand er definert som termisk motstand mellom sirkulerende arbeidsvæske og brønnveggen utenfor kollektoren. Denne størrelsen avhenger av strømningsforholdene i brønnen, brønnmaterialenes termiske egenskaper og brønnens geometriske utforming. Typisk verdi for termisk borehullsmotstand i en energibrønn med u-rørkollektor er mellom 0,06 Km/W og 0,12 Km/W (Acuña & Palm 2013). For en energibrønn med koaksialkollektor er motstanden ofte lavere enn dette.

Termisk motstand i grunnen betegner motstanden mot varmeoverføring mellom brønnveggen og omkringliggende, uberørte masser. Denne motstanden avhenger av materialets termiske egenskaper og driftssituasjonen til BTES. Når BTES tilføres effekt øker temperaturen langs brønnveggen. Hvor raskt denne temperaturøkningen skjer avhenger av materialets termiske diffusivitet (se avsnitt 3.4 og formel 3.9). Når temperaturen ved brønnveggen øker må temperaturen i arbeidsvæsken øke tilsvarende for å opprettholde konstant effektoverføring.

Temperaturdifferansen mellom arbeidsvæsken og uberørt grunn omtales som drivende temperaturdifferanse og kan uttrykkes som:

$$\Delta T_{drivende} = T_{arbeidsvæske} - T_{uberørt} = \dot{Q}_{avgitt}(R_b + R_{grunn}) \quad (3.5)$$

Der $\Delta T_{drivende}$ er drivende temperaturdifferanse, $T_{arbeidsvæske}$ er arbeidsvæskens temperatur og $T_{uberørt}$ er temperaturen i omgivelsene tilstrekkelig langt unna energibrønnen til at grunnen er uberørt av effekttilførselen til BTES. \dot{Q}_{avgitt} er avgitt effekt fra energibrønnen og R_b og R_{grunn} er henholdsvis termisk borehullsmotstand og termisk motstand i grunnen. Drivende temperaturdifferanse er avgjørende for effektmengden som avgis i energibrønnen. Høy termisk overføringsmotstand krever tilsvarende høy drivende temperaturdifferanse og dermed høyere temperatur i arbeidsvæsken i brønnen. I to energibrønner med termisk borehullsmotstand på eksempelvis 0,1 Km/W og 0,05 Km/W må drivende temperaturdifferanse være på henholdsvis 5 °C og 2,5 °C for en effektoverførsel på 50 W/m.

Termisk kortslutning i energibrønner med koaksialkolektor

I en koaksialkolektor oppstår det termisk kortslutning mellom arbeidsvæske i indre rør og ytre kanal som følge av temperaturdifferansen mellom disse to væskene. Prosentandelen tilført effekt til energibrønnen som kortsluttes mellom indre rør og ytre kanal kan uttrykkes som:

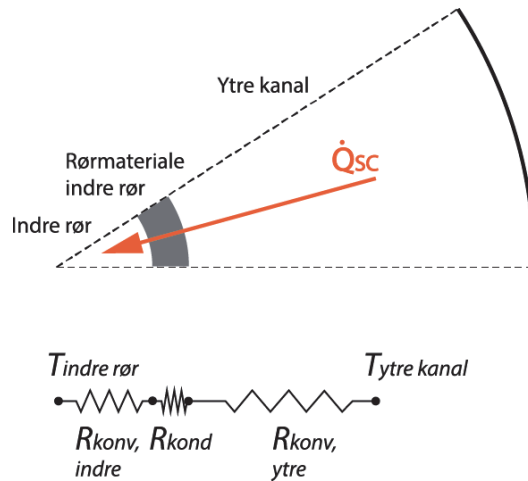
$$kortslutningsandel = \frac{\Delta T_{indre\ rør}}{\Delta T_{energibrønn}} * 100 \% \quad (3.6)$$

Der $\Delta T_{indre\ rør}$ er temperaturdifferansen i indre rør og $\Delta T_{energibrønn}$ er differansen mellom arbeidsvæskens temperatur inn og ut av brønnen.

Termisk kortslutningsmotstand og temperaturdifferansen mellom arbeidsvæsken i kollektorens ytre kanal og indre rør er avgjørende for kortslutningseffekten. Termisk kortslutningsmotstand R_{SC} (eng: SC, short circuit) i en koaksialkolektor er gitt som:

$$R_{SC} = R_{konv, ytre\ kanal} + R_{kond} + R_{konv, indre\ rør} \quad (3.7)$$

Der $R_{konv, ytre\ kanal}$ og $R_{konv, indre\ rør}$ er konveksjonsmotstand i henholdsvis ytre kanal og indre rør. R_{kond} er konduksjonsmotstand gjennom rørmaterialet i indre rør. Figur 3.9 viser termisk nettverk for kortslutningsvarmeoverføring i en koaksialkolektor der varm arbeidsvæske strømmer nedover i ytre kanal.



Figur 3.9: Termisk nettverk for kortslutningsvarmeoverføring \dot{Q}_{SC} i koaksialkollektor med varm arbeidsvæske i ytre kanal og kaldere arbeidsvæske i indre rør. $R_{konv, ytre}$ og $R_{konv, indre}$ er konveksjonsmotstand i henholdsvis ytre kanal og indre rør. R_{kond} er konduksjonsmotstand gjennom rørmaterialet i indre rør. $T_{indre\ rør}$ og $T_{ytre\ kanal}$ er arbeidsvæskens temperatur i henholdsvis i indre rør og ytre kanal.

3.4 Termiske borehullslagre

Termisk borehullslager er en type følbart varmelager der energi lagres ved å heve temperaturen i berggrunn og/eller løsmasser. Et materiales indre energi øker når temperaturen øker. Energimengden som kreves for å heve eller senke et materiales temperatur avhenger av materialets varmekapasitet og kan beregnes som:

$$E = mc_p \Delta T = \rho V c_p \Delta T \quad (3.8)$$

Der E er energimengden tilført eller avgitt fra massen m av materialet, c_p er materialets spesifikke varmekapasitet, ρ er materialets tetthet, V er volum og ΔT er temperaturendringen i materialet. For lagring av termisk energi er det gunstig med høy varmekapasitet slik at lagerets volum blir minst mulig og dermed kostnadmessig billigere.

I tillegg til materialets spesifikke varmekapasitet er også termisk ledningsevne og diffusivitet viktige egenskaper ved et varmelagringsmateriale. Termisk diffusivitet sier noe om hvor raskt varme forplanter seg i et materiale og kan uttrykkes som:

$$\alpha = \frac{\lambda}{\rho c_p} = \frac{\lambda}{c_v} \quad (3.9)$$

Der ρ og λ er henholdsvis materialets tetthet og termiske ledningsevne, c_p er materialets spesifikke varmekapasitet og c_v er materialets volumetriske varmekapasitet. Lav termisk diffusivitet innebærer at mesteparten av den tilførte varmen absorberes av materialet, mens kun en liten andel ledes videre. Tabell 3.3 gir eksempler på ulike materials volumetriske varmekapasitet, termisk ledningsevne og termiske diffusivitet. Variasjon mellom de ulike berg- og løsmassetypene skyldes hovedsakelig forskjellig vanninnhold, porøsitet, struktur, mineralinnhold og krystallstørrelser.

Tabell 3.3: Termisk ledningsevne og volumetrisk varmekapasitet for utvalgte materialer hentet fra Banks (2012). Termisk diffusivitet er beregnet ved hjelp av formel 3.9.

	Termisk ledningsevne λ [W/mK]	Volumetrisk varmekapasitet c_v [MJ/m ³ K]	Termisk diffusivitet α [mm ² /s]
Sandstein	2,0 – 6,5	2,0 – 2,1	1,0 – 3,1
Gneis	2,5 – 4,5	2,1 – 2,6	1,2 – 1,7
Granitt	3,0 – 4,0	1,6 – 3,1	1,3 – 1,9
Umettet sand	0,7 – 2,0	1,6 – 2,2	0,4 – 0,9
Mettet sand/grus	1,7 – 3,8	2,2 – 2,9	0,8 – 1,3
Våt leire	0,9 – 2,2	1,6 – 2,8	0,6 – 0,8
Vann	0,6	4,18	0,1
Luft (ved 1 atm)	0,024	$1,29 \times 10^{-3}$	18,6

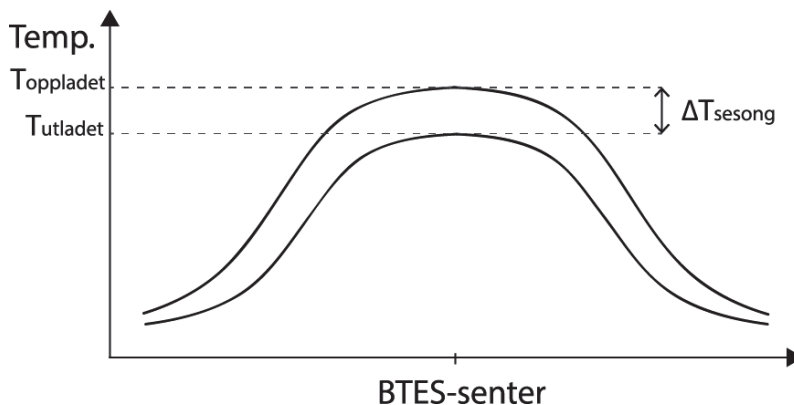
Driftstilstanden til BTES kan deles i to faser; førdriftsfase og driftsfase. Førdriftsfasen går ut på at BTES varmes fra uberørt grunntemperatur til en temperatur varmedistribusjonssystemet (videre omtalt som lasten) kan utnytte. Denne fasen kan pågå over flere år. Det er ikke hensiktsmessig å lade BTES fra uberørt grunntemperatur til driftstemperatur i løpet av én sesong da dette vil kreve store mengder tilført energi.

I driftsfasen veksler BTES tilstanden mellom tilførsel av solenergi i sommerhalvåret og uttak av energi til lasten i vinterhalvåret. Lagerets energibalanse gir da at tilført energi fra solfangerne tilsvarer energiuttak til last, varmetap til omgivelsene og varme til videre oppvarming av lageret. I driftsfasen vil det årlige varmetapet til omgivelsene være tilnærmet konstant. Lagerets årlige gjenvinningsgrad G_{BTES} kan da uttrykkes som:

$$G_{BTES} = \frac{E_{uttak}}{E_{tilført}} \quad (3.10)$$

Der E_{uttak} og $E_{tilført}$ er henholdsvis ekstrahert og tilført energi til lageret i løpet av året.

I BTES er konduksjon den dominerende varmetransportmekanismen. Adveksjon (varmetransport i grunnvann) og konveksjon kan også forekomme. Varmelagerets kapasitet er proporsjonalt med aktivt brønnareal og energibrønnenes varmeoverføringskapasitet. Det termiske borehullslagerets volum bestemmes av ønsket lagret energimengde, lagerets temperatursvingning i løpet av opp- og utladingssesongen og energitapet til omkringliggende masser. Figur 3.10 viser et eksempel på temperaturprofil i BTES i oppladet og utladet tilstand. Temperaturdifferansen mellom sesongene, ΔT_{sesong} , er en valgt størrelse ved dimensjonering av anlegget. Høy temperaturdifferanse gir lavere volumkrav for BTES, men systemet må da dimensjoneres for å tåle høyere temperatursvingninger slik at BTES hele tiden klarer å møte effektterspørselen fra lasten.



Figur 3.10: Temperaturprofil i BTES i oppladet og utladet tilstand. ΔT_{sesong} representerer temperatursvingningen i BTES i løpet av sesongen. T_{oppladet} og T_{utladet} representerer henholdsvis høyeste og laveste temperatur i BTES i oppladet og utladet tilstand.

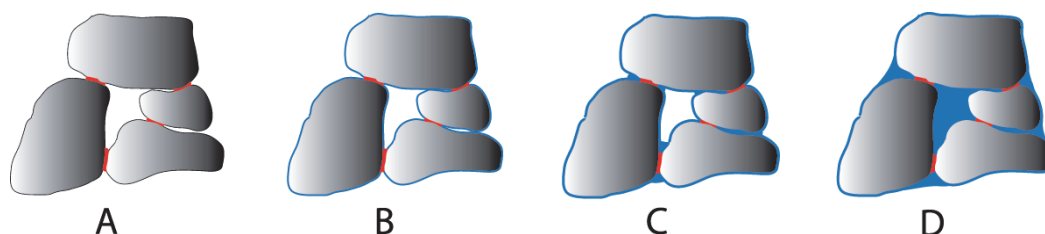
3.4.1 Berggrunn og løsmasser som termisk lagringsmateriale

Termiske borehullslagre kan i prinsippet konstrueres i alle typer geologisk materiale, men geologiske og hydrogeologiske forhold vil påvirke energibrønnenes effektoverføringsevne og lagerets gjenvinningsgrad. I et porøst materiale vil termisk ledningsevne og spesifikk varmekapasitet i stor grad avhenge av materialets sammensetning og metningsgrad. Effektiv termisk ledningsevne λ_{eff} i et porøst materiale bestående av materialer i to faser kan uttrykkes som:

$$\lambda_{\text{eff}} = n\lambda_{\text{fluid}} + (1 - n)\lambda_{\text{fast stoff}} \quad (3.11)$$

Der n er materialets porøsitet og λ_{fluid} og $\lambda_{\text{fast stoff}}$ er termisk ledningsevne i henholdsvis fluid og fast stoff i materialet (Lee 2013). For svært porøse geologiske materialer (stor n) vil den effektive termiske ledningsevnen være lav ettersom den termiske ledningsevnen til vann og spesielt luft er lavere enn de fleste faste stoffer (se tabell 3.3).

For et materiale med en gitt porøsitet vil effektiv termisk ledningsevne øke med økende vanninnhold. Figur 3.11 illustrerer dette. Vann har omkring 25 % høyere termisk ledningsevne enn luft. Vannfilmen som legger seg rundt partiklene reduserer følgelig den termiske kontaktmotstanden mellom partiklene og øker varmeoverføringsraten.



Figur 3.11: Illustrasjon av hvordan effektiv termisk ledningsevne i et porøst materiale øker med materialets metningsgrad. Når porene kun er fylt med luft (A) er den termiske kontaktflaten mellom partiklene begrenset til små punkter (markert i rødt). Når vanninnholdet øker (B-D) reduseres den termiske kontaktmotstanden mellom partiklene og den effektive termiske ledningsevnen øker.

Effektiv spesifikk varmekapasitet c_{eff} i et porøst materiale bestående av vann, luft og fast stoff kan estimeres ut fra bestanddelen av de ulike stoffene:

$$c_{eff} = (1 - n)c_{fast\ stoff} + nSc_{vann} + n(1 - S)c_{luft} \quad (3.12)$$

Der n er materialets porøsitet, S er materialets metningsgrad og $c_{fast\ stoff}$, c_{vann} og c_{luft} er spesifikk varmekapasitet for henholdsvis fast stoff, vann og luft (Zhang et al. 2007). Som vist i tabell 3.3 er luftens varmekapasitet betraktelig lavere enn for faste stoffer og vann. Siste ledd i formel 3.12 kan derfor neglisjeres. Den spesifikke varmekapasiteten til vann er nær dobbelt så høy som for fast geologisk materiale. Av formell 3.8 betyr dette at energimengden som lagres i en masseenhett vann er nær dobbelt så stor som energien i en masseenhett fast geologisk materiale med samme temperatur.

Grunnens uberørte temperatur er viktig for å beregne energimengden som må tilføres for å oppnå ønsket temperaturøkning i BTES. Denne temperaturen er også viktig for lagerets gjenvinningsgrad da varmetap til omgivelsene drives av temperaturgradienten mellom lageret og uberørte omkringliggende masser. I Norge er typisk uberørt temperatur ved 10-20 m dybde mellom 4 °C og 7 °C (Banks 2012).

Termisk responstesting

For korrekt dimensjonering av BTES er kjennskap til lokale geologiske forhold en viktig faktor. Ved termisk responstesting (TRT) kan grunnens effektive termiske ledningsevne og uberørte temperatur kartlegges. Her er effektiv termisk ledningsevne summen av de geologiske materialenes termiske ledningsevne og eventuelle bidrag fra konveksjon i grunnvann. Metoden gir også informasjon om overføringsmotstanden fra borehullet til omkringliggende masser i form av brønnens termiske borehullsmotstand.

En termisk responstest går hovedsakelig ut på å bore en brønn, å tilføre konstant varme til sirkulerende arbeidsvæske i kollektoren i denne brønnen og å analysere temperaturutviklingen i arbeidsvæsken over tid (Gehlin 2002). Varmetilførselen pågår over en periode på 36-50 timer avhengig av brønndiameter og geologisk materiale (Banks 2012).

Inn- og utløpstemperaturen i arbeidsvæsken måles kontinuerlig gjennom hele testen. Videre analyseres væskens temperaturrespons over tid. Ved lav effektiv ledningsevne vil temperaturresponsen være rask, mens det i materialer med høyere effektiv ledningsevne vil ta lengre tid før temperaturutviklingen stabiliserer seg. Det er utviklet flere ulike metoder for å analysere denne temperaturutviklingen, men dette ligger utenfor denne oppgaven.

Termisk responstesting kan også benyttes som metode for å detektere mulig grunnvannsbevegelse. Gitt at grunnvannet har lavere temperatur enn arbeidsvæsken i brønnen vil tilførsel av nytt, uberørt grunnvann bidra til høyere drivende temperaturdifferanse mellom arbeidsvæsken og omkringliggende masser. Dette vil gi høyere avgitt effekt og dermed høyere registrert effektiv ledningsevne i den termiske responstesten. Dersom målt effektiv ledningsevne er mye høyere enn forventet ut i fra bergarten og/eller løsmassenes mineralinnhold indikerer dette betydelig grunnvannsbevegelse i området (Ramstad).

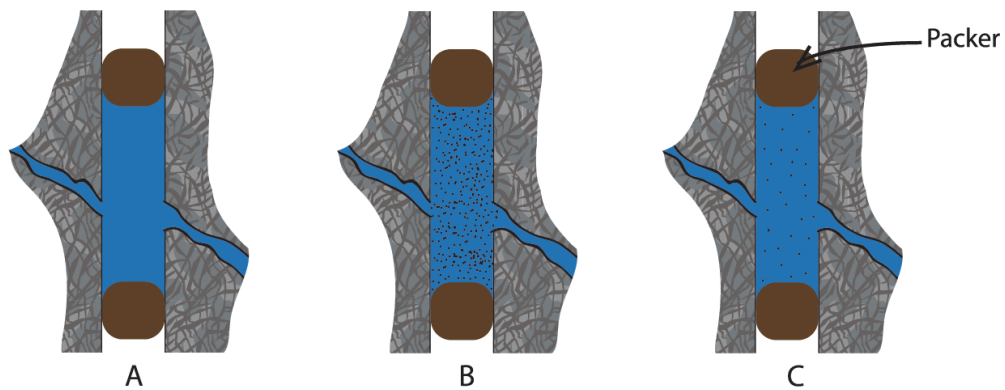
Hydrogeologiske forhold

Det termiske borehullslagerets gjenvinningsgrad påvirkes av grunnvannsbevegelsen i området. Grunnvannsstrøm gjennom hele eller deler av lageret kan effektivt kjøle lageret og føre til store termiske tap. Som beskrevet i avsnitt 2.3.2 er grunnvannsstrømmen gjennom et porøst materiale direkte proporsjonal med materialets hydrauliske ledningsevne og den hydrauliske gradienten i området. For minst mulig grunnvannsbevegelse ønskes disse så små som mulig.

Det finnes flere metoder for å måle et borehulls vanngiverevne i forbindelse med etablering av brønner for uttak av grunnvann. Eksempel på slike metoder er ulike pumpetester (kort og langvarig), infiltrasjonstester i borehull, blåsetester med mer. I forbindelse med termiske borehullslagre er det derimot naturlig grunnvannsbevegelse som er av interesse. Moderat til høy vanngiverevne er kun en forutsetning for grunnvannsbevegelse (Ramstad). Grunnvannsbevegelse i lag med høy hydraulisk ledningsevne i et leiroverdekket område er vanskeligere å måle og kommer ofte overraskende på for eksempel utbyggere i et område (French ; Ramstad).

Sporstoff-forsøk er en av metodene som kan benyttes for å detektere grunnvannsbevegelse. Denne metoden går i korte trekk ut på at et sporstoff (salt, bakterie eller radioaktivt stoff) tilsettes til grunnvannet ved ulike dybder i en infiltrasjonsbrønn. Videre benyttes ulike metoder for å måle sporstoffets utbredelse og konsentrasjon i nærliggende observasjonsbrønner. Det finnes en rekke ulike sporstoff og metoder som kan benyttes i denne typen forsøk avhengig av strategiske valg og forsøksomstendigheter (Schwartz & Zhang 2003).

I fjellbrønner kan packertester benyttes for å bestemme grunnvannsbevegelse i utvalgte sprekker og sprekkesoner. Testen går ut på at brønnen isoleres over og under fjellsprekkene med impermeable materialer. Deretter utføres pumpetester, fortynningsforsøk (eng: dilution method) og/eller sporstoff-forsøk i disse brønnseksjonene. Disse testene kan si noe om kontakten mellom sprekker og den hydrauliske ledningsevnen i sprekke. I et fortynningsforsøk tilsettes et konsentrert stoff til vannet i den isolerte brønnseksjonen. Metoden er illustrert i figur 3.12. Stoffet som tilsettes må være et stoff som i liten grad er naturlig tilstede i grunnvannet slik at uttynning som følge av vanngjennomstrømming i brønnseksjonen kan måles. Denne fortynningen er proporsjonal med grunnvannsbevegelsen (Nordqvist et al. 2008). Ved å analysere uttynningsraten kan følgelig den horisontale grunnvannsbevegelsen estimeres.



Figur 3.12: Fortynningstest i fjellbrønn isolert med impermeable lag (packere) over og under fjellsprekken der A: uberørt grunnvann i brønnseksjon, B: Konsentrert sporstoff tilsatt og homogent fordelt i brønnseksjon, C: Uttyntet sporstoff i brønnseksjon.

I tillegg til packertester og sportester kan også termiske responstester gi tegn på mulig grunnvannsbevegelse i et område (se forrige avsnitt). God kjennskap til områdets geologi, samt overvåking av grunnvannsspeilet kan også gi indikasjoner på mulig grunnvannsbevegelse (French).

3.4.2 Utforming av termiske borehullslagre

Det termiske borehullslagerets form, størrelse og temperatur har stor betydning for anleggets samlede ytelse. Dersom lageret konstrueres for lite vil det ikke klare å møte effektterspørselen fra lasten og heller ikke utnytte solenergipotensialet ved høy innstråling. Er lageret for stort vil det ta lang tid å varme det opp, og installasjonskostnadene for anlegget øker.

Formfaktor

For å minimere de termiske tapene fra ett borehullslager er det ønskelig at forholdet mellom lagerets overflateareal og volum er minst mulig. Dette oppnås best ved et kuleformet lager. Et slikt lager er både vanskelig å bore og komplisert å drifte. Generelt anvendes derfor sylindrisk eller kjegleformet design for termiske borehullslagre.

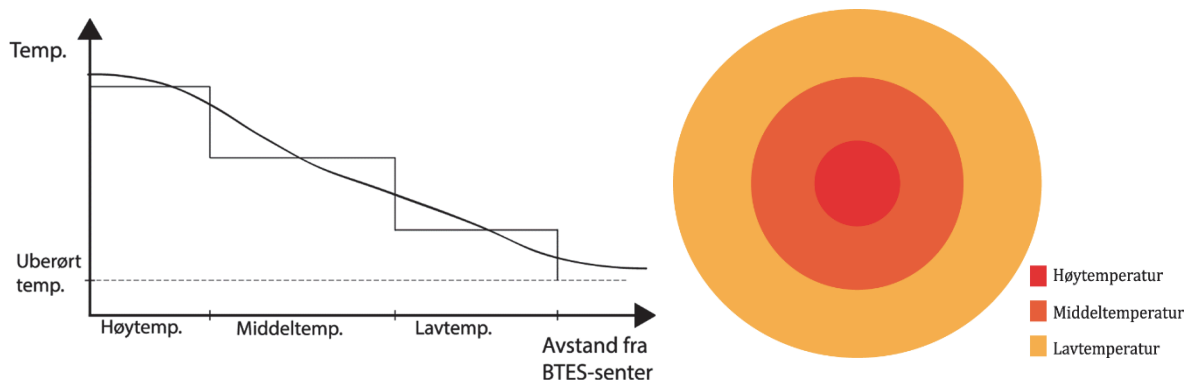
Forholdet mellom overflate og volum øker med lagerets radius. Dette medfører at tapene fra et stort lager er prosentvis mindre enn for et lite lager. Store lagre vil følgelig være fordelaktig fremfor små lagre med tanke på lagereffektivitet. Ofte benyttes begrepet *formfaktor* (eng: aspect ratio) for å beskrive størrelsen på BTES. Formfaktor (FF) er i dette tilfellet gitt som forholdet mellom lagerets diameter og dybde. For en sylinder med like store varmetap gjennom topp, bunn og sider er varmetapsflaten for et gitt volum minst når $FF = 1$, det vil si når diameteren er like stor som dybden. Dersom sylindere er godt isolert i toppen og kun taper varme gjennom sider og bunn er varmetapet minst ved $FF = 2$ (Lanini et al. 2014).

Antall energibrønner og avstanden mellom disse

Energibrønner som er plassert nært til hverandre vil etter hvert komme i termisk kontakt og påvirke hverandre. Hvor lang tid dette tar avhenger av avstanden mellom brønnene, opp- og utladingsrate for BTES, egenskaper ved det geologiske materialet og systemets driftstid. Antall brønner og brønnenes dybde avhenger av hvor mange brønner som behøves for å oppnå høy nok effektoverføringskapasitet til BTES. Sammen med volumkrav for tilstrekkelig lagret energi i BTES er dette med på å påvirke hvor tett brønnene må plasseres.

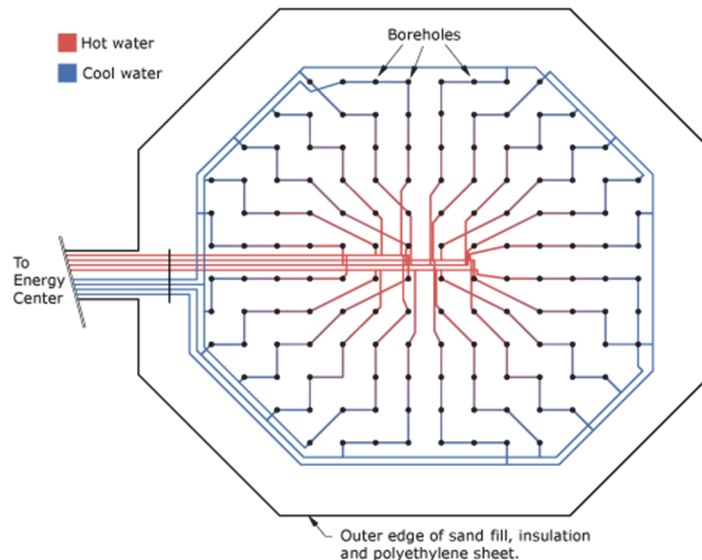
Temperatursoner i termisk borehullslager

Varmetap gjennom konduksjon i BTES kan beskrives ved Fouriers lov (formell 2.3) og er lineært proporsjonalt med temperaturgradienten mellom BTES og omkringliggende masser. For å redusere tapene fra BTES er det derfor hensiktsmessig å opprette ulike temperatursoner i lageret. Ved å etablere en varm sone i lagerets senter og soner med gradvis lavere temperatur mot lagerets ytterkant vil den termiske gradienten mellom BTES og omgivelsene bli slakere og varmetapet mindre. Figur 3.13 illustrerer BTES med tre slike temperatursoner og tilhørende temperaturprofil.



Figur 3.13: Til venstre vises tre temperatursoner i BTES ved ulike avstander fra brønnparkens senter. I virkeligheten er temperaturprofilen klokkeformet som resultat av kontinuerlig tilførsel og uttak av varme. Til høyre illustreres BTES med ulike temperatursoner sett fra oven.

Antall temperatursoner avhenger av BTES størrelse og energibrønnenes koblingsmønster. Figur 3.14 illustrerer hvordan energibrønnene i DLSC er koblet for å oppnå differerte temperatursoner. Her er 144 energibrønner koblet i 24 strenger med seks seriekoblede brønner i hver streng.

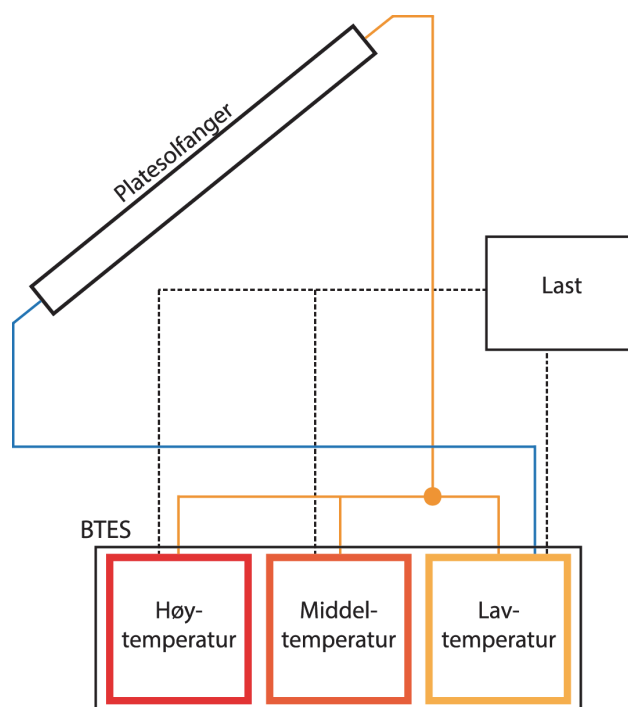


Figur 3.14: Koblingsmønster for 144 energibrønner i DLSC der varm arbeidsvæske ledes ned i senter av BTES og videre gjennom brønner radielt mot brønnparkens ytterkant. Arbeidsvæsken avkjøles gradvis ettersom varme avsettes til BTES og det oppstår differerte temperatursoner i lageret. Ved uttak av varme vil strømningsretningen være motsatt vei slik at kald arbeidsvæske fra lasten gradvis varmes opp ettersom den føres inn mot senter av brønnparken.
 Illustrasjon: Drake Landing Solar Community (u.d.-a).

Varm arbeidsvæske fra solfangeranlegget føres ned i senter av BTES. Derfra ledes væsken videre gjennom brønner radielt mot lagerets ytterkant. Arbeidsvæsken avkjøles gradvis ettersom varme avsettes til BTES og det oppstår differerte temperatursoner i lageret. Ved ekstrahering av energi fra BTES ledes kaldt vann fra lasten først gjennom kalde brønner i lagerets ytterkant og deretter videre mot BTES senter slik at arbeidsvæsken møter masser med gradvis høyere temperatur. På denne måten oppnås maksimal temperatur i arbeidsvæsken som strømmer til lasten, minimal temperatur i arbeidsvæsken som strømmer til solfangerne og minimale tap fra lageret til omkringliggende masser.

3.5 Sesonglagring av solvarme i termisk borehullslager

Et anlegg for sesonglagring av termisk solenergi i BTES består av ventiler, pumper, rørrnettverk og system for anleggsregulering i tillegg til solfangere og energibrønner. System for anleggsregulering må settes opp slik at anlegget kan styres etter produksjon- og forbrukssituasjon. Dette innebærer blant annet regulering av massestrøm for ønsket energiopptak i solfanger og regulering av tilførsels- og ekstraksjonsområde i BTES. For optimal drift av anlegget er det viktig at systemregulatoren til enhver tid har kjennskap til temperaturen i ulike soner av BTES, solinnstrålingsintensitet, utetemperatur og lastenes energibehov. Figur 3.15 viser en konseptuell skisse av anlegg for sesonglagring av termisk solenergi med ulike temperatursoner i BTES. Systemet kan også reguleres slik at solfangerne leverer effekt til BTES, til BTES og last eller bare til last. I figuren er anlegget designet slik at solfangere og energibrønner driftes med felles sirkulasjonssystem.



Figur 3.15: Konseptuell skisse av anlegg for sesonglagring av termisk solenergi i BTES. Blå linje illustrerer kald arbeidsvæske som strømmer fra BTES og opp til platesolfangeren og oransje strek illustrerer varmere arbeidsvæske som strømmer fra solfangeren til BTES. BTES er illustrert med tre temperatursoner; høy-, middel- og lavtemperatursoner (merket i henholdsvis rødt, oransje og gult). Avhengig av behov kan lasten hente ut varme fra høy- eller middeltemperatursonen. Kald returvæske tilføres til lavtemperatursonen eller den sonen med temperatur knapt høyere enn returvæskens temperatur.

Solfangeranlegget må dimensjoneres slik at det minimum dekker varmebehovet til lasten og forventede tap i BTES. I mange tilfeller kan det være hensiktsmessig med et større anlegg for å korte ned førdriftsfasen og for å overdimensjonere for usikkerhet knyttet til estimert gjenvinningsgrad i BTES. I førdriftsfasen vil temperaturen i BTES være lav og solfangereffektiviteten høy. Etter hvert som lagerets temperatur øker reduseres solfangernes virkningsgrad. Det er derfor viktig at temperaturen i returvæsken til solfangeranlegget holdes så lav som mulig selv ved nesten oppladet BTES. Arbeidsvæsken må avgi mest mulig effekt til BTES før den pumpes tilbake til solfangeranlegget, noe som oppnås ved differerte temperatursoner i BTES (se avsnitt 3.4.2). Dette designet muliggjør også energitilførsel til BTES når solinnstrålingen er for lav til å oppnå tilstrekkelig høy temperatur for tilførsel til høytemperatursonen. Middels varm arbeidsvæske fra solfangeranlegget tilføres da til middeltemperatursonen i BTES.

Som gitt av formel 3.3 kan effektopptaket i solfangerne reguleres ved å justere massestrømmen gjennom solfangeranlegget. Ved felles sirkulasjonssystem medfører dette også endret massestrøm i energibrønnene, noe som vil ha innvirkning på effektoverføringen til BTES. Dette forholdet undersøkes nærmere gjennom forsøk i denne masteroppgaven.

Ved ekstraksjon av varme fra BTES føres arbeidsvæske fra lasten inn i lagerets laveste temperatursonen og deretter gradvis mot høyere temperatursoner. Dersom temperaturen i returvæsken fra lasten er høyere enn temperaturen i lavtemperatursonen bør returvæsken føres

inn i en høyere temperatursone slik at det ikke forekommer oppvarming av lavtemperatursonen. Anlegget kan reguleres slik at middel- og lavtemperatursonen benyttes som energilager for romoppvarming og andre formål som krever moderate temperaturer, mens energi i høytemperatursonen benyttes til formål som krever energi av høyere kvalitet.

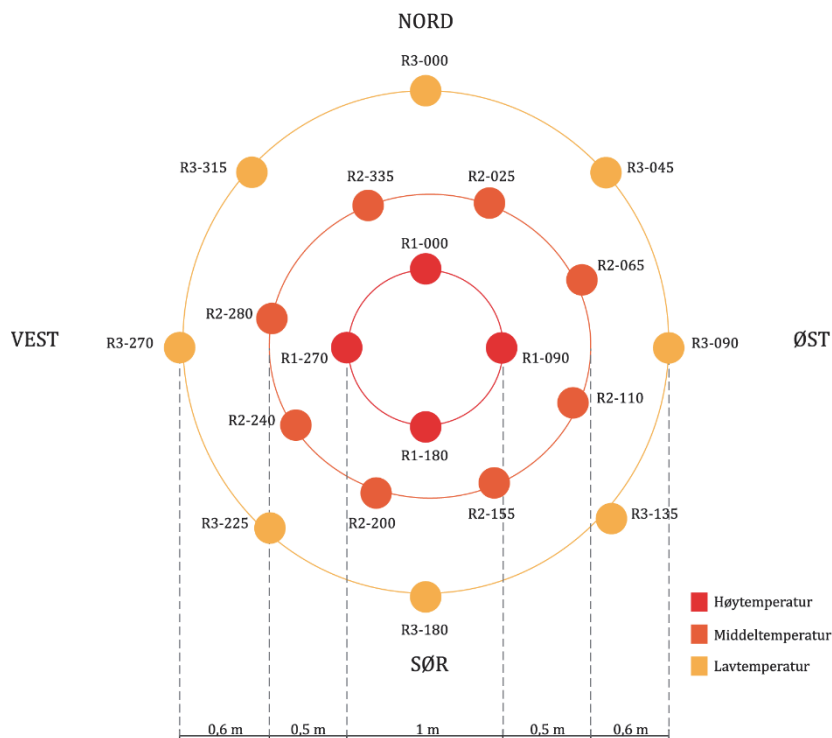
4 METODE

Dette kapittelet tar for seg ulike metoder som er benyttet i oppgaven. Avsnitt 4.1-4.2 beskriver fremgangsmåte for forsøk gjennomført i demonstratoranlegget for sesonglagring av termisk solenergi ved NMBU. Avsnitt 4.3 beskriver hvordan data innhentet gjennom forsøk i demonstratoranlegget benyttes i analyse av solfangeranlegg.

4.1 Forsøksanlegg

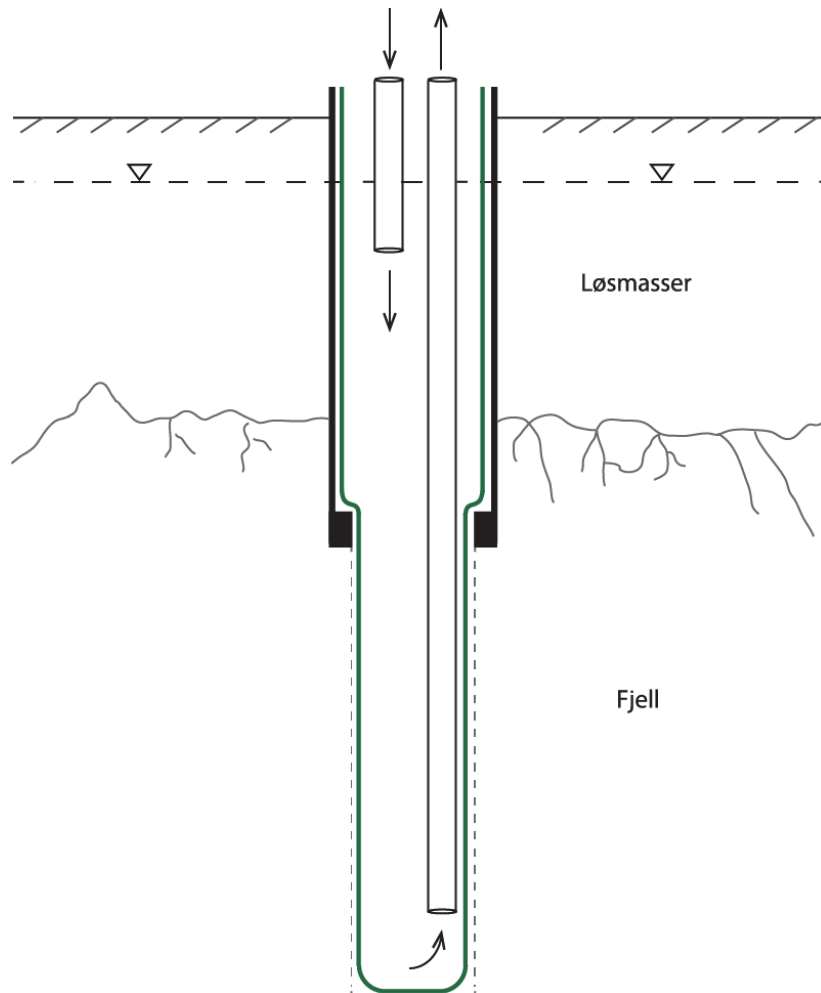
Som en del av denne masteroppgaven gjøres det forsøk i demonstratoranlegget for sesonglagring av termisk solenergi ved NMBU (videre omtalt som demonstratoranlegget, se avsnitt 1.2.3). Brønnparken i demonstratoranlegget består av 20 geotermiske energibrønner med dybde på om lag 42 m. Brønnene er boret i et ringformet mønster med fire brønner i senter, åtte i midtre ring og åtte i ytre ring. En oversikt over brønnenes plassering ved jordoverflaten med tilhørende notasjon er gitt i figur 4.1. Med høy-, middels- og lavtemperatursone menes de ulike temperatursonene som vil oppstå ved regulert drift av anlegget der varmt vann føres ned i senter av brønnparken og ledes utover i ringene ettersom effekt avgis til omkringliggende masser.

For å oppnå ønsket størrelse på energilageret og samtidig oppta minst mulig areal ved jordoverflaten, er det valgt å vinkle brønnene radielt ut fra senter av parken. Brønnene i indre ring (ring 1) er boret med vinkel på 1° radielt ut fra senteraksen. Brønnene i midtre og ytre ring (ring 2 og 3) er boret med vinkel på henholdsvis 3° og 5° radielt ut fra senteraksen. Energilageret får på denne måten form som en avkortet kjegle.



Figur 4.1: Oversiktskart over brønnplassering ved jordoverflaten for brønnparken i demonstratoranlegget ved NMBU. Ring 1 består av fire brønner og ring 2 og 3 av åtte brønner hver. Ring 1, 2 og 3 har radius på henholdsvis 0,5 m, 1 m og 1,6 m ved jordoverflaten. Notasjon: R2-240 viser til brønn i ring 2, 240° vinkel regnet medurs fra nord.

I hver av brønnene er det montert en type koaksialkolektor med fleksibelt ytterrør (videre omtalt som fleksibel strømpe). Figur 4.2 illustrerer enkeltbrønnene i anlegget. Pilene i figuren viser arbeidsvæskens strømningsretning i forsøk 1 og 2 (ned i ytre kanal, opp i indre rør). Ved denne strømningsretningen omtales indre rør som returrør og øvre rørstump som turrør. Føringrør i stål er ført 2 m ned i fast fjell. I forsøkene benyttes vann som arbeidsvæske i energibrønnene. Kollektoren er lukket slik at det ikke er noe kontakt mellom vannet og berggrunn.



Figur 4.2: Illustrasjon av en enkeltbrønn i demonstratoranlegget ved NMBU. Grønn linje representerer den fleksible strømpen som utgjør koaksialkolektorens ytre rør. Blå piler illustrerer vannets strømningsretning i forsøk 1 og 2. Brønnedybde er ikke skalert.

Den elastiske strømpen som utgjør kolektorens ytre rør er laget av et fleksibelt plastmateriale og produsert av Mandals AS for Anergy AS. En fleksibel strømpe av denne typen legger seg nært til brønnveggen og sikrer god kontakt mellom arbeidsvæske og berggrunn/føringrør. Strømpen er armert for å bedre tåle trykkbelastning ved for eksempel lommer i brønnveggen der strømpen alene må motstå trykket fra arbeidsvæsken. Armeringen beskytter også mot skader fra mekanisk påkjenning under installasjon. Tur- og returrør er plastrør av typen polypropylen (PP). Turrøret er ført omkring 3 m ned i brønnen. Ettersom strømmingen i brønnen i hovedsak foregår fra turrørets endepunkt og vertikalt nedover i brønnen, er det naturlig å betrakte brønnen som en koaksialkolektor der strømpen og returrøret utgjør henholdsvis kolektorens ytre og indre rør.

4.1.1 Brønnsesifikasjoner

I forsøkene som gjennomføres i denne oppgaven kobles effekttilførselen kun til brønnene i ring 1. Under boring ble total brønndybde og dybde til fjell i disse brønnene målt til henholdsvis 42,7 m og 17-18 m. I ettertid har det seget inn bunnslam i flere av brønnene før kollektorene ble montert. Dette medfører at enkelte av brønnene kan være grunnere enn den oppgitte brønndybden fra boringen. Dessverre er det ikke mulig å måle hvor stor denne endringen er.

Beskrivelse av koaksialkollektoren er gitt i tabell 4.1. Tur- og returrør er av samme materialtype og er spesifisert under indre rør.

Tabell 4.1: Mål og spesifikasjoner for koaksialkollektoren i forsøksbrønnene. Tur- og returrør er laget av polypropylen (PP) og strømpen er laget av polyuretan (PU).

KOAKSIALKOLLEKTOR	
Rørmateriale, ytre rør (strømpe)	PU
Diameter, ytre kanal [mm]	90
Rørmateriale, indre rør (returrør)	PP
Indre diameter, indre rør [mm]	11
Ytre diameter, indre rør [mm]	16
Lengde, turrør [m]	3

4.1.2 Geologiske og hydrogeologiske forhold

I boreloggen oppgis dybde til fjell til 16,5-18 m for alle brønner i demonstratoranlegget. Under boring ble det registrert et øvre lag av leire og videre et lag av morenemasse før overgang til fast fjell (Larsen). Det er dessverre ikke foretatt undersøkelser av hydrogeologiske forhold ved demonstratoranlegget, og forhold knyttet til eventuelle grunnvannsstrømmer kan derfor ikke vurderes. Det kan nevnes at Skogsdammen, som ligger nært til demonstratoranlegget, ligger på omtrentlig kote 94,7 (Norconsult AS 2017) og at dette trolig er avgjørende for grunnvannsnivået i området. I forsøkene antas det at det ikke er grunnvannsstrøm av betydning gjennom brønnparken.



Figur 4.3: Kartutsnittet viser området rundt demonstratoranlegget ved TF-kvartalet i Drøbakveien 31, 1430 Ås. Følgende områder er merket på kartet: 1. Demonstratoranlegget, 2. Område for geotekniske undersøkelser gjennomført av Norconsult, 3. Skogsdammen, 4. Område for bergundersøkelser gjennomført av Mikael Heim. Kartutsnittet er hentet fra Google Maps (Google). Målestokk er gitt i nedre høyre hjørne.

Grunnforholdene nært til demonstratoranlegget ble undersøkt av Norconsult AS i februar 2017 som en del av forberedende fase for utbygging av TF-kvartalet. Kartet i figur 4.3 viser plassering av demonstratoranlegget i forhold til Norconsults prøvelfelt. Resultatet av prøvene er gitt i tabell 4.2.

Tabell 4.2: Resultat fra geoteknisk undersøkelse ved TF-kvartalet gjennomført av Norconsult AS i februar 2017. Prøvelfeltets plassering i forhold til demonstratoranlegget er gitt i figur 4.3.

Dybde [m]	Geologi
0 – 4	Tørrskorpeleire med enkelte sandlag/sandlommer
4 – 5	Mørk grå, bløt til middels fast leire med tørrskorpeflekker
5 – 6	Mørk grå leire med innhold av sand, silt og grus

Dybde til fjell ble målt til 5,9 - 9,1 m. (Norconsult AS 2017). Fra Norges geologiske undersøkelsers (NGUs) løsmassekart kan det antas at de geologiske forholdene ved demonstratoranlegget og ved Norconsults prøvelfelt samsvarer selv om dybden til fjell varierer. Berggrunnen omtrent 100-150 m fra brønnparken (se punkt 4 i figur 4.3) er identifisert som gneis og amfibolitt av Mikael Heim, førsteamanuensis i geologi ved NMBU (Tømmerbakke 2017).

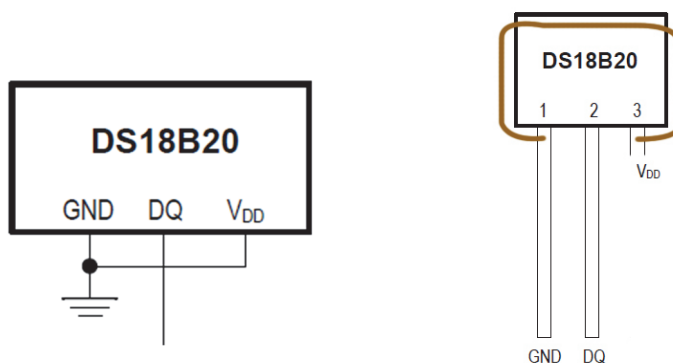
4.1.3 Temperatursensorer

For å måle vertikal temperaturutvikling i brønnparken installeres det temperatursensorer med 2 m mellomrom i ytre kanal langs hele brønndybden i R1-000, R2-335 og R3-315. Totalt installeres 21 sensorer i hver brønn. Sensorene som benyttes er av typen *DS18B20* illustrert i figur 4.4. Sensorene er produsert av Maxim Integrated og består av et digitalt termometer med 9-12 bit oppløsning. Sensorene har en oppgitt nøyaktighet på $\pm 0,5$ °C for temperaturer i intervallet -10 °C til 85 °C. Hver sensor har et unikt 64 bit serienummer som muliggjør enkel identifisering av sensorene ved tilkobling av flere sensorer i samme krets. Utdypende beskrivelse av sensorenes virkemåte er gitt i databladet «*DS18B20 Programmable Resolution 1-Wire Digital Thermometer*» (Maxim Integrated 2008).



Figur 4.4: Illustrasjon av *DS18B20* temperatursensor fra Maxim Integrated (2008). Hver sensor har tilkoblingspunkt for henholdsvis jord (GND), data (DQ) og ekstern strømtilførsel (V_{DD}). Hver sensor har et unikt digitalt serienummer som muliggjør tilkobling av flere sensorer i samme krets.

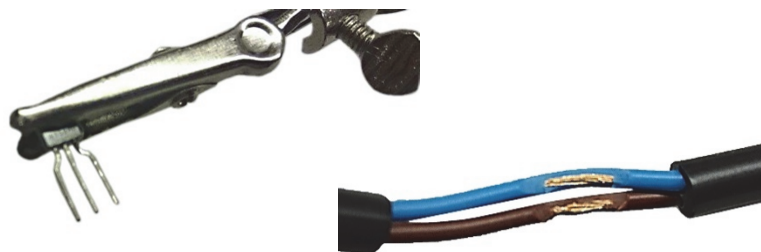
Temperatursensorene kobles i *parasite power mode*. Dette innebærer at sensorene kun har behov for en datalinje og jord for å kommunisere med en sentral mikroprosessor. Sensoren vil i dette tilfellet hente strøm fra datalinjen. Ved denne koblingsmåten må koblingspunkt for ekstern strømtilførsel (V_{DD} i figur 4.4) jordes. Dette gjøres ved å koble en leder fra V_{DD} til GND slik det er vist i koblingsskjemaet til venstre i figur 4.5. For å unngå at lederen kommer i kontakt med datalinjen DQ trekkes lederen rundt sensoren slik det er illustrert i brunt til høyre i figur 4.5.



Figur 4.5: Koblingsskjema for temperatursensorer i *parasite power mode*.

For montering av temperatursensorer i R1-000, R2-335 og R3-315 lages det tre temperaturvektorer av 21 sensorer med 2 m mellomrom. Sensorene loddet på en tolederkabel med kobberlegering og dobbel isolasjon. Følgende fremgangsmåte er benyttet for kobling av sensorene:

1. 2 m avstand måles opp mellom tilkoblingspunktene for hver av de 21 temperatursensorene på kabelen.
2. Tilkoblingspunktet på kabelen avisoleres ved å fjerne kabelens ytre isolasjon og deler av indre isolasjon slik bildet i figur 4.6 viser. Minst mulig isolasjon fjernes på innsiden av lederne for å redusere muligheten for elektrisk kortslutning.
3. Temperatursensoren loddet på de avisolerte lederne. Det legges vekt på å oppnå størst mulig kontaktflate mellom sensor og ledere for å sikre et robust feste og god elektrisk kontakt. Ved montering sørges det for at sensoren ligger flatt og jevnt med kabelen for å lette senere montasje i brønn.
4. Elektrisk isolerende teflonpapir legges mellom lederne og festes med smeltelim. Deretter legges smeltelim på hele det avisolerte området. Dette for å hindre elektrisk kortslutning.
5. Krympeslange trekkes over sensoren og smeltes på slik at koblingspunktet blir tett og elektrisk isolert.



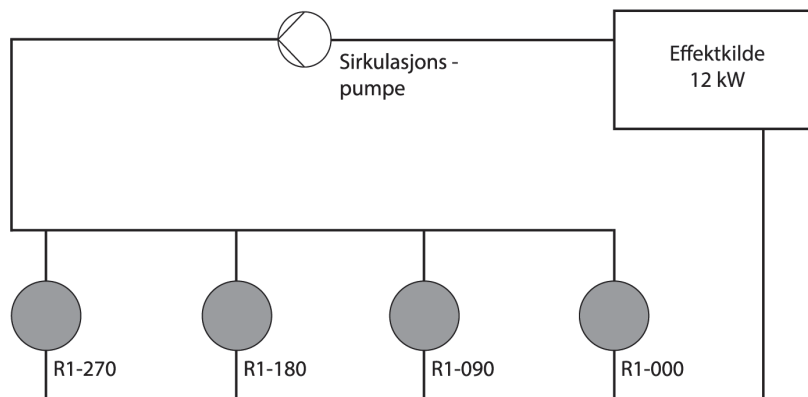
Figur 4.6: Til venstre: temperatursensor klargjort for omkobling til parasite power mode. Til høyre: avisolert tilkoblingspunkt for temperatursensor på tolederkabel.

For hver sensor som loddet på kabelen registreres sensorens unike serienummer med korresponderende tilkoblingspunkt på kabelen. Det unike serienummeret sørger på denne måten for at sensorenes plassering i brønnen kan bestemmes ut fra kabelens lengde. De tre kablene med temperatursensorer monteres i separate rør i brønnenes ytre kanal. Rørene er tettet i bunn og topp for å hindre fuktinnslag.

I tillegg til målinger i nevnte brønner måles også temperatur i vannet som strømmer inn og ut av de fire senterbrønnene, samt i felles rør til og fra effektkilden. Disse temperatursensorene er montert på yttersiden av tilførselsrørene og isolert mot omgivelsene med rørisolasjon. I felles tilførselsrør er det også montert en F300 strømningsmåler fra GPA for rør med 20 mm indre diameter. Det antas at temperaturendringene i vannet går tilstrekkelig greit til at alle temperatursensorer er i termisk likevekt med vannet. Temperatursensorer og strømningsmåler er kalibrert av senioringeniør Tom Ringstad ved NMBU.

4.2 Forsøksgjennomføring og databehandling

Demonstratoranlegget settes i drift med effekttilførsel til de fire brønnene i ring 1 i begynnelsen av april 2017. Ved å kun varme de fire indre brønnene kan omgivelsenes respons på oppvarmingen måles uforstyrret gjennom temperatursensorer i R2-335 og R3-315. Senterbrønnene varmes i første omgang ved hjelp av en elektrisk effektkilde på 12 kW. En 370 W frekvensstyrt pumpe fra Grundfos (type: CRIE1-3-A-FGI-I-E-HQQE) benyttes for å sirkulere varmt vann gjennom brønnene. Systemskisse for forsøksanlegget er gitt i figur 4.7. Merk at ikke fullt 12 kW leveres til energibrønnene da i underkant av 1 kW tapes til omgivelsene fra tilførselsrørene mellom effektkilden og brønnene.



Figur 4.7: Systemskisse for forsøksanlegg med fire brønner (R1-270, R1-180, R1-090, R1-000), sirkulasjonspumpe og effektkilde. Sirkulasjonspumpen er av typen CRIE1-3-A-FGI-I-E-HQQE og produsert av Grundfos. Effektkilden er elektrisk og leverer i underkant av 12 kW til brønnene.

Brønnene i ring 1 er koblet i parallell som illustrert i figur 4.7. Koblingsmønsteret er av typen vendt-retur. Ved denne sammenkoblingen vil brønnen med lengst turrør få kortest returrør og motsatt. På denne måten vil hver rørsøyfe være like lang og strømningshastigheten tilnærmet lik gjennom hver brønn.

Det gjennomføres to forsøk ved demonstratoranlegget:

- **Forsøk 1:** Sammenligning av avgitt effekt i leire og fjell.
- **Forsøk 2:** Drift av anlegget ved ulike strømningshastigheter.

I begge forsøkene gjennomføres temperaturmålinger langs hele brønnlengden i R1-000, R2-335 og R3-315, samt ved brønntopper og i felles tilførselsrør. Volumstrøm i felles tilførselsrør registreres også. Loggerate for målingene er satt til 60 s.

4.2.1 Forsøk 1: Sammenligning av avgitt effekt i leire og fjell

Anlegget settes i drift:	06.04.17	
Anlegget stanses:	03.05.17	kl.: 14:24
Sluttid for forsøk:	05.05.17	kl.: 08:48
Varighet:	29 dager + 42 timer	

Anlegget driftes med tilført effekt til brønn R1-000, R1-090, R1-180 og R1-270 i perioden 06.04.17 – 03.05.17. Den 03.05.17 kl.: 14:24 stanses effektilførselen og væskesirkulasjonen i en periode på 42 timer. Brønnene antas da å ha kommet i tilnærmet termisk likevekt med omkringliggende masser slik at temperaturen i omgivelsene rundt brønnene kan måles ved hjelp av sensorene i R1-000. Det antas at brønnen bruker like lang tid på å komme i termisk likevekt med omgivelsene langs hele den aktive brønnlengden.

4.2.2 Forsøk 2: Drift av anlegget med ulike strømningshastigheter

Starttid for forsøk:	24.05.17
Sluttid for forsøk:	25.05.17
Varighet:	34 timer

Anlegget driftes ved fem ulike strømningshastigheter. Hvert av strømningsforsøkene kjøres tilstrekkelig lenge til at vannet har strømmet gjennom brønnene minst tre ganger og temperaturutviklingen har stabilisert seg på et jevnt nivå i minimum 30 minutter. Det antas da at brønnmaterialene er i termisk likevekt med ny driftstemperatur.

I tillegg til de fem ovennevnte strømningshastighetene gjøres også analyser for strømningsforholdet som var før anlegget ble stanset for forsøk 1 den 03.05.17. Denne driftssituasjonen betegnes som strømningsforsøk 1a. Strømningsforsøk 1b betegner driftssituasjon i perioden mellom forsøk 1 og 2. En oversikt over de ulike strømningsforsøkene er gitt i tabell 4.3.

Tabell 4.3: Oversikt over ulike strømningsforsøk gjennomført i forsøk 2 og varigheten av hvert forsøk. Strømningsforsøk 1a representerer perioden før anleggsstans 03.05.17 og 1b representerer perioden mellom forsøk 1 og 2.

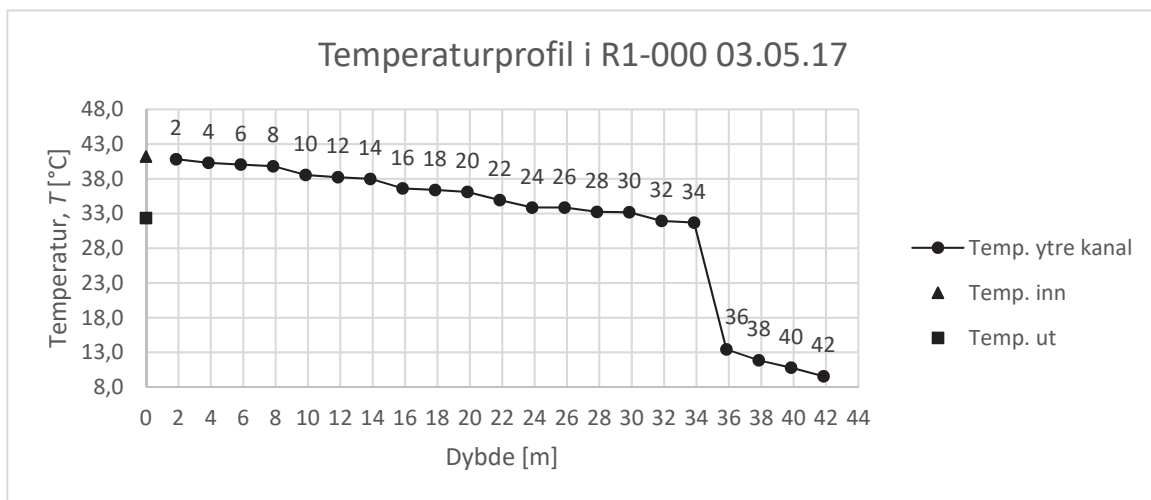
Strømningsforsøk	Total volumstrøm Q_{tot} [L/min]	Varighet
1a	16,2	> 48 timer
1b	15,9	> 24 timer
2	25,7	4 timer
3	20,9	14 timer, 50 min
4	11,1	4 timer, 50 min
5	8,6	9 timer, 35 min

4.2.3 Databehandling

Aktiv brønnlengde i R1-000

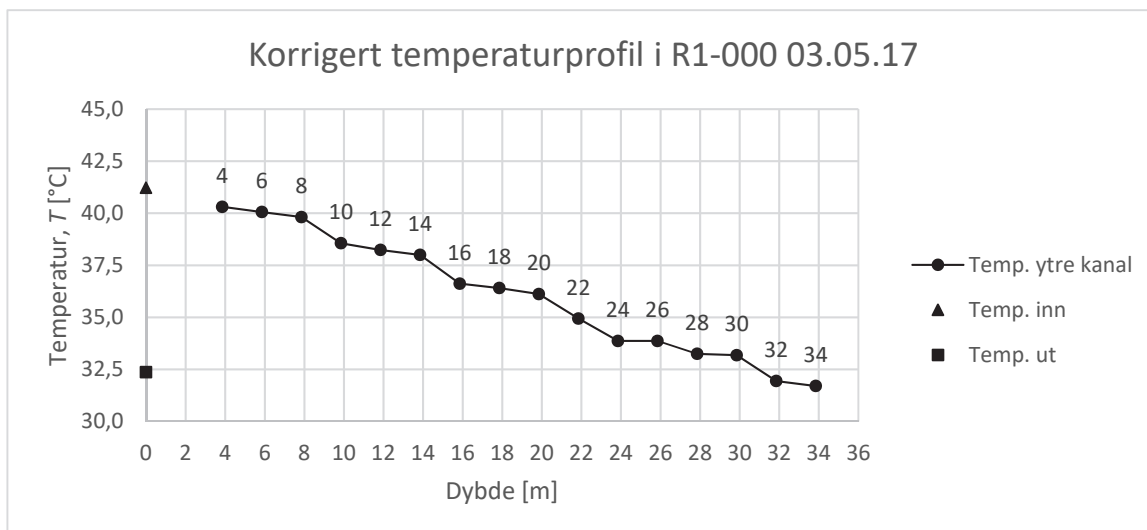
Ved montering av indre rør viste det seg at R1-000 har en innsnevring ved omkring 34 m dybde. Årsaken til denne innsnevringen er ukjent, men kan muligens skyldes ras eller vridning av strømpen. Da det ikke var mulig å få det indre røret forbi denne innsnevringen medfører dette at brønnen i praksis er omkring 8 m grunnere enn de andre brønnene i parken.

Det foretas temperaturmålinger i ytre kanal ned til 41,9 m dybde. Figur 4.8 viser temperatur for ulike dybder i brønnen før stans av anlegget 03.05.17. Temperaturmålinger ved brønnens topp er angitt med trekantet og firkantet symbol.



Figur 4.8: Målte temperaturer ved ulike dybder i R1-000 før stans av anlegget 03.05.17. Temperaturmålinger ved brønntopp er angitt med trekant- og firkantsymbol. Dataetiketter angir den aktuelle temperatursensorens nummer.

I figur 4.8 vises det tydelig at de fire dypeste målepunktene (36-42) påvirkes lite av varmtvannstilførselen til brønnen. Målepunkt 34 ved 33,9 m dybde betraktes derfor som dypeste målepunkt i brønnen. Aktiv brønnlengde blir da 30,9 m. Figur 4.9 gir gjeldende temperaturmålinger i R1-000 før stans av anlegget 03.05.17. Målepunkt 2 ligger over turrørets utløp og betraktes derfor ikke i analysen.



Figur 4.9: Gjeldende temperaturmålinger i R1-000 før stans av anlegget 03.05.17. Målepunkt 2, 36, 38, 40, 42 fra figur 4.8 betraktes ikke i videre analyse da disse er utenfor brønnens aktive dybde.

Überørt grunntemperatur

Überørt grunntemperatur i brønnparken ble målt før anlegget ble satt i drift. Gjennomsnittlig uberørt grunntemperatur langs aktive lengde av R1-000 ble målt til 9,2 °C den 03.04.17. Gjennomsnittlig uberørt grunntemperatur i brønnseksjonene fra 5,9 m til 15,9 m og fra 21,9 m til 31,9 m ble målt til henholdsvis 9,5 °C og 8,9 °C.

Strømningshastighet

Ved beregning av strømningshastighet i R1-000 betraktes kun strømning gjennom indre rør. Det antas at de viskøse kreftene knyttet til turbulent strøm i indre rør vil være tilstrekkelig store til at friksjonstap knyttet til strømning i ytre kanal er neglisjerbart innenfor gitte nøyaktighetsnivå (Tyvand). Da brønnene lades med tilførsel av varmt vann i toppen vil det ikke oppstå naturlige oppdriftskrefter knyttet til tetthetsforskjeller i vannet ettersom vannets tetthet øker når temperaturen avtar nedover i brønnen. Videre antas det derfor at strømningen kun drives av tvungen konveksjon og at eventuelle oppdriftskrefter er neglisjerbare.

For å beregne singulære tap knyttet til strømning ut av og inn i henholdsvis tur- og returrør, samt tap i rørbend ved brønntopp, kreves kjennskap til tapskoeffisienten k (se formel 2.19). Da denne ikke er kjent ansees disse tapene som tilnærmet like i de fire brønnene og derfor av liten betydning for strømningsfordelingen.

Strømningsfordelingen og strømningshastighetene i hver av de fire brønnene beregnes ved analyse av parallellkoblet rørrnettverk og Blasius empiriske formel for tapshøyde gjennom indre rør (se formel 2.18). Videre beregnes Reynolds tall for indre rør og ytre kanal ved hjelp av formel 2.14. Hydraulisk diameter for ytre kanal $D_{h, ytre kanal}$ er gitt som:

$$D_{h, ytre kanal} = D_{indre diameter, ytre kanal} - D_{ytre diameter, indre rør} \quad (4.1)$$

Der $D_{indre diameter, ytre kanal}$ er strømpens indre diameter og $D_{ytre diameter, indre rør}$ er returrørets ytre diameter.

Tabell 4.4 angir dynamisk viskositet og tetthet for vann ved ulike temperaturer benyttet i beregningene. For beregning av Reynolds tall i indre rør benyttes egenskaper ved vannets snitttemperatur gjennom røret.

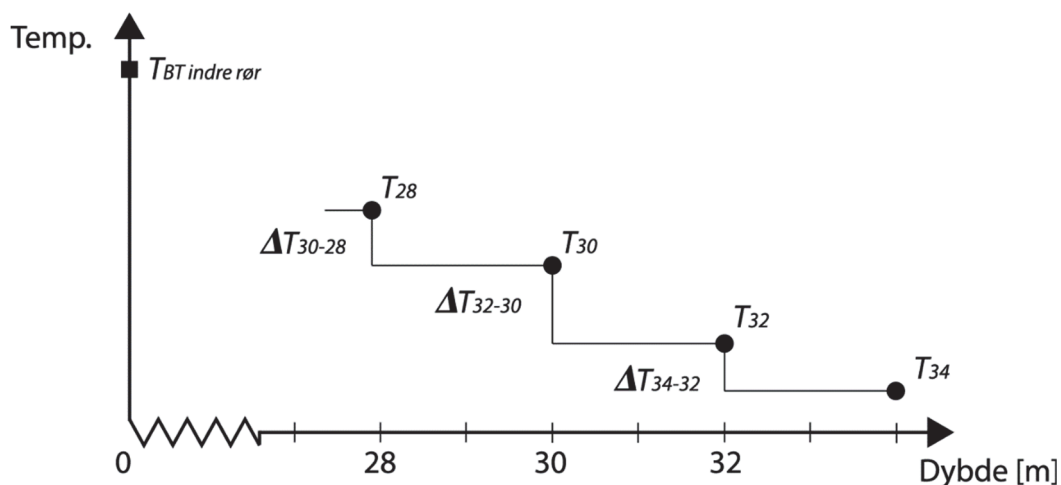
Tabell 4.4: Dynamisk viskositet og tetthet for vann ved ulike temperaturer og standard atmosfæretrykk (Finnemore & Franzini 2002).

	$T = 30\text{ °C}$	$T = 40\text{ °C}$	$T = 50\text{ °C}$	$T = 60\text{ °C}$
Dynamisk viskositet, μ [Ns/m²]	0,000798	0,000653	0,000547	0,000466
Tetthet, ρ [kg/m³]	995,7	992,2	988,0	983,2

Temperaturprofil i indre rør

Vannets temperatur i indre rør stiger mot toppen av brønnen grunnet termisk kortslutning mot varmere vann i kollektorens ytre kanal. Termisk kortslutningsmotstand og temperaturdifferansen mellom vannet i kollektorens ytre kanal og indre rør bestemmer kortslutningseffekten. Det antas at den termiske kortslutningsmotstanden R_{sc} gitt i formel 3.7 er konstant langs hele brønnlengden for en gitt strømningshastighet.

For å estimere temperaturutvikling i indre rør benyttes termometermålinger i ytre kanal og numerisk metode med utgangspunkt i målt temperatur i topp og bunn av brønnen. Figur 4.10 og videre beskrivelse av fremgangsmåte forklarer denne metoden.



Figur 4.10: Illustrasjon av fremgangsmåte for estimering av temperaturer i indre rør. T_{34} representerer dypeste målepunkt i R1-000 mens $T_{BT\ indre\ rør}$ representerer målt temperatur i vannet som strømmer ut av brønnen. Ytterligere temperaturer beregnes ved metode presentert i tilhørende avsnitt.

I bunnen av brønnen er den termiske kortslutningen neglisjerbar ettersom temperaturdifferansen mellom arbeidsvæsken i indre rør og ytre kanal er svært liten i dette området. Temperaturen i innløpet til indre rør kan følgelig settes lik den målte temperaturen for samme område i ytre kanal slik at:

$$T_{34\ indre\ rør} = T_{34\ ytre\ kanal} = T_{bunn\ av\ brønn}$$

Der indeks 34 referer til dypeste målepunkt i R1-000 (se figur 4.9 og 4.10).

Dersom temperaturen i ytre kanal og indre rør antas konstant i brønnseksjonen mellom to målepunkter i og j slik det er vist i figur 4.10 kan kortslutningseffekten $\dot{Q}_{SC\ ij}$ i gitte seksjon beskrives som:

$$\dot{Q}_{SC\ ij} = \frac{\Delta T_{SC\ j}}{R_{SC\ ij}} = \frac{T_{j, \text{ ytre kanal}} - T_{j, \text{ indre rør}}}{R_{SC\ ij}} \quad j > i \quad (4.2)$$

Der $\Delta T_{SC\ j}$ er temperaturredifferansen mellom ytre kanal og indre rør i målepunkt j og $R_{SC\ ij}$ er termisk kortslutningsmotstand mellom indre rør og ytre kanal i gitte brønnseksjon.

Videre kan temperaturøkningen i indre rør mellom de to målepunktene i og j , ΔT_{j-i} , som forårsakes av nevnte kortslutningseffekt $\dot{Q}_{SC\ ij}$ beregnes som:

$$\Delta T_{j-i} = T_{i, \text{ indre rør}} - T_{j, \text{ indre rør}} = \frac{\dot{Q}_{SC\ ij}}{\dot{m}c_p} \quad (4.3)$$

Der \dot{m} og c_p er henholdsvis vannets massestrøm og varmekapasitet. Kombinasjon av formel 4.2 og 4.3 gir temperatur i indre rør for målepunkt i , $T_{i, \text{ indre rør}}$, lik:

$$T_{i, \text{ indre rør}} = T_{j, \text{ indre rør}} + \frac{1}{R_{SC\ ij} \dot{m}c_p} (T_{j, \text{ ytre kanal}} - T_{j, \text{ indre rør}}) \quad (4.4)$$

Ettersom R_{SC} , \dot{m} og c_p antas konstante i hvert strømningsforsøk kan formel 4.4 forenkles til:

$$T_{i, \text{ indre rør}} = T_{j, \text{ indre rør}} + B(T_{j, \text{ ytre kanal}} - T_{j, \text{ indre rør}}) \quad (4.5)$$

Der

$$B = \frac{1}{R_{SC} \dot{m}c_p} \quad (4.6)$$

Temperaturberegningen for indre rør i hvert av strømningsforsøkene settes opp i et regneark med temperaturmålinger fra ytre kanal og brønntopp som inputvariable. Konstanten B bestemmes deretter ved å justere B slik at den beregnede temperaturen i indre rør ved brønnens topp tilsvarer målt temperatur ved brønntopp, $T_{BT\ indre\ rør}$. Figur 4.11 illustrerer metoden for en 12 m dyp brønn.

$T_{BT\ indre\ r\or} [^{\circ}C]$	37,1			
Itereringsforsøk		1	2	3
MÅLEPUNKT	$T_{yt\re\ kanal} [^{\circ}C]$	$T_{indre\ r\or} [^{\circ}C]$	$T_{indre\ r\or} [^{\circ}C]$	$T_{indre\ r\or} [^{\circ}C]$
BT		36,7	37,8	37,1
4	44,8	36,2	37,0	36,5
6	43,3	35,9	36,3	36,0
8	42,9	35,5	35,6	35,5
10	37,1	35,4	35,4	35,4
12	35,4	35,4	35,4	35,4
Konstant, B []		0,05	0,1	0,07

Figur 4.11: Eksempel på bruk av presentert metode for beregning av temperaturprofil for indre rør i en 12 m dyp brønn. $T_{BT\ indre\ r\or}$, $T_{yt\re\ kanal}$ og $T_{indre\ r\or}$ betegner henholdsvis målt brønntopptemperatur i indre rør, målte temperaturer i ytre kanal og beregnede temperaturer i indre rør. Itereringsforsøk 1 og 2 med henholdsvis $B = 0,05$ og $B = 0,1$ ga for lav og for høy beregnet temperatur ved brønntopp. Itereringsforsøk 3 med $B = 0,07$ var suksessfullt da det ga lik beregnet og målt temperatur ved brønntopp.

Metoden for beregning av temperaturprofil i indre rør testes mot faktiske måledata presentert av José Acuña og Bjørn Palm i «*Distributed thermal response tests on pipe-in-pipe borehole heat exchangers*» (Acuña & Palm 2013). Resultat av denne kontrolltesten er presentert i vedlegg A.

Forsøk 1: Sammenligning av avgitt effekt i leire og fjell

Temperaturdifferanse ΔT mellom arbeidsvæske i brønn og omkringliggende masser beregnes som:

$$\Delta T = T_{arbeitsv\ae s\ke} - T_0 \quad (4.7)$$

Der $T_{arbeitsv\ae s\ke}$ er målt temperatur i vannet i ytre kanal før stans av anlegget og T_0 er temperaturen som måles når brønnen er i tilnærmet termisk likevekt med omkringliggende masser.

Avgitt effekt til leire og fjell analyseres for henholdsvis brønndybde 5,9 m - 15,9 m og 21,9 m - 31,9 m. Ved denne inndelingen unngås usikkerhet knyttet til områder nært til brønntopp, i overgangen mellom løsmasser og fjell og i bunn av brønn.

Avgitt effekt \dot{Q}_{avgitt} fra energibrønn til omkringliggende masser beregnes som:

$$\dot{Q}_{avgitt} = \dot{Q}_{yt\re\ kanal} - \dot{Q}_{sc} \quad (4.8)$$

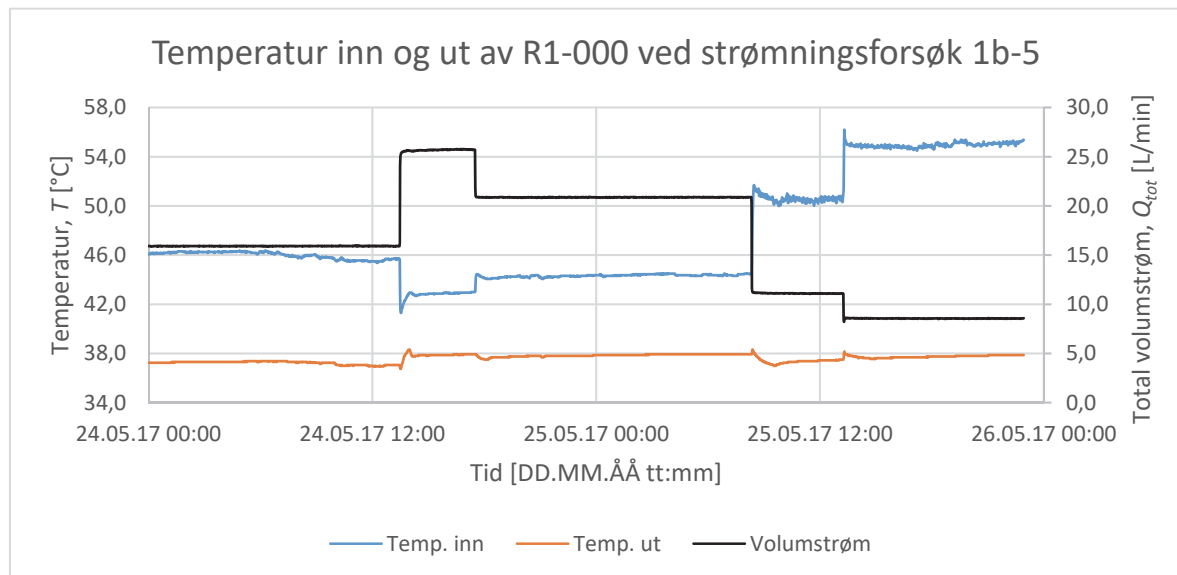
Der $\dot{Q}_{yt\re\ kanal}$ er avgitt effekt i ytre kanal og \dot{Q}_{sc} er kortslutningseffekt til indre rør. Avgitt effekt i ytre kanal og tilført effekt til vann i indre rør beregnes ved formel 3.4 og tilhørende temperaturdifferanser. Drivende temperaturdifferanse og termisk motstand i energibrønn beregnes ved formel 3.5.

Under forsøket ble det også gjort temperaturmålinger i R2-335 og R3-315. Dette for å kunne analysere omgivelsenes respons på oppvarming i ulike avstander fra brønnparkens sentrum.

Dessverre ble usikkerheter knyttet til brønnplassering og temperatursensorer så stor at det ikke ble funnet hensiktsmessig å gå videre med disse måledataene.

Forsøk 2: Drift av anlegget med ulike strømningshastigheter

Figur 4.12 viser temperaturutvikling i vannet som føres inn og ut av R1-000 ved ulike strømningshastigheter under strømningsforsøk 1b-5.



Figur 4.12: Temperaturutvikling i vannet som føres inn og ut av R1-000 ved ulike strømningshastigheter under strømningsforsøk 1b-5.

Termisk kortslutning ved ulike strømningshastigheter beregnes ved bruk av formel 3.6 med:

$$\Delta T_{indre\ rør} = T_{BT\ indre\ rør} - T_{bunn\ av\ brønn} \quad (4.9)$$

og

$$\Delta T_{energibrønn} = T_{BT\ ytre\ kanal} - T_{BT\ indre\ rør} \quad (4.10)$$

Der $T_{BT\ indre\ rør}$, $T_{bunn\ av\ brønn}$ og $T_{BT\ ytre\ kanal}$ er vannets temperatur målt ved henholdsvis utgang av brønn, bunn av brønn og inngang til brønn. Det antas at temperaturøkningen i indre rør kun skyldes varmetilførsel gjennom termisk kortslutning og at effekten av friksjon mellom væskepartikler og rørmaterialer er neglisjerbar.

Nusselts tall, termisk konveksjonsmotstand og termisk konduksjonsmotstand i indre rør beregnes ved hjelp av formlene 2.23, 2.24, 2.5 og 2.6. For Nusselts tall benyttes egenskaper ved vannets snitttemperatur gjennom indre rør gitt i tabell 4.4 og 4.5.

Tabell 4.5: Prandtls tall og termisk ledningsevne for vann ved ulike temperaturer (Cengel & Ghajar 2011).

	$T = 30\text{ °C}$	$T = 35\text{ °C}$	$T = 40\text{ °C}$
Prandtls tall, Pr []	5,42	4,83	4,32
Termisk ledningsevne, λ [W/mK]	0,615	0,623	0,631

4.3 Solinnstråling og systemregulering

Med stiv effektkilde, slik som el-kolben som benyttes i forsøket, er det enkelt å ha kontroll på tilført effekt til brønnparken. I praksis vil styringen av et kombinert solfanger og BTES anlegg være mer komplisert. Solfangere og energibrønner vil da utgjøre et dynamisk system med solinnstråling, utetemperatur, BTES temperatur og effektoverføringsmotstander som inputvariabler. Det er derfor ønskelig å se nærmere på denne dynamikken for å få innsikt i hvilke parametere som er viktige for å utvikle et godt reguleringsystem for anlegget.

Som beskrevet i avsnitt 3.2.1 avhenger solfangerens virkningsgrad av omgivelsestemperatur og arbeidsvæskens temperatur i solfangeren. For at solfanger og brønnpark skal være i effektbalanse kreves det at solfangernes samlede effekt er lik den avgitte effekten i brønnparken. Formel 3.3 og 3.4 gir da at $\Delta T_{SF} = \Delta T_{BP}$, der ΔT_{SF} og ΔT_{BP} er temperaturdifferanse i vannet ut og inn av henholdsvis solfanger og brønnpark. Videre gir dette at $T_{SF} = \bar{T}_{BP}$, der T_{SF} og \bar{T}_{BP} er henholdsvis middeltemperatur i solfangeranlegget og brønnparken. Denne sammenhengen blir undersøkt for brønnparkens driftssituasjon under strømningsforsøk 2 og 5. Tabell 4.6 viser vannets temperatur inn og ut av de fire senterbrønnene under disse strømningsforsøkene. Middeltemperatur og avgitt effekt til BTES er også oppgitt.

Tabell 4.6: Temperatur i felles tilførselsrør i strømningsforsøk 2 og 5, samt brønnparkens middeltemperatur og avgitt effekt til BTES. Avgitt effekt til BTES er beregnet ved hjelp av formel 3.4 med målt massestrøm og temperaturdifferanse i felles tilførselsrør fra effektkilde til brønnpark.

	2	5
$T_{BP\ inn} [^{\circ}\text{C}]$	42,8	55
$T_{BP\ ut} [^{\circ}\text{C}]$	36,1	35,5
$\bar{T}_{BP} = T_{SF} [^{\circ}\text{C}]$	39,4	45,2
$\dot{Q}_{BTES} [\text{kW}]$	11,9	11,5

Solfangernes virkningsgrad ved driftssituasjonen i strømningsforsøk 2 og 5 beregnes ved formel 3.1. I beregningene benyttes solfangerspesifikasjoner gitt i tabell 3.2.

Formel 3.1 og 3.2 gir sammenhengen mellom innstråling, utetemperatur og innstrålingsareal for en bestemt solfangereffekt og middeltemperatur:

$$I = \frac{Q_{SF}}{A\eta_0} + \left(\frac{a_1(T_{SF}-T_0) + a_2(T_{SF}-T_0)^2}{\eta_0} \right) \quad (4.11)$$

Der alle størrelser er definert under ovennevnte formler. I dette tilfellet vil innhentet effekt i solfangeren settes lik avgitt effekt til BTES under det aktuelle strømningsforsøket.

Solfangertemperaturen T_{SF} settes lik middeltemperaturen som måtte til i brønnparken for å overføre denne effekten.

Analysen er kun gitt som eksempel på en øyeblikksituasjon i BTES. Det er viktig å merke seg at temperaturen i brønnparken i dette forsøket kun er representativ for den temperaturen BTES har i akkurat dette øyeblikket. Etter hvert som temperaturen i BTES øker vil også nødvendigvis temperaturen i vannet øke for å opprettholde konstant drivende

temperaturdifferanse mot omkringliggende masser. Fordi forsøket ble gjennomført innenfor et relativt kort tidsrom ble det antatt at endringen i lagerets temperatur var neglisjerbar og at brønnparkbetingelsene derfor var konstante i begge strømningsforsøkene.

For analyse av potensiell innstrålt energi benyttes måledata for globalinnstråling og lufttemperatur fra NMBUs forskningsanlegg på Søråsfeltet i Ås. Året 2004 plukkes ut som meteorologisk normalår for området og ansees som representativt for været i Ås (Heyerdahl ; Kroken). Globalinnstråling og lufttemperatur er registrert på timesbasis gjennom hele året. Merk at år 2004 er et skuddår og følgelig består av 366 dager.

I Norge vil et solfangeranlegg som er plassert i sør/sørvestlig retning med helningsvinkel mellom 30 ° og 50 ° motta mest innstrålt energi gjennom året (Sidelnikova et al. 2015). Det ble derfor valgt å analysere data for et solfangeranlegg plassert i sørlig retning med vinkling på 30 ° i forhold til horisontplanet. Tabell 4.7 gir forholdet mellom innstråling på vinklet og horisontal flate for et slikt anlegg ved 60 ° nordlig bredde. Formel 2.8 og verdier fra tabell 4.7 benyttes for å justere målt globalinnstråling fra horisontal til vinklet flate.

Tabell 4.7: Månedlige forholdstall mellom solinnstråling på vinklet og horisontal flate for et anlegg ved 60 ° nordlig bredde. Flaten er plassert i sørlig retning med vinkling på 30 ° i forhold til horisontplanet. Verdiene er hentet fra «Photovoltaics: System Design and Practice» (Häberlin 2012).

	Jan	Feb	Mars	Apr	Mai	Jun	Jul	Aug	Sept	Okt	Nov	Des
R_B	4,39	2,34	1,81	1,39	1,18	1,10	1,14	1,29	1,61	2,28	3,65	5,76

5 FORSØKSRESULTATER

I dette kapitlet presenteres resultater av forsøk 1 og 2, samt solinnstrålingsanalyse beskrevet i kapittel 4.

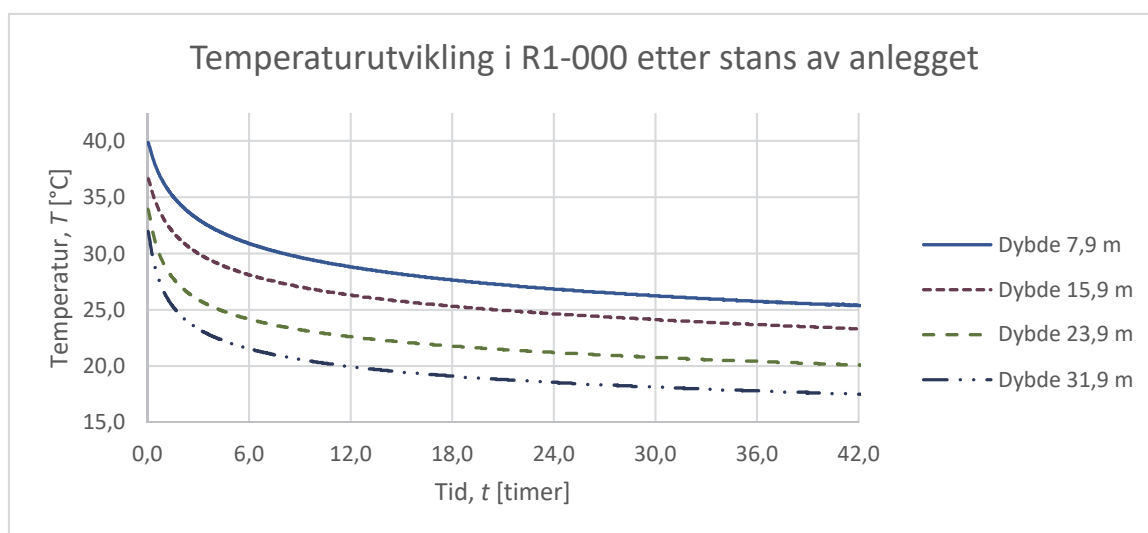
5.1 Temperaturprofil i indre rør

Figur B.1-B.6 i vedlegg B viser temperaturprofil i R1-000 under strømningforsøk 1-5. Temperaturene i indre rør er beregnet ved hjelp av metode beskrevet i avsnitt 4.2.3.

Beregninger viser at effektoverføringen fra ytre kanal til indre rør er størst i øvre del av brønnen. Halvparten av effektoverføringen fra ytre kanal til indre rør opptrer langs de 10-12 øverste brønnumeterne for alle strømningforsøk med unntak av strømningforsøk 2. I strømningforsøk 2 anslås kortslutningen til å være neglisjerbar (se avsnitt 5.3).

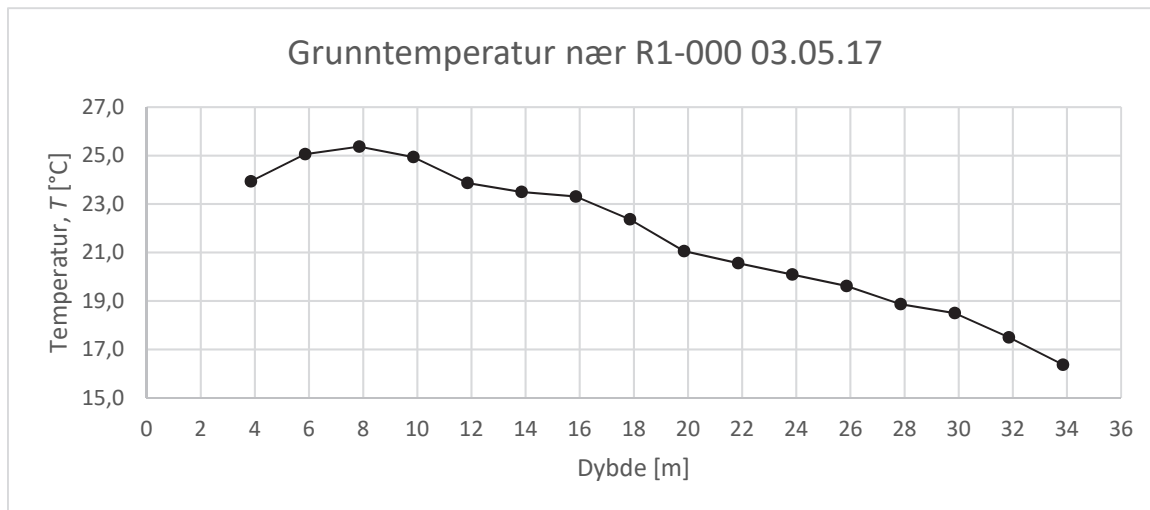
5.2 Avgitt effekt til leire og fjell

Figur 5.1 viser temperaturutvikling ved utvalgte dybder i R1-000 etter stans av anlegget i forsøk 1.



Figur 5.1: Temperaturutvikling ved utvalgte dybder i R1-000 etter stans av anlegget i forsøk 1 den 03.05.17. Anlegget var avslått i 42 timer.

Temperaturprofil i R1-000 etter 42 timer er gitt i figur 5.2. Denne temperaturen betraktes som den temperaturen grunnen hadde nært til R1-000 før stans av anlegget 03.05.17. Høyeste registrerte temperatur er ved 7,9 m dybde. Laveste registrerte temperatur er ved 33,9 m dybde.



Figur 5.2: Temperatur i grunnen nært til R1-000 før anleggsstans 03.05.17.

Avgitt effekt til leire ved dybde 5,9 m til 15,9 m beregnes til 960 W ved en drivende temperaturdifferanse på 29 °C. Total termisk motstand for effektoverføring i leireseksjonen blir da 0,3 Km/W. Temperaturdifferansen mellom vann og leirmasser beregnes til 14 °C. Termisk motstand fra vann til omkringliggende masser blir da 0,2 Km/W. Fordi anlegget må stanses for å måle temperaturen i massene på utsiden av energibrønnen kan ikke denne motstanden betraktes som kun termisk borehullsmotstand. Motstanden som beregnes tilsvarer summen av termisk borehullsmotstand og motstand mot varmeoverføring til grunnen i en kort avstand fra R1-000.

Angitt effekt til fjell ved dybde 21,9 m til 31,9 m beregnes til 900 W ved en drivende temperaturdifferanse på 25 °C. Temperaturdifferansen mellom vann og berggrunn beregnes til 14 °C. Total termisk motstand for effektoverføring i fjellseksjonen blir da 0,3 Km/W og termisk motstand fra vann til omkringliggende masser blir 0,2 Km/W.

5.3 Kortslutning ved ulike strømningshastigheter

Tabell 5.1 viser beregnet volumstrøm med tilhørende Reynoldstall i R1-000 ved strømningsforsøk 1-5. Intervall for Reynoldstall i ytre kanal er beregnet ved høyeste og laveste målte vanntemperatur i R1-000.

Tabell 5.1: Volumstrøm, massestrøm og Reynoldstall i R1-000 for strømningsforsøk 1-5. Intervall for Reynoldstall i ytre kanal er beregnet ved høyeste og laveste målte temperatur i R1-000. For beregning av Reynoldstall i indre rør benyttes snittemperaturen i røret.

	1a	1b	2	3	4	5
Q_{tot} [L/min]	16,2	15,9	25,7	20,9	11,1	8,6
Q_{R1-000} [L/min]	4,43	4,35	7,03	5,71	3,03	2,34
\dot{m}_{R1-000} [kg/s]	0,07	0,07	0,12	0,09	0,05	0,04
$Re_{indre\ rør}$ []	10671	11494	20615	16727	8016	6184
$Re_{ytre\ kanal}$ []	1148-1349	1242-1437	2050-2246	1663-1853	849-1097	629-884

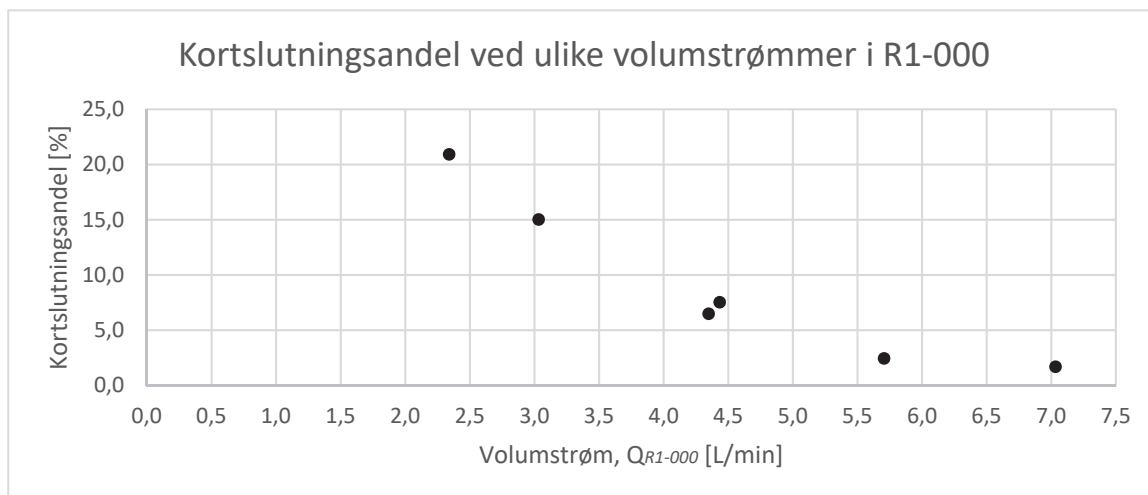
Beregninger viser laminær strøm i ytre kanal for alle strømningsforsøk. I indre rør er strømmingen transturbulent eller fullt utviklet turbulent. Tabell 5.2 viser beregnet kortslutningsandel i R1-000 og Nusselts tall, konveksjonskoeffisient og termisk konveksjonsmotstand i indre rør i de ulike strømningsforsøkene.

Tabell 5.2: Kortslutningsandel i R1-000 og Nusselt tall, konveksjonskoeffisient og termisk konveksjonsmotstand i indre rør for strømningsforsøk 1-5. For beregning av Nusselts tall og konveksjonskoeffisienten i indre rør benyttes snittemperaturen i røret.

	1a	1b	2	3	4	5
Kortslutningsandel [%]	7,5	6,5	-1,2	2,5	15	20,9
Nu []	74,9	76,5	122,8	102,3	54,5	42,2
$h_{konv, indre\ rør}$ [W/m²K]	4186	4134	7043	5868	3089	2389
$R_{konv, indre\ rør}$ [K/W]	0,0002	0,0002	0,00012	0,00015	0,00028	0,00036

Negativ kortslutningsandel i strømningsforsøk 2 skyldes at målt temperatur i bunn av R1-000 er høyere enn temperaturen som måles i vannet som strømmer ut av R1-000 ved brønntopp. Dette resultatet bryter med termodynamikkens andre lov som definerer varmestrøm fra områder med høy temperatur til områder med lavere temperatur. I brønnen vil vannet i indre rør ha lavere temperatur enn vannet i ytre kanal og kortslutningseffekten vil følgelig overføres til vannet i indre rør. Ved inspeksjon av måledata fra strømningsforsøk 2 viser det seg at temperaturen i målepunkt 34 er høyere enn temperaturen i målepunkt 32. Dersom temperaturen i målepunkt 32 benyttes for beregning av kortslutningsandelen blir denne 1,7 %. Dette er likevel så lavt at kortslutningen kan betraktes som neglisjerbar.

Figur 5.3 viser hvordan kortslutningsandelen øker for redusert strømningshastighet i strømningsforsøk 1-5. Kortslutningsandel for strømningsforsøk 2 er her beregnet med laveste registrerte brønntemperatur som innløpstemperatur til indre rør.



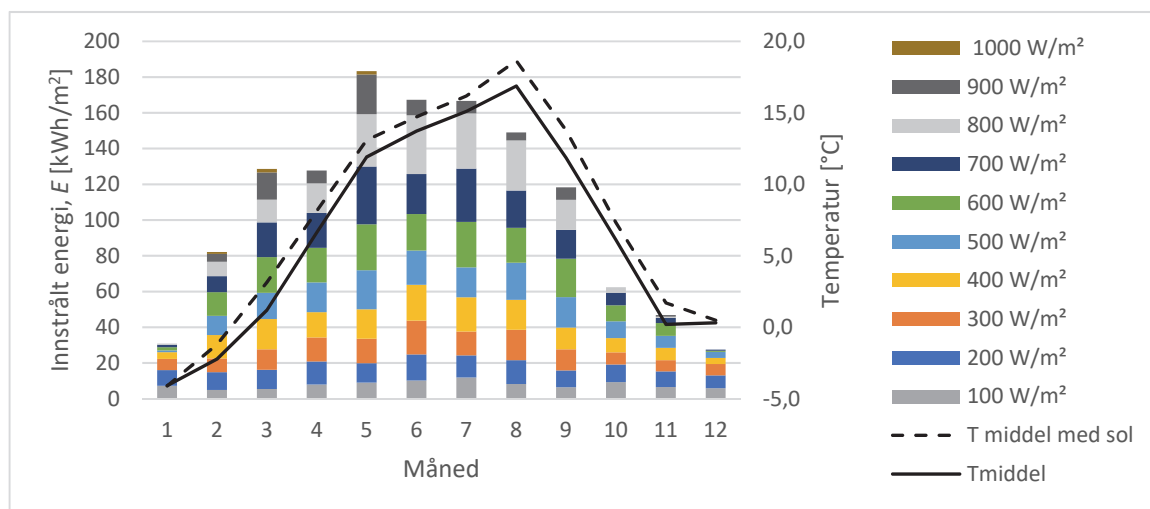
Figur 5.3: Beregnet kortslutningsandel for ulike volumstrømmer i brønn R1-000. Kortslutningsandelen for strømningsforsøk 2 er beregnet ved å betrakte laveste målte temperatur i brønnen som innløpstemperatur til indre rør.

Termisk konduksjonsmotstand i indre rør, $R_{kond, indre\ rør}$, beregnes til 0,008-0,01 K/W for termisk ledningsevne i polypropylen på 0,17-0,20 W/mK (Banks 2012). Termodynamisk innløpslengde for laminær strømning i ytre kanal beregnes til 11-34 m for de ulike strømningsforsøkene. Dette innebærer at det ikke er fullt utviklet laminær strømning i hele eller deler av ytre kanal, noe som vil gi varierende konveksjonskoeffisient langs brønnlengden. Det er følgelig vanskelig å beregne termisk konveksjonsmotstand i ytre kanal, men fra teori kan det antas at denne er større enn i indre rør og større for lavere strømningshastigheter.

Væskestrømmen i indre rør er generelt turbulent, hvilket medfører at den termiske kortslutningsmotstanden mellom vannet i indre rør og ytre kanal hovedsakelig skyldes termisk ledningsevne i rørmaterialet i indre rør og konvektiv varmeoverføringsmotstand i ytre kanal. Termisk konveksjonsmotstand i indre rør gitt i tabell 5.2 utgjør kun 1,2-4,1 % av den termiske konduksjonsmotstanden.

5.4 Solinnstråling

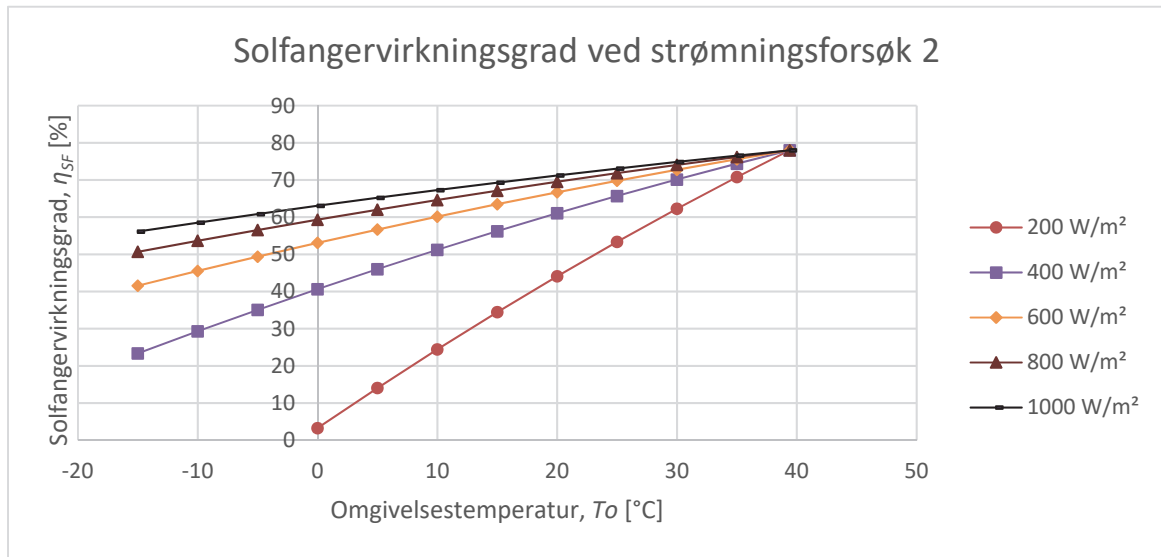
Figur 5.4 viser innstrålt energi per måned, gjennomsnittlig lufttemperatur og gjennomsnittlig lufttemperatur for perioder med registrert solinnstråling per måned. For betraktning av solfangernes virkningsgrad er det sistnevnte temperatur som er mest relevant. Solinnstråling er gitt i intervaller på $\pm 50\text{ W/m}^2$ og gjelder for en sørlig vendt flate med 30° vinkling ved 60° nordlig bredde.



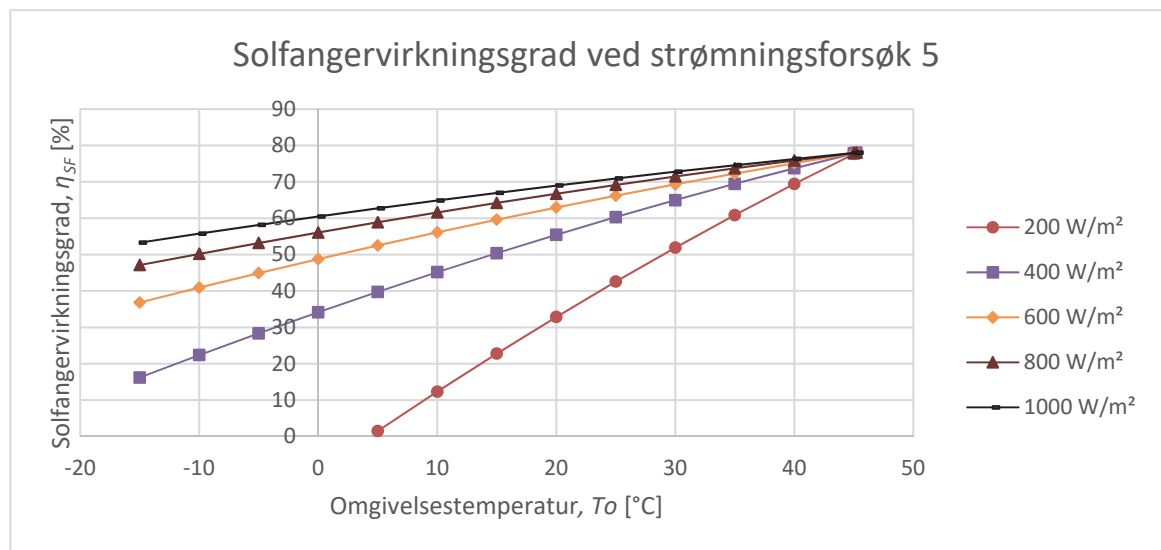
Figur 5.4: Månedlig innstrålt energi per kvadratmeter for en sørlig vendt flate med 30° vinkling ved 60° nordlig bredde basert på måledata fra Søråsfeltet i Ås i 2004. Solinnstråling er fordelt på intervaller av $\pm 50\text{ W/m}^2$. Stiplet linje viser gjennomsnittlig lufttemperatur per måned for perioder med solinnstråling. Heltrukken linje viser gjennomsnittlig lufttemperatur per måned.

Måledata fra Ås gir totalt innstrålt energi på en horisontal flate i løpet av år 2004 på 905 kWh/m^2 . Total innstrålt energi på 30° vinklet sørvendt flate ved 60° nordlig bredde basert på innstrålingen i Ås blir da 1316 kWh/m^2 . Ladeperiode for BTES i dette området antas å vare fra midten av mars til midten av september, avhengig av lastens behov og lagerets størrelse. Totalt innstrålt energi i denne perioden er 957 kWh/m^2 . Av dette er 53 % av energien innhentet ved strålingsintensitet høyere enn 550 W/m^2 .

Figur 5.5 og 5.6 viser beregnet solfangervirkningsgrad for ulike innstrålingsintensiteter og omgivelsestemperaturer for brønnparkens driftssituasjon ved strømningforsøk 2 og 5.

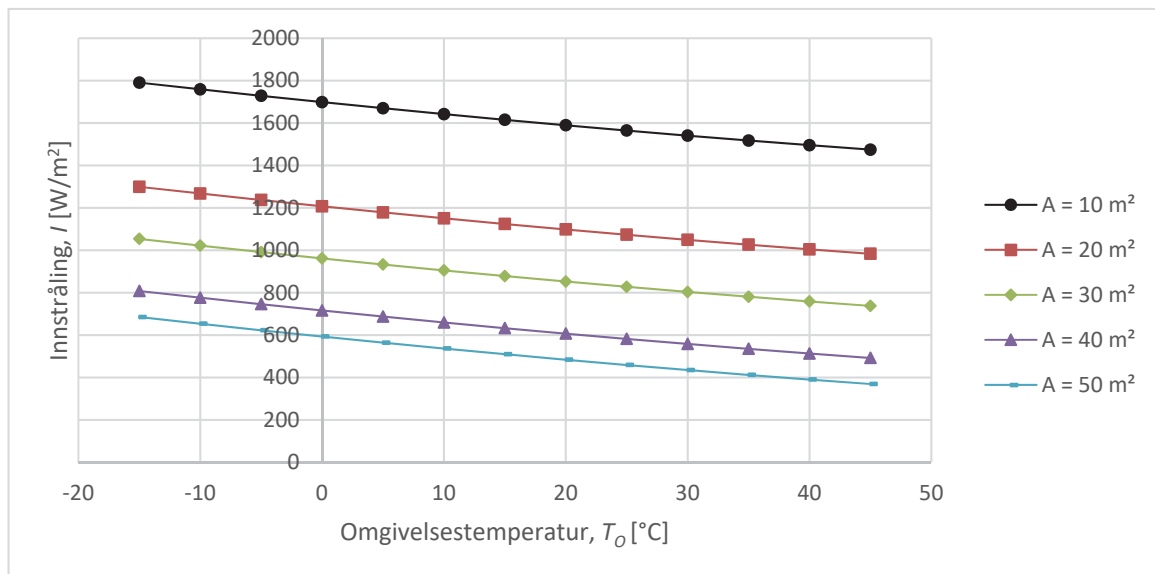


Figur 5.5: Beregnet solfangervirkningsgrad ved ulike innstrålingsintensiteter og omgivelsestemperaturer for brønnparkens driftssituasjon i strømningforsøk 2.



Figur 5.6: Beregnet solfangervirkningsgrad ved ulike innstrålingsintensiteter og omgivelsestemperaturer for brønnparkens driftssituasjon i strømningforsøk 5.

Figur 5.7 viser sammenhengen mellom innstrålingsintensitet, omgivelsestemperatur og innstrålingsareal for gitte solfangertemperatur ved effektbalanse mellom solfangeranlegg og brønnpark under strømningsforsøk 5.



Figur 5.7: Sammenhengen mellom innstrålt effekt, omgivelsestemperatur og innstrålingsareal for driftsbetingelser gitt av strømningsforsøk 5.

6 UTFORMING AV ANLEGG OG DISKUSJON

I dette kapitlet drøftes og diskuteres momenter rundt dimensjonering og utforming av anlegg med grunnlag i litteraturstudie, teknologi og forsøk presentert i foregående kapitler, samt presentert litteratur til argumentasjon og diskusjon i dette kapitlet. Det tas ikke sikte på å gi råd om størrelse og utforming av spesifikke anlegg, men på et generelt grunnlag. I hovedsak trekkes det frem egenskaper ved anlegget knyttet til forsøk som er gjennomført i oppgaven og egenskaper som gir ulike dimensjoneringskrav i fjell og løsmasser.

Usikkerheter og metodevalg for forsøk og forsøksresultater presentert i kapittel 4 og 5 diskuteres i kapittel 7.

6.1 Fjell og leire som lagringsmateriale for termisk energi

6.1.1 Termisk egenskaper i lagermaterialet

Termiske responstester (se avsnitt 3.4.1) bidrar til å kartlegge energibrønnenes termiske overføringsmotstand og grunnens effektive ledningsevne. Faktiske målinger har vist at den virkelige ledningsevnen målt i denne typen tester er opptil 20 % høyere enn laboratiemålte verdier (Liebel 2012). Tabell 3.3 viser at den termiske ledningsevnen til ulike løsmasser og bergarter varierer mye. Eksempelvis kan den termiske ledningsevnen til leire variere fra 0,9 W/mK til 2,2 W/mK avhengig av vanninnhold, kornstørrelse og mineralsammensetning. Termiske responstester er følgelig viktig for riktig dimensjonering av energibrønner og BTES.

Termiske responstester er derimot kostbart, og viktigheten av å gjennomføre denne typen tester er derfor størst for større anlegg der besparelsene utgjør en større andel av den totale investeringskostnaden (Lee 2013). For mindre anlegg kan det være tilstrekkelig med grundige geologiske undersøkelser og bruk av 20 % høyere termisk ledningsevne enn det som er gitt i databaser (Liebel et al. 2011). Mistenkes det grunnvannsbevegelse i området bør det likevel vurderes å gjennomføre termiske responstester i en eller flere prøvebrønner.

6.1.2 Grunnvannsbevegelse

Hydrogeologiske forhold har stor betydning for valg av egnet område for BTES. Aktuelle metoder for måling av grunnvannsbevegelse er gitt i avsnitt 3.4.1. Da grunnvannsbevegelse er vanskelig å måle må beste egnede metode for dette vurderes i hvert enkelt tilfelle.

En numerisk studie av termiske energilagere i porøse materialer med homogene hydrauliske egenskaper gjennomført av van Meurs (1985) konkluderer med at grunnvannsstrømmen gjennom lageret ikke bør overstige 0,05 m/dag ($5,8 \times 10^{-7}$ m/s)¹. Materialet bør heller ikke ha en permeabilitet på mer enn 1×10^{-12} m² (van Meurs 1985). Dersom disse grensene overstiges

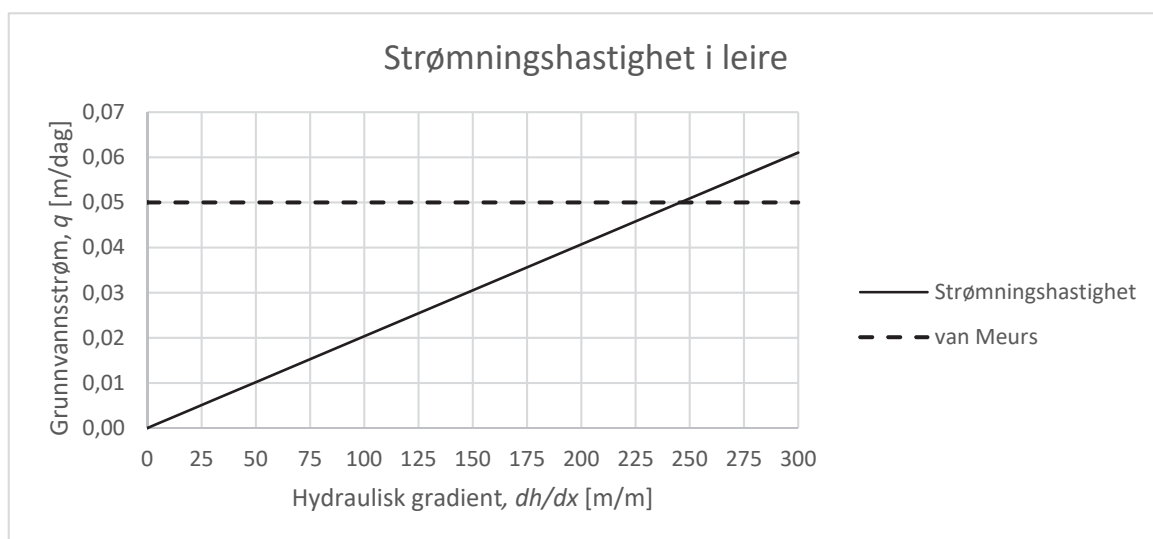
¹ Det antas at den oppgitte strømningshastigheten er Darcy-hastigheten beskrevet ved formel 2.10 ettersom annet ikke er spesifisert i kilden. Alternativ tolkning er at oppgitt størrelse representerer gjennomsnittlig lineær strømningshastighet (porevannshastighet) beregnet som $\bar{v}_{pv} = \frac{q}{n_e}$ der q er Darcy-hastigheten og n_e er materialets effektive porøsitet (Schwartz & Zhang 2003). Med effektiv porøsitet i leire på 2 % og hydraulisk ledningsevne på $2,4 \times 10^{-9}$ m/s gir dette en hydraulisk gradient på 5 m/m. Denne verdien er likevel tilstrekkelig høy til at gitte strømningshastighet har liten sannsynlighet for å opptre i homogene leirmasser.

vil adveksjon og konvekktive varmetap til omkringliggende masser være dominerende for lagerets termiske ytelse.

I en modellering av BTES gjennomført av Catolico et al. (2016) ble det funnet at BTES hadde omkring 2 % høyere gjenvinningsgrad i umettet sone (25 % metningsgrad) enn i mettet sone. Videre ble det funnet at gjenvinningsgraden var konstant i umettet sone med permeabilitet under $1,5 \times 10^{-9} \text{ m}^2$, og for mettet sone med permeabilitet under $1,5 \times 10^{-12} \text{ m}^2$. For løsmasser med høyere permeabiliteter enn dette falt gjenvinningsgraden raskt grunnet konveksjon i det geologiske materialet. Varme fra energibrønnene ble i disse tilfellene fraktet opp og bort fra BTES gjennom konvekktive oppdriftskrefter.

Av verdier for permeabilitet gitt i tabell 2.1 og ovennevnte resultater kan det argumenteres for at løsmasser med stor kornstørrelse, slik som grov sand og grus, er mindre egnet som materiale for termisk energilagring. Tettpakkede løsmasser som leire og silt er mer egnet og videre diskusjon retter seg derfor mot denne typen løsmasser. Tilstedeværelse av geologisk materiale med høyere permeabilitet vil likevel være aktuelt grunnet sjikting i løsmasselag slik det er beskrevet i avsnitt 3.1. Spesielt grovere løsmasser i overgangssonen mot fjell er viktig da sannsynligheten for grunnvannsstrøm her er betydelig (French).

Figur 6.1 gir sammenhengen mellom strømningshastighet gitt av formel 2.10 og hydraulisk gradient for leire med hydraulisk ledningsevne på $2,4 \times 10^{-9} \text{ m/s}$. Øvre anbefalte strømningshastighet på 0,05 m/dag er også avmerket i figuren.



Figur 6.1: Strømningshastighet som funksjon av hydrauliske gradient i leire med hydraulisk ledningsevne på $2,4 \times 10^{-9} \text{ m/s}$. van Meurs øvre anbefalte strømningshastighet på 0,05 m/dag er også avmerket.

Figur 6.1 viser at det kreves en hydraulisk gradient på 246 m/m for å oppnå en strømningshastighet på 0,05 m/dag i leire med en hydraulisk ledningsevne på $2,4 \times 10^{-9} \text{ m/s}$. Dette er en svært høy verdi som har liten sannsynlighet for å oppstå i naturlige systemer.

Viktigheten av god dokumentasjon av geologiske forhold og markeegenskaper ved etablering av BTES ble fremhevet av José Acuña fra Kungliga Tekniska Högskolan (KTH) under seminaret «*Nye løsninger for utnyttelse av geoenergi*» i Asker kommune den 24.03.17. Acuña oppfordret til å gjøre grundige undersøkelser i forkant av, og underveis i, brønnboringen for å samle mest mulig informasjon knyttet til vannførende lag og lag av geologisk materiale med ulike termiske egenskaper. Det bør følgelig gjennomføres detaljerte loggninger underveis i boringen. I fjellbrønner kan også kamera benyttes i etterkant av boringen for å detektere sprekker og sprekksoner som står i forbindelse med selve brønnen.

Heterogeniteter i form av grovere løsmassesjikt i leire er viktig å evaluere da disse sjiktene i praksis kan betraktes som små, lukkede akviferer. Små endringer i vanntrykket i disse lagene, for eksempel ved at laget dreneres gjennom lekkasje ved byggeaktivitet, brønnboring eller lignende, vil påvirke et større område enn i en åpen akvifer (gi en større senkningstrakt). Aktiviteter et stykke unna BTES kan følgelig påvirke grunnvannsbevegelsen gjennom horisontale løsmassesjikt i brønnparken. Den generelle betydningen av dette er likevel vanskelig å estimere da både sjiktets beliggenhet i laget, utbredelse og tykkelse er relevant.

Grunnvannsbevegelse i fjell kan være mer alvorlig enn i løsmasser, men dette avhenger av omstendighetene. Majoriteten av bergartene i Norge er svært tette og grunnvannet her strømmer kun gjennom sprekker og forkastningssoner. Grunnvannsbevegelsen vil følgelig avhenge av antall sprekker, størrelsen og utbredelsen av disse sprekksone og den hydrauliske gradienten i området. Grunnvannsbevegelse i fjellsprekker og sprekksystemer avhenger i mange tilfeller også av forholdene i enden av sprekksystemet. Det kan derfor være vanskelig å anslå om det er strømning i en sprekke eller om det kun er statisk vann. Et godt eksempel på dette er Puttjern i Østmarka. I berggrunnen under Puttjern fantes det store sprekksystemer fylt med stillestående vann. Da Romeriksporten, en jernbanetunnel på Gardermobanen, ble bygget i nærheten av Puttjern ble disse sprekkenes drenert, noe som resulterte i at vannstanden i Puttjern sank rundt 6 m (Bendiksen et al. 2005).

Mettet og umettet sone

BTES med lukkede brønnsystemer av den typens som er beskrevet i denne oppgaven kan etableres i både mettet og umettet sone. For god effektoverføring er det imidlertid fordelaktig med høy metningsgrad. Effektiv ledningsevne og varmekapasitet i porøse materialer avhenger av materialets ulike bestanddeler slik det er beskrevet i avsnitt 3.4.1, formel 3.11 og 3.12. Over grunnvannsspeilet er porene delvis fylt med vann og luft. Luft har lavere termisk ledningsevne enn vann og svært lav varmekapasitet. Lav termisk ledningsevne gir god gjenvinningsgrad i BTES ettersom lite varme tapes til omgivelsene. Effektoverføringen fra energibrønnen vil imidlertid være begrenset. Kombinert med lav varmekapasitet vil dette øke kravet til antall energibrønner og størrelsen på lageret betydelig dersom metningsgraden er lav. Løsmasseområder med lav metningsgrad og høy porøsitet er derfor mindre egnet for denne typen systemer.

6.1.3 Kvikkleire

I områder med marin leire bør muligheten for kvikkleire klassifiseres før det gjøres fysiske tiltak knyttet til etablering av BTES. Kvikkleire dannes av marin leire der saltene som binder de finkornede leirpartiklene sammen er vasket ut av erosjon og naturlig ferskvannsstrømning. Når denne leiren utsettes for ytre påkjenning vil leirpartiklene kollapse og kvikkleiren bli flytende grunnet leirens store vanninnhold. I Norge er det først og fremst områder i Trøndelag og på Østlandet under marin grense (høyde for høyeste havnivå under siste istid) som er utsatt for kvikkleireskred (Norges geologiske undersøkelse 2015a). NGU har utviklet en rekke risiko- og faresonekart for kvikkleire i utsatte områder i Norge, men det er likevel en sannsynlighet for å finne kvikkleire utenfor disse områdene. Det finnes tiltak som kan gjøres for å stabilisere kvikkleire og redusere faren for skred. Eksempler på slike tiltak er tilsetning av salter, sement eller kalk som gjør leiren fastere.

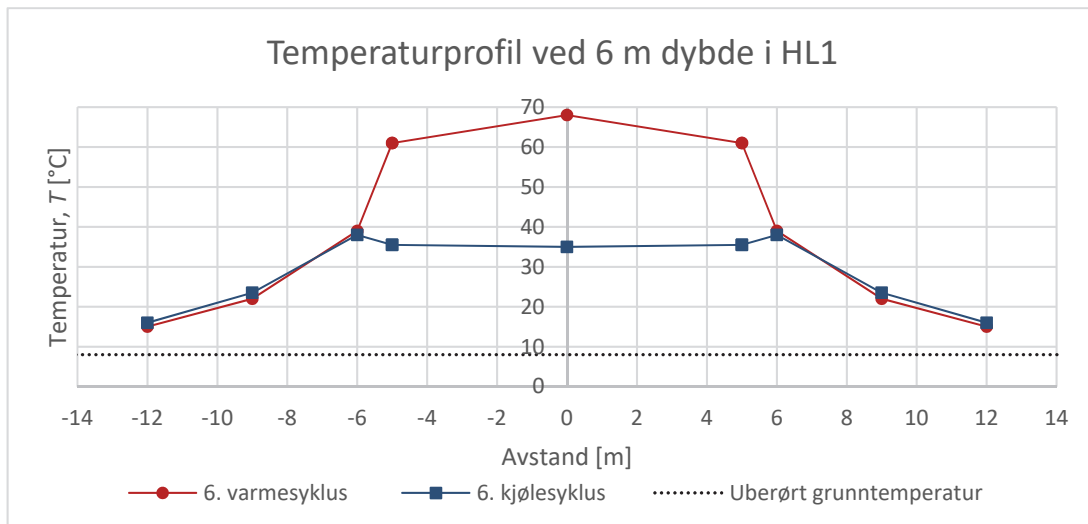
6.1.4 Konsekvenser ved oppvarming av leire

Det er dessverre lite publisert litteratur som beskriver effekten av moderat oppvarming av løsmasser og fjell over tid. En av få kjente fullskala undersøkelser av konsekvenser av sesonglagring av termisk energi i løsmasser ble gjennomført av Svensk geoteknisk institutt (SGI) i et forsøksfelt i Linköping (se avsnitt 1.2.2). Her ble ulike termiske og geotekniske egenskaper ved leire grundig overvåket i energilagrene med temperaturer på opptil 70 °C over en periode på tre år. Under forsøket ble temperatur, poretrykk og setninger kontinuerlig registrert ved flere målepunkter i senter av lagrene, samt ved 1 m, 4 m og 7 m fra lagrenes grensesone.

I forsøksrapporten «*Heat storage in soft clay*» (Gabrielsson et al. 1997) fra prosjektet i Linköping konkluderes det med at sesonglagring av varme i leire har gode muligheter for å fungere tilfredsstillende. Det ble kun observert små endringer i leirens tetthet, vanninnhold, termiske ledningsevne og varmekapasitet. Flere av disse endringene lå innenfor et naturlig variasjonsområde.

Under oppvarming fra uberørt grunntemperatur til 70 °C ble det observert en midlertidig reduksjon i leirens skjærkrefter. Denne reduksjonen gikk tilbake etter første varmesyklus, og skjærkreftene holdt seg deretter konstant på opprinnelig nivå. Det ble også registrert økt poretrykk og setninger i høytemperaturlagrene. Økningen i porevannstrykk var større i HL1, der temperaturøkningen foregikk over en kortere tidsperiode, enn i HL2. Etter tre år ble senkning av jordoverflaten i senter av HL1 og HL2 målt til henholdsvis 72 mm og 88 mm. Setningene var følgelig størst i lageret som holdt konstant 70 °C i tre år. Det ble videre målt synk på 31 mm, 10 mm og 2 mm henholdsvis 1 m, 4 m og 7 m utenfor HL1.

Temperaturmålinger ved 6 m dybde viste at lagerets berørte område strakk seg mer enn 7 m utenfor brønnparken etter seks varme- og kjølesykluser i HL1. Temperaturer i HL1 etter den sjettede varme- og kjølesyklusen er vist i figur 6.2. Høyeste målte temperatur ved 1 m, 4 m og 7 m avstand fra lagerets ytterkant i løpet av den treårige forsøksperioden var henholdsvis 41 °C, 23,5 °C og 16 °C. Temperaturøkningen ved 7 m avstand var jevn og uavhengig av varme- og kjølesyklusene.



Figur 6.2: Målte temperaturer ved 6 m dybde i og utenfor HL1 ved enden av sjetten varme- og kjølesyklus. Rette streker er trukket mellom målepunktene for illustrerende effekt. Avstand 0 m markerer lagerets senter. Lagerets grensesone befinner seg ved -5 m og 5 m. Stiplet linje markerer områdets uberørte grunntemperatur på 8 °C (Gabrielsson et al. 1997).

Grunnet midlertidig redusert stabilitet under oppvarming anbefaler SGI at termiske energilagere ikke etableres i skråninger der moderate endringer i skjærkrefter kan forårsake ustabile masser. Det rådes også til å etablere BTES tilstrekkelig langt unna bebyggelse slik at eventuelle bygninger ligger utenfor området som påvirkes av temperaturøkningen i lageret. Dette for å unngå randeffekter som gir redusert stabilitet og setninger i området.

Uten videre studier vil det være vanskelig å estimere hvor stort område som til slutt vil være påvirket av BTES ved disse temperaturene. Det kan heller ikke konkluderes med langtidsvirkningene av varmelager i leire. Varmelagrene i Linköping var ikke delt opp i temperatursoner slik det anbefales i avsnitt 3.4.2. Dette medfører som nevnt en høyere temperaturgradient mot omkringliggende masser, og kan være en av årsakene til at temperaturen ved 7 m avstand fra lageret hadde steget med 8 °C i løpet av tre år. Med lavere temperatur i lagerets ytre sone kan det tenkes at det berørte området rundt BTES reduseres i forhold til et lager med jevnt høye temperaturer. Det knyttes likevel mye usikkerhet til hvor stort det berørte området vil være og hvilken effekt differerte temperatursoner vil ha på leirens egenskaper.

U-rørkollektorene i forsøksanlegget i Linköping ble installert på en slik måte at det ikke var behov for fôringsrør. Ved bruk den typen energibrønner som er presentert i avsnitt 4.1 vil det alltid benyttes en form for fôringsrør. Bruk av fôringsrør vil ha en stabiliserende effekt på massene rundt energibrønnene (Huus-Hansen), og det kan derfor tenkes at konsekvensene av oppvarming av masser vil være mindre i et slikt anlegg. Generelt er det mange usikkerheter og faktorer som ikke er godt nok undersøkt med hensyn til sesonglagring i løsmasser. Det oppfordres til videre arbeid rundt dette.

6.2 Utforming av termisk borehullslager i fjell og leire

Resultater fra forsøk 1 viser omtrentlig lik effektoverføring fra brønnseksjonene i leire og fjell. Beregnede effektoverføringsmotstander ble også funnet like i de to materialene, noe som kan tyde på at forskjellen mellom de to geologiske materialene ikke er så stor som først antatt. Dette resultatet er likevel bare gjeldende for driftstilstanden i BTES slik den var under forsøk 1 og for gjeldende geologiske forhold i demonstratoranlegget. Andre bergarter og leiresammensetninger vil kunne gi andre resultater. Effekten av eventuell grunnvannsstrøm gjennom brønnparken kunne heller ikke vurderes da de hydrogeologiske forholdene ikke var kjent. Dersom det var betydelig grunnvannstrøm gjennom deler av brønnparken vil dette kunne gi økt effektoverføring fra energibrønnene i disse områdene. Det bør derfor gjennomføres flere og mer omfattende undersøkelser før det kan konkluderes rundt dette. Videre diskusjon tar derfor utgangspunkt i egenskaper ved fjell og leire hentet fra litteraturen.

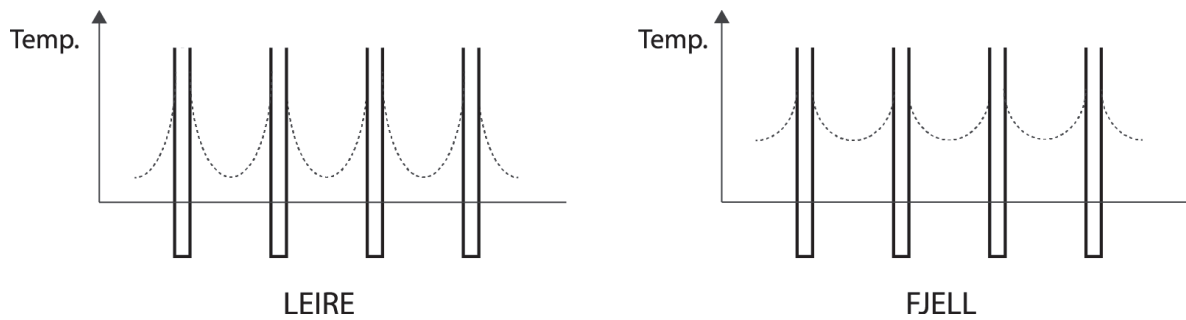
Tabell 3.3 viser at leire har lavere termisk diffusivitet og ledningsevne enn fjell, men høyere varmekapasitet. Dette medfører at leire har teoretisk bedre egenskaper for lagring av termisk energi. Leire kan derimot ikke møte like høye effektkrav og ta imot like store effekttopper som fjell. Dette fordi effektoverføringen mellom energibrønn og leire er teoretisk dårligere grunnet lavere termisk ledningsevne enn fjell. Fjell kan takle større effektoverføringer, men lagertapene er også større. Dette gir dårligere gjenvinningsgrad. Nedenfor følger en rekke dimensjoneringstiltak som kan utføres slik at BTES i leire og fjell blir teoretisk likeverdige.

6.2.1 Størrelse på termisk borehullslager

Høyere varmekapasitet i mettet leire medfører at massebehovet for BTES er lavere enn for fjell ved en bestemt lagertemperatur (se formel 3.8). Høyere varmekapasitet medfører også at mer energi lagres per temperaturøkning i lageret. Dette fører til at oppladingen tar lengre tid. Ved store anlegg kan det derfor være hensiktsmessig å overdimensjonere solfangeranlegget eller benytte andre, alternative oppvarmingskilder for å redusere varigheten av førdriftsfasen. Økt varmekapasitet medfører også at en større andel energi er lagret i BTES ved lavere temperaturer som ikke utnyttes av lasten.

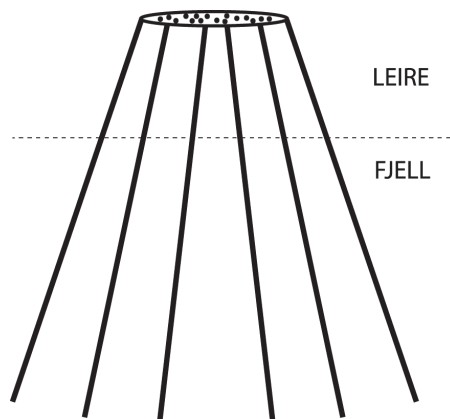
6.2.2 Avstand mellom energibrønner

Leire har lavere termisk ledningsevne enn fjell. Dersom energibrønner i leire og fjell plasseres med lik avstand vil det ta lengre tid før brønnene i leire kommer i termisk kontakt med hverandre. Følgelig kan brønner i leire plasseres med kortere intern avstand enn i fjell. Figur 6.3 illustrerer hvordan temperaturgradienten kan se ut mellom brønner med lik intern avstand i leire og fjell.



Figur 6.3: Temperaturgradient mellom brønner med lik intern avstand i leire og fjell. Lavere termisk ledningsevne og termisk diffusivitet i leire medfører en skarpere temperaturgradient nært til brønnveggen sammenlignet med brønner i fjell. Merk at temperaturgradientene i figuren er sterkt overdrevet.

I områder med kombinert leire og fjell bør brønnene skråbores slik at de står tett i leiren og med større avstand i fjellet slik det er vist i figur 6.4. Denne utformingen vil også gi lavere varmetap til overflaten sammenlignet med et sylinderformet lager ettersom varmeutvekslingsarealet mot overflaten reduseres. Ved denne brønnparkkonstruksjonen kan brønnene med fordel lades fra topp ettersom leiren krever høyest drivende temperaturdifferanse for jevn effektoverføring.



Figur 6.4: Skråborede brønner anbefales i områder med leire og fjell slik at den interne avstanden mellom brønnene er mindre i leire med lav termisk ledningsevne. Dette vil gi et kjegleformet lager som også reduserer anleggets nedfallsområde ved jordoverflaten. Forholdet mellom brønnndybde og intern avstand i figuren er tilfeldig.

Intern brønnavstand oppgitt i litteratur og ved faktiske forhold i installerte anlegg varierer mye, og det er derfor vanskelig å komme med konkrete anbefalinger rundt dette. I DLSC er brønnene plassert med en intern avstand på 2,25 m (Drake Landing Solar Community u.d.-a). I Linköping er avstanden 1 m og med grunnlag i resultater herfra anbefaler Gabrielsson et al. (1997) en intern avstand på 1,5-2 m for fullskala borehullslager i leire. I studien «*Improvement of Borehole Thermal Energy Storage Design Based on Experimental and Modelling Results*» (Lanini et al. 2014) anbefales en intern avstand på rundt 5 m mellom brønner i fast fjell. I et fullskala BTES anlegg for sesonglagring av prosessvarme i Emmaboda

i Sverige er den interne avstanden mellom de 140 installerte energibrønnene 4 m (Nordell et al. 2015). Det gis sjeldent argumenter for valgte brønnavstand i de ulike tilfellene.

6.2.3 Formfaktor

The International Energy Agency (IEA) har, gjennom *Solar Heating and Cooling Programme, Task 45*, gjennomført en omfattende undersøkelse knyttet til design og konstruksjon av termiske borehullslagre. I «*Sesonal Borehole Thermal Energy Storage – Guidelines for design & construction*» (Sibbitt & McClenahan 2015) oppgis det at for FF i området 0,3-3 vil lagerets utforming kun ha moderat påvirkning på samlet systemytelse. For FF utenfor dette området forventes betydelige fall i lagereffektivitet. Dette resultatet bygger på 200 TRNSYS simuleringer av anlegget ved DLSC med konstant antall brønnumeter og ulike formfaktorer. Resultatet er dermed knyttet til systemkonstruksjon og klimatiske forhold ved DLSC.

Som beskrevet i avsnitt 6.4 øker potensialet for termisk kortslutning med økende brønndybde. For store anlegg som krever betydelig antall brønnumeter vil det derfor være hensiktsmessig å konstruere brønnparken med flere korte, seriekoblede brønner. Dette vil resultere i et grunnere lager med høyere formfaktor. I slike tilfeller bør det vurderes å designe anlegget slik at FF er i øvre sjikt av IEAs anbefaling om FF i intervallet fra 0,3 til 3.

I områder der overflatejorden består av porøse løsmasser med lav metningsgrad vil varmetapene fra BTES til overflaten være mindre enn i områder med bart fjell. I slike tilfeller kan behovet for toppisolering av BTES reduseres ved å istedet lade brønnene ved større dybde (tilførsel av varmt vann ved for eksempel 5 m dybde fremfor ved 2 m dybde avhengig av grunnvannsspeilets nivå). Det 5 m tykke løsmasselaget vil da ha en isolerende effekt på BTES. I et slikt tilfelle må tur- og returrøret isoleres godt for å unngå effektoverføring i dette laget. Kostnad knyttet til behov for flere eller dypere energibrønner grunnet redusert aktiv brønnlengde i forhold til total installert brønnlengde må vurderes for å bestemme gevinsten av dette sett i forhold til toppisolering av BTES.

6.2.4 Brønndiameter og effektberedskap

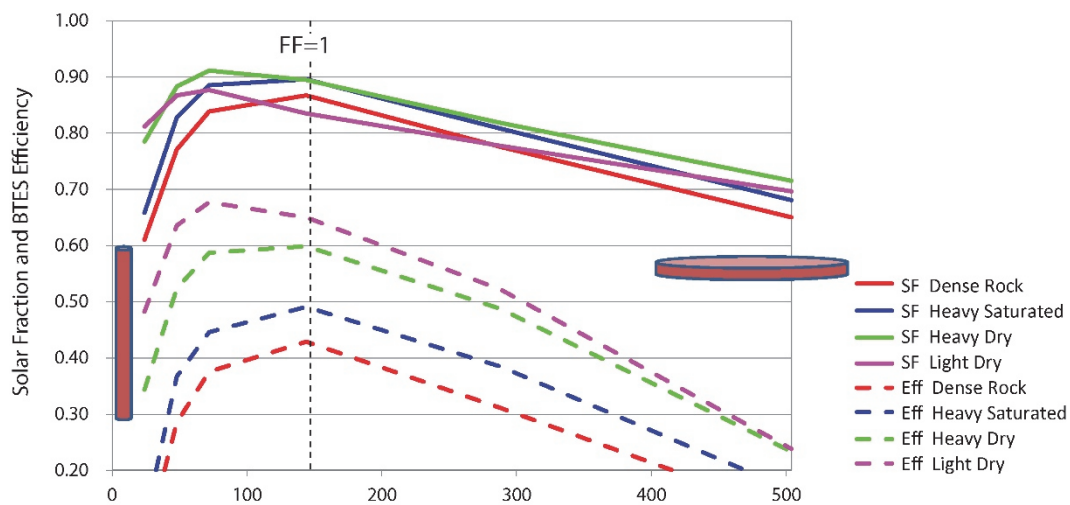
Den termiske motstanden i et materiale er omvendt proporsjonal med materialets termiske ledningsevne. Følgelig vil den termiske motstanden i en energibrønn i leire teoretisk være høyere enn i fjell dersom alle andre forhold holdes like. For lik effektoverføring i leire og fjell må følgelig leirebrønnenes aktive overføringsareal være større enn i fjellbrønner. Dette kan oppnås ved enten å installere flere brønner, dypere brønner eller ved å øke brønndiameteren. Økt brønndiameter vil være fordelaktig da større føringsrør kan bidra til økt stabilitet i massene rundt borebrønnene. Stor brønndiameter vil også gi økt effektberedskap i lageret.

Redusert effektoverføringsevne i leire medfører at energibrønnene vil respondere tregere på store effektforespørsler fra lasten. Ved å installere brønner med stor brønndiameter bygges det opp effektberedskap i brønnparken. Dersom vannet i brønnene står stille over tid vil vannet holde samme temperatur som BTES og fungere som et slags kortidslager av energi. Volumet av en sylinder øker med kvadratet av radiusen. En dobling av energibrønnens diameter vil følgelig gi fire ganger så stort vannvolum i brønnen. En energibrønn med diameter på

140 mm vil eksempelvis inneholde 15 L vann per meter brønn, mens en energibrønn med diameter på 70 mm kun inneholder 4 L vann per meter brønn. Et anlegg for sesonglagring av termisk solenergi i løsmasser designet for Giskehallen i Sandnes kommune består av 447 brønner med diameter på 140 mm og 50 m aktiv brønnndybde (Støle 2017). Totalt gir dette et vannvolum på 335 m³ i brønnparken. Dersom 50 elever dusjer samtidig i 7 minutter gir dette et energiforbruk på omlag 125 kWh ved forutsetning om at forbruksvannet varmes fra 7 °C til 37 °C og et vannforbruk på 10 L/min per dusj. Dersom denne energien hentes fra BTES gir dette et totalt temperaturfall i kortidslageret på 0,3 °C, hvilket tilsvarer 0,01 % av den utnyttbare lagrede energien i BTES. Dette understreker potensialet og egnetheten av et slikt anlegg for denne typen forbruk.

6.2.5 Varmetap og gjenvinningsgrad i termisk borehullslager

Som en del av *Solar Heating and Cooling Programme, Task 45* (se avsnitt 6.2.3) ble BTES simulert i områder med ulike løsmasstyper. Resultatet av disse simuleringene er gitt i figur 6.5. Antall borehull øker fra venstre mot høyre i figuren mens totalt antall brønner holdes konstant (*FF* øker mot høyre). BTES vil følgelig ha form som en tynn, høy sylinder helt til venstre i figuren og som en flat, bred skive helt til høyre. Resultatene i figuren viser at løsmasstype har mindre betydning for systemets totale ytelse, men at lagereffektiviteten i løsmasser er betydelig bedre enn i tett fjell.

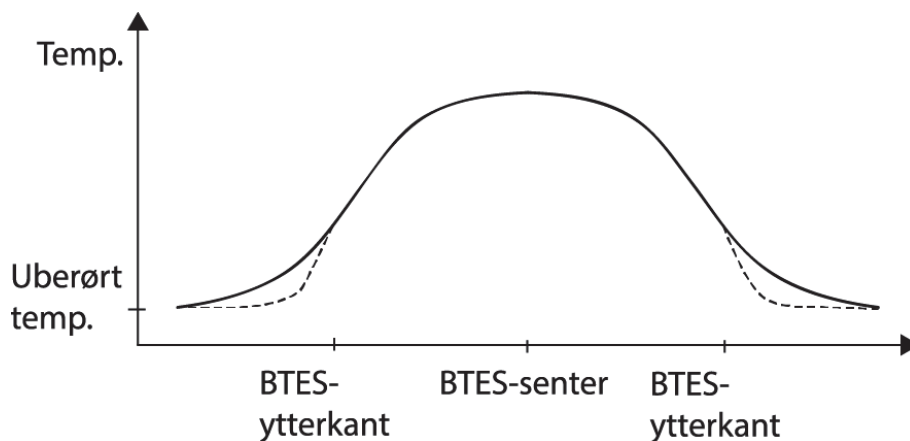


Figur 6.5: Resultat av simulering av anlegg tilsvarende DLSC i ulike geologiske materialer (se beskrivelse av Task 45 i avsnitt 6.2.3). Antall energibrønner øker fra venstre mot høyre mens total antall brønner holdes konstant. Heltrukne linjer viser solandel (*SF*) definert som andelen energi levert av solfangersystemet. Stiplede linjer viser BTES effektivitet (*Eff*). Vertikal stiplet linje indikerer $FF = 1$, situasjonen der BTES diameter = BTES dybde.

Kilde: Sibbitt og McClenahan (2015), modifisert.

Lav termisk diffusivitet i leire resulterer i at mye av den tilførte varmen lagres fremfor å fraktes videre. Varmetapene i BTES er proporsjonale med temperaturgradienten mot omkringliggende masser og materialets termiske ledningsevne. Termisk ledningsevne i leire er omkring halvparten av ledningsevnen i fjell (se tabell 3.3). Dette indikerer at for BTES i leire vil varmetapet til omgivelsene være betydelig lavere enn i fjell for de samme lagertemperaturene. Figur 6.6 viser eksempel på temperaturprofil i BTES i leire og fjell med

lik lagertemperatur. Stiplet linje illustrerer tilstanden i leire mens heltrukken linje representerer tilstanden i fjell.



Figur 6.6: Temperaturprofil i BTES i leire og fjell med lik lagertemperatur. Temperaturprofil for leire og fjell er markert med henholdsvis stiplet og heltrukken linje. Varmetap til omgivelsene i BTES i leire er lavere enn i fjell da den termiske diffusiviteten her er lavere og mer varme lagres fremfor å ledes videre gjennom materialet.

Lavere ledningsevne i leire tillater omkring dobbelt så høy temperatur i ytterkant av lageret sammenlignet med fjell for samme varmetap til omkringliggende masser. Dette har derimot en negativ virkning på solfangerne som vil motta arbeidsvæske med høyere temperatur og dermed få lavere virkningsgrad.

6.3 Termisk kortslutning i energibrønner

Resultater fra forsøk 2 viser at kortslutningsandelen øker med redusert strømningshastighet. Dette skyldes at vannets oppholdstid i brønnen og drivende kortslutningstemperaturdifferanse øker som en konsekvens av lavere strømningshastighet og stiv effektkilde. Den konvektive varmeoverføringsmotstanden i indre rør øker ved redusert massestrøm, men utgjør likevel en liten andel av den totale kortslutningsmotstanden.

I alle strømningsforsøkene ble strømmingen vurdert som laminær i ytre kanal og transturbulent eller fullt utviklet turbulent i indre rør. Ved overgang til turbulente forhold i ytre kanal forventes økt kortslutning ettersom konveksjonskoeffisienten i ytre kanal da vil reduseres betydelig. Kortslutning ved transturbulente strømningsforhold i ytre kanal ble vurdert av Helene Bø Tømmerbakke som en del av hennes masteroppgave i februar 2017. Tømmerbakke gjennomførte to termiske responstester i en frittstående energibrønn med samme koaksialkollector som i R1-000, men med indre rør av PEX i stedet for PP. Analyse av måledata fra TRT2 (Tømmerbakke 2017) gir en kortslutningsandel på omkring 40 % av total tilført effekt til de nederste 34 m av denne brønnen. Dette er betydelig høyere enn resultatene fra forsøk 2. Termiske ledningsevner gitt i tabell 6.1 og formel 2.6 gir at den termiske konduksjonsmotstanden mellom indre rør og ytre kanal i R1-000 er 6,8 ganger høyere enn i Tømmerbakkes energibrønn. Dette er en betydelig forskjell, og effekten av turbulent strøm i ytre kanal kan derfor ikke påvises ved sammenligning med resultater fra forsøk 2.

Høy kortslutning i en energibrønn fører til høyere temperaturkrav i arbeidsvæsken for å opprettholde ønsket effektoverføring til BTES. Høy kortslutning vil også bidra til høyere temperaturer i arbeidsvæsken som føres opp til solfangerne, noe som igjen gir lavere solfangervirkningsgrad. Det er følgelig ønskelig å redusere den termiske kortslutningen til et minimum. Av resultatene fra forsøk 2 kan det trekkes slutninger om at minste kortslutningsandel opptrer for høyeste strømningshastighet som gir laminære forhold i ytre kanal. Laminær strømming medfører derimot økt termisk borehullsmotstand og dårligere effektoverføring til omkringliggende masser. Dersom anlegget driftes med felles sirkulasjonskrets for energibrønner og solfangere vil det likevel være forventet at strømmingstypen i brønnenes ytre kanal er laminær.

Sammenligning med Tømmerbakkes forsøk viser at turbulent strøm i ytre kanal og rørmateriale med bedre termisk ledningsevne gir en betydelig økning i den termiske kortslutningen. Kortslutningsandelen kan følgelig reduseres ved å benytte tykkere rørmateriale i indre rør, ved å bruke rørmaterialer med lav termisk ledningsevne eller ved å termisk isolere hele eller deler av røret. Mindre rørdiameter i indre rør vil også gi lavere kortslutning da den konvektive overføringsmotstanden øker ved mindre areal.

Energibrønnenes dybde har også betydning for den termiske kortslutningen. Dersom 500 W ønskes avsatt i en brønn på 50 m vil dette gi dobbelt så høy temperaturdifferanse mellom indre rør og ytre kanal som tilsvarende avgitt effekt i to brønner på 25 m. Forebyggende tiltak for reduksjon av kortslutning bør derfor tillegges oppmerksomhet ved dype brønner. Alternativt bør det velges en løsning med seriekobling av flere korte brønner. Dette vil gi grunnere BTES med høyere formfaktor (se avsnitt 3.4.2 og 6.2.3). Anlegget må da dimensjoneres for høyere trykktap i systemet forårsaket av denne seriekoblingen.

Ved valg av alternative rørmaterialer for indre rør må det tas hensyn til materialets mekaniske styrke, levetid ved skiftende temperaturer, oppdriftskrefter og praktiske forhold knyttet til transport og installasjon. I tabell 6.1 vises et utvalg termoplastmaterialer som ofte benyttes som rørmateriale med tilhørende tetthet og termisk ledningsevne.

Tabell 6.1: Termisk ledningsevne og tetthet for ulike plastmaterialer som ofte benyttes i koaksialkolektorer. Merk at PE og PVC er sensible for temperaturer over 60-70 °C og derfor bør benyttes med forsiktighet (The Engineering ToolBox u.d.).

	Termisk ledningsevne λ [W/mK]	Tetthet ρ [kg/m ³]
Polyetylen (PE)*	0,46	950
Forsterket polyetylen (PEX)*	0,46	940
Polypropylen (PP)**	0,12	910
Polyvinylklorid (PVC)**	0,1	1470

*Verdier hentet fra The Engineering ToolBox

**Verdier hentet fra Cengel og Ghajar (2011)

Et viktig moment ved valg av rør- og isoleringsmateriale er materialets tetthet. Materialer som PE, PEX og PP har lavere tetthet enn vann og vil følgelig få en positiv oppdriftskraft i brønnen, mens PVC er tyngre og vil måtte hindres fra å synke. Beregnede temperaturprofiler for indre rør (figur B.1-B.6 i vedlegg B) viser at omkring halvparten av kortslutningseffekten overføres i øvre del av brønnen. Samme resultat gjelder også for Acuña og Palms brønner (beskrevet i vedlegg A) som er betydelig dypere enn forsøksbrønnene i denne oppgaven. Ved å isolere indre rør omkring en tredjedel ned i brønnen vil kortslutningsandelen halveres samtidig som oppdriftskrefter og ekstra økonomiske utgifter begrenses fremfor isolasjon av hele indre rør.

6.4 Solinnstråling og systemregulering

Figur 5.4 viser få timer med innstråling over 850 W/m^2 i løpet av et år. Energi fra disse timene utgjør kun 6,2 % av den totale innstrålte energien per år, og kun 8,4 % av total innstrålt energi i perioden fra midten av mars til midten av september. Dette er en svært interessant problemstilling i forbindelse med dimensjonering av BTES. BTES utgjør den største investeringskostnaden ved etablering av anlegg for sesonglagring av termisk solenergi. Dersom overføringskapasiteten til BTES er for liten vil ikke BTES klare å ta imot de største effekttoppene som oppstår ved høy innstrålingsintensitet. Dette fører til høy temperatur i returvæsken til solfangeranlegget og redusert solfangereffektivitet. Et sentralt spørsmål som reises i denne sammenhengen er hvor mye solenergi det kan tillates å gå tapt gjennom dårligere solfangervirkningsgrad ved høy innstrålingsintensitet fremfor å bygge mindre og billigere BTES. Denne problemstillingen er spesielt interessant ved etablering av BTES i leire og det oppfordres derfor til videre arbeid rundt dette.

Tre ganger så høy massestrøm i strømningsforsøk 2 sammenlignet med strømningsforsøk 5 ga en reduksjon på $5,8 \text{ }^\circ\text{C}$ i brønnparkens, og dermed også solfangerens, middeltemperatur. Figur 5.5 og 5.6 viser at endret driftssituasjon gir små forskjeller i solfangernes virkningsgrad ved moderat til høy innstrålingsintensitet. Redusert massestrøm med tilhørende høyere middeltemperatur har større betydning ved lav innstrålingstetthet slik det forventes av teorien (figur 3.6 og formel 3.1). Selv om den prosentvise endringen er mindre for høye innstrålingsintensiteter vil dette likevel utgjøre en større andel tapt effekt; en reduksjon på 3 % ved 1000 W/m^2 tilsvarer 30 W/m^2 , mens 13 % ved 200 W/m^2 kun utgjør et tap på 26 W/m^2 . Lav solfangervirkningsgrad ved lave innstrålingsintensiteter har følgelig mindre betydning for anleggets totale ytelse enn lav solfangervirkningsgrad ved høy innstrålingsintensitet. På generelt grunnlag antas innstrålingsintensiteter under $100\text{-}200 \text{ W/m}^2$ å gi neglisjerbare energibidrag til BTES i driftsfasen da solfangerens virkningsgrad i disse tilfellene er lav ved moderat solfangertemperatur.

Figur 5.7 viser hvilket innstrålingsareal som kreves ved en bestemt effektoverføring og brønnparktemperatur gitt av strømningsforsøk 5. I figuren kommer det tydelig frem hvilke konsekvenser som følger av for lite aktivt solfangerareal. Dersom det tenkte solfangeranlegget har et areal på mindre enn 20 m^2 vil ikke ønsket effekt oppnås da figur 5.4 viser at solinnstråling høyere enn 1000 W/m^2 svært sjeldent forekommer i dette området. Ettersom

BTES temperatur øker vil solfangernes temperatur og kravet til solfangerareal også øke.
Følgelig bør installasjon av tilstrekkelig stort solfangeranlegg ilegges stor oppmerksomhet.

7 DISKUSJON AV METODEVALG OG USIKKERHETER

I dette kapittelet diskuteres ulike metodevalg og usikkerheter knyttet til forsøk og forsøksresultater presentert i kapittel 4 og 5. Betydningen og verdien av forsøksresultatene er diskutert i sammenheng med dimensjonering og utforming av anlegg for sesonglagring av termisk solenergi i kapittel 6.

7.1 Databehandling og forsøksgjennomføring

7.1.1 Temperaturmålinger

Temperaturmålingene i R1-000 viste stabile temperaturer med liten endring over tid ved stabil drift slik det forventes i forsøkene. Temperaturene som benyttes i beregningene er gjennomsnittsverdier over perioder på 30 minutter. Dette for å redusere eventuelle forstyrrelser i måledata.

Det er ikke gjort tiltak for fiksering av rør med temperatursensorer i ytre kanal av brønnen. Dette kan ha påvirkning på målingene i form av at sensorene kan ligge i varierende avstand fra brønnveggen langs brønnen. Målte verdier viser imidlertid ingen tegn på dette da det ville fremstått som større avvik fra generell temperaturtrend i ytre kanal.

7.1.2 Aktiv brønnlengde i R1-000

Brønnlengde i R1-000 ble estimert på grunnlag av temperaturmålinger i ytre kanal. Det ble observert at temperaturen i vannet ved 35,9 m dybde var tilnærmet upåvirket av varmtvannstilførselen, mens temperaturen ved 33,9 m dybde fulgte trenden til grunnere målepunkter. Dette viser at aktiv brønnbunn må ligge et sted mellom 33,9 m og 35,9 m. Å benytte målepunkt 34 ved 33,9 m dybde som dypeste punkt i R1-000 ble derfor vurdert som beste løsning.

7.1.3 Uberørt grunntemperatur

Den uberørte grunntemperaturen som ble målt før forsøkene ble igangsatt er høyere den årlige middeltemperaturen for området, hvilket er den temperaturen som er forventet ved disse dybdene. Dette skyldes at brønnparken er etablert omkring 10 m fra et undervisningsbygg som har hatt helårsvarm kjeller siden 1950-tallet. Dårlig isolasjon fører til at lekkasjevarme fra bygget har varmet opp omkringliggende masser og gitt forhøyede temperaturer i grunnen. Undervisningsbygget som er oppført over brønnparken har også en isolerende effekt som demper effekten av sesongvariasjoner ved jordoverflaten.

7.1.4 Strømningshastighet i R1-000

Ved beregning av strømningshastighet i R1-000 blir det kun tatt hensyn til tapshøyde i indre rør. Det ble følgelig antatt at singulære tap i rørbend, innløp og utløp, samt friksjonstap i ytre kanal hadde mindre betydning for strømningsfordelingen i de fire brønnene. Dersom den beregnede strømningshastigheten benyttes til å anslå friksjonstap i ytre kanal og nevnte singulærtap med tapskoeffisient på henholdsvis 0,5 og 1 gir dette en endring i total tapshøyde i R1-000 og resterende brønner på henholdsvis 3-4 % og 3 %. Dette vil gi neglisjerbare endringer i strømningsfordelingen mellom de fire brønnene i ring 1.

7.1.5 Temperaturprofil i indre rør

Metode for beregning av temperaturutvikling i indre rør ble testet mot faktiske måledata fra energibrønner med tilsvarende kollektor gitt i «*Distributed thermal response tests on pipe-in-pipe borehole heat exchangers*» (Acuña & Palm 2013). Resultatet viste et avvik på $\pm 0,3\%$ (se vedlegg A). Betydningen av ulik strømningsretning i Acuñas forsøk og forsøk gjennomført i denne oppgaven er diskutert i nevnte vedlegg.

Tabell A.1, vedlegg A viser nøkkeltall for de to nevnte energibrønnene, BH9 og BH10, som benyttes som sammenligningsgrunnlag. I BH9 er avstanden mellom temperaturmålingene 10 m mens den i BH10 er 1 m. Dette gjør at temperaturutviklingen i BH9 oppfattes som jevnere enn i BH10 der variasjonen er større fra punkt til punkt. Figur A.1 og A.3 i vedlegg A viser at beregnede og målte verdier stemmer godt, men at beregnede verdier i BH10 ikke klarer å fange opp lokale variasjoner og derfor viser temperaturtrenden fremfor faktisk målte temperaturer. Samme resultat kan forventes i R1-000 der avstanden mellom temperaturmålingene er 2 m.

Strømningshastigheten er også ulik i de tre brønnene med høyest strømningshastighet i BH9 og BH10. Dette bør likevel være av mindre betydning for beregningene. Den største usikkerheten ved å anvende presentert metode for beregning av temperaturer i indre rør i R1-000 er trolig knyttet til usikker brønnlengde. Temperaturen som måles ved 33,9 m dypde betraktes som lik i indre rør og ytre kanal. Dersom for høy temperatur velges som innløpstemperatur i indre rør vil temperaturprofilen få en slakere stigning enn det som faktisk er tilfelle. Valg av for lav temperatur vil gi motsatt virkning. Dette er illustrert for BH9 DTRT1 i figur A.2 i vedlegg A.

7.2 Forsøk 1: Sammenligning av avgitt effekt i leire og fjell

Ved analyse av avgitt effekt fra arbeidsvæsken i R1-000 under forsøk 1 ble det registrert varierende avgitt effekt i ulike seksjoner av brønnen. Dette kan skyldes ulike geologiske lag der enkelte lag har bedre ledningsevne enn andre. Effekten av disse variasjonene jevnes ut ved å se på avgitt effekt i seksjoner på 10 m. I analysen utelukkes også brønnseksjoner i forbindelse med brønnens topp og bunn, samt i overgangssonen mellom løsmasser og fjell. Dette for å unngå eventuelle forstyrrende faktorer knyttet til disse grenseområdene.

7.2.1 Grunntemperatur nært til R1-000

Grunntemperatur nært til R1-000 i forsøk 1 ble anslått ved å stanse anlegget og vente til brønnen var i tilnærmet termisk likevekt med omgivelsene nært til R1-000. Det knyttes stor usikkerhet til hvor lang tid anlegget må stå uberørt før denne situasjonen inntreffer.

Temperaturfallet som opptrer i brønnen etter stans av anlegget forårsakes av to prosesser; brønnens driv til å komme i termisk likevekt med omgivelsene og temperaturfall i de geologiske massene som følge av termisk utlading til omkringliggende masser. Disse to prosessene opptrer med ulike tidskonstanter. Termisk likevekt mellom vannet i brønnen og omgivelsene nært til R1-000 oppnås relativt raskt mens utlading til uberørt grunntemperatur foregår over en periode på flere måneder og år avhengig av lagerets temperatur.

I oppgaven ble det antatt at brønnen var i tilnærmet termisk likevekt med omgivelsene etter 42 timer og at videre temperaturfall skyldes utlading til uberørt grunntemperatur. Dette valget ble tatt ved inspeksjon av måledata der temperaturutjevningen så ut til å ha stabilisert seg på et jevnt nivå. Å anta at registrert temperatur etter 42 timer tilsvarer grunnens temperatur i det øyeblikket anlegget stanses byr også på en viss usikkerhet. Etter at anlegget stanses vil varmen ledes ut fra brønnen mot omkringliggende masser. Det er derfor vanskelig å anslå temperaturgradienten rundt brønnen og hvor langt fra brønnen den registrerte temperaturen er gjeldende. Det ideelle ville være å ha temperatursensorer montert langs brønnveggen utenfor kollektoren og i bestemte avstander fra brønnen. Dette ville krevd ytterligere borehull i tillegg til de som allerede er en del av brønnparken. Tid og ressurser gjorde at dette dessverre ikke var mulig.

7.3 Forsøk 2: Drift av anlegg ved ulike strømningshastigheter

Beregnet kortslutningsandel er større for lave strømningshastigheter på tross av at konveksjonskoeffisienten i indre rør, og trolig også i ytre kanal, er høyere. Dette skyldes sannsynligvis at vannets oppholdstid og økt middeltemperatur er av større betydning for kortslutningen. Resultat av forsøk 2 er grundigere drøftet i avsnitt 6.4.

7.4 Solinnstråling og systemregulering

I oppgaven ble det valgt å se på faktiske måleverdier for solinnstråling og lufttemperatur i Ås fremfor gjennomsnittsverdier over lengre perioder. Alternativt kunne det blitt benyttet værdata fra Meteonorm og lignende meteorologiske databaser.

Selv om året 2004 ble plukket ut som meteorologisk normalår vil måledataene som er benyttet i analysen likevel være stedsspesifikke, og innstrålingen vil variere fra år til år. Det ble valgt å vinkle solfangerne 30° i forhold til horisontplanet. Dette fordi lav tiltvinkel vil gi høyere innstråling i sommerhalvåret når solen står høyt på himmelen. Følgelig vil innstrålingen være noe lavere i vinterhalvåret i forhold til en solfanger med høyere tiltvinkel. Det er også forenklinger knyttet til justeringsfaktoren R_B som benyttes for å tilpasse globalinnstrålingen til vinklet flate. Her er det benyttet gjennomsnittsverdier per måned fremfor timesverdier. Ved hjelp av teori presentert av Duffie og Beckman (2013) kan denne faktoren beregnes mer nøyaktig. Dette ble ikke ansett som nødvendig i denne oppgaven da nøyaktigheten betraktes som tilstrekkelig for analyse av solenergi-potensialet i området. For faktiske anlegg må det tas hensyn til eventuelle objekter som kan gi skygge på solfangerne og reflektert stråling fra omgivelsene. Det må også tas hensyn til effekten vind og støv (saltvann, eksos, svevestøv etc.) måtte ha på solfangernes virkningsgrad.

Solfangeranalysen som gjennomføres ved strømningsforsøk 2 og 5 er kun et eksempel på en øyeblikksituasjon i BTES og solfangeranlegget. Temperaturen i brønnparken i denne analysen er kun representativ for temperaturen BTES har i akkurat dette øyeblikket. Etter hvert som temperaturen i BTES øker vil nødvendigvis også temperaturen i brønnparken øke for å opprettholde konstant drivende temperaturdifferanse mot omkringliggende masser.

I virkeligheten vil ikke solfangeranlegget og brønnparken være stivt regulert på den måten som fremvises i figur 5.7, men et dynamisk system som endres med klimatiske forhold,

strømningshastighet og driftssituasjon i BTES. Det vil også være en viss tidsforsinkelse mellom pådrag og respons i en solfanger. Solinnstrålingen kan endres momentant, mens temperaturen i det sirkulerende vannet i solfangeren endres over tid. Hvor stor denne tidsforsinkelsen er avhenger av forholdet mellom strømningshastighet og det totale vannvolumet i anlegget. Denne dynamikken kan bedre illustreres og diskuteres ved simulering av et komplett anlegg for sesonglagring av termisk solenergi i BTES.

8 KONKLUSJON

Finkornede løsmasser med lav hydraulisk ledningsevne, slik som silt og leire, betraktes som de best egnede løsmassetypene for termisk energilagring. I grovere løsmasser vil adveksjon og konveksjon i grunnvann føre til betydelige varmetap og redusert gjenvinningsgrad i BTES. Forskere fra SGI betrakter leire som et lovende materiale for termisk energilagring, men fremhever forsiktighet med hensyn til randeffekter som synk og ustabiliteter i leiren. Risikovurdering knyttet til kvikkleire i områder med marin leire må utføres før etablering av anlegg for sesonglagring av termisk energi i BTES.

Resultater fra forsøk for sammenligning av avgitt effekt og termisk overføringsmotstand i leire og fjell kunne ikke påvise eller utelukke forskjeller mellom de to geologiske materialene. Lavere termisk ledningsevne og diffusivitet gir teoretisk høyere gjenvinningsgrad for BTES i leire sammenlignet med fjell. Leire vil derimot være mindre egnet for å ta imot store effekttopper fra solfangeranlegget og for å etterkomme store effektkrav fra lasten. I slike tilfeller er berggrunn bedre egnet grunnet høyere termisk ledningsevne. Ulike faktorer rundt design og utforming av BTES i leire og fjell har blitt lagt frem og diskutert.

Resultater fra forsøk ved drift av anlegg ved ulike strømningshastigheter viser at effektoverføringen mellom indre rør og ytre kanal øker med redusert strømningshastighet. Dette gjelder for energibrønner der strømningsforholdet er laminært i ytre kanal og transturbulent eller fullt utviklet turbulent i indre rør. Ved en massestrøm på 0,12 kg/s ble termisk kortslutning ansett som neglisjerbar. Ved en massestrøm på 0,04 kg/s utgjorde den termiske kortslutningen 21 % av totalt tilført effekt til brønnen. Estimerte temperaturprofiler for arbeidsvæsken i koaksialkollektorens indre rør viste at omkring halvparten av kortslutningseffekten ble overført i øvre tredjedel av energibrønnen.

Solfangeranleggets respons på ulike driftssituasjoner i BTES har blitt analysert og kommentert. Differerte temperatursoner i BTES trekkes frem som et viktig moment da dette vil gi lavere temperatur i returvæsken til solfangerne samtidig som varmetapene fra BTES reduseres. Viktigheten av tilstrekkelig innstrålingsareal fremheves. Det gis råd om videre arbeid knyttet til systemregulering og design av solfangeranlegg i tilknytning til termiske borehullslagre.

9 REFERANSER

Acuña, J. *Forespørsel om tillatelse til bruk av måledata i masteroppgave* (e-post 21. - 28. juni 2017).

Acuña, J. & Palm, B. (2010). *A Novel Coaxial Borehole Heat Exchanger: Description and First Distributed Thermal Response Test Measurements*. Proceedings of the World Geothermal Congress 2010. 7 s.

Acuña, J. & Palm, B. (2013). *Distributed thermal response tests on pipe-in-pipe borehole heat exchangers*. Applied energy, 109: 312-320.

Acuña, J. (2017). *Hvorfor dokumentere geoenergianlegget og dets ytelser i drift - verdien av oppfølging*. Nye løsninger for utnyttelse av geoenergi, 24.03.17, Asker kommune.

Almås, Å. R. (2016). *Jord*. Store norske leksikon.
Tilgjengelig fra: <https://snl.no/jord> (lest 20.07.17).

Andresen, I. (2008). *Planlegging av solvarmeanlegg for lavenergiboliger og passivhus. En introduksjon*. SINTEF Byggforsk, prosjektrapport 22. 44 s.

Banks, D. (2012). *An Introduction to Thermogeology: Ground Source Heating and Cooling*. 2. utg. UK: John Wiley & Sons. 526 s.

Bendiksen, E., Bakkestuen, V., Erikstad, L., Stabbetorp, O. E., Eilertsen, O. & Wilmann, B. (2005). *Miljøundersøkelse i Østmarka. Overvåking av vegetasjonen i influensområdet til Romeriksporten 1998-2003*. NINA Rapport 56. Oslo: Norsk institutt for naturforvaltning.

Catolico, N., Ge, S. & McCartney, J. S. (2016). *Numerical Modeling of a Soil-Borehole Thermal Energy Storage System*. Vadose Zone Journal, 15 (1).

Cengel, Y. A. & Ghajar, A. J. (2011). *Heat and Mass Transfer: Fundamentals and Applications (SI Unit)*. 4. utg. Singapore: McGraw-Hill Education. 928 s.

Chen, C. J. (2011). *Physics of Solar Energy*. Hoboken, New Jersey: John Wiley & Sons. 373 s.

Drake Landing Solar Community. (u.d.-a). *Borehole Thermal Energy Storage (BTES)*. Drake Landing Solar Community website.
Tilgjengelig fra: <http://dlsc.ca/borehole.htm> (lest 25.07.17).

Drake Landing Solar Community. (u.d.-b). *Drake Landing Solar Community Website*.
Tilgjengelig fra: <http://dlsc.ca/> (lest 05.08.17).

Duffie, J. A. & Beckman, W. A. (2013). *Solar Engineering of Thermal Processes*. 4 utg. Hoboken, New Jersey: John Wiley & Sons, Inc. 928 s.

Finnemore, E. J. & Franzini, J. B. (2002). *Fluid Mechanics with Engineering Applications*. 10. utg. New York: McGraw-Hill. 790 s.

French, H. K. *Veiledning* (e-post og møter august 2016 - august 2017).

- Gabrielsson, A., Lehtmetts, M., Moritz, L. & Bergdahl, U. (1997). *Heat storage in soft clay: Field Tests with heating (70 °C) and freezing of the soil*. SGI Report No 53. Swedish Geotechnical Institute. 128 s.
- Gehlin, S. (2002). *Thermal Response Test: Method Development and Evaluation*. PhD thesis. Luleå, Sweden: Luleå University of Technology, Department of Environmental Engineering. 191 s.
- Google. *Drøbakveien 31, 1430 Ås*: Google.
Tilgjengelig fra: <https://goo.gl/maps/tUnVjcpXKdC2> (lest 01.08.17).
- Hellström, G. (1991). *Ground Heat Storage: Thermal Analyses of Duct Storage Systems*. Sweden: Department of Mathematical Physics, University of Lund. 277 s.
- Heyerdahl, P. H. *Veiledning* (Møter, e-post og telefonsamtaler mai 2016 - august 2017).
- Huus-Hansen, W. *Veiledning* (Møter, e-post og telefonsamtaler mai 2016 - august 2017).
- Huus-Hansen, W. (2017, 06.06.17). *Sesonglagring av solenergi*. Presentasjon av system for sesonglagring av solenergi for Horten kommune, Norges miljø- og biovitenskapelige universitet.
- Häberlin, H. (2012). *Photovoltaics: System Design and Practice*. John Wiley & Sons.
- Kroken, S. *Måledata for globalinnstråling i år 2004* (e-post 16. mars 2017).
- Lanini, S., Delaleux, F., Py, X., Olivès, R. & Nguyen, D. (2014). *Improvement of Borehole Thermal Energy Storage Design Based on Experimental and Modelling Results*. Energy and Buildings, 77: 393-400.
- Larsen, E. *Telefonsamtale med borebas Eirik Larsen ved Båsum Boring AS*. Ås (31.01.17).
- Lee, K. S. (2013). *Underground Thermal Energy Storage*. South Korea: Springer. 151 s.
- Liebel, H. T., Frengstad, B., Ramstad, R. K. & Brattli, B. (2011). *Termisk responstesting kontra varmeledningsevne målt i lab*. Nasjonalt seminar om hydrogeologi og miljøgeokjemi 2011: Norges geologiske undersøkelse.
- Liebel, H. T. (2012). *Influence of Groundwater on Measurements of Thermal Properties in Fractured Aquifers*. PhD thesis. Trondheim: Norwegian University of Science and Technology, Department of Geology and Mineral Resources Engineering. 126 s.
- Maxim Integrated. (2008). *DS18B20 Programmable Resolution 1-Wire Digital Thermometer*. California, USA. 22 s.
- Norconsult AS. (2017). *Ny kantinedel TF-bygget*. Geoteknisk datarapport, versjon: 01. 10 s.
- Nordell, B., Andersson, O., Rydell, L. & Scorpo, A. L. (2015). *Long-term Performance of the HT-BTES in Emmaboda, Sweden*. Greenstock 2015: International Conference on Underground Thermal Energy Storage 19.05.2015-21.05.2015.

Nordqvist, R., Gustafsson, E., Andersson, P. & Thur, P. (2008). *Groundwater flow and hydraulic gradients in fractures and fracture zones at Forsmark and Oskarshamn, R-08-103*. Svensk kärnbränslehantering AB (SKB). 64 s.

Norges geologiske undersøkelse. (2015a). *Dette er kvikkleire og kvikkleirekart*. NGU. Tilgjengelig fra: <https://www.ngu.no/nyheter/dette-er-kvikkleire-og-kvikkleirekart> (lest 19.07.17).

Norges geologiske undersøkelse. (2015b). *Vanligste bergart i Norge*. NGU. Tilgjengelig fra: <https://www.ngu.no/nyheter/vanligste-bergart-i-norge> (lest 26.07.17).

Norges geologiske undersøkelse. (2016a). *Hva er grunnvann?* NGU. Tilgjengelig fra: http://www.grunnvanninorge.no/grunnvann_hva_er.php (lest 13.07.17).

Norges geologiske undersøkelse. (2016b). *Landformer og løsmasser*. NGU. Tilgjengelig fra: <https://www.ngu.no/emne/landformer-og-l%C3%B8smasser> (lest 24.07.17).

Norges geologiske undersøkelse. (2017). *Marin Grense*. NGU. Tilgjengelig fra: <https://www.ngu.no/emne/marin-grense> (lest 27.07.17).

Norges geologiske undersøkelse. (u.d.). *Løsmasser. Nasjonal løsmassedatabase*. Tilgjengelig fra: <http://geo.ngu.no/kart/losmasse/> (lest 29.06.17).

Norges vassdrag og energidirektorat, Enova, Norges forskningsråd & Innovasjon Norge. (2016a). *Solenergi. Teknologi: termisk energi fra solen*. Tilgjengelig fra: <http://www.fornybar.no/solenergi/teknologi> (lest 04.07.17).

Norges vassdrag og energidirektorat, Enova, Norges forskningsråd & Innovasjon Norge. (2016b). *Solenergiressursen i Norge*. Tilgjengelig fra: <http://www.fornybar.no/solenergi/ressursgrunnlag/solenergiressursen-i-norge> (lest 11.07.17).

Quaschnig, V. (2004). *Solar thermal water heating - Technology Fundamentals*. Tilgjengelig fra: <http://www.volker-quaschnig.de/articles/fundamentals4/index.php> (lest 02.03.2017).

Ramstad, R. K. *Metoder for måling av grunnvannsstrøm* (e-post 3. juli 2017).

Ramstad, R. K. (2011). *Grunnvarme i Norge – Kartlegging av økonomisk potensial*. 88 s.

Recommendation: Converting solar thermal collector area into installed capacity (m² to kW_{th}). (u.d.). Document based on a discussion paper by ESTIF technical consultant Jan Erik Nielsen (red.): International Energy Agency's Solar Heating and Cooling Programme (IEA SHC).

Schwartz, F. W. & Zhang, H. (2003). *Fundamentals of Ground Water*. John Wiley & Sons. 583 s.

Sibbitt, B., McClenahan, D., Djebbar, R., Thornton, J., Wong, B., Carriere, J. & Kokko, J. (2012). *The Performance of a High Solar Fraction Seasonal Storage District Heating System – Five Years of Operation*. Energy Procedia, 30: 856-865.

Sibbitt, B. & McClenahan, D. (2015). *Task 45 Large Systems. Seasonal Borehole Thermal Energy Storage - Guidelines for design & construction*. IEA-SHC TECH SHEET 45.B.3.1. 15 s.

Sidelnikova, M., Weir, D. E., Groth, L. H., Nybakke, K., Stensby, K. E., Langseth, B., Fonnelop, J. E., Isachsen, O., Haukeli, I., Paulen, S. L., et al. (2015). *Kostnader i energisektoren, 2015-2 Del 1*. Oslo. 238 s.

Smets, A. H., Jäger, K., Isabella, O., van Swaaij, R. A. & Zeman, M. (2016). *Solar energy - The physics and engineering of photovoltaic conversion, technologies and systems*. Cambridge, England: UIT Cambridge Ltd. 462 s.

Spjeldnæs, N. (2015). *Leire - geologi*. Store norske leksikon. Tilgjengelig fra: https://snl.no/leire_-_geologi (lest 31.07.17).

Strandskog, T. & Jaegtnes, F. (2017). *Energiløsninger i bygg. En serie med faktahefter fra NELFO*. Oslo: Elektroforeningen, NELFO. 40 s.

Støle, A. (2017). *Sesonglagring av solvarme i løsmasse - en mulighetsanalyse for Giskehallen i Sandnes kommune*. Masteroppgave. Ås: Norges miljø- og biovitenskapelige universitet, Fakultet for realfag og teknologi. 62 s.

The Engineering ToolBox. (u.d.). *Thermoplastics - Physical Properties*. Tilgjengelig fra: http://www.engineeringtoolbox.com/physical-properties-thermoplastics-d_808.html (lest 26.07.17).

Tyvand, P. A. *Strømningsteknikk* (Møter og e-post 7. - 13. juni 2017).

Tømmerbakke, H. B. (2017). *Sesonglagring av solenergi i termisk borehullslager med koaksiale borehullsvarmevekslere*. Masteroppgave. Ås: Norges miljø- og biovitenskapelige universitet, Fakultet for realfag og teknologi. 124 s.

van Meurs, G. A. M. (1985). *Seasonal heat storage in the soil*. PhD thesis: Delft University of Technology.

Zhang, H.-F., Ge, X.-S., Ye, H. & Jiao, D.-S. (2007). *Heat conduction and heat storage characteristics of soils*. Applied Thermal Engineering, 27: 369-373.

VEDLEGG

Vedlegg A: Kontroll av metode for beregning av temperatur i koaksialkollektorens indre rør

Vedlegg B: Temperaturprofil i R1-000 ved strømningsforsøk 1-5

Vedlegg A

Kontroll av metode for beregning av temperatur i koaksialkollektorens indre rør

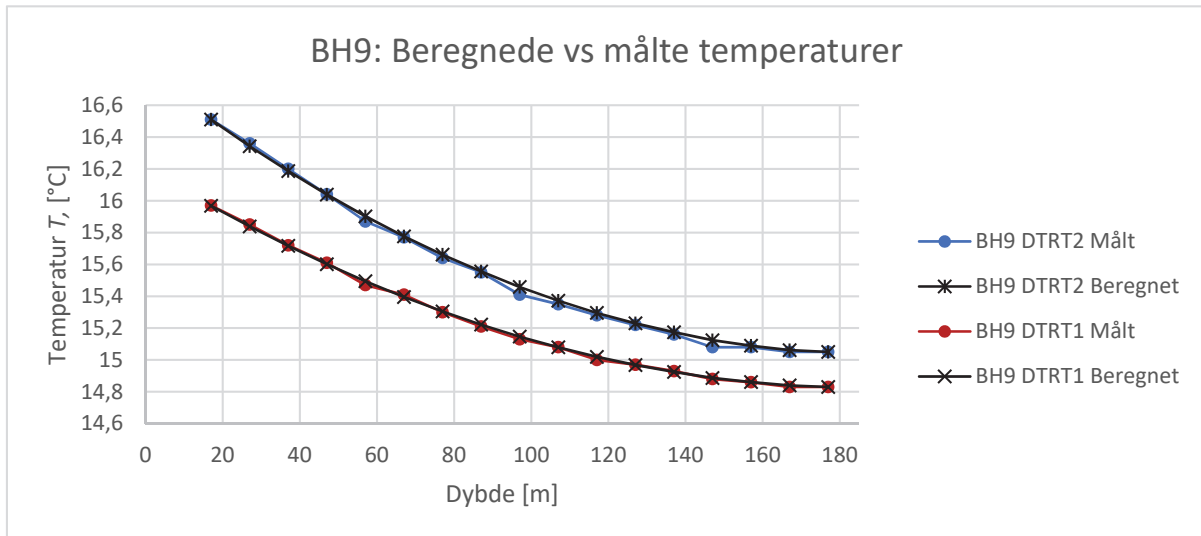
Metode for beregning av temperaturprofil i koaksialkollektorens indre rør er presentert i avsnitt 4.2.3. Metoden testes mot faktiske måledata presentert av José Acuña og Bjørn Palm i «*Distributed thermal response tests on pipe-in-pipe borehole heat exchangers*» (Acuña & Palm 2013). Acuña og Palm har gjennomført tre distribuerte termiske responstester (DTRT) i to borebrønner (BH9 og BH10). I brønnene er det installert koaksialkollektorer med fleksibelt ytterrør. Spesifikasjoner for de to brønnene er gitt i tabell A.1. Måledata gjengis med tillatelse fra Acuña.

Tabell A.1: Spesifikasjoner for DTRT i borebrønn BH9 og BH10 gjennomført av Acuña og Palm ved Kungliga Tekniska Högskolan (KTH) i Sverige. Indre rør i BH10 er termisk isolert ned til en dybde på 84 m. Dataene er presentert i «Distributed thermal response tests on pipe-in-pipe borehole heat exchangers» og gjengis med tillatelse fra Acuña.

	BH9 DTRT1	BH9 DTRT2	BH10
Aktiv brønnlengde [m]	182	182	168
Brønn diameter (indre) [mm]	114	114	114
Rørmateriale, ytre og indre rør	PE	PE	PE
Indre diameter, indre rør [mm]	40	40	40
Ytre diameter, indre rør [mm]	68	68	68
Strømningshastighet [L/s]	0,58	0,50	0,43

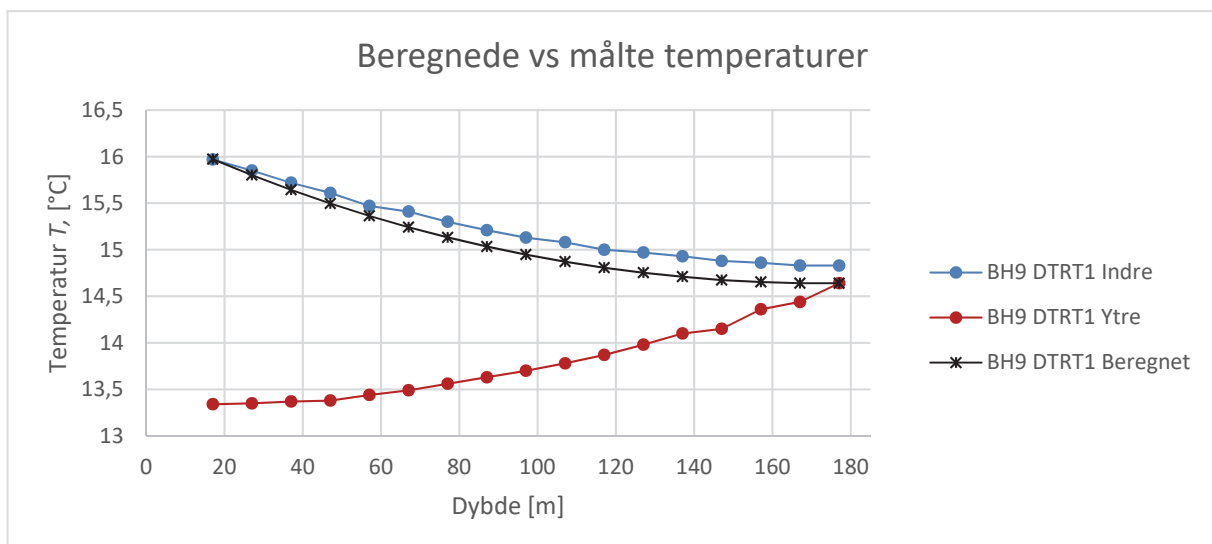
Strømningsretningen i Acuña og Palms forsøk er motsatt av strømningsretningen i demonstratoranlegget ved NMBU (ned i indre rør, opp i ytre kanal). Kortslutningsvarmeoverføringen vil følgelig være fra indre rør mot kaldere vann i ytre kanal, noe som medfører at $T_{j, \text{ ytre kanal}}$ og $T_{j, \text{ indre rør}}$ bytter plass i andre del av formel 4.5. Denne strømningsretningen medfører også en temperaturdifferanse mellom indre rør og ytre kanal i bunn av brønnen. Dette fordi varmt vann fra indre rør opplever en momentan temperaturreduksjon når det blandes med et større vannvolum ved utløpet av indre rør. På grunn av dette benyttes dypeste målepunkt i indre rør som utgangspunkt for temperaturberegningen i disse kontrolltestene.

Figur A.1 viser målte og beregnede verdier for vannets temperatur i indre rør i BH9 DTRT1 og BH9 DTRT2 fra Acuña og Palms forsøk.



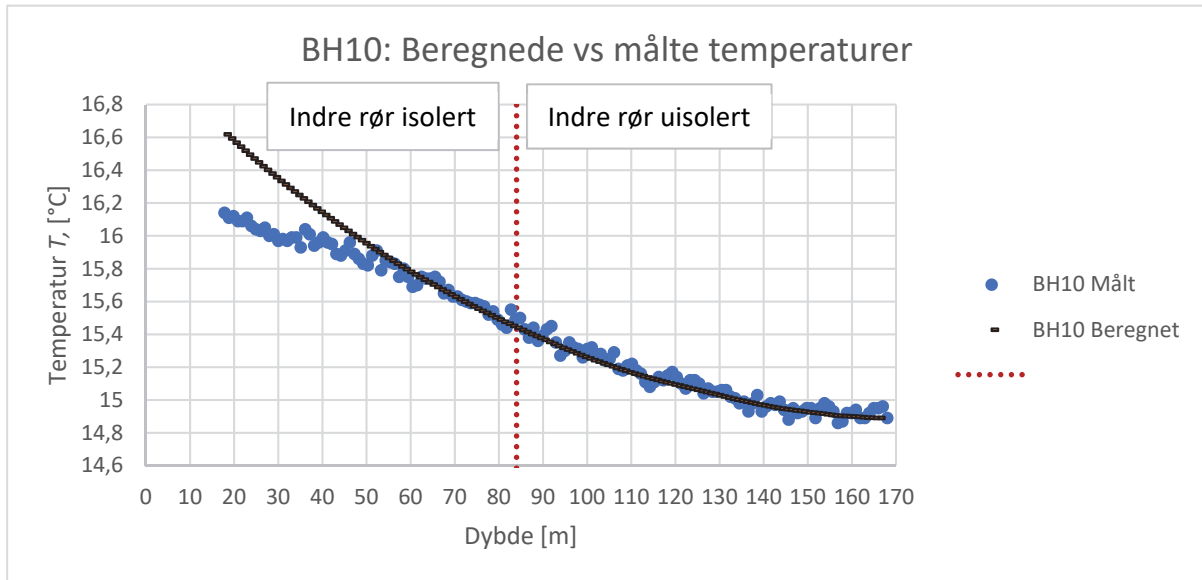
Figur A.1: Målte og beregnede temperaturer i indre rør i BH9 DTRT1 og BH9 DTRT2 i «Distributed thermal response tests on pipe-in-pipe borehole heat exchangers» (Acuña & Palm 2013). I beregningene er $B_{BH9\ DTRT1} = 0,052$ og $B_{BH9\ DTRT2} = 0,0565$. Oppgitte måledata gjengis med tillatelse fra Acuña.

Figur A.1 viser at målte og beregnede verdier avviker med $\pm 0,2\%$ og $\pm 0,3\%$ av målt verdi for henholdsvis BH9 DTRT1 og BH9 DTRT2. Figur A.2 fremstiller tilsvarende måledata for BH9 DTRT1 der beregningen tar utgangspunkt i dypeste målepunkt i ytre kanal. Her vises tydelig effekten av temperaturdifferansen mellom indre rør og ytre kanal i bunn av brønnen. Valg av for lav temperatur i innløpet til indre rør gir slakere temperaturprofil enn målte verdier.



Figur A.2: Målte og beregnede temperaturer i indre rør i BH9 DTRT1 der beregningen av temperatur i indre rør tar utgangspunkt i dypeste målte temperatur i ytre kanal. I beregningene er $B_{BH9\ DTRT1} = 0,0695$. Oppgitte måledata gjengis med tillatelse fra Acuña.

I figur A.3 vises målte og beregnede temperaturer for indre rør i BH10. Her er indre rør termisk isolert ned til 84 m dybde, noe som gir ulik termisk kortslutningsmotstand i øvre og nedre del av brønnen. Dette medfører at B_{0-84} ikke er lik B_{84-170} . B justeres derfor slik at $T_{84, \text{indre rør}} = T_{84, \text{ytre kanal}}$.



Figur A.3: Målte og beregnede temperaturer i indre rør i BH10 «Distributed thermal response tests on pipe-in-pipe borehole heat exchangers» (Acuña & Palm 2013). I beregningene er $B_{BH10} = 0,0061$. Oppgitte måledata gjengis med tillatelse fra Acuña.

Vedlegg B

Temperaturprofil i R1-000 i strømningsforsøk 1-5

Temperaturprofil i R1-000 under strømningsforsøk 1-5 i forsøk 2 er presentert i figur B.1-B.6.

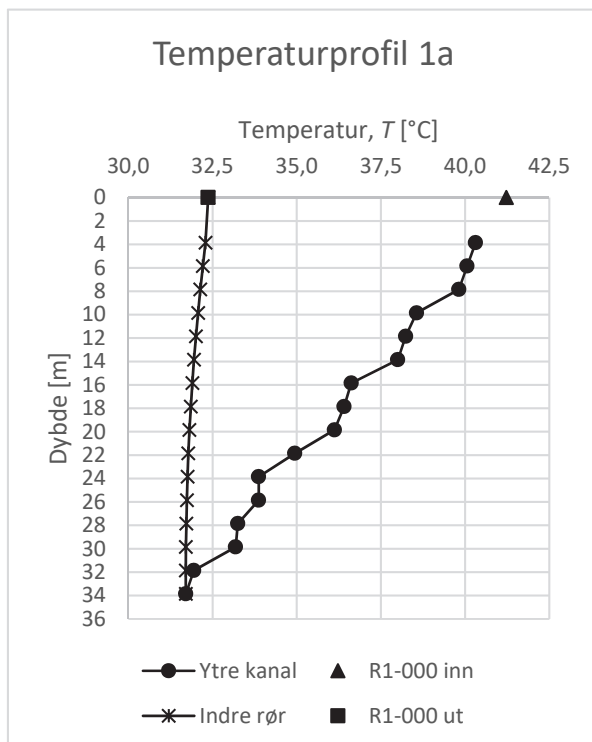
Temperaturer i indre rør er beregnet i henhold til metode presentert i avsnitt 4.2.3.

Temperaturer i ytre kanal er målte verdier.

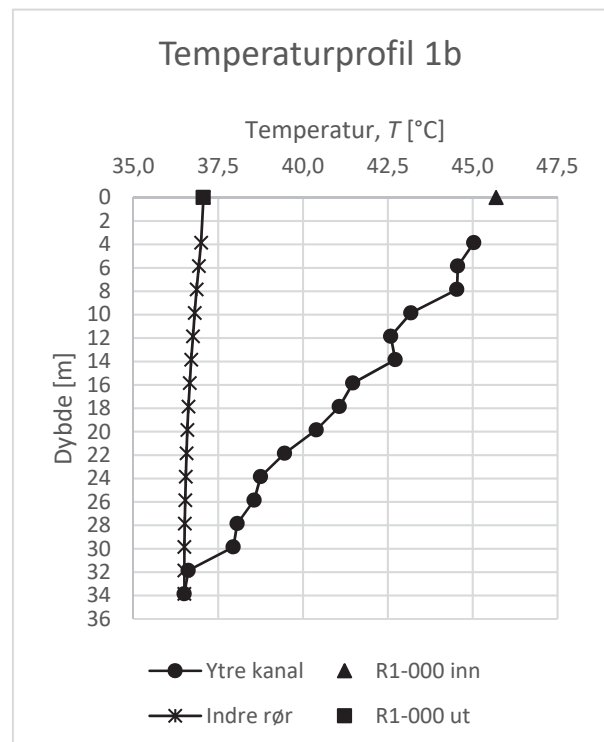
Tabell B.1 gir nøkkeltall knyttet til de ulike strømningsforsøkene.

Tabell B.1: Volumstrøm i felles tilførselsrør til brønnpark Q_{tot} . Beregnet volumstrøm Q_{R1-000} og massestrøm \dot{m}_{R1-000} i R1-000 samt Reynolds tall i indre rør og ytre kanal av R1-000 ($Re_{indre\ rør}$ og $Re_{ytre\ kanal}$).

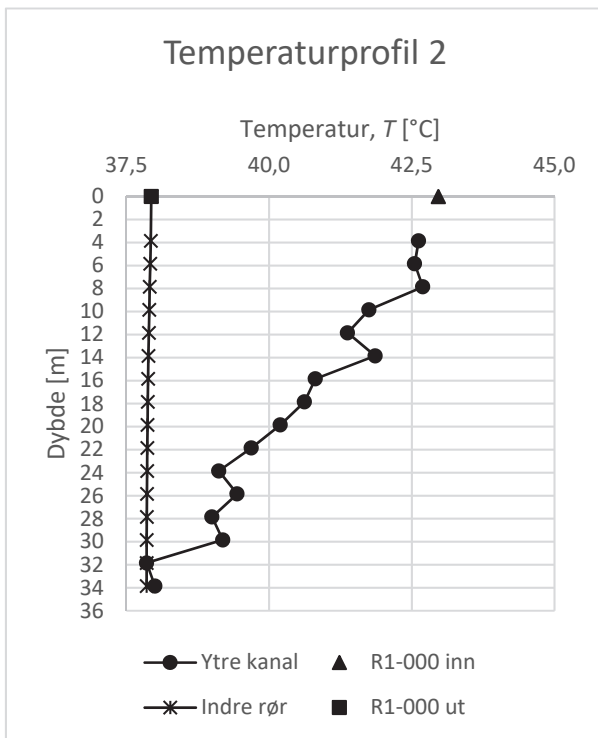
	1a	1b	2	3	4	5
Q_{tot} [L/min]	16,2	15,9	25,7	20,9	11,1	8,6
Q_{R1-000} [L/min]	4,43	4,35	7,03	5,71	3,03	2,34
\dot{m}_{R1-000} [kg/s]	0,07	0,07	0,12	0,09	0,05	0,04
$Re_{indre\ rør}$ []	10671	11494	20615	16727	8016	6184
$Re_{ytre\ kanal}$ []	1148-1349	1242-1437	2050-2246	1663-1853	849-1097	629-884



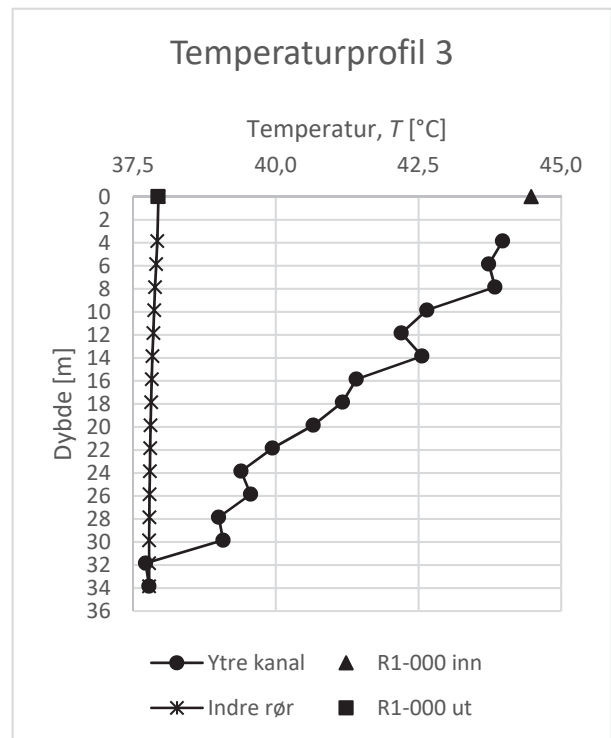
Figur B.1: Temperaturprofil i R1-000 under strømningsforsøk 1a. Ytre kanal, R1-000 inn og R1-000 ut er målte verdier. Indre rør er beregnet ved metode presentert i avsnitt 4.2.3 og korrigeringsfaktor $B = 0,01$.



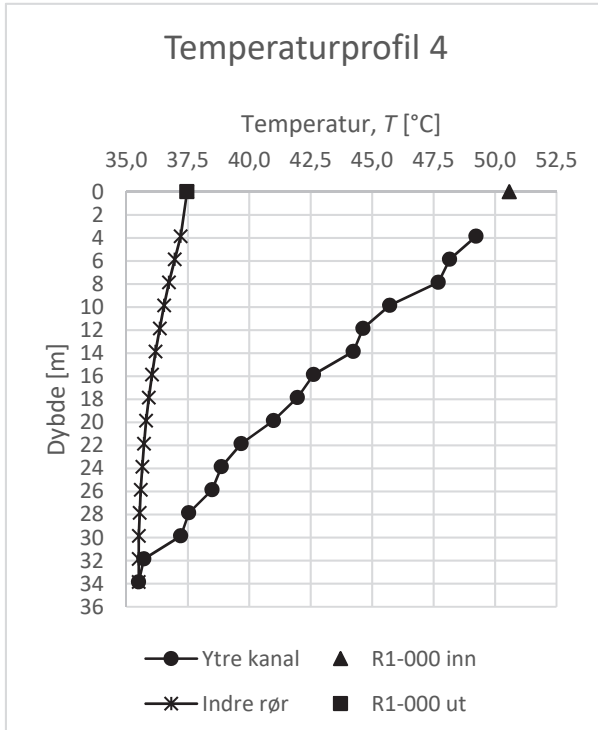
Figur B.2: Temperaturprofil i R1-000 under strømningsforsøk 1b. Ytre kanal, R1-000 inn og R1-000 ut er målte verdier. Indre rør er beregnet ved metode presentert i avsnitt 4.2.3 og korrigeringsfaktor $B = 0,0087$.



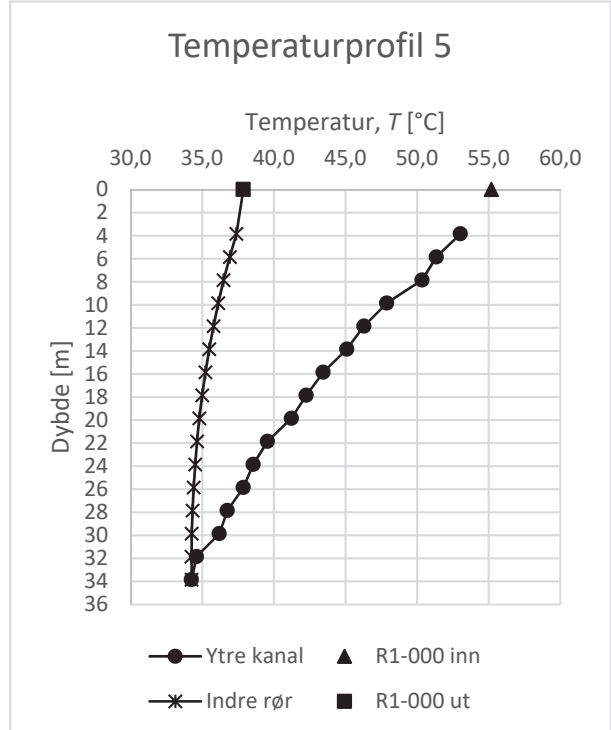
Figur B.3: Temperaturprofil i R1-000 under strømningsforsøk 2. Ytre kanal, R1-000 inn og R1-000 ut er målte verdier. Indre rør er beregnet ved metode presentert i avsnitt 4.2.3 og korrigeringsfaktor $B = 0,002$.



Figur B.4: Temperaturprofil i R1-000 under strømningsforsøk 3. Ytre kanal, R1-000 inn og R1-000 ut er målte verdier. Indre rør er beregnet ved metode presentert i avsnitt 4.2.3 og korrigeringsfaktor $B = 0,0033$.



Figur B.5: Temperaturprofil i R1-000 under strømningsforsøk 4. Ytre kanal, R1-000 inn og R1-000 ut er målte verdier. Indre rør er beregnet ved metode presentert i avsnitt 4.2.3 og korrigeringsfaktor $B = 0,0215$.



Figur B.6: Temperaturprofil i R1-000 under strømningsforsøk 5. Ytre kanal, R1-000 inn og R1-000 ut er målte verdier. Indre rør er beregnet ved metode presentert i avsnitt 4.2.3 og korrigeringsfaktor $B = 0,0315$.



Norges miljø- og biovitenskapelig universitet
Noregs miljø- og biovitenskapelige universitet
Norwegian University of Life Sciences

Postboks 5003
NO-1432 Ås
Norway