

HØJISOLERENDE TRANSPARENT DÆKLAG

Karsten Ingerslev Jensen

LABORATORIET FOR VARMEISOLERING

DANMARKS TEKNISKE HØJSKOLE

MEDDELELSE NR. 204 JULI 1989

FORORD

Denne rapport afslutter projektet: "Højisolerende transparent dæklag", journalnr.: 1353/87-4. Projektet er finansieret af "Energiforskningsprogram 87" under Energiministeriet.

Delresultater fra projektet er beskrevet i paperet: "Highly insulating transparent cover based on monolithic silica aerogel". Paperet blev præsenteret på North Sun '88 - kongressen i Borlänge, Sverige, i august 1988 og er medtaget i rapporten i appendiks 4.

Arbejdet er blevet udført på Laboratoriet for Varmeisolering i samarbejde med Airglass AB, Lund, Sverige.

MEDVIRKENDE VED PROJEKTET:

Karsten Ingerlev Jensen, cvilingeniør.

Svend Aage Svendsen, lektor, civilingeniør.

Jens Olsen, maskinarbejder.

Michael Ramskov, maskinarbejder.

Bodil Fauerskov, sekretær.

Vibeke Nielsen, sekretær.

Sally Lykke Høgsted, programmør.

INDHOLDSFORTEGNELSE

RESUME.....	7
1 INDLEDNING	9
2 SILICA AEROGEL	11
2.1 Historisk baggrund for silica aerogel	11
2.2 Produktionsproces	12
2.2.1 Dannelse af gelen	13
2.2.2 Superkritisk tørring af gelen	13
2.3 Monolitisk silica aerogels egenskaber	14
2.3.1 Optiske egenskaber	14
2.3.2 Varmeledning	15
2.3.3 Varmestråling	16
3 BEREKNING AF VARMETRANSPORTEN I MONOLITISK SILICA AEROGEL	21
3.1 Varmeledning i poreluften og det faste stof	21
3.2 Varmestråling	21
3.3 Beregningseksempel	23
4 KULDEBROBEREGNING	25
4.1 Problemstilling	25
4.2 Beregningsforudsætninger	26
4.3 Model og løsning	27
4.4 Beregningseksempel	30
5 DÆKLAGSKONSTRUKTION	33
5.1 Generelt	33
5.2 Luften i dæklagskonstruktionen	35
5.2.1 Volumen- og trykændringer for luften	36
5.2.2 Fordele og ulemper ved vakuum i dæklaget	38
5.2.3 Lufttransport gennem kantkonstruktionen	39
5.3 Kantkonstruktionen	43
5.3.1 Materialer til brug i kantkonstruktionen	43
5.3.2 Forslag til kantkonstruktioner	48
5.3.3 Valg af kantkonstruktion	53

6	FORSØG	57
6.1	Prototyper	58
6.2	Forsøgsopstilling	60
6.3	Resultater fra evakueringsforsøg	61
6.4	Transmittansmåling	65
6.5	Forventede egenskaber	66
7	BEREGNING AF ÅRSUDBYTTET	69
7.1	Dæklag med monolitisk silica aerogel i solvæg	69
7.1.1	Lejlighedsbeskrivelse	69
7.1.2	Beregningsforudsætninger	70
7.1.3	Solvæg	70
7.1.4	Resultater	71
7.2	Dæklag med monolitisk silica aerogel i solfanger	71
7.2.1	Solfangerdelen	72
7.2.2	Solvarmeanlægget	72
7.2.3	Resultater	74
8	ØKONOMI	77
9	KONKLUSION	81
	SUMMARY	83
	REFERENCER	85
	SYMBOLLISTE	87
	FIGURLISTE	91
	TABELLISTE	93

APPENDIKS 1: Løsning af differentialligning ved kuldebroberegning.....	95
APPENDIKS 2: Listning af program til beregning af varmetransporten i monolitisk silica aerogel ..	100
APPENDIKS 3: Ind- og uddata for EURSOL	103
APPENDIKS 4: Highly insulating transparent cover based on monolithic silica aerogel	113
APPENDIKS 5: Solvarmeforskning under Energiministeriet	120

RESUME

Udviklingen af et højisolerende transparent dæklag baseret på et nyt transparent isoleringsmateriale, monolitisk silica aerogel, er påbegyndt. Materialet har en meget stor varmeisolans, specielt hvis det holdes i et mindre undertryk.

Der gives en række formler til bestemmelse af varmetransporten gennem monolitisk silica aerogel. Pga. materialets egenskaber må det indkapsles i en slags termorude. Randen af denne kan give en meget stor kuldebrovirkning. Der er udledt en analytisk løsning til bestemmelse af denne kuldebros indflydelse.

Krav og ønsker til dæklaget og de forventede problemer trækkes op. Det er specielt opretholdelse af det nødvendige undertryk i dæklaget og dettes kantkonstruktion mht. lufttæthed og kuldebrovirkning som behandles. Beregninger tyder på, at det er muligt at udforme en tilfredsstillende løsning, som baseres på en organisk fugemasse og en tynd metalfolie. Det forventes, at dæklaget vil få en varmetabskoefficient på $0,5 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ og en soltransmittans på op til 75%. Forskellige løsninger skitseres og på grundlag heraf er en række prototyper opbygget og forsøgt evakueret.

For dæklaget anvendt i solfangere og solvægge er der vha. computersimuleringer blevet beregnet årsydelser, og der er sammenlignet med andre dæklag. Beregningerne viser en meget stor forbedring af ydelsen, nemlig i størrelsesordenen 25% hhv. 50%. Sluttelig forsøges angivet et prisniveau for de enkelte komponenter som indgår i den valgte dæklagskonstruktion.

1. INDLEDNING

Nærværende rapport omhandler brugen af monolitisk silica aerogel som transparent isoleringsmateriale i dæklagskonstruktioner til aktive og passive solvarmesystemer. Målet er at komme frem til en dæklagskonstruktion med en transmittans af solstråling på 75%, en varmeisolans på $1-2 \text{ m}^2\text{KW}^{-1}$ og en temperaturbestandighed op til $2-300^\circ\text{C}$.

Monolitisk silica aerogel i en meget transparent udgave fremstilles af det svenske firma Airglass AB, som har udtaget patent på fremstillingsprocessen. Materialet betegnes Airglass.

For 20 mm tykke Airglass skiver er der målt transmittans af solstråling op til 90%. Ved 20°C haves en varmeledningsevne på $0,02 \text{ W/mK}$ i luftfyldt tilstand og $0,008 \text{ W/mK}$ ved tryk under ca. 100 mbar. Airglass er formstabilt op til $7-800^\circ\text{C}$, har en trykbrudsstyrke på ca. 3 bar, medens trækbrudsstyrken er meget ringe. Kontakt med vand i flydende form nedbryder materialet helt.

Ideen er at lave en speciel termorude med Airglass imellem glassene. Derved opnås den fornødne beskyttelse mod mekaniske belastninger og fugtpåvirkninger. Transmittansen af solstråling øges ved at bruge jernfrit glas. Ved at evakuere Airglass'en og anvende hærdet glas kan termoruden formentlig holde til de høje temperaturer, som kan forekomme i solvægge og solfangere. Af hensyn til kuldebrovirkningen, temperaturbestandigheden og evakueringen, kan det sædvanlige afstandsprofil og tætningssystem til termoruder ikke benyttes. Arbejdet med udviklingen af dæklagskonstruktionen har været både på den teoretiske og den praktiske side. Der er fundet analytiske løsninger til bestemmelse af effekten af forskellige kantkonstruktioner. Forslag til kantkonstruktionsudformning er udarbejdet og vurderet. På grundlag heraf er nogle prototyper opbygget, hvoraf nogle er forsøgt evakueret. Sluttelig er gevinsten ved brugen af dæklagskonstruktionen vurderet ved hjælp af EDB-simuleringer.

2. SILICA AEROGEL

I dette kapitel skitseres silica aerogels historie og dets fremstillingsproces. Endvidere behandles materialets egenskaber med hovedvægten lagt på de relevante egenskaber for den aktuelle anvendelse.

2.1. Historisk baggrund for silica aerogel

Over en ca. 10-årig periode, startende i 1931, arbejdede S.S. Kistler, Stanford University i Californien, på at fremstille en luftfyldt, porøs (ikke-kollapset), gelstruktur - en aerogel. Kistler er frem for nogen den, der startede arbejdet med aerogeler.

I midten af 1800-tallet blev det første gang vist, at vandet i silicagelen kunne ombyttes med organiske væsker. Problemet var at fjerne væsken, uden at der forekom overfladespændinger, som ville nedbryde porestrukturen og resultere i en signifikant volumenreduktion. Kistlers ide var at holde væsken under et tryk større end væskens damptryk, samtidig med at temperaturen hæves. Ved den kritiske temperatur omdannes væsken til gas, uden at de to faser har forekommet samtidigt.

Udover silica fremstillede Kistler også aerogeler af stoffer såsom tungsten, aluminium-, ferri- og tinoxid.

Kistler bestemte varmeledningsevnen til omkring $10 \text{ mWm}^{-2}\text{K}^{-1}$ ved lufttryk under 0,1 bar for monolitisk silica aerogel. Alligevel lader det ikke til, at han havde nogen klare ideer om en anvendelse af materialet.

Først i 1962 tages aerogeler op påny, hvor Teichner arbejdede for den franske regering på at lagre oxygen og raketbrændstof i porøse materialer.

Fra 1976 til 1979 arbejdede en gruppe på Lunds Universitet med fremstillingen af monolitisk silica aerogel til brug i en Cerenkov-detektor i forbindelse med et CERN-projekt. Materialet blev valgt ud fra dets brydningsindeks, da dette er imellem gassers og væskers brydningsindeks.

Efter at CERN-projektet er afsluttet, produceres der til andre formål. Materialets muligheder som transparent isolering anerkendes, og med forskellig offentlig støtte arbejdes der videre med at forbedre produktionen, først på Lunds Universitet - siden dannes det private firma Airglass AB.

På Lawrence Berkeley Laboratory (LBL), University of California, startede i 1981 en gruppe på arbejdet med at udvikle produktionen af monolitisk silica aerogel og dets anvendelse som transparent isoleringsmateriale i vinduer.

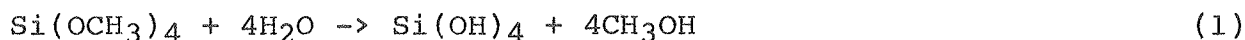
Produktionsprocessen, der er fundet frem til på LBL, er en lidt anden end på Airglass AB, idet processen behøver en væsentlig lavere temperatur. Gruppen på LBL hævder, at kvaliteten af produkterne fra LBL er på højde med dem fra Airglass. Dertil kan bemærkes, at på International Solar Energy Society kongressen i Hamborg efteråret 1987 blev der fremvist en prøve af A. Hunt fra LBL, og det visuelle indtryk var en ringere kvalitet end produkter fra Airglass. På nuværende tidspunkt ser det ud til, at LBL og Airglass AB er de eneste steder, hvor produktudviklingen af silica aerogel til transparent isoleringsmateriale er så langt fremme, at der kan produceres brugbare materialer.

2.2. Produktionsproces

Fremstillingen af silica aerogel foregår i to tempi. Først dannes en gel, som består af en struktur af siliciumdioxid-partikler og flydende alkohol. I anden fase kommer forskellen mellem Airglass' og LBL's metoder. På Airglass fjernes alkoholen i gelen ved superkritisk tørring, hvorimod LBL først substituerer alkoholen i gelen med flydende kuldioxid, og dernæst fjernes denne ved superkritisk tørring.

2.2.1. Dannelse af gelen

Gelen dannes ved hydrolyse af f.eks. tetrametylorthosilikat (TMOS).



I (1) tilføres metanol som opløsningsmiddel og f.eks. ammoniak som katalysator. Afhængig af koncentrationen og PH-værdien bindes siliciumdioxid-partiklerne sammen og udgør, sammen med metanolen, gelen.

2.2.2. Superkritisk tørring af gelen

Gelen består af en typisk 95% vol.% metanol, som skal fjernes for at få en aerogel. Idet porediametrene er meget små, vil overfladespændinger ødelægge porestrukturen, med en stor volumenreduktion til følge, ved en normal tørring. Der benyttes derfor en superkritisk tørring i en autoklave. Gelen sættes under et tryk højere end det kritiske tryk og temperaturen hæves. Ved den kritiske temperatur går opløsningsmidlet fra væskefasen til gasfasen, uden at de to faser optræder samtidigt. Temperaturen hæves til et stykke over den kritiske temperatur af hensyn til kvaliteten af aerogelen. Sluttelig sænkes trykket, medens temperaturen holdes konstant, og opløsningsmidlet fjernes fra gelstrukturen.

Som nævnt ovenfor, er der forskel på de to processer, der benyttes på Airglass og på LBL. Airglass fjerner metanolen fra gelen, og det sker ved en temperatur på ca. 270 °C og et tryk på ca. 90 bar, idet det kritiske punkt for methanol er 240 °C og 78,5 bar. På LBL substitueres metanolen i gelen med flydende kuldioxid, som derefter fjernes ved superkritisk tørring. Dette sker ved ca. 40 °C og 83 bar, hvor det kritiske punkt for kuldioxid er 31 °C og 73,9 bar.

2.3. Monolitisk silica aerogels egenskaber

Materialet ligner glas, hvor udsynet har en svag blåfarvning mod en mørk baggrund og en svag gulfarvning mod en lys baggrund. Kontakt med flydende vand resulterer i en fuldstændig nedbrydning af materialet til et hvidt kvartspulver. Derimod er det erfaringen indtil nu, at ophold i atmosfærisk luft ikke nedbryder materialet. Trykbrudstyrken er ca. 3 bar, hvorimod trækbrudstyrken er så lille, at materialet meget nemt kan knuses mellem to fingre. Elasticitetsmodulet er bestemt til at være af størrelsesordenen 1-10 MPa. Lydhastigheden er i området $100-300 \text{ ms}^{-1}$ for massefylde mellem 70 og 300 kgm^{-3} og uafhængig af lufttrykket i materialet. Desuden er materialet formstabilt op til 750°C .

Monolitisk silica aerogels massefylde er, som nævnt ovenfor, i området $70-300 \text{ kgm}^{-3}$. I dette projekt er brugt stykker på 20 mm tykkelse og en densitet på $100-110 \text{ kgm}^{-3}$ produceret af Airglass AB. Da massefylden for siliciumdioxid er 2190 kgm^{-3} , vil det betyde, at ca. 5% af materialet er fast stof. Resten er porevolumen og i runde tal er porediameterfordelingen (ϕ = porediameter): $\phi < 10 \text{ nm}$, 5%; $10 \text{ nm} < \phi < 70 \text{ nm}$, 15%; $70 \text{ nm} < \phi < 100 \text{ nm}$, 75%. De mange små porer er årsag til, at materialet har en stor specifik overflade, som er i størrelsesordenen $600-800 \text{ m}^2/\text{g}$.

2.3.1. Optiske egenskaber

Grunden til at man begyndte at arbejde med monolitisk silica aerogel på Lunds Universitet var, at materialets brydningsindeks er i det område, der ikke er dækket af gasser og væsker. I (1) er der bestemt en lineær sammenhæng mellem brydningsindekset, n , og massefylde, ρ :

$$(2.3.1.1) \quad n = 1 + 0,21 \cdot \rho$$

Soltransmittansen for en 20 mm tyk silica aerogel skive er blevet målt ved hjælp af solsimulatoren på LfV. Der blev bestemt direkte-hemisfærisk soltransmittans, som var 90%, med en varians på 2%.

2.3.2. Varmeledning

Varmeledningen i monolitisk silica aerogel foregår ad to veje. Der er dels bidraget fra ledningen i det faste stof, altså siliciumskelettet, og der er dels bidraget fra ledningen i poreluften.

Varmeledning i det faste stof

Af de tre former er denne den mest konstante og uafhængige af lufttryk, temperatur etc. Varmeledningsevnen for det faste stof kaldes λ_s og varierer med massefylden af materialet. For massefylde 70-105 kgm⁻³ er λ_s lig 0,004 Wm⁻¹K⁻¹, og for en massefylde på 270 kgm⁻³ er den tilsvarende 0,011 Wm⁻¹K⁻¹ (2).

Varmeledning i poreluften

Varmeledningsevnen for poreluften, λ_p , afhænger af to forhold. Det ene er materialets massefylde, dvs. det specifikke porevolumen, og det andet er porelufttrykket. I (3) er summen af λ_p og λ_s bestemt ved middeltemperaturen i materialet fra -20 °C til 50 °C for en skive med massefylden 109 kgm⁻³. Af andre resultater ser det ud til, at temperaturintervallet kan udvides til 100°C. λ_p kan udledes til 0,014 Wm⁻¹K⁻¹ ved 50 °C. Temperaturafhængigheden blev bestemt til $35 \cdot 10^{-6}$ Wm⁻¹K⁻². Varmeledningen i poreluften kan mindskes eller helt elimineres ved at sænke lufttrykket i porerne. Denne effekt kan ses af figur 2.3.2.1 fra (2).

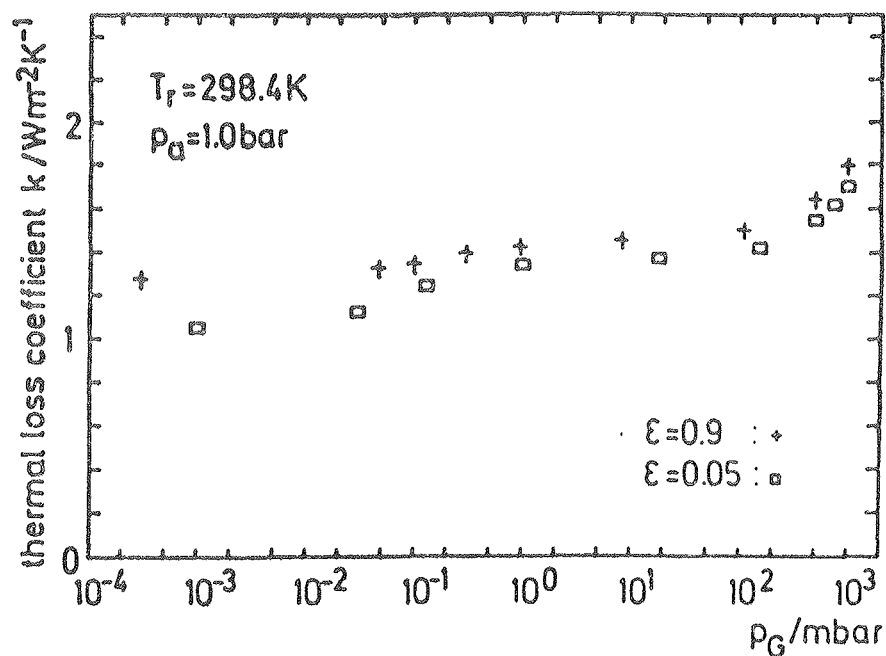


Fig. 2.3.2.1. Varmetransportkoefficienten, som funktion af porelufttrykket. Silica aerogelskiven har massefylden 270 kgm^{-3} , tykkelsen 11 mm, det ydre tryk, p_a , er 1 bar og middelstrålingstemperaturen er 298 K. Der er målt med to forskellige emissionstal på grænsefladerne 0,05 og 0,9.

I figur 2.3.2.1 ses to tydelige stigninger. Den første er mellem 10^{-2} og 10^{-1} mbar, hvor overgangsmodstanden mellem prøven og målepladerne næsten forsvinder. Den anden stigning er for porelufttryk større end 100 mbar. Her begynder varmeledningen i de største porer, og det indikerer, at disses diameter må være i størrelsesordenen 100 nm. Den samme kvalitative opførsel blev også fundet for massefylderne 75 og 105 kgm^{-3} . Det betyder, at blot porelufttrykket holdes under 100 mbar, optræder der ikke varmeledning i poreluften.

2.3.3. Varmestråling

I det infrarøde område kan der ses bort fra spredning af strålingen i materialet. Den materialeafhængige reduktion af termisk stråling skyldes alene absorption. Størrelsen af absorptionen kan udtrykkes ved den specifikke ekstinktionskoefficient, som er ekstinktionskoefficienten, a , pr. massefylde, ρ . Den spe-

cifikke ekstinktionskoefficient er meget bølgelængdeafhængig, som det ses af figur 2.3.3.1.

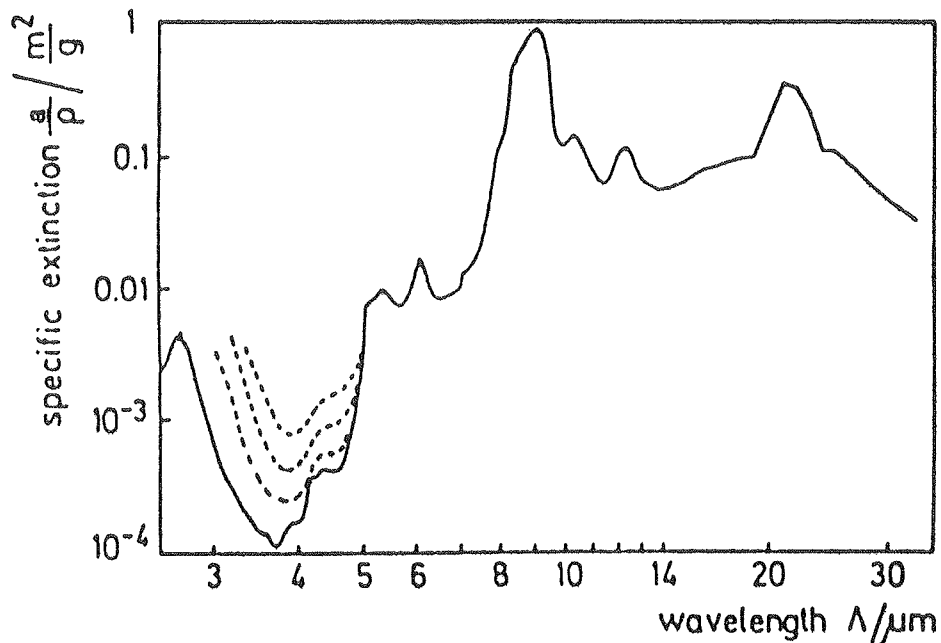


Fig. 2.3.3.1. Specifik ekstinktionskoefficient som funktion af bølgelængden for silica aerogel. Den fuldt optrukne linie er for aerogel opvarmet til 400 °C i 3 timer under vakuum. De punkterede linier er aerogel udsat for atmosfærisk luft i 1/2 time, 12 timer og 2 døgn, fra (4).

Det ses, at der sker en stor absorption for bølgelængder over 8 μm , en middelabsorption i området 5-8 μm og en lille absorption i området 3-5 μm . I dette område, som ofte omtales som "transmissionsvinduet", ses tydeligt effekten af absorberet vand. Det kan diskuteres, om det var en ide at lade materialet optage vand for at "lukke vinduet". For det taler en reduktion af varme-transporten i bølgelængdeområdet. Imod taler to ting: først det generelle forhold, at absorberet vand øger varmeledningen i det faste stof. For det andet vil effekten af "transmissionsvinduet" slå igennem fra en temperatur på ca. 200 °C for den varme grænseflade. Dette kan være en fordel ved den aktuelle anvendelse i solfangere, hvor de 200 °C er uden for arbejdsområdet. Derfor vil effekten af "transmissionsvinduet" være en lavere stagnationstemperatur.

Den bølgelængdeafhængige specifikke ekstinktionskoefficient kan transformeres til en specifik middelektinktionskoefficient, som afhænger af en middelstrålingstemperatur, $\bar{T}_r$. Dette er vist i (5), hvor produktet af den inverse bølgelængdeafhængige ekstinktionskoefficient, $1/a(\lambda)$, og Rosselands middelvægtfunktion, er integreret over alle bølgelængderne, og således giver den inverse middelstrålingstemperatúrafhængige middelektinktionskoefficient, $1/\bar{a}(\bar{T}_r)$. Transformationen gælder for aerogel med et brydningsindeks i området 1,02-1,03, svarende til en massefylde i intervallet 95-140 kgm⁻³, jf. (2.3.1.1). Middelstrålingstemperaturen er givet i (5) ved udtrykket:

$$(2.3.3.1) \quad \bar{T}_r^{5,6} = (T_v^{6,6} - T_k^{6,6}) / (T_v - T_k) / 6,6 \quad (K^{5,6})$$

hvor T_v og T_k er temperaturen af henholdsvis den varme og den kolde grænseflade. Resultatet af transformationen er plottet i figur 2.3.3.2, der har sammenhængen: $\bar{a} \propto \bar{T}_r^{-2,6}$

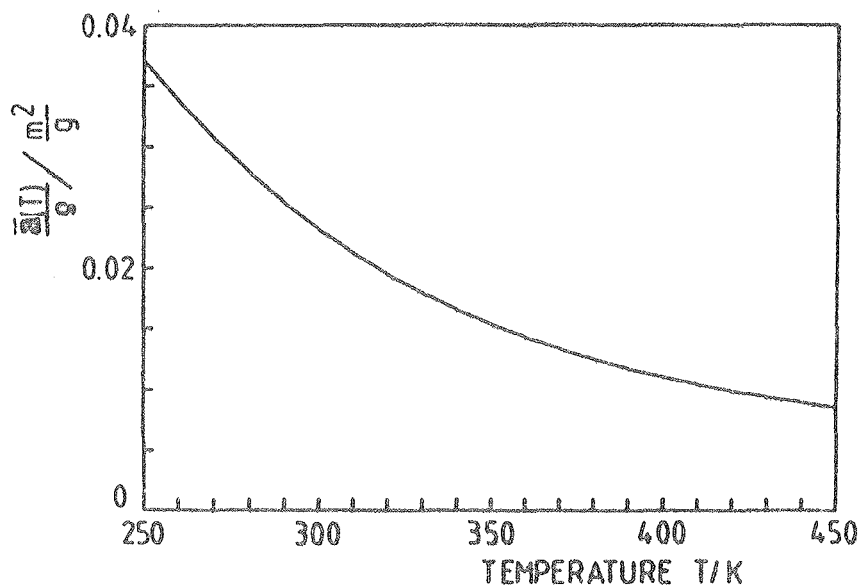


Fig. 2.3.3.2. Den specifikke middelektinktionskoefficient, $\bar{a}/\rho$ som funktion af middelstrålingstemperaturen, $\bar{T}_r$. Gælder for monolitisk silica aerogel med massefylde 95-140 kgm⁻³.

Størrelsen af strålingsfluxen ved kombineret stråling og ledning afhænger af flere forhold;

- temperaturerne af den varme og den kolde grænseflade,
- emissionstallene, ε , for grænsefladerne,
- forholdet mellem varmestrømmene for ledning og stråling; $N = \lambda_1 \cdot \bar{a} / (4 \cdot \sigma \cdot T_v^4)$, hvor λ_1 er varmeledningsevnen for poreluft og fast stof lig $\lambda_p + \lambda_s$, og σ er Stefan-Boltzmanns konstant,
- den optiske dybde, $\tau_0 = \bar{a} \cdot d$, hvor d er tykkelsen af aerogelen.

I (4) er der foreslået et tilnærmet analytisk udtryk for strålingsfluxen:

$$(2.3.3.2) \quad q_r = n^2 \cdot \sigma \cdot (T_v^4 - T_k^4) / (2/\varepsilon' - 1 + 3/4 \cdot \tau_0)$$

Udtrykket er kun rigtigt i tilfælde af ren stråling og $\varepsilon = 1$, idet strålingsfluxen afhænger af ledningsfluxen. Forholdet er det, at der sker en ledningstransport fra grænsefladen ind i de yderste lag, hvorfra energien udsendes som stråling. Som korrektion indføres et effektivt emissionstal, der afhænger af forholdet mellem ledningsfluxen og strålingsfluxen, N , og den optiske dybde, τ_0 :

$$(2.3.3.3) \quad \varepsilon' = 1 - (1 - \varepsilon) \cdot \exp(-N / (2N + 0,04) \cdot \arctan(\tau_0 \cdot (1 + 0,02/N))) \quad (-)$$

(2.3.3.2) med (2.3.3.3) er blevet sammenlignet med numeriske regninger, idet τ_0 blev varieret mellem 0,1 og 10, ε mellem 0,01 og 1 og N var enten 10; 1; 0,1 eller 0,01. Resultatet blev en fejl på 5% i gennemsnit, og den største afvigelse var 15%. Fordelene ved at bruge det analytiske udtryk, i stedet for den numeriske metode, er så store, at de fundne afvigelser kan accepteres.

3. BEREGNING AF VARMETRANSPORTEN I MONOLITISK SILICA AEROGEL

I dette kapitel opstilles formlerne til beregning af varmetransporten i monolitisk silica aerogel udfra teorien omtalt i afsnit 2.3.2. Formlerne gælder for en massefylde af silica aerogelen på 100-110 kgm⁻³, og når emissiviteterne af de to grænseflader er ens eller meget tæt på hinanden.

3.1. Varmeledning i poreluften og det faste stof

Af afsnit 2.3.2 kan varmeledningsevnen for poreluften bestemmes ved:

$$(3.1.1) \lambda_p = 0,014 + 35 \cdot 10^{-6} \left(\frac{T_v + T_k}{2} - 323 \right) \quad (\text{Wm}^{-1} \text{K}^{-1})$$

(3.1.1) gælder for et porelufttryk på ca. 1 bar og en massefylde på 100-110 kgm⁻³ for silica aerogelen.

Varmeledningsevnerne for poreluft og det faste stof kan adderes, og der fås da, ved porelufttryk på ca. 1 bar og under 0,1 bar og massefylde som ovenfor:

$$(3.1.2) \lambda_1 = 0,004 \quad P_p \leq 0,1 \text{ bar } (\text{Wm}^{-1} \text{K}^{-1})$$

$$(3.1.3) \lambda_1 = 0,018 + 35 \cdot 10^{-6} \left(\frac{T_v + T_k}{2} - 323 \right), P_p \approx 1,0 \text{ bar } (\text{Wm}^{-1} \text{K}^{-1})$$

3.2 Varmestråling

Når (2.3.3.2) skal benyttes, er der en del parametre, som skal bestemmes. Det er middelstrålingstemperaturen, $\bar{T}_r$, den middelstrålingstemperaturafhængige middelektinktionskoefficient, $\bar{a}(\bar{T}_r)$ forholdet mellem varmetransporten via ledning og stråling, N ; den optiske dybde, τ_0 ; det effektive emissionstal, ϵ' og brydningsindekset, n . Desuden er det nødvendigt at kende massefylde, ρ , og tykkelse, d , af materialet og temperaturerne af den kolde og den varme grænseflade, T_k og T_v .

Middelstrålingstemperaturen er givet i (2.3.3.1):

$$(2.3.3.1) \quad T_r^{5,6} = (T_v^{6,6} - T_k^{6,6}) / (T_v - T_k) / 6,6 \quad (K^{5,6})$$

som kan omskrives til:

$$(3.2.1) \quad \bar{T}_r = \left(\frac{T_v^{6,6} - T_k^{6,6}}{(T_v - T_k) \cdot 6,6} \right)^{1/5,6}$$

Den middelstrålingstemperaturafhængige middelelektinktionskoefficient, $\bar{a}(\bar{T}_r)$, kan bestemmes udfra figur 2.3.3.2. Ved aflæsning haves:

$$\frac{\bar{a}(318 \text{ K})}{\rho} = 0,02 \text{ m}^2 \text{ g}^{-1}$$

Der er endvidere potenssammenhængen: $\bar{a}(\bar{T}_r) \propto \bar{T}_r^{-2,6}$. Af dette kan $\bar{a}(\bar{T}_r)$ skrives som:

$$(3.2.2) \quad \bar{a}(\bar{T}_r) = 0,02 \cdot \rho \cdot 10^{-3} (\bar{T}_r / 318)^{-2,6} \quad (\text{m}^{-1})$$

Forholdet mellem varmetransporten via ledning og stråling, N, er:

$$(3.2.3) \quad N = \lambda_\ell \bar{a}(\bar{T}_r) / (4\sigma T_v^4) \quad (-)$$

Den optiske dybde, τ_0 , bestemmes af:

$$(3.2.4) \quad \tau_0 = \bar{a}(\bar{T}_r) \cdot d \quad (-)$$

Det effektive emissionstal, ϵ' , er givet i (4):

$$(3.2.5) \quad \epsilon' = 1 - (1 - \epsilon) \exp((N - (2N + 0,04)) \cdot \arctan(\tau_0(1 + 0,02/N))) \quad (-)$$

Det understreges, at emissionstallene for den varme og den kolde grænseflade skal være så tæt på hinanden som muligt, helst ens, idet den opstillede teori giver meget store fejl for stor forskel mellem de to emissionstal.

Brydningsindekset, n, er givet i (2.3.1.1)

$$(2.3.1.1) \quad n = 1 + 0,21 \cdot \rho$$

hvor ρ indsættes i gcm^{-3} .

Herefter kan varmemstrømmen ved stråling, q_r , bestemmes:

$$(3.2.6) \quad q_r = n^2 \sigma \cdot (T_v^4 - T_k^4) / (2/\epsilon' - 1 + 3/4 \tau_o)$$

3.3 Beregningseksempel

Til beregning af varmemodstanden i aerogelen er der lavet et program af ovenstående formler. Programmeringssproget er TurboPascal, version 4.0, og en listning af programmet findes i appendiks 2.

Der er foretaget beregninger for aerogeltykkelse fra 10 til 30 mm ved forskellige grænsefladetemperaturer, og for porelufttryk lig atmosfæretryk og lig 100 mbar. Grænsefladernes emissionstal er sat lig 0,88 svarende til glas.

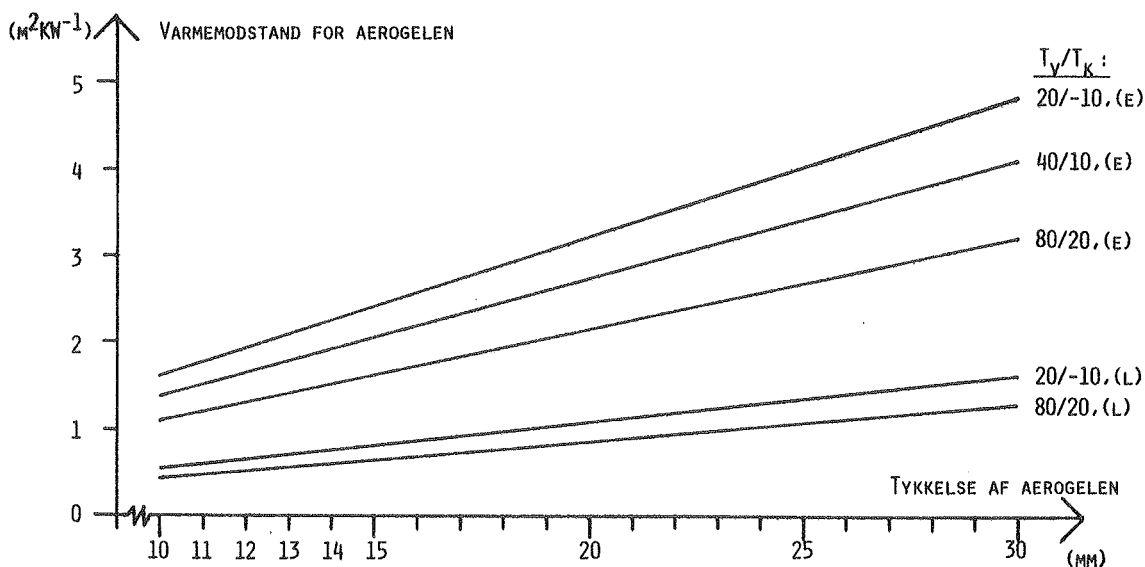


Fig. 3.3.1. Varmemodstand for aerogelen som funktion af tykkelsen. T_v og T_k er den varme og kolde grænsefladetemperatur, porelufttrykket er 0,1 bar (E) og 1 bar, (L), og emissionstallet for grænsefladerne er 0,88.

Det ses tydeligt af ovenstående figur, at varmeledningen i poreluften har stor betydning for isoleringsevnen ved de valgte temperaturniveauer. Ligeledes ses det også, at strålingsbidrag afhænger kraftigt af temperaturerne på den varme og kolde grænseflade, specielt ved undertryk i aerogeler.

Beregningen har givet følgende resultater for en aerogeltykkelse på 20 mm. $T_v/T_{k,m_a}$: 20 °C/-10 °C (E), 3,21 m²KW⁻¹; 40 °C/10 °C (E), 2,74 m²KW⁻¹; 80 °C/20 °C (E), 2,16 m²KW⁻¹; 20 °C/-10 °C (L), 1,08 m²KW⁻¹; 80 °C/20 °C (L), 0,87 m²KW⁻¹.

4. KULDEBROBEREGNING

Dette kapitel handler om bestemmelse af kuldebrovirkningen fra kantkonstruktionen i den højisolerende transparente dæklagskonstruktion ved hjælp af en analytisk løsning.

4.1. Problemstilling

Varmetransporten gennem dæklagskonstruktionen foregår ad to veje. Den første og som regel største varmetransport er vinkelret på dæklagskonstruktionens plan. Den anden varmetransport skyldes kantkonstruktionens kuldebrovirkning og glasskivernes finnevirkning. Der vil ske det, at varmen ledes gennem det indre glas, ud til kantkonstruktionen, gennem denne, ud i det ydre glas.

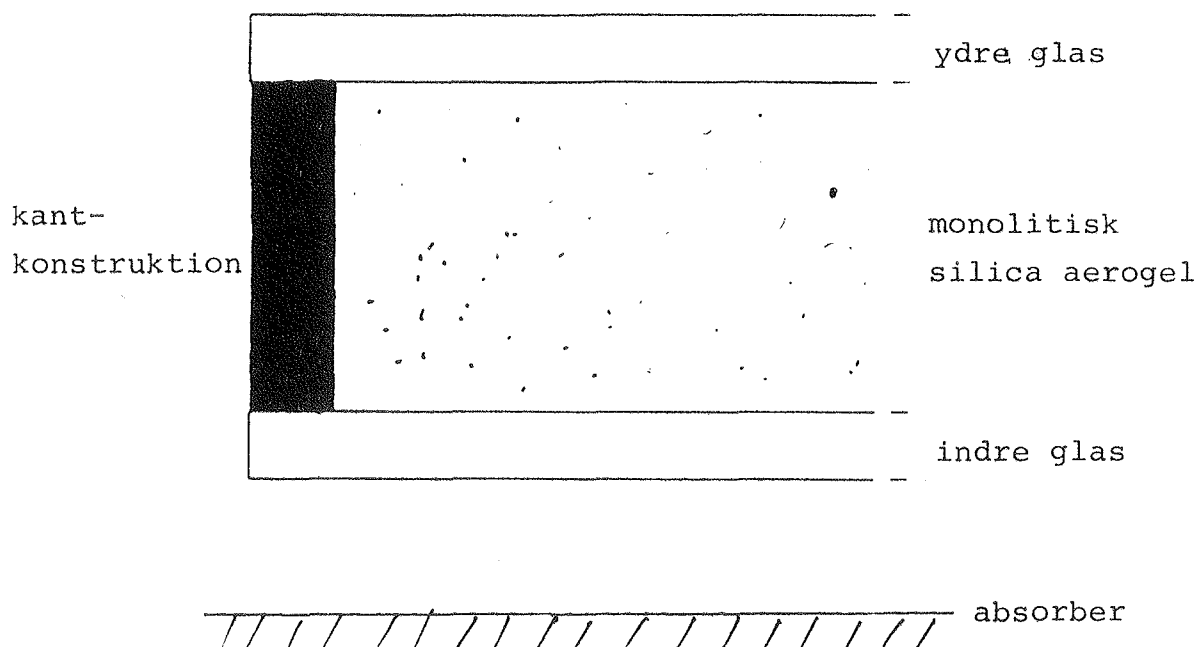


Fig. 4.1.1. Skitse af snit i dæklagskonstruktionen.

Det er hensigtsmæssigt at minimere kuldebroen i kantkonstruktionen af flere grunde. Først og fremmest vil kuldebroen øge det samlede varmetab for dæklagskonstruktionen. Dernæst vil kuldebroen resultere i en afkøling af randen på det indre, varme glas. Denne afkøling vil forårsage trækspændinger i glasset og derved øge risikoen for revnedannelser. Det kan nævnes, at for det ydre

glas er forholdet lige omvendt, idet kuldebroen vil opvarme randen af glasset, og derved optræder der trykspændinger i stedet.

Varmestrømmene i dæklagskonstruktionen kan beskrives på følgende måde (jf. figur 4.1.2): Fra absorberen på solvæggen eller solfangeren overføres varmen til dæklaget. Der bliver ledt en varmemestrøm igennem dæklaget. Desuden leder glasset nærmest absorberen varme ud til kantkonstruktionen, hvorigennem varmen ledes ud i det ydre glas. Herfra afgives den så til omgivelserne. Desuden tilføres kantkonstruktionen varme fra aerogelen. I kantkonstruktionen kan varmen ledes både i dæklagets plan og ud i det ydre glas.

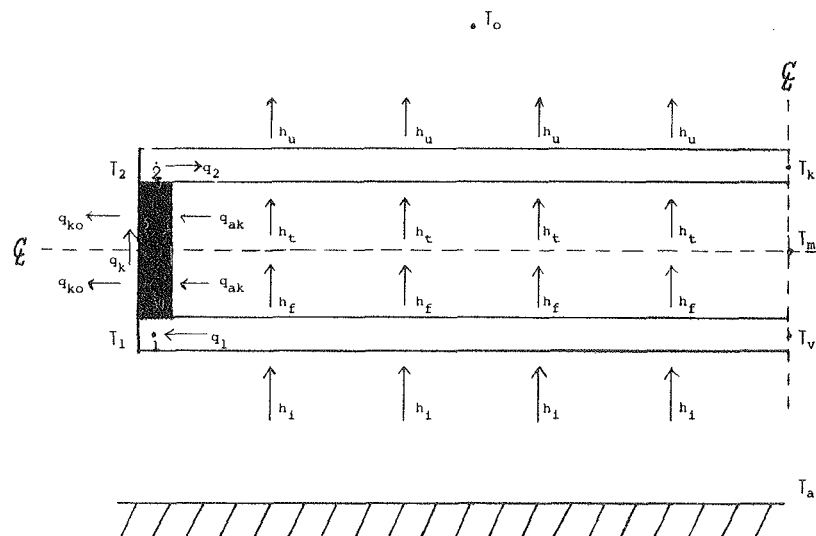


Fig. 4.1.2. Varmestrømme i dæklaget. T er temperaturer, q varmemestrøm og h transmissionskoefficienter (repræsenterende varmemestrømme).

4.2. Beregningsforudsætninger

Der er foretaget forskellige forenklinger og antagelser for at lette beregningerne.

Angående kantkonstruktionen forudsættes det, at der er et adiabatisk plan parallelt med kantkonstruktionens plan. Der afgives således ikke varme fra kantkonstruktionen i dæklagets plan. End-

videre antages det, at varmetilførslen fra aerogelen til kantkonstruktionen er forsvindende. Det tænkes, at varmen tilføres kantkonstruktionen i pkt. 1 ved temperaturen T_1 , og afgives i pkt. 2 ved temperaturen T_2 . Der bliver ikke tilført eller afgivet varme andre steder end i de to punkter. Varmedaftelsen fra det varme glas til kantkonstruktionen sker i pkt. 1, og tilsvarende tilføres varmen det kolde glas fra kantkonstruktionen i pkt. 2.

Det antages, at varmetransportkoefficienterne, h , ikke varierer med stedet. Temperaturgradienterne i glassenes tykkelse forudsættes at være betydningsløse, således at det varme glas har temperaturen T_v på midten og tilsvarende temperaturen T_k for det kolde glas. Endelig forudsættes det transparente isoleringsmateriale at have middeltemperaturen T_m i hele dets symmetriplan, som er parallel med dæklagskonstruktionens plan. I materialets symmetriplan foretages en fiktiv deling, der resulterer i to ens skiver, der har en tykkelse lig den halve af den oprindelige og i øvrigt samme dimensioner. Hver skive har en varmemodstand lig det halve af den oprindelige.

4.3. Model og løsning

Med de ovennævnte forudsætninger kan varmetransporten i kuldebroen betragtes som en finnelignende mekanisme, jfv. figur 4.3.1.

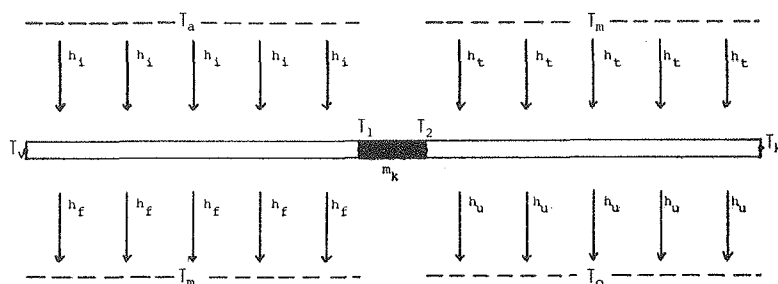


Fig. 4.3.1. Model for varmetransporten i dæklagskonstruktionen.

Varmestrømmen fra det indre, varme glas, q_1 , til kantkonstruktionen og fra denne til det ydre (kolde) glas, q_2 , kan findes vha. finneteorien.

Hvis man betragter et lille element i det ydre glas, kan en differentialligning opstilles.

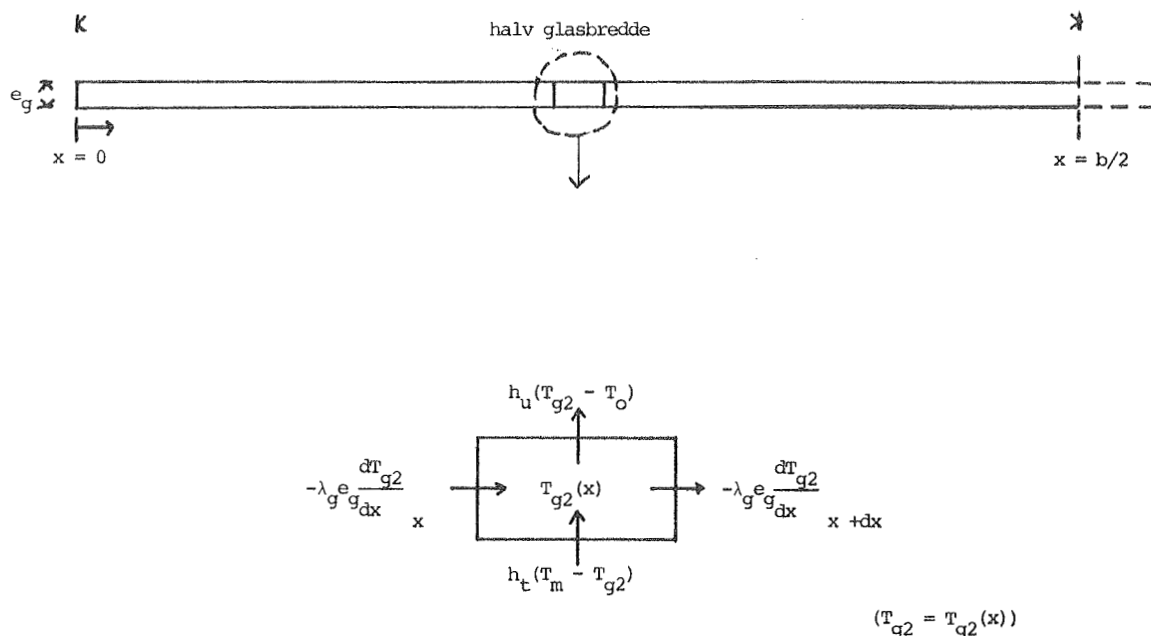


Fig. 4.3.2. Varmestrømmene i et lille udsnit af det ydre glas.

Ud fra figur 4.3.2. kan varmebalancen opskrives:

$$\begin{aligned}
 & -\lambda_g e_g \frac{dT_{g2}}{dx} \Big|_x + \lambda_g e_g \frac{dT_{g2}}{dx} \Big|_{x+dx} + h_t(T_m - T_{g2}) - h_u(T_{g2} - T_o) = 0 \\
 & \Downarrow \\
 & \frac{d^2 T_{g2}}{dx^2} = \frac{1}{\lambda_g e_g} (-h_t(T_m - T_{g2}) + h_u(T_{g2} - T_o)) \\
 & \Downarrow \\
 (4.3.1) \quad & \frac{d^2 T_{g2}}{dx^2} = \frac{1}{\lambda_g e_g} ((h_t + h_u)T_{g2} - h_t T_m - h_u T_o)
 \end{aligned}$$

Som grænsebetingelse haves, at T_2 , jf. figur 4.3.1, er kendt, evt. via iteration, og at der er symmetrisk temperaturfordeling omkring midten af glasset. Løsningen af ligning (4.3.1) er vist i appendix 1. Resultatet blev (4.3.2)

$$(4.3.2) \quad q_2 = b/2[(h_t + h_u)T_2 - h_t T_m - h_u T_o] \cdot F_2 \quad (Wm^{-1})$$

$$\text{hvor } F_2 = \frac{\tanh(m_2 b/2)}{m_2 b/2}$$

$$\text{og } m_2^2 = \frac{h_t + h_u}{\lambda_g e_g}$$

Tilsvarende for det indre glas findes q_1 :

$$(4.3.3) \quad q_1 = -b/2[(h_i + h_f)T_1 - h_i T_a - h_f T_m]F_1 \quad (\text{Wm}^{-1})$$

$$\text{hvor } F_1 = \frac{\tanh(m_2 b/2)}{m_1 b/2}$$

$$\text{og } m_1^2 = \frac{h_i + h_j}{\lambda_g e_g}$$

F_1 og F_2 kan opfattes som finnefaktorer.

Varmestrømmen i kantkonstruktionen, q_k , er ren varmeledning, idet der hverken modtages varme fra aerogelen eller afgives varme til omgivelserne. Dvs.:

$$(4.3.4) \quad q_k = \frac{T_1 - T_2}{m_k}$$

Med de valgte forudsætninger kan varmebalancen for kantkonstruktionen skrives som:

$$(4.3.5) \quad q_1 = q_k = q_2$$

Temperaturerne T_a og T_o er fastlagt på forhånd, transmissionskoefficienterne og T_m er bestemt ved beregning af varmetransporten i aerogelen. m_k er bestemt af kantdesignet. De eneste ubekendte er T_1 og T_2 , som kan findes ved iteration eller eksplicit ved at løse (4.3.2), (4.3.3), (4.3.4) og benytte (4.3.5). Hvis (4.3.2), (4.3.3) og (4.3.4) skrives på kort form:

$$q_1 = -AT_1 + B$$

$$q_k = C(T_1 - T_2)$$

$$q_2 = DT_2 - E$$

kan T_1 og T_2 bestemmes af de følgende to formler:

$$(4.3.6) \quad T_2 = \frac{\frac{B+E}{A} + \frac{E}{C}}{1 + \frac{D}{C} + \frac{D}{A}}$$

$$(4.3.7) \quad T_1 = \frac{(C+D)T_2 - E}{C}$$

4.4 Beregningseksempel

Til illustration af kantkonstruktionens kuldebrovirkning og glassenes finnevirkning på dæklagskonstruktionens samlede varmetabskoefficient, er der i det følgende gennemregnet et eksempel for et dæklag bestående af 2 stk. 4 mm glas og 20 mm monolitisk silica aerogel, hvori porelufttrykket er 100 mbar. Der er foretaget beregninger for dæklag i størrelserne 1x1 m² og 1x2 m².

Der er valgt tilfældet med 80 °C henholdsvis 20 °C af den varme og den kolde grænseflade. I afsnit 3.3 er angivet en varmemodstand for aerogelen R_a , på 2,16 m²KW⁻¹ svarende til en varmestrøm, q_a , lig 27,78 Wm⁻². Den indvendige og udvendige overgangsmodstand, R_i og R_u , er sat til 0,13 m²KW⁻¹ og 0,04 m²KW⁻¹. Det giver en absorbertemperatur, T_a , på 83,6 °C og en omgivende lufttemperatur, T_o , på 18,9 °C. Aerogelens middeltemperatur, T_m , er lig $1/2(T_1+T_2) = 1/2(80+20) \text{ °C} = 50 \text{ °C}$. I (4.3.2) indgår h_t som er den reciprokke værdi af halvdelen af aerogelens varmemodstand. Dvs. $h_t = 1/(R_a/2) = 2/2,16 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1} = 0,93 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$. Endvidere indgår h_u , som er den reciprokke værdi af den udvendige overgangsmodstand, således er $h_t = 1/R_u = 1/0,04 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1} = 25 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$. Tilsvarende for (4.3.3) fås h_f lig 0,93 Wm⁻²K⁻¹ og h_i er lig 7,7 Wm⁻²K⁻¹. For glassene er tykkelsen, e_g , lig 0,004 m og varmeledningsevnen, λ_g , sættes lig 0,8 Wm⁻¹K⁻¹. Der ses bort fra glassenes varmemodstand ved beregning af den samlede varmetabskoefficient for dæklaget, U_{d0} . Den halve dæklagsbredde, $b/2$, sættes lig 0,5 m for begge dæklagsstørrelser, idet værdien af $b/2$ ikke er særlig kritisk her, så længe den er større end den aktuelle effekt af glassenes finnevirkning.

For (4.3.3) skrevet på kort form som $q_1 = -AT_1+B$ er der fundet, at A er lig 0,17 Wm⁻¹K⁻¹, og B er lig 13,28 Wm⁻¹. Tilsvarende for (4.3.2) skrevet som $q_2 = DT_2-E$, er fundet D lig 0,29 Wm⁻¹K⁻¹

og E lig $5,77 \text{ Wm}^{-1}$. T_1 og T_2 bestemmes af (4.3.7) og (4.3.6). Den samlede varmetabskoefficient for dæklag uden hensyn til kantens kuldebro, U_{do} , er: $(R_a + R_i + R_u)^{-1} = (2,16+0,04+0,13)^{-1} \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1} = 0,43 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$.

Dæklagets U -værdi korrigeret for kantens kuldebro, U_{dk} , kan bestemmes som:

$$\begin{aligned} q_t &= q_a + q_k \\ \Updownarrow \\ U_{dk} \cdot A_d (T_a - T_o) &= U_{do} A_d (T_a - T_o) + P \cdot q_k \\ \Updownarrow \\ (4.4.1) \quad U_{dk} &= U_{do} + \frac{P \cdot q_k}{A_d (T_a - T_o)} \quad (\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}) \end{aligned}$$

I (4.4.1) er A_d dæklagets areal, P , perimeteren af dæklaget, og q_k er varmetransporten gennem kantkonstruktionen fra det varme til det kolde glas. q_k bestemmes af (4.3.4). For de to dæklagstørrelser bliver (4.4.1) til:

$$(4.4.2) \quad U_{dk} = 0,43 + \frac{4 \cdot q_k}{1 \cdot (83,6 - 18,9)} \quad (\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1})$$

$$(4.4.3) \quad U_{dk} = 0,43 + \frac{6 \cdot q_k}{2 \cdot (83,6 - 18,9)} \quad (\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1})$$

Resultaterne er plottet i nedenstående figur.

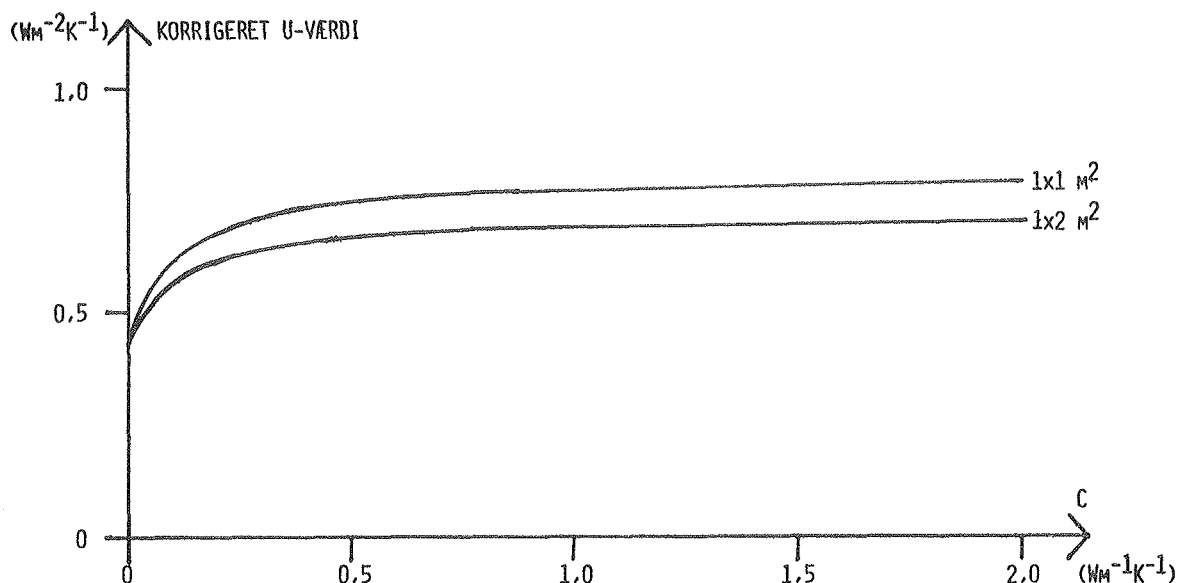


Fig. 4.4.1. Dæklagets kuldebrokorrigerede U-værdi som funktion af kantkonstruktionens varmetransmissionsevne. For $C = 0$ er $U_{dk} = 0,43 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ og for $C = 2,0 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ er U_{dk} lig $0,79 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ ($1 \times 1 \text{ m}^2$) hhv. $0,70 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ ($1 \times 2 \text{ m}^2$).

Kurverne er næsten vandrette, idet for $C = 30 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ er U_{dk} lig $0,81 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ ($1 \times 1 \text{ m}^2$) hhv. $0,72 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ ($1 \times 2 \text{ m}^2$). Hvis det tænkes, at kantkonstruktionen er af aluminium med en tykkelse på 1 mm fås en C-værdi lig: $\lambda_a \cdot e_a/h_a = 200 \times 0,001/0,020 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1} = 10 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, hvilket giver en korrigeret U-værdi på $0,79 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ ($1 \times 1 \text{ m}^2$) hhv. $0,70 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ ($1 \times 2 \text{ m}^2$). Det er en forøgelse af U-værdien på 84% hhv. 63%. I tilfælde af rustfrit stål i stedet for aluminium, idet varmeledningsevnen sættes lig $15 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, fås en C-værdi lig $0,75 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$. U-værdierne er da $0,76 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ ($1 \times 1 \text{ m}^2$) og $0,68 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ ($1 \times 2 \text{ m}^2$), svarende til en forøgelse på 77% ($1 \times 1 \text{ m}^2$) hhv. 58% ($1 \times 2 \text{ m}^2$). Endelig, hvis godstykkelsen reduceres til 0,01 mm, bliver C-værdien $0,0075 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$. Det giver en U-værdi på $0,45 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ i begge tilfælde svarende til en forøgelse på 5%.

Det ses tydeligt, at kantkonstruktionens kuldebro og glassenes finnevirkning har en kraftig indflydelse på den resulterende varmetabskoefficient for dæklaget.

5. DÆKLAGSKONSTRUKTION

Dette kapitel handler om krav til og forventede problemer vedrørende dæklagskonstruktionen. Endvidere behandles forholdene omkring den indespærrede luft i dæklaget og materialer til kantkonstruktionen og dennes udformning.

5.1. Generelt

Udbyttet fra solvægge og solfangere afhænger kraftigt af dæklagets soltransmittans og isoleringsevne. Desværre er det typisk, at et dæklag med en høj soltransmittans har en dårlig isoleringsevne og omvendt. Med det nye materiale, monolitisk silica aerogel, ser det imidlertid ud til, at man kan komme frem til en dæklagskonstruktion, der kombinerer en god soltransmittans med stor isoleringsevne.

Målet, der sigtes efter, er en dæklagskonstruktion, som har en soltransmittans på 75%, en varmetabskoefficient på ca. $1/2-1 \text{ Wm}^{-2} \text{ K}^{-1}$, og som naturligvis skal kunne modstå stagnationstemperaturerne i solvægge og solfangere.

Dæklagskonstruktionen opbygges som en slags termorude med monolitisk silica aerogel mellem de to glas. Den kan deles op i fire hovedkomponenter; to glas, silica aerogelen og kantkonstruktionen.

Af de fire kan silica aerogelen betragtes som dimensionerende for konstruktionen, idet materialet skal beskyttes mod mekaniske påvirkninger, fugt og holdes i et lufttryk under ca. 100 mbar. Det sidste gælder kun i tilfælde af, at varmeledning i poreluften vil undgås.

Håndteringen af monolitisk silica aerogel er meget besværlig pga. den ringe trækbrudstyrke. Dette problem kan mindskes ved at binde silica aerogelen kemisk til en glasskive. I (6) er der angivet en blanding af forskellige kemikalier, som glasset bliver ætset med, inden gelen hældes på og derefter tørres superkritisk.

Glassene skal have en så høj soltransmittans som muligt. Samtidigt bør glassene have stor mekanisk styrke således, at de dels kan yde den nødvendige mekaniske beskyttelse af silica aerogelen og dels holde til de spændinger, der opstår som følge af temperaturgradienter. Derfor bør glassene være både jernfrie og hærde.

Kantkonstruktionen skal varetage flere funktioner. Den skal yde fugtbeskyttelse på randen, forbinde de to glas mekanisk og undgå at give for kraftig kuldebrovirkning, jf. afsnit 4.1. Ved evakuering af silica aerogelen skal kantkonstruktionen endvidere sikre lufttætning mellem glassene. Derimod er de mekaniske krav reduceret, idet den resulterende kraft på glassene, som følge af undertrykket i dæklaget, sikrer, at glassene fastholdes i forhold til silica aerogelen.

Valget af materialer, der kan indgå i kantkonstruktionen, påvirkes i to modsatte retninger af kravene til - på den ene side vanddamp- og eventuelt lufttætning - og på den anden side ringe varmeledningsevne. Glas og metal er de eneste materialer, som kan betragtes som fuldstændige vanddamp- og lufttætte, men særligt metal er belastet af en stor varmeledningsevne, og glas har ulemper mht. bearbejdelighed og skørhed. Andre ikke-metalliske materialer, som f.eks. plast, fugemasser etc., har ofte lav varmeledningsevne og stor bearbejdelighed, men de kan ikke betragtes som luft- og vanddamptætte i den aktuelle anvendelse.

De maksimale temperaturer, som dæklagskonstruktionen udsættes for, afhænger af, om den benyttes i en solvæg eller i en solfanger.

Ud fra (7) er stagnationstemperaturen på absorberen i en solvæg fundet overslagsmæssigt ved følgende forudsætninger og antagelser:

- Muren er massiv beton og er termisk halvuendelig i opvarmnings-tiden.

- Murens termiske diffusivitet, forholdet mellem varmeledningsevne og varmekapacitet, er konstant.
- Begyndelsestemperaturen i muren er den samme overalt.
- Varmestrømmen fra absorberen ind i muren er konstant i hele opvarmningstiden.
- Opvarmningstiden er 6 timer.

Ved en varmemstrøm på 600 Wm^{-2} fra absorberen ind i muren bliver absorberen ca. 54°C varmere, og tilsvarende for 700 Wm^{-2} bliver opvarmningen ca. 63°C . De to varmemstrømme er på den sikre side. Så med en starttemperatur i væggen på omkring 20°C , vil der maksimalt opnåes en temperatur på ca. 80°C på den varme side af dæklaget.

For dæklagskonstruktionen anvendt i en solfanger kan der, ifølge beregninger, nok forventes en stagnationstemperatur for absorberen på $220\text{--}240^\circ\text{C}$ afhængig af omgivelsernes temperatur og den øvrige isolering af solfangeren. Derfor skønnes det, at den maksimale temperatur, som dæklagskonstruktionen udsættes for, er ca. $200\text{--}220^\circ\text{C}$.

5.2. Luften i dæklagskonstruktionen

Den indespærrede luft i dæklaget giver anledning til overvejelse af flere forskellige forhold. Der er dels de temperaturafhængige volumen- og trykændringer, dels lufttransporten gennem kantkonstruktionen og endelig fordele og ulemper ved undertryk i dæklaget.

5.2.1. Volumen- og trykændringer for luften

På grund af fugtbeskyttelsen af silica aerogelen er der i konstruktionen et luftvolumen, der er lig porevoluminet i aerogelen, som er mere eller mindre hermetisk tæt.

I de følgende beregninger gøres den antagelse, at atmosfærisk luft opfører sig som en ideal gas, og derfor lyder Gay-Lussacs love:

$$(5.2.1.1) \quad \frac{P_1}{T_1} = \frac{P_2}{T_2} \quad (\text{PaK}^{-1})$$

$$(5.2.1.2) \quad \frac{V_1}{T_1} = \frac{V_2}{T_2} \quad (\text{m}^3\text{K}^{-1})$$

Idet forholdene ved 20 °C vælges som reference, dvs. tryk lig P_1 , T_1 lig 20 °C, og voluminet lig V_1 , kan den relative volumen-/trykændring findes som forholdet mellem den indespærrede lufts middeltemperatur, T_1 , og referencetemperaturen.

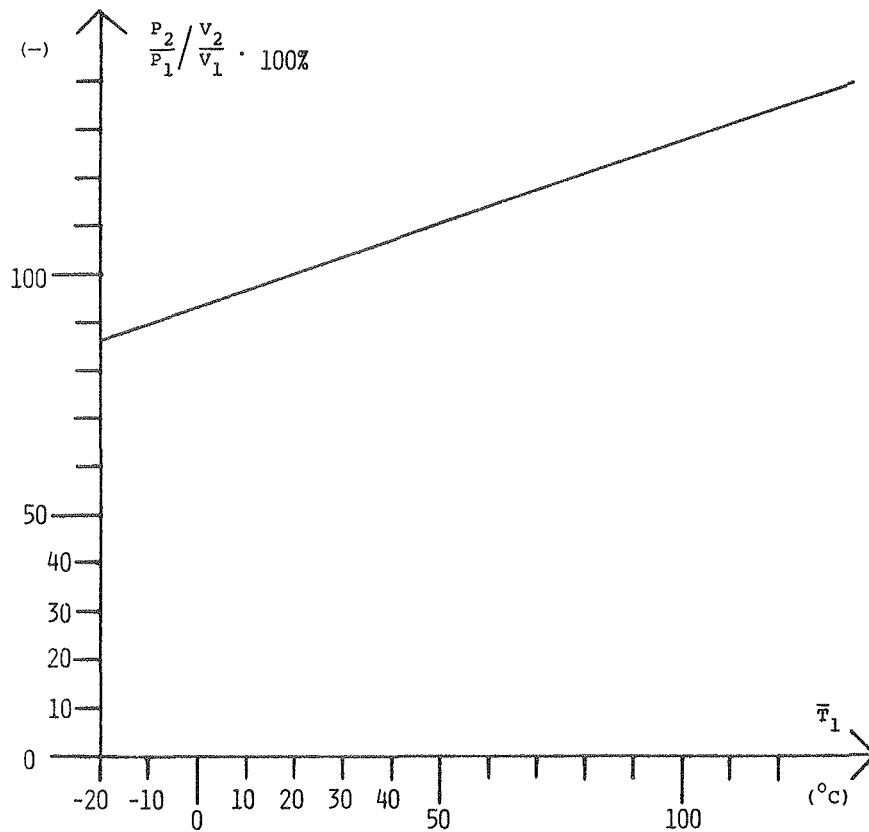


Fig. 5.2.1.1. Den relative volumen-/trykændring som funktion af den indespærrede lufts middeltemperatur. Referencetilstanden er for $T_1 = 20$ °C.

Porelufttrykket i silica aerogelen er hovedsageligt interessant ved to niveauer. Det ene er, når dæklaget produceres med et porelufttryk lig atmosfæretrykket, og det andet er ved et porelufttryk under de ca. 100 mbar, som skal holdes i konstruktionens levetid.

Poreluft lig atmosfæretryk

Det ses af figur 5.2.1.1, at hvis luften kan ekspandere uhindret, bliver volumenforøgelsen ca. 10% hhv. 30% for de ovennævnte stagnationstemperaturer for solvægge og solfangere. For at sikre en uhindret volumenudvidelse skal der enten være ventilation til den omgivende luft, hvilket er udelukket af hensyn til fugt, eller et ekspansionsvolumen. Et sådant skal være vanddamp-tæt, hvilket f.eks. vil sige en metalfoliebælg, og det kan hurtigt vise sig praktisk umuligt at placere denne i forbindelse med konstruktionen.

Hvis luftvolumenudvidelser ikke kan ske uhindret, vil en stigning i luftmiddeltemperaturen i dæklaget resultere i en kombineret tryk- og volumenforøgelse, og glassene vil få en udbøjning. Denne vil øge kravet om fleksibilitet i kantkonstruktionen samtidigt med, at den fornødne tæthed opretholdes.

Porelufttryk under ca. 100 mbar

Poreluftens middeltemperatur vil aldrig blive så høj, at porelufttrykket kommer i nærheden af atmosfæretrykket. Derfor er voluminet konstant. Porelufttrykket vil variere, som det ses af figur 5.2.1.1., og det er så beskedne tryk, at det ikke vil påvirke kravene til kantkonstruktionen. Der vil desuden ikke optræde udbøjninger af de to glas.

5.2.2. Fordele og ulemper ved vakuum i dæklaget

Nedenfor er kort noteret de ulemper og fordele, der er forbundet med at have vakuum i dæklagskonstruktionen, og det skal ses i forhold til atmosfæretryk i dæklaget.

Ulemper

- Konstruktionen skal være helt eller delvis tæt over for atmosfærisk luft. En eventuel lækage, f.eks. gennem fugemasse, skal være så lille, at porelufttrykket ikke overstiger 100 mbar i dæklagets levetid.
- Evakueringen af silica aerogelen er besværlig og, afhængig af metoden, måske langvarig.

Fordele

- Ingen udbøjning af glassene pga. tryk- og volumenforøgelse af luften i dæklaget.

- Konstruktionen bliver et stift sandwich-element, der påvirkes meget lidt af vindtryk og -sug.
- Risikoen for lokal knusning af silica aerogelen reduceres mærkbart, idet udbøjninger af glassene, som følge af temperaturstigning og vindbelastning, elimineres.
- Undertrykket fastholder glassene imod silica aerogelen, således at kantkonstruktionen ikke skal virke mekanisk men kun som vanddamp- og lufttætning.
- Kraftig forbedring af isoleringsevnen for dæklaget.

Kort sagt er hovedproblemet at få skabt og holde vakuum i silica aerogelen, og gevinsten er forbedret mekanisk stabilitet og omkring en halvering af varmetabet.

5.2.3. Lufttransport gennem kantkonstruktionen

Hvis porelufttrykket i silica aerogelen skal være under de ca. 100 mbar, kan konstruktionen udformes efter et af to principper. Den kan være fuldstændig tæt overfor atmosfærisk luft. Det kræver, at kantkonstruktionen er en glas-glas- eller en glas-metal-forsegling. Disse er dyre og besværlige at lave, men det er det eneste, der dur ved fin-vakuumanvendelser. Det andet princip er, at der tillades en begrænset lækage, således at porelufttrykket når de ca. 100 mbar efter konstruktionens levetid.

Maksimal tilladelig daglig lækage

Udgangspunktet er monolitisk silica aerogel med en massefylde på 100-110 kgm⁻³, som har en porøsitet på ca. 95%. Luften antages at opføre sig som en ideal gas, og derved kan tilstandsligningen benyttes:

$$(5.2.3.1) \quad PV = nRT$$

hvor P er trykket, V er rumfanget, n er antallet af mol, R gaskonstanten lig $8,31 \text{ Jmol}^{-1}\text{K}^{-1}$, og T er gassens Kelvintemperatur. Rumfanget, der er lig porevoluminet, V_p , og R er konstante, og temperaturen regnes konstant lig 20°C . Som starttryk, P_0 , vælges 1 mbar (100 Pa), og det giver en luftmasse på $4,1 \cdot 10^{-2}$ mol per m^2 porevolumen. Tilsvarende for sluttrykket P_1 lig 100 mbar (10 kPa) fås en luftmasse på 4,1 mol per m^2 porevolumen. Der fås da en samlet lufttransport på 4,06 mol per m^3 porevolumen, som er det samme som 92,1 l per m^3 porevolumen ved standardbetingelserne. Ud fra kendskabet til silica aerogelens dimensioner og den forventede levetid af dæklagskonstruktionen kan den maksimalt tilladelige, daglige lækage per m^2 dæklag, g_m , bestemmes. I figur 5.2.3.1. er g_m optegnet som funktion af aerogeltykkelsen for levetider fra 15 til 30 år.

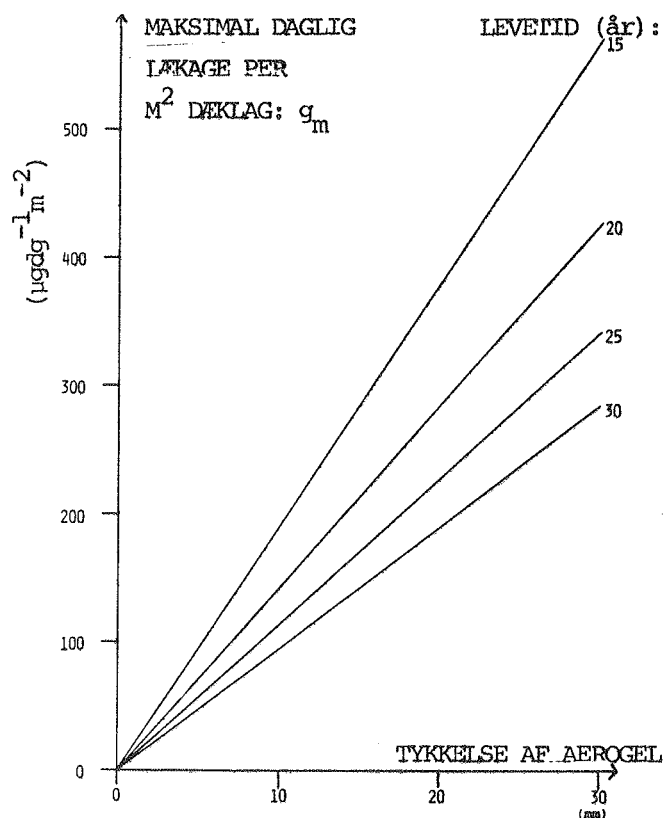


Fig. 5.2.3.1. Maksimal tilladelig daglig lækage som funktion af silica aerogeltykkelsen. Kurverne er optegnet for $\rho(\text{aerogel})$ lig $100\text{--}110 \text{ kgm}^{-3}$. For 20 mm og levetiderne 15, 20, 25 og 30 år er g_m værdierne: 380, 285, 228 og $190 \mu\text{g} \cdot \text{d}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$.

Fugedimensionering

Ved en udformning af kantkonstruktionen efter princippet med et fuldstændigt lufttæt afstandsprofil, der fuges med glassene, vil der være en lækage, som afhænger af fugedimensionerne og fugemassen.

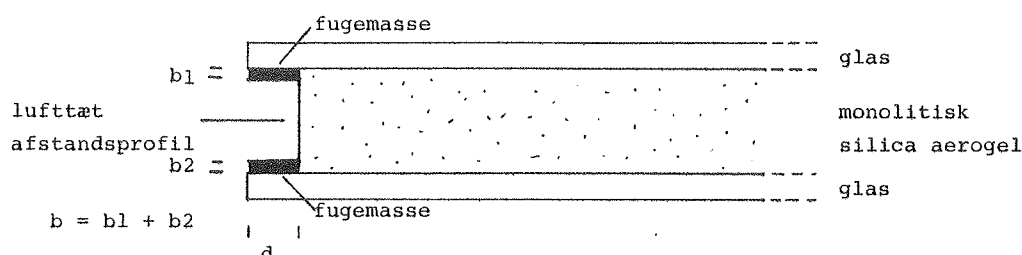


Fig. 5.2.3.2. Skitse af den principielle opbygning af kantkonstruktionen. b er den samlede tykkelse af fugen, og d er dybden af fugen og samtidig transportvejen for luften.

Den daglige lufttransport gennem kantkonstruktionen kan beregnes efter formlen:

$$(5.2.3.2) \quad g = \frac{G \cdot A_p \cdot \Delta p \cdot \rho_l}{d \cdot A_T} \quad (\mu\text{gdg}^{-1}\text{m}^{-2})$$

hvor A_p : Det samlede luftpermeable areal, som her er lig produktet af dæklagets perimeter og den samlede fugetykkelse, jf. figur 5.2.3.2.

A_T : Dæklagets transparente areal (silica aerogelens udstrækning).

d : Dybden af fugen, jf. figur 5.2.3.2.

G : Lufttransportkoefficient for fugemassen.

Δp : Trykforskellen mellem atmosfæretrykket og porelufttrykket.

ρ_1 : Massefylde af luft.

Som eksempel på fugedimensionernes indflydelse på lækagen er den daglige lækage fundet som funktion af fugedybden for fugetykkelser på 0,5-9 mm. Der er regnet med butyl, idet det er den eneste fugemasse, hvor det har været muligt at opdrive en værdi for lufttransportkoefficienten. Denne er blevet opgivet omtrentlig til $14 \cdot 10^{-5} \text{ l m}^{-1} \text{ dg}^{-1} \text{ atm}^{-1}$, (8). På grund af den lidt usikre angivelse af G-værdien sættes trykforskellen, mellem luften udenfor og inden i dæklaget, til 1 atm. Luftens massefylde sættes lig 1,2 g/l. Resultatet af beregningerne er vist i figur 5.2.3.3. a & b, hvor a er for et dæklag i størrelsen $1 \times 1 \text{ m}^2$ og b er $1 \times 2 \text{ m}^2$.

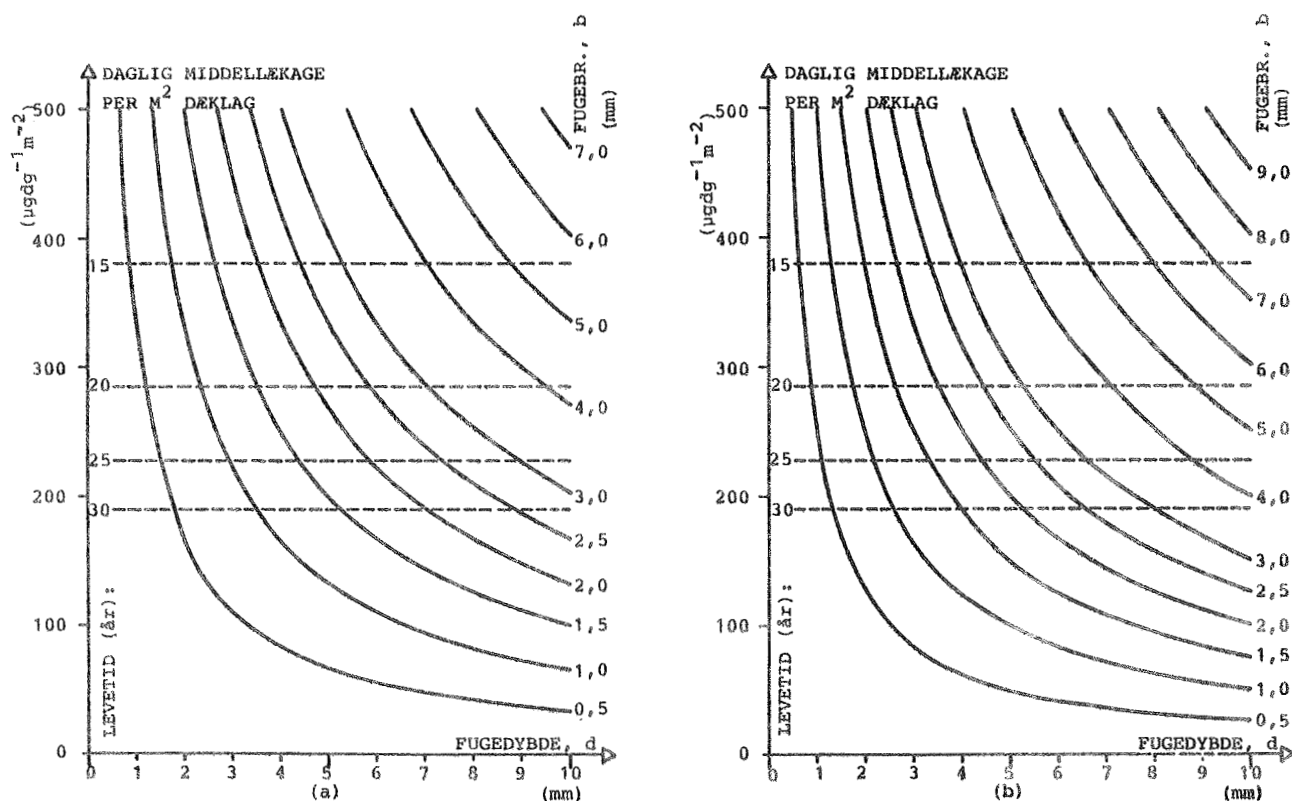


Fig. 5.2.3.3. Den daglige lækage for dæklag med 20 mm monolitisk silica aerogel med en densitet på $100\text{--}110 \text{ kgm}^{-3}$. Figur a er for et dæklag på $1 \times 1 \text{ m}^2$ og figur b er for et dæklag på $1 \times 2 \text{ m}^2$.

5.3. Kantkonstruktionen

Som tidligere nævnt har kantkonstruktionen flere funktioner. Den skal beskytte randen af silica aerogelen mod fugt, mekanisk overlast og luftindtrængning. Det sidste er kun i tilfælde af porelufttryk i silica aerogelen under 100 mbar. Desuden skal kantkonstruktionen give den nødvendige mekaniske forbindelse mellem de to glas.

5.3.1. Materialer til brug i kantkonstruktionen

Afhængig af den aktuelle anvendelse i kantkonstruktionen er der forskellige egenskaber ved materialerne, som afgør egnetheden. Disse materialeegenskaber er som følger: Temperaturbestandighed på 80-100 °C for anvendelse i solvægge og 200-220 °C for solfanger, jf. afsnit 5.1. Termisk udvidelseskoefficient tæt på den for glas, $6-9 \cdot 10^{-6} \text{K}^{-1}$. Varmeledningsevnen bør være så lav som mulig af hensyn til kuldebroeffekten, korrosionsbestandighed, UV-bestandighed, vanddamptæthed, idet aerogelen nedbrydes ved kontakt med flydende vand. Lufttæthed for det tilfælde, at der ønskes undertryk i dæklaget. Sluttelig kan bearbejdeligheden og eventuelt prisen drages ind i vurderingen.

Materialerne, der indgår i kantkonstruktionen, kan opdeles i to, mere eller mindre skarpt adskilte, hovedgrupper. Den første gruppe er afstands-/tætningsprofilet, og i modsætning hertil er den anden gruppe de materialer, som benyttes til tætning og forbindelse af glas og afstands-/tætningsprofil.

Tætnings- og klæbematerialer

Langt den overvejende del af termoruderne på markedet i dag er lavet med en organisk kantforsegling, enten enkelt- eller dobbeltforsegling. Ved enkeltforsegling fastholdes glassene mod afstandsprofilet, og der påføres fugemasse rundt langs randen. Ved dobbeltforsegling påføres afstandsprofilet en tæt men mekanisk

utilstrækkelig fugemasse, og glassene presses mod afstandsprofillet. Derefter fuges randen med en mindre tæt men mekanisk stærkere fugemasse. Ved enkeltforsegling bruges ofte en polysulfidmasse, og ved dobbeltforsegling bruges en termoplastisk butyl og f.eks. en polysulfid.

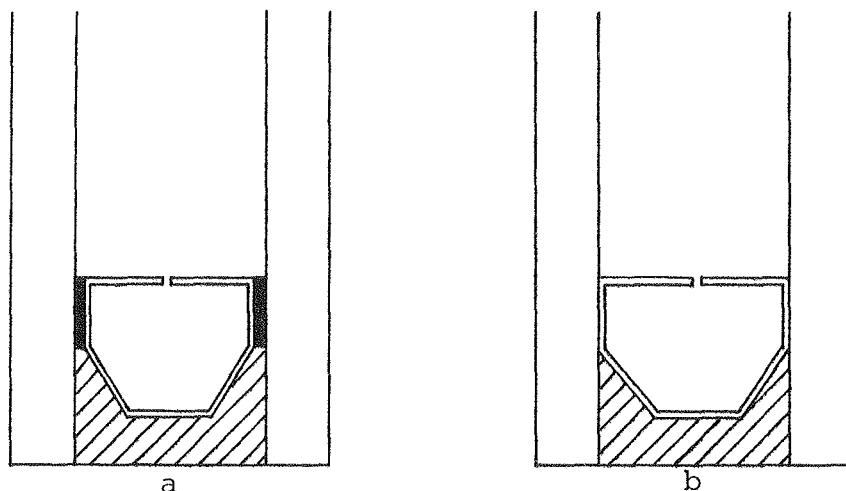


Fig. 5.3.1.1. Principskitse af (a) dobbelt- og (b) enkeltforseglet termorude.

Der findes en lang række fugemasser på markedet i dag, og de mest almindelige i forbindelse med termoruder er: polyurethan, polysulfid og butyl, noteret efter stigende tæthed.

Som regel er der opgivet en værdi for vanddamppermeabilitet for den enkelte fugemasse og i sjældne tilfælde er permeabiliteten for argon bestemt. Men som tidligere nævnt, har det kun været muligt at få oplyst en omtrentlig værdi for permeabiliteten for atmosfærisk luft og det kun for butyl.

Temperaturbestandigheden for de tre ovennævnte fugemasser er stort set den samme, nemlig fra ca. -40°C op til ca. 100°C , kortvarigt op til 120°C .

Ved industriel anvendelse kan butyl benyttes i to former, dels "hotmelt" og dels preekstruderet. "Hotmelt"-butyl har været brugt til enkeltforsegling, men er på vej ud, fordi der er problemer med den mekaniske styrke ved temperaturer under frysepunk-

tet. Der er den store fordel ved "hotmelt" og preekstruderet butyl, at det er rent stof uden opløsningsmidler, som ellers afgives under hærdeningen og derved kunne forurene aerogelen med en reduktion af soltransmittansen til følge.

Der findes et meget stort udvalg af lim med forskellige egenskaber, der dækker forskellige emner, temperaturbestandighed, mekaniske egenskaber etc. Specielt for glas-metal-limninger findes der flere typer lime, både en- og tokomponent, men de kan typisk kun klare op til 100-120 °C. Endvidere afgiver limene ofte opløsningsmiddel under hærdening, hvorved forurening af aerogelen kan forekomme. I den henseende er en "hotmelt"-lim god, idet klæbestoffet er 100% tørstof, som smeltes ved anvendelsen. Men desværre er det nok ikke praktisk muligt at benytte "hotmelt"-limen i den aktuelle forbindelse. Det skyldes, at det drejer sig om så store længder, at den først påførte lim kan nå at køle af og derved miste klæbeevnen pga. den store varmeledning i glasset. Lime med temperaturbestandighed højere end den ovenfor nævnte er som regel varmhærdende, og nogle kræver tillige et vist tryk. Hvis hærdeningen således skal foregå ved høje temperaturer, f.eks. 2-300 °C, kan glas og metals forskellige termiske udvidelseskoefficienter udgøre et problem, idet der ved nedkøling opbygges spændinger, som kan resultere i brud i glasset.

Der er for enkelte limes vedkommende opgivet værdier for vand-damppermeabiliteten, hvorimod det ikke har været muligt at fastlægge bare en størrelsesorden for tætheden over for atmosfærisk luft. Endvidere henledes opmærksomheden på, at der kan være problemer med UV-stabiliteten.

Da det er samme funktion, som lime og fugemasser skal varetage i den aktuelle situation, er det rimeligt at sammenligne dem. Med en velvalgt lim kan der opnås en højere temperaturbestandighed end ved fugemasserne, men alligevel er det knapt nok, at niveauet bliver højt nok, til at dæklaget kan benyttes i solfangere. På trods af fugemassernes lavere temperaturbestandighed er den tilstrækkelig i forbindelse med solvægge. Desuden ser det ud til, at det er praktisk muligt at udforme en kantkonstruktion med

fugemasse således, at dæklaget har en rimelig levetid mht. opretholdelse af undertrykket, jf. afsnit 5.2.3.3. Endelig har fugemasserne fremfor limene den fordel, at de pga. deres plasticitet kan optage den termiske differensudvidelse mellem det kolde og det varme glas.

Materialer til brug for afstands-/tætningsprofil

Til forskel fra afstandsprofilet i en almindelig termorude skal kantkonstruktionen i dæklaget ikke holde glassene fra hinanden, idet silica aerogelen virker som afstandsemne. Det betyder, at kantkonstruktionen egentlig kun skal binde de to glas sammen - holde dem ind mod aerogelen. Der er kigget på tre potentielle materialegrupper, plast, metal og glas.

Den maksimale anvendelsestemperatur varierer noget for de forskellige plasttyper, men i store træk er den fra 60-120 °C. Dog når enkelte plasttyper en del højere op, f.eks. glasfiberarmeret polyester, GAP, kan i udgaven med det største glasfiberindhold nå op på ca. 180 °C, og polytetrafluorethylen, handelsbetegnelse bl.a. teflon, anvendes op til 260-270 °C. Varmeledningsevnen er som regel lav, typisk i området 0,15-0,40 Wm⁻¹K⁻¹. Ofte er UV-bestandigheden ringe, hvilket til dels afhjælpes ved tilsætning af stabilisatorer. Alligevel er klimabestandigheden tit kritisk, idet kombinationen af ilt, vand, UV-stråling og varme forårsager en ældning af plasten. Den termiske længdeudvidelseskoefficient er ofte i området 50-150·10⁻⁶K⁻¹ og altså meget større end for metal og glas. Dog afviger GAP, idet længdeudvidelseskoefficienten ved stigende glasfiberindhold reduceres til ca. 15·10⁻⁶K⁻¹. Vanddamp- og luftdiffusion gennem plast varierer meget med typen, men generelt kan plast ikke anses for at være fuldstændig vanddamp- og lufttæt i den aktuelle anvendelse.

En anden mulig materialegruppe er metallerne, og deraf kunne det f.eks. være aluminium, bly, jern/stål, kobber, messing, nikkel eller zink. Der vil ikke i denne forbindelse være problemer mht. UV- eller temperaturbestandighed. Ligeledes kan metallerne

regnes for at være vanddamp- og lufttæt, så længe de er fejl- og porefri. Den termiske længdeudvidelseskoefficient for aluminium, bly, messing og zink er i området $20-30 \cdot 10^{-6} K^{-1}$ altså flere gange større end for glas. Den er for kobber $17 \cdot 10^{-6} K^{-1}$, $13 \cdot 10^{-6} K^{-1}$ for nikkel og $12 \cdot 10^{-6} K^{-1}$ for jern. For rustfrit stål er længdeudvidelseskoefficienten omtrent som for jern. Af hensyn til kuldebrovirkningen bør varmeledningsevnen naturligvis være så lav som mulig. I forbindelse med ovennævnte metaller skiller rustfrit stål sig klart ud fra de andre med en varmeledningsevne på $15 W m^{-1} K^{-1}$, hvor bly som den nærmeste er over dobbelt så stor. Idet rustfrit stål fås i tykkelser ned til 0,01 mm, ser det ud til at være klart det mest attraktive af metallerne.

Endelig kunne det tænkes at benytte glas i kantkonstruktionen, idet varmeledningsevnen kun er $0,8 W m^{-1} K^{-1}$ og hermetisk tæt over for vanddamp og luft. Men glas har en lille trækbrudstyrke. Samtidigt er det problematisk at udforme en kantkonstruktion, der kan optage den termiske differensudvidelse mellem det kolde og det varme glas.

Samlingsmetoder

Der er forskellige måder at forbinde glassene med materialerne i kantkonstruktionen. Først og fremmest er der klæbning, som kan være fleksibel ved brug af en fugemasse, eller ufleksibel ved brug af en lim. En direkte glas-metal-samling, som benyttes i nogle få termoruder i dag, er udført ved, at glassene langs randen påsmeltes et tyndt lag kobber, hvorefter et blybånd loddes på mellem glassene som afstandsprofil. En mulighed kunne være en glas-glas-forsegling, hvor kantkonstruktionen består af en glas-skinne. En sådan sammensmeltning af de to glasemner skal ske ved meget høje temperaturer, og der vil derefter være stor risiko for så store temperaturgradienter og derved trækspændinger, at glasset ødelægges. Endelig skal der kort skitseres et forslag til en glas-rustfri stål-forsegling vha. laser, som det ikke har været muligt at afprøve inden for dette projekts økonomiske rammer.

Den type laser, der kunne tænkes anvendt, er en CO₂-laser, og der forestilles, at en rustfri stålfolie svejses på glasset. En lasersvejsning vil bevirke, at stålfolien smelter lokalt samtidigt med, at få atomlag i glasset fordamper. For at sikre en ubrudt svejsning er det nødvendigt at stålfolien og glasset under processen er sikret fuld kontakt og fastholdt. Det skønnes, at der vil være en mulighed for, at en sådan lasersvejsning vil kunne lykkes. Det vil dog først kunne afgøres ved en forsøgsrække på, i første omgang, omkring 30 forsøg, da der indgår 11-12 parametre, som kan varieres i 5 størrelsesordener.

5.3.2. Forslag til kantkonstruktioner

I det følgende er der skitseret forskellige udformninger af kantkonstruktioner, og hvordan disse tænkes udført. Skitserne er ikke målfaste. Resten af dæklagskonstruktionen består, i alle forslagene, af 2 stk. 4 mm tykt glas med 20 mm tykt monolitisk silica aerogel imellem.

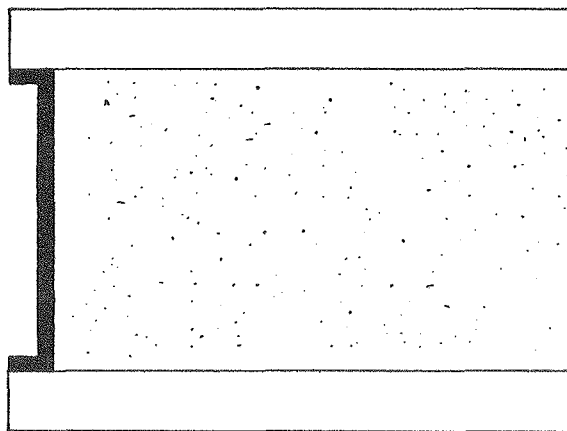


Fig. 5.3.2.1. Forslag 1, 2, 3 og 4, U-profil, limet eller loddet.

Forslagene 1-4 adskiller sig fra hinanden ved materialer og godstykkelse. I forslag 1 er materialet aluminium med en godstykkelse på 1 mm og i forslagene 2-4 rustfrit stål med godstykkelserne 1,0 mm, 0,3 mm og 0,01 mm. Forbindelsen mellem U-profilet og glas er enten limning eller lodning. Ved limning fås en temperaturbestandighed, afhængig af limvalget, på maksimalt 200 °C. Ved lodning skal glassenes anlægsflade pålægges et kobberlag,

hvilket er en ressourcekrævende proces. Men lodningen giver en meget temperaturbestandig samling, der kan tåle over 300 °C. Det kunne overvejes, at lodde U-profilet til det ene glas først og derefter bruge dette til form under fremstillingen af aerogelen, evt. med yderligere støtte på U-profilet.

For forslag 1's vedkommende vil det give anledning til spændinger, at aluminiumprofilet har en termisk udvidelseskoefficient 3-4 gange større end glas. Ved undertryk i dæklaget opnås en forspænding af konstruktionen, som måske kan optage spændingerne ved den termiske differensudvidelse og forskellene i materialernes udvidelseskoefficient. Lufttætheden er vanskelig at anslå ved brug af lim pga. de manglende data, hvorimod det ved fejlfri lodning må forventes, at kantkonstruktionen er helt tæt. Forslag 1 og 2 kan nok bruges både ved atmosfæretryk og undertryk i aerogelen. Pga. små godstykkekræver forslag 3 og 4 undertryk i dæklaget, ligesom de kræver en form for beskyttelse under transport og montering af dæklaget. Evakueringen af aerogelen kan ske gennem en eller flere studse i U-profilet, hvis det kan gå hurtigt nok. Ellers må det foregå i et vakuumkammer, hvor det sidste glas monteres, efter at trykket er sænket passende.

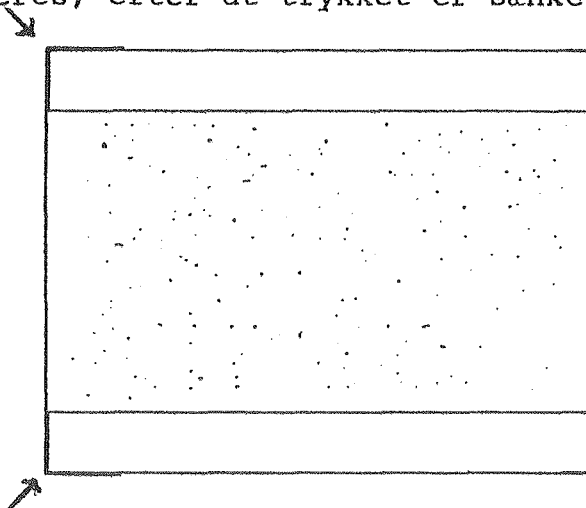


Fig. 5.3.2.2 Forslag 5, U-profil fastnet på den udvendige side af glassene ved limning, lodning eller lasersvejsning. Pilene angiver placeringen af lasersvejsningerne.

Forslag 5 er en variant af forslag 4, idet U-profilet er vendt om og fastnes på kanten eller ydersiden af glassene. Derved kan der

placeres en lasersvejsning på ombukningen af stålfolien, jf. figur 5.3.2.2. Også her er det påkrævet at beskytte U-profilet til og med monteringen.

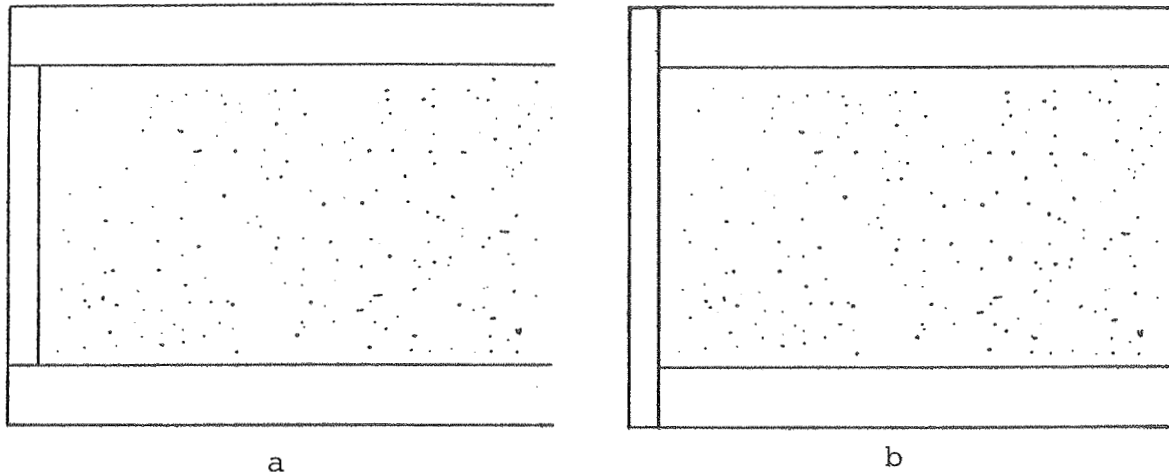


Fig. 5.3.2.3. Forslag 6, kantkonstruktionen er en glasskinne, limet eller smeltet fast.

Forslag 6 er en glasskinne, 2 mm tyk, som er monteret mellem glassene (a) eller har anlæg mod kanterne af glasset (b). Fæstelsen er enten lim eller sammensmeltning (kun b). Limning af type a kræver meget små tolerancer på højden af glasskinnen, som nok bliver svære at opnå. Dette problem er ikke så udtalt ved type b, men der er det blot flyttet over på dæklagsglassene, hvor det f.eks. i hjørnerne kan give problemer. Der kræves en lim, som fylder limfugen helt ud, også eventuelle variationer i tykkelsen. Ved sammensmeltning af glasset for type b vil samlingen blive fuldstændig tæt, men selve udførelsen er besværlig og giver kritiske trækspændinger. Evakueringen af aerogelen kan foregå gennem studse i glasskinnen.

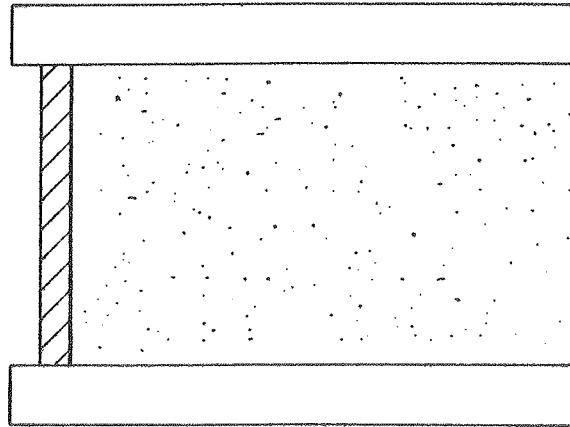


Fig. 5.3.2.4. Forslag 7 og 8. Pålimet kantkonstruktion af plast og rustfri stålfolie. Plasten er i forslag 7 2 mm acryl og i forslag 8 2 mm GAP. Den rustfri stålfolie er 0,01 mm tyk.

Kombinationen rustfri stålfolie og plast er anvendt for at sikre et fuldstændig tæt profil. Utætheden over for vanddamp og luft er da begrænset til limfugen. Temperaturbestandigheden bestemmes af plasten og er for acryl ca. 100 °C og for GAP ca. 180 °C. En stor ulempe er den store termiske udvidelseskoefficient for acryl. Det kan muligvis afbødes delvist ved undertryk i dæklaget, idet atmosfæretrykket vil presse profilet ind mod aerogelen. Et andet svagt punkt er profilets små anlægsflader mod glassene, som vanskeliggør en god limning. Evakueringen af aerogelen kan ske enten gennem studse eller i vakuumkammer inden monteringen af det sidste glas.

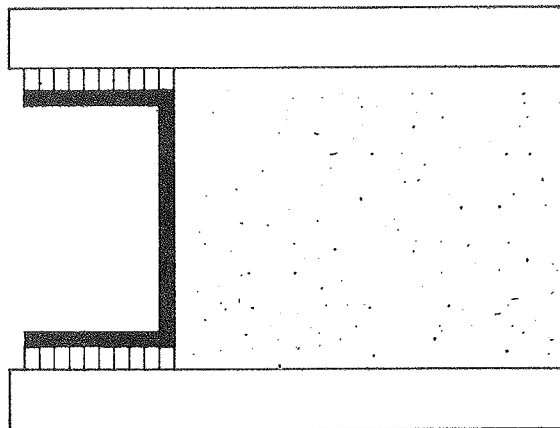


Fig. 5.3.2.5. Forslag 9, U-profil med fugemasse. U-profilet har dimensionerne 17 mm x 10 mm x 1,0 mm og er af rustfrit stål. Fugemassen er butyl, og fugerne har dimensionerne 1,5 mm x 10 mm.

Temperaturbestandigheden af forslag 9 begrænses af butylen, som kan gå op til ca. 100 °C. De termiske differensudvidelser mellem det kolde og det varme glas kan optages i fugerne. Endvidere er rustfrit ståls og glas' udvidelseskoefficient så tæt på hinanden, at det ikke ventes at give problemer. Der skal helst være undertryk i dæklaget, da den mekaniske styrke af butylen ikke er særlig stor.

Evakueringen af aerogelen kunne oplagt foregå i vakuumkammer, ellers vha. studse, som beskrevet ovenfor.

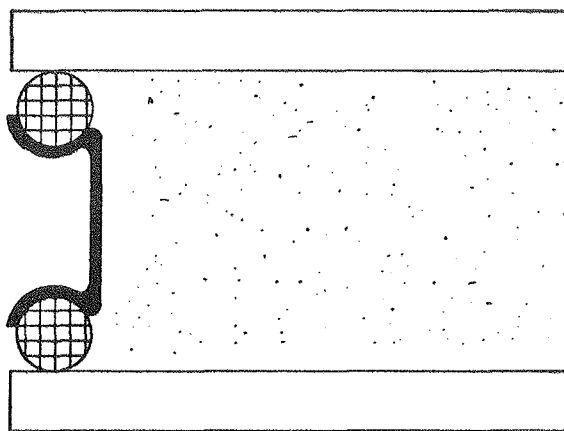


Fig. 5.3.2.6. Forslag 10. O-ringstætnet kantkonstruktion. O-ringene har en diameter på 5 mm og metalprofilet er 1 mm tykt rustfrit stål.

Forslag 10 er beslægtet med forslag 9 på den måde, at fugemassen er erstattet med O-ringe. Udformningen er inspireret af en type vakuumsamlinger, hvor en O-ring klemmes mellem to flanger. En producent angiver sine O-ringe til mindst at kunne klare 3000 timer ved 230 °C. Det er en forudsætning, at der er undertryk i dæklaget. Ved en overslagsberegning ser det ud til, at konstruktionen vil få en god tæthed. På nuværende tidspunkt ser det dog ud til, at ulemperne er for store. Ved en pludselig lækage vil dæklaget falde fra hinanden. Kantkonstruktionen kan ikke laves vinkelret i hjørnerne, da O-ringene kræver en vis radius. Desuden kan det være et problem at skaffe O-ringe med en omkreds på flere meter. Evakueringen af aerogelen kan foregå i et kammer, hvor dæklagskonstruktionen holdes sammen, når det nødvendige tryk er nået. Ellers kan evakueringen foregå gennem studse i metalprofilet.

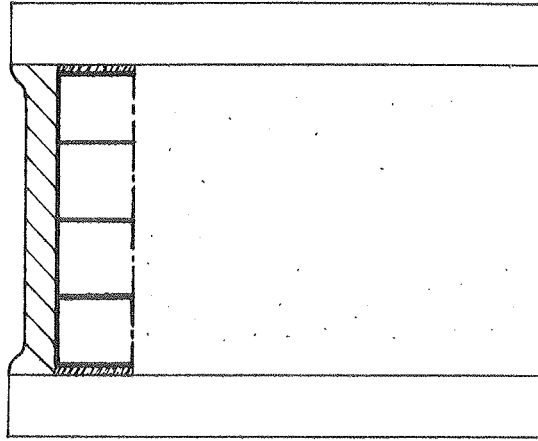


Fig. 5.3.2.7. Forslag 11, kantkonstruktion mod dobbeltforsegling. Plastprofilet, 17 mm x 5 mm, er perforeret mod aerogelen. Butylfugerne er 5 mm x 1,5 mm og placeret mellem plastprofil og glas. Rustfri stålfolie, 0,01 mm tyk, er lagt på ydersiden af profilet. Endelig polysulfidfuge, 2 mm x 20 mm, placeret yderst.

Den rustfri stålfolie sikrer tætningen af profilet. Kantkonstruktionens temperaturbestandighed er ca. 100 °C pga. fugemas-serne, som kan optage de termiske bevægelser. Kanalerne i profi-let er perforeret mod aerogelen, således at denne kan evakueres ved at suge luften fra profilet. Det har den fordel, at der bliver suget langs hele perimeteren på dæklaget i stedet for fra et endeligt antal punkter, som det er tilfældet med studse. Alternativt kunne plastprofilet først klæbes med butyl til glas-set med den påstøbte aerogel. Derefter anbragt i vakuumkammer bliver det andet glas klæbet til kantkonstruktionen, når det pas-sende tryk er nået. Til sidst, uden for kammeret, bliver randen af dæklaget påført polysulfidfugemassen.

5.3.3. Valg af kantkonstruktion

Det ser ikke ud til, at der er nogen af forslagene, som både kan klare stagnationstemperaturen i en solfanger, og som er umiddel-bart til at gå til inden for dette projekts rammer. Derfor begrænses dæklagets arbejdsområde her til solvægge.

Som tidligere nævnt ser det ud til, at det er mest fordelagtigt at have et porelufttryk i aerogelen på højst 100 mbar fremfor atmosfæretryk. Groft sagt betyder det, at i stedet for mekanisk stærk skal konstruktionen være helt eller delvis tæt over for luft.

En kantkonstruktion, bestående af en kombination af butylfuger og rustfri stålfolie lagt på et ikke-metallisk profil, vil kunne optage den termiske differensudvidelse mellem de to glas. Desuden vil lufttransporten gennem kantkonstruktionen være begrænset til butylfugerne.

Nær udgangspunktet er et dæklag på $1 \times 2 \text{ m}^2$ med en aerogeltykkelse på 20 mm og en levetid på 30 år, er det i figur 5.2.3.3.b vist, at butylfugerne ved en bredde på 8-10 mm kan have en samlet tykkelse på 3 mm. Tilsvarende ved godt 5 mm fugebredde kan den samlede tykkelse være op til 2 mm. Ved at vælge sidstnævnte geometri kan kantkonstruktionen i øvrigt udformes med en skinne af f.eks. polycarbonat med et tværsnit på $18 \times 5,5 \text{ mm}^2$. På ydersiden og kanterne af plastskinnen klæbes folien fast.

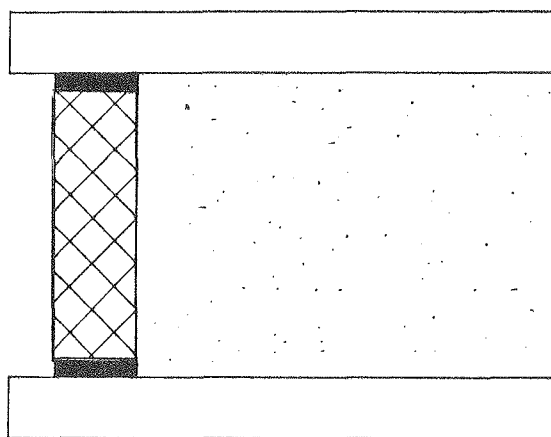


Fig. 5.3.3.1. Principskitse af valgt kantkonstruktion. Glastykkelsen er 4 mm, aerogelen er 20 mm tyk, fugerne har tværsnittet 1 mm x 5,5 mm, polycarbonattværsnittet er 18 mm x 5,5 mm, og den rustfri stålfolie er 0,01 mm tyk og i alt 29 mm bred, idet folien er klæbet på de 3 af overfladerne på polycarbonaten.

Med hensyn til varmetabet kan der eksempelvis ses på tilfældet med 80 °C som temperaturen af det varme glas og 20 °C på det

kolde glas, og den ind- og udvendige overgangsmodstand sættes lig $0,13 \text{ m}^2\text{KW}^{-1}$ og $0,04 \text{ m}^2\text{KW}^{-1}$. Varmeledningsevnen for polycarbonat er $0,2 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, for rustfrit stål lig $15 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$. For butyl sættes varmeledningsevnen lig $0,2 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$. Kantkonstruktionens modstand pr. meter bliver da $16,22 \text{ mKW}^{-1}$, og den reciprokke værdi er $0,062 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, som er transmissionskoefficienten pr. meter. Af eksemplet i afsnit 4.4 ses, at dæklaget, uden hensyn til kuldebroen, har en U-værdi på $0,43 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ ved det valgte temperaturniveau. Som nævnt ovenfor, betragtes et dæklag på $1 \times 2 \text{ m}^2$, og efter korrektion for kantens kuldebro og glassenes finnevirkning er dæklagets U-værdi lig $0,53 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$. Kantkonstruktionen er årsag til en forøgelse af U-værdien på over 20% og det på trods af, at metalandelen er noget nær minimum.

Evakueringen af aerogelen kan foregå i et vakuumkammer, hvor det sidste glas monteres, når det nødvendige undertryk er nået. Alternativt kunne der laves en eller flere kanaler i polycarbonatskinnen ind mod aerogelen således, at der via en studs gennem kantkonstruktionen kan suges luft ud af aerogelen langs hele randen.

6. FORSØG

I dette kapitel beskrives opbygningen af de prototyper, der er lavet under projektet. Aerogelen i prototyperne er forsøgt evakueret. Forsøgsopstillingsresultater og erfaringerne fra evakueringsforsøgene behandles. Endvidere er der udført målinger af soltransmittansen for materialet. Sluttelig angives de forventede egenskaber for dæklagskonstruktionen.

Producenten af den monolitiske silica aerogel, Airglass AB, anslog i foråret 87, at autoklaven til produktion af aerogelskiver i formatet $60 \times 60 \times 2 \text{ cm}^3$ ville være installeret og klar engang i efteråret 87. Men da der har været leveringsproblemer med enkelte komponenter, var indkøringen af det nye anlæg endnu ikke færdig i juli 88. Derfor har det ikke været muligt at arbejde med aerogelskiver i størrelsen $60 \times 60 \times 2 \text{ cm}^3$ inden for dette projekts tidsramme. Alt aerogelmaterialet, der er brugt, har været i størrelsen $18 \times 18 \times 2 \text{ cm}^3$. Disse er støbt i forme og er mere eller mindre udpræget dobbeltkrumme. Dette forhold betød, at når der blev suget luft ud af aerogelen i prototyperne, revnede aerogelen, idet atmosfæretrykket på glassene søgte at plane aerogelen. Ofte var revnemønsteret en cirkel med en diameter på ca. 15 cm, hvilket skyldes den færdigtalte dobbeltkrumning. Disse problemer forventes ikke ved aerogelskiver i $60 \times 60 \text{ cm}^2$ formatet, da disse af hensyn til håndteringen er støbt fast på en glasskive, og derved undgås dobbeltkrumningen.

Det var hensigten at udføre målinger på varmetransporten gennem evakueret monolitisk silica aerogel, men det blev udsat til senere af flere grunde. Faciliteterne, der er til rådighed på Laboratoriet, har et målefelt på $20 \times 20 \text{ cm}^2$. For at holde materialet i undertryk må en prototype benyttes. I denne vil effekten af kuldebroen i kantkonstruktionen og glassenes finnevirkning vise sig 10-15 cm fra randen. Så for at få en endimensional varmestrøm gennem aerogelen skal prototypen være omkring $50 \times 50 \text{ cm}^2$. Da aerogelskiverne kun er $18 \times 18 \text{ cm}^2$, skal flere skiver stykkes sammen. Det er erfaringen, at det ikke kan undgås, at der vil være sprækker mellem de enkelte skiver, og som omtalt ovenfor,

kommer der revner i de enkelte aerogelskiver under evakueringen. Disse huller i aerogelen vil kunne øge den samlede varmetransport betydeligt. Derfor blev det besluttet, at udsætte målingerne til de større aerogelskiver er til rådighed.

6.1 Prototyper

De første prototyper var med en kantkonstruktion af ren butyl. Godstykkelsen var ca. 5 mm. Der blev benyttet butylfugemasse på patroner, og det er tilsat opløsningsmidlet xylol for at gøre butylen mere tyndtflydende (nemmere at arbejde med). Trods den direkte kontakt med butylen blev aerogelen ikke nævneværdigt påvirket af den under hårdningen afgivne xylol.

Evakueringen af aerogelen i prototyperne skete gennem en eller flere studs igennem kantkonstruktionen. I første forsøg anvendtes et stykke messingrør med diametrene 8 mm udvendigt, 6 mm indvendigt og en længde på ca. 40 mm, som blot blev sat igennem butylmassen. Denne var dog ikke stærk nok til at bære studsen, når denne var placeret vandret. For at fordele belastningen blev der lavet en krave, ca. 15 mm i diameter, i den ende af studsen, som stødte mod aerogelen. Det blev en klar forbedring men dog ikke tilstrækkelig til, at sugeslanger kunne monteres rimeligt smertefrit. I stedet for at lave en krave på røret blev der loddet en plade, ca. 15 x 30 mm², på ca. 10 mm fra den ene ende, og der blev boret et hul i aerogelen. Herved kunne studsen styres dels af hullet i aerogelen og dels af den påloddede plade, som lå op mod kanten af aerogelskiven. Denne udformning af studsen blev brugt til de resterende prototyper.

Da der ikke blev opnået særlig stor tæthed, efter at problemet omkring studsen mentes løst, blev den næste prototype udført dels med en 0,01 mm rustfri stålfolie mellem butylen og aerogelen, og dels med butyl som klæbemiddel mellem folie og glas. Desuden blev folien loddet på pladen på studsen. Disse udformninger resulterede tilsyneladende i en forbedret tæthed. Pga. aerogelskivernes dobbeltkrummethed og det større undertryk end i de første prototyper, knækkede det ene af de to glas på begge prototyper, hvorefter

den ene fik udskiftet det knuste glas to gange. Så længe glassene holdt, var det indtrykket, at evakueringen gik for langsomt.

For at accelerere evakueringen blev der lavet en prototype med en kantkonstruktion, som bestod af et hult plastprofil, som var perforeret mod aerogelen. Det var da tanken, at der kunne suges flere steder på kanten af aerogelskiven. På de sider af profilet som ikke lå op mod aerogelen var der lagt 0,01 mm rustfri stålfolie, som var klæbet mod glasset med butyl. Plastprofilet havde et tværsnit på ca. $16 \times 9 \text{ mm}^2$, og butylfugernes tværsnit var ca. $2 \times 9 \text{ mm}^2$.

Butylfugerne blev lavet af butylmasse på patroner, og prototypen lå i 3 uger inden evakueringsforsøget således, at forskrifterne for butylen blev overholdt. Men det var ikke tilstrækkeligt til at undgå problemer. Kanterne på aerogelskiven var ikke helt perfekte, idet der var gået enkelte små skaller af. Det betød, at da det hidtil laveste tryk indtil da var opnået, var butylen for svag og blev suget ind mod aerogelen ved de beskadigede steder. Flere steder resulterede det i huller, så derfor blev der eftertætnet med prækstruderet butyl rundt langs hele kanten på prototypen for begge fugers vedkommende.

Efter at fugerne var tætnet, og trykket blev sænket yderligere, opstod der problemer med den rustfri stålfolie. Den var kun lagt omkring plastprofilet og ikke fastholdt i forhold til denne. Det betød, at selv om det var en meget omhyggelig udførelse af specielt kantkonstruktionen, var folien ikke helt stramt monteret, og derved kunne folien komme til at folde under evakuering. Disse folder var i flere tilfælde så skarpe, at folien knækkede i punkter med en lækage af prototypen til følge. De største huller kunne man med lidt held lytte sig frem til og reparere. Ved de mindre huller var det et rent tilfælde at lokalisere disse. Men efterhånden som hullerne blev repareret faldt trykket i prototypen, og folderne blev endnu skarpere formodentlig med flere mindre huller til følge. Så ideen med den fuldstændig hermetisk tætte folie, og lækagen begrænset til fugerne, så ikke ud til at lykkes ved denne prototype.

Den sidste prototype blev lavet på følgende måde. Der blev brugt 2 stk. 4 mm hårdet glas i størrelsen $20 \times 20 \text{ cm}^2$. Kantkonstruktionen bestod af en træliste med tværsnittet $16 \times 8 \text{ mm}^2$, to butylfuger hver med tværsnittet $2 \times 8 \text{ mm}^2$ og en 0,01 mm tyk rustfri stålfolie med bredden 32 mm. Stålfolien var placeret som før nemlig på de tre sider af trælisten, som ikke lå op mod aerogelen. Desuden blev folien fastnet til trælisten med dobbeltklæbende tape for at reducere foldningerne i folien under evakuering. Endelig blev folien loddet på pladen på studs. Denne var af samme type som på de foregående prototyper, dvs. den stak ca. 10 mm ind i aerogelen. Af hensyn til evakueringen var der i den side af trælisten, som vendte ind mod aerogelen, fræset en kanal med et tværsnit på ca. $4 \times 4 \text{ mm}^2$. I hjørnerne viste det sig nødvendigt, at eftertætne uden på stålfolien. Der blev lagt strimler i ca. $16 \text{ mm} \times 15 \text{ mm} \times 1 \text{ mm}$ af preekstruderet butyl på hvert hjørne af stålfolien, indtil trælisten gav færre og mindre skarpe folder i folien under evakueringen, der ellers i øvrigt kunne gennemføres som den eneste af alle prototyperne.

6.2 Forsøgsopstilling

Opstillingen består i korthed af følgende elementer: vakuumpumpe, vakuummålerør med tilhørende måleinstrument, prototypen og de nødvendige slanger og fittings.

Pumpen er en lamelvakuumpumpe og af mærket TRIVAC A, type D8A, og den er opgivet til en nominel pumpehastighed på $10 \text{ m}^3 \text{ h}^{-1}$ og et sluttotaltryk på 1,3 Pa. Den er forsynet med indsugnings- og udstødningsfilter. Måleudstyret er fra LEYBOLD og består af et målerør, TR 201, og et viserinstrument, THERMOVAC TM 201, som har en 10 V-udgang til skriver, denne er en KIPP & ZONEN BD9. Forbindelsesslangerne er af gummi med en indre diameter på 8 mm og en godstykkelse på 6 mm. Endelig er der en glastrørshane med en teflonspindel, og det er opgivet af forhandleren, at hanen er tæt ned til 0,00014 mbar. I øvrigt er alle samlinger påført vakuumfedt for at sikre så små lækager som muligt.

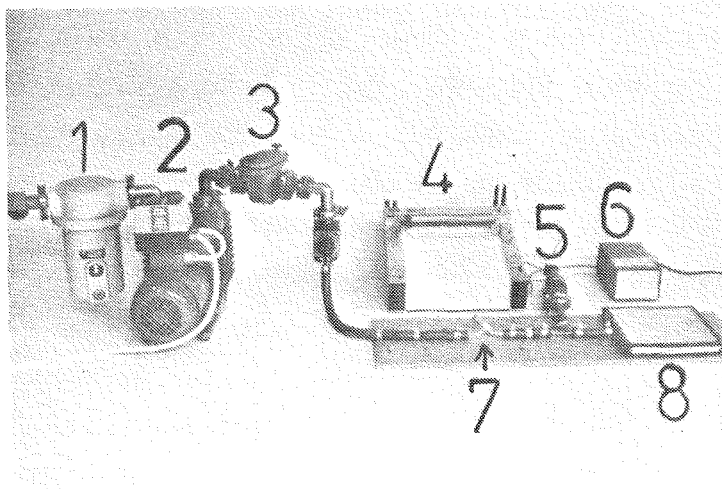


Fig. 6.2.1. Forsøgsopstilling til evakuering af prototype. Komponenterne er: (1) udstødningsfilter, (2) vakuumpumpe, (3) indsugningsfilter, (4) skriver, (5) målerør, (6) viserinstrument, (7) vakuumhane og (8) prototype.

6.3 Resultater fra evakueringsforsøg

Kantkonstruktionen på prototypen, som blev benyttet ved forsøget, bestod af butylfuger, rustfri stålfolie og træliste. Som nævnt i afsnit 6.1 var det den eneste af prototyperne, som var god nok til, at der kunne gennemføres et rimeligt forløb.

Prototypen blev tilsluttet vakuumpumpen, og evakueringen blev startet. Trykket faldt noget men begyndte så at svinge meget. To af hjørnerne blev eftertætnet med butyl, og trykket faldt igen jævnt. Næste dag viste udskriften, at trykket havde svinget meget i løbet af aftenen og natten, indtil pumpen var stoppet pga. strømsvigt. De sidste to hjørner på prototypen blev tætnet og pumpen startet påny. Trykmåleren viste atmosfæretryk ved pumpestart. Efter det første døgn viste trykmåleren 25 Pa og det andet døgn 13,5 Pa, hvor det i øvrigt holdt sig de næste 6 timer. Der blev så lukket på vakuumhanen (nr. 7 på figur 6.2.1) og slukket for pumpen.

I løbet af det første døgn efter pumpestop steg trykket til 95 Pa (0,95 mbar). Derefter i de næste 48 døgn steg trykket jævnt med ca. 40 Pa i døgnet. Så mere end fordobledes trykket pludseligt i det 50. døgn til ca. 4300 Pa, og i det 54. døgn efter pumpestop er trykstigningen ca. 200 Pa. I den følgende tid er stigningen nede på ca. 12 Pa i døgnet, hvorefter trykket stiger fra godt 4600 Pa til ca. 11.000 Pa (110 mbar) i det 60. døgn. I det 61. døgn efter pumpestop registreres trykket til ca. 75.000 Pa (750 mbar), og forsøget stoppes. Trykforløbet er vist i figur 6.3.1.

For prototypen er lækagen beregnet. Fugetværsnittet var $2 \times 8 \text{ mm}^2$ for hver fuge. Hjørnerne på prototypen blev eftertætnet, og disse fuger var hver ca. 1 mm dybe og 16 mm lange. Det anslås at fugebredden var 4 mm. Af formel 5.2.3.2 findes den daglige lækage. Under forudsætning af, at luften opfører sig som en ideal gas, kan den daglige lækage omregnes til daglig trykstigning i prototypen, via tilstandsligningen, formel 5.2.3.1. Voluminet af prototypen og de tilsluttede slanger, glasdele og målerøret blev bestemt til 0,64 l. Den daglige trykstigning forårsaget af fugerne i prototypen blev fundet til 15 Pa. Kurven for forløbet af porelufttrykket er vist i figur 6.3.1. Som det ses på figur 6.2.1, er målerøret tilsluttet på sugeslangen. Det er derfor pumpens sugetryk under evakueringen, der blev målt og ikke porelufttrykket i aerogelen. Det antages at have jævnet sig efter 1 døgn, så den beregnede kurve starter i punktet til tiden lig 1 døgn efter pumpestop og porelufttrykket lig 95 Pa.

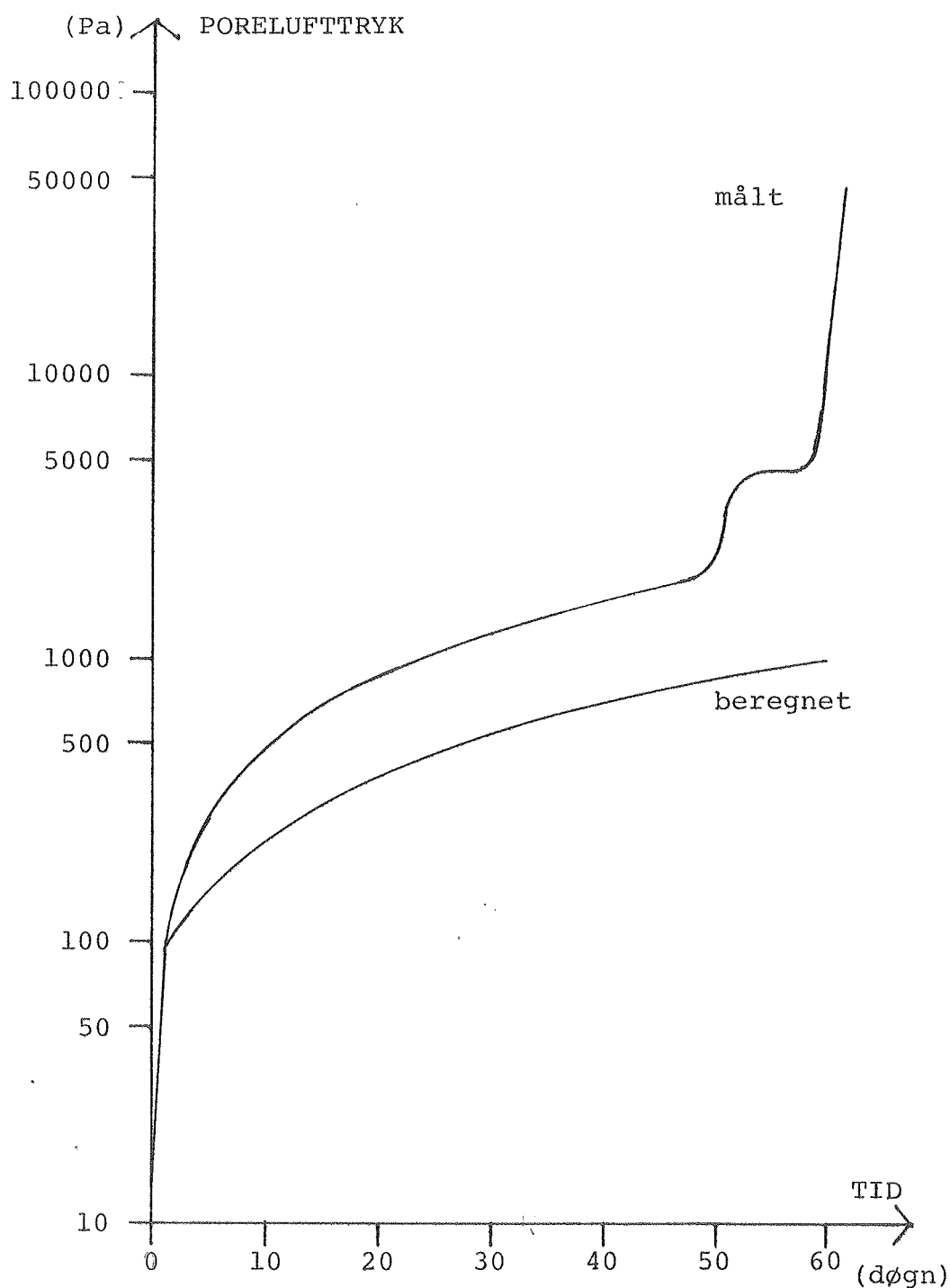


Fig. 6.3.1. Trykstigningen i poreluften som funktion af tiden. Den øverste kurve er på grundlag de registrerede tryk, og den nederste kurve er beregnet for lækagen i fugerne i prototypen alene.

På kurven for de målte porelufttryk er der to markante spring. Det første er omkring de 50 døgn, hvor trykket siger fra ca. 2000 Pa til over 4000 Pa. Det andet er ved det 59. til det 60. døgn,

hvor trykket siger fra godt 4600 Pa til over 11.000 Pa og det næste døgn til 75.000 Pa.

Disse meget pludselige og store trykstigninger, set i relation til det øvrige forløb, kan kun forklares med, at der er opstået en utæthed i kantkonstruktionen. Denne utæthed ser ud til at være blevet lukket igen efter det første trykspring, da trykket den følgende tid stabiliserer sig med en trykstigning pr. døgn af samme størrelsesorden som før utætheden. Utætheden, der forårsager det andet trykspring, er af en sådan art, at undertrykket i prototypen stort set går tabt.

Den første utæthed må være sket i en af butylfugerne, da den tilsyneladende lukkes igen. Den anden utæthed må være en af to muligheder. Den første er, at utætheden i butylen, som lukkede til igen, bryder op påny. Det er denne gang en større utæthed end første gang, som ikke lukker af sig selv. Den anden mulighed er, at der opstår et hul i den rustfri stålfolie eller i en af gum-mislangerne.

Den målte daglige trykstigning fra det første til det 50. døgn var ca. 40 Pa og den beregnede trykstigning var 15 Pa pr. dag. Den målte trykstigning er for prototypen med systemet af slanger, målerør etc., hvor der var i alt 7 samlinger mellem slange og glasrør eller studse. Den beregnede trykstigning er for prototypen, hvilket vil sige butylfugerne.

Forskellen mellem den beregnede og den målte værdi er meget stor. Det må skyldes en eller flere utætheder enten i det før omtalte system sluttet til prototypen eller i selve prototypen. Så det er ikke til at bedømme, hvorledes bidragene til den samlede trykstigning fordelte sig på måleobjektet.

Da der kun var én studs gennem kantkonstruktionen på prototypen, var det nødvendigt med det tilsluttede system for at kunne måle både under evakueringen og efter pumpestop. Det ville have været bedre, hvis der var to studse på prototypen, således at pumpen og målerøret var tilsluttet hver sin studs. Der ville så blive færre samlinger og derved færre mulige fejlkilder.

6.4 Transmittansmåling

Soltransmittansen for monolitisk silica aerogel er blevet bestemt. Solsimulatoren ved LfV blev benyttet som kilde. Måleudstyret var et EPPLY PRECISION PYRANOMETER, model PSP og en KIPP & ZONEN BD9-skriver.

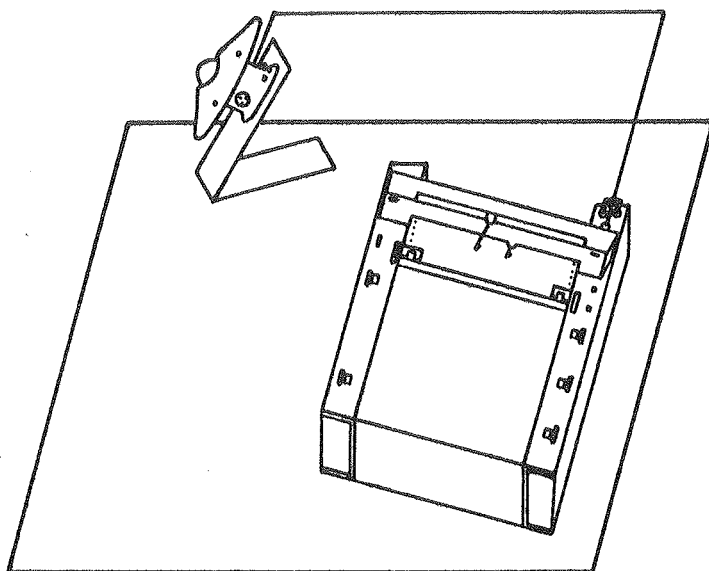


Fig. 6.4.1. Måleopstilling til bestemmelse af soltransmittans. Pyranometret er monteret på en metalplade, der kan bukes således, at indfaldsvinklen bliver nul.

Der blev målt på flere aerogelskiver ca. i størrelsen $18 \times 18 \times 2 \text{ cm}^3$ og med en densitet på $100\text{--}110 \text{ kgm}^{-3}$. Pga. de små dimensioner af aerogelskiverne var det kun muligt at måle for indfaldsvinkel lig nul. Bestemmelsen af soltransmittansen blev udført på følgende vis. Når intensiteten var stabil blev aerogelskiven placeret tæt foran pyranometret og fjernet igen, når udslaget var stabilt. Derefter blev det kontrolleret, at intensiteten ikke havde ændret sig væsentligt fra før målingen igennem aerogelskiven.

Soltransmittansen findes da som forholdet mellem intensiteten gennem aerogelskiven og intensiteten uden aerogel.

For 20 mm tykt silica aerogel blev der målt en soltransmittans på, i gennemsnit, 90% og med en variation på $\pm 2\%$. Enkelte aerogelskiver blev opvarmet til 200°C i 2 timer, og soltransmittansen

blev forbedret ca. 1 procentpoint. Denne forøgelse skyldes nok, at der ved opvarmningen er blevet fjernet fugt, som aerogelen har optaget fra den omgivende luft. Det er muligt at øge soltransmittansen for monolitisk silica aerogel ved at fjerne det kemisk bundne vand i materialet. Det skal i så fald ske ved ca. 400°C og i vakuum. Der er dog den ulempe, at aerogelen så bliver meget hygroskopisk.

6.5 Forventede egenskaber

Den valgte dæklagskonstruktion vil være opbygget på følgende måde: 20 mm monolitisk silica aerogel mellem 2 stk. 4 mm jernfrit, hærdet glas og forseglet med en kantkonstruktion bestående af 2 butylfuger, rustfri stålfolie og et afstandsprofil. Startlufttrykket i dæklaget er 1 mbar.

Ved at benytte jernfrit glas med en ekstinktionskoefficient omkring 2 m^{-1} har hver af glassene en soltransmittans på ca. 91%. For monolitisk silica aerogel med en densitet på $100\text{--}110 \text{ kgm}^{-3}$ er som nævnt ovenfor bestemt til at have en soltransmittans på 90%. Det færdige dæklag vil da have en soltransmittans på 75%.

Varmetabskoefficienten for dæklaget uden korrektion for kantkonstruktionens kuldebro er beregnet til godt $0,4 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$. For en bestemt kantkonstruktion afhænger korrektionen for kuldebroen af dæklagets størrelse, dvs. forholdet mellem perimeter og areal. For en udstrækning på $1 \times 2 \text{ m}^2$ er det vist, at det ser ud til at være muligt at udforme en kantkonstruktion således, at den totale varmetabskoefficient bliver $0,5 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$. Det kan bemærkes, at rammesystemet, hvori dæklaget monteres, bør have en varmetabskoefficient i samme størrelsesorden.

Lufttrykket er 1 mbar i begyndelsen, og det kan tillades at stige til 100 mbar. Butylfugerne kan praktisk udformes, så dette tryk nås efter 30 år.

Den preekstruderede butyl, der benyttes, er fri for tilsætningsstoffer og er et meget holdbart materiale. Så længe det ikke

udsættes for temperaturer over ca. 100°C , skulle der ikke ske nogen aldersbetinget nedbrydning. Dæklaget kan derfor kun bruges i solvægge, hvor der forventes en maksimal absorbertemperatur på omkring 80°C .

Endelig er glassene hærde, så de kan modstå de trækspændinger, der opstår som følge af temperaturgradienter i glassene, f.eks. ved kuldebroer eller skyggepåvirkning.

7. BEREGNING AF ÅRSUDBYTTET

Dette kapitel omhandler beregninger af årsudbyttet for solvægge og solvarmeanlæg ved brug af dæklag med evakueret monolitisk silica aerogel. Desuden sammenlignes der med udbyttet ved brug af mere almindelige dæklag.

7.1 Dæklag med monolitisk silica aerogel i solvæg

For en lejlighed udstyret med solvæg er der i (9) beregnet årsudbytte for dels et enkelt lag glas og dels en translucent isolering som dæklag. Beregningerne af årsudbyttet fra solvæggen er foretaget vha. PC-programmet SUNCODE. For det aktuelle dæklag er der udført en tilsvarende SUNCODE-beregning, hvor alle inddata er de samme med undtagelse af de dæklagsafhængige.

7.1.1 Lejlighedsbeskrivelse

Grundlaget for beregningerne er en ældre gavllejlighed med tolags ruder i nord- og sydfacaden. Gavlen er vestvendt. Etageadskillelsen er af træ, og lejligheden er placeret over stueetagen og under øverste etage. Ydermuren er en massiv halvanden stens teglmur. De forskellige mål for lejligheden er angivet nedenfor. I øvrigt henvises til (9).

Bruttoetageareal	70	m ²
Nettoetageareal	61	m ²
Etagehøjde	2,8	m
Tykkelse af ydermur	0,36	m

Sydfacade:

- ydermursareal	12,6	m ²
- vinduesareal	6,7	m ²
- heraf transp. areal	4,4	m ²

Nordfacade:

- ydermursareal	14,8	m ²
- vinduesareal	4,5	m ²
- heraf transp. areal	2,9	m ²

7.1.2 Beregningsforudsætninger

Det dimensionerende varmetab er ca. 3360 W. Fyringssæsonen er sat fra 15 september til 15 maj. Som vejrdato benyttes det danske referenceår. Kravene til rumlufttemperaturen er, at den skal være mindst 20°C og højst 24°C i tidsrummet kl. 7 til kl. 23. Den resterende del af døgnet er kravet mindst 17°C og højst 24°C. Det naturlige luftskifte er sat til 0,4 h⁻¹. Det forudsættes, at der ventileres med udeluft for ikke at overskride de 24°C. Varmen fra mennesker, lys etc. er sat til 9,1 kWh/døgn.

7.1.3 Solvæg

Solvæggen er placeret på sydfacaden, og dens transparente areal er i alt 7 m². Absorberen udgøres af murstensfacaden. Den er sortmalet, og absorptansen er sat til 0,95. Der benyttes 3 forskellige dæklag. Ud over det aktuelle er der et lag glas og et lag glas med 50 mm Isoflex. Isoflex er et nyt translucent isole-ringsmateriale, som består af flere lag V-korrugeret polyacetat. De benyttede værdier for dæklagene er angivet i tabel 7.1.3.1, idet varmetabskoefficienten, U, gælder for både dæklag og ramme-system. Desuden er det effektive transmittans-absorptansprodukt, $(\tau\alpha)_e$, angivet for indfaldsvinklen, i, lig 0° og 60°.

Dæklag		U (Wm ⁻² K ⁻¹)	$(\tau\alpha)_e$	
No (-)	type (-)		i=0° (-)	i=60° (-)
1	et lag glas	5,7	0,84	0,74
2	et lag glas+50 mm Isoflex	1,4	0,50	0,25
3	20 mm evak. monolitisk silica aerogel	0,6	0,72	0,58

Tabel 7.1.3.1 Egenskaber for de 3 dæklag, som er benyttet i SUN-CODE-beregningerne.

7.1.4 Resultater

Det årlige energiforbrug uden solvæg for lejligheden blev bestemt til 6355 kWh. Lejlighedens årlige energiforbrug, energibesparelsen pr. kvadratmeter solvæg og den samlede solvægs relative energibesparelse er i nedenstående tabel opskrevet for hvert af de 3 dæklag.

Dæklag nr (-)	Årligt energiforbrug (kWh)	Årlig besparelse (kWh/m ²)	(%)
ingen	6355	0	0
1	5903	65	7
2	5574	112	12
3	4753	229	25

Tabel 7.1.4.1 Energibesparelsen ved solvæg med de 3 forskellige dæklag.

Det ses, at dæklag nr. 3, 20 mm evakueret monolitisk silica aerogel, giver et meget større udbytte. I forhold til et lag glas, dæklag nr. 1, er energibesparelsen over 3 gange så stor, og sammenlignet med dæklag nr. 2, et lag glas og 50 mm Isoflex, er besparelsen mere end dobbelt så stor. Det viser, at det aktuelle dæklag kan give solvægges ydelse et stort løft.

Beregningerne viste samtidig, at dæklagets gode egenskaber giver anledning til en del overskudsvarme. I månederne april til og med oktober skal der samlet bortventileres 1986 kWh fra lejligheden, hvoraf over 80% stammer fra juni, juli og august. Denne side af sagen må ikke glemmes, men bør løses vha. en form for afskærmning, blanding af solvæggen eller på anden måde.

7.2 Dæklag med monolitisk silica aerogel i solfanger

For et solvarmeanlæg til varmt brugsvand i et enfamiliehus er ydelsen blevet simuleret med beregningsprogrammet EURSOL. Der er

foretaget en sammenligning mellem en solfanger, der er på det danske marked og en solfanger med det højisolierende transparente dæklag, idet resten af solvarmeanlægget er ens for begge solfangere.

Den valgte udformning af dæklaget kan, som tidligere nævnt, ikke klare de høje stagnationstemperaturer, som vil forekomme i solfangere. Når simuleringerne medtages alligevel, skyldes det, at man formentlig kan komme frem til en udformning af kantkonstruktionen, som er temperaturstabil i denne anvendelse. Desuden giver simuleringen et indtryk af den forbedring af solfangerydelsen, som dæklaget vil resultere i.

7.2.1 Solfangerdelen

Som reference benyttes en solfanger af fabrikatet Batec, type BA 22 SELEKTIV, solfanger-id nr. 161. Dæklaget er 4 mm glas og absorberen er af Sunstrip-typen. Datablad for solfangereffektiviteten findes i appendiks 3. Til sammenligning benyttes en modificeret udgave af Batec-solfangeren. I stedet for glas benyttes det aktuelle dæklag. Endvidere øges bagside- og kantisoleringen således, at varmetabskoefficienten for solfangeren bliver $1,0 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$. Solfangeren kaldes her for Airglass-solfangeren.

7.2.2 Solvarmeanlægget

Som nævnt ovenfor er det kun solfangerdelen, der er forskellig på de 2 anlæg. Der er i EURSOL valgt system 3, jf. figur 7.2.2.1.

EURSOL SYSTEM 3: DOMESTIC HOT WATER SYSTEM - STRATIFIED MODEL

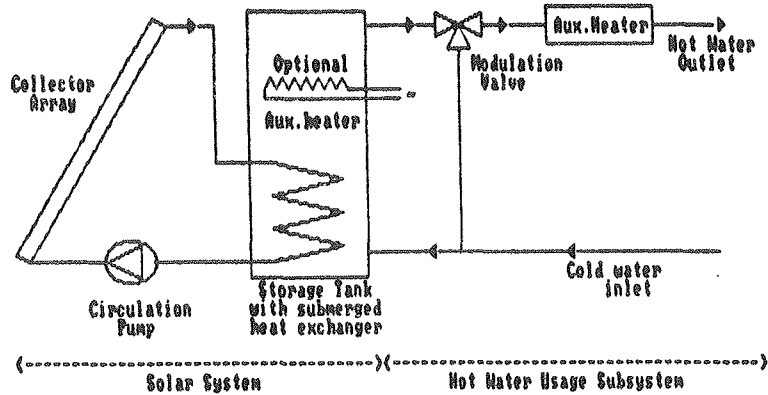


Fig. 7.2.2.1. Standardsystem nr. 3 i EURSOL.

Det valgte system består af solfanger, cirkulationspumpe, fremløbs- og returstreng og lagertank med solfangerkredsens varmeveksler placeret i bunden. Lagertanken regnes stratificeret. Den har et volumen på 300 l og er en cylindrisk stålbeholder. Varmetabskoefficienten er $2,5 \text{ WK}^{-1}$. Tanken svarer til en af fabrikatet Mercotech og typen AS 250. Datablad for varmelageret findes i appendiks 3.

Det transparente areal er for begge solfangere 4 m^2 . Den geografiske placering er Danmark, hældningsvinklen er 45° , og solfangerne er sydvendte. Den kolde og varme streng i solfangerkredsen er hver 5 m lang, og varmetabskoefficienten er $0,5 \text{ Wm}^{-1}\text{K}$. Indløbstemperaturen for det kolde vand i lagertanken er 10°C . Det varme brugsvands temperatur er 50°C , og det daglige forbrug er 150 l pr. døgn. Det giver på årsbasis et netto energibehov til varmt brugsvand på 2547 kWh. Den del af denne energi, som ikke dækkes af solfangerne, dækkes i stedet af en el-patron, der er placeret i den øverste femtedel af lagertanken. Sluttelig antages det, at 70% af den afsatte effekt i solfangerkredsens cirkulationspumpe bliver absorberet i solfangervæsken. Mht. de øvrige inddata henvises der til appendiks 3.

7.2.3 Resultater

Den totale årlige solindstråling på de 4 m² transparent areal er ca. 4700 kWh. Solfangernes årsydelse blev bestemt til følgende: For BA 22 Selektiv er ydelsen 1906 kWh/år svarende til 40% af det totale solindfald, og for Airglass-solfangeren er ydelsen 2688 kWh/år eller 57% af det totale solindfald. Den månedlige fordeling er vist i figur 7.2.3.1.

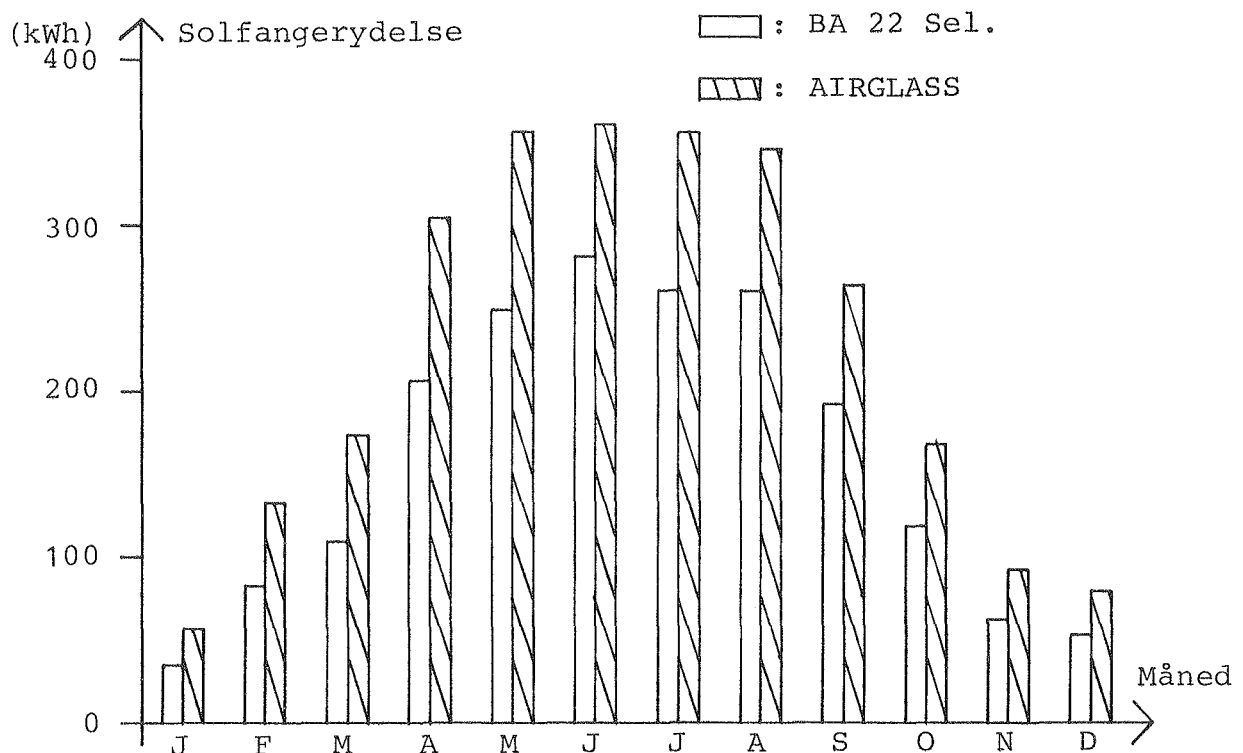


Fig. 7.2.3.1 Den månedlige ydelsesfordeling for de 2 solfangere.

Andre resultater fra beregningerne er vist i nedenstående skema. Energimængderne er på årsbasis. De månedlige værdier findes i appendiks 3. Forøgelsen er fundet med anlægget med BA 22 Selektiv som reference.

Energimængder		Solfanger		Forøgelse (%)
Nr.	(kWh/år)	BA22 Sel.	Airglass	
1	Solfangerydelse	1906	2688	41
2	Varmetab; solf.kreds	249	380	53
3	Forbrug; cirkulationsp.	140	168	21
4	Varme ind i lagertank	1755	2343	34
5	Varmetab; lagertank	391	612	57
6	Varme ud af lagertank	2547		-
7	Varme fra el-patron	1184	819	-31

Tabel 7.2.3.1. Årlige energimængder beregnet ved EURSOL.

Solvarmeanlæggenes dækningsgrader kan bestemmes på følgende vis: Det varme brugsvands energibehov reduceres med den del, der dækkes af el-patronen (energimængde 7 i tabel 7.2.3.1). Derudover er der et varmetab fra lagertanken, som ville være tilstede, selv hvis solfangerkredsen ikke var tilsluttet. Dette varmetab dækkes også af solfangerne. For BA22 Sel.-anlægget er lagertankens varmetab i januar beregnet til 38,6 MJ svarende til 129 kWh/år, idet der ses bort fra solfangerens meget beskedne ydelse i den måned. Dækningsgraderne bliver da for BA22 Sel., $(2547 - 1184 + 1297) \text{ kWh} / 2547 \text{ kWh} \cdot 100\%$ lig 59%, og for Airglass $(2547 - 819 + 129) \text{ kWh} / 2547 \text{ kWh} \cdot 100\%$ lig 73%. For en udskiftning af BA22 Sel.-solfangeren med Airglass-solfangeren i dette anlæg fås altså en forøgelse af anlægsydelsen på 24%.

Det ses klart ud fra tallene, at der er en markant forbedring at hente ved brug af det højisolerende transparente dæklag i solfanger i solvarmeanlæg til varmt brugsvand. Det må forventes, at forbedringen bliver endnu større i solvarmeanlæg til mellem- og højtemperaturanvendelser. For det aktuelle anlæg vil der med Airglass-solfangeren være en del overskudsvarme uden for fyringssæsonen. I samme periode, med BA22 Sel.-solfangeren, er der et fornuftigt forhold mellem forbrug og anlægsydelse. Den 24% forøgede anlægsydelse ved brug af Airglass-solfangeren i stedet for BA22 Sel.-solfangeren kan f.eks. udnyttes til en reduktion af solfangerarealet fra 4 m² til 3,2 m². Alt i alt tegner der sig

et stort potentiale ved brug af det højisolerende transparente dæklag i solfangere.

8. ØKONOMI

I dette kapitel forsøges angivet nogle priser for de forskellige komponenter, der indgår i den valgte dæklagskonstruktion. De endelige priser kan afhænge kraftigt af mængderabatter, tolerancer etc., så det skal mest opfattes som en indikation for prisniveauet.

Airglass AB har fået udført prisestimer for monolitisk silica aerogel ved industriel produktion. Det vil være med en autoklavestørrelse på et par meter i diameter og omkring 5 m lang. Hvis efterspørgslen er til stede, kunne der ligge en besparelse i at producere med flere autoklaver, hvor de enkelte procescykler er forskudt i forhold til hinanden. Så kunne opvarmningen af en autoklave hovedsageligt ske ved genvinding af energien fra en anden autoklave, der er under afkøling. Der er kalkuleret med en meget stor automatiseringsgrad, således at en batchproduktion, som tager ca. 24 timer for en autoklave, kræver omkring en mandtime. Det er finansieringen af produktionsanlægget, som langt overvejende bestemmer produktionsprisen, og denne er for monolitisk silica aerogel i 20 mm tykkelse anslået til ca. 150 kr/m².

Der er valgt at benytte 4 mm jernfrit, hærdet glas. Jernindholdet kan variere meget hos de enkelte producenter, uden at det tilsyneladende giver sig udtryk i prisen. Så her anses det ikke for en merudgift, at glasset skal have et lavt jernindhold. Derimod lader det til, at hærdeningen har en kraftig indflydelse på prisen. I forbindelse med et andet projekt her på laboratoriet er der fra en glarmester oplyst en pris på 220 kr/m² plus moms for 4 mm hærdet glas i stykker på 1 x 2 m² ved en ordre på 50 stk. For uhærdet glas i samme dimensioner og mængde er den opgivne pris 100 kr/m² + moms. Det forventes, at en lavere pris opnås ved ordrer større end det forholdsvis beskedne antal.

Det kunne overvejes at spare hærdeningen på det ene af glassene, men det ser ikke ud til at være muligt. Det inderste og varmeste glas skal sikre mod trækspændinger pga. kuldebroen i kantkonstruktionen -, og det yderste og koldeste glas bør nok hærdes af hensyn til størst mulig vandalsikring.

Til sammenligning af glaspriser kan nævnes, at 4 mm jernfrit, hærdet glas af mærket AFG-Solartex fra EFG-Industries Inc., USA, ved køb af store mængder kan fås til en pris af ca. 100 kr/m². Prisen er ved levering i København.

Butylfugernes tværsnit er 10 x 1 mm², og det giver for en dæklagsstørrelse på 1 x 2 m² et samlet volumen på ca. 0,12 l. For preekstruderet butyl med en diameter på 3/32" $\approx$ 2,4 mm er der fra en forhandler oplyst en pris svarende til ca. 160 kr/l + moms uden nogen form for mængderabat. Det valgte fugetværsnit kræver en diameter på ca. 3,6 mm på butylsnoren. Under forudsætning af samme volumenpris for den krævede som den oplyste dimension koster butylfugerne godt 19 kr pr. dæklag. Alternativt kunne der indkøbes butylmasse til ekstrudering. Det koster ca. 40-45 kr/l svarende til godt 5 kr. for butylfugerne pr. dæklag. Det kræver så en ekstruder, der i indkøb koster ca. 150.000 kr.

Til afstandsprofilet kunne bruges polycarbonat. Til at angive et muligt prisniveau bruges en Riotherm ribbeplade som eksempel. Der er en standardtykkelse på 10 mm med en overfladetykkelse på 0,55 mm. Ribbetykkelsen er 0,75 mm, og centerafstanden for ribberne er 9 mm. Hvis der skæres 2 kanaler ud, vil profilet have tværsnittet 10 x 18,75 mm². Det burde være 10 x 18 mm², men det negligeres her i eksemplet, da det kan tænkes, at der med andre fabrikater kan rammes nærmere målet. Der vælges en pladebredde på 875 mm, og af de tre standardlængder 2,9 m, 3,5 m og 4,2 m, vælges den sidste, da spildet her vil være mindst. I længden er der plads til 2 stykker 2010 mm eller 4 stykker af 1010 mm, dvs. to af førstnævnte og en af sidstnævnte giver rammer til 2 dæklag. Hver udskæring kræver 3 kanaler i bredden. I hele bredden er der 92 kanaler, hvilket i alt vil give 30 udskæringer svarende til 20 rammer. Nettoprisen er opgivet til 203,05 kr/m² + moms ved køb under 100 m² og 150,40 kr/m² + moms ved køb af over 100 m². Pladens areal er ca. 3,7 m². Den opnåede rammepris vil således blive ca. 37 kr/dæklag uden mængderabat og ca. 28 kr/dæklag med mængderabat. Som sagt er det kun et forsøg på at angive en mulig materialepris. Det er ikke umuligt, at det ville være billigere at få afstandsprofilet lavet som specialproduktion, når arbejdslønnen til udskæringen medregnes.

Den sidste komponent der indgår, er den rustfri stålfolie. Da der ikke stilles egentlige mekaniske krav til folien, må den gerne være så tynd som muligt af hensyn til kuldebrovirkningen i kantkonstruktionen. Samtidigt skal folien dog være porefri, idet den skal være fuldstændig lufttæt. Den folie, der er brugt i dette projekt, er rustfrit præcisions-søgerstål med en tykkelse på 0,01 mm. Tykkelsestolerancen er 0,002 mm. Den største størrelse, som denne folie kan fås i, er en bredde på 50 mm og en længde på 5 m. Den næsttyndeste rustfri stålfolie, som kan fås, har en tykkelse på 0,02 mm og med samme tykkelsestolerance og længde som den førstnævnte. Den fås i 2 bredder, 50 og 100 mm. Det er meget anvendelige folier, som kun har en stor fejl, og det er prisen. Forhandleren ville give maksimal rabat ved køb af mindst 75 m samlet længde. Priserne efter rabat og før moms blev oplyst til følgende: for 0,01 mm x 50 mm x 5 m: 403,17 kr, for 0,02 mm x 50 mm x 5 m: 221,64 kr, og for 0,02 mm x 100 mm x 5 m: 392,55 kr. Hvis det antages, at det er tilstrækkeligt med en foliebredde på 25 mm og en længde på 6,10 m, idet dæklagsperimeteren er 6 m, da vil følgende priser pr. dæklag for den rustfri stålfolie være: for tykkelsen 0,01 mm bliver prisen ca. 245 kr/dæklag, for 0,02 mm og bredden 50 mm bliver prisen ca. 135 kr og endelig for bredden 100 mm bliver prisen ca. 120 kr pr. dæklag. Det ses, at fra 0,02 mm til 0,01 mm i tykkelse er der over 100% forskel i prisen, så af prishensyn bør den størst mulige tykkelse anvendes. De fundne priser er alt for høje, og det skyldes, at det er præcisions-søgerstål med meget små tykkelsestolerancer. Så med mindre der kan skaffes en anden og billigere rustfri stålfolie i den tykkelse, kan det overvejes, at få fremstillet folien som specialproduktion, hvor bredden er rigtig fra starten, og tykkelsestolerancen teoretisk set kan være vilkårlig stor, så længe folien er porefri.

9. KONKLUSION

Udviklingen af et højisolerende transparent dæklag er påbegyndt. Det er baseret på et nyt, meget transparent isoleringsmateriale betegnet monolitisk silica aerogel. Det er meget porøst, og porerne er åbne. Ved et mindre vakuum bliver materialets varmeisolans mere end fordoblet ved stuetemperatur. Et dæklag med 20 mm evakueret monolitisk silica aerogel forventes at have en samlet varmetabskoefficient på $0,5 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ og en soltransmittans på op til 75%.

Aerogelens egenskaber gør, at den må beskyttes af en slags termorude, og det er ved randen af denne, de to hovedproblemer på nuværende tidspunkt findes. Det drejer sig om lufttætheden og kuldebrovirkningen af randen. En foreløbig løsning, som løser disse problemer, er blevet fundet. Den har dog en så lav temperaturstabilitet, at dæklaget ikke kan benyttes i solfangere men kun i solvægge.

Simuleringer på årsbasis for det højisolerende transparente dæklag har vist et mere end 3 gange så stort udbytte fra en solvæg som for et dæklag af et lag glas. For en solfanger er ydelsen næsten 25% større end for en almindelig solfanger, der er på det danske marked i dag. Der er altså tale om synlige forbedringer ved brug af det højisolerende transparente dæklag.

Det, der vil være brug for at kigge på fremover, er hovedsagelig 3 ting. For det første er det en højere temperaturstabilitet af dæklagskonstruktionen, dernæst en klarlægning af evakueringsforløbet, så den mest hensigtsmæssige metode kan fastlægges, og sluttelig er det udformningen af rammesystemer, hvor dæklaget kan monteres, uden at kuldebroerne er for store.

SUMMARY

This report deals with the development of a new transparent insulating material called monolithic silica aerogel. The heat insulation is very high especially if the material is kept under low pressure.

There are quite a few formulas for determining the heat transfer through the monolithic silica aerogel. Because of the properties of the material, it must be enclosed in a sort of thermopane, and in that case the edge of the thermopane may appear as a very serious cold bridge, but an analytic solution has been developed for determining the influence of the cold bridge.

Demands and wishes for the cover and the expected problems are discussed. Special interest has been given to maintaining low pressure in the cover and to the design of the edges as far as air tightness and cold bridges are concerned. Calculations indicate a possibility for a satisfactory solution based on an organic joint filler and a thin metal foil. The cover is expected to have a heat loss coefficient of $0.5 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ and a solar transmittance up to 75%. Various solutions have been discussed and on that background some prototypes have been made as well as tests of how to evacuate them.

An estimate of the annual output when using this specific cover for solar collectors and solar walls has been made on the basis of computer simulations and comparisons have also been made with the results for other covers. Calculations have shown considerable improvements, up to about 25% and 50%. Finally an estimate of the price of all the elements used for the construction of the cover in question has been given.

REFERENCER

- (1) Henning, S. & Svensson, L., Physica Scripta 23, p. 697 (1981).
- (2) Büttner, D., Caps, R., Heinemann, U., Hümmer, E., Kadur, A., Scheuerpflug, P. & Fricke, J. i "Aerogels", red. J. Fricke, Springer Verlag Heidelberg, New York, 1986.
- (3) Nilssen, O., Franssen, Å & Sandberg, O., "Thermal Properties of Silica Aerogel", ibed. p. 121.
- (4) Scheuerpflug, P., Caps, R., Büttner, D. & Fricke, J., "Apparent Thermal Conductivity of Evacuated SiO₂-aerogel Tiles under Variation of Radiative Boundary Conditions". Int. J. Heat Mass Transfer 28, pp. 2299-2306 (1985).
- (5) Caps, R. & Fricke, J. "Infrared Radiative Heat Transfer in Highly Transparent Silica Aerogel". Solar Energy 36, pp. 361-364 (1986).
- (6) Henning, S. "Large-Scale Production of Airglass", p. 38 i "Aerogels" red. J. Fricke, Springer Verlag, Heidelberg, New York, 1986.
- (7) Paludan-Müller, C. "Undersøgelse af solvægge ved hjælp af en indendørs forsøgsopstilling". Laboratoriet for Varmeisolering. Medd.nr. 179, 1987.
- (8) Samtale med konsulent Uffe Harder, Casco Nobel.
- (9) Paludan-Müller, C. og Jørgensen, O.B. "Solvægge i den eksisterende boligmasse". Laboratoriet for Varmeisolering. Medd.nr. 193, 1988.

SYMBOLLISTE

a	ekstinktionskoefficient	(m^{-1})
A	konstant	($Wm^{-1}K^{-1}$)
A_d	dæklagsareal	(m^2)
A_p	luftpermeabelt areal	(m^2)
A_t	transparent areal	(m^2)
b	bredde	(m)
B	konstant	(Wm^{-1})
b_1, b_2	tykkelse af fuge 1 og 2	(m)
C	varmetransmissionskoefficient for kantkonstruktion	($Wm^{-1}K^{-1}$)
d	tykkelse af aerogel	(m)
d	dybde af fuge	(m)
D	konstant	($Wm^{-1}K^{-1}$)
E	konstant	(Wm^{-1})
e_a	tykkelse af aluminium	(m)
e_g	glastykkelse	(m)
F_1, F_2	finnefaktor for det varme og kolde glas	(-)
G	lufttransportkoefficient for fugemasse	($lm^{-1}dg^{-1}atm^{-1}$)
g_m	maksimal tilladelig daglig lækage pr. kvadratmeter dæklag	($\mu g dg^{-1}m^{-2}$)
h_a	højde af aluminium	(m)
h_f	transmissionskoefficient fra det varme glas til midten af aerogelen	($Wm^{-2}K^{-1}$)
h_i	transmissionskoefficient fra luft til det varme glas	($Wm^{-2}K^{-1}$)
h_t	transmissionskoefficient fra midten af aerogel til det kolde glas	($Wm^{-2}K^{-1}$)
h_u	transmissionskoefficient fra det kolde glas til den omgivende luft	($Wm^{-2}K^{-1}$)
i	indfaldsvinkel	(grader)
n	brydningsindeks	(-)
n	antal mol	(-)
N	forholdet mellem varmetransporten ved ledning og ved stråling	(-)
P	dæklagsperimeter	(m)

Δp	trykforskel	(atm)
P_1, P_2	tryk ved tilstand 1 og 2	(Pa)
P_0	starttryk	(Pa)
P_a	eksternt tryk	(Pa)
P_p	porelufttryk	(Pa)
q_1	varmestrøm fra det varme glas til kantkonstruktionen	(Wm^{-1})
q_2	varmestrøm fra kantkonstruktionen til det kolde glas	(Wm^{-1})
q_{ak}	varmestrøm fra aerogel til kantkonstruktion	(Wm^{-1})
q_k	varmestrøm i kantkonstruktion	(Wm^{-1})
q_{ko}	varmestrøm fra kantkonstruktion til omgivelserne	(Wm^{-1})
R	gaskonstanten	$(Jmol^{-1}K^{-1})$
R_a	varmemodstand for silica aerogel	(m^2KW^{-1})
R_1, m_2	konstant for det varme (1) og det kolde (2) glas	(m^{-1})
R_k	varmemodstand i kantkonstruktion	(m^2KW^{-1})
R_i, R_u	ind- og udvendig overgangs- modstand	(m^2KW^{-1})
T_0	den omgivende lufttemperatur	(K)
T_1	temperatur af knudepunkt mellem det varme glas og kantkonstruktion	(K)
T_2	temperatur af knudepunkt mellem det kolde glas og kantkonstruktion	(K)
T_a	absorbertemperatur	(K)
T_g	glastemperatur	(K)
T_k	temperatur af den kolde grænseflade	(K)
T_e	middeltemperatur af den indespærrede luft	(K)
T_m	middeltemperatur for aerogelen	(K)
T_r	middelstrålingstemperatur	(K)
T_v	temperatur af den varme grænseflade	(K)
U	varmetabskoefficient for solvæg med rammesystem	$(Wm^{-2}K^{-1})$
U_{do}	varmetabskoefficient for dæklag	$(Wm^{-2}K^{-1})$
U_{dk}	dæklagets varmetabskoefficient korrigeret for kantkonstruktioners kuldebro	$(Wm^{-2}K^{-1})$
V_1, V_2	volumen ved tilstand 1 og 2	(m^3)

V_p porevolumen (m^3)

Græske symboler

ϵ	emissionstal	$(-)$
ϵ'	effektivt emisssionstal	$(-)$
Λ	bølgelængde	(m)
λ_g	varmeledningsevne for glas	$(Wm^{-1}K^{-1})$
λ_l	varmeledningsevne for poreluft og det faste stof	$(Wm^{-1}K^{-1})$
λ_p	varmeledningsevne for poreluft	$(Wm^{-1}K^{-1})$
λ_s	varmeledningsevne for det faste stof	$(Wm^{-1}K^{-1})$
ρ	densitet	(kgm^{-3})
ρ_l	densitet for luft	(kgm^{-3})
τ_o	optisk dybde	$(-)$
$(\tau\alpha)_e$	effektivt transmittans-absorptansprodukt	$(-)$

FIGURLISTE

- 2.3.2.1 Varmetransportkoefficienten som funktion af poreluft-trykket
- 2.3.3.1 Specifik ekstinktionskoefficient som funktion af bølgelængden for silica aerogel
- 2.3.3.2 Den specifikke middelektinktionskoefficient, $\bar{\alpha}/\rho$, som funktion af middelstrålingstemperaturen, $\bar{T}_r$
- 3.2.1 Varmemodstand for aerogelen som funktion af tykkelsen
- 4.1.1 Skitse af snit i dæklagskonstruktion
- 4.1.2 Varmestrømme i dæklaget
- 4.3.1 Model for varmetransporten i kantkonstruktionen
- 4.3.2 Varmestrømme i et lille udsnit af det ydre glas
- 4.4.1 Dæklagets kuldebrokorrigerede U-værdi som funktion af kantkonstruktionens varmetransmissionsevne
- 5.2.1.1 Den relative volumen-/trykændring som funktion af den indespærrede lufts middeltemperatur
- 5.2.3.1 Maksimal tilladelig daglig lækage som funktion af silica aerogeltykkelsen
- 5.2.3.3 Den daglige lækage for dæklag med 20 mm monolitisk silica aerogel med en densitet på 100-110 kgm⁻³
- 5.3.1.1 Principskitse af dobbelt- og enkeltforseglet termorude
- 5.3.2.1 Forslag 1, 2, 3 og 4
- 5.3.2.2 Forslag 5

5.3.2.3 Forslag 6

5.3.2.4 Forslag 7 og 8

5.3.2.5 Forslag 9

5.3.2.6 Forslag 10

5.3.2.7 Forslag 11

5.3.3.1 Principskitse af valgt kantkonstruktion

6.2.1 Forsøgsopstilling til evakuering af prototype

6.3.1 Trykstigning i poreluften som funktion af tiden

6.4.1 Måleopstilling til bestemmelse af soltransmittans

7.2.2.1 Standardsystem nr. 3 i EURSOL

7.2.3.1 Den månedlige ydelsesfordeling for de 2 solfangere

TABELLISTE

7.1.4.1 Egenskaber for de 3 dæklag

7.1.5.1 Energibesparelsen ved solvæg med de 3 forskellige dæklag

7.2.3.1 Årlige energimængder beregnet ved EURSOL

Appendiks 1

Løsning af differentialligning ved
kuldebroberegning

Al. Løsning af differentiaalligning ved kuldebrosberegning

Situationen er den, at der betragtes et lille element i det ydre glas i dæklaget.

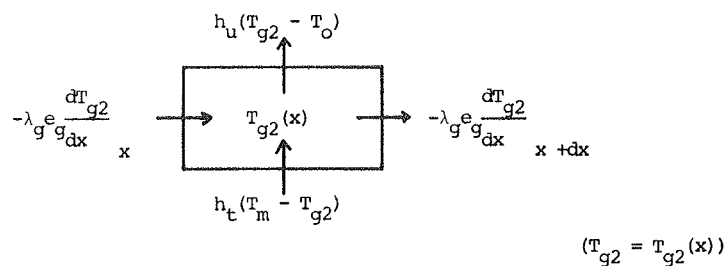
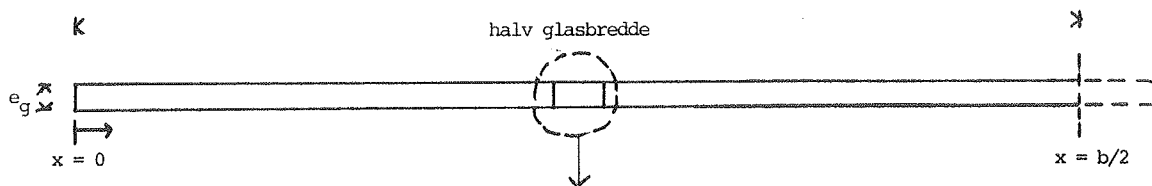


Fig. A.1.1. Varmestrømme i et lille udsnit af det ydre glas i dæklaget (figur 4.3.2).

Udfra figur A.1.1. kan varmembalancen for udsnittet opskrives:

$$\begin{aligned}
 & -\lambda_g e_g \frac{dT_{g2}}{dx} \bigg|_x + \lambda_g e_g \frac{dT_{g2}}{dx} \bigg|_{x+dx} + h_t (T_m - T_{g2}) - h_u (T_{g2} - T_o) = 0 \\
 & \frac{d^2 T_{g2}}{dx^2} = \frac{1}{\lambda_g e_g} (-h_t (T_m - T_{g2}) + h_u (T_{g2} - T_o)) \\
 (A.1.1) \quad & \frac{d^2 T_{g2}}{dx^2} = \frac{1}{\lambda_g e_g} ((h_t + h_u) T_{g2} - h_t T_m - h_u T_o)
 \end{aligned}$$

Idet T_2 forudsættes kendt, evt. via iteration, og der regnes med symmetrisk temperaturfordeling omkring midten af glasset, kan der opstilles følgende to grænsebetingelser:

$$(A.1.2) \quad T_{g2}(0) = T_2$$

$$(A.1.3) \quad \left. \frac{dT_{g2}}{dx} \right|_{x=b/2} = 0$$

For (A.1.1) omskrevet til:

$$(A.1.4) \quad \frac{d^2 T_{g2}}{dx^2} = \frac{h_t + h_u}{\lambda_g e_g} (T_{g2} - \frac{h_t T_m + h_u T_a}{h_t + h_u})$$

og definitionerne (A.1.5) og (A.1.6):

$$(A.1.5) \quad m_2^2 = \frac{h_t + h_u}{\lambda_g e_g}$$

$$(A.1.6) \quad Y = T_{g2} - \frac{h_t T_m + h_u T_o}{h_t + h_u}$$

giver følgende:

$$Y \Big|_{x=0} = T_2 - \frac{h_t T_m + h_u T_o}{h_t + h_u}$$

$$\left. \frac{dy}{dx} \right|_{x=b/2} = 0$$

Da vil (A.1.4) være:

$$(A.1.7) \quad \frac{dy^2}{dx^2} = m_2^2 Y$$

Til (A.1.7) er den generelle løsning:

$$(A.1.8) \quad Y = C_1 \sinh (m_2 x) + C_2 \cosh (m_2 x)$$

Grænsebetingelsen (A.1.2) giver:

$$(A.1.9) \quad C_2 = T_2 - \frac{h_t T_m + h_u T_o}{h_t + h_u}$$

Grænsebetingelsen (A.1.3) giver:

$$(A.1.10) \quad C_1 = -C_2 \tanh (m_2 b/2)$$

For (A.1.9) indsat i (A.1.10) fås da:

$$(A.1.11) \quad C_1 = [T_2 - \frac{h_t T_m + h_u T_o}{h_t + h_u}] \tanh (m_2 b/2)$$

Af (A.1.6) og (A.1.8) have:

$$(A.1.12) \quad \begin{aligned} T_{g2} - \frac{h_t T_m + h_u T_o}{h_t + h_u} &= C_1 \sinh (m_2 x) + C_2 \cosh (m_2 x) \\ T_{g2} &= \frac{h_t T_m + h_u T_o}{h_t + h_u} + C_1 \sinh (m_2 x) + C_2 \cosh (m_2 x) \end{aligned}$$

som differentieret giver:

$$(A.1.13) \quad \begin{aligned} \frac{dT_{g2}}{dx} &= C_1 m_2 \cosh (m_2 x) + C_2 m_2 \sinh (m_2 x) \\ \frac{dT_{g2}}{dx} \Big|_{x=0} &= C_1 m_2 = -m_2 C_2 \tanh (m_2 b/2) \\ \frac{dT_{g2}}{dx} \Big|_{x=0} &= -m_2 [T_2 - \frac{h_t T_m + h_u T_o}{h_t + h_u}] \tanh (m_2 b/2) \end{aligned}$$

Varmestrømmen q_2 kan bestemmes af:

$$\begin{aligned} q_2 &= -\lambda_g e_g \frac{dT_{g2}}{dx} \Big|_{x=0} \\ q_2 &= + \lambda_g e_g m_2 [T_2 - \frac{h_t T_m + h_u T_o}{h_t + h_u}] \tanh (m_2 b/2) \\ q_2 &= b/2 \lambda_g e_g m_2^2 [T_2 - \frac{h_t T_m + h_u T_o}{h_t + h_u}] \frac{\tanh (m_2 b/2)}{m_2 b/2} \end{aligned}$$

idet $m_2^2 = \frac{h_t + h_u}{\lambda_g e_g}$ fås da:

$$(A.1.14) \quad q_2 = b/2 [(h_t + h_u) T_2 - h_t T_m - h_u T_o] \cdot F_2 \quad (Wm^{-1})$$

$$\text{hvor} \quad F_2 = \frac{\tanh(m_2 b/2)}{m_2 b/2}$$

$$\text{og} \quad m_2^2 = \frac{h_t + h_u}{\lambda_g e_g}$$

F_2 er finnefaktoren.

For det indre glas findes q_1 på tilsvarende måde, og der fås:

$$(A.1.15) \quad q_1 = -b/2[(h_i+h_f)T_1-h_i t_a-h_f T_m] \cdot F_1 \quad (Wm^{-1})$$

$$\text{hvor } F_1 = \frac{\tanh(m_1 b/2)}{m_1 b/2}$$

$$\text{og } m_1 = \frac{h_i+h_f}{\lambda_g e_g}$$

Appendiks 2

Listning af program til beregning af
varmetransporten i monolitisk silica aerogel

A.2 Listning af program til beregning af varmetransporten i monolitisk silica aerogel

Programmeringssproget er Turbo-Pascal, version 4,0 og programmet er kørt på en IBM PS/2-60.

Programlistning:

```
Program vtab;

Uses Crt ;

(1) Const vle = 0.004;      {Varmeledningsevne i luft og fast stof for evakueret}
                                {monolitisk silica aerogel (W/mK)}
      d_g = 0.004;          {Tykkelse af glas (m)}
      rho = 105.0;          {Massefylde af monolitisk silica aerogel (g/l)}
      sigma = 5.67E-08;     {Stefan-Boltzmanns konstant}
      e_g = 0.88;           {Emissionstal for glas (-)}
      Tk = 273.15;

Var      OutFile              : Text;

      i,j                      : Integer;
      d_msa,Tg1,Tg2,T1,T2,Tr,e_eff,d_g1,d_g2,ds,K,a,n,q,M,N1,tau0 :Real;

Begin

  Assign(OutFile,'Output.TxT');
  Rewrite(Outfile);

  {Indlæsning fra skærmen}

  ClrScr;

  Writeln('      Beregning af varmetab gennem en dæklagskonstruktion med ');
  Writeln('                        monolitisk silica aerogel ');
  Writeln;
  Writeln('*****');
  Writeln;
  Write('      Celciustemperaturen af det varme glas ? : ');
  Readln(T1);
  Writeln;
  Write('      Celciustemperaturen af det kolde glas ? : ');
  Readln(T2);
  Writeln;
  Writeln('.....');
  Writeln('      Tykkelsesvariationen for den monolitiske silica aerogel ');
  Writeln('.....');
  Write('      Nedre grænse for tykkelsen ? (i m) : ');
  Readln(d_g1);
  Writeln;
  Write('      Øvre grænse for tykkelsen ? (i m) : ');
  Readln(d_g2);
  Writeln;
  Write('      Stedskridt for aerogeltykkelsen ? (i m) : ');
  Readln(ds);
  Writeln;

  K := (d_g2 - d_g1)/ds;
  j := Trunc(K) + 2;
  Tg1 := T1 + Tk;
  Tg2 := T2 + Tk;
  d_msa := d_g1;

  Writeln(OutFile,' Fil for varmetabsberegning af dæklagskonstruktion med');
  Writeln(OutFile,' monolitisk silica aerogel. ');
  Writeln(OutFile,' Der er ønsket en beregning af et dæklag med aerogel i ');
  Writeln(OutFile,' tykkelsen fra : ',d_g1:5:3,' m til : ',d_g2:5:3,' m og med'
);
```

```

Writeln(OutFile, ' temperaturen ', T1:5:1, ' C af det varme glas og tilsva-');
Writeln(OutFile, ' rende ', T2:5:1, ' C for det kolde glas');
Writeln(OutFile, '*****');
Writeln(OutFile);

For i := 1 to j do
Begin
  Tr := exp(1/5.6*ln((exp(6.6*ln(Tg1)) - exp(6.6*
    ln(Tg2)))/((Tg1 - Tg2)*6.6)));
  a := 20*rho*exp(-2.7*ln(Tr/318));
  n := 1 + 0.00021*rho;
  N1 := v1e*a/(4*sigma*sqr(sqr(Tg1)));
  tau0 := d_msa*a;
  e_eff := 1 - (1-e_g)*exp(-N1/(N1+0.04))*
    Arctan(tau0*(1+0.02/N1))*(360/2/Pi));
  (2)
  (3) q := n*n*sigma*((sqr(sqr(Tg1)) - sqr(sqr(Tg2)))/
    (2/e_eff-1+3/4*tau0)) + v1e/d_msa*(Tg1 - Tg2);

  M := (Tg1 - Tg2)/q;

  Writeln(OutFile, ' : ', d_msa:6:4, ' m : ', q:5:2,
    ' W/m2 : ', M:6:3, ' m2K/W : ');
  writeln(OutFile);

  Writeln(' : ', d_msa:5:3, ' m : ', q:5:2,
    ' W/m2 : ', M:5:2, ' m2K/W : ');
  Writeln;

  d_msa := d_msa + ds;

end;

Close(OutFile);
END.

```

Ovenstående program er for porelufttryk på 100 mbar eller derunder. For porelufttrykket lig atmosfæretrykket er der kun tre mindre ændringer i programmet, og de er som følger.

```

ad 1:      Const v11 = 0.0178;      {Varmeledningsevne i luft og fast stof for luftfyldt}
                                         {monolitisk silica aerogel (W/mK)}

ad 2:      N1 := v11*a/(4*sigma*sqr(sqr(Tg1)));

ad 3:      q := n*n*sigma*((sqr(sqr(Tg1)) - sqr(sqr(Tg2)))/
    (2/e_eff-1+3/4*tau0)) +
    (Tg1-Tg2)/d_msa*(v11+35E-06*(0.5*(Tg1+Tg2)-323));

```

Appendiks 3

Ind- og uddata for EUROSOL

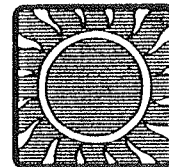
Prøvestationen for solvarmeanlæg

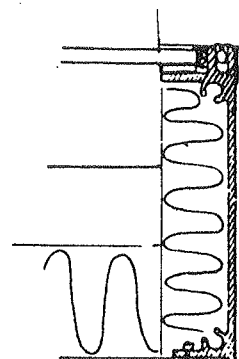
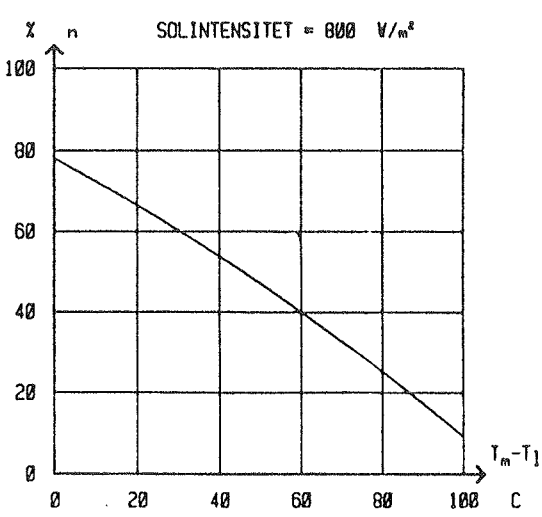
Varme- og
Installationsteknik
Teknologisk Institut

Postadresse:
Postboks 141
2630 Tåstrup

Besøgsadresse:
Gregersensvej
Høje Tåstrup

Tlf.: 02-99 66 11
Giro 9 00 09 76
Telex 33 416 ti dk



DATABLAD VEDRØRENDE SOLFANGEREFFEKTIVITET		NR. D 2003
Fabrikat: BATEC, LIDEMARKSVEJ 20, 4681 HERFØLGE		Type: BA 22 SELEKTIV
Prøvelaboratorium: LABORATORIET FOR VARMEISOLERING, DTH, 2800 LYNGBY, TLF.02-88 35 11		Solf.-id.-nr.: 161
Udv.dim.: 2,07 x 1,12 x 0,085 m Vægt: 40,0 kg Transparent areal: 2,16 m² Transparent(e) lag: 1 lag 4 mm glas Absorber: Type: rør-plade; forbindelsesteknik: valsning Materiale: kobberør, aluminiumsplade Tykkelse: pladetykkelse: 0,5 mm; vægtykkelse i kobberørene: 0,35 mm Kanalsystem: 8 langsgående parallelle rør Fordelerrør: kobberør 22 x 1 mm Belægning: selektiv, anodiseret og farvet med nikkel Bagsideisolering: 30 mm mineraluld Kantisolering: 15 mm mineraluld Solf.-kasse: ramme af alu-profil, bagside af alu-plade Tætning: glasset hviler på et butylbånd og fu- gen mellem glas og ramme er tætnet med sili- konefugemasse, EPDM-gummityller ved rørgen- nemføringer Anbefalet max.tryk: 250 kPa Tryktab: 0,6 kPa ved en vækestrøm på 0,043 kg/s pr. element (50% propylenglykol) Tilslutning: kan ske til de fire tilslut- studse med indvendigt 3/4" gevind. Andre tilslutningsstudse kan udføres efter behov Montering: Solfangeren kan monteres uden på tag eller indbygges Tværsnit:  Effektivitetsudtryk ved flg. forhold: Hældning 45°, vækestrøm 0,043 kg/s 50% propylenglykol, vindhastighed 5 m/s $\eta = 0,78 - 4,4 \frac{T_m - T_l}{E} - 0,011 \frac{(T_m - T_l)^2}{E}$ hvor η = effektivitet T_m = middelvæsketemperatur T_l = lufttemperatur E = solintensitet SOLINTENSITET = 800 W/m² 		
Bemærkninger til prøvningen: Ingen		
Dato: 1983-02-09	Prøvestationens underskrift:  T. VEST HANSEN	

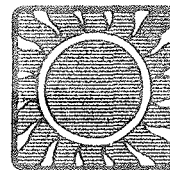
Prøvestationen for solvarmeanlæg

Varme- og
Installationsteknik
Teknologisk Institut

Postadresse:
Postboks 141
2630 Tåstrup

Besøgsadresse:
Gregersensvej
Høje Tåstrup

Tlf.: 02-99 66 11
Giro 9 00 09 76
Telex 33 416 ti dk



DATABLAD FOR VARMELAGRE TIL SOLVARMEANLÆG TIL BRUGSVANDSOPVARMNING		Prøvestationsnr.: D 3018																		
		Type: AS 250																		
FABRIKANT: MERCOTECH ODENSE ApS, Kratholmvej 24, 5260 Odense		VA-godkendelsesnr.: 3.21/DK 4999																		
REKVIRENT: ANS SOLVARME, Mågevej 19, 8643 Ans By		Godkendelsesnr.: K 060																		
Udformning: Varmtvandsbeholder med spiral som forbindes til solfangerkredsen, placeret forinden i beholderen. Varmt vand tappes foroven i beholderen og koldt vand ledes ind ved bunden. En mineraluldskappe omgiver beholderen. Udv.dim.incl.isolering: 0,600 m x 2,080 m Vægt fyldt: 390 kg Varmtvandsbeholder: Type: Cylindrisk m.hvælvede endebunde Udv.dim.: (diam x højde): 0,450 m x 1,630 m Volumen: 250 l Godsmateriale: Stål Korrosionsbeskyttelse: magnesiumanode Varmeveksler: (Solfangerkreds): 4 stk. paralleltløbende 6/8 mm glatte kobber-rør á 5 m Væske indhold: 0,6 l Varmeoverførende areal: 0,38 m² Elpatron: Ydelse: 3 kW Væskevolumen over varmelegeme: 80 l Isolering: Bund(materiale/tykkelse): Mineraluld/ 0 mm Sider - " - : -"- 75 mm Top - " - : -"- 125 mm																				
Lodret snit i lager: Måleresultater <table> <tr> <td>Varmelagringskapacitet</td> <td>:</td> <td>1047 kJ/°C</td> </tr> <tr> <td>Varmetabskoefficient i drift</td> <td>:</td> <td>3,7 W/°C</td> </tr> <tr> <td>Varmetabskoefficient i stilstand:</td> <td>:</td> <td>2,1 W/°C</td> </tr> </table> Varmeoverføringsevne fra Solfangervæske til lager <table> <tr> <td>H(20)</td> <td>:</td> <td>170 W/°C</td> </tr> <tr> <td>H(50)</td> <td>:</td> <td>230 W/°C</td> </tr> <tr> <td>H(80)</td> <td>:</td> <td>280 W/°C</td> </tr> </table> Tryktab over varmeveksler Ved væskestrøm på 0,1 kg/s 50% propylenglykol og væske-temperatur ca. 25°C : 20,5 kPa Symboler: H(T₁) - Varmeroverføringsevne ved lagertemperatur på T₁ °C, W/°C			Varmelagringskapacitet	:	1047 kJ/°C	Varmetabskoefficient i drift	:	3,7 W/°C	Varmetabskoefficient i stilstand:	:	2,1 W/°C	H(20)	:	170 W/°C	H(50)	:	230 W/°C	H(80)	:	280 W/°C
Varmelagringskapacitet	:	1047 kJ/°C																		
Varmetabskoefficient i drift	:	3,7 W/°C																		
Varmetabskoefficient i stilstand:	:	2,1 W/°C																		
H(20)	:	170 W/°C																		
H(50)	:	230 W/°C																		
H(80)	:	280 W/°C																		
Bemærkning: Tab fra solfangerkredsens armaturer (pumpe mv) er medtaget ved måling af varmetabet under drift. Isoleringen på sider er på beholdere fremover, ændret til 90 mm iht. oplysninger fra leverandør. Beholderen kan også leveres med ekstra varmeveksler i toppen for central- eller fjernvarmevand.		DATO: 1987-03-12 Prøvestationens underskrift: <i>[Signature]</i> Test pansen																		

Inddata for BA22 Selektiv (1:2)

```
*****
*
*                               E U R S O L                               *
*                               -----                               *
*
*      SOLAR SYSTEM FOR HOT WATER PRODUCTION:  SYSTEM TYPE  3      *
*
*****
```

SIMULATION NUMBER 1

batec solfanger

METEOROLOGICAL DATA FILE IDENTIFICATION:

kbh45syd

Longitude of the time zone standard meridian: -15.00 Degr.
Local geographic longitude: -12.57 Degr.
Local geographic latitude: 55.68 Degr.
Collector plane azimuth angle: .00 Degr.
Collector plane tilt angle: 45.00 Degr.

COLLECTOR ARRAY PARAMETERS

Collector array surface area	4.000	sqm
Collector thermal capacity per sqm.	10.000	kJ/(sqm.K)
Effective tau-alpha product	.780	-
Constant term of heat loss coeff.	4.400	W/(sqm.K)
Temp. coeff. of heat loss coeff.	.011	W/(sqm.KK)
Collector efficiency factor	1.000	-
Fluid density * specific heat	4.160	kJ/(lit.K)
Specific volumetric flow rate	50.000	lit/(sqm.h)

COLLECTOR LOOP PIPING PARAMETERS

Piping heat loss coefficient	.500	W/(m.K)
Length of collector loop hot leg	5.000	meter
Length of collector loop cold leg	5.000	meter
Power of the circulation pump	60.000	Watt
Fraction pump pow. dissip. in fluid	.700	-
Piping ambient temperature	20.000	Degr.C

COLLECTOR LOOP CIRCULATION PUMP ON-OFF CONTROLLERS

Diff.Therm. Starting Differential	4.000	Degr.C
Diff.Therm. Stopping Differential	2.000	Degr.C
Safety Thermostat Switch-ON Temp.	95.000	Degr.C
Safety Thermostat Switch-OFF Temp.	90.000	Degr.C

Inddata for BA22 Selektiv (2:2)

STRATIFIED SOLAR STORAGE TANK (5 layers)

Heat tr.coef. subm.exch. in layer 1	.000	Watt/Degr.C
Heat tr.coef. subm.exch. in layer 2	.000	Watt/Degr.C
Heat tr.coef. subm.exch. in layer 3	.000	Watt/Degr.C
Heat tr.coef. subm.exch. in layer 4	.000	Watt/Degr.C
Heat tr.coef. subm.exch. in layer 5	200.000	Watt/Degr.C
Total volume of the storage tank	250.000	liter
Height to Diameter ratio (cylinder)	3.500	-
Total heat loss coefficient	3.000	Watt/Degr.C
Ambient temperature (for all tanks)	20.000	Degr.C
Initial Temperature	20.000	Degr.C

AUXILIARY HEATING IN STRATIFIED STORAGE TANK

Total power of heating element	3.000	kW
Fraction dissipated in layer 1	.000	-
Fraction dissipated in layer 2	1.000	-
Fraction dissipated in layer 3	.000	-
Fraction dissipated in layer 4	.000	-
Fraction dissipated in layer 5	.000	-

AUXILIARY HOT WATER HEATING ON-OFF CONTROL

Heating Switch-ON temperature	52.000	Degr.C
Heating Switch-OFF temperature	55.000	Degr.C
Heating switch-ON hour (0....23)	.000	hour(int)
Heating switch-OFF hour (0...24)	24.000	hour(int)

HOT WATER CONSUMPTION TEMPERATURES AND USAGE

Cold water inlet temperature	10.000	Degr.C
Hot water consumption temperature	50.000	Degr.C
Daily volumetric hot water usage	120.000	liters/day

HOURLY FRACTIONS OF THE DAILY HOT WATER USAGE PROFILE:

Hour	Fraction	Hour	Fraction	Hour	Fraction	Hour	Fraction
-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----
1	.0220	7	.0140	13	.0360	19	.0680
2	.0000	8	.0480	14	.0500	20	.1160
3	.0000	9	.0720	15	.0270	21	.0960
4	.0000	10	.0840	16	.0230	22	.0690
5	.0000	11	.0700	17	.0210	23	.0550
6	.0000	12	.0450	18	.0380	24	.0460

Uddata for BA22 Selektiv (1:2)

*
*
*

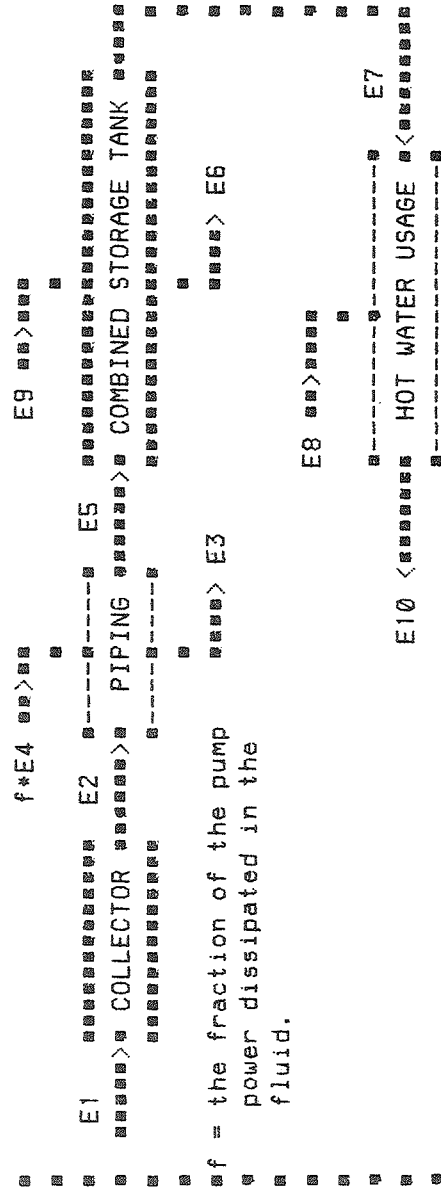
T A B L E O F R E S U L T S
*
*

Designation of the output quantities:
All energy values are expressed in MJ.

- E 1 = Total collector radiation input
- E 2 = Collector energy output
- E 3 = Collector loop piping heat losses
- E 4 = Coll.loop circulation pump consumption
- E 5 = Solar Storage tank energy input
- E 6 = Solar Storage tank heat losses
- E 7 = Storage energy output to hot water
- E 8 = External auxiliary energy supply to DHW
- E 9 = Auxiliary heat supply to DHW-tank
- E10 = Net energy demand for hot water usage

ENERGY BALANCE BLOCK DIAGRAM:

ENERGY BALANCE OF SYSTEM TYPE 3



The energy demand of the hot water usage is given by E10. For a well designed combined hot water tank, E7 = E10 and E8 = 0. A solar fraction can be defined only by comparison with a non-solar reference system.

Uddata for BA22 Selektiv (2:2)

MON	E 1 E 8	E 2 E 9	E 3 E10	E 4	E 5	E 6	E 7
Jan	382.5 .0	111.4 602.9	7.2 623.0	8.4	110.0	96.6	623.0
Feb	823.6 .0	258.3 436.6	25.1 562.7	17.8	245.6	117.1	562.7
Mar	1062.2 .0	338.8 447.6	35.5 623.0	25.0	320.8	140.3	623.0
Apr	1914.1 .0	661.8 230.2	98.4 602.9	43.4	593.7	202.5	602.9
May	2252.4 .0	802.9 144.4	128.5 623.0	49.5	709.1	234.4	623.0
Jun	2532.7 .0	923.2 93.2	173.4 602.9	54.3	787.8	271.3	602.9
Jul	2247.6 .0	841.7 130.6	152.2 623.0	54.2	727.3	253.0	623.0
Aug	2146.2 .0	853.6 126.5	144.4 623.0	52.4	745.9	243.7	623.0
Sep	1531.1 .0	609.5 239.0	84.5 602.9	41.6	554.2	189.5	602.9
Oct	978.6 .0	376.2 408.1	39.9 623.0	26.9	355.2	150.6	623.0
Nov	552.3 .0	195.7 519.4	14.2 602.9	17.2	193.6	111.9	602.9
Dec	492.1 .0	167.1 567.7	10.2 623.0	13.9	166.6	107.4	623.0
TOT	16915.3 .0	6140.1 3946.1	913.6 7335.6	404.6	5509.7	2118.5	7335.6

Inddata for Airglass solfanger (1:2)

```
*****
*
*                               E U R S O L
*                               -----
*
*   SOLAR SYSTEM FOR HOT WATER PRODUCTION:  SYSTEM TYPE  3
*
*****
```

SIMULATION NUMBER 2

airglass solfanger

METEOROLOGICAL DATA FILE IDENTIFICATION:

kbh45syd

Longitude of the time zone standard meridian: -15.00 Degr.
Local geographic longitude: -12.57 Degr.
Local geographic latitude: 55.68 Degr.
Collector plane azimuth angle: .00 Degr.
Collector plane tilt angle: 45.00 Degr.

COLLECTOR ARRAY PARAMETERS

Collector array surface area	4.000	sqm
Collector thermal capacity per sqm.	10.000	kJ/(sqm.K)
Effective tau-alpha product	.750	-
Constant term of heat loss coeff.	1.000	W/(sqm.K)
Temp. coeff. of heat loss coeff.	.000	W/(sqm.KK)
Collector efficiency factor	1.000	-
Fluid density * specific heat	4.160	kJ/(lit.K)
Specific volumetric flow rate	50.000	lit/(sqm.h)

COLLECTOR LOOP PIPING PARAMETERS

Piping heat loss coefficient	.500	W/(m.K)
Length of collector loop hot leg	5.000	meter
Length of collector loop cold leg	5.000	meter
Power of the circulation pump	60.000	Watt
Fraction pump pow. dissip. in fluid	.700	-
Piping ambient temperature	20.000	Degr.C

COLLECTOR LOOP CIRCULATION PUMP ON-OFF CONTROLLERS

Diff.Therm. Starting Differential	4.000	Degr.C
Diff.Therm. Stopping Differential	2.000	Degr.C
Safety Thermostat Switch-ON Temp.	95.000	Degr.C
Safety Thermostat Switch-OFF Temp.	90.000	Degr.C

Inddata for Airglass solfanger (2:2)

STRATIFIED SOLAR STORAGE TANK (5 layers)

Heat tr.coef. subm.exch. in layer 1	.000	Watt/Degr.C
Heat tr.coef. subm.exch. in layer 2	.000	Watt/Degr.C
Heat tr.coef. subm.exch. in layer 3	.000	Watt/Degr.C
Heat tr.coef. subm.exch. in layer 4	.000	Watt/Degr.C
Heat tr.coef. subm.exch. in layer 5	200.000	Watt/Degr.C
Total volume of the storage tank	250.000	liter
Height to Diameter ratio (cylinder)	3.500	-
Total heat loss coefficient	3.000	Watt/Degr.C
Ambient temperature (for all tanks)	20.000	Degr.C
Initial Temperature	20.000	Degr.C

AUXILIARY HEATING IN STRATIFIED STORAGE TANK

Total power of heating element	3.000	kW
Fraction dissipated in layer 1	.000	-
Fraction dissipated in layer 2	1.000	-
Fraction dissipated in layer 3	.000	-
Fraction dissipated in layer 4	.000	-
Fraction dissipated in layer 5	.000	-

AUXILIARY HOT WATER HEATING ON-OFF CONTROL

Heating Switch-ON temperature	52.000	Degr.C
Heating Switch-OFF temperature	55.000	Degr.C
Heating switch-ON hour (0...23)	.000	hour(int)
Heating switch-OFF hour (0...24)	24.000	hour(int)

HOT WATER CONSUMPTION TEMPERATURES AND USAGE

Cold water inlet temperature	10.000	Degr.C
Hot water consumption temperature	50.000	Degr.C
Daily volumetric hot water usage	120.000	liters/day

HOURLY FRACTIONS OF THE DAILY HOT WATER USAGE PROFILE:

Hour	Fraction	Hour	Fraction	Hour	Fraction	Hour	Fraction
1	.0220	7	.0140	13	.0360	19	.0680
2	.0000	8	.0480	14	.0500	20	.1160
3	.0000	9	.0720	15	.0270	21	.0960
4	.0000	10	.0840	16	.0230	22	.0690
5	.0000	11	.0700	17	.0210	23	.0550
6	.0000	12	.0450	18	.0380	24	.0460

Uddata for Airglass solfanger (1:1)

*
*
*
*

T A B L E O F R E S U L T S

*
*

Designation of the output quantities:
All energy values are expressed in MJ.

E 1 = Total collector radiation input
E 2 = Collector energy output
E 3 = Collector loop piping heat losses
E 4 = Coll.loop circulation pump consumption
E 5 = Solar Storage tank energy input
E 6 = Solar Storage tank heat losses
E 7 = Storage energy output to hot water
E 8 = External auxiliary energy supply to DHW
E 9 = Auxiliary heat supply to DHW-tank
E10 = Net energy demand for hot water usage

MON	E 1 E 8	E 2 E 9	E 3 E10	E 4	E 5	E 6	E 7
Jan	382.5 .0	195.9 542.7	15.8 623.0	13.1	189.2	113.1	623.0
Feb	823.6 .0	451.5 318.2	59.3 562.7	25.2	409.9	161.3	562.7
Mar	1062.2 .0	585.5 291.2	82.4 623.0	36.8	528.9	192.5	623.0
Apr	1914.1 .0	1022.3 95.3	191.5 602.9	53.2	867.9	313.7	602.9
May	2252.4 .0	1218.4 11.3	259.3 623.0	60.0	1001.1	395.0	623.0
Jun	2532.7 .0	1230.7 9.7	267.4 602.9	57.6	1003.6	417.6	602.9
Jul	2247.6 .0	1195.8 21.1	260.7 623.0	61.5	978.1	393.4	623.0
Aug	2146.2 .0	1183.5 32.3	247.6 623.0	58.1	976.5	383.9	623.0
Sep	1531.1 .0	905.0 83.2	159.4 602.9	51.2	781.5	264.8	602.9
Oct	978.6 .0	571.5 277.7	77.9 623.0	36.3	519.1	193.9	623.0
Nov	552.3 .0	312.3 438.3	29.8 602.9	23.4	298.8	133.7	602.9
Dec	492.1 .0	273.1 492.9	24.0 623.0	18.9	262.3	127.7	623.0
TOT	16915.3 .0	9145.4 2613.9	1675.1 7335.6	495.2	7816.9	3090.7	7335.6

Appendiks 4

Highly insulating transparent cover
based on monolithic silica aerogel

Paper præsenteret på
North Sun '88

HIGHLY INSULATING TRANSPARENT COVER BASED ON
MONOLITHIC SILICA AEROGEL

Karsten Ingerslev Jensen, M.Sc. and
Svend Svendsen, Ass. Prof., Ph.D., M.Sc.
Thermal Insulation Laboratory
Technical University of Denmark
Building 118, DK-2800 Lyngby, Denmark

ABSTRACT

The monolithic silica aerogel is a new product which has proved to have excellent qualities as a transparent insulation in covers, especially when it is evacuated. The heat loss coefficient of a cover consisting of 20 mm evacuated silica aerogel between two layers of glass with sealed edges has been calculated including correction for the thermal bridge of the edge. By the calculations a considerable influence of the thermal bridge on the heat loss coefficient of the cover has been shown. The cover is expected to have a total heat loss coefficient of about $0.5 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ and a solar transmittance up to 75%.

KEY WORDS

Monolithic silica aerogel; highly insulating cover; solar walls; simulation.

1. INTRODUCTION

The monolithic silica aerogel has a high solar transmittance and its thermal insulating properties are moreover considerable, especially if the material is evacuated. The most serious disadvantage of the monolithic silica aerogel is that it will be damaged by water, and that its ultimate tensile stress is limited.

In order to take advantage of the good qualities of the monolithic silica aerogel considering its disadvantages it is necessary to make a unit consisting of the aerogel enclosed between two layers of glass and seal the unit by an appropriate sealing of the edge. Used in a solar wall a unit of this type will improve the output considerably.

2. MONOLITHIC SILICA AEROGEL

The chemical combination of the material is 99.99% SiO_2 or quartz. The material can be made with a den-

sity of $70\text{--}250 \text{ kgm}^{-3}$. In this case aerogel with a density of about 100 kgm^{-3} has been used. The index of refraction is dependent of the density, and in this case it is 1.02. The size of the particles is typically 4-7 nm and the open pores are generally 10-20 nm. Temperatures up to about 750°C are no problem and neither are pressures up to about 3 bars, but the ability to withstand tension is small, and the material will be damaged by liquid water.

The normal solar transmittance has for a 20 mm thick sample of aerogel been measured to 90% with a variation of $\pm 2\%$. At room temperature and atmospheric pressure the thermal conductivity is about $0.020 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ and at a vacuum it is $0.008 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$. The vision through the material is slightly yellow against a bright background and slightly blue against a dark background.

The trade mark of the material is Airglass and it is manufactured by Airglass AB, Lund, Sweden. The size of the samples used for the investigation are about 18 cm x 18 cm x 2 cm, but a pilot production of plates of 60 cm x 60 cm x 2 cm has just been started.

3. THE COVER

The cover consists of 20 mm monolithic silica aerogel enclosed between two 4 mm layers of low iron glass and a sealing of the edges. The aerogel is evacuated to obtain the best possible insulating capacity. According to Büttner and coworkers (1988) the full effect of the evacuation as far as the insulating capacity is concerned is obtained at an air pressure below 100 mbar. Because of the great insulating capacity of the evacuated aerogel the thermal bridge of the edges will greatly influence the total heat loss coefficient of the cover.

3.1 Thermal conductivity of the evacuated silica aerogel

At a density of about 100 kgm^{-3} of the monolithic silica aerogel the biggest pores of the material will be about 100 nm. Thermal conductivity in the air of the pores will, therefore, only take place at an air pressure in the aerogel above 100 mbar. The thermal conductivity of the solid part of the material is only slightly dependent of the temperature and at a density of about 100 kgm^{-3} the solid thermal conductivity is $0.004 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$.

3.2 Thermal radiation in the silica aerogel

Heat transfer by radiation is influenced by conduction near the boundary surface of the aerogel. Infrared radiation is emitted from these boundary

surfaces and in this way the total heat transfer will be increased by radiation. In order to take this effect into account Scheuerpflug and coworkers (1985) and Caps and Fricke (1986) have given a semi-empirical expression for the actual emission, ϵ' , which is used in the following equation for the total heat transfer by radiation, q_r , from the warm glass to the cold glass through the aerogel in the cover.

$$q_r = n^2 \sigma (T_h^4 - T_c^4) / (2/\epsilon' - 1 + 3/4 \tau_o) \quad (1)$$

where n is the index of refraction
 σ is the Stefan-Boltzmann constant
 T_h and T_c are the temperatures of the warm and the cold glass with the emissivity, ϵ , and
 τ_o is the optical thickness of the aerogel

R (m ² KW ⁻¹)	T _h (°C)						
	20	30	40	50	60	70	80
T _c (°C) 0	3.10	2.98	2.85	2.73	2.60	2.48	2.35
10	2.99	2.87	2.74	2.62	2.50	2.38	2.25
20		2.75	2.63	2.51	2.39	2.28	2.16

Table 1. Thermal resistance, R, of 20 mm evacuated aerogel enclosed between two glass layers.

4. THERMAL BRIDGE AT THE EDGE

As the monolithic silica aerogel has a very low heat loss coefficient the thermal bridge of the edges will have a considerable influence on the total heat loss coefficient of the cover. Some calculations have been made on the basis of an analytical model in which it has been taken into account that the glasses act as fins. The heat will be transferred from the warm glass through the edges to the cold glass.

Some calculations of the influence of the edges on the total heat loss coefficient of the cover are carried out. The calculations have been made for a 1 x 2 m² cover with 20 mm evacuated silica aerogel, 4 mm thick glass layers, the sealing of the edges is of varying thickness of aluminium (AL) or stainless steel (SS). The temperatures of the warm and the cold glass are 80°C and 20°C. The inside and the outside surface resistances are 0.13 m²KW⁻¹ and 0.04 m²KW⁻¹. The heat loss coefficient without correction for the thermal bridge, U_{LO} , is 0.43 Wm⁻²K⁻¹. The heat loss coefficient for the cover with correction for the thermal bridge, U_{LC} , is shown in table 2. From the results it can clearly be seen that it is very important to minimize the thermal bridges of the sealing of the edges.

It must, however, not be forgotten that the frame, in which the cover is placed, must be made with a heat

loss coefficient similar to that of the cover.

Thick- ness mm	Material (-)	U_{LO} ($Wm^{-2}K^{-1}$)	U_{LC} ($Wm^{-2}K^{-1}$)	Increase of U_{LC} (%)
5	AL	0.43	0.72	67
1	AL	-	0.71	65
1	SS	-	0.68	58
0.1	SS	-	0.55	28
0.01	SS	-	0.45	5

Table 2. The influence of the sealing of the edges on the total heat loss coefficient of the cover. The materials AL and SS are aluminium and stainless steel. U_{LO} and U_{LC} are the heat loss coefficients of the cover before and after correction for the thermal bridges of the sealing.

AIR TIGHTNESS OF THE COVER

As already mentioned the air pressure in the aerogel must be lower than about 100 mbar to avoid heat transfer in the pores. Therefore, the sealing is an important problem.

The sealing can either be made of glass/glass or of glass/metal which are both absolute tight for this purpose. These solutions are, however, both rather difficult to make and the thermal bridge will be unacceptably high. A minor leakage in the sealing may be accepted. If the cover is evacuated to about 1 mbar and a rise to 100 mbar is allowed a leak rate of 1 m² cover with 20 mm silica aerogel must be smaller than 190 µg per day. It seems to be possible to meet this demand when using a quality butyl sealing in combination with a stainless steel foil.

5. EXPECTED QUALITIES

By using low iron glass for the cover it seems possible to have a solar transmittance of about 75%. Having taken the thermal bridges into account the heat loss coefficient is expected to be lower than 0.5 $Wm^{-2}K^{-1}$.

6. COMPUTER SIMULATIONS

In Paludan-Müller and Jørgensen (1988) a comparison, by means of the calculation program SUNCODE, has been made between different types of covers. The comparison has been made on the basis of a 60 m² apartment with a 36 cm thick brick wall, which has been supplied with a 7 m² solar wall facing south. The weather data of the Danish reference year have been used. The annual energy consumption of the apartment has been calculated to be 6355 kWh.

The heat loss coefficient, U_L , of the different types of covers has been calculated for both cover and frame. The effective transmittance-absorptance product $(\tau\alpha)_e$ is given for normal radiation. The energy saving of the solar wall is compared to the annual energy consumption of the apartment without solar wall. The four types of cover are: 1. one layer of glass, 2. two layers of glass, 3. one layer of glass with a low emission coating and 4. 20 mm evacuated monolithic silica aerogel between two layers of glass. The results of the simulations are shown in table. 3.

Cover	U_L (W/m ² K)	$(\tau\alpha)_e$ (-)	Savings	
			(kWh/m ²)	%
1	5.7	0.84	65	7
2	3.1	0.75	115	13
3	3.1	0.64	85	9
4	0.6	0.72	218	24

Table 3. Annual energy saving per m² solar wall using different types of cover.

Table 3 clearly shows that the result is much better when using the monolithic silica aerogel (4) than when using any of the other types of cover (1, 2 and 3).

CONCLUSION

The preliminary work of developing a cover with evacuated monolithic silica aerogel has been made and it seems to have been a success. A cover with 20 mm silica aerogel is expected to have a heat loss coefficient of about 0.5 Wm⁻²K⁻¹ and a solar transmittance as high as 75%. The main problems are the air tightness and the thermal bridge in the sealing of the edges.

It is appropriate to use metal in the sealing of the edges because of the air tightness of the cover; but at the same time the use of metal must be reduced to a minimum as the heat loss coefficient of the cover is influenced by the thermal bridge. When making the frame in which the cover is to be mounted it must be made without thermal bridges.

The use of evacuated monolithic silica aerogel as a transparent insulating material in covers for solar walls looks very promising. Calculations have shown that the output of a solar wall has been doubled compared to double glazed solar walls.

ACKNOWLEDGEMENT

These investigations have been made in cooperation with Airglass AB, Lund, Sweden, and they have been funded by the Danish Ministry of Energy.

REFERENCES

1. Büttner, D., Caps, R., Heinemann, U., Hümmer, E., Kadur, A. and Fricke, J. (1988). Thermal loss coefficient of low-density silica aerogel tiles. Solar Energy, 1:1988, pp. 13-15.
2. Scheuerpflug, P., Caps, R., Büttner, D. and Fricke, J. (1985). Apparent thermal conductivity of evacuated SiO₂ aerogel tiles under variation of radiative boundary conditions. Int. J. Heat Mass Transfer, 12:1985, pp. 2299-2306.
3. Caps, R. and Fricke, J. (1986). Infrared radiative heat transfer in highly transparent silica aerogel. Solar Energy, 4:1986, pp. 361-364.
4. Paludan-Müller, C. and Jørgensen, O.B. (1988). Solvægge i den eksisterende boligmasse. Meddelelse nr. 193. Thermal Insulation Laboratory, Technical University of Denmark, 1988.

Appendiks 5

Solvarmeforskningen under Energiministeriet

Forskningsudvalget for Energianvendelse i bygninger, april 1987

J. Kelnæs, afd.chef, Teknologisk Institut (formand)
Ole Jensen, civilingeniør, Statens Byggeforskningsinstitut
(sekretær)
M.R. Byberg, lektor, civilingeniør, Laboratoriet for Varmeiso-
lering, Danmarks Tekniske Højskole
Erik Christophersen, afd.leder, civilingeniør, Statens Bygge-
forskningsinstitut
Vagn Korsgaard, professor, civilingeniør, Laboratoriet for Var-
meisolering, Danmarks Tekniske Højskole
M. Malte Johansen, afd.chef, Jysk Teknologisk
P.J. Snare, eksped.sekr., Energistyrelsen
Bent Petersen, kontorchef, Byggestyrelsen
Peter Steensen, civilingeniør, Teknologisk Institut
Olaf Smith-Hansen, civilingeniør, Rockwool A/S
Knud Hallgreen, ingeniør, Danfoss A/S
Jørgen S.R. Nielsen, civilingeniør, Birch & Krogboe K/S
Peter Dorph-Petersen, fuldmægtig, Energiministeriet

Liste over udsendte rapporter

Solvarmeprogrammet

1. Kombineret solvarme-varmepumpeanlæg. Beregning af et anlæg til en mindre bebyggelse. Laboratoriet for Varmeisolering, DTH, april 1979.
2. Solvarme-fjernvarmeanlæg. Beregning af et centralt anlæg med og uden varmelager. Laboratoriet for Varmeisolering, DTH, september 1979.
3. Solvarmeanlæg i Gentofte. Målinger på anlæg til rumopvarmning og varmt brugsvand. Årsrapport. Laboratoriet for Varmeisolering, februar 1980.
4. Beregningsprogram til solvarmeanlæg. For TI59 programme§'rbar lommeregnermaskine. Teknologisk Institut, 1980.
5. Solvarmeanlæg i Herfølge. Solvarmeanlæg til opvarmning af brugsvand, 1/2 års målinger. Teknologisk Institut, juli 1980.
6. Solvarmeanlæg i Greve. Målinger på anlæg til rumopvarmning og varmt brugsvand. Årsrapport. Laboratoriet for Varmeisolering, DTH, juli 1980.
7. Solfangeres langtidsholdbarhed. Erfaringer med solfangeres udsat for det naturlige vejrlig under kontrollerede, realistiske, ens driftsforhold i 3 år på prøvestand. Teknologisk Institut, juli 1980.
8. Solvarmesystemprøvestand. Resultater fra det første projekt på prøvestanden. Laboratoriet for Varmeisolering, DTH, 1981.
9. Solvarmeanlæg på Juelsminde campingplads. Brugsvand, 3 års målinger. Teknologisk Institut, august 1980.
10. Energiministeriets solvarmeprogram. Statusrapport, august 1980.
11. Energiministeriets solvarmeprogram. Projektforslag - langtidsplanlægning, oktober 1980.
12. To solvarmeanlæg til varmt brugsvand. En beskrivelse og vurdering efter 4 måneders drift af anlæggene. Laboratoriet for Varmeisolering, december 1980.
14. Solvarmeanlæg i Blovstrød. 2 1/2 års målinger på 10 m² brugsvandsanlæg. Teknologisk Institut, maj 1981.

15. Solvarmeanlæg til rumopvarmning. En udredning baseret på 2 års målinger på anlæg i Greve og Gentofte. Laboratoriet for Varmeisolering, DTH, august 1981.
16. Solvarmeanlæg til varmt brugsvand. En udredning baseret på 1 års målinger på 2 anlæg. Laboratoriet for Varmeisolering, september 1981.
17. Solvarmeanlæg i Herfølge. Varmtvandsanlæg i tæt-lav byggeri. Teknologisk Institut, maj 1982.
18. Korrosion i solfangerabsorbere. En undersøgelse af korrosionsforholdene i solfangeres væskekanaler. Teknologisk Institut/Korrosionscentralen, juli 1982.
19. Fokuserende solfanger med klimaskærm. Forundersøgelse. Risø, september 1982.
20. Solfangeres driftssikkerhed og holdbarhed. Laboratoriet for Varmeisolering, DTH, juli 1983.
21. Solvarme - fjernvarmeanlæg. Teknisk-økonomisk analyse af systemkombinationer. Teknologisk Institut/Laboratoriet for Varmeisolering, DTH, maj 1983.
22. Solfangerabsorberes overfladebestandighed. Teknologisk Institut, februar 1984.
23. Solvarmeanlæg i Rødovre. Teknologisk Institut, februar 1984.
24. Solvarmeanlæg til varmt brugsvand i Gl.Holte. En vurdering efter et års målinger. Laboratoriet for Varmeisolering, DTH, oktober 1983.
25. Sol i boligen - et ide§'-katalog. Teknologisk Institut, marts 1984.
26. Solvarmeanlæg med stort udbytte - systemanalyse. Laboratoriet for Varmeisolering, DTH, april 1984.
27. Kombineret solvarme-varmepumpeanlæg i Næstved. Laboratoriet for Varmeisolering, DTH, juni 1984.
28. Et solvarmeanlæg til rumopvarmning og varmt brugsvand. Målinger på systemprøvestand. Laboratoriet for Varmeisolering, DTH, september 1984.
29. Billig solfanger/lager unit til brugsvand. Laboratoriet for Varmeisolering, DTH, december 1984.
30. Projekteringsvejledning for passiv solvarme. Teknologisk Institut og Laboratoriet for Varmeisolering, december 1985.
31. Plast og gummi i solvarmeanlæg. Teknologisk Institut, maj 1985.

32. Hydrofil solfanger - Prøvning af prototype. Laboratoriet for Varmeisolering, DTH. September 1985.
33. Solvarmeanlæg med stort udbytte - demonstration. Teknologisk Institut, oktober 1985.
34. Solvarmeanlæg i Brøndby. Solvarmeanlæg til opvarmning af brugsvand i en etageejendom, 2 års målinger. Teknologisk Institut, januar 1986.
35. Selvcirkulerende solvarmeanlæg i Lyngby - resultater og erfaringer fra et års målinger. Laboratoriet for Varmeisolering, DTH. Januar 1986.
36. Konstruktion af solfangere - En håndbog/ide§'bog. Laboratoriet for Varmeisolering, DTH. Marts 1986.
37. Driftserfaringer med solvarmeanlæg: Erfaringer fra besigtigelse af 51 anlæg. Teknologisk Institut, januar 1987.
38. Solvarme i offentlige bygninger - demonstration. 1 års målinger på et 18 m² solvarmeanlæg på en kommunal materielgård. Teknologisk Institut, februar 1987.
39. Solvarme i nybyggeri. Laboratoriet for Varmeisolering, DTH, marts 1987.
40. Selektive overflader i solfangere. Teknologisk Institut, oktober 1987.
41. Solvarmeanlæg til rumopvarmning og varmt brugsvand. Demonstrationsanlæg i Ejby. Laboratoriet for Varmeisolering, DTH, oktober 1987.
42. To forslag til udformning af solvægge. En undersøgelse baseret på indendørs målinger. Laboratoriet for Varmeisolering, DTH, oktober 1987.
43. Konvektionsdreven hydrofil solfanger. Laboratoriet for Varmeisolering, DTH, oktober 1987.
45. Små konkurrencedygtige solvarmeanlæg til brugsvandsopvarmning. Laboratoriet for Varmeisolering, DTH, februar 1988.
46. Solvarmeanlæg og plast. Brugsvandsanlæg. Teknologisk Institut, juli 1988.
47. Solvægge i den eksisterende boligmasse. Laboratoriet for Varmeisolering, DTH, september 1988.
48. Projektering af større solfangeranlæg. Systemudformninger og diagrammer til beregning af ydelse og tab. Laboratoriet for Varmeisolering, DTH, november 1988.

Varmelagerprogrammet (LfV)

1. Litteraturundersøgelser og vurdering af kemiske varmelagre. Peter L. Christensen, august 1979.
2. Sæsonlagring af varme i store vandbassiner. Udført af Dipco Engineering ApS, november 1979.
3. Beregning af energiforbrug i bygninger (EFB-1). En metode til brug for bordregnemaskiner. Anker Nielsen, februar 1980.
4. Beregning af energiforbrug i bygninger (EFB-1). Bruger-vejledning for TI-59. Anker Nielsen, februar 1980.
5. Prøvning af varmelagerunits til solvarmeanlæg. Simon Furbo, april 1980.
6. Beregning af ruminddelte bygningers energiforbrug. Anker Nielsen, oktober 1980.
7. Vinduets betydning for enfamiliehouses energiforbrug. Anker Nielsen, november 1980.
8. Heat Storage with an incongruently melting salt hydrate as storage medium based on the extra water principle. Simon Furbo, december 1980.
9. Enfamiliehuse med glasbeklædte uderum. Anker Nielsen, marts 1981.
10. Kemiske varmelagre. Teori og praksis. Peter L. Christensen, december 1981.
11. Varmtvandsforbrug i boliger. Niels Mejlhede Jensen, februar 1982.
12. Prøvemetoder for mindre varmelagre og erfaringer fra prøvningerne. Simon Furbo og Jan-Erik Larsen, november 1982.
13. Solopvarmning gennem vinduer. Niels Mejlhede Jensen, november 1982.
14. Økonomisk solbidrag til opvarmning af brugsvand. Sven Pedersen, Simon Furbo, Preben Nordgaard Hansen og Vagn Ussing, december 1982.
15. Birkerød solhus. Beregninger og målinger. Niels Mejlhede Jensen, december 1983.
16. Lagertyper og lagerstørrelser i solvarmeanlæg til brugsvandsopvarmning. Søren Østergaard Jensen og Simon Furbo, marts 1984.
17. Prøvning af kemisk varmepumpelager. Otto Dyrnum, april 1984.

18. Varmerovergang i små solvarmelagre. Søren Østergaard Jensen, november 1984.
19. Varmelagring ved hjælp af en kemisk varmepumpe med vandig saltopløsning som absorptionsmiddel. Otto Dyrnum, november 1984.
20. BLAST - EDB-program til beregning af passiv solvarme. Jørgen Erik Christensen, november 1984.
21. Solvarmeanlæg med bygningsintegrerede varmelagre. Lars Olsen, december 1984.
22. Prøvning af et kemisk varmepumpelager med saltopløsning som absorptionsmiddel. Otto Dyrnum, marts 1985.
23. Smeltevarmelagre baseret på salthydrater placeret i plast-slanger. Simon Furbo, august 1987.