Forskning och Utveckling

FOU 1997:15

VÄRME- OCH MASSTRANSPORT I MANTELRÖR TILL LEDNINGAR FÖR FJÄRRKYLA OCH FJÄRRVÄRME

Daniel Eriksson och Bengt Sundén, Avd. för Värmeöverföring, Lunds Tekniska Högskola

FJÄRRVÄRME

VÄRME- OCH MASSTRANSPORT I MANTELRÖR TILL LEDNINGAR FÖR FJÄRRKYLA OCH FJÄRRVÄRME

Daniel Eriksson och Bengt Sundén, Avd. för Värmeöverföring, Lunds Tekniska Högskola

ISSN 1402-5191

VÄRME- OCH MASSTRANSPORT I MANTELMATERIAL TILL LEDNINGAR FÖR FJÄRRKYLA OCH FJÄRRVÄRME

Sammanfattning

Syftet med denna rapport är att studera värme- och masstransporten i ledningar för fjärrkyla och fjärrvärme, med tonvikt på fjärrkyla. Två olika typer av ledningar studeras. 1. PUR isolerade stålrör med en mantel av PEH, ledningar som normalt användes vid fjärrvärmedistribution. 2. Stålrör med en skyddande epoxi-adhesive-PEH mantel. Studien är fokuserad på PUR isolerade rör.

När PUR isolerade ledningar åldras diffunderar blåsmedlet ut genom mantelröret och luftkomponenter diffunderar in i isoleringen. I denna studie är blåsmedlet CO_2. Pentan/cyclopentan-blåst isolerskum är olämpligt för fjärrkyla på grund av blåsmedelns höga kokpunkt. Diffusionen försämrar de termiska egenskaperna för isoleringen.

Fjärrkyle- och fjärrvärmerör befinner sig ofta i en miljö med hög relativ fuktighet. När PUR isolerade ledningsrör används för fjärrkyledistribution kan vattenånga diffundera in och kondensera i isoleringen. Detta kan orsaka ökad risk för korrosion, ändra de termiska egenskaperna samt påverka eventuella fuktlarm.

Rapporten behandlar teoretiska modeller för mass- och värmetransport i ledningarna samt de fysikaliska egenskaperna som styr dessa. En litteraturstudie av diffusions-egenskaperna har utförts och värden på de viktigaste fysikaliska parametrarna presenteras.

Mass- och värmetransport ekvationerna löses numeriskt med hjälp av en finit volym metod. Beräkningsmodellen är utvecklad speciellt för projektet. Betydelsen av kvaliteten (densiteten) på mantelröret, isolerings-tjocklek, mantelrörets väggtjocklek och omgivningstemperaturen studeras. Resultat för diffusionsförlopp, termisk konduktivitet, kylförlust samt kondenserad vattenmängd presenteras.

Kvaliteten (densiteten) på PEH mantelröret har en avgörande betydelse för diffusionsförloppet. Med högre densitet, i allmänhet synonymt med högre grad av kristallinitet, på mantelröret får man ett långsammare diffusionsförlopp och de termiska egenskaperna försämras långsammare. Lägre omgivningstemperatur ger också ett långsammare diffusionsförlopp då permeabiliteten avtar med minskande temperatur. Även isoleringstjocklek och väggtjocklek på mantelröret har en avgörande betydelse för diffusionsförloppet. Med tjockare isolering försämras de termiska egenskaperna långsammare p g a man har en större gasdepå i isoleringen. Ökad väggtjocklek på mantelröret ger ett högre diffusionsmotstånd och därigenom ett långsammare diffusionsförlopp.

Den kondenserade vattenmängden i PUR isoleringen är mycket liten under en 30 års period och påverkar knappast de termiska egenskaperna eller eventuella fuktlarm.

Nyckelord: Diffusion, PUR-skum, PEH mantelrör, CO_2, vattenånga, fjärrkyla, termisk konduktivitet, kondensering.

HEAT AND MASS TRANSFER IN CASINGS FOR COOLING PIPES AND HEAT PIPES

Summary

This report concerns heat and mass transfer in pipes used for district cooling and district heating, primarily district cooling pipes. Two different pipes are considered. 1. Pre-insulated pipes, PUR insulated steel pipes with a PEH casing, pipes that usually are used for district heating. 2. Steel pipes with a protective epoxy-adhesive-PEH casing. The study is mainly focused on the pre-insulated pipes.

Due to the blowing agents high boiling point pentan/cyclopentan-blown foam is unsuitable for use in district cooling. In this study CO_2 is used as blowing agent.

During the ageing of the pipes the blowing agent for the PUR foam will diffuse out through the casing and air components will diffuse into the foam. The diffusion will deteriorate the thermal properties of the insulation foam.

Heat and cooling pipes are often placed in an environment with very high humidity. When PUR insulated pipes are used for district cooling inward diffusion and condensation of water vapour may occur. This may increase the risk for corrosion, change the thermal properties and affect leakage alarms.

This report considers theoretical models for mass and heat transfer in the pipes and the physical properties which govern these. A literature study of the diffusion properties has been performed and the most important of physical parameters are presented.

The mass and heat transfer equations are solved numerically by a finite volume method. The computational model is developed within the project. The importance of the quality (density) of the casing, the insulation thickness, the wall thickness of the casing and the surrounding temperature is studied. Results for the diffusion process, thermal conductivity, cooling losses and amount of condensed water are presented.

The quality (density) of the PEH casing has a vital importance on the diffusion process. With a higher density of the casing, in general synonymous with a higher grade of crystallinity, the diffusion process will be slower and the deterioration of the thermal properties become slower. A lower surrounding temperature will also slow down the diffusion process due to a lower permeability. The insulation thickness and wall thickness of the casing are also of great importance. An increased insulation thickness results in slower detoriation of the thermal properties due to the increase of the gas depot in the insulation. An increase of the wall thickness of the casing results in a higher diffusion resistance and hence a slower diffusion process.

The amount of condensed water in the PUR foam is very small during a period of 30 years and will hardly affect the thermal performance or obstruct the leakage alarms.

Keywords: Diffusion, PUR foam, PEH casing, CO_2, H_2O, district cooling, thermal conductivity, condensation.

Innehållsförteckning

1 Introduktion

Distribution av kyla har i Skandinavien fram till nu i huvudsak skett via lokala kylsystem i byggnader m. m. Genom strängare myndighetskrav avseende användningen av olika freoner styrs utvecklingen mot en centralisering av fjärrkyleproduktion.

Fjärrkyla är ett relativt nytt fenomen i Skandinavien och på många orter har man ännu ej bestämt vilken typ av distributionsledningar man skall använda i projekterade anläggningar.

Vid fjärrvärme distribution användes vanligen polyuretanskum (PUR) isolerade stålrör med ett skyddande mantelrör av polyeten (PEH). För- och nackdelar med dessa rör är kartlagda när de användes för fjärrvärme-distribution. Denna rapport behandlar användandet av PUR isolerade rör vid fjärrkyledistribution.

En annan typ av rör som är aktuell vid fjärrkyledistribution är polyeten-belagda stålrör utan isolering. Mellan stålrör och PEH-mantel finns ett skyddande skikt av epoxi samt ett adhesivskikt.

När rören åldras diffunderar PUR skummets blåsmedel ut genom isolering och mantelröret och luftkomponenter diffunderar in i PUR isoleringen. Då blåsmedlet vanligtvis har lägre termisk konduktivitet än luft, kommer denna diffusion att resultera i en högre konduktivitet och därigenom en högre värme/kyl förlust.

Vid fjärrkyledistribution är temperaturen i framledningen vanligtvis mellan 4 - 8°C, returtemperaturerna är oftast i intervallet 12 - 18°C, se [1] och [2]. För framledningen är temperaturen under huvuddelen av året lägre än omgivningens temperatur. Omgivningens relativa fuktighet är vanligtvis mycket hög , nära 100%. Detta betyder att det sker en netto transport av vattenånga genom mantelröret och in i isoleringen p g a diffusion. Om temperaturen i isoleringen är lägre än daggpunkten vid det aktuella ångtrycket kommer vattenånga att kondensera. På grund av denna kondensering kan den termiska konduktiviteten samt värme/kyl förlusterna öka. Diffusion av vattenånga och syre kan också öka risken för korrosion på stålrörets utsida. Om mängden kondensat är tillräckligt stor kan det också medföra att eventuella fuktlarm blir påverkade.

PUR skum har traditionellt tillverkats med någon slags freon som blåsmedel. Då diffusionskoefficienten och den termiska konduktiviteten för freoner är relativt låg bli också ändringen av de termofysikaliska egenskaperna p g a diffusion liten. Restriktioner för användande av freon, 1 juli 1991, medförde att andra blåsmedel såsom cyclopentan, pentan och CO_2 måste användas. Vid fjärrkyla är det dock olämpligt att använda pentan/cyclopentan-skummade ledningar på grund av blåsmedelns höga kokpunkt, 36°C respektive 49°C. Vid

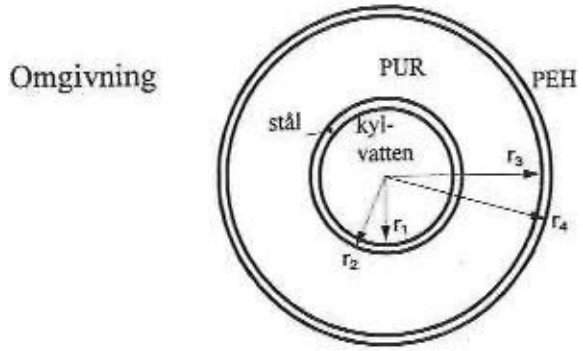
låga temperaturer kan kondensering av blåsmedeln orsaka att skummet förlorar sin formbeständighet, se Svanström [3].

Denna rapport behandlar användandet av koldioxid (CO_2) som blåsmedel vid tillverkningen av PUR isolering. Då diffusionskoefficienten för CO_2 är mycket högre än för freon kommer förändringen av de termofysikaliska egenskaperna p g a diffusion att vara mycket snabbare.

De i rapporten framtagna modellerna är applicerbara för fjärrvärmeledningar såväl som för fjärrkyleledningar. Men de genomförda beräkningarna gäller specifikt för framledningen vid fjärrkyla.

2 Förutsättningar

Distributionsledningen som undersöks består av ett stålrör med PUR isolering samt ett mantelrör av PEH, se Figur 1. Inner- och ytterradie på stålröret betecknas med r_1 respektive r_2. På liknade sätt betecknas inner- och ytterradie på mantelröret med r_3 respektive r_4. Kylvattnet i stålröret har temperaturen θ_{kv}.



Figur 1. PUR isolerat fjärrkyle/fjärrvärmerör.

Röret förutsätts var placerat i en omgivning med temperaturen θ_∞, denna omgivning kan vara marken eller en kulvert. Omgivningens temperatur kan vara tidsberoende och ändras kontinuerligt med årstiderna. Den relativa fuktigheten för omgivningen betecknas med RH.

Vid stålrörets insida sker värmetransporten mellan kylvatten och rör medelst påtvingad konvektion och värmeövergångskoefficienten α_{insida} antags vara konstant. Vid mantelrörets utsida kan värmetransporten ske från/till omgivningen via naturlig konvektion och termisk strålning eller medelst konduktion till den omgivande marken. Storleken på värmeövergångskoefficienten på rörets insida är av mindre betydelse då den termiska resistansen för PUR isoleringen dominerar. Värmeövergångskoefficienten kan uppskattas med hjälp av standardformler tillgängliga i facklitteratur, t ex [4].

Den termiska konduktiviteten för stålrör och mantelrör antages var konstant i både tid och rum medan konduktiviteten för PUR isoleringen varierar med temperatur och gaskomposition som ändras med tid och position. Hänsyn till denna variation tages genom att uppdatera de termofysikaliska egenskaperna kontinuerligt vid beräkningarna.

Diffusionsegenskaperna för PUR isoleringen antags vara konstanta, se Tabell 1. Vid beräkningarna användes temperaturberoende uttryck för permeabiliteten i PEH manteln när så är möjligt, se Tabell 3. Diffusionsmotståndet i marken antags vara försumbart.

Ekvationerna för diffusion och värmetransport löses endast i radiell led, eventuell påverkan i tangentiell och axiell led antages vara försumbar.

De geometriska måtten på rören är enligt europeisk standard, EN 253, med isoleringstjockleck enligt serie 1.

För stålröret med epoxi-adhesive-PEH mantel behandlas endast värmeförlusterna. Diffusionskoefficienten för epoxi, [5], är mycket lägre än för PEH och korrosionsrisken p g a diffusion av vattenånga och syre är försumbar.

3 Diffusionsteori

Gasdiffusion genom en polymerfilm sker p g a en koncentrationsgradient över filmen. Den diffusiva masstransporten av en gaskomponent i en polymer följer Fick´s 1:a lag [4]. För ett endimensionellt fall samt cartesiska koordinater gäller

$$j_i = -D_i \frac{\partial C_i}{\partial x} \tag{1}$$

där j [kg/m²s] är den diffusiva masstransporten , D [m²/s] är diffusionskoefficienten, C [kg/m³] är koncentrationen och index i anger gaskomponenten.

En massbalans för det instationära fallet ger

$$\frac{\partial C_i}{\partial t} + \frac{\partial j_i}{\partial x} = 0 \tag{2}$$

Med hjälp av Fick´s 1:a lag kan ekvation (2) skrivas som

$$\frac{\partial C_i}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(D_i \frac{\partial C_i}{\partial x} \right) \tag{3}$$

Det är emellertid ibland mer praktiskt att använda partialtryck istället partialkoncentration i diffusionsekvationen. Sambandet mellan koncentration och tryck fås från Henry´s lag [6]

$$C = Sp \tag{4}$$

Parametern S [kg/m³Pa] är lösligheten av gasen i polymeren och p [Pa] är gaskomponentens partialtryck.

Under antagande att lösligheten är konstant kan diffusionsekvationen skrivas

$$\frac{\partial p_i}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(D_i \frac{\partial p_i}{\partial x} \right) \tag{5}$$

Diffusionsprocessen i ett polymerskum är lite mer komplex p g a den höga void-andelen se van Krevelen [6] och Brodt [7]. Med void menas de gasfyllda cellerna i skummet. Den diffusiva gastransporten sker dels i de gasfyllda cellerna dels i själva cellmaterialet där gasen absorberas. För den del som absorberas i cellmaterialet kan Henry's lag antagas gälla och för andelen i cellerna kan ideala gaslagen användas. Om gasen antages vara i jämvikt är trycken lika i både void och cellmaterial och koncentrationen för en gaskomponent kan skrivas

$$C_i = p_i\left(f_g \, M_i / RT + (1 - f_g) S_i \right) \tag{6}$$

där R är den allmänna gaskonstanten, M är gaskomponentens molmassa och f_g är void-andelen.

Diffusionsekvationen kan nu skrivas på ett liknande sätt som ovan

$$\frac{\partial p_i}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(D_{i,eff}\frac{\partial p_i}{\partial x}\right) \tag{7}$$

där $D_{i,eff}$ är den skenbart effektiva diffusionskoefficienten för en gaskomponent.

Det aktuella problemet avser endimensionell diffusion i radiell led, diffusionsekvationen i cylinderkoordinater ger då

$$\frac{\partial p_i}{\partial t} = \frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(D_{i,eff}\, r\frac{\partial p_i}{\partial r}\right) \tag{8}$$

3.1 Permeation i polymerer

Vid diffusion genom en film är det ofta lämpligt att beskriva masstransporten med tryckgradienten i stället för koncentrationsgradienten. Diffusion eller permeation genom en film skrives som

$$j = -P\frac{\Delta p}{L} \tag{9}$$

där P är permeabiliteten [kg/m s Pa], Δp är tryckskillnaden över filmen [Pa] och L är filmens tjocklek [m].

Sambandet mellan permeabiliteten P och diffusionskoefficienten D är

$$P = DS \tag{10}$$

3.2 Randvillkor

Det kan antagas att den diffusiva masstransporten genom stålröret är försumbar. Randvillkoret vid gränsytan mellan stålrör och PUR isolering blir då

$$\left.\frac{\partial p_i}{\partial r}\right|_{r=r_2} = 0 \tag{11}$$

Vid gränsytan mellan PUR isolering och PEH mantel gäller att gastransporten genom isoleringen måste vara lika med gastransporten genom mantelröret. Kontinuitetsvillkoret ger

$$-\left(D_{i,PUR}\frac{\partial C_i}{\partial r}\right)_{r=r_3} = P_{i,PEH}\frac{\Delta p_i}{L} \tag{12}$$

Då andelen av det solida materialet i PUR skummet är liten, mindre än 5%, kan andelen av permeanten (gasen) som absorberas i materialet försummas utan några signifikanta förluster av noggrannheten. Gaskoncentrationen i PUR:en kan då skrivas som

$$C = pM/RT \tag{13}$$

Randvillkoret blir då

$$-\left(\frac{M}{RT} D_{i,PUR} \frac{\partial p_i}{\partial r}\right)_{r=r_3} = P_{i,PEH} \frac{\Delta p_i}{L} \tag{14}$$

Det bör påpekas att blåsmedel med hög daggpunkt t ex CFC-11, cyclopentaner och pentaner kan finnas i kondenserad form i PUR-skummet samt att en icke försumbar del av dessa blåsmedel kan finnas lösta i det solida materialet, se Svanström [3].

3.3 Diffusionskoefficient och permeabilitet

Diffusionskoefficienten för en gaskomponent i en homogen polymer är temperaturberoende, och i många polymerer också beroende av koncentrationen av gaskomponenten. Då strukturen i en polymer ofta varierar kraftigt i olika riktningar kommer också diffusionskoefficienten att vara högst riktningsberoende, ref. [7] och [8]. Temperaturberoendet kan för de flesta polymerer beskrivas med en Van't Hoff-Arrhenius ekvation [6]:

$$D = D_0 \exp(-E_D/RT) \tag{15}$$

där E_D aktiveringsenergin vid diffusion, R är gaskonstanten och T den absoluta temperaturen. Grundparametrarna E_D och D_0 kan beräknas via mätningar av D(T) vid olika temperaturer. Diffusionskoefficienter för de vanligast förekommande gaserna vid diffusion i polymerer kan hittas i handböcker, annan facklitteratur, t ex. [9], [6] och [8] eller fås från tillverkare.

På grund av den höga andelen void i isoleringen gäller troligen ej ekvation (15) för PUR skum. Diffusionskoefficenten för PUR skum måste bestämmas speciellt för varje typ av skum då det finns en stor variation av material, jäsmedel, jästeknik och densitet (andel void). Diffusionskoefficienten är ofta också riktningsberoende. Ett ytterligare problem är att PUR isolering i fjärrkyle/fjärrvärme-rör vanligtvis är inhomogen, densiteten kan variera kraftigt. Kvalitetsnormen kräver en kärndensitet av minst 60 kg/m^3 och en medeldensitet på minst 80 kg/m^3. Enligt tillverkare av PUR isolerade distributionsrör användes en medeldensitet av 80-100 kg/m^3.

Vid direktskumning utgör mantelrör och stålrör expansionsgränser för skummet. Vid dessa gränser tenderar PUR:en att packa sig och densiteten blir här betydligt högre än i kärnan. Vid gränsytan kan en film av nästan solid polymer uppträda, se Brodt [7]. Diffusionskoefficienten för en solid polymer är endast en bråkdel jämfört med polymerskum, se Tabell1. Detta innebär att även en mycket tunn film av solid polymer uppträder som en diffusionsspärr. Exempelvis, en film 0.1 mm tjock kommer enligt Tabell 1 att uppträda som ett 150 mm isolerskum (ρ = 82 kg/m^3) med avseende på diffusion av CO_2.

Jarfelt, i [10] och [11], har analyserat några vanligt förekommande PUR skum och bestämt medeldiffusionskoefficienten för kväve (N_2), syre (O_2) och blåsmedlet, dvs koldioxid (CO_2) vid en medeltemperatur av 10°C. Tabell 1 anger diffusionskoefficienterna och Tabell 2 anger initial partialtrycken för gaskomponenterna.

Table 1. Diffusion coefficients [11]

Tabell 1. Diffusionskoefficienter [11]

Densitet	Diffusionskoefficient [$m^2/s \times 10^{-13}$]		
[kg/m^3]	O_2	N_2	CO_2
66	160	30	630
67	140	50	1100
78	160	53	1150
82	100	40	1200
Solid polymer[1]	2.8	0.65	0.80

[1]Brodt [7]

Table 2. Initial pressure [11]

Tabell 2. Initialtryck [11]

Densitet	Partialtryck[1] [kPa]				Total
kg/m^3	O_2	N_2	H_2O	CO_2	
66	1.3	4.1	0.6	89.1	95.1
67	1.7	4.1	0.8	90.3	96.9
78	3.4	9.1	2.0	94.3	108.8
82	1.5	2.4	1.6	94.9	100.4

[1] Vid 22 °C

Ref. [12] anger ett densitetsberoende uttryck för permeabiliteten vid diffusion av vattenånga i PUR skum

$$P = 1.14E-10 / \exp(0.088\rho) \tag{16}$$

Då void-andelen är mycket hög i isolerskummet kan lösligheten av vattenånga approximeras med hjälp av den ideala gaslagen som

$$S_{void} = M/RT \tag{17}$$

Approximativt blir omräkningsfaktorn mellan permeabilitet och diffusionskoefficient för PUR isoleringen lika med

$$D = 461.4 \cdot T \cdot P \tag{18}$$

Permeabiliteten i PEH manteln är temperaturberoende. Detta beroende kan beskrivas på ett liknande sätt som ekvation (15)

$$P = P_0 \exp\left(-E_P / RT\right) \tag{19}$$

där E_P är aktiveringsenergin vid permeation.

Permeabiliteten är också kraftigt beroende av graden av kristallinitet hos polymeren. Polyeten är en semi-kristallin polymer med vilket menas att dess tillstånd ligger någonstans mellan det fullt amorfa tillståndet och det fullt kristallina tillståndet. Van Krevelen [6] anger följande empiriska permeabilitetsberoende av graden av kristallinitet för en semi-kristallin polymer

$$P_{sc} = P_a\left(1 - x_c\right)^2 \tag{20}$$

där index sc anger det semi-kristallina tillståndet, index a anger det fullt amorfa tillståndet x_c är graden av kristallinitet.

Graden av kristallinitet kan definieras som, se Van Krevelen [6]

$$x_c = \frac{v_a - v}{v_a - v_c} \tag{21}$$

där v är den specifika volymen.

Detta uttryck anger att graden av kristallinitet hos en polymer är en linjär funktion av dess densitet, följande relation gäller då om $\rho_{LD} \leq \rho \leq \rho_{HD}$

$$1 - x_c = \frac{\rho_{LD}}{\rho} \frac{\rho_{HD} - \rho}{\rho_{HD} - \rho_{LD}} \tag{22}$$

där index HD anger "hög densitet" och på motsvarande sätt anger LD "låg densitet".

Med hjälp av ekvation (20) och (22), kan följande approximativa inerpolations funktion härledas

$$P(\rho) = \left(\frac{\rho_{LD}}{\rho} \frac{\rho_{HD} - \rho}{\rho_{HD} - \rho_{LD}}\right)^2 \left(P_{HD} - P_{LD}\right) + P_{HD} \tag{23}$$

Om nu permeabiliteten för polyeten med hög densitet respektive polyeten med låg densitet är kända, ger ekvation (23) en approximativ metod att bestämma permeabiliteten för polyeten med en densitet som ligger mellan dessa gränser för densiteten.

Polymer Handbook [9] anger värden för parametrarna i ekvation (19) vid diffusion av gaser i polyeten. Egenskaper för två olika densiteter finns angivna, nämligen för en låg densitets polyeten (ρ = 914 kg/m^3) samt en hög densitets polyeten (ρ = 964 kg/m^3). Permeabiliteten vid rumstemperatur för

vattenånga i polyeten vid några olika densiteter finns i Diffusion in Polymers [8]. Dessa tillstånds egenskaper finns listade i Tabell 3.

Kvalitetsnormen, EN 253, för isolerade fjärrväme/fjärrkyle-rör är en densitet för PEH mantelrör på lägst 935 kg/m^3. I data blad från tillverkare anges densiteter i området $940 < \rho_{PEH} \leq 960$ kg/m^3.

Table 3. Permeability properties of polyethylene

Tabell 3. Permeabilitets egenskaper för polyeten

Densitet [kg/m^3]	Gas	$P_0 \times 10^{11}$ [kg/s m Pa]	E_P [kJ/mol]	$P(293) \times 10^{18}$ [kg/m s Pa]	$P(298) \times 10^{18}$ [kg/m s Pa]
964[1]	N_2	1.24	39.7	1.04	
	CO_2	0.0993	30.1	4.27	
	O_2	0.604	35.1	3.34	
	H_2O	-	-	-	72.3
914[1]	N_2	411	49.4	6.41	
	CO_2	122	38.9	141	
	O_2	94.9	42.7	23.2	
	H_2O	39.2	33.5		526
938[2]	H_2O	-	-	-	150
960[2]	H_2O	-	-	-	72.2

[1]Polymer Handbook [9] [2]Diffusion in Polymers [8]

4 Teori för värmetransport genom röret

Värmetransporten i rörledningsmaterialet sker i huvudsak medelst konduktion, se följande avsnitt. Om partialtrycket för vattenångan är högre än mättnadstrycket vid den aktuella temperaturen kommer vattenånga att kondensera. Om å andra sidan ångans partialtryck är lägre än mättnadstrycket kommar vatten att förångas, förutsatt att vatten finns tillgängligt. När vattenånga kondenserar frigörs det latenta ångbildningsvärmet vilket resulterar i en inre värmgenerering i PUR isoleringen. Värmegeneringen kan skrivas som

$$Q = \dot{m} h_{fg} \tag{24}$$

$\dot{m}$ är mängden kondensat per tidsenhet [kg/s], h_{fg} är ångbildningsvärmet [J/kg] och Q värmegeneringen [W].

För endimensionell värmeledning i cylinderkoordinater, radiell led, gäller

$$\rho C_p \frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(r\lambda \frac{\partial \theta}{\partial r}\right) + Q' \tag{25}$$

Där ρ är densiteten [kg/m^3] hos materialet, θ är temperaturen i °C, λ är den termiska konduktiviteten [W/m K], C_p är värmekapacitiviteten [J/kg K] och Q' är värmegenerering [W/m^3] p g a kondensation.

4.1 Randvillkor

Vid stålrörets insida sker påtvingad konvektion från rörvägg till kylvatten.

$$-\left(\lambda \frac{\partial \theta}{\partial r}\right)_{r=r_1} = \alpha_{insida}\left(\theta_{kv} - \theta_{r=r_1}\right) \tag{26}$$

Rörledningen kan vara placerad i en kulvert eller ligga direkt i marken. I kulvert fallet gäller följande randvillkor.

På utsidan av mantelröret överföres värme via fri konvektion till omgivningen med temperaturen θ_∞.

$$-\left(\lambda \frac{\partial \theta}{\partial r}\right)_{r=r_4} = \alpha_{utsida}\left(\theta_{r=r_4} - \theta_\infty\right) \tag{27}$$

I ovan ekvation anger α värmeövergångskoefficienten [W/m^{2}K]. Den termiska strålningen är inkluderad i α_{utsida} enligt

$$\alpha_{utsida} = \alpha_{konv.} + \sigma\varepsilon\left(T_{r=r_4} + T_\infty\right)\left(T_{r=r_4}^2 + T_\infty^2\right) \tag{28}$$

där σ är Stefan-Boltzmann's konstant och ε emissiviteten.

Om rörledningen är markförlagd samt om ingen hänsyn tags till påverkan mellan framledningsrör och återledningsrör, se avsnitt 6 nedan, kan följande randvillkor användas.

$$-\left(2\pi r_4 \lambda \frac{\partial \theta}{\partial r}\right) = U\left(\theta_{r=r_4} - \theta_\infty\right) \tag{29}$$

Där U är värmegenomgångstalet p g a isoleringsmotstånd i marken

$$U = 1/R_s \tag{30}$$

R_s är definierad i ekvation (51).

4.2 Termisk konduktivitet för PUR isoleringen

Värmetransporten i PUR isoleringen består av konduktion i det solida materialet, konduktion i voidgasen och termisk strålning.

$$q_{PUR} = q_{solid} + q_{gas} + q_{strål} \tag{31}$$

Då cellerna i skummet är mycket små kan konvektion i voidgasen försummas. Genom att använda en effektiv termisk konduktivitet λ_{skum} kan värmeflödet skrivas som:

$$q_{PUR} = -\lambda_{PUR} \frac{\partial \theta}{\partial x} \tag{32}$$

där $\lambda_{PUR} = \lambda_g + \lambda_s + \lambda_r$ (33)

De konduktiva termerna , λ_g och λ_s, är effektiva termiska konduktiviteter hos voidgasen respektive det solida polymer materialet.

Strålningsvärmeflödet kan beskrivas som en diffusionsprocess av fotoner genom det isolerande mediet [13]. Strålningens bidrag till isoleringens konduktivitet blir då

$$\lambda_r = \frac{16 n^2 \sigma T^3}{3\beta_R} \tag{34}$$

där T är medel temperaturen, σ Stefan-Boltzmann's konstant, n index för refraktion och β_R Rosseland koefficienten.

Partialtrycket hos gaskomponenterna i isolerskummets celler är ej konstant utan kommer att variera då gaser diffunderar ut och in i isolerskummet. Eftersom den termiska konduktiviteten för en gas beror på dess gassammansättning kommer också den termiska konduktiviteten att variera. Den termiska konduktiviteten för en gasblandning är vanligtvis inte någon linjär funktion av dess gaskomposition. Om det förekommer stora skillnader i polaritet hos gaskomponenterna blir dess konduktivitet högre än det aritmetiska medelvärdet med avseende på molfraktionen. Reid och Sherwood

[14] rekommenderar Wassiljewas ekvation enligt Mason och Saxenas formulering. Man får då

$$\lambda_m = \sum_{i=1}^{n} \lambda_i \Bigg/ \left(1 + \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^{n} A_{ij} \left(y_j / y_i \right) \right) \tag{35}$$

där

$$A_{ij} = 1.065 \left[1 + \left(\frac{\mu_i}{\mu_j} \frac{M_j}{M_i} \right)^{0.5} \left(\frac{M_i}{M_j} \right)^{0.25} \right]^2 \Bigg/ \left[8 \left(1 + \frac{M_i}{M_j} \right) \right]^{0.5}$$

Mason föreslog att faktorn 1.065 kan uteslutas. Ekvation (35) kan då skrivas som:

$$\lambda_m = \sum_{i=1}^{n} \lambda_i y_i \Bigg/ \left(\sum_{j=1}^{n} A_{ij} y_j \right) \tag{36}$$

λ_m är den termiska konduktiviteten för gasblandningen, betecknad med index g i ekvation (33).

Bidraget från den termiska strålningen kan knappast beräknas då några av parametrarna är okända. Men bidragen från strålning och konduktion i det solida materialet kan tillsammans anses vara konstanta för ett specifikt isolerskum. Jarfelt [11] har från experimentella resultat uppskattat detta bidrag till cirka 6E-3 W/mK, vid den temperatur nivå som är aktuell för problemet.

$$\lambda_{PUR} = \lambda_m + 6E - 3 \tag{37}$$

Vid högre temperaturer/temperaturgradienter är bidraget högre.

När vattenånga kondenserar i PUR isolerskummet resulterar detta i en ökning av den termiska konduktiviteten. Behrens et al [15] har uppmätt vilken inverkan fukt har på den termiska konduktiviteten för ett elastomeriskt skum med densiteten 75 kg/m^3. Det visade sig att den termiska konduktiviteten är relaterad till fuktmängden enligt

$$\lambda_{PUR} = \lambda_0 (1 + 4.3w) \tag{38}$$

där λ_0 är den termiska konduktiviteten för det torra materialet och w är volymandelen fukt. Denna ekvation anges gälla för fukthalter upp till 10 vol%.

5 Numerisk approximation

Den generella ekvationen för diffusion och temperaturfält kan skrivas som

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} = \frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(r\Gamma\frac{\partial \phi}{\partial r}\right) + S_C \tag{39}$$

Vid användandet av finit volym teknik integrerar man denna ekvation över en kontrollvolym, se Fig. 2. Finit volym tekniken finns beskriven i Versteeg och Malalasekera [16] och Patankar [17].

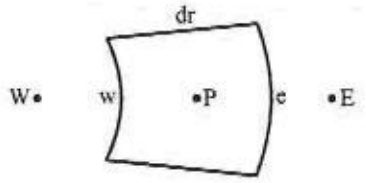


Figure 2. Kontrollvolym.

Beteckningarna w och e i kontrollvolymen anger "west" respektive "east".

$$\int_{dV}\frac{\partial \phi}{\partial t}dV = \int_{dV}\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(r\Gamma\frac{\partial \phi}{\partial r}\right)dV + \int_{dV} S_C dV \tag{40}$$

Eftersom detta är ett endimensionellt problem kan längden i axiell led samt vinkeln sättas till enhetsvädet 1 och dV = rdr. Efter integration av ekvation (40) fås

$$r_P \Delta r \frac{\phi_P^{n+1} - \phi_P^n}{\Delta t} = \left(r\Gamma\frac{\partial \phi}{\partial r}\right)_e^{n+1} - \left(r\Gamma\frac{\partial \phi}{\partial r}\right)_w^{n+1} + S_C r_P \Delta r \tag{41}$$

Superskript n anger tidsnivå. Derivatorna vid gränsytorna "east" och "west" approximeras enligt

$$\left(r\Gamma\frac{\partial \phi}{\partial r}\right)_e = (r\Gamma)_e \frac{\phi_E - \phi_P}{\Delta r_e} \quad \left(r\Gamma\frac{\partial \phi}{\partial r}\right)_w = (r\Gamma)_w \frac{\phi_P - \phi_W}{\Delta r_w} \tag{42}$$

Koefficienten Γ är vid en gränsyta beräknad som det harmoniska medelvärdet.

$$\Gamma_e = \frac{\Gamma_E \Gamma_P}{f\Gamma_E + (1-f)\Gamma_P} \text{ och } f = \frac{\Delta r_e}{\Delta r/2} \tag{43}$$

Med användande av implicit formulering, högerledet i ekvation (41) beräknas vid tidsteg n+1, kan den diskretiserade ekvationen skrivas

$$a_P \phi_P^{n+1} = a_E \phi_E^{n+1} + a_W \phi_W^{n+1} + b \tag{44}$$

För diffusions ekvationen har vi att ϕ = p och koefficienterna för ekvation (42) blir

$$a_E = \left(\frac{rD_i}{\Delta r}\right)_e, \; a_W = \left(\frac{rD_i}{\Delta r}\right)_w, \; b = \frac{p_i^n r_P \Delta r}{\Delta t} \text{ and } a_P = a_E + a_W + \frac{r_P \Delta r}{\Delta t} \quad (45)$$

På liknande sätt fås för temperaturfältsekvationen $\phi = \theta$ och de korresponderande koefficienterna blir

$$a_E = \left(\frac{r\lambda}{\rho C_p \Delta r}\right)_e, \qquad a_W = \left(\frac{r\lambda}{\rho C_p \Delta r}\right)_w, \qquad b = \frac{\theta_i^n r_P \Delta r}{\Delta t} + \frac{Q' r_P \Delta r}{\rho C_p}$$

$$\text{och } a_P = a_E + a_W + \frac{r_P \Delta r}{\Delta t} \quad (46)$$

6 Värme/kyl-förlust

Värmeförlusten kan beräknas för ett system av markförlagd fram- och returledning eller för en rörledning i en kulvert. Enligt District Heating Handbook [18] kan värmeförlusterna beräknas enligt nedan. Lägg märke till att några resistanser vilka är försummade i [18] också finns medtagna.
Följande nomenklatur användes:

C	centrumavstånd mellan rören
R_s	resistans i marken (omgivning)
R_i	resistans i rörmaterialet
R_h	resistans p g a påverkan mellan fram- och returledning
Z	avstånd mellan markyta och centrum av röret
Z_c	$Z + 0.0685\lambda_i$
r_1	stålrörets innerradie
r_2	stålrörets ytterradie
r_3	mantelrörets innerradie
r_4	mantelrörets ytterradie

Värmeflöde från framledning respektive returledning beräknas enligt

$$\dot{Q}_f = U_1(\theta_f - \theta_s) - U_2(\theta_r - \theta_s) \quad \text{(framledning)} \tag{47}$$

$$\dot{Q}_r = U_1(\theta_r - \theta_s) - U_2(\theta_f - \theta_s) \quad \text{(returledning)} \tag{48}$$

där index *f* anger framledning (flow), index *r* anger returledning, index *s* anger mark (soil) och

$$U_1 = \frac{R_s + R_i + R_0}{(R_s + R_i + R_0)^2 - R_h^2} \quad \text{och} \quad U_2 = \frac{R_h}{(R_s + R_i + R_0)^2 - R_h^2} \tag{49a,b}$$

Resistanserna beräknas enligt

$$R_0 = \frac{1}{2\pi r_1 \alpha_{insida}}, \quad R_i = \frac{1}{2\pi}\left(\frac{\ln(r_2/r_1)}{\lambda_{stål}} + \frac{\ln(r_3/r_2)}{\lambda_{PUR}} + \frac{\ln(r_4/r_3)}{\lambda_{PEH}}\right) \quad \text{och}$$

$$R_h = \frac{1}{4\pi\lambda_s}\ln\left(1 + \left(\frac{2Z_c}{C}\right)^2\right) \tag{50a,b,c}$$

För kulvertfallet kan påverkan mellan fram- och returledning försummas och $R_h = 0$.

För markförlagd rörledning fås för resistansen R_s

$$R_s = \frac{1}{2\pi\lambda_s}\ln\left(\frac{4Z_c}{2r_4}\right) \tag{51}$$

och för kulvertfallet

$$R_s = \frac{1}{2\pi r_4 \alpha_{utsida}} \tag{52}$$

Eftersom den termiska konduktiviteten kan variera genom isolerskummet beräknas en effektiv konduktivitet enligt

$$\lambda_{PUR} = \frac{\ln\frac{r_3}{r_2}}{\sum_{r_{i-1}=r_2}^{r_i=r_3}\frac{\ln r_i/r_{i-1}}{\lambda_i}} \tag{53}$$

där λ_i är det diskretiserade värdet för isolerskummets termiska konduktivitet enligt ekvationerna (36)-(38).

Värmeförlusterna för en markförlagd ledning med stålrör DN 300, isolering enligt serie 1, med en framledningstemperatur av 5°C, en returtemperatur av 10°C, marktemperatur av 17°C och en markkonduktivitet på λ_s = 2 W/m K, blir

Q_f = -6.0 W/m Q_r = -3.3 W/m isolerat rör (serie 1)

Q_f = -55.2 W/m Q_r = -6.9 W/m rör utan isolering

I exemplet ovan har följande geometriska och fysikaliska data använts: $\lambda_{stål}$= 60 W/m K, λ_{PEH}=0.40 W/m K, λ_{PUR} = 0.03 W/m K, Z = 1m och C = 0.63 m.

I fjärrvärmesammanhang kan interaktionen mellan framledning och returledning påverka värmeförlusterna med upp till 5 - 10%. Denna påverkan bör var lägre för fjärrkyla då skillnaden mellan temperatur i returledning och mark oftast är liten, se ekvation (47).

7 Numerisk beräkning

Beräkningsproceduren använder sig av TDMA-algoritmen, beskriven av Patankar [17]. För varje tidsteg löses ekvation (44), med de aktuella randvillkoren, för tryckfält respektive temperaturfält. Konduktiviteten för PUR skummet uppdateras kontinuerligt enligt ekvationerna (36)-(38). Kondensation antages ske när vattenångans partialtryck överstiger det aktuella mättnadstrycket. På motsvarande sätt antages förångning ske när det motsatta förhållandet inträffar, förutsatt att vatten finns tillgängligt i den aktuella kontrollvolymen. Då kondensering sker antages kondensatet vara jämnt fördelad i den aktuella kontrollvolymen. Kondensatet antages också stanna kvar i den kontrollvolym där kondenseringen sker. Diffusion av vatten i vätskeform är försummad. Alla tids- och temperaturberoende parametrar och egenskaper uppdateras kontinuerligt. Mättnadstrycket [Pa] beräknas enligt Young's formel [15].

$$p_m(\theta) = 288.68(1.098 + \theta/100)^{8.02} \quad \text{då} \quad \theta \geq -0.21^\circ C \tag{54a}$$

$$p_m(\theta) = 4.6892(1.486 + \theta/100)^{12.3} \quad \text{då} \quad \theta < -0.21^\circ C \tag{54b}$$

Nödvändigt antal gridpunkter och tidsteg har bestämts genom åtskilliga testkörningar. Det befanns att tidsteget bör vara ungefär 1 timme. Mindre tidsteg bidrar inte till någon signifikant förbättring av noggrannheten. Med större tidsteg minskar nogrannheten linjärt med ökningen av tidsteget.

För att minska nödvändigt antal gridpunkter har ett expanderande gridnät använts för PUR skummet. Nära gränsytorna, stålrör och mantelrör, användes ett fint gridnät vilket expanderar in mot kärnan, se Figur 3.

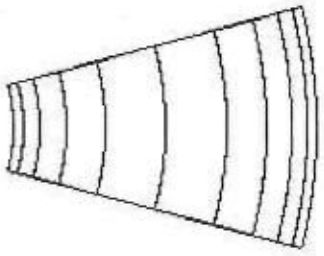


Figure 3. Schematiskt gridnät.

Beräkningar har utförts med användande av permeabilitetsegenskaper från Tabell 3 för ett polyeten mantelrör med densiteten 964 kg/m^3. Enligt några tillverkare av PUR isolerade ledningar har mantelrören en densitet av 960 kg/m^3. För vattenånga har en permeabilitet vid 25°C , (P(298)) använts. Jämförande beräkningar med andra värden på permeabiliteten presenteras

också. Vid simuleringarna har ett PUR skum med densiteten 82 kg/m^3 använts, med diffusionsegenskaper från Tabell 1 samt ekvationerna (16) och (18).

Övriga fysikaliska data för stålröret $C_{p,stål}$= 430 J/kgK, $\lambda_{stål}$ = 53 W/mK och $\rho_{stål}$ = 7800 kg/m^3, för mantelröret av polyeten C_{pPEH}= 2400 J/kgK och λ_{PEH}= 0.43 W/mK. Värmekapacitiviteten för PUR skum är approximativt $C_{p,PUR}$= 1450 J/kgK [12]. Dessa värden är approximativa och moderata fel i dessa påverkar knappast beräkningarna.

Initialvärden på partialtrycken för gaskomponenterna är hämtade från tabell 2. Omgivningens temperatur antags vara 17°C och kylvattnets temperatur 5°C. I praktiska sammanhang varierar omgivningens temperatur över året och beräkningar har också utförts med en årlig temperaturvariation enligt

$$T_{outside} = T_{\min} + (T_{\max} - T_{\min})\sin(\pi * tid) \qquad 0 \le tid \le 1\,år \tag{55}$$

där T_{max} och T_{min} är de maximala respektive minimala temperaturerna under ett år. Den maximala temperaturen för omgivningen som använts vid beräkningarna är 17°C och den minimala är 5°C. Omgivningens relativa fuktighet RH har vid beräkningarna antagits vara 100 %.

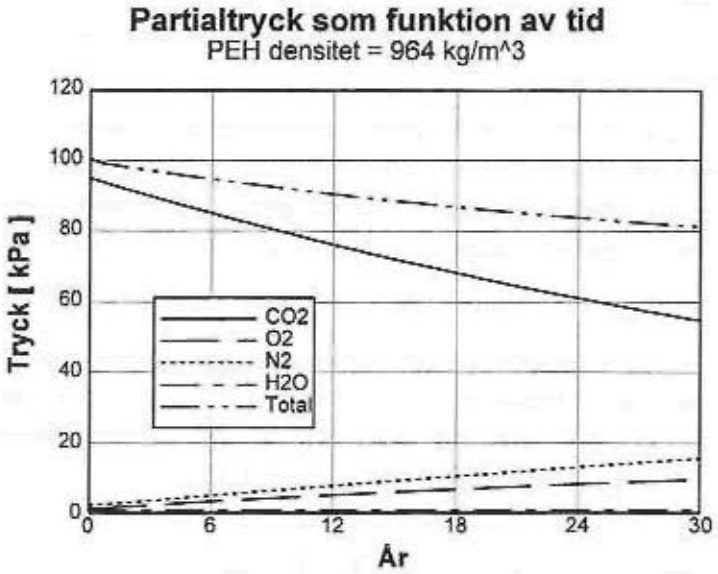
Beräkningarna har utförts för ett framledningsrör där omgivningens termiska resistans antages vara R_s = 0.16 mK/W, ett värde som kan vara aktuellt för markförlagda ledningar såväl som för ledningar i kulvert. För markförlagda ledningar kan R_s beräknas m h a ekvation (51) och ligger normalt mellan 0.05 - 0.20 W/m K beroende på årstid och jordart. För kulverförlagda ledningar kan den termiska resistansen beräknas enligt ekvation (52).

Dimensionerna på ledningen är enligt EN 253 med ett stålrör DN 300 (ytterdiameter 323.9 mm) samt ett mantelrör med diametern D = 450 mm. Detta ger en isoleringstjocklek enligt serie 1.

Jämförande beräkningar för rör med andra mantelrör (isoleringstjocklek) har också utförts.

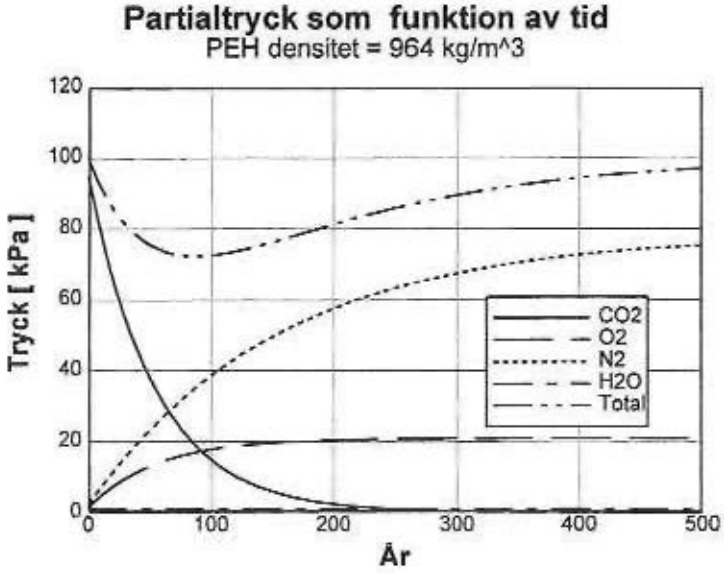
8 Resultat och Diskussion

Fall I a. *PEH densitet 964 kg/m^3. Konstant omgivningstemperatur.*



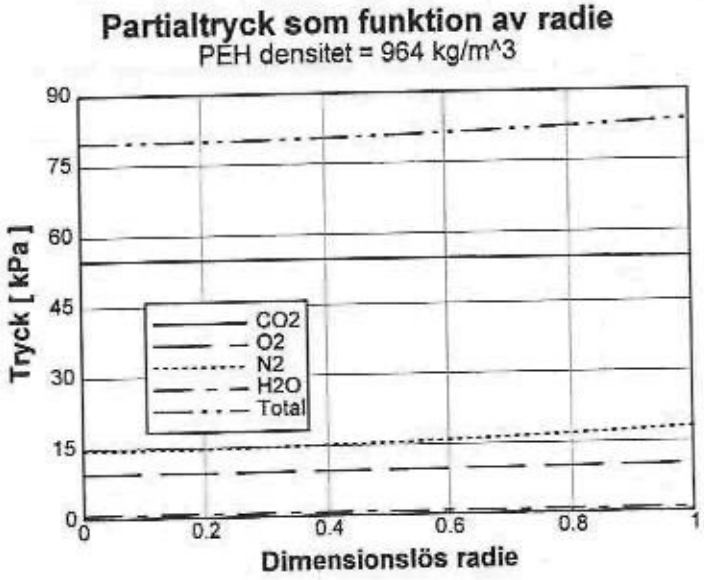
Figur 4. Medelpartialtryck för gaskomponenterna och medeltotaltryck i isolerskummet under en period av 30 år.

Figur 4 visar medelpartialtrycket för gaskomponenterna i PUR skummet när ett PEH mantelrör med densiteten 964 kg/m^3 användes. Tidsperioden är 30 år och totaltrycket är också inkluderat.



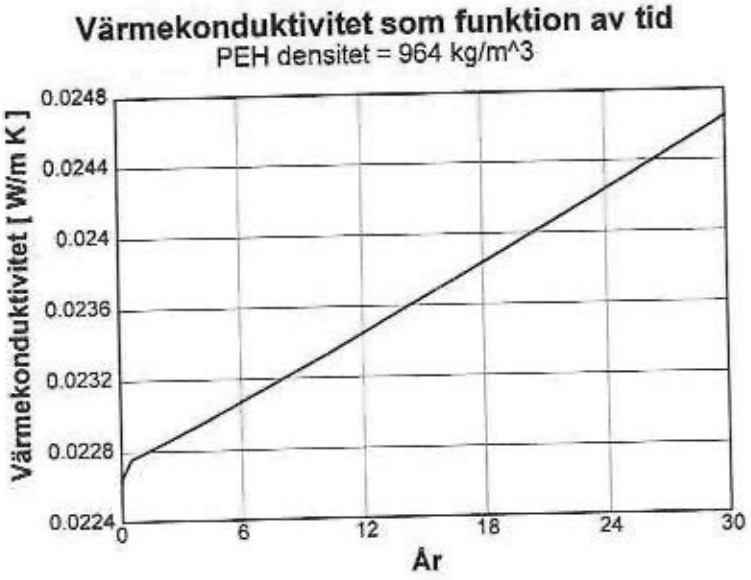
Figur 5. Medelpartialtryck för gaskomponenterna och medeltotaltryck i isolerskummet under en period av 500 år.

Permeabiliteten för mantelröret är låg därför blir diffusionsprocessen mycket långsam och kommer att pågå i många år. Diffusionshastigheten för koldioxid är mycket snabbare än diffusionshastigheten för de övriga gaskomponenterna. Detta innebär att totaltrycket, under tidsperspektivet enligt Figur 4, minskar. I Figur 5 visas diffusionsprocessen över en längre tidsperiod och man kan se att diffusionsprocessen kommer att pågå ungefär 500 år.



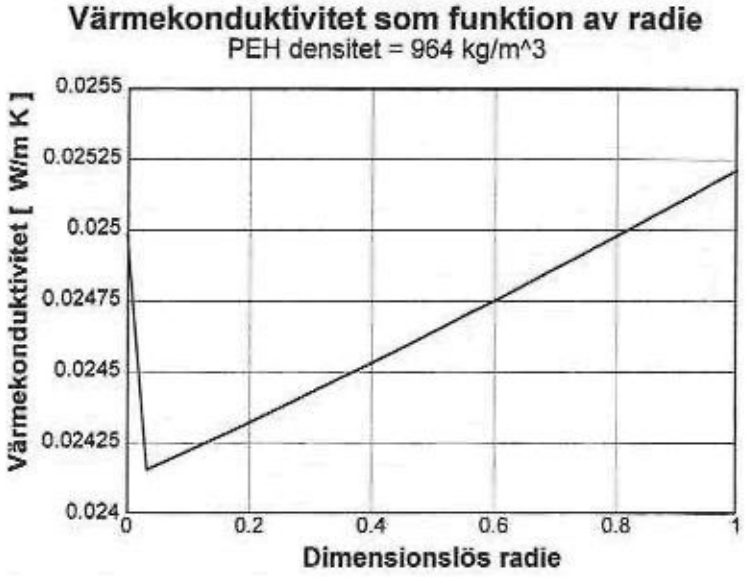
Figur 6. Partial- och total tryck i isolerskummet efter 30 år.

Tryckdifferenserna i isolerskummet är små. Det är i huvudsak bara nära mantelröret, där ut/ingående diffusion inträffar, som några signifikanta tryckgradienter förekommer, se Figur 6.



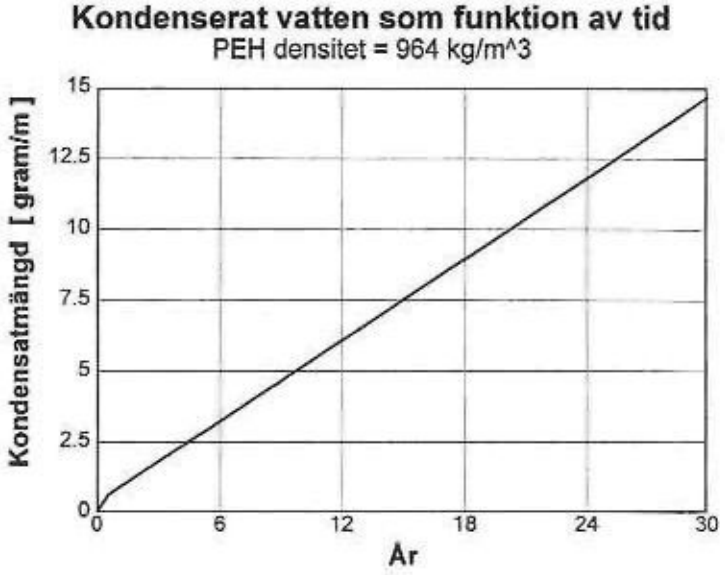
Figur 7. Termisk konduktivitet i isolerskummet under en tidsperiod av 30 år.

Med den utgående diffusionen av kvävedioxid, CO_2, och ingående diffusionen av luftkomponenter, O_2 och N_2, ökar den termiska konduktiviteten i isolerskummet. Ökningen är nästan linjär med tiden, vilket visas i Figur 7. Detta är en följd av den i stort sett linjära in/utgående diffusionen för detta tidsperspektiv. Ökningen av den termiska konduktiviteten kommer att fortgå tills diffusionen av CO_2 är färdig och det maximala värdet för konduktiviteten blir approximativt 31 mW/m K, vid den aktuella temperaturnivån.



Figur 8. Termisk konduktivitet tvärs isolerskummet efter 30 år.

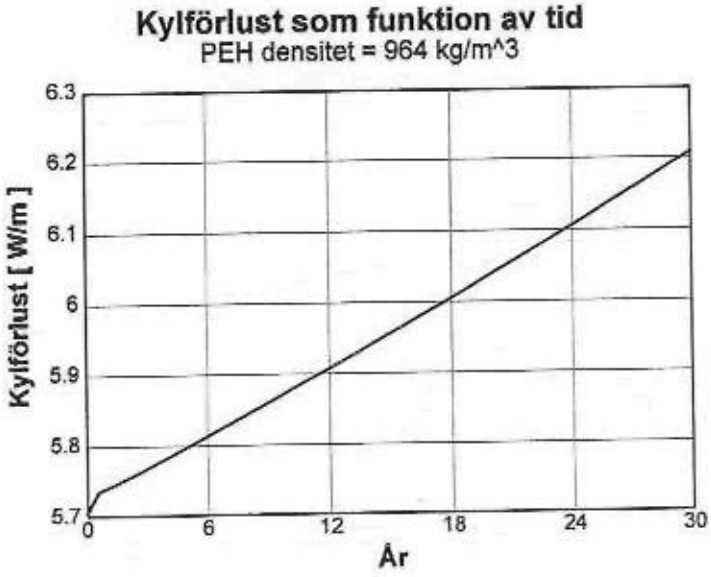
I Figur 8 visas den termiska konduktiviteten tvärs isolerskummet efter 30 år. Den radiella ökningen av konduktiviteten beror av temperaturdifferensen och toppvärdet vid innerytan orsakas av kondens enligt ekvation (38).



Figur 9. Kondensatmängd under en 30 års period.

Kondensering sker endast vid stålrörets utsida. Efter 30 år är den totala mängden kondensat mindre än 15 gram/m, se Figur 9. Denna vattenmängd skulle utgöra ett skikt runt stålröret som är mindre än 0.02 mm tjockt. Notera också att permeabiliteten för vattenångans transport genom PEH manteln är tagen vid 25°C vilket innebär att diffusionen av vattenången är överskattad.

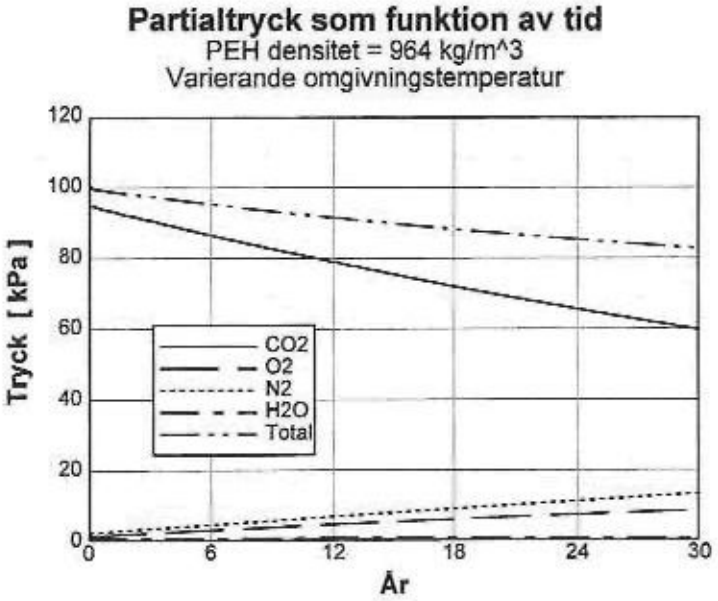
Då den termiska konduktiviteten ökar med tiden kommer också kylförlusterna att öka vilket visas i Figur 10.



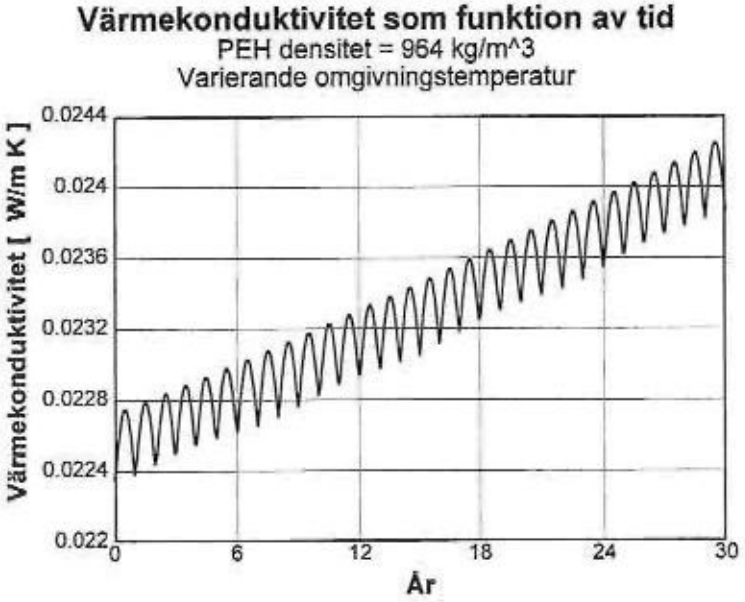
Figur 10. Kylförluster under en 30 års period.

Fall I b. *PEH densitet 964 kg/m^3, varierande omgivningstemperatur.*

I praktiska sammanhang varierar omgivningens temperatur över året. Figur 11 visar medelpartialtrycken för gaskomponenterna då omgivningstemperaturen varierar enligt ekvation (55) mellan 5°C och 17°C. Diffusionsprocessen är långsammare än för fallet ovan då permeabilititen för PEH manteln minskar vid lägre temperatur. Detta påverkar också andra parametrar i undersökningen.

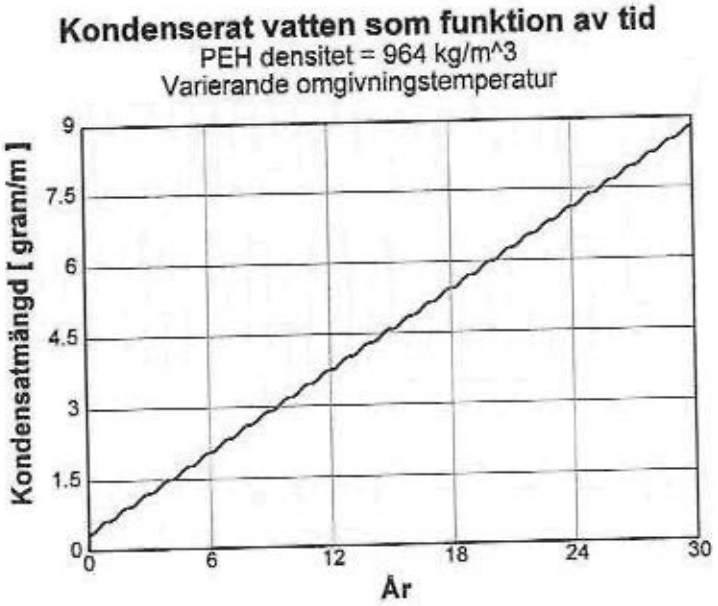


Figur 11. Medelpartialtryck och medeltotaltryck i isolerskummet under en period av 30 år då omgivningens temperatur varierar mellan 5°C och 17°C.



Figur 12. Termisk medelkonduktivitet i isolerskummet under en 30 års period då omgivningens temperatur varierar mellan 5°C och 17°C.

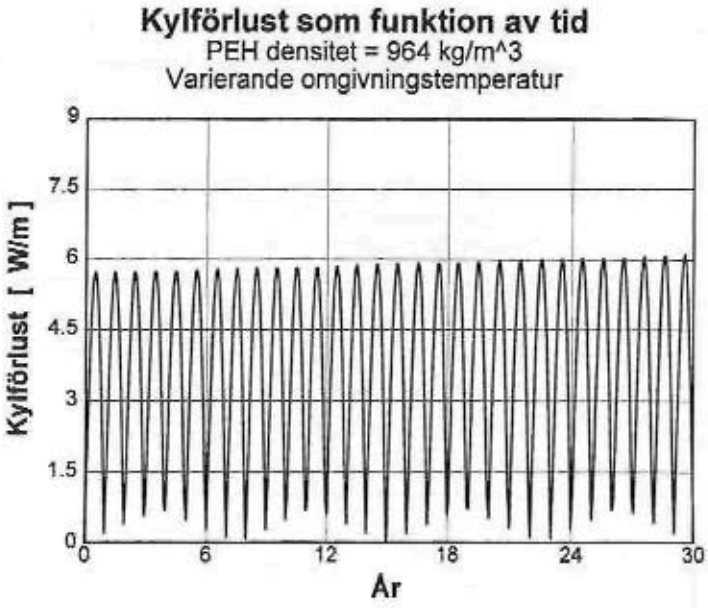
Figur 12 visar den termiska konduktiviteten i isolerskummet då omgivningens temperatur varierar. Den årliga variationen av temperaturen speglas av konduktiviteten då gaskomponenternas konduktivitet beror av temperaturen.



Figur 13. Mängden kondenserad vattenånga i isolerskummet under en 30 års period då omgivningens temperatur varierar mellan 5°C och 17°C.

Ångans mättnadstryck för omgivningen beror av temperaturen. En lägre temperatur innebär ett lägre mättnadstryck och diffusionsprocessens hastighet avtar, se ekvation (14). Inverkan av temperaturberoende permeabilitet för vattenångan är inte medtagen i beräkningarna, vilket innebär att kondensatmängden är klart överskattad.

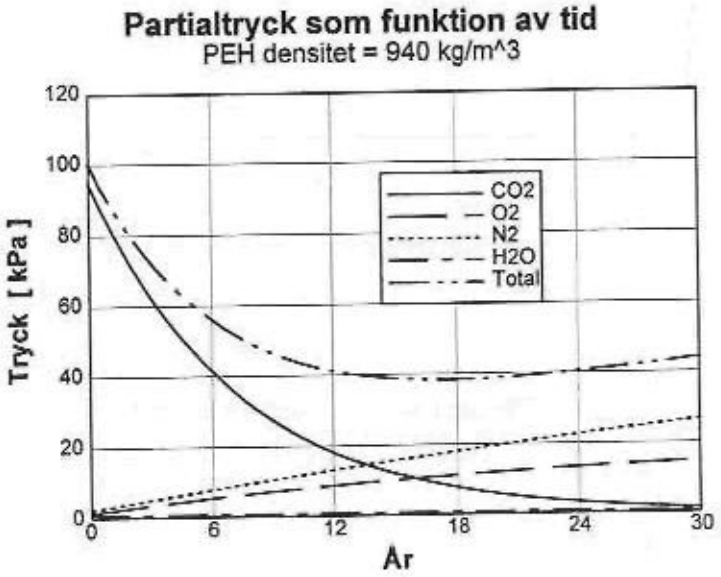
Värmetransporten genom röret är en funktion av temperaturdifferensen och den effektiva konduktiviteten. Figur 14 visar den årliga variationen av kylförlusterna p g a temperaturdifferensen samt den mer långsamma ökningen vilken orsakas av den ökande termiska konduktiviteten.



Figur 14. Kylförlust för röret under en 30 års period då omgivningens temperatur varierar mellan 5°C och 17°C.

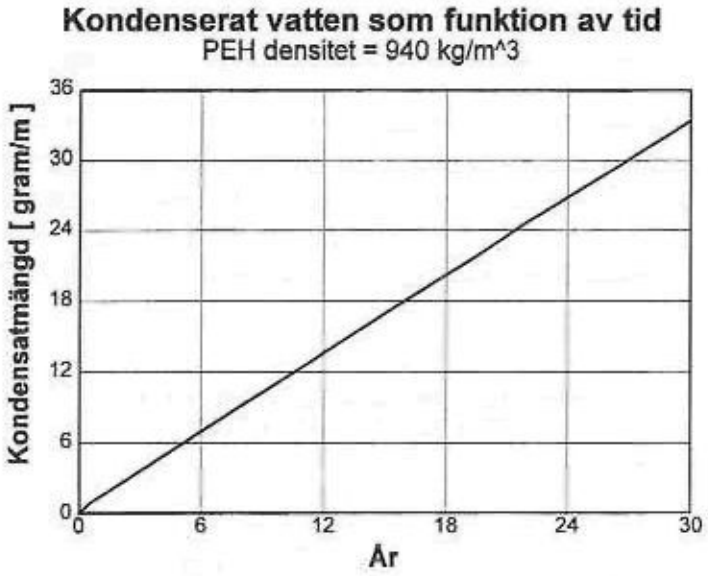
Fall II a. *PEH densitet 940 kg/m^3. Konstant omgivningstemperatur.*

Med en lägre densitet för PEH manteln kommer diffusionsprocessen att vara snabbare då permeabiliteten är högre, se ekvation (23) och Tabell 1. Figurerna 15-18 visar inverkan av diffusionsprocessen på samma parametrar som för fallet **Ia** med densiteten 964 kg/m^3 men med ett PEH mantelrör med densiteten 940 kg/m^3. Temperaturvariationer för vattenångans permeabilitet är ej medtagen.

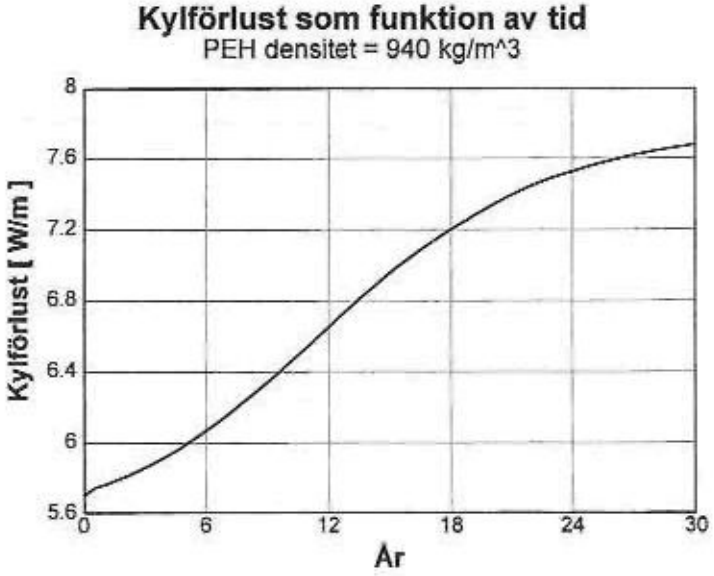


Figur 15. Medelpartialtryck för gaskomponenterna och medel totaltryck i isolerskummet under en period av 30 år.

Figur 16. Termisk konduktivitet i isolerskummet under en tidsperiod av 30 år.



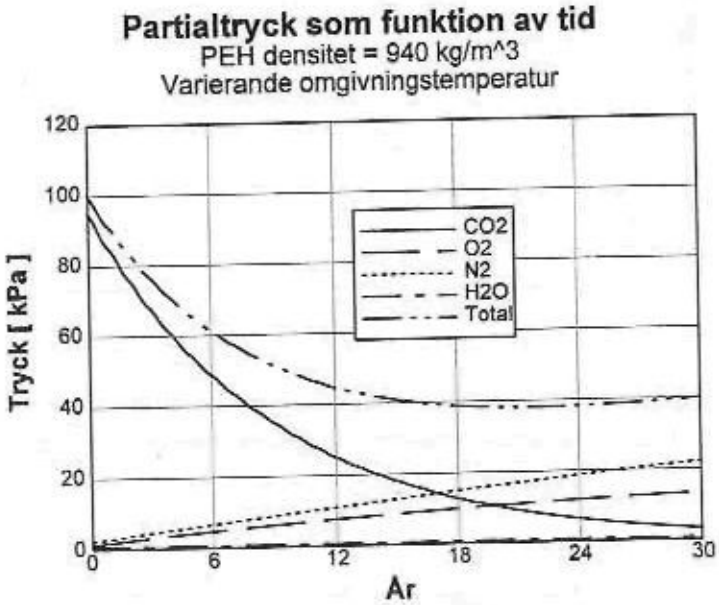
Figur 17. Kondensatmängd under en 30 års period.



Figur 18. Kylförluster under en 30 års period.

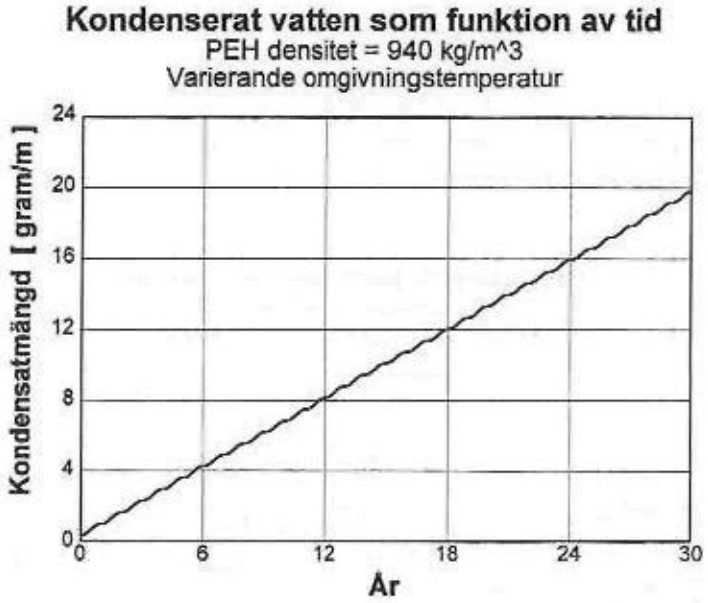
Fall II b. *PEH densitet 940 kg/m³, varierande omgivningstemperatur.*

Figurerna 19-22 visar resultat för partialtryck, värmekonduktivitet, kondensatmängd samt kylförlust då densiteten för PEH manteln är 940 kg/m³ och omgivningstemperaturen varierar.

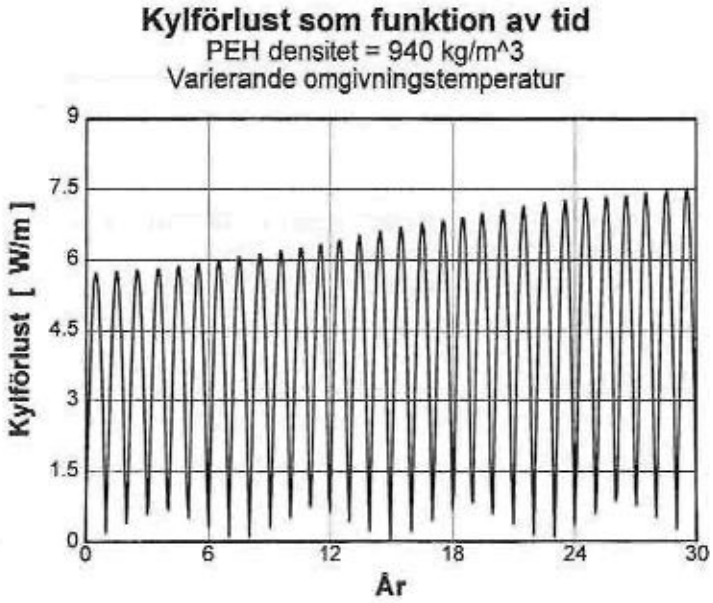


Figur 19. Medelpartialtryck och medeltotaltryck i isolerskummet under en period av 30 år då omgivningens temperatur varierar mellan 5°C och 17°C.

Figur 20. Termisk medelkonduktivitet i isolerskummet under en 30 års period då omgivningens temperatur varierar mellan 5°C och 17°C.



Figur 21. Mängden kondenserad vattenånga i isolerskummet under en 30 års period då omgivningens temperatur varierar mellan 5°C och 17°C.



Figur 22. Kylförlust för röret under en 30 års period då omgivningens temperatur varierar mellan 5°C och 17°C.

8.1 Inverkan av isoleringsjocklek/mantelrör

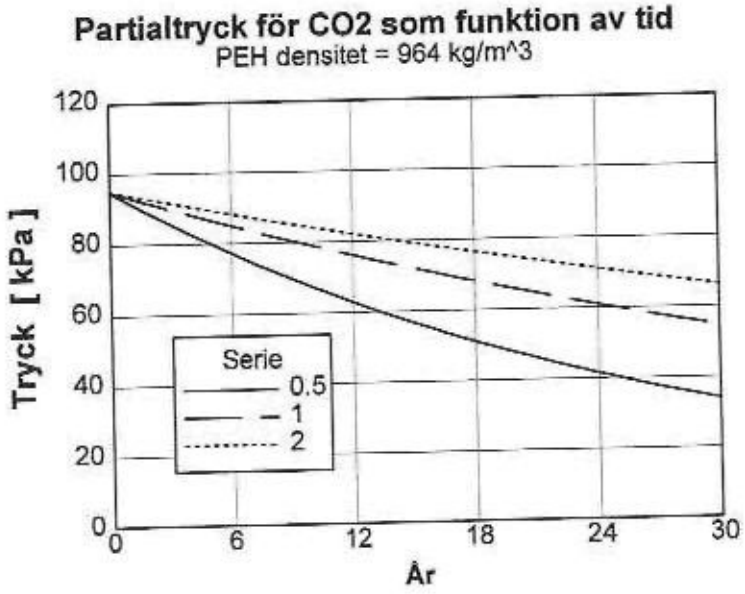
Isoleringstjockleken för ett specifikt stålrör beror av vilket mantelrör som användes. För fjärrvärme användes 3 olika isoleringstjocklek serie 1,2 och 3. Högre serie innebär större mantelrör och mer isolering. För fjärrkylerör har man infört ytterligare en isoleringstjocklek serie 0.5, vilket är ungefär halva isoleringstjockleken jämfört med serie1. Tabell 4 visar PEH mantelrör enligt serie 0.5, 1 och 2 för ett DN 300 stålrör.

Tabell 4. PEH casings

Tabell 4 PEH mantelrör

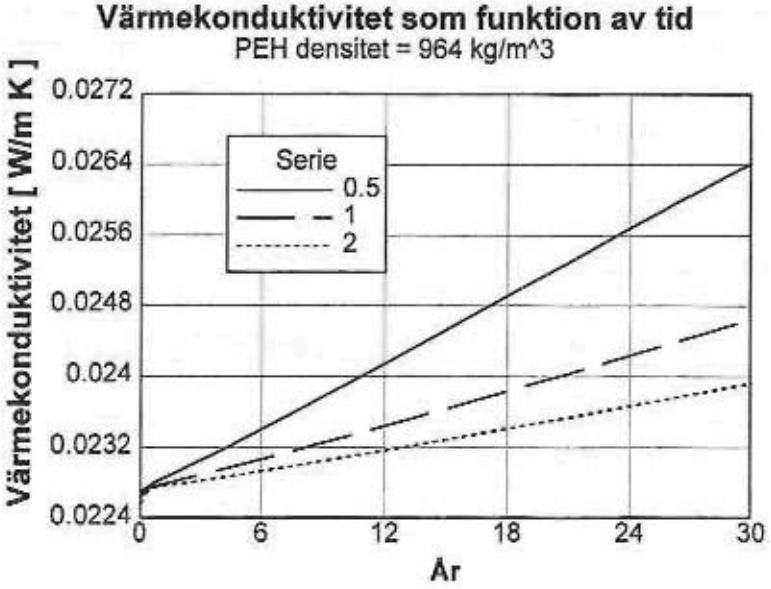
Serie	Ytterdiameter, [mm]	Väggtjocklek [mm]
0.5	400	6.3
1	450	7.0
2	500	7.8

Med större mantelrör fås också större väggtjocklek på mantelröret. Tjockare mantelrör innebär också ett högre diffusionsmotstånd, se ekvation (14). Med mer isolering har man också en större depå av blåsmedlet, CO_2. Kombinationen av en större depå samt det högre diffusionsmotståndet ger att minskningen av CO_2 i PUR isoleringen blir långsammare, vilket visas i Figur 23. Av samma orsak kommer den inkommande diffusionen av luftkomponenter, O_2, N_2 och H_2O också att bli långsammare.



Figur 23. Partialtrycket för CO_2 vid olika isoleringstjocklekar under en tidsperiod av 30 år.

Då CO_2 har lägre termisk konduktivetet än luft, kommer den termiska konduktiviteten för PUR isoleringen att bli lägre vid större isoleringstjocklek, se Figur 24. Med mer isolering får man ett högre värmemotstånd dels p g a den tjockare isoleringen dels p g a den lägre konduktiviteten.



Figur 24. Termisk konduktivitet för PUR isoleringen vid olika isoleringstjocklek under en tidsperiod av 30 år.

9 Slutsatser

Denna rapport behandlar den transienta mass- och värmetransporten genom ett PUR-isolerat ledningsrör avsett för fjärrkyledistribution. Modeller för diffusionsprocessen och värmeledningen har framtagits och lösts numeriskt. Inverkan av diffusionsprocessen på den termiska prestandan samt diffusion och kondensation av vattenånga har studerats.

Diffusionsprocessen har befunnits vara relativt långsam p g a PEH mantelns diffusionsmotstånd ger en skyddande effekt. Den termiska konduktiviteten i PUR isoleringen ökar mycket långsamt från 23 till ungefär 31 mW/m K vid den för fjärrkyla rådande temperaturen.

Mängden kondenserad vattenånga i isoleringen är mycket liten. Under en 30 års period är kondensatmängden ca: 8 - 35 gram/m beroende av omgivningsförhållanden och densiteten (egentligen permeabiliteten) för PEH manteln. Kondensatets inverkan på den termiska prestandan är försumbar. Risken för att den kondenserade vattenångan skall påverka eventuella fuktlarm är mycket begränsad.

Ökad isolering ger en långsammare försämring av de termiska egenskaperna p g a att man får en större gasdepå i isoleringen. Med större tjocklek på mantelröret fås också en långsammare försämring av de termiska egenskaperna då diffusionsförloppet bli långsammare p g a ett större diffusionsmotstånd i mantelröret.

10 Referenser

1. T. Bergström, Distributionsledningar i fjärrkylsystem förlagda i mark och tunnlar, Fjärrkylagruppen Svenska Fjärrvärmeföreningen, 1995.
2. Utvärdering av fjärrkyla i Västerås, Fjärrvärmebyrån AB, 1995.
3. M. Svanström, Blowing agents in rigid polyurethane foam, Doktorsavhandling, Chalmers University of Technology, Göteborg, Sweden, 1997.
4. F. P. Incropera och D. P. DeWitt, Fundamentals of Heat and Mass Transfer, 4th ed., Wiley, New York, 1996.
5. M. G. McMaster och D. S. Soane, Water sorption in epoxy thin films, IEEE Trans. Components, Hybrids and Manufacturing Technology, Vol 12, No 3, 373-386, 1989.
6. D. W. Van Krevelen, Properties of Polymers, 3rd ed., Elsevier, Amsterdam, 1990.
7. K. Brodt, Thermal insulations: cfc-alternatives and vacuum insulation, Doktorsavhandling Technische Universiteit Delft, Haag, 1995.
8. J. Crank och G. S. Park, Diffusion in Polymers, Academic Press, London, 1968.
9. J. Brandrup och E. H. Immergut, Polymer Handbook, Wiley, New York, 1989.
10. U. Jarfelt, Thermal conductivity and gas diffusion of rigid PUR foam, CFC-Free Polyurethane Research, Report no 4, Part 1, Chalmers University of Technology, Göteborg, 1993.
11. U. Jarfelt, Thermal conductivity and gas diffusion of rigid PUR foam, CFC-Free Polyurethane Research, Report no 7, Part 2, Chalmers University of Technology, Göteborg, 1995.
12. Catalogue of Material Properties, Report Annex XIV, Page 2.27.
13. M. N. Özisik, Radiative Transfer and Interaction with Conduction and Convection, Wiley, New York, 1973.
14. R. C. Reid och T. K. Sherwood, The Properties of Gases and Liquids, 2nd ed., McGraw-Hill, New York, 1968.
15. E. W. Behrens, G. Sirdeshpande och H. P. Wöss, Closed-cell elastomeric foams as water-vapour-retardant insulators on cold pipes, J. Thermal Insul. and Bldg. Envs, Vol 16, July 1992.
16. H. K. Versteeg och W. Malalasekera, An Introduction to Computational Fluid Dynamics, Longman, Harlow, 1995.

17. S. V. Patankar, Numerical Heat Transfer and Fluid Flow, Hemisphere, New York, 1980.

18. P. Randlöv, District Heating Handbook, European District Heating Pipe Manufacturers Association (EuHP), Fredrica Denmark, 1997.

Figure legends

Engelsk figurtext

Figure 1. Pre-insulated cooling/heating pipe.

Figure 2. Control volume.

Figure 3. Schematic grid distribution.

Figure 4. Partial and total mean pressure in the foam during a time period of 30 years.

Figure 5. Partial and total mean pressure of the gas components in the foam over a time period of 500 years.

Figure 6. Partial and total pressure across the foam after 30 years.

Figure 7. Thermal conductivity of the foam during a time period of 30 years.

Figure 8. Thermal conductivity across the foam after 30 years.

Figure 9. Amount of condensed water during a time period of 30 years.

Figure 10. Cooling loss during a time period of 30 years.

Figure 11. Partial and total mean pressures in the foam during a period of 30 years, when the surrounding temperature varies between 5°C and 17°C.

Figure 12. The mean thermal conductivity in the foam during a period of 30 years, when the surrounding temperature varies between 5°C and 17°C.

Figure 13. Amount of condensed water in the foam during a period of 30 years, when the surrounding temperature varies between 5°C and 17°C.

Figure 14. Cooling loss for the pipe during a period of 30 years, when the surrounding temperature varies between 5°C and 17°C.

Figure 15. Partial and total mean pressure in the foam during a time period of 30 years.

Figure 16. Thermal conductivity of the foam during a time period of 30 years.

Figure 17. Amount of condensed water during a time period of 30 years.

Figure 18. The cooling loss during a time period of 30 years.

Figure 19. Partial and total mean pressures in the foam during a period of 30 years, when the surrounding temperature varies between 5°C and 17°C.

Figure 20. The mean thermal conductivity in the foam during a period of 30 years, when the surrounding temperature varies between 5°C and 17°C.

Figure 21. Amount of condensed water in the foam during a period of 30 years, when the surrounding temperature varies between 5°C and 17°C.

Figure 22. Cooling loss gain for the pipe during a period of 30 years, when the surrounding temperature varies between 5°C and 17°C.

Figure 23. Partial pressure for CO_2 with different insulation thickness for a period of 30 years.

Figure 24. Thermal conductivity of the PUR foam with different insulation thickness during a time period of 30 years.

RAPPORTFÖRTECKNING

Samtliga rapporter kan beställas hos Energikontorets Förlagsservice.
Telefon: 08 - 677 26 00, Telefax: 08 - 677 26 05

Nr	*Titel*	*Författare*	*Publicerad*
	FORSKNING OCH UTVECKLING - RAPPORTER		
1	Inventering av skador på befintliga skarvar med CFC-blåsta respektive CFC-fria fogskum	Hans Torstensson	maj-96
2	Tryckväxlare - Status hösten 1995	Bror-Arne Gustafson Lena Olsson	maj-96
3	Bevakning av internationell fjärrvärmeforskning	Sture Andersson Gunnar Nilsson	maj-96
4	Epoxirelining av fjärrvärmerör	Jarl Nilsson	sep-96
5	Effektivisering av konventionella fjärrvärmecentraler (abonnentcentraler)	Lena Råberger Håkan Walletun	okt-96
6	Auktorisation av montörer för montage av skarvhylsor och isolering Former och utvärdering	Lars-Åke Cronholm	okt-96
7	Direkt markförlagda böjar i fjärrvärmeledningar	Jan Molin Gunnar Bergström	dec-96
8	Medierör av plast i fjärrvärmesystem	Håkan Walletun Heimo Zinko	dec-96
9	Metodutveckling för mätning av värmekonduktiviteten i kulvertisolering av polyuretanskum	Lars-Åke Cronholm Hans Torstensson	dec-96
10	Dynamiska värmelaster från fiktiva värmebehov	Sven Werner	mars-97
11	Ökat värmeunderlag i fjärrvärmevärmda byggnader	Harald Andersson	
12	Omgivningsförhållandenas betydelse vid val av strategi för om-byggnad och underhåll av fjärrvärmenät. Insamlingsfasen	Sture Andersson Jan Molin Carmen Pletikos	dec-97
13	Svensk statlig fjärrvärmeforskning 1981-1996	Mikael Henriksson Sven Werner	dec-97
14	Korrosionsrisker vid användning av stål- och plaströr i fjärrvärmesystem - en litteraturstudie	Peeter Tarkpea	dec-97
15	Värme- och masstransport i mantelrör till ledningar för fjärrkyla och fjärrvärme	Daniel Eriksson Bengt Sundén	dec-97
16	Utvärdering av fuktinträngning och gasdiffusion hos gamla kulvertrör "Hisings-Backa"	Ulf Jarfelt	dec-97
17	Kulvertförläggning med befintliga massor	Jan Molin Gunnar Bergström Stefan Nilsson	dec-97
18	Värmeåtervinning och produktion av frikyla - två sätt att öka marknaden för fjärrvärmedrivna absorptionskylmaskiner	Peter Margen	dec-97

Nr	Titel	Författare	Publicerad
	FORSKNING OCH UTVECKLING - ORIENTERING		
1	Fjärrkyla: Behov av forskning och utveckling	Sven Werner	jan-98
2	Utvärdering av fjärrkyla i Västerås. Uppföljning av Värmeforsk rapport nr 534. Mätvärdesinsamling för perioden 23/5 - 30/9 1996.	Lars Lindgren Conny Nikolaisen	jan-98
3	Symposium om Fjärrvärmeforskning på Ullinge Wärdshus i Eksjö kommun, 10-11 december 1996	Lennart Thörnqvist	jan-98

Förteckning över tidigare publicerade rapporter från Värmeforsk Hetvattenteknik som kan beställas hos Energikontorets Förlagsservice.

Nr	Titel	Författare	Publicerad
	DISTRIBUTIONSTEKNIK		
540	Expansionskuddar för direktförlagda fjärrvärmeledningar - med huvudinriktning på mineralullsprodukter	Sture Andersson Bjarni Jensson	jun-95
525	Rundgångars ekonomiska betydelse för fjärrvärmenäten Investerings-, drift- och underhållskostnader	Peter Herbert	feb-95
463	Sänkt drifttemperatur i fjärrvärmenät - fältmätningar och bestämningar av fysikaliska egenskaper för cellbetong	Jan Molin Ronny Nilsson	dec-92
450	Utveckling av metoder för kvalitetssäkring av mantelrörsskarvar	Lars-Åke Cronholm Rolf Westin	jul-92
446	Bärförmåga hos CFC-fri kulvertisolering vid drifttemperatur Del 1: Provningsmetod för bestämning av axiell skjuvhållfasthet hos kulvertrör Del 2: Krypning vid radiell tryckbelastning	Ulf Jarfelt Gunnar Bergström Jonas Karlsson	jul-92
445	Direktläggning av fjärrvärmerör	Jan Fallsvik Alf Lindmark Eva Pettersson	jul-92
429	Freonfria isolermaterial för fjärrvärmekulvertar, Vacuumpulverisolering och CO2-blåst polyuretanskum	Bert Oddving Heimo Zinko	maj-92
412	Läcksökning i fjärrvärmekulvertar	Heinz Thurner	dec-91
364	Underhållsstrategi för distributionsnät. Förstudie	Lennart Strömwall Leif Lemmeke	mar-90
340	Corona-behandlingens betydelse för mantelrör till fjärrvärme-ledningar samt metod och krav för kvalitetskontroll	Lars-Eric Jansson	maj-89
335	Anvisningar för schaktning och andra arbeten i närheten av direktskkummande PUR-kulvertar	Håkan Carlsson Jan Molin	apr-89
318	Sänkt drifttemperatur i fjärrvärmenät - konsekvenser i distributionsnät	Jan Molin Ronny Nilsson Helge Bergström	okt-88

Nr	Titel	Författare	Publicerad
315	Skumkvalitet vid låga omgivningstemperaturer och varierande mediarörtemperaturer	Johan Ljungqvist	okt-88
286	Larmsystem - Kompabilitet	Christer Bodin John Ljungqvist Tor Rundström	dec-87
260	Skumkvalitet vid låga omgivningstemperaturer	Lars Blomqvist John Lungqvist	mar-87
259	Kvalitetsprovning av PUR-skumisolering	John Ljungqvist Rolf Westin	mar-87
258	Spänningsanalys av fjärrvärmeledningar Del 3. Dimensionerings-anvisningar och dimensioneringsprogram för T-stycken	Sture Andersson Håkan Carlsson Jan Molin	mar-87
257	Skador på mantelrörskarvar	John Ljungqvist Bert Oddving Rolf Westin	mar-87
256	Markförlagda fjärrvärmeledningars temperaturhöjande effekt för intilliggande ledningar	Håkan Carlsson Jan Molin	mar-87
249	Metod för röntgenradiograferingav isolerskikt i kulvertrör för fjärrvärmeledningar	Stig Dahn	feb-87
237	Underhållsplanering av fjärrvärmenät	Thomas Asp Anders Eriksson Håkan Danielsson Stig Hård Bertil Wiktorén	aug-86
226	Skumutfyllnad i kulvertskarvar	Lars Blomqvist John Ljungqvist	maj-86
201	Friktionsfixerade fjärrvärmeledningar. Fältmätningar i Lund. Del 2	Dan Olofsson Jan Molin Kurt Bergendorff	aug-85

FJÄRRVÄRMECENTRALTEKNIK

556	VÄRMEVÄXLARRENOVERING - Materialpåverkan vid kemisk rengöring av värmeväxlare	Lars-Åke Cronholm	dec-95
546	Försmutsningsförlopp i plattvärmeväxlare för fjärrvärmeabonnentcentraler	Janusz Wollerstrand Svend Frederiksen	aug-95
545	Funktions- och kvalitetsprovning av abonnentcentraler i fjärrvärmesystem	Håkan Walletun Peter Gummérus	aug-95
505	Prestandabestämning och förbättring av abonnentcentraler < 50 kW	Lena Råberger Peter Gummérus Håkan Walletun	apr-94
413	Skadinventering, Abonnentcentraler	Bo Östlund	dec-91

Nr	Titel	Författare	Publicerad
411	Inverkan på returtemperaturen vid ackumulering av tappvarmvatten i abonnentcentraler	Sture Sikström	dec-91
365	Dynamisk provning av värmeväxlare med hjälp av processidentifiering	Håkan Walletun Bengt-Göran Bergdahl Bert Oddving	mar-90
360	Laboratorieprovning av villaabonnentcentraler	Johan Winberg	dec-89
355	Fjärranalys av undercentraler	Joakim Marklund	okt-89
321	Undercentralers reglering	Michael Thiede	okt-88
302	Diagnostikutrustning för 2-stegskopplade abonnentcentraler	Ulf Jansson	apr-88
272	Avkylning av fjärrvärmevatten i befintliga abonnentcentraler	Annika Winberg Sven Werner	aug-87
267	Undercentraler - Litteraturstudie av tidigare arbeten	Raija Leppänen	maj-87
255	Inkoppling av varmvattenberedare vid installation av värmepump	Göran Dahlén	mar-87

MÄTTEKNIK

547	Jämförelsemätningar av flödeshastighet mellan ultraljudsmätare av Clamp-On typ och debiteringsmätare i fjärrvärmeabonnentcentraler	Jerker Delsing Bernt Svensson	aug-95

SYSTEMTEKNIK

534	Utvärdering av fjärrkyla i Västerås	Lars Lindgren Urban Eklund	feb-95
527	Friktionsnedsättande tillsatsers inverkan på miljön - Del 1	Henrik Bjurström Staffan Grönholm Bengt-Åka Nystrand	feb-95
512	Friktionsnedsättning i fjärrvärmenät genom tillsats av tensider- En teknisk och ekonomisk bedömning	Henrik Bjurström Lars-Åke Cronholm	jul-94
481	Tryckväxlare - en anordning för effektivisering av fjärrvärmesystem	Bror-Arne Gustafson	sep-93
363	Leveranssäkerhet i fjärrvärmesystem	Sture Andersson Carl Mattsson	dec-89
320	Leveranssäkerhet vid värmedistribution	Lennart Josefsson Hans Åkesson	okt-88
298	Inventering av datorprogram för simulering och optimering av fjärrvärmesystem	Hans Gransell Anders Östergren	mar-88

RAPPORTER FRÅN ANDRA FORSKNINGS-GRUPPER

Nr	*Titel*	*Författare*	*Publicerad*
483	Korrosion hos emaljerade ytor i varmvattensysem	Britt-Marie Svensson	sep-95
380	Korrosionsstudier av emaljerade varmvattenberedare	Britt-Marie Svensson	nov-90
343	Färgämne för läckageindikering i fjärrvärmesysem	Torsten Bauer Björn Carlsson Folke Persson	jul-89
294	Ackumulatorsystem för driftutjämning	Bertil Köhler	mar-88
221	Säkerhet vid elpannedrift	Bertil Köhler	apr-86

Svenska Fjärrvärmeföreningens Service AB och NUTEK bedriver ett kollektivforskningsprogram inom området hetvattenteknik. Forsknings- och utvecklingsprogrammet fokuseras på distributionsteknik, fjärrvärmecentralteknik och systemteknik.

SVENSKA FJÄRRVÄRMEFÖRENINGENS SERVICE AB
101 53 STOCKHOLM
Besöksadress: Olof Palmes gata 31, 6 tr
Telefon 08 - 677 25 50, Telefax 08 - 677 25 55

Förlagsservice, beställning av trycksaker:
Telefon 08 - 677 26 00, Telefax 08 - 677 26 05