



Det här verket har digitaliserats vid Göteborgs universitetsbibliotek och är fritt att använda. Alla tryckta texter är OCR-tolkade till maskinläsbar text. Det betyder att du kan söka och kopiera texten från dokumentet. Vissa äldre dokument med dåligt tryck kan vara svåra att OCR-tolka korrekt vilket medför att den OCR-tolkade texten kan innehålla fel och därför bör man visuellt jämföra med verkets bilder för att avgöra vad som är riktigt.

This work has been digitized at Gothenburg University Library and is free to use. All printed texts have been OCR-processed and converted to machine readable text. This means that you can search and copy text from the document. Some early printed books are hard to OCR-process correctly and the text may contain errors, so one should always visually compare it with the images to determine what is correct.

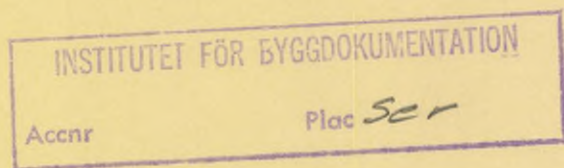


**Rapport**

**R39:1984**

**Styr- och reglertekniska  
problem inom solvärmetekniken**

**Lars Jensen**



*K  
Adv*

**Byggforskningsrådet**

R39:1984

STYR- OCH REGLERTEKNISKA PROBLEM INOM SOLVÄRMETEKNIKEN

Lars Jensen

Denna rapport hänför sig till forskningsanslag 810093-9  
från Statens råd för byggnadsforskning till institutionen  
för Byggnadskonstruktionslära, Lunds Tekniska Högskola, Lund.

I Byggforskningsrådets rapportserie redovisar forskaren sitt anslagsprojekt. Publiceringen innebär inte att rådet tagit ställning till åsikter, slutsatser och resultat.

R39:1984

ISBN 91-540-4102-3  
Statens råd för byggnadsforskning, Stockholm  
Liber Tryck Stockholm 1984

## INNEHÅLLSFÖRTECKNING

1	ÖVERSLAGSBERÄKNING AV FLÖDEFÖRDELNINGSVÄRKNINGS-GRAD	1
	Inledning	1
	Beräkningsmetod	3
	Beräkningsresultat	5
	Likvärdiga kollektorstorlekar	6
	Ideal diagonalkoppling	6
	Oändligt antal kollektorer sidkoppling	8
	Oändligt antal kollektorer diagonalkoppling	9
	Slutsatser	12
2	FLÖDESPROBLEM I SERIEKOPPLADE KOLLEKTORER	35
	Problemställning	35
	Modell	36
	Beräkningsresultat	37
	Slutsatser	39
3	REGLERING AV UTGAENDE SOLKOLLEKTORTEMPERATUR	50
	Problemställning	50
	Modell	50
	Beräkningsresultat flödesreglering	51
	Beräkningsresultat blandningsreglering	53
	Reglerförstärkning	54
4	VARIABELT FLÖDE DRIFTSOPTIMERING	64
	Problemställning	64
	Vinstfunktion	64
	Beräkningsresultat variabelt flöde	66
	Beräkningsresultat tillfrånstyrning	67
	Beräkningsresultat pulslängdsmodulerat flöde	68
5	FÖRBÄTTRAD START	76
	Problemställning	76
	Enkel solkollektormodell	76
	Beräkningsresultat för steg i solinstrålning	78
	Beräkningsresultat för ramp i solinstrålning	80

6	STYRSYSTEMETS BETYDELSE FÖR INSAMLAD SOLENERGI	91
	Inledning	91
	Enkla solkollektormodeller	92
	Utvärdering och slutsatser	100
	Bilaga	107

## FÖRORD

Denna rapport innehåller några från varandra fristående avsnitt/kapitel som till en del behandlar olika flödesproblem och styr- och regler tekniska frågor inom solvärmetekniken. Varje kapitel kan läsas var för sig.

I det första kapitlet behandlas hur flödesfördelningen inom ett modulbyggt kollektorsystem påverkar den flödesberoende verkningsgraden. Jämförelse sker mellan ett diagonalkopplat, sidkopplat och mittkopplat kollektorsystem. Kollektorsystemets flödesfördelningsverkningsgrad har beräknats och kan läsas av i ett diagram som funktion av en enkel beräkningsbar tryckfallskvot mellan huvudrör och kollektorrör.

I kapitel 2 beräknas och redovisas flödeskaraktistiken för seriekopplade och icke horisontella solkollektorer. De termiska krafterna kan för vissa fall medföra att det finns två flöden som ger samma tryckfall eller omvänt för ett givet tryckfall så finns det två möjliga flöden.

I kapitel 3 undersöks hur verkningsgraden påverkas av regler-sätt när solkollektorns utloppstemperatur regleras med flödes-reglering eller blandningsreglering.

I kapitel 4 jämförs variabelt flöde, tillfrånstyrning och en annan styrform. Jämförelse sker med en vinstfunktion som är skillnaden mellan solvärmeeffekten och pumpeffekten gånger en värderingsfaktor.

Med en enkel modell visas i kapitel 5 hur mycket starten av ett solkollektorsystem kan förbättras jämfört med normal styrutrustning vid en stegändring och en rampändring i solinstrålningen.

Styrsystemets inverkan på ett solkollektorsystems utbyte undersöks i kapitel 6 för olika start och styrdifferenser. Felmätning av kollektortemperatur vid icke drift är en tredje parameter, vars inverkan också undersöks.

Sammanfattning: STYR- OCH REGLERTEKNISKA DRIFTSPROBLEM INOM  
SOLVÄRMETEKNIKEN

Inledning

Slutrapporten innehåller några från varandra fristående avsnitt/kapitel som till en del behandlar olika flödesproblem och styr- och regler tekniska frågor inom solvärmetekniken. Varje kapitel kan läsas var för sig och under de sex följande rubrikerna behandlas varje kapitel/avsnitt i slutrapporten.

Överslagsberäkning av flödesfördelningsverkningsgrad

Hur flödesfördelningen inom ett modulbyggt kollektorsystem påverkar den flödesberoende verkningsgraden har beräknats för ett diagonalkopplat, sidkopplat och mittkopplat kollektorsystem. De termiska krafternas inverkan har försumrats och utan dessa fås den sämsta flödesfördelningen och därmed också sämst flödesfördelningsverkningsgrad. De genomförda beräkningarna gäller därför för horisontella kollektorsystem och kan alltid användas som en nedre uppskattning. Kollektorsystemets flödesfördelningsverkningsgrad har beräknats som funktion av en enkel beräkningsbar tryckfallskvot mellan huvudrör och kollektorrör.

I ett solkollektorsystem med samma huvudrörsdimension ger mittkopplingen bäst flödesfördelningsverkningsgrad och lägst totaltryckfall. Vinsterna med mittkoppling varierar mellan några upp till omkring 15% jämfört med diagonal- eller sidkoppling. Ett mittkopplat kollektorsystem kan göras 50% större (längre) än ett diagonalkopplat, om flödesfördelningsverkningsgraden skall vara lika. Diagonalkoppling ger bättre flödesfördelning än sidkoppling, men vid höga tryckfall i huvudrör i förhållande till kollektorrör så är sidkoppling bättre än diagonalkoppling.



I ett diagonalkopplat kollektorsystem med ett stort antal kollektorrör så kan en del av kollektorn bli inaktiv i mitten, om tryckfallsförhållandet mellan huvudrör och kollektorrör är större än 72. En förutsättning är att huvudrörets dimension är densamma för hela längden.

I ett diagonalkopplat kollektorsystem kan helt jämn flödesfördelning i kollektorn erhållas, om diametern hos inloppsrör och utloppsrör varieras lämpligt.

### Flödesproblem i seriekopplade kollektorer

Flödeskaraktistiken har beräknats för seriekopplade och icke horisontella solkollektorer. De termiska krafterna, som beror på en temperaturberoende täthet, kan för vissa fall medföra att det finns två flöden som ger samma tryckfall eller omvänt för ett givet tryckfall så finns det två möjliga flöden, vilka har helt olika verkningsgrad.

Om friktionstryckfallet är tillräckligt stort så kan en entydig flödeskaraktistisk erhållas. Det går inte enkelt att ange en gräns eftersom flödeskaraktistiken beräknas med ett flertal parametrar och variabler.

Om pumpcirkulationen startas så tidigt att de termiska krafterna inte hinner utbildas, då kan de ogynnsamma arbetspunkterna i flera fall undvikas.

### Reglering av utgående solkollektortemperatur

En solkollektors utloppstemperatur kan regleras med flödesreglering eller blandningsreglering. Verkningsgraden har beräknats för de två reglersätten och flödesreglering ger bäst resultat.

### Variabelt flöde driftsoptimering

Vilket reglersätt som ger bäst resultat av variabelt flöde, tillfrånstyrning och en annan styrform undersöks med en vinstfunktion som är skillnaden mellan solvärmeeffekten och pumpeffekten gånger en värderingsfaktor.

Variabelt flöde ger alltid bäst resultat, men skillnaden gentemot tillfrånstyrning är liten. Den tredje styrformen som också undersöktes var pulslängdsmodulering av pumpdriften, vilket innebär att under en given tidsperiod så är pumpen i drift i proportion till styrsignalen. Tanken är att den solvärme som lagras i kollektorn vid icke drift kan tillgodogöras till viss del. Endast en obetydlig förbättring erhålls med detta styrsätt jämfört med tillfrånstyrning.

### Förbättrad start

Med en enkel modell visas hur mycket starten av ett solkollektor-system kan förbättras jämfört med normalt styrsätt, nämligen en stegändring och en rampändring i solinstrålningen.

Vinsten i ökad driftstid vid stegändring i stagnationstemperatur är mindre än en minut för en stagnationstemperatur  $60^{\circ}\text{C}$  över inloppstemperaturen och avtar snabbt med ökande stagnationstemperatur.

Vid rampändring av stagnationstemperaturen så avtar även här vinsten i ökad driftstid med ökande ändringshastighet eller ramplutning. Om ramplutningen är större än  $60^{\circ}\text{C/h}$ , då är vinsten mindre än 10 minuter. Vinsten är störst för en kollektor med stor termisk massa.

## Styrsystemets betydelse för insamlad solenergi

Styrsystemets inverkan på ett solkollektorsystems utbyte undersöks för olika start- och styrdifferenser och en tredje parameter felmätning av kollektortemperatur vid icke drift.

Slutsatserna kan sammanfattas med

- att utbytet är ganska oberoende av stoppdifferensen,
- att utbytet avtar med ökande startdifferens,
- att utbytet avtar kraftigt med ökande felmätning av kollektorns temperatur vid icke drift, och
- att felmätningen kan till en del kompenseras med en låg startdifferens.



## 1 ÖVERSLAGSBERÄKNING AV FLÖDESFÖRDELNINGSVERKNINGSGRAD

Inledning

I en arbetsrapport BKL 1982:6 har ett solkollektorsystems flödesfördelningsverkningsgrad beräknats för olika driftsfall och sid- eller diagonalkopplade kollektorsystem. Kopplingsätten beskrivs i FIG.1.1. Flödesfördelningsverkningsgraden  $r$  beräknas som kvoten mellan medelflödesverkningsgraden  $v_{fm}$  och den ideala flödesverkningsgraden  $v_{fi}$ . Om flödesfördelningen är helt jämn, då är flödesfördelningsverkningsgraden  $r=1$ . Beräkningarna visade att diagonalkopplade system var obetydligt bättre än sidkopplade system vid lågt tryckfallsförhållande huvudrör/kollektorrör och sämre än sidkopplade system vid högt tryckfallsförhållande.

Sämst flödesfördelning fås för horisontella kollektorsystem och därmed också sämst verkningsgrad. De termiska krafterna förbättrar flödesfördelningen i de icke horisontella kollektorsystemen. De termiska krafternas betydelse beror på flera faktorer såsom arbetstemperatur, flöde och friktionstryckfall. Det kan därför vara svårt att beräkna alla möjliga fall. En undre gräns för flödesfördelningsverkningsgraden kan anges genom att använda det förenklade fallet horisontellt kollektorsystem, som har lägst flödesfördelningsverkningsgrad. Flödesfördelningen beror då enbart på friktionstryckfallet som antas vara oberoende av temperaturen, vilket inte är helt korrekt.

Kollektorsystemets rörnät antas bestå av två huvudrör med mellanliggande kollektorrör. Huvudrörens dimension är den samma i hela rörnätet. Om antalet kollektorrör är något så när stort så kan ett rörnät alltid omskalas till ett ekvivalent rörnät med ett annat antal kollektorrör.

Antagandet att huvudrörnsdimensionen är konstant är tillämpligt för solkollektorsystem som byggs upp av moduler, i vilka huvudrören ingår. I stora solkollektorsystem så ansluts ett stort antal grupper av moduler till ett platsbyggt rörnät. I ett sådant fall så är diagonalkoppling bäst och i ett senare avsnitt behandlas hur huvudrören i det platsbyggda rörnätet skall utformas

i ett sådant system.

Ett sätt att bestämma flödesfördelningsverkningsgraden som inparameter för avläsning i en tabell eller ett diagram är att använda kvoten mellan tryckfallet i huvudröret  $p_h$  och tryckfallet i kollektorröret  $p_k$ . De två tryckfallen avser givetvis hela längden för båda rören och flödet är det nominella totalflödet för hela systemet  $q'_h$  resp det nominella flödet i ett kollektorrör  $q'_k$ . Om antalet kollektorer är  $n$  då gäller  $q'_h = nq'_k$ . På detta sätt så bakas även solkollektorsystemets längd, bredd och antalet kollektorer in i tryckfallen för huvudrör resp kollektorrör.

Observera att den aktiva huvudrörslängden är något mindre än den längd som tryckfallet  $p_h$  beräknas för för de tre kopplingsfallen. Den aktiva längden för ett kollektorsystem med  $n$  kollektorrör är  $1-1/n$  av den totala längden. Tryckfallet  $p_h$  beräknas för hela längden för att vara oberoende av antalet kollektorer. Detta för att kunna beräkna flödesfördelningen vid oändligt antal kollektorrör.

För metoden krävs även en andra parameter som anger kvoten mellan kollektorns värmeförlust per  $m^2$  kollektoryta  $k \text{ W/}^\circ\text{C, m}^2$  och flödets värmebärrarförmåga  $q \text{ W/}^\circ\text{C, m}^2$ . Typiska värden på kvoten  $k/q$  är 0.1-1.0, vilket för en plan enkelglasad solkollektor med  $k=7 \text{ W/}^\circ\text{C, m}^2$  motsvarar flöden från  $1 \text{ dm}^3/\text{min, m}^2$  ner mot  $0.1 \text{ dm}^3/\text{min, m}^2$ .

Den flödesberoende verkningsgraden  $v$  kan beräknas för en kollektormodell i vilken kollektortemperaturen förändras exponentiellt från inlopp till utlopp och följande samband fås för verkningsgraden  $v_f$

$$v_f = (1 - e^{-k/q})q/k$$

och som återges i FIG.1.2 för olika flöden  $q'$ . Kurvan visar att flödesverkningsgraden varierar olinjärt och ökningen sker avtagande med ökande flöde. Detta innebär att bäst totalflödesverkningsgrad fås när alla flöden är lika stora. Nedan ges fyra värden för  $v_f$  där  $k=7 \text{ W/}^\circ\text{C, m}^2$ .

$q'$ $\text{dm}^3/\text{min}, \text{m}^2$	$q$ $\text{W}/^\circ\text{C}, \text{m}^2$	$k/q$ -	$v_f$ -
1.0	70	0.1	0.9516
0.5	35	0.2	0.9063
0.2	14	0.5	0.7869
0.1	7	1.0	0.6321

Flödesfördelningsverkningsgraden har beräknats för både sidkopplade, mittkopplade och diagonalkopplade kollektorsystem för kvoten  $k/q=0.1, 0.2, 0.5$  och  $1.0$ . Tryckfallsförhållandet  $p_h/p_k$  har varierats mellan  $1.0-50.0$ .

Alla de tre kollektorsystemen har samma mått. Beräkningar har skett med 20, 40 och 80 kollektorer. När antalet kollektorer fördubblas så halveras både kollektorytan och flödet per kollektorrör. Detta görs för att kunna jämföra de tre fallen och för att kunna extrapolera till oändligt antal kollektorrör. Skillnaden mellan dessa tre fall är liten - mindre än 1%. Det är därför knappast lämpligt att redovisa dessa tre fall utan i stället så har en extrapolation gjorts till ett oändligt antal kollektorer vilket är ett mera allmänt fall, som avviker mindre än 1% från de övriga fallen.

#### Beräkningsmetod

Flödesfördelningen i ett sidkopplat system beräknas enkelt genom att ansätta ett godtyckligt flöde i den yttersta kollektorn. Tryckfallet över nästa kollektor kan beräknas och därmed också dess flöde. Detta förfarande upprepas sedan. När alla kollektorer genomräknats så skalas alla flöden om linjärt i förhållande till kvoten önskat/erhållet totalflöde.

Ett mittkopplat kollektorsystem är inget annat än två sidkopplade kollektorsystem. Om förhållandet  $p_h/p_k=d_m$  för rörsystemet då gäller att det mittkopplade systemet kan jämföras med ett sidkopplat system med  $p_h/p_k=d_s=d_m/8$ , eftersom huvudrörens längd och flöde halveras, vilket påverkar  $p_h$  med en faktor  $1/8$ .

En enkel beräkningsmetod har använts för fallet med ett diagonalkopplat system. Symmetrin kring mitten har utnyttjats. Beräkningar utgår från mitten genom att godtyckligt tryckfall ansätts för de två innersta kollektorerna. Flödet i huvudrören mellan de två innersta kollektorerna är givetvis lika med halva totalflödet. Tryckfallet över de näst innersta kollektorerna kan nu beräknas och därmed också flödet. Förfarandet upprepas sedan för de övriga kollektorerna. Tryckfallet över den innersta kollektorn varierar genom halvering av ett startintervall tills att flödesbalansen stämmer.

Den tidigare nämnda extrapolationen av flödesfördelningsverkningsgrad och totalt tryckfall har skett med  $x$  avståndet mellan kollektorrören som argument i en andragsrads funktion. Andragsradsfunktionen kan skrivas som

$$y = ax^2 + bx + c \quad (1.2)$$

och om avståndet mellan kollektorrören antas vara  $4h$ ,  $2h$  och  $h$  för fallen med 20, 40 resp 80 kollektorer så fås tre samband mellan parametrarna  $a$ ,  $b$  och  $c$ .

$$y_{20} = 16ah^2 + 4bh + c \quad (1.3)$$

$$y_{40} = 4ah^2 + 2bh + c \quad (1.4)$$

$$y_{80} = ah^2 + bh + c \quad (1.5)$$

Parametern  $c$  anger den sökta extrapolerade storheten när antalet kollektorer går mot oändligheten, eftersom avståndet  $h$  skall gå mot noll. Enkla räkningar ger

$$a = (y_{20} - 3y_{40} + 2y_{80})/6 \quad (1.6)$$

$$b = (-y_{20} + 5y_{40} - 4y_{80})/2 \quad (1.7)$$

$$c = (y_{20} - 6y_{40} + 8y_{80})/3 \quad (1.8)$$



### Beräkningsresultat

Flödesfördelningsverkningsgrad för de tre kopplingsfallen anges i FIG.1.3-6 för kvoterna  $k/q=0.1, 0.2, 0.5$  och  $1.0$ .

Mittkoppling är alltid bäst (kurva 3). Diagonalkoppling (kurva 2) är genomgående bättre än sidkoppling (kurva 1). Endast för mycket höga värden på  $p_h/p_k$  så är sidkoppling bättre än diagonalkoppling.

Totaltryckfallet  $p_t$  har också beräknats för de tre kopplingsfallen relativt det nominella tryckfallet  $p_k$  och redovisas i FIG. 1.7. Högst totaltryckfall erhålls alltid för diagonalkoppling och lägst för mittkoppling. En enkel förklaring till det lägre tryckfallet för sidkoppling jämfört med diagonalkoppling är att i sidkoppling så har flödet i genomsnitt en kortare gångväg i rörnätet från inlopp till utlopp.

De tidigare redovisade värdena har använts för att beräkna tre kvoter mellan

- (kurva 1) sidkoppling/mittkoppling
- (kurva 2) diagonalkoppling/mittkoppling
- (kurva 3) sidkoppling/diagonalkoppling

för att underlätta en jämförelse mellan de tre kopplingsalternativen. Relativ flödesfördelningsverkningsgrad och relativt totaltryckfall redovisas i FIG.1.8-11 resp 1.12.

Flödesfördelningen redovisas för varje kopplingsalternativ och för fyra tryckfallskvoter  $p_h/p_k=5, 10, 20$  och  $40$  i FIG.1.13-15. För att underlätta en jämförelse mellan de tre kopplingsalternativen så har flöden sorterats efter storleksordning och resultat redovisas i FIG.1.16-19 för de fyra tryckfallskvoterna. Kurvorna visar att mittkoppling har den minsta spridningen i flödesfördelning och sidkoppling har den största spridningen.

### Likvärdiga kollektorstorlekar

Vid byggandet av stora kollektorsystem gäller det att minimera det platsbyggda rörnätet för en given kollektoryta och med en given flödesverkningsgrad. Kostnaderna för rörnätet påverkas dels av rörnätets längder och dimensioner och dels av antalet kopplingspunkter mellan rörnät och kollektorsystem. Två kopplingsätt kan användas - mittkoppling eller diagonalkoppling. Sidkopplingen ingår i mittkopplingen och mittkopplingen kan ses som ett effektivt sätt att anordna sidkoppling på. Rörnätets längd bli i stort sett densamma för både mittkoppling och diagonalkoppling. Ett effektivt sätt att anordna diagonalkoppling är att placera kollektorerna så att alltid inlopp och utlopp för två intilliggande kollektorer kommer tillsammans. Den termiska längdutvidgningen måste beaktas vilket medför att detta senare kopplingsätt inte kan genomföras utan någon form för kompensering.

En viktig jämförelse är då vilka storlekar är likvärdiga ur flödesverkningsgrad. Beräkningsgången är enkel. Först beräknas den genomsnittliga reduktionen i flödesverkningsgraden för både mitt- och diagonalkoppling som funktion av tryckfallskvoten  $d = p_h/p_k$  och därefter bestäms samhörande tryckfallskvoter  $d_m$  och  $d_d$  som ger samma genomsnittliga flödesverkningsgrad. Den diagonalkopplade kollektorns relativa storlek  $l_{dm}$  kan beräknas som

$$l_{dm} = (d_d/d_m)^{1/3} \quad (1.9)$$

I FIG.1.20 redovisas den relativa längden  $l_{dm}$  som funktion av tryckfallsförhållandet för mittkoppling  $d_m$ . Sidkopplingens relativa längd är alltid hälften av mittkopplingens, då mittkopplingen är två sidkopplade kollektorer.

### Ideal diagonalkoppling

Om tryckfallet per längdenhet kan göras konstant i inloppsrör och lika utloppsrör så blir tryckfallet över alla kollektorror lika och därmed också flödet lika i alla kollektorror. Detta är

möjligt att åstadkomma om huvudrörets diameter kan varieras kontinuerligt. I praktiken kan tryckfallens variationer begränsas till ett intervall med de standarddimensioner som finns och en god flödesfördelning kan uppnås.

Ett enkelt samband mellan tryckfall  $p$  för  $l$  längdenheter rör, rördiameter  $d$  och flöde  $q$  är

$$p = lq^2/d^5 \quad (1.10)$$

Antag att flödesfördelningen i ett diagonalkopplat kollektorsystem är helt jämn. Detta innebär att flödet i inloppsröret kan skrivas som

$$q_i(x) = q_0(1-x) \quad (1.11)$$

där  $x$  är det relativa avståndet från inloppet.

Kravet på konstant tryckfall per längdenhet  $dp$  ger följande samband mellan huvudflöde i inloppsrör  $q_i(x)$  och rördiameter  $d(x)$

$$dp = q_i(x)^2/d(x)^5 \quad (1.12)$$

och efter insättning av (1.11) så fås att

$$d(x) = d_0(1-x)^{0.4} \quad (1.13)$$

$$d_0 = q_0^{0.4} dp^{-0.2} \quad (1.14)$$

Flödes hastigheten  $v(x)$  kan beräknas som

$$v(x)/v_0 = (1-x)^{0.2} \quad (1.15)$$

$$v_0 = q_0/(\pi d_0^2/4) \quad (1.16)$$

Den relativa diametern  $d(x)/d_0$ , den relativa flödes hastigheten  $v(x)/v_0$  och det relativa flödet  $q(x)/q_0$  redovisas i FIG.1.21 som funktion av det relativa avståndet  $x$ .

### Oändligt antal kollektorer sidkoppling

I detta avsnitt görs ett försök att analytiskt beräkna flödesfördelningen för ett kollektorsystem med oändligt antal kollektorrör.

Antag att variabeln  $x$  anger avståndet från anslutningssidan och att kollektorns längd är 1. Flödet i nedre och övre huvudröret betecknas med  $q(x)$ . Flödet i kollektorn beräknat per längdenhet betecknas som  $q_k(x)$  och fås som

$$q_k(x) = - \frac{d}{dx} q(x) \quad (1.17)$$

Tryckfallet i kollektorrören betecknas  $p_k(x)$  och beräknas som

$$p_k(x) = b q_k(x)^2 \quad (1.18)$$

Tryckfallet i nedre och övre huvudröret  $p(x)$  beräknat från inlopp resp från utlopp beräknas som

$$\frac{d}{dx} p(x) = a q(x)^2 \quad (1.19)$$

Totaltryckfallet  $p_t$  över hela systemet kan nu skrivas som

$$p_t = p_k(x) + 2 p(x) \quad (1.20)$$

och efter derivering fås sambandet

$$0 = \frac{d}{dx} p_k(x) + 2 \frac{d}{dx} p(x) \quad (1.21)$$

Efter insättning av (1.18) och (1.19) i (1.21) så fås den olinjära differentialekvationen som skall uppfyllas av  $q(x)$ , nämligen

$$0 = 2b \frac{d}{dx} q(x) \frac{d^2}{dx^2} q(x) + 2a q(x)^2 \quad (1.22)$$

Någon lösning till denna olinjära differentialekvation av andra ordningen har inte hittats som uppfyller randvillkoren

$$\begin{aligned} q(0) &= q_t \\ q(x) &= 0 \end{aligned}$$

#### Oändligt antal kollektorer diagonalkoppling

Inlopp sker för  $x=-1/2$  och utlopp för  $x=1/2$ . Tryckfallet i nedre huvudröret räknat från inloppet betecknas  $p_n(x)$  och flödet i samma rör betecknas  $q_n(x)$ . På grund av symmetri gäller för det övre huvudröret med tryckfallet  $p_o(x)$  och flödet  $q_o(x)$  att

$$p_o(x) = p_n(-x) \quad (1.23)$$

och

$$q_o(x) = q_t - q_n(x) \quad (1.24)$$

Flödena i huvudrören  $q_n(x)$  och  $q_o(x)$  skall uppfylla två randvillkor var, nämligen

$$q_n(-1/2) = q_o(1/2) = q_t \quad (1.25)$$

$$q_n(1/2) = q_o(-1/2) = 0 \quad (1.26)$$

Totaltryckfallet  $p_t$  kan nu skrivas som

$$p_t = p_n(x) + p_k(x) + p_o(x) \quad (1.27)$$

Mellan tryckfall och flöde i huvudrör råder sambandet

$$\frac{d}{dx} p_n(x) = a q_n(x)^2 \quad (1.28)$$

och

$$\frac{d}{dx} p_o(x) = -a q_o(x)^2 \quad (1.29)$$

och för kollektorrören gäller som tidigare

$$p_k(x) = b q_k(x)^2 \quad (1.30)$$

Mellan flödena i huvudrör och kollektorrör råder sambandet

$$\frac{d}{dx} q_n(x) = -q_k(x) \quad (1.31)$$

$$\frac{d}{dx} q_{\ddot{o}}(x) = q_k(x) \quad (1.32)$$

Efter derivering av (1.27) och med utnyttjande av sambanden (1.28-1.32) så fås att

$$0 = a q_n(x)^2 + 2b \frac{d}{dx} q_n(x) \frac{d^2}{dx^2} q_n(x) + a(q_t - q_n(x))^2 \quad (1.33)$$

och efter en mindre förenkling så fås att

$$0 = 2b \frac{d}{dx} q_n(x) \frac{d^2}{dx^2} q_n(x) - a q_t^2 + 2a q_t q_n(x) \quad (1.34)$$

Detta är en olinjär differentialekvation av andra ordningen som inte är lätt att hitta en lösning till. Det finns en lösning för ett enda fall. Ansatsen är på formen

$$q_n(x) = cx^3 + d \quad (1.35)$$

Efter derivering och insättning så fås att

$$0 = 2b \cdot 3cx^2 \cdot 6cx - a q_t^2 + 2a q_t cx^3 + 2a q_t d \quad (1.36)$$

och om detta skall gälla för alla  $x$  då krävs att

$$36bc^2 + 2a q_t c = 0 \quad (1.37)$$

och

$$-a q_t^2 + 2a q_t d = 0 \quad (1.38)$$

Parametrarna  $c$  och  $d$  måste då vara

$$c = -aq_t/18b \quad (1.39)$$

$$d = q_t/2 \quad (1.40)$$

Lösningen blir då

$$q_n(x) = -\frac{aq_t}{18b} x^3 + \frac{q_t}{2} \quad (1.41)$$

och de två randvillkoren skall vara uppfyllda

$$q(-l/2) = q_t \quad (1.42)$$

$$q(l/2) = 0 \quad (1.43)$$

vilket medför att

$$a = 72b/l^3 \quad (1.44)$$

Den föreslagna lösningen ser ut att gälla bara för ett enda fall, men denna lösning ingår också i alla fall där

$$a > 72b/l^3$$

Detta beror på att för lösning med  $a=72b/l^3$  så är  $q_k(0)=0$ . Detta innebär också att tryckfallet är noll mellan de två huvudrören för  $x=0$ . Det är nu inget som hindrar att förlänga kollektorn med en godtycklig bit. Antag att kvoten  $a/b=72/l_0^3 > 72/l^3$ . Längden  $l_0$  anger den aktiva delen av kollektorns totala längd  $l$ . Verkningsgraden blir något högre för delen  $l_0$  eftersom hela det nominella flödet passerar denna del, men detta kompenserar knappast bortfallet för delen  $l-l_0$ . Sambandet (1.44) kan modifieras genom att införa  $a'=al$  och  $b'=b/l^2$ , vilket ger sambandet

$$a'=72b' \quad (1.45)$$

Storheterna  $a'$  och  $b'$  anger tryckfallet för hela huvudröret och hela kollektorn för samma flöde, dvs den tidigare använda tryckfallskvoten  $p_h/p_k$ .

### Slutsatser

I ett solkollektorsystem med samma huvudrörsdimension ger mittkopplingen bäst flödesverkningsgrad och lägst totaltryckfall. Vinsterna med mittkoppling varierar mellan några upp till omkring 15% jämfört med diagonal- eller sidkoppling. Ett mittkopplat kollektorsystem kan göras 50% större (längre) än ett diagonalkopplat, om flödesverkningsgraden skall vara lika. Diagonalkoppling är bättre ut flödesverkningsgradssynpunkt än sidkoppling, men vid höga tryckfall i huvudrör i förhållande till kollektorrör så är sidkoppling bättre än diagonalkoppling.

I ett diagonalkopplat kollektorsystem med ett stort antal kollektorrör så kan en del av kollektorn bli inaktiv i mitten, om tryckfallsförhållandet mellan huvudrör och kollektorrör är större än 72. En förutsättning är att huvudrörets dimension är densamma för hela längden.

Ett enkelt dimensioneringsförfarande för kollektorsystem med konstant huvudrörsdimension är att räkna med samma tryckfall per längdenhet i kollektorrör och i huvudrör, dvs  $p_h/l_h = p_k/l_k$ . Tryckfallförhållandet  $p_h/p_k$  blir då lika med kvoten  $l_h/l_k$ , dvs kollektorsystemets längd/höjd. Förhållandet  $l_h/l_k$  överstiger sällan 20. Ett tryckfallsförhållande under 20 medför endast mindre reduktion av flödesfördelningsverkningsgraden.

Sambandet (1.10) kan användas för att beräkna ett samband mellan rördiametrar för huvudrör  $d_h$  och kollektorrör  $d_k$  som fås som

$$\frac{p_h}{p_k} = \frac{l_h q_h^2 d_h^{-5}}{l_k q_k^2 d_k^{-5}} \quad (1.46)$$

och enligt förutsättningarna  $p_h/l_h = p_k/l_k$  och  $q_h = nq_k$  så fås att

$$d_h = n^{0.4} d_k \quad (1.47)$$

Faktorn  $n^{0.4}$  har beräknats nedan

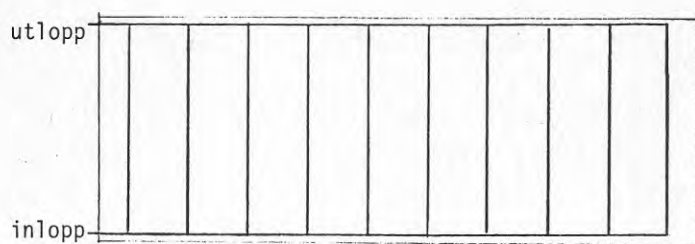


n	$n^{0.4}$
10	2.5
20	3.3
50	4.8
100	6.3

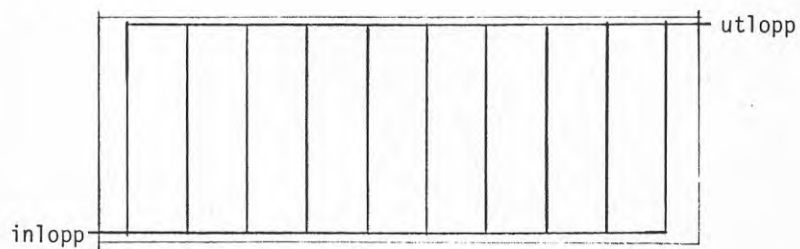
Siffrorna visar att ett rimligt tryckfallsförhållande kan uppnås med ett rimligt diameterförhållande mellan huvudrör och kollektorrör.

I ett diagonalkopplat kollektorsystem kan helt jämn flödesfördelning i kollektorn erhållas, om diametern hos inloppsrör och utloppsrör varierar lämpligt.

Sidkoppling



Diagonalkoppling



Mittkoppling

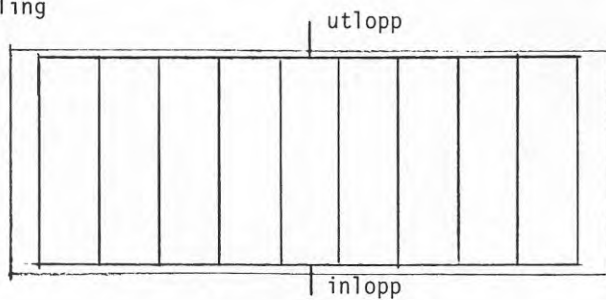


FIG.1.1 Exempel på sid-, diagonal- och mittkoppling av ett kollektorsystem med 10 kollektorrör.

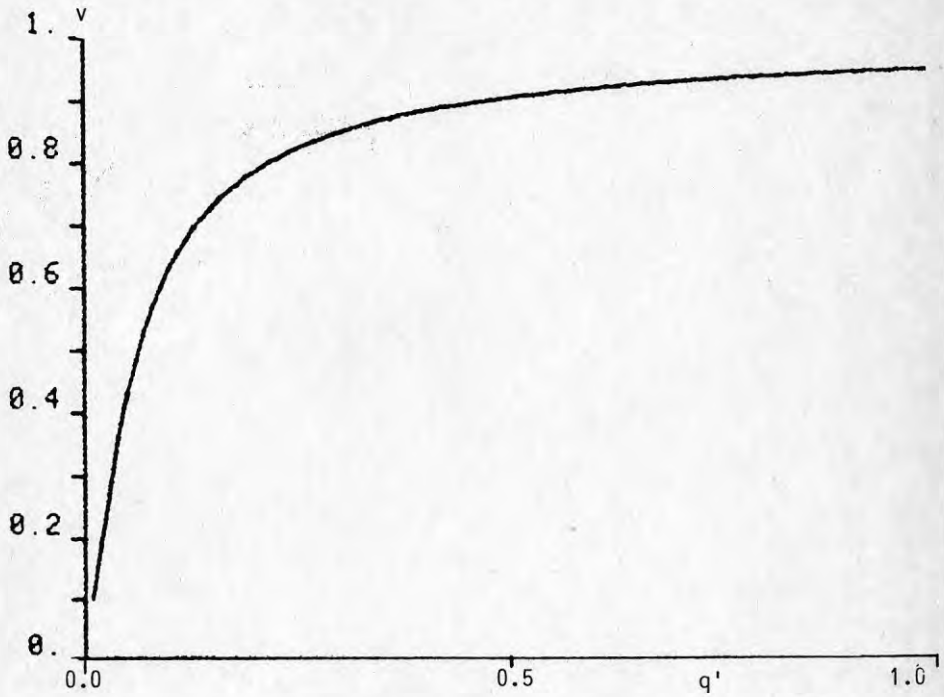


FIG.1.2 Flödesfördelningsverkningsgradsfunktion  $v_f = (1 - e^{-k/q})q/k$  som funktion av flödet  $q'$   $\text{dm}^3/\text{min}, \text{m}^2$  där  $q = 70q'$ . Parametern  $k = 7 \text{ W}/^\circ\text{C}, \text{m}^2$ .

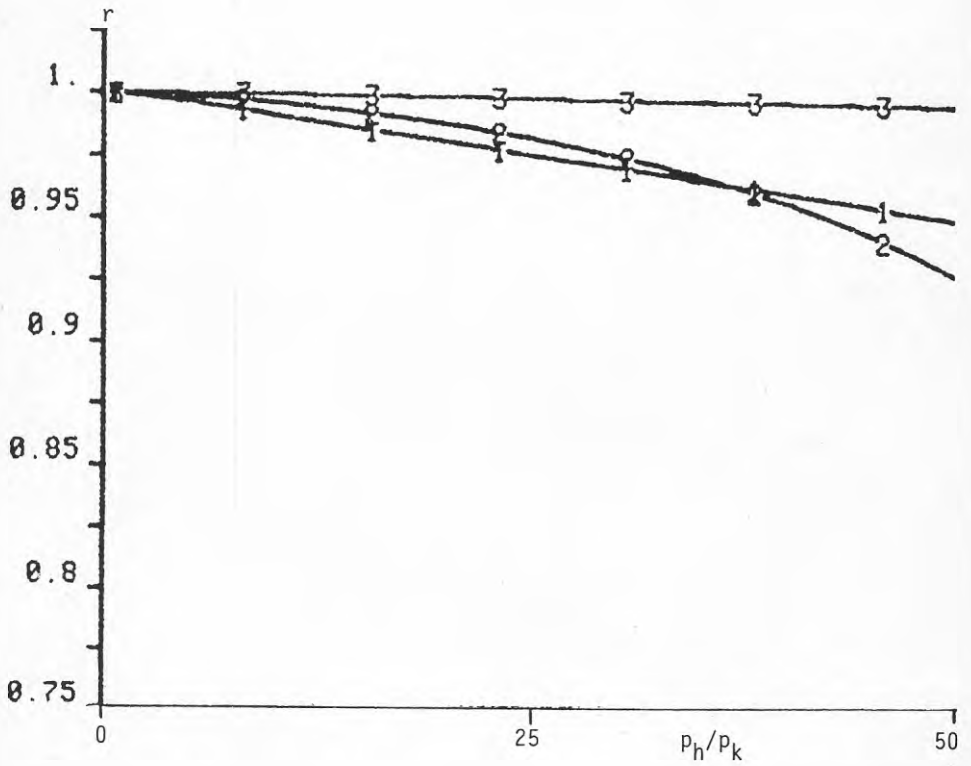


FIG.1.3 Flödesfördelningsverkningsgrad  $r$  för sidkopplat (kurva 1), diagonalkopplat (kurva 2) och mittkopplat (kurva 3) kollektorsystem som funktion av tryckfallskvoten  $p_h/p_k$ . Kvoten  $k/q=0.1$ .

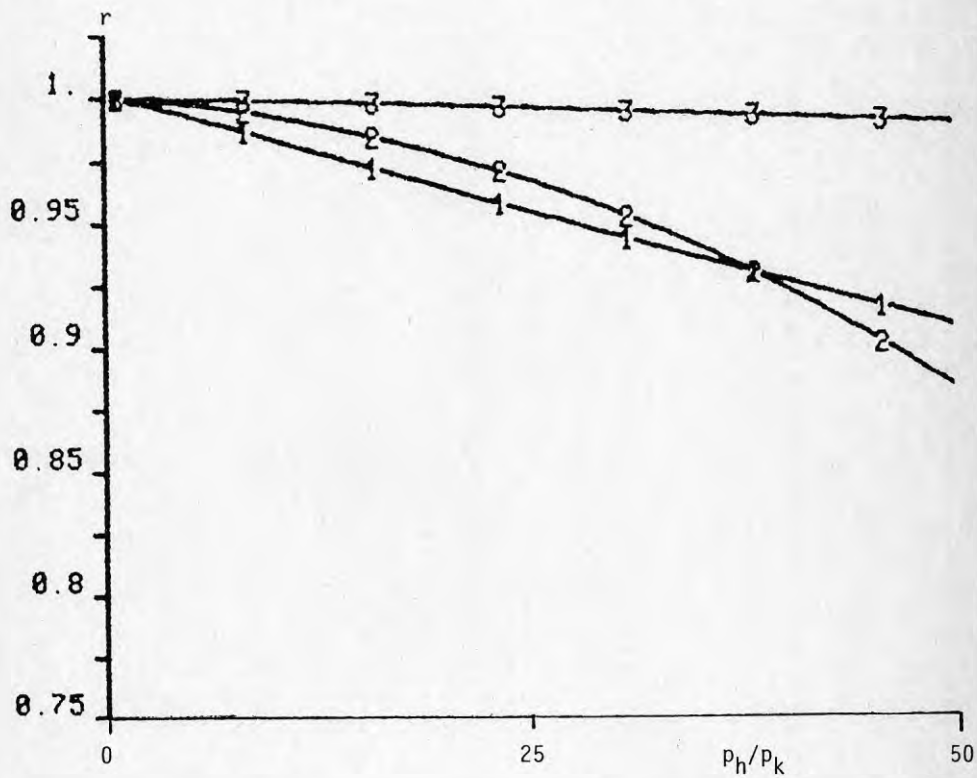


FIG.1.4 Flödesfördelningsverkningsgrad  $r$  för sidkopplat (kurva 1), diagonalkopplat (kurva 2) och mittkopplat (kurva 3) kollektorsystem som funktion av tryckfallskvoten  $p_h/p_k$ . Kvoten  $k/q=0.2$ .

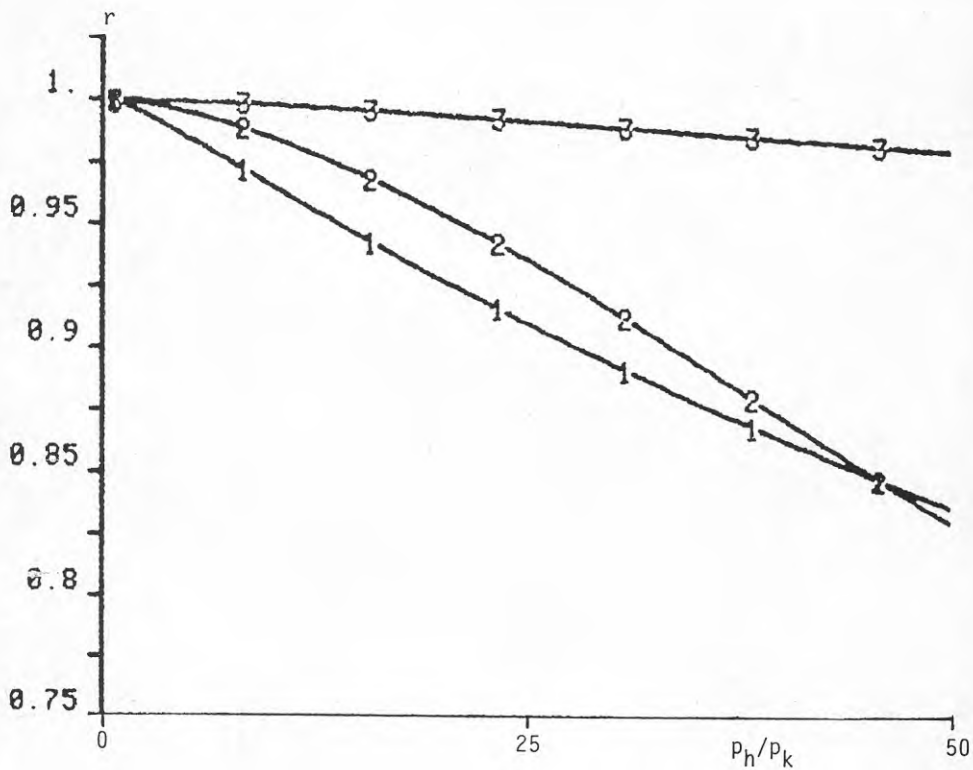


FIG.1.5 Flödesfördelningsverkningsgrad  $r$  för sidkopplat (kurva 1), diagonalkopplat (kurva 2) och mittkopplat (kurva 3) kollektorsystem som funktion av tryckfallskvoten  $p_h/p_k$ . Kvoten  $k/q=0.5$ .

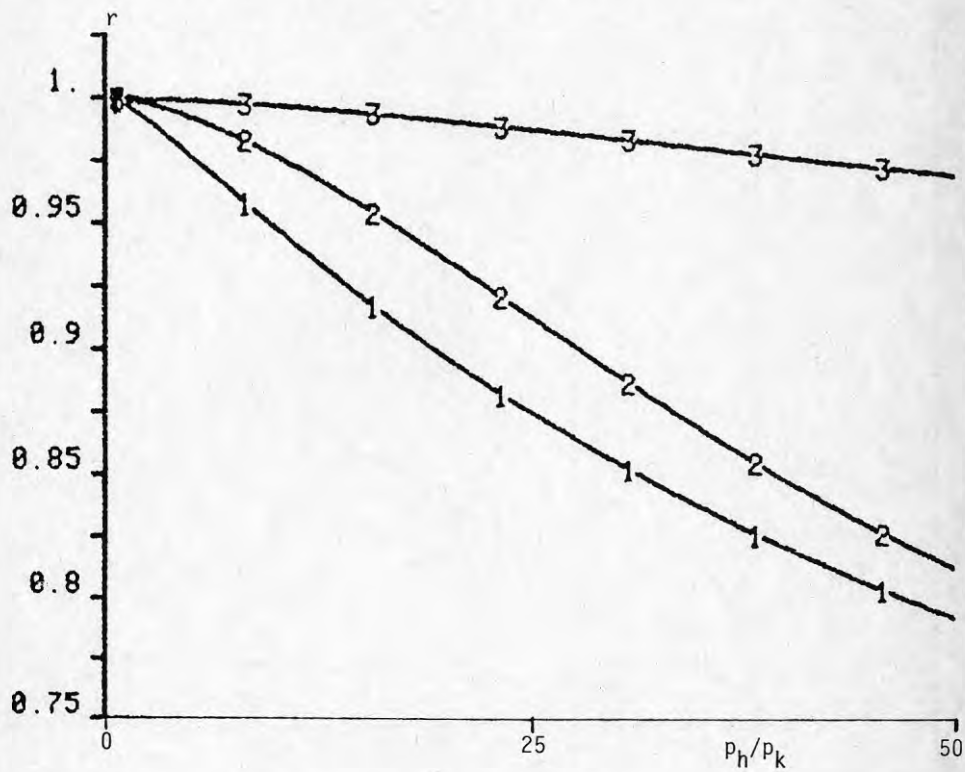


FIG.1.6 Flödesfördelningsverkningsgrad  $r$  för sidkopplat (kurva 1), diagonalkopplat (kurva 2) och mittkopplat (kurva 3) kollektorsystem som funktion av tryckfallskvoten  $p_h/p_k$ . Kvoten  $k/q=1.0$ .

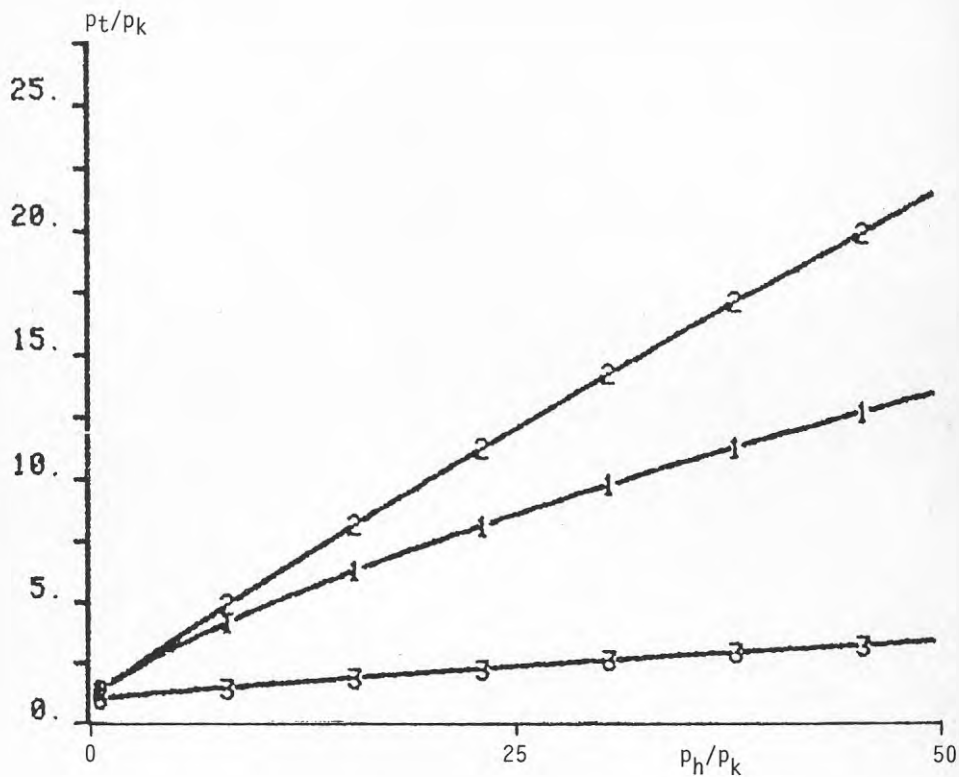


FIG.1.7 Totaltryckfall relativt kollektortryckfallet  $P_t/P_k$  för sidkopplat (kurva 1), diagonalkopplat (kurva 2) och mittkopplat (kurva 3) kollektorsystem som funktion av tryckfallskvoten  $P_h/P_k$ . Oberoende av kvoten  $k/q$ .



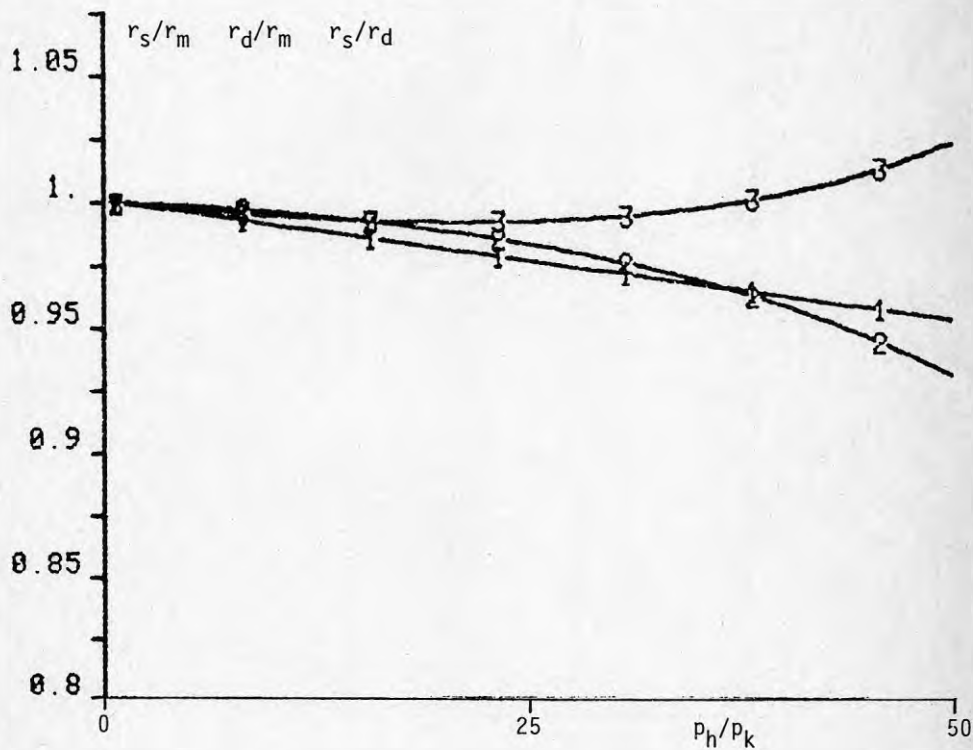


FIG.1.8 Jämförelse mellan olika kopplingsätts flödesfördelningsverkningsgrad r. Kurva 1  $r_s/r_m$ , kurva 2  $r_d/r_m$  och kurva 3  $r_s/r_d$  som funktion av tryckfallskvoten  $p_h/p_k$ . Kvoten  $k/q = 0.1$ .

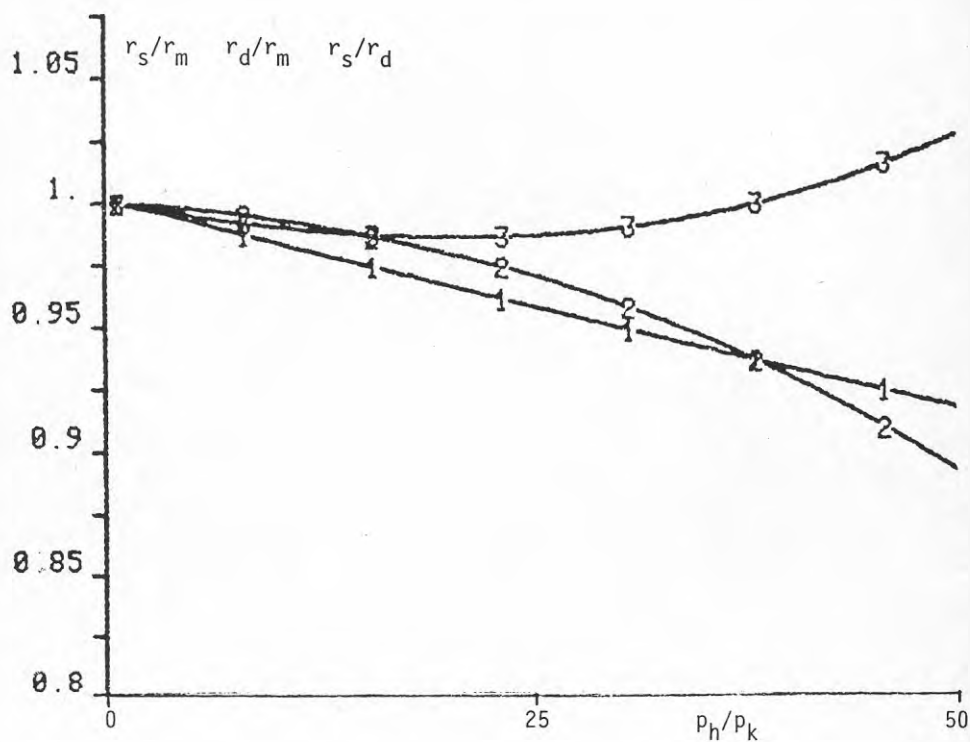


FIG.1.9 Jämförelse mellan olika kopplingsätts flödesfördelningsverkningsgrad  $r$ . Kurva 1  $r_s/r_m$ , kurva 2  $r_d/r_m$  och kurva 3  $r_s/r_d$  som funktion av tryckfallskvoten  $p_h/p_k$ . Kvoten  $k/q = 0.2$ .

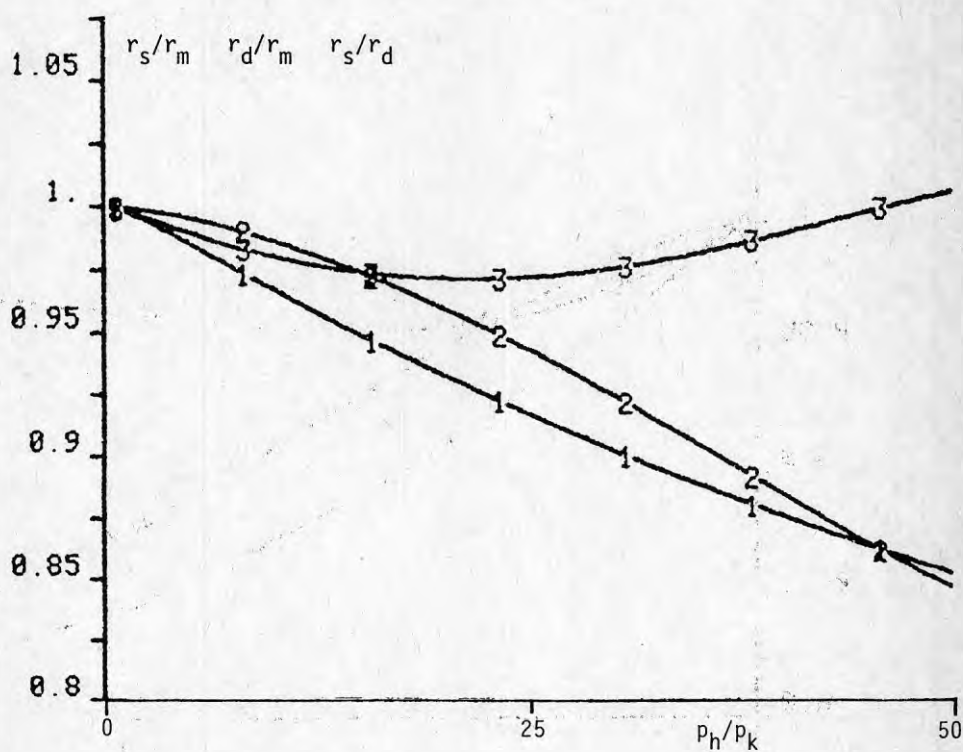


FIG.1.10 Jämförelse mellan olika kopplingsätts flödesfördelningsverkningsgrad  $r$ . Kurva 1  $r_s/r_m$ , kurva 2  $r_d/r_m$  och kurva 3  $r_s/r_d$  som funktion av tryckfallskvoten  $p_h/p_k$ . Kvoten  $k/q = 0.5$ .

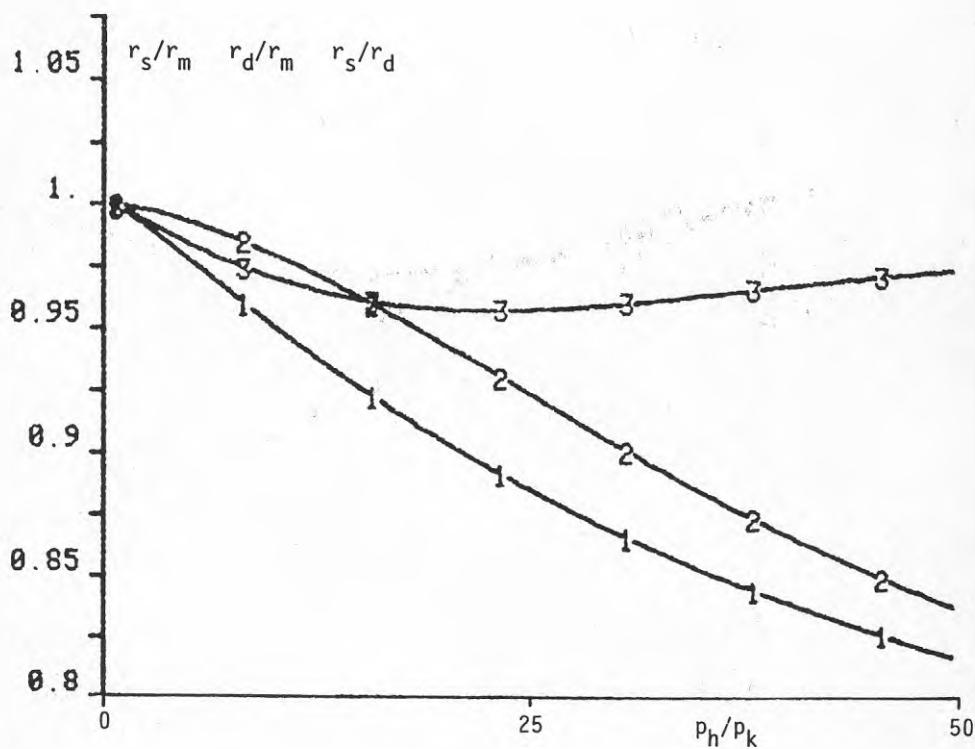


FIG.1.11 Jämförelse mellan olika kopplingsätts flödesfördelningsverkningsgrad  $r$ . Kurva 1  $r_s/r_m$ , kurva 2  $r_d/r_m$  och kurva 3  $r_s/r_d$  som funktion av tryckfallskvoten  $p_h/p_k$ . Kvoten  $k/q = 1.0$ .

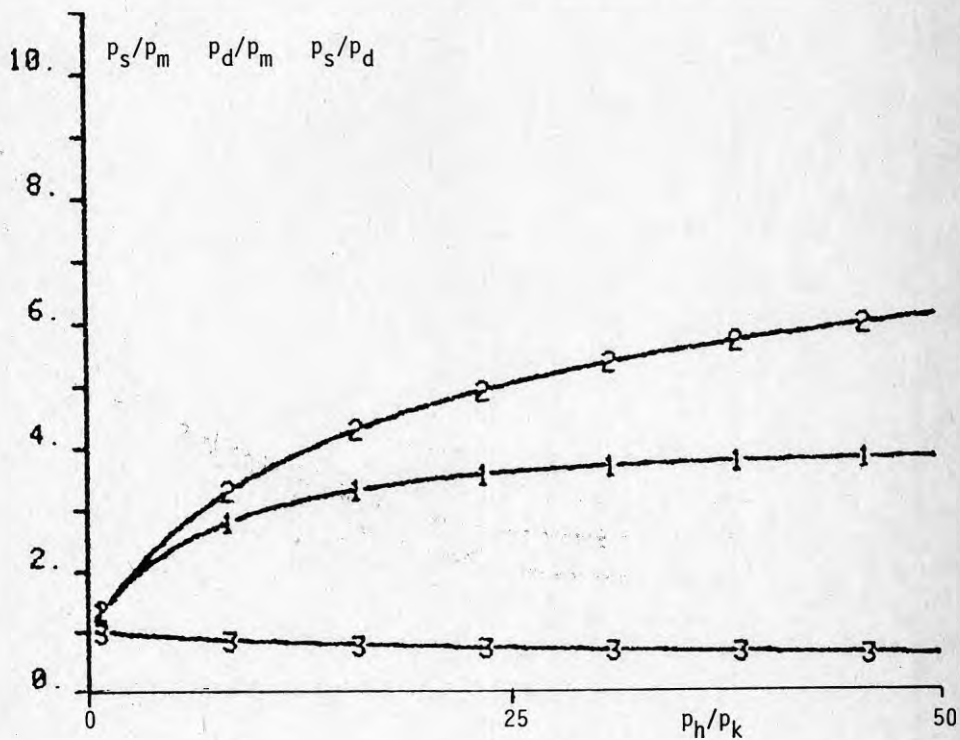


FIG.1.12 Jämförelse mellan olika kopplingsätts totaltryckfall p. Kurva 1  $p_s/p_m$ , kurva 2  $p_d/p_m$  och kurva 3  $p_s/p_d$  som funktion av tryckfallsförhållandet  $p_h/p_k$ . Oberoende av kvoten  $k/q$ .

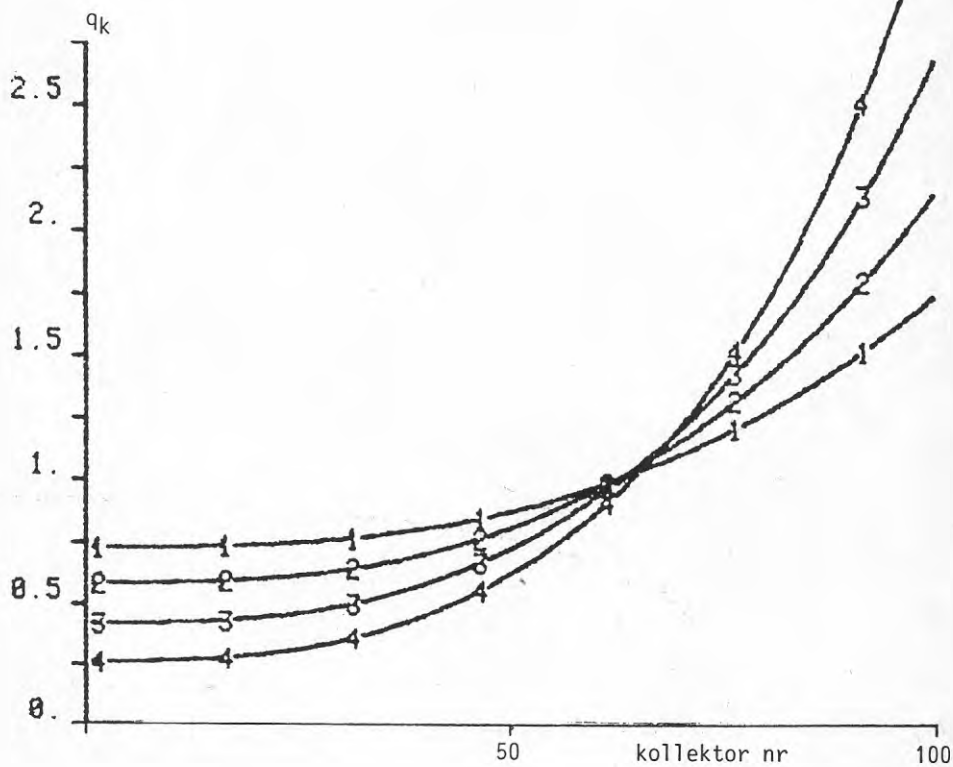


FIG.1.13 Flödesfördelning  $q_k$  för sidkopplat kollektorsystem med 100 kollektorrör för tryckfallskvoterna  $p_h/p_k = 5, 10, 20$  och  $40$  (kurva 1-4).

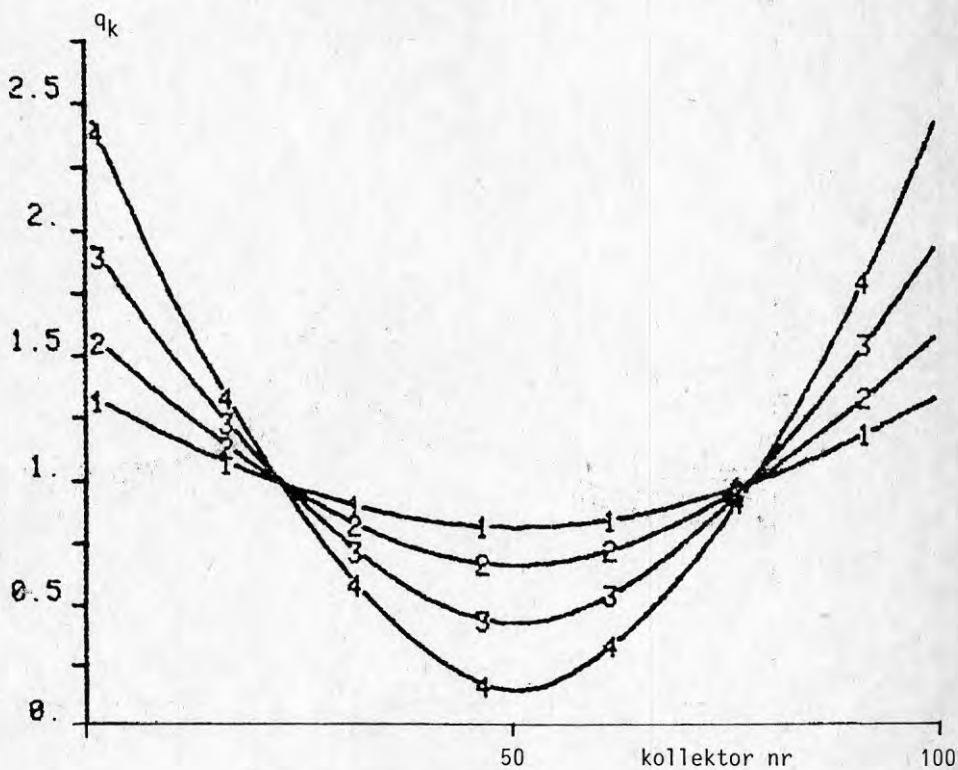


FIG.1.14 Flödesfördelning  $q_k$  för diagonalkopplat kollektor-system med 100 kollektorrör för tryckfallskvoterna  $p_h/p_k=5,10,20$  och 40 (kurva 1-4).

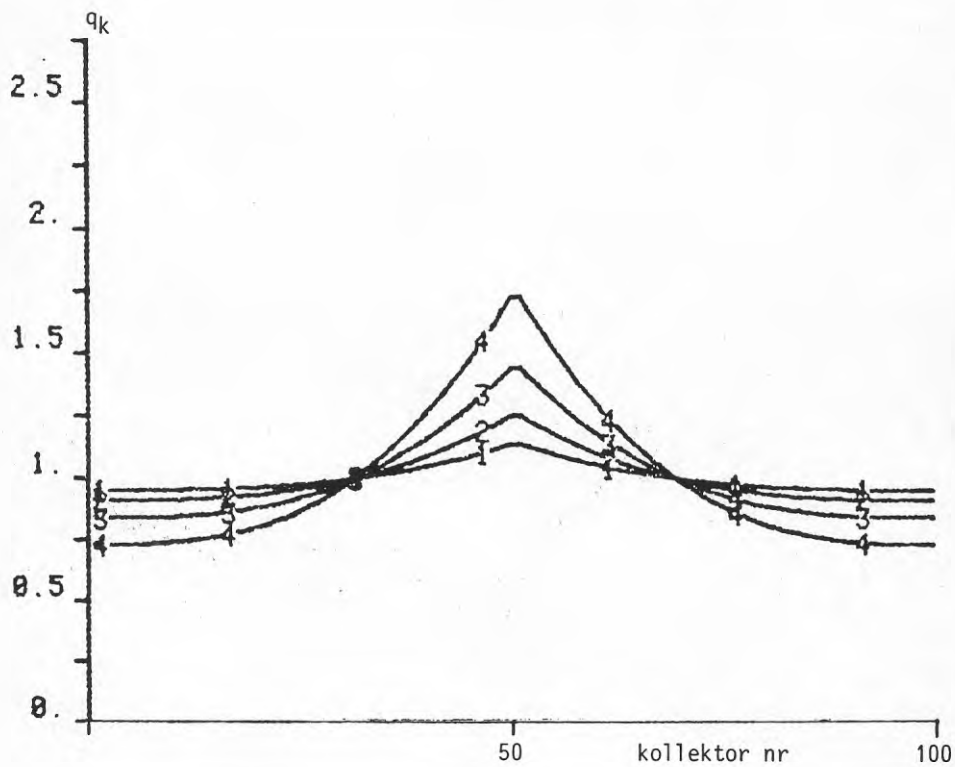


FIG.1.15 Flödesfördelning  $q_k$  för mittkopplat kollektorsystem med 100 kollektorrör för tryckfallskvoterna  $p_h/p_k = 5, 10, 20$  och  $40$  (kurva 1-4).



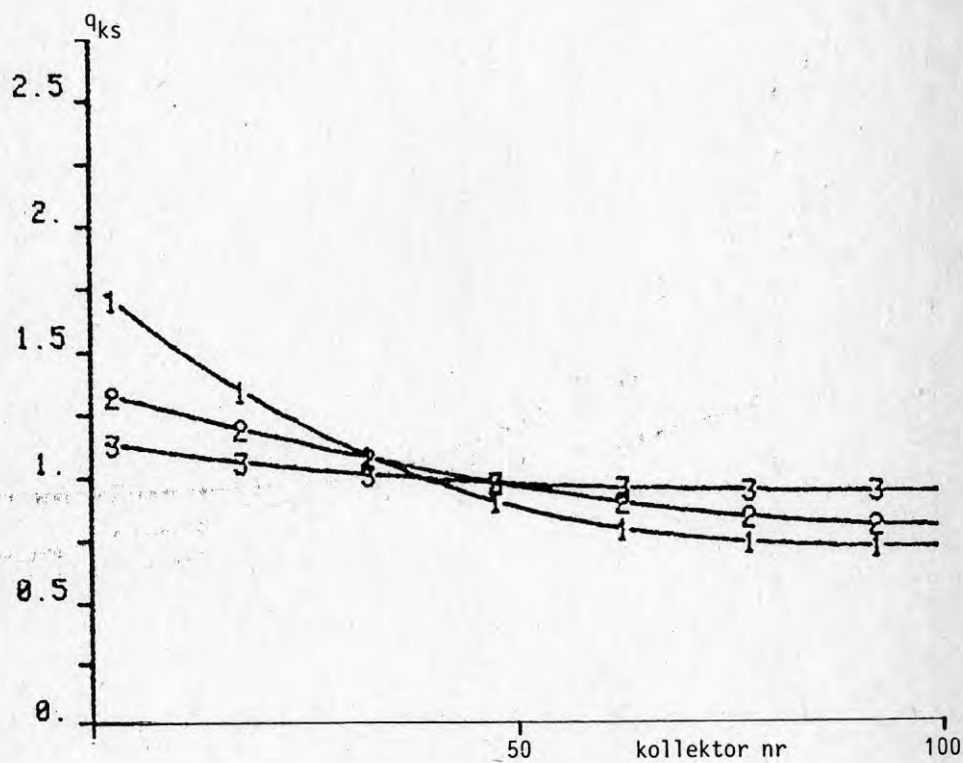


FIG.1.16 Jämförelse mellan olika kopplingsätts storleks-sorterade flödesfördelningar  $q_{ks}$  från FIG.1.13-15 för tryckfallskvoten  $p_h/p_k=5$ .

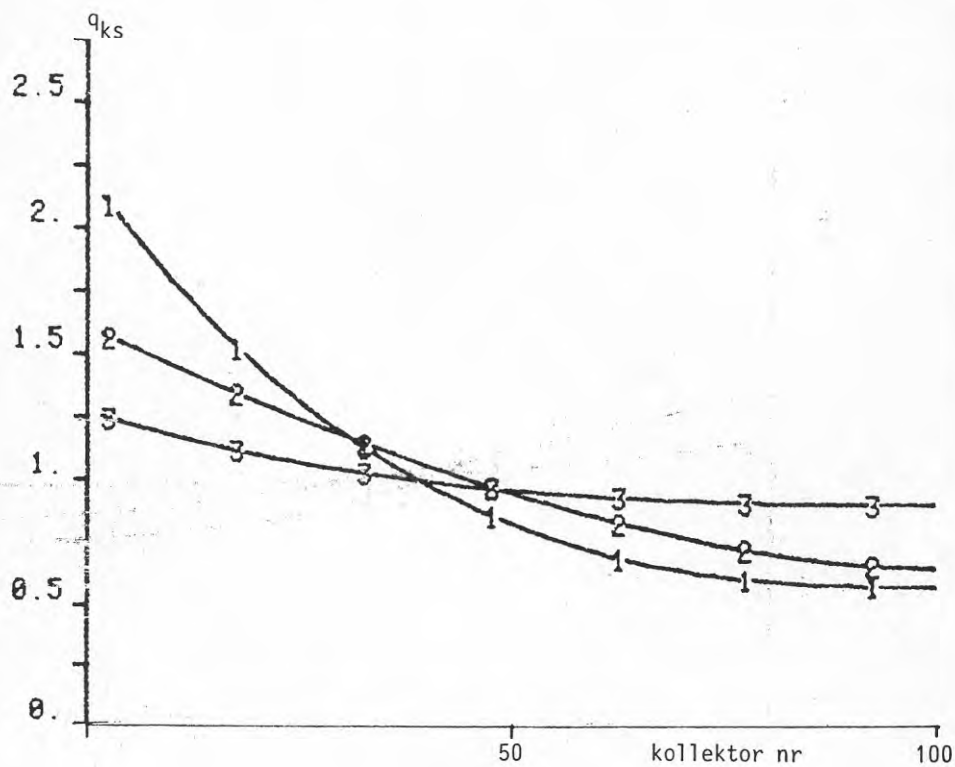


FIG.1.17 Jämförelse mellan olika kopplingssätts storleks-sorterade flödesfördelningar  $q_{ks}$  från FIG.1.13-15 för tryckfallskvoten  $p_h/p_k=10$ .

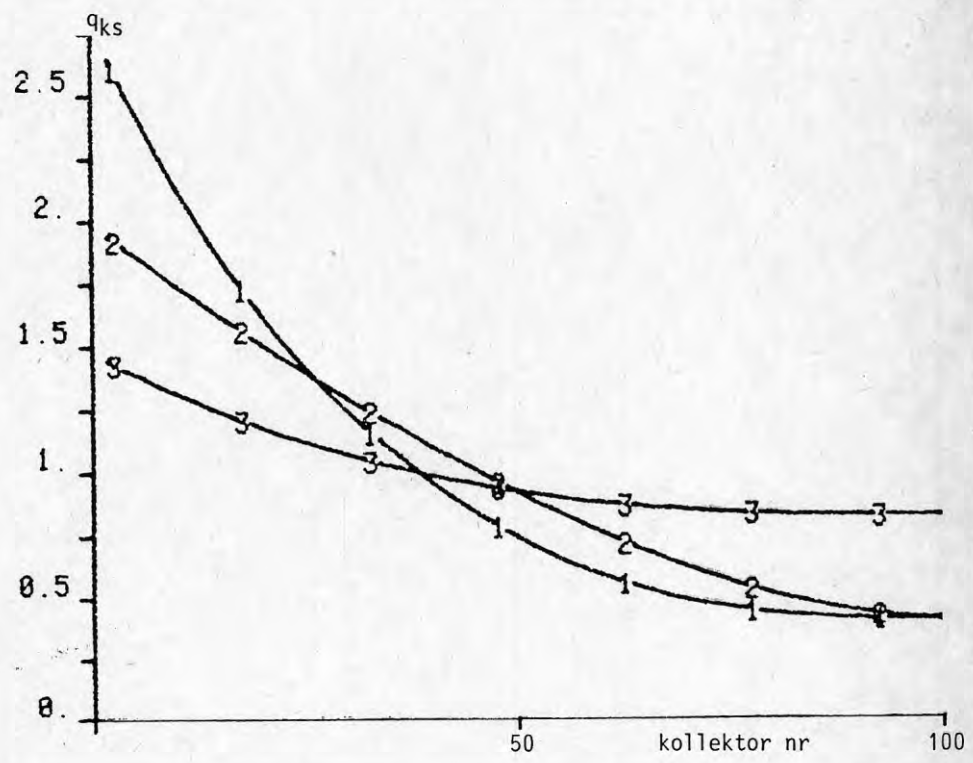


FIG.1.18 Jämförelse mellan olika kopplingsätts storleks-sorterade flödesfördelningar  $q_{ks}$  från FIG.1.13-15 för tryckfallskvoten  $p_H/p_k=20$ .

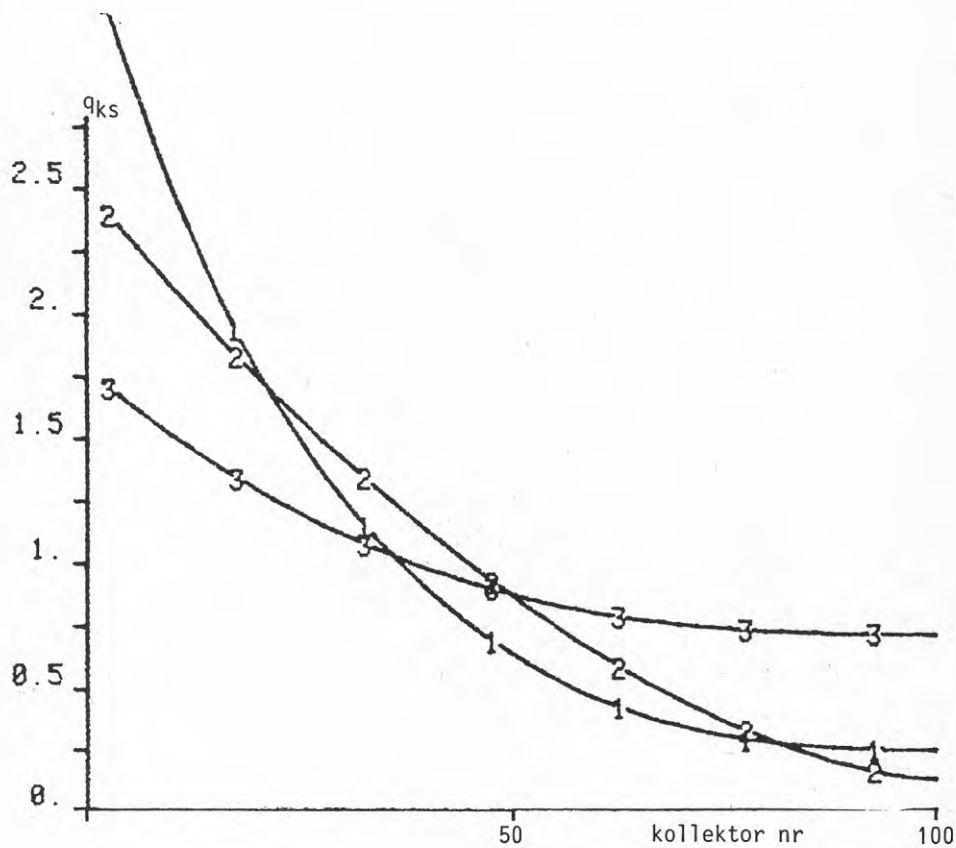


FIG.1.19 Jämförelse mellan olika kopplingsätts storleks-sorterade flödesfördelningar  $q_{ks}$  från FIG.1.13-15 för tryckfallskvoten  $p_h/p_k=40$ .

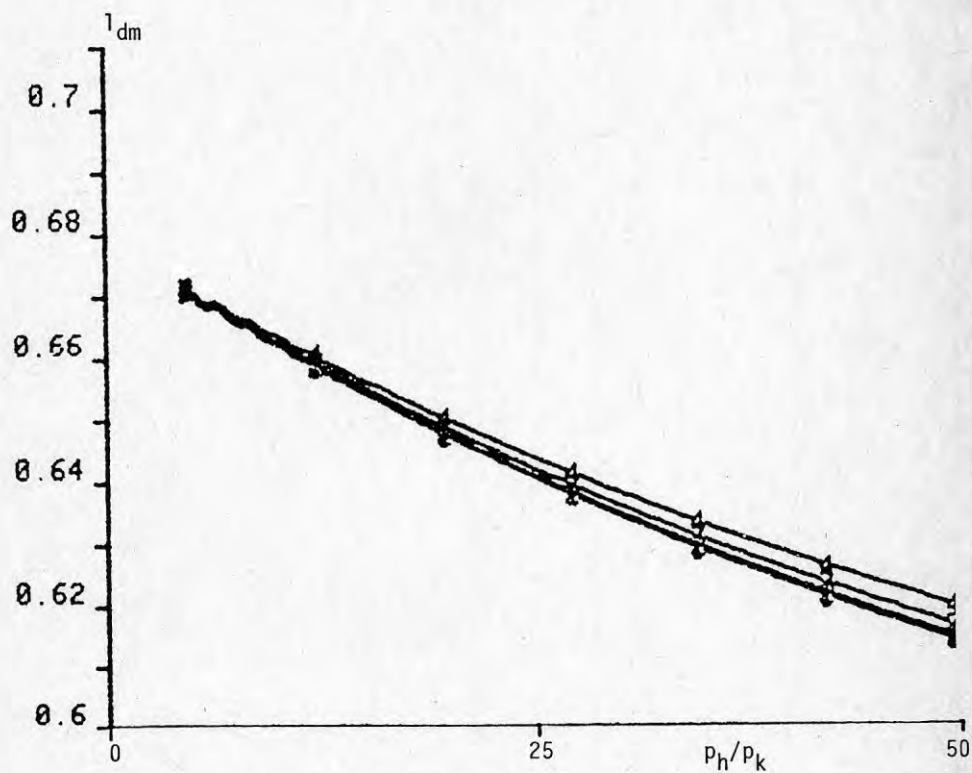


FIG.1.20 Kollektorsystemets längd för ett diagonalkopplat system relativt ett mittkopplat  $l_{dm}$  med samma flödesverkningsgrad som funktion av tryckfallskvoten  $p_h/p_k$  för de fyra kvoterna  $k/q=0.1, 0.2, 0.5$  och  $1.0$ . (kurva 1-4).

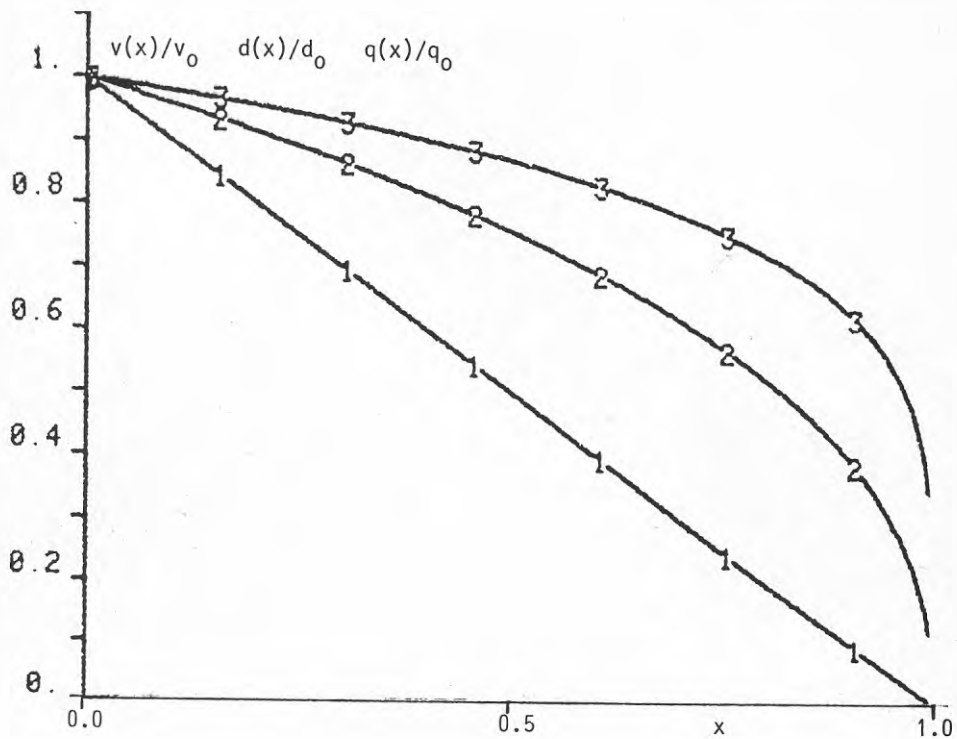


FIG. 1.21 Ideal rördimensionering för diagonalkoppling relativ flödes hastighet  $v(x)/v_0$  (kurva 3), relativ diameter  $d(x)/d_0$  (kurva 2) och relativt flöde  $q(x)/q_0$  (kurva 1) som funktion av det relativa avståndet  $x$ .

## 2 FLÖDESPROBLEM I SERIEKOPPLADE KOLLEKTORER

### Problemställning

Flera enskilda kollektorer (rör eller moduler) ingående i ett solkollektorsystem kan kopplas i serie (se FIG.2.1). Detta innebär att i en del fall så sker genomströmning både nerifrån och upp och tvärtom i icke horisontella kollektorsystem, vilket i sin tur medför att de termiska krafterna underlättar strömningen i det första fallet och motverkar strömning i det andra fallet. Avsikten med detta avsnitt är att visa hur en kollektors flödeskaraktäristik (tryckfall som funktion av flödet) beror på det normala tryckfallet, de termiska krafterna och hur kollektorerna kopplas ihop. Ett kollektorsystem flödeskaraktäristik kan för vissa flöden, beroende på de termiska krafterna och kollektorns utformning, ha den egenskapen att tryckfallet minskar med ökande flöde, vilket också innebär att tryckfallet ökar med minskande flöde. För en sådan flödeskaraktäristik finns det därför två olika flöden som ger samma tryckfall. Avvikelsen från det nominella flödet i enskilda fall men med rätt totalflöde ger en sämre flödesverkningsgrad.

I FIG.2.2 redovisas de grundläggande fall som kan inträffa mellan en given flödeskaraktäristik och en given pumpkurva. I det instabila fallet så behövs bara en mycket liten störning och därefter så ökar eller så minskar flödet tills en stabil arbetspunkt påträffas. Skillnadstrycket mellan pumpkurva och flödeskaraktäristik retarderar eller accelererar flödet. En metod att undvika de ovan nämnda problemen är att arbeta med tillräckligt stora tryckfall så att de termiska krafterna har liten inverkan.

De kopplingsätt som skall undersökas är fyra kombinationer av två egenskaper. En egenskap är udda eller jämnt antal kollektorrör/kollektormoduler. Vid udda antal så sker in- och utlopp på olika nivå och vid jämnt antal på samma nivå. Den andra egenskapen gäller hur inloppet är placerat, överst eller underst. Att placera inloppet överst är knappast praktiskt men denna variant har tagits med för jämförelsens skull. Antalet

seriekopplade kollektorrör/kollektormoduler har varierats från ett till sex.

### Modell

Temperaturen längs ett kollektorrör kan skrivas som

$$T(x) = T_{\max} - (T_{\max} - T_{\text{in}}) e^{-kx/q} \quad (2.1)$$

där  $x$  är den relativa längden,  $T_{\max}$  är stagnationstemperaturen vid inget flöde och  $T_{\text{in}}$  är inloppstemperaturen. Vattnets temperaturberoende densitet  $\rho$  beräknas med det approximativa uttrycket

$$\rho = 1000 - 0.05T^2 \quad (2.2)$$

Den termiska tryckskillnaden mellan ett kollektorrör och ett referensrör, båda med den vertikala längden  $l_v$ , kan beräknas med utnyttjande av (2.1) och (2.2) som

$$P_{\text{term}}(q) = g l_v 0.05 \left[ (1 - e^{-k/q})(q/k) (c^2 (1 + e^{-k/q}) / 2 + 2cd) + d^2 - (c+d)^2 \right] \quad (2.3)$$

där

$$c = T_{\text{in}} - T_{\max} \quad (2.4)$$

$$d = T_{\max} \quad (2.5)$$

Vid inget flöde  $q=0$  fås

$$P_{\text{term}}(0) = g l_v 0.05 (T_{\max}^2 - T_{\text{in}}^2) \quad (2.6)$$

och för stora flöden fås

$$P_{\text{term}}(\infty) = 0 \quad (2.7)$$

Friktionstryckfallet  $p_f$  har antagits vara kvadratiskt beroende



av flödet  $q'$  och beräknas som

$$p_f(q) = p_{nom} (q'/q'_{nom})^2 \quad (2.8)$$

där  $p_{nom}$  är det nominella tryckfallet vid flödet  $q'_{nom}$ . Mellan variablerna  $q$  och  $q'$  råder sambandet

$$q = 70q' \quad (2.9)$$

Beräkningar har skett med följande indata

$$T_{in} = 20 \text{ } ^\circ\text{C}$$

$$T_{max} = 100 \text{ } ^\circ\text{C}$$

$$l_v = 1 \text{ m per kollektorrör}$$

$$k = 7 \text{ W/}^\circ\text{C, m}^2$$

$$q'_{nom} = 1 \text{ dm}^3/\text{min, m}^2$$

$$p_{nom} = 100 \text{ Pa/m}$$

En principiell sammanställning av friktionstryckfall, termiskt tryck och totalt tryckfall för sammansättningar med olika placering av inlopp redovisas i FIG.2.3 för både udda och jämnt antal kollektorrör.

#### Beräkningsresultat

Antalet kollektorer har varierats från 1 till 6 och strömningsriktningen har varit uppåt eller neråt i den första kollektorn. De termiska krafterna redovisas för fallet med strömning uppåt och uppdelat för udda och jämnt antal kollektorer i FIG.2.4-5. Vid omvänd strömningsriktning så byter de termiska krafterna tecken och kurvorna i FIG.2.4-5 kan därför användas med endast ett teckenbyte på den vertikala axeln.

Kurvorna i FIG.2.4 visar att de termiska krafterna underlättar strömning om den sker uppåt i den första kollektorn i en grupp av udda antal seriekopplade kollektorer. De termiska krafterna

avtar monotont med ökande flöden.

Kurvorna i FIG.2.5 för jämnt antal kollektorer uppvisar en något annorlunda karakteristik. Vid strömning uppåt i den första kollektorn så motverkar alltid de termiska krafterna strömningen. Motståndet ökar främst upp till ett visst flöde och därefter avtar motståndet med ökande flöde.

Kurvorna i FIG.2.4 och 2.5 för de termiska krafterna visar också att självirkulation är möjlig för fallet med udda antal kollektorer i serie och inlopp nederst och jämnt antal kollektorer i serie och inlopp överst.

Flödeskaraktistiken är sammansatt av de termiska krafterna och friktionstryckfallet och redovisas i FIG.2.6-7 för fallet med udda antal kollektorer och med strömning uppåt resp neråt och på samma sätt för jämnt antal kollektorer i FIG.2.8-9.

Nedan görs en sammanställning av stabila och instabila arbetspunkter som finns i de fyra fallen som redovisas i FIG.2.6-9.

FIG	Antal kollektorer	Inlopp	Jämviktpunkter
2.6	udda	nederst	en stabil
2.7	udda	överst	en stabil, en instabil
2.8	jämnt	nederst	två stabila, en instabil
2.9	jämnt	överst	en stabil, en instabil

Båda fallen med inlopp överst har en instabil arbetspunkt för små flöden och en stabil arbetspunkt för stora flöden. Detta innebär att flödet kan bromsas upp helt och flödet kan eventuellt byta riktning, men då gäller inte modellförutsättningarna eftersom inloppstemperaturen blir en annan än förutsatt.

Fallet med jämnt antal kollektorer i serie och med inlopp nederst har en instabil arbetspunkt som anges av två stabila arbetspunkter. Det instabila området minskar med ökande antal kollektorer i serie, vilket beror på ökande totalt friktionstryckfall och utjämnande termiska krafter. Det instabila området kan

alltid i detta fall elimineras om friktionstryckfallet görs tillräckligt stort.

I de aktuella beräkningarna så har de termiska förhållandena valts för att få så stora termiska krafter som möjligt samtidigt som friktionstryckfallet har varit lågt, endast 100 Pa/m. De termiska krafterna uppgår som mest till omkring 250 Pa/m. Det är inte de absoluta värdena som avgör det instabila områdets existens utan förändringar. Det går därför inte att på ett enkelt sätt avgöra när det instabila arbetsområdet försvinner eftersom så många olika parametrar och variabler ingår. Det är därför enklare att räkna igenom de fall som kan vara aktuella och de här redovisade fallen får ses som exempel snarare än lösningar.

#### Slutsatser

Självcirkulation kan ske för udda antal kollektorer i serie med inlopp nederst och jämnt antal kollektorer med inlopp överst.

Fallen med inlopp överst har för både jämnt och udda antal kollektorer en instabil arbetspunkt för små flöden som kan medföra att flödet bromsas upp helt.

Fallet med jämnt antal kollektorer i serie och inlopp nederst har två stabila arbetspunkter som omger ett instabilt område. Detta instabila område kan tas bort genom att öka friktionstryckfallet tillräckligt. Det går inte att enkelt ange något värde på friktionstryckfallet, eftersom så många olika parametrar och variabler ingår i beräkningarna.

En viktig synpunkt är att det instabila området kan minskas i samtliga fall om pumpcirkulationen startas innan de termiska krafterna hinner utbildas genom att vattnet i kollektorsystemet inte får värmas upp för mycket i förhållande till inloppstemperaturen.

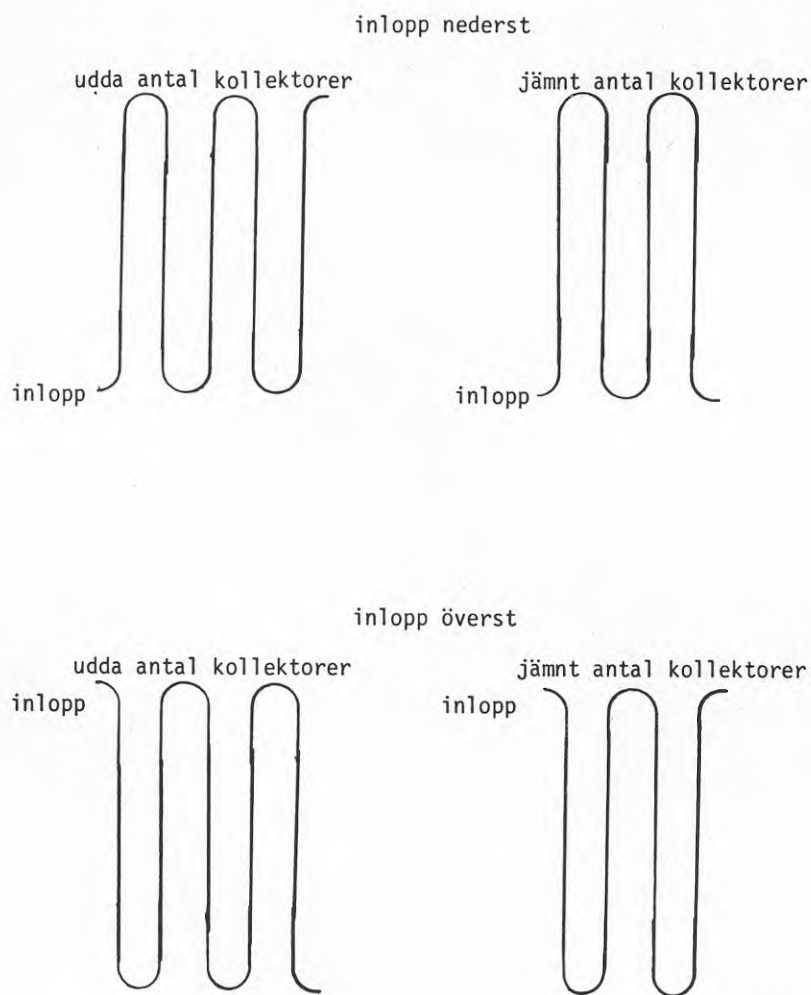


FIG.2.1 Exempel på olika kollektorrörkopplingar i solkollektor-system.

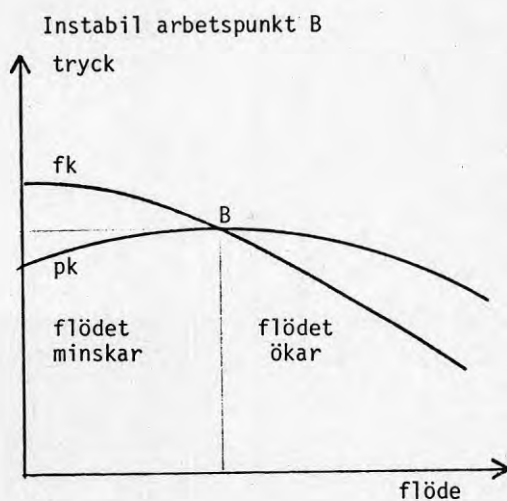
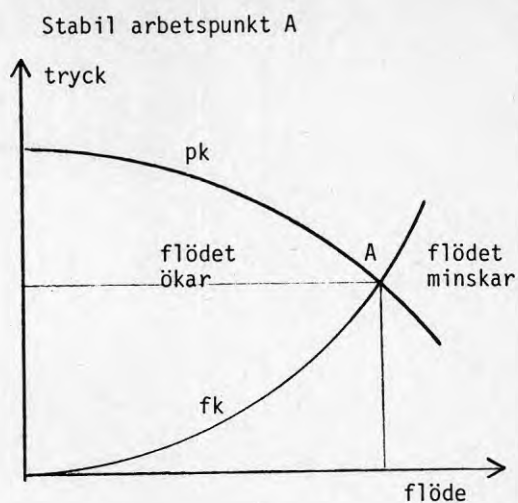


FIG.2.2 Stabil arbetspunkt A och instabil arbetspunkt B mellan en pumpkurva  $p_k$  och en flödeskaraktäristik  $f_k$  för ett rörnät utan resp med motriktade termiska krafter.

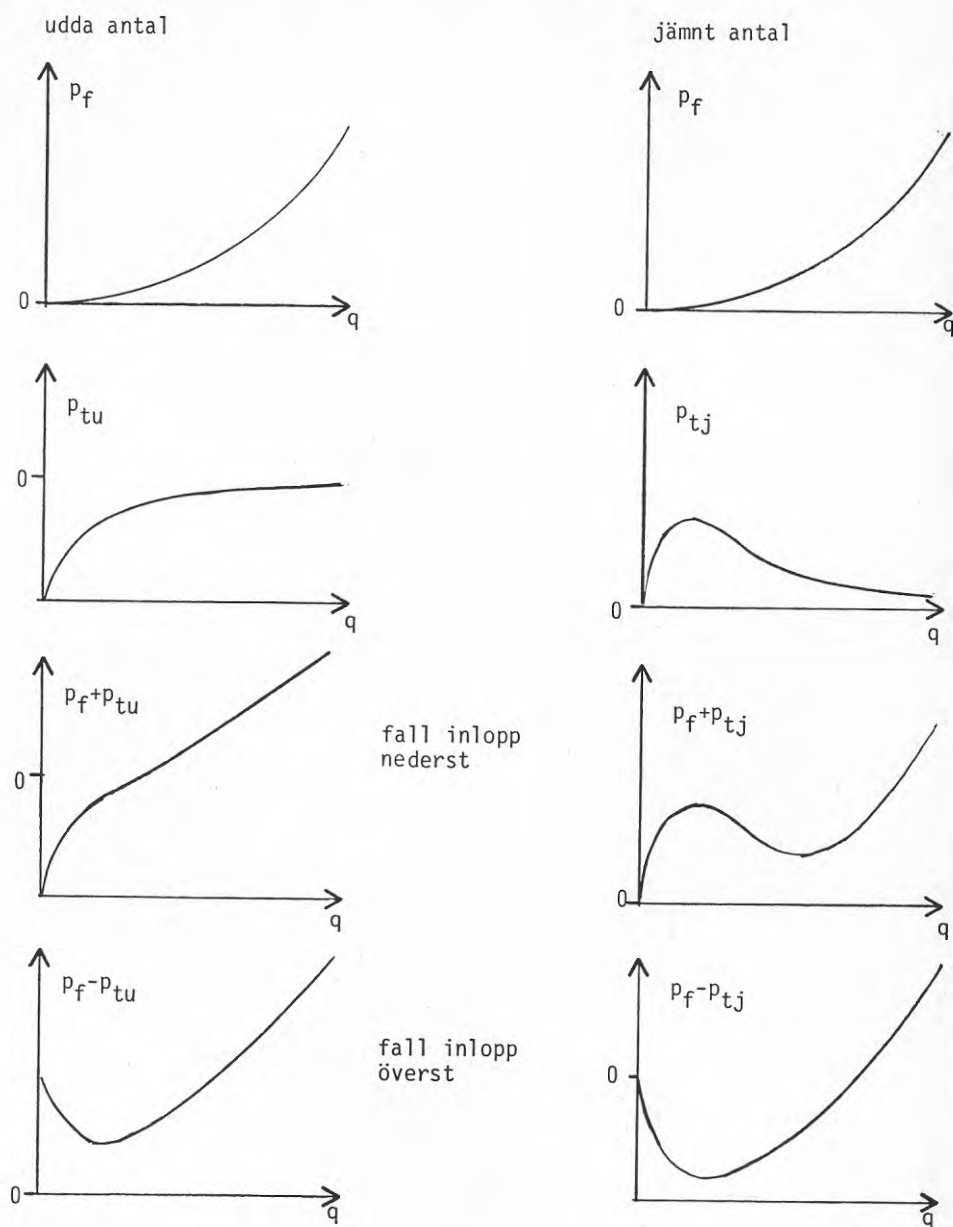


FIG.2.3 Friktionstryckfall  $p_f$ , termiskt tryck  $p_{tu}$  och  $p_{tj}$  för udda och jämnt antal kollektorer och sammansättningar därav som funktion av flödet.

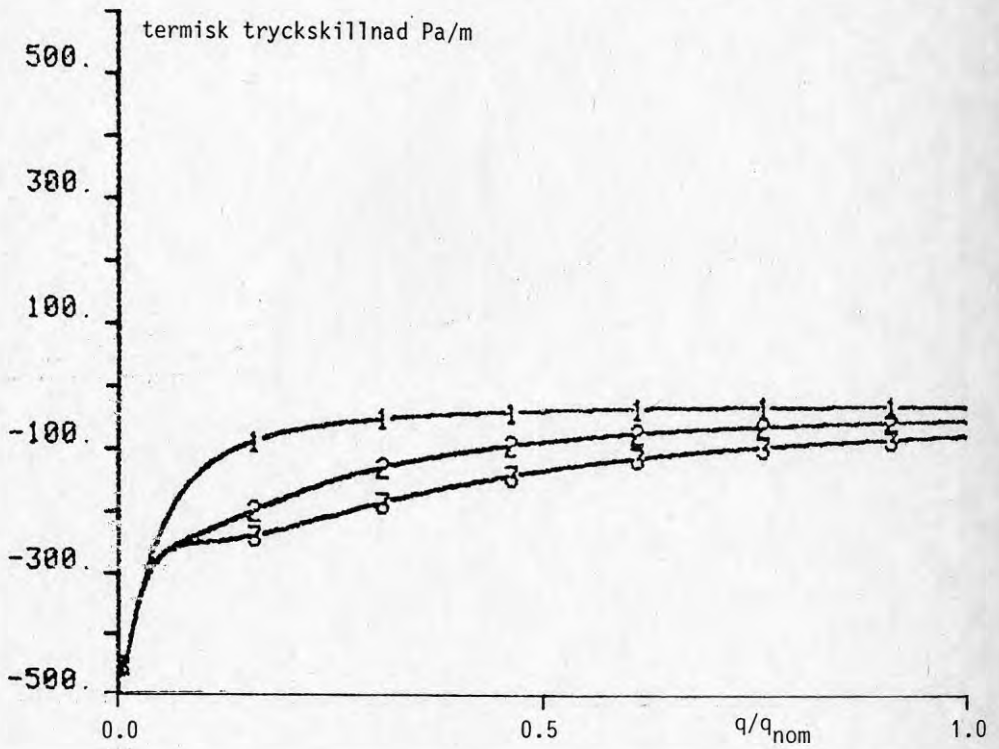


FIG.2.4 Termisk tryckskillnad Pa/m i ett kollektorsystem med udda antal kollektorer (1,3 och 5 st) som funktion av relativt flöde vid inlopp nederst.

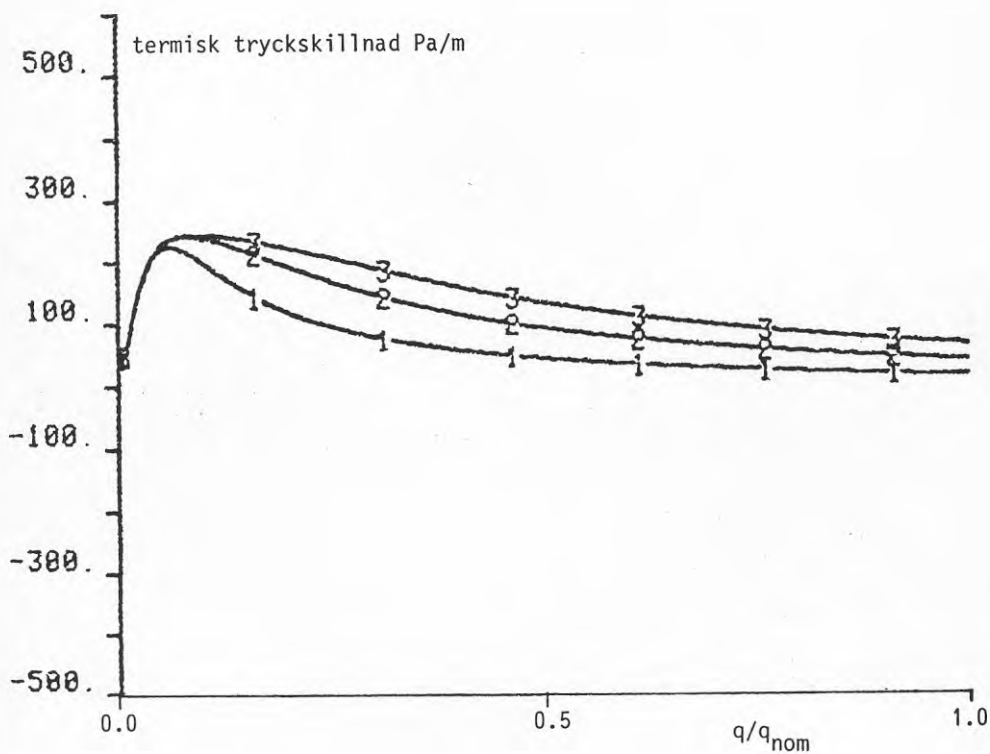


FIG.2.5 Termisk tryckskillnad Pa/m i ett kollektorsystem med jämnt antal kollektorer (2,4 och 6 st) som funktion av relativt flöde vid inlopp nederst.



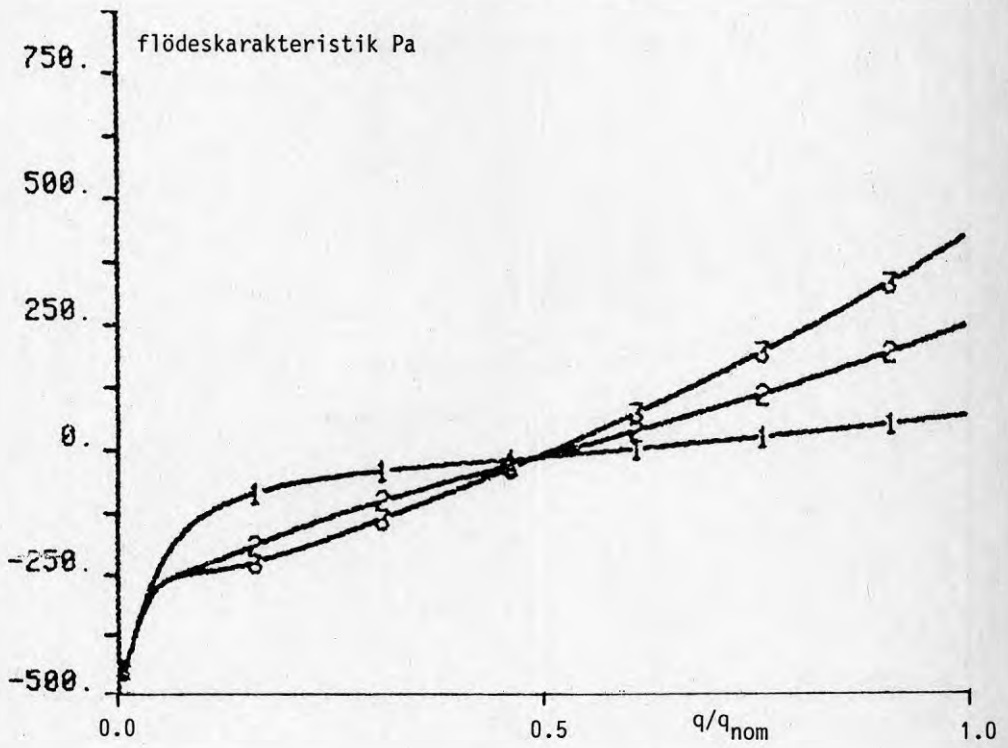


FIG.2.6 Flödeskarakteristik för ett kollektorsystem med udda antal kollektorer (1,3 och 5 st) som funktion av relativa flödet med inlopp nederst.

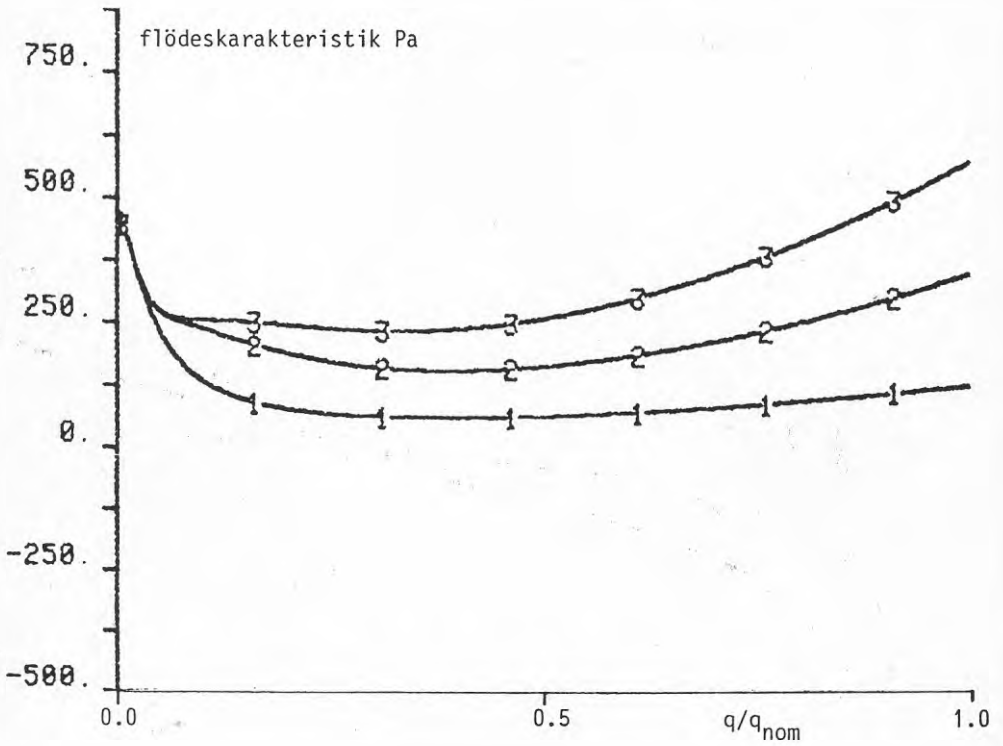


FIG.2.7 Flödeskarakteristik för ett kollektorsystem med udda antal kollektorer (1,3 och 5 st) som funktion av relativa flödet med inlopp överst.

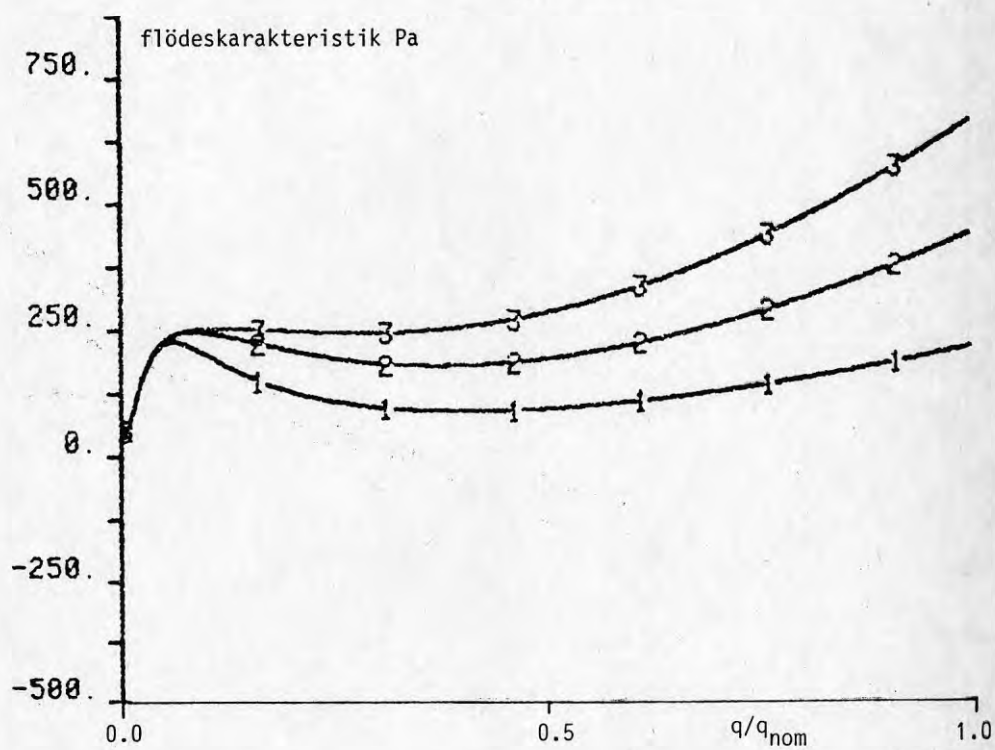


FIG.2.8 Flödeskarakteristik för ett kollektörsystem med jämnt antal kollektorer (2,4 och 6 st) som funktion av relativa flödet med inlopp nederst.

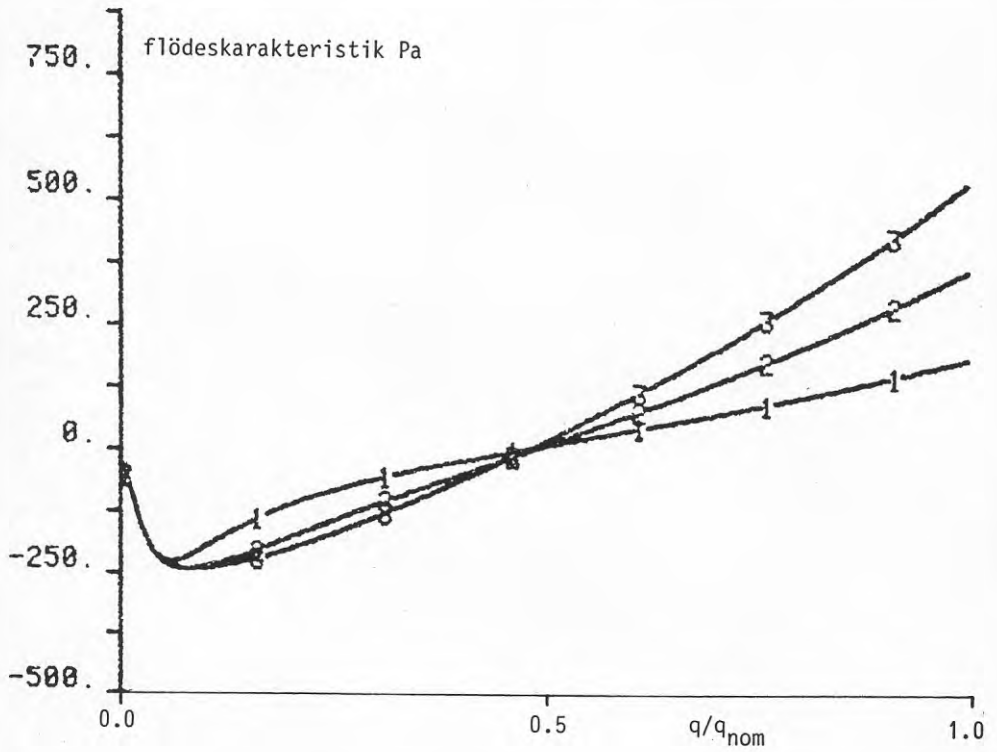


FIG.2.9 Flödeskarakteristik för ett kollektorsystem med jämnt antal kollektorer (2,4 och 6 st) som funktion av relativa flödet med inlopp överst.

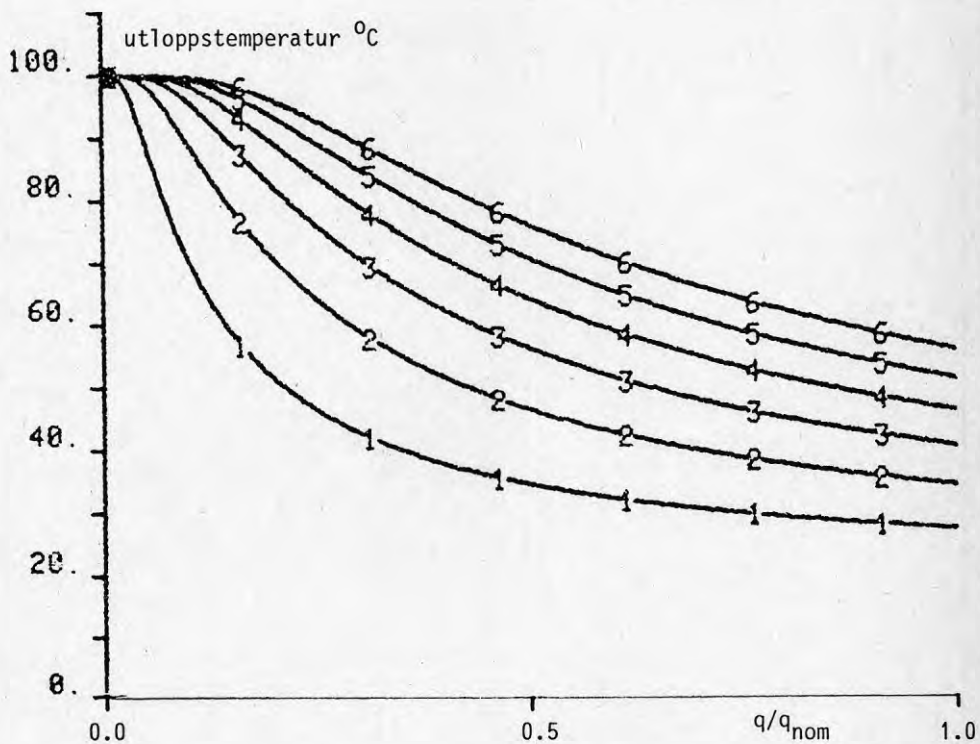


FIG.2.10 Utloppstemperatur för ett kollektorsystem med 1-6 seriekopplade kollektorer som funktion av det relativa flödet.

### 3 REGLERING AV UTGÅENDE SOLKOLLEKTORTEMPERATUR

#### Problemställning

Reglering av utgående solkollektorstemperatur kan ske på två sätt, dels som flödesreglering dels som blandningsreglering. Flödesreglering innebär att flödet genom solkollektorsystemet anpassas så att den önskade utgående temperaturen uppnås. Blandningsreglering innebär att flödet genom kollektorsystemet är konstant och blandning sker mellan det utgående flödet och ett annat flöde så det ingående flödets temperatur ger den önskade utgående temperaturen.

Avsikten med detta avsnitt är att beräkna verkningsgraden för dessa två reglersätt. Flödesreglering är nämligen bättre eftersom kollektorsystemets förluster är mindre på grund av den genomsnittligt lägre kollektorstemperaturen.

#### Modell

Verkningsgraden för ett kollektorsystem kan beräknas med följande uttryck

$$v = q(T_{ut} - T_{in}) / P \quad (3.1)$$

vilket uttrycker kvoten mellan erhållen effekt och instrålad effekt. Om kollektorn och flödets temperatur antas vara de samma och att värmeförlusterna är proportionella mot temperaturskillnaden till omgivningen då fås följande enkla samband mellan in- och utloppstemperatur

$$T_{ut} = T_{in} + (T_{max} - T_{in})(1 - e^{-k/q}) \quad (3.2)$$

där

$$T_{max} = T_{om} + aP/k \quad (3.3)$$

De använda beteckningar står för följande

- $T_{in}$  = inloppstemperatur, °C  
 $T_{max}$  = stagnationstemperatur, °C  
 $T_{om}$  = omgivningstemperatur, °C  
 $T_{ut}$  = utloppstemperatur, °C  
 $P$  = instrålning, W/m<sup>2</sup>  
 $k$  = värmeförlust, W/°C,m<sup>2</sup>  
 $q$  = flödets värmebärförmåga, W/°C,m<sup>2</sup>  
 $a$  = absorptionskoefficient

Verkningsgraden kan nu skrivas om efter insättning av (3.2) och (3.3) i (3.1) som

$$v = (a+k(T_{om}-T_{in})/P)(1-e^{-k/q})q/k \quad (3.4)$$

Uttrycket ovan för verkningsgraden kan delas upp i en del som beror på temperaturen och instrålning och en flödesberoende del. Verkningsgraden kan skrivas som

$$v = v_1(T_{in}) v_2(q) \quad (3.5)$$

där

$$v_1(T_{in}) = a+k(T_{om}-T_{in})/P \quad (3.6)$$

$$v_2(q) = (1-e^{-k/q})q/k \quad (3.7)$$

Vid flödesreglering så varierar flödet  $q$  och därmed  $v_2(q)$  så att den önskade utloppstemperaturen uppnås. Vid blandningsreglering så är flödet givet och därmed är  $v_2(q)$  också fixt och istället varierar inloppstemperaturen  $T_{in}$  och därmed  $v_1(T_{in})$  så att rätt utloppstemperatur erhålls.

#### Beräkningsresultat flödesreglering

För en given uppsättning  $T_{max}$ ,  $T_{ut}$  och  $T_{in}$  så kan flödet  $q_f$  vid flödesreglering beräknas, genom att utnyttja (3.2), som

$$q_f = k / \ln((T_{\max} - T_{in}) / (T_{\max} - T_{ut})) \quad (3.8)$$

Det kan vara lämpligt att införa en normerad utloppstemperatur  $T'_{ut}$  för att enkelt kunna undersöka flöde och verkningsgrad för olika värden på  $T_{in}$ ,  $T_{ut}$  och  $T_{\max}$ . Denna beräknas som

$$T'_{ut} = (T_{ut} - T_{in}) / (T_{\max} - T_{in}) \quad (3.9)$$

och flödet blir nu

$$q_f = k / \ln(1 / (1 - T'_{ut})) \quad (3.10)$$

och för verkningsgraden fås

$$v_f = v_1(T_{in}) T'_{ut} / \ln(1 / (1 - T'_{ut})) \quad (3.11)$$

Vid flödesreglering antas att flödet  $q_f$  är begränsat till intervallet  $(0, q_b)$ . Detta begränsar i sin tur den normerade temperaturen till intervallet  $(s, 1)$  som är möjligt att uppnå och  $s$  beräknas som

$$s = 1 - e^{-k/q_b} \quad (3.12)$$

eller implicit som

$$q_b = k / \ln(1 / (1 - s)) \quad (3.13)$$

Kvoten  $q_f/q_b$  eller det relativa flödet vid flödesreglering har beräknats för fyra olika flöden  $q_b = 0.1, 0.2, 0.5$  och  $1.0 \text{ dm}^3/\text{min}, \text{m}^2$  som funktion av den normerade önskade utloppstemperaturen  $T'_{ut}$  och resultatet redovisas i FIG.3.1.

Hur verkningsgradens flödesberoende del  $v_f/v_1(T_{in})$  varierar med den normerade utloppstemperaturen  $T'_{ut}$  redovisas i FIG.3.2.



### Beräkningsresultat blandningsreglering

Vid blandningsreglering så är flödet  $q_b$  givet, vilket med givna  $T_{in}$ ,  $T_{ut}$  och  $T_{max}$  tillsammans med (3.2) ger att inloppstemperaturen vid blandningsreglering  $T_{inb}$  kan skrivas som

$$T_{inb} = (T_{ut} - T_{max}(1 - e^{-k/q_b})) / e^{-k/q_b} \quad (3.14)$$

och den normerade inloppstemperaturen blir

$$T'_{inb} = (T'_{ut} - 1 + e^{-k/q_b}) / e^{-k/q_b} \quad (3.15)$$

Uttrycket ovan visar att inloppstemperaturen  $T'_{inb}$  varierar linjärt med  $T'_{ut}$ . Sambandet återges i FIG.3.3. Återblandningsgraden  $d$  kan beräknas som

$$d = (T_{inb} - T_{in}) / (T_{ut} - T_{in}) \quad (3.16)$$

eller med normerade utloppstemperaturen så fås

$$d = (T'_{ut} - 1 + e^{-k/q_b}) / e^{-k/q_b} T'_{ut} \quad (3.17)$$

Sambandet (3.17) återges i FIG.3.4.

Verkningsgraden vid blandningsreglering kan med utnyttjande av (3.1) och (3.4) fås som

$$v_b = q_b (T_{max} - T_{ut}) (1 - e^{-k/q_b}) / P e^{-k/q_b} \quad (3.18)$$

och efter omskrivning med normerad utloppstemperatur så fås

$$v_b = v_1 (T_{in}) (1 - T'_{ut}) (1 - e^{-k/q_b}) q_b / k e^{-k/q_b} \quad (3.19)$$

Verkningsgraden  $v_b$  vid blandningsreglering är en linjär funktion i den normerade utloppstemperaturen  $T'_{ut}$  och den blandningsberoende delen  $v_b/v_1(T_{in})$  redovisas i FIG.3.5.

Kvoten  $g$  mellan de två verkningsgraderna  $v_b$  och  $v_f$  kan beräknas

som

$$g = \frac{v_b}{v_f} = \frac{q_b(1-T'_{ut}) \ln(1/(1-T'_{ut})) (1-e^{-k/q_b})}{k e^{-k/q_b} T'_{ut}} \quad (3.20)$$

och samma kvot som funktion av flödet  $q_f$  blir något enklare

$$g = \frac{q_b(e^{k/q_b}-1)}{q_f(e^{k/q_f}-1)} \quad (3.21)$$

Denna kvot redovisas på samma sätt som de tidigare redovisade storheterna i FIG.3.6. Kurvorna visar att blandningsreglering är sämre än flödesreglering utom för gränsfallet när flödena är lika.

### Reglerförstärkning

Ur reglerteknisk synpunkt är det intressant att beräkna den lokala förstärkningen mellan utsignalen, utloppstemperaturen och de två aktuella inloppssignalerna, flödet  $q_f$  och återinblandningen  $d$ . Allt för stora variationer i lokal förstärkning innebär att regleringen kan bli dålig, eftersom en regulator med fasta parametrar måste ställas för fallet med den högsta förstärkningen, vilket ger sämre reglering för det övriga arbetsområdet. Förstärkningsvariationer upp till en faktor 10 anges som en gräns för en regulator med fasta parametrar. Vid större förstärkningsvariationer bör processen linjäriseras. Detta är lätt att genomföra när datorer används för regleringen.

Den normerade utloppstemperaturen  $T'_{ut}$  kan med utnyttjande av (3.2) anges som

$$T'_{ut} = 1 - e^{-k/q_f} \quad (3.22)$$

och den lokala förstärkningen fås efter derivering som

$$g_{f1} = \frac{dT'_{ut}}{dq_f} = dT'_{ut} = -e^{-k/q_f} k/q_f^2 \quad (3.23)$$

Vid blandningsreglering så kan samma utloppstemperatur  $T'_{ut}$  anges som

$$T'_{ut} = (1 - e^{-k/q_b}) / (1 - d e^{-k/q_b}) \quad (3.24)$$

Den lokala förstärkningen  $g_{b1}$  fås som

$$g_{b1} = \frac{dT'_{ut}}{dd} = e^{-k/q_b} (1 - e^{-k/q_b}) / (1 - d e^{-k/q_b})^2 \quad (3.25)$$

De två förstärkningarna redovisas i FIG.3.7 och 3.8 för flödesreglering resp blandningsreglering som funktion av resp styr-signalerna, relativt flöde  $q_f/q_b$  och återinblandning  $d$ .

Kurvorna för den lokala förstärkningen i FIG.3.7 och 3.8 redovisar variationer större än en faktor tio. Variationerna är störst för kvoten  $k/q=0.1$ . Om arbetsområdet begränsas för de fyra kvoterna  $k/q$  för flödesreglering för kvoten  $q_f/q_b$  till (0.25, 1.0) och för blandningsreglering för kvoterna  $k/q=0.1$  och 0.2 för återblandningen  $d$  till (0.0, 0.75) så blir variationerna mindre än en faktor tio.

Om flödesreglering sker med varvtalsstyrda pumpar så finns det en praktisk undre gräns för flödet. Vid stryreglering kan flödet regleras ner till betydligt mindre värden.

I fallet med blandningsreglering så kan förstärkningsvariationerna också kompenseras genom ett lämpligt val av reglerventil.

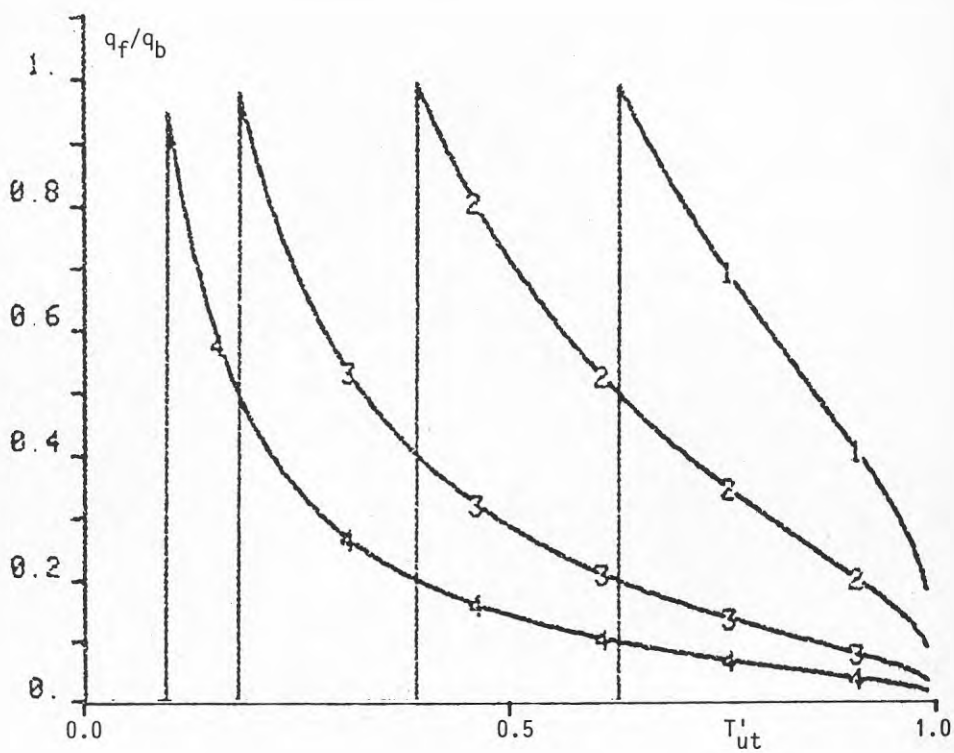


FIG.3.1 Relativt flöde  $q_f/q_b$  som funktion av normerad utloppstemperatur  $T'_{ut}$  för fyra kvoter  $k/q_b=0.1, 0.2, 0.5$  och  $1.0$  vid flödesreglering. Kurva 4 för  $k/q_b=0.1$ .

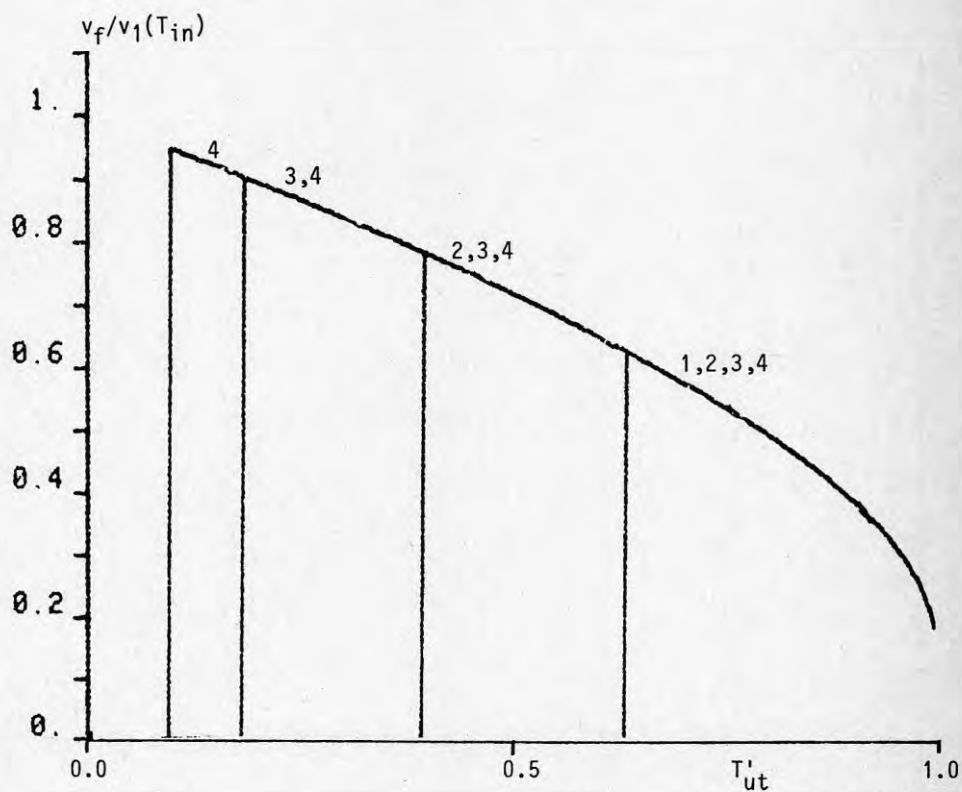


FIG.3.2 Flödesverkningsgrad  $v_f/v_1(T_{in})$  som funktion av normerad utloppstemperatur  $T'_{ut}$  för fyra kvoter  $k/q_b=0.1, 0.2, 0.5$  och  $1.0$  vid flödesreglering. Kurva 4 för  $k/q_b=0.1$ .

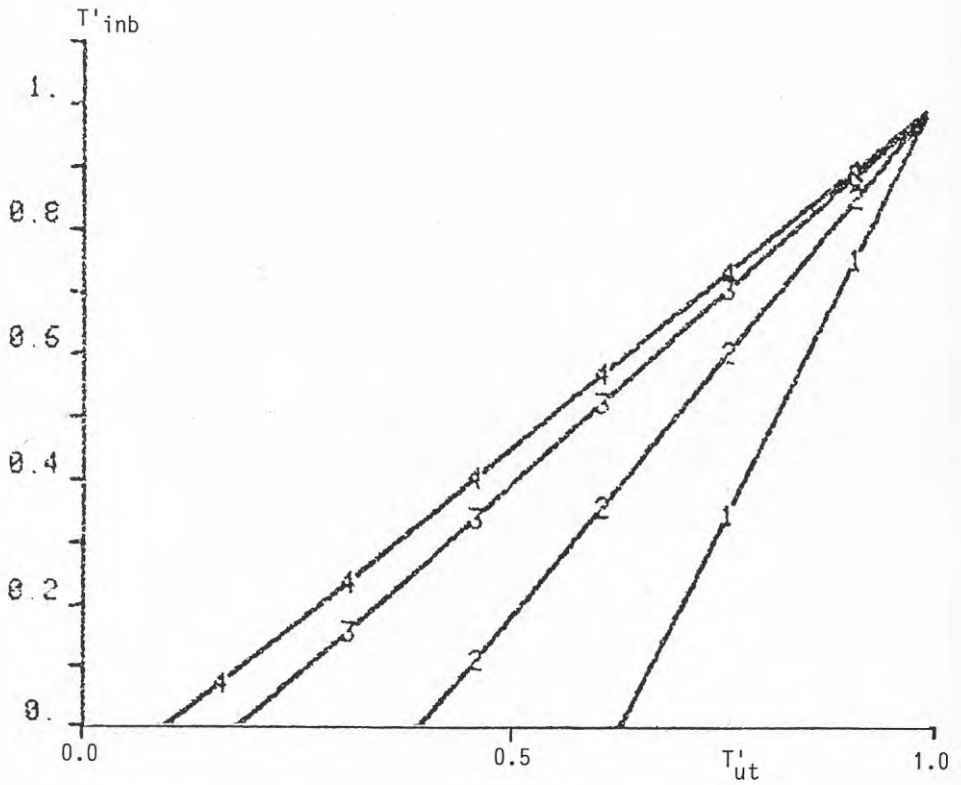


FIG.3.3 Normerad inloppstemperatur  $T'_{inb}$  vid blandningsreglering som funktion av normerad utloppstemperatur  $T'_{ut}$  för fyra kvoter  $k/q_b=0.1, 0.2, 0.5$  och  $1.0$ . Kurva 4 för  $k/q_b=0.1$ .

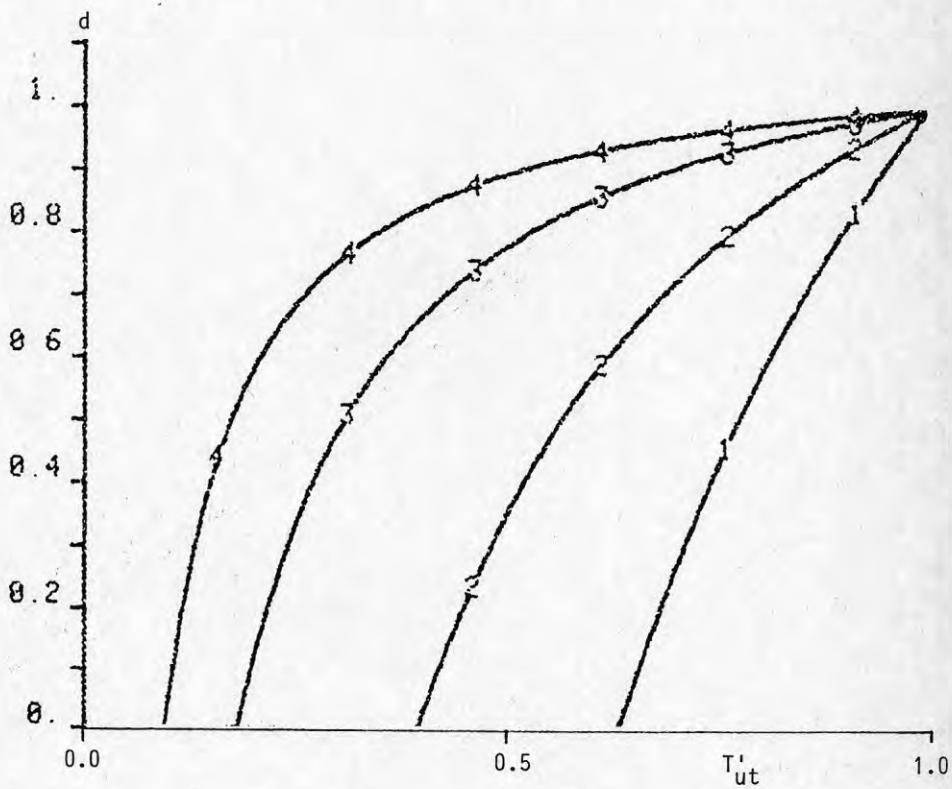


FIG.3.4 Återinblandning  $d$  vid blandningsreglering som funktion av normerad utloppstemperatur  $T'_{ut}$  för fyra kvoter  $k/q_b = 0.1, 0.2, 0.5$  och  $1.0$ . Kurva 4 för  $k/q_b = 0.1$ .

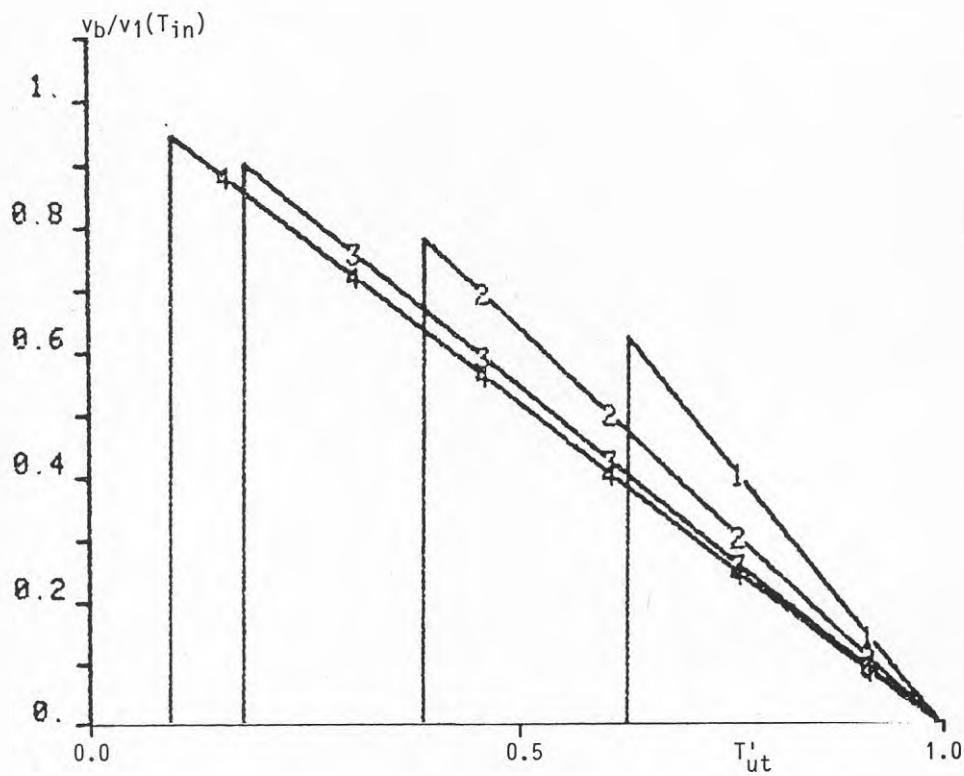


FIG.3.5 Flödesverkningsgrad  $v_b/v_1(T_{in})$  som funktion av normerad utloppstemperatur  $T'_{ut}$  för fyra kvoter  $k/q_b=0.1, 0.2, 0.5$  och  $1.0$  vid blandningsreglering. Kurva 4 för  $k/q_b=0.1$ .



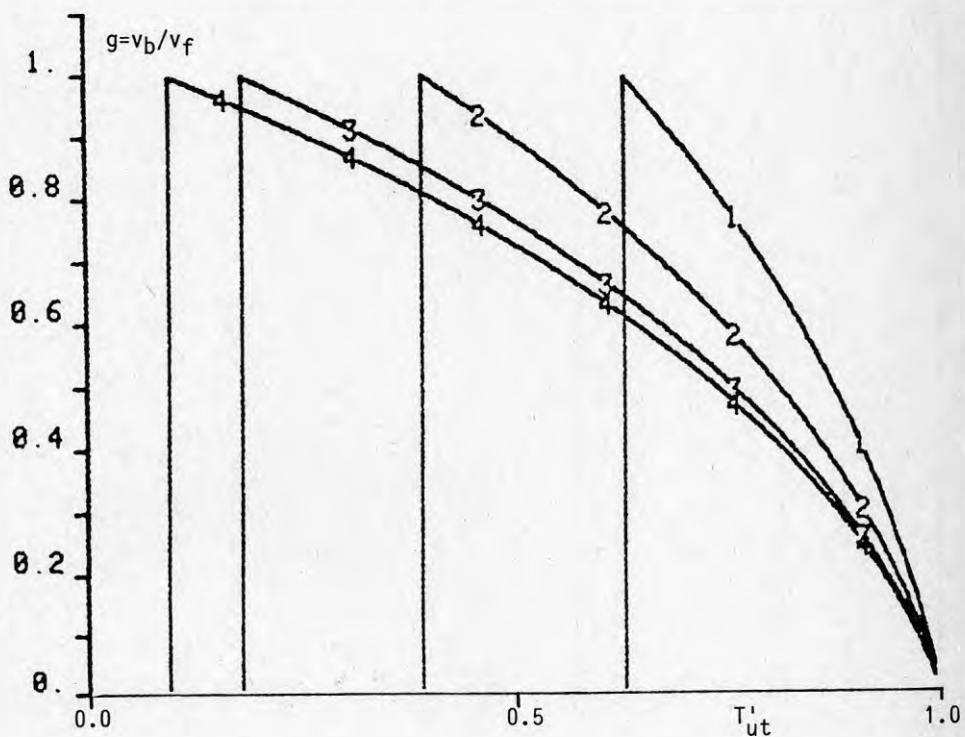


FIG.3.6 Kvoten  $g=v_b/v_f$  som funktion av den normerade utlopps-temperaturen  $T'_{ut}$  för fyra kvoter  $k/q_b=0.1, 0.2, 0.5$  och  $1.0$ . Kurva 4 för  $k/q_b=0.1$ .

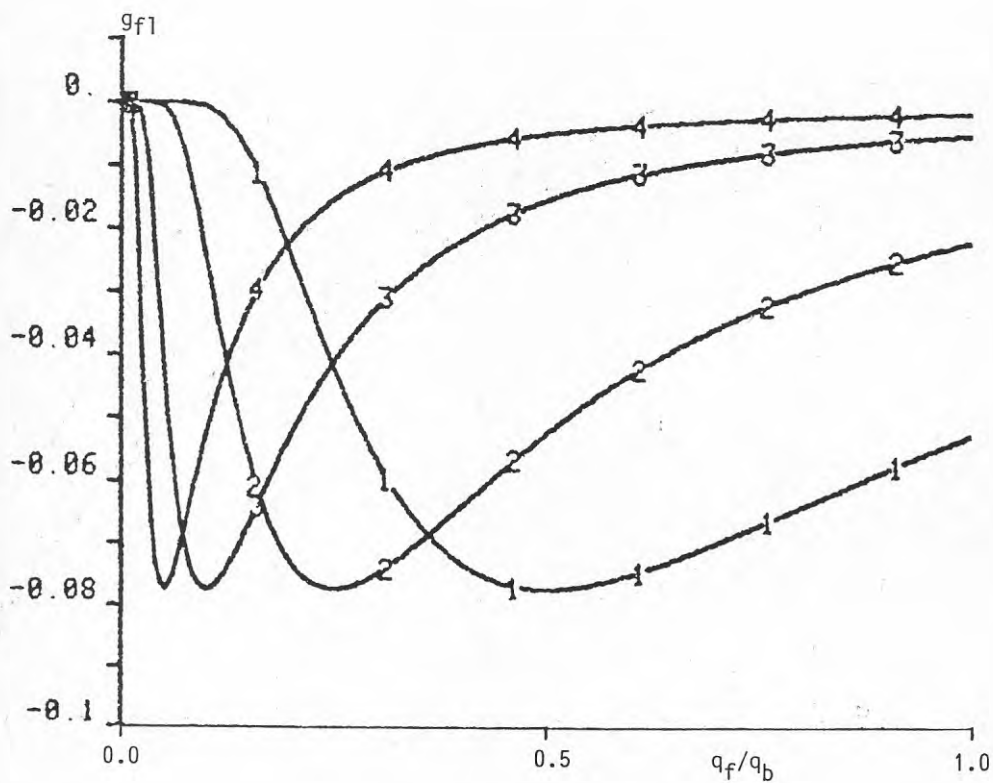


FIG.3.7 Lokal förstärkning  $g_{f1}$  vid flödesreglering som funktion av relativa flödet  $q_f/q_b$  för fyra kvoter  $k/q_b=0.1, 0.2, 0.5$  och  $1.0$ . Kurva 4 för  $k/q_b=0.1$ .

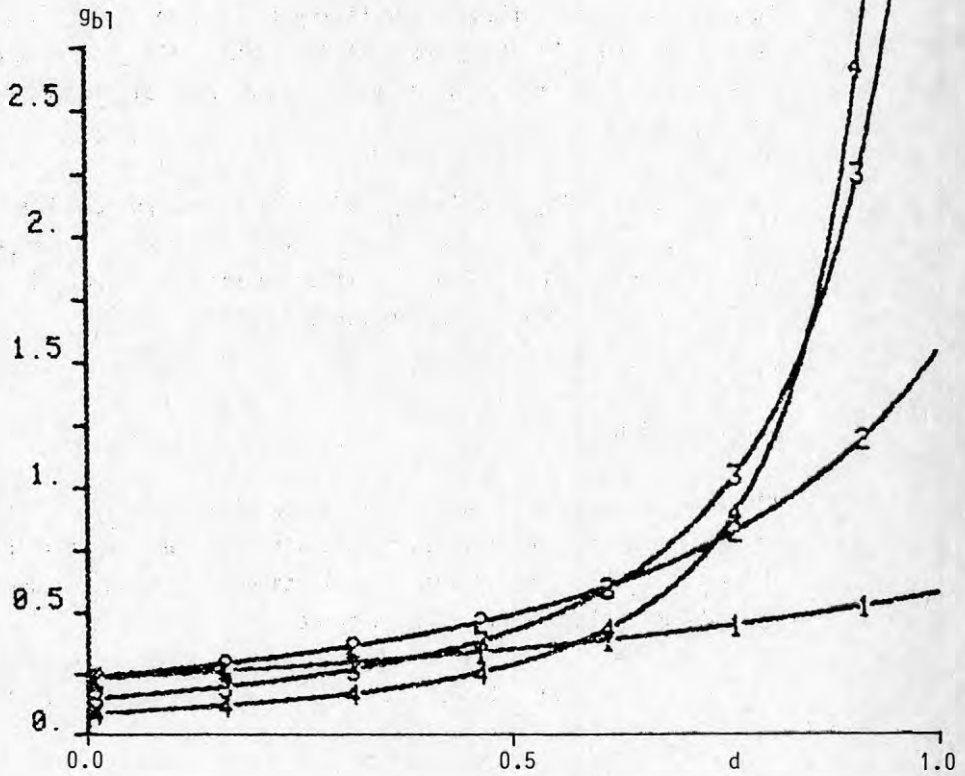


FIG.3.8 Lokal förstärkning  $g_{b1}$  vid blandningsreglering som funktion av återinblandningsgraden  $d$  för fyra kvoter  $k/q_b = 0.1, 0.2, 0.5$  och  $1.0$ . Kurva 4 för  $k/q_b = 0.1$ .

#### 4 VARIABELT FLÖDE DRIFTSOPTIMERING

##### Problemställning

I detta avsnitt undersöks några olika sätt att reglera flödet på för att maximera en given vinstfunktion. Vinstfunktionen utgörs av två delar, en positiv del som är insamlad solenergi och en negativ del som motsvarar använd pumpenergi. Detta är i första hand tänkt att tillämpas för fallet med kontinuerligt variabelt flöde upp till ett givet maxflöde. Detta fall jämförs med dels en pulslängdsmodulerad drift av pumpen och dels med en ren tillfrånstyrning.

Fallet med pulslängdsmodulerad drift innebär att pumpen körs med fullt flöde under en del av ett givet tidsintervall och på detta sätt så kan den solenergi tillgodogöras som lagrats i kollektorn under den tid pumpen varit ur drift.

##### Vinstfunktion

Flödet  $q$  antas vara begränsat till intervallet  $(0, q_{\max})$  och för att förenkla analysen används i fortsättningen det relativa flödet  $r = q/q_{\max}$ . Solvärmeeffekten  $P_s(r)$  kan beräknas som en funktion av det relativa flödet  $r$  på formen

$$P_s(r) = q_{\max}(T_{\text{ut}} - T_{\text{in}})r \quad (4.1)$$

och med utnyttjande av (3.2) och (3.3) så fås

$$P_s(r) = q_{\max}(T_{\max} - T_{\text{in}})(1 - e^{-x/r})r \quad (4.2)$$

där

$$x = k/q_{\max} \quad (4.3)$$

Den maximala solvärmeeffekten  $P_{s\max}$  kan skrivas som

$$P_{s\max} = P_s(1) = q_{\max}(T_{\max} - T_{\text{in}})(1 - e^{-x}) \quad (4.4)$$

och solvärmeeffekten  $P_s(r)$  kan nu skrivas som

$$P_s(r) = P_{smax} (1 - e^{-x/r})r / (1 - e^{-x}) \quad (4.5)$$

Pumpeffekten  $P_p(r)$  beskrivs med sambandet

$$P_p(r) = P_{pmax} r^n \quad (4.6)$$

där exponenten  $n$  normalt är 3. Parametern  $P_{pmax}$  anger pumpeffekten vid maxflöde  $q = q_{max}$ .

Vinstfunktionen kan nu definieras som

$$P(r) = P_s(r) - gP_p(r) \quad (4.7)$$

där  $g$  är en värderingsfaktor för förbrukad elenergi gentemot insamlad solenergi. Efter insättning av (4.5) och (4.6) så fås

$$P(r) = P_{smax} \left[ (1 - e^{-x/r})r / (1 - e^{-x}) - r^n / s \right] \quad (4.8)$$

där

$$s = P_{smax} / g P_{pmax} \quad (4.9)$$

Vinstfunktionen kan ha ett maxima i intervallet  $(0,1)$ . Gränsfallet är när  $P(r)$  har maxima för  $r=1$ . Gränsfallet bestäms av att

$$\frac{dP(1)}{dr} = 0 \quad (4.10)$$

vilket efter enkla räkningar ger sambandet

$$s = n f(x) \quad (4.11)$$

där

$$f(x) = (1 - e^{-x}) / (1 - e^{-x}(1+x)) \quad (4.12)$$

Funktionen  $f(x)$  återges i FIG.4.1 för  $x$  i intervallet  $(0,1,1,0)$ . Gränsfallet är intressant eftersom det anger när den enkla tillfrånstyrningen ger samma resultat som variabelt flöde. Kurvan i

FIG.4.1 för funktionen  $f(x)$  visar att  $s$  eller kvoten  $P_{smax}/P_{pmax}$  måste vara lika med eller större än 20, 40 och 60 för  $n=1, 2$  resp 3 om  $x=0.1$ , vilket motsvarar ett högflödessystem. För ett lågflödessystem med  $x=1.0$  så fås gränsfallet för  $s$  större än 2.4, 4.8 och 7.2 för  $n=1, 2$  resp 3.

En grundläggande fråga är: arbetar ett solkollektorsystem med den angivna vinstfunktionen  $P(r)$  ofta med  $r < 1$  eller utnyttjas det variabla flödet mycket? För ett givet  $x$  och  $n$  så kan parametern  $s$  eller kvoten  $P_{smax}/gP_{pmax}$  beräknas för gränsfallet. En naturlig följdfråga blir då vilka värden antar parametrarna  $P_{smax}$ ,  $P_{pmax}$  och  $g$ .

Solvärmeeffekten  $P_{smax}$  kan grovt variera från  $50 \text{ W/m}^2$  upp till  $300 \text{ W/m}^2$  beroende på instrålning, arbetstemperaturen och kollektordata.

Pumpeffekten  $P_{pmax}$  kan uppskattas med följande antagande att tryckfallet är 3 mvp, att flödet är  $1 \text{ dm}^3/\text{min}, \text{m}^2$  och att pumpens verkningsgrad är 50%.  $P_{pmax}$  beräknas som

$$0.5P_{pmax} = (0.001/60) \text{m}^3/\text{sm}^2 \cdot 30000 \text{ Pa}$$

$$P_{pmax} = 1 \text{ W/m}^2$$

Om elenergin värderas 10 ggr högre än den insamlade solenergin då blir  $g=10$ . Den sökta kvoten kan nu uppskattas till intervallet (5,30) och för fallet med  $x=0.1$  och  $n=2$  och 3 så uppnås aldrig gränsfallet. Variabelt flöde ger bättre resultat än ren tillfrånstyrning. Förhållandet blir det omvända för ett lågflödessystem med  $x=1.0$  och  $n=2$  och 3 fås gränsfallet för  $s=4.8$  resp 7.2. Styrning med variabelt flöde urartar till ren tillfrånstyrning i de flesta driftsfallen.

#### Beräkningsresultat variabelt flöde

Vinstfunktionen  $P(r)$  har maximerats för  $r$  i intervallet (0,1) för givna  $n$ ,  $x$  och  $s$  genom ett enkelt sökförfarande. Vinstfunktionen har normerats med den maximala solvärmeeffekten  $P_{smax}$

och den normerade vinstfunktionen  $P'(r)$  kan skrivas som

$$P'(r) = (1 - e^{-x/r})r / ((1 - e^{-x}) - r^n/s) \quad (4.13)$$

och dess maxima återges i FIG.4.2 och 4.3 för  $x=0.1$  resp  $0.2$  som funktion av  $s$  och  $n=1, 2$  och  $3$ . Motsvarande relativa flöde  $r$  återges i FIG.4.4 och 4.5.

#### Beräkningsresultat tillfrånstyrning

Ren tillfrånstyrning innebär att vinstfunktionen beräknas och om den är positiv då skall systemet vara i drift och annars inte. Driftvillkoret är då

$$P(1) = P_{smax} - g P_{pmax} = P_{smax} (1 - 1/s) > 0 \quad (4.14)$$

Den normerade vinstfunktionen kan för tillfrånstyrning skrivas som

$$P'(1) = 1 - 1/s \quad \text{för } s > 1 \quad (4.15)$$

och den har ritats in i FIG.4.2 och 4.3 som jämförelse med variabelt flöde. För att underlätta en jämförelse mellan tillfrånstyrning och variabelt flöde så beräknas kvoten mellan vinstfunktionen för tillfrånstyrning och variabelt flöde och resultatet återges i FIG.4.6 och 4.7 för  $x=0.1$  resp  $x=0.2$  som funktion av  $s$  och  $n$ .

Skillnaden i relativ vinst är endast stor för små värden på parametern  $s = P_{smax} / g P_{pmax}$  och för  $s > 10$  så är utbytet 90% av det möjliga.

De relativa flödena i FIG.4.4 visar att styrning med variabelt flöde övergår till maximalt flöde vid  $s=10, 20$  och  $30$  för fallen med  $n=1, 2$  resp  $3$  för  $q_{max}=35 \text{ W/}^{\circ}\text{C, m}^2$  motsvarande  $x=0.2$ . I FIG. 4.1 fås för gränsfallet med  $x=0.2$  och  $n=1$ ,  $f(0.2)=10$  vilket medför att  $s=10$ . Gränstillfällen för  $x=0.1$  fås för dubbelt så höga värden på  $s$ , nämligen  $s=20, 40$  och  $60$  för  $n=1, 2$  resp  $3$  vilket framgår av kurvorna i FIG.4.5.

### Beräkningsresultat pulslängdsmodulerat flöde

Detta stysätt kan ses som ett enkelt sätt att uppnå ett variabelt flöde genom att periodiskt pulsa flödet i tiden. Pulsens längd i förhållande till periodtiden varieras.

Beräkningar har genomförts med en enkel dynamisk modell och resultatet blev att förbättringen blev ytterst liten jämfört med tillfrånstyrning. Flera kombinationer mellan olika parametrar provades. Periodtiderna var 300 och 600 s. Kollektorns värmeförlust var  $7 \text{ W/}^{\circ}\text{C,m}^2$  och kollektorns värmelagringsförmåga var 4200 och 8400  $\text{J/}^{\circ}\text{C,m}^2$ . Flödets värmebärrarförmåga var 35 och 70  $\text{W/}^{\circ}\text{C,m}^2$ .

Kombinationer med dessa parametrar gav en tidskonstant på 600 upp till 1200 s för fallet icke drift och vid drift blev tidskonstanten 60 upp till 240 s.

Skillnaden mellan tillfrånstyrning - pulslängdsmodulerad styrning av flödet bestod i att när tillfrånstyrning var från så arbetade den pulslängdsmodulerade styrningen med en liten vinst. När tillfrånstyrningen var aktiv då var pulslängdsmoduleringen identisk med tillfrånstyrningen.



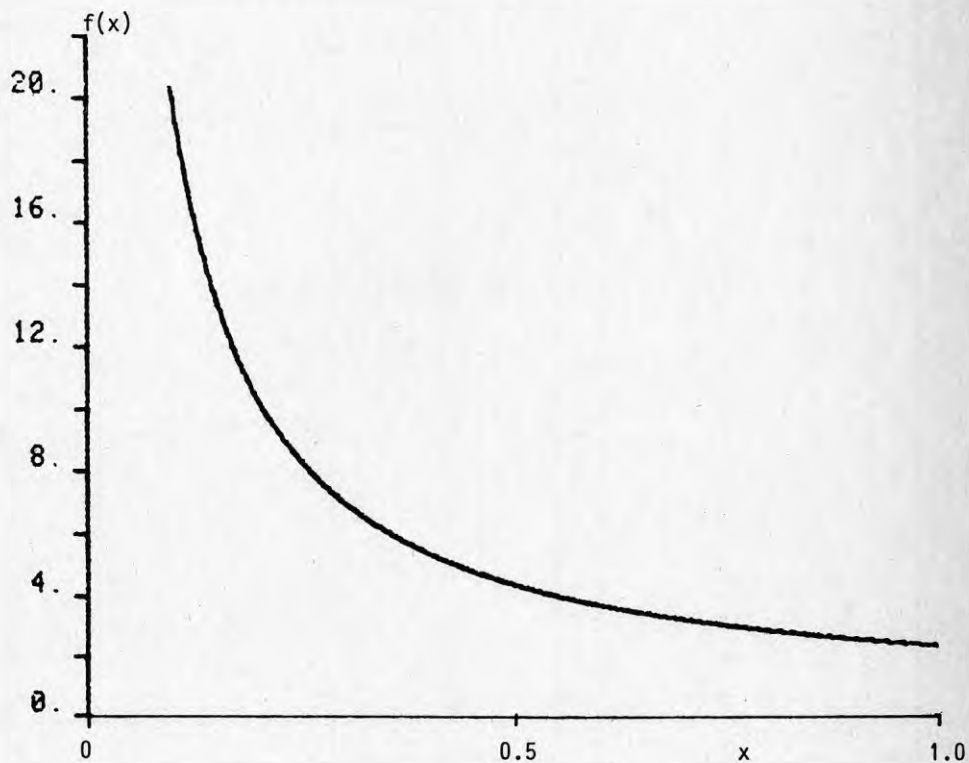


FIG.4.1 Funktionen  $f(x) = \frac{1 - e^{-x}}{1 - e^{-x(1+x)}}$

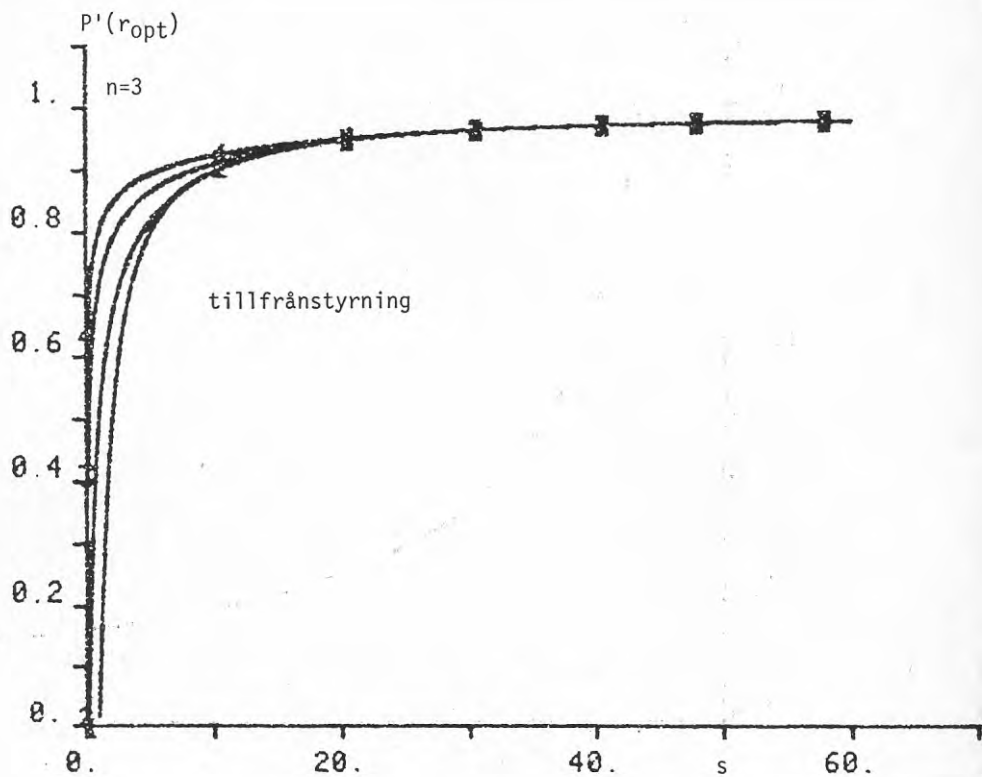


FIG.4.2 Relativ vinst för variabelt flöde  $P'(r_{opt})$  enligt vinstfunktionen (4.13) för fallen  $n=1,2$  och  $3$  och för tillfrånstyrning  $P'(1)$  som funktion av  $s=P_{smax}/g P_{pmax}$ . Kvoten  $k/q=0.2$ .

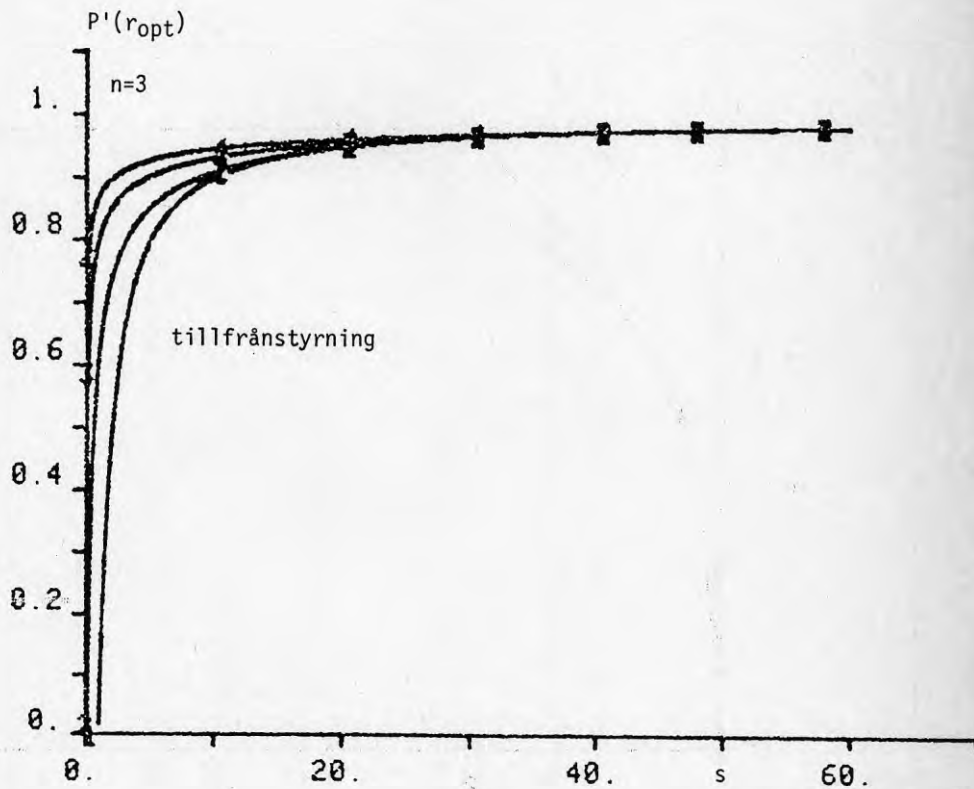


FIG.4.3 Relativ vinst för variabelt flöde  $P'(r_{opt})$  enligt vinstfunktionen (4.13) för fallen  $n=1,2$  och  $3$  och för tillfrånstyrning  $P'(1)$  som funktion av  $s=P_{smax}/g P_{pmax}$ . Kvoten  $k/q=0.1$ .

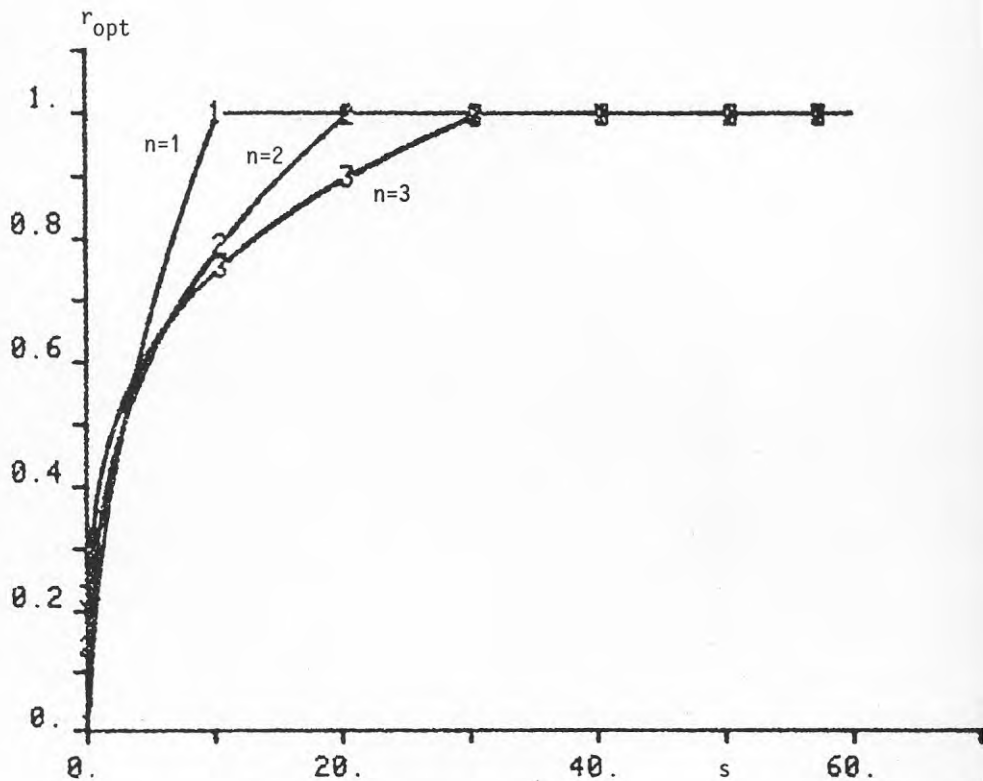


FIG.4.4 Relativt flöde vid variabelt flöde  $r_{opt}$  som ger bäst utbyte enligt vinstfunktionen (4.13) för fallen  $n=1, 2$  och  $3$  som funktion av  $s=P_{smax}/g P_{pmax}$ . Kvoten  $k/q=0.2$ .

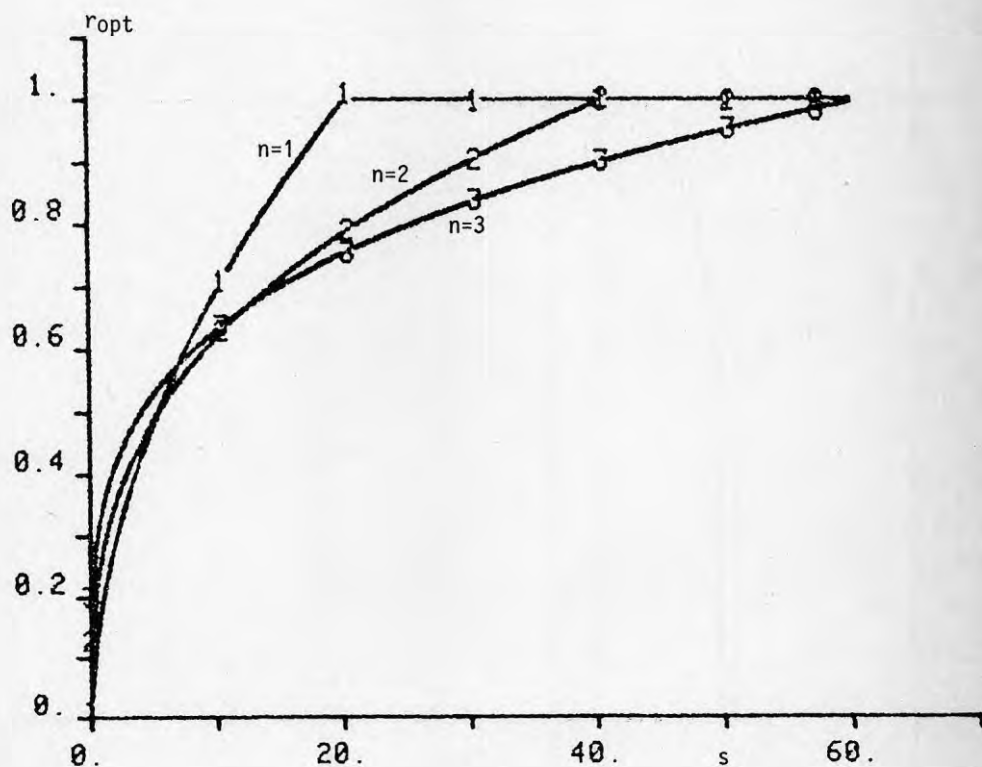


FIG.4.5 Relativt flöde vid variabelt flöde  $r_{opt}$  som ger bäst utbyte enligt vinstfunktionen (4.13) för fallen  $n=1$ , 2 och 3 som funktion av  $s=P_{smax}/g P_{pmax}$ . Kvoten  $k/q=0.1$ .

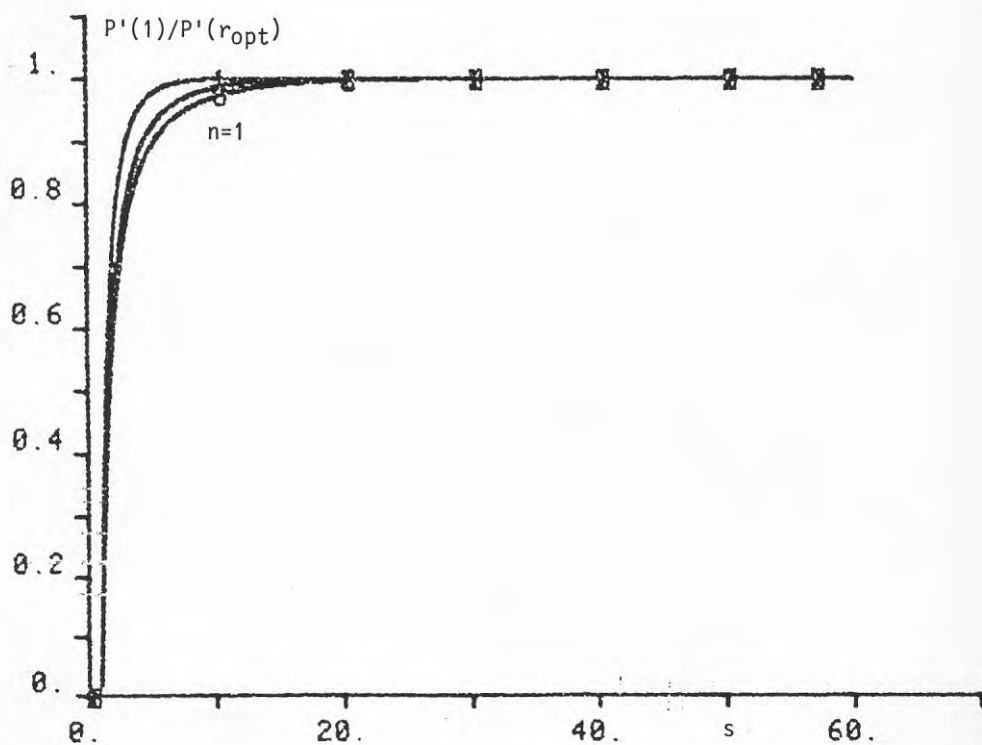


FIG.4.6 Vinst vid tillfrånstyrning  $P'(1)$  relativt vinst vid variabelt flöde  $P'(r_{opt})$  enligt vinstfunktionen (4.13) för fallen  $n=1,2$  och 3 som funktion av  $s=P_{smax}/g P_{pmax}$ . Kvoten  $k/q=0.2$ .

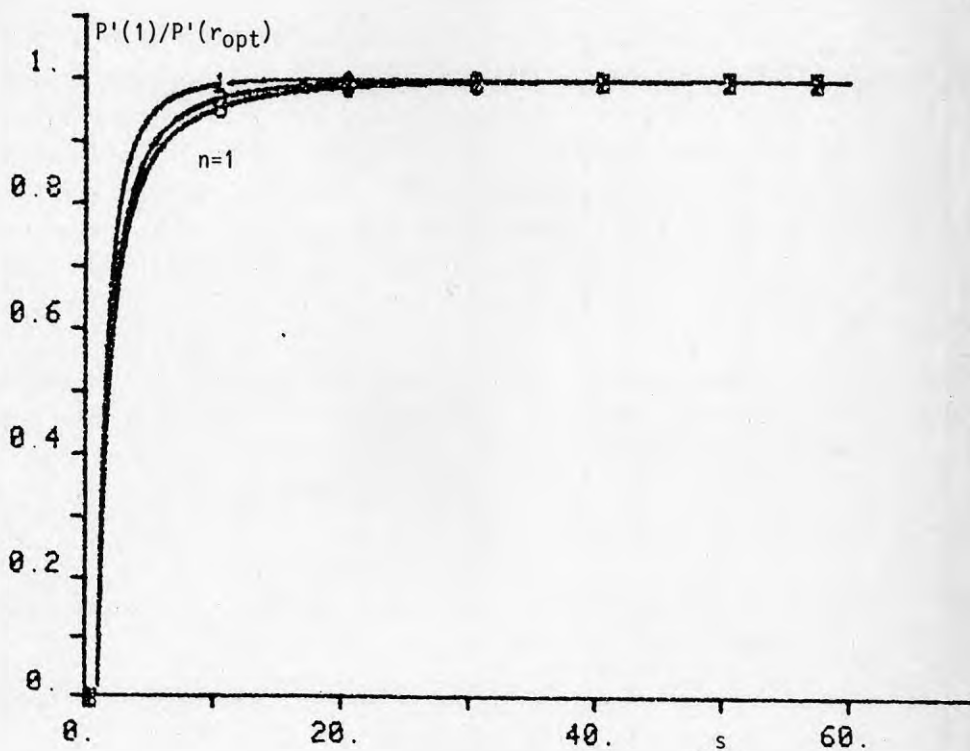


FIG.4.7 Vinst vid tillfrånstyrning  $P'(1)$  relativt vinst vid variabelt flöde  $P'(r_{opt})$  enligt vinstfunktionen (4.13) för fallen  $n=1,2$  och  $3$  som funktion av  $s=P_{smax}/g P_{pmax}$ . Kvoten  $k/q=0.1$ .

## 5 FÖRBÄTTRAD START

### Problemställning

I detta avsnitt görs en fristående analys av hur stor vinst som kan uppnås genom att starta pumpcirkulationen i ett solkollektorsystem på bästa sätt. Jämförelse görs med en enkel styrutrustning med en startdifferens och en stoppdifferens. Solkollektorsystemet beskrivs med en enkel dynamisk modell.

Det finns en del arbeten gjorda på just start och drift av solkollektorsystem som utnyttjar mycket komplicerade modeller och också mycket komplicerad reglerteori. Det visar sig att skillnaden mellan det enkla och normala styrsättet och det mest avancerade styrsättet endast ger mindre besparingar på några procent. En av förutsättningarna för de avancerade styrsätten är att solinstrålningen och omgivningstemperaturen är kända även för framtida värden, vilket är ett starkt villkor.

Avsikten med detta avsnitt är att visa hur kännedom om framtida solinstrålning och omgivningstemperatur kan utnyttjas vid start av pumpcirkulationen i ett solkollektorsystem, så att en förbättring fås i förhållande till det enkla och normala styrsättet.

Förbättringen skall dels undersökas för fallet med ett steg och fallet med en ramp i solinstrålningen.

### En enkel solkollektormodell

Värmebalansen för solkollektorsystemet kan beskrivas med differentialekvationen

$$C \frac{dT_{ut}}{dt} = aP + k(T_{om} - T_k) + q(T_{in} - T_{ut}) \quad (5.1)$$

där följande variabler ingår



- $P$  = solinstrålning  
 $T_{in}$  = inloppstemperatur  
 $T_k$  = kollektortemperatur  
 $T_{om}$  = omgivningstemperatur  
 $T_{ut}$  = utloppstemperatur

och följande parametrar

- $C$  solkollektorsystemets värmekapacitet,  $J/^\circ C, m^2$   
 $a$  absorptionsfaktor  
 $k$  värmeförlust,  $W/^\circ C, m^2$   
 $q$  flödets värmebärförmåga,  $W/^\circ C, m^2$

Kollektorns temperatur kan beskrivas på tre enkla sätt, nämligen som

$$T_{k1} = T_{in} \quad (5.2)$$

$$T_{k2} = (T_{in} + T_{ut})/2 \quad (5.3)$$

$$T_{k3} = T_{ut} \quad (5.4)$$

Fallet med medeltemperaturen för  $T_{in}$  och  $T_{ut}$  väljs.

Den högsta temperaturen som kollektorsystemet kan uppnå vid icke drift betecknas  $T_{max}$  och beräknas som

$$T_{max} = T_{om} + aP/k \quad (5.5)$$

Den lägsta utloppstemperaturen som kan uppnås vid drift betecknas  $T_{min}$  och beräknas som

$$T_{min} = (aP + kT_{om} + (q-k/2)T_{in}) / (q+k/2) \quad (5.6)$$

eller

$$T_{min} = (kT_{max} + (q-k/2)T_{in}) / (q+k/2) \quad (5.7)$$

Det normala styrsystemet arbetar efter principen att pumpen skall startas när ett minsta utbyte kan erhållas och pumpen

stoppas när detta utbyte underskrids. För att undvika upprepade start och stopp så används i praktiken något olika värden på utbytet för start och stopp. Det minsta utbytet kan anges som en temperaturskillnad  $dT_{\text{stopp}}$  mellan in- och utloppstemperatur. Motsvarande startdifferens  $dT_{\text{start}}$  mellan kollektorns temperatur vid inget flöde och tanktemperaturen (den blivande inloppstemperaturen) kan beräknas som

$$dT_{\text{start}} = dT_{\text{stopp}}(q/k+0.5) \quad (5.8)$$

### Beräkningsresultat för steg i solinstrålning

Ett exempel på steg i solinstrålning är när ett moln upphör att skugga solkollektorn. Solkollektorns temperatur vid dynamiska förlopp vid icke drift (ingen pumpcirkulation) kan beskrivas med följande lösning till differentialekvationen (5.1) som

$$T_k(t) = e^{-t/T_1} T_k(0) + (1 - e^{-t/T_1}) T_{\text{max}} \quad (5.9)$$

där  $T_1$  är tidskonstanten vid icke drift

$$T_1 = C/k \quad (5.10)$$

Vid drift så beskrivs utloppstemperaturen med

$$T_{\text{ut}}(t) = e^{-t/T_2} T_{\text{ut}}(0) + (1 - e^{-t/T_2}) T_{\text{min}} \quad (5.11)$$

där  $T_2$  är tidskonstanten vid drift

$$T_2 = C/(q+k/2) \quad (5.12)$$

Utloppstemperaturen sätts lika med kollektortemperaturen vid starttidpunkten.

Om kravet på starten är att utloppstemperaturen  $T_{\text{ut}}$  inte får gå under  $dT_{\text{stopp}} + T_{\text{in}}$ , då går det att förbättra starten jämfört med det normala styrsättet. I det normala fallet så startas pumpen när

$$T_k(t) = dT_{\text{start}} + T_{\text{in}} \quad (5.13)$$

och det är möjligt att starta pumpen redan när

$$T_k(t) = dT_{\text{stopp}} + T_{\text{in}} \quad (5.14)$$

Skillnaden i tid mellan dessa två starttidpunkter  $t_d$  kan beräknas som

$$t_d = T_1 \ln((T_{\text{max}} - dT_{\text{stopp}} - T_{\text{in}}) / (T_{\text{max}} - dT_{\text{start}} - T_{\text{in}})) \quad (5.15)$$

Skillnaden i insamlad solenergi  $E_s$  kan beräknas som

$$E_s = q(T_{\text{min}} - T_{\text{in}})t_d - q(dT_{\text{start}} - dT_{\text{stopp}})T_2 \quad (5.16)$$

Den första termen kan tolkas som den statiska skillnaden och den andra som den dynamiska skillnaden. Storheten  $E_s$  kan vara något svåränvänd och därför görs en division med effekt vid stationär drift  $q(T_{\text{min}} - T_{\text{in}})$ . Resultatet blir då en tid  $t_s$  som anger hur mycket drifttiden ökar för systemet med förbättrad start jämfört med systemet med normal start

$$t_s = t_d - (dT_{\text{start}} - dT_{\text{stopp}})T_2 / (T_{\text{min}} - T_{\text{in}}) \quad (5.17)$$

Skillnaden i starttid  $t_d$  och skillnad i ökad drifttid  $t_s$  har beräknats för åtta kombinationer av tre parametrar, nämligen  $C = 4200$  och  $8400 \text{ J/}^\circ\text{C, m}^2$ ,  $q = 70$  och  $35 \text{ W/}^\circ\text{C, m}^2$  och  $dT_{\text{stopp}} = 1$  och  $2$   $^\circ\text{C}$ . Variationer i flödet  $q$  visade sig ha liten betydelse. Skillnaden i starttid är oberoende av flödet medan tidskonstanten vid drift  $T_2$  beror på flödet  $q$ . Därför redovisas endast de fyra kombinationerna mellan parametrarna  $C$  och  $dT_{\text{stopp}}$  med  $q = 70 \text{ W/}^\circ\text{C, m}^2$  i FIG.5.1-4 som funktion av stagnationstemperaturen  $T_{\text{max}}$ .

Kurvorna visar att störst besparing fås för steg över en viss gräns, men vinsten avtar snabbt med ökande  $T_{\text{max}}$ . Vinsten mätt i ökad drifttid är genomgående mindre än 1 minut vid  $T_{\text{max}}$  över  $60$   $^\circ\text{C}$ . Vinsterna är störst för solkollektorn med den största värmekapaciteten. Parametern  $dT_{\text{stopp}}$  bestämmer för vilka steg som

start kan ske.

### Beräkningsresultat för ramp i solinstrålning

Variabeln  $T_{\max}$  ändrar sig nu efter en ramp som

$$T_{\max}(t) = k_1 t \quad (5.18)$$

Inloppstemperaturen  $T_{in}$  antas vara noll vilket förenklar beräkningarna. Utloppstemperaturen  $T_{min}$  i det "statiska" fallet kan beräknas som

$$T_{min}(t) = k_2 t \quad (5.19)$$

där

$$k_2 = k_1 / (q/k + 0.5) \quad (5.20)$$

Samma dynamiska modell som ges av (5.1) används och modellen kan omformas till följande allmänna uttryck som gäller för både icke drift  $i=1$  och drift  $i=2$

$$T_i \frac{dx_i}{dt}(t) = -x_i(t) + u_i(t) \quad (5.21)$$

Insignalen  $u(t)$  kan vara

$$u_1(t) = T_{\max}(t) = k_1 t \quad (5.22)$$

eller

$$u_2(t) = T_{min}(t) = k_2 t \quad (5.23)$$

Den allmänna lösningen med en insignal  $u_i(t) = k_i(t)$  kan skrivas som

$$x_i(t) = e^{-t/T_i} x_i(0) + k_i t - k_i T_i (1 - e^{-t/T_i}) \quad (5.24)$$

och den kan delas upp i en "statisk" term och en dynamisk term på formen

$$x_i(t) = k_i(t - T_i) + e^{-t/T_i}(x_i(0) + k_i T_i) \quad (5.25)$$

Antag att rampen har varit aktiv tillräckligt länge  $t$  ex genom att ha startat för negativa tidsvärden, då gäller före starten att kollektortemperaturen  $x_1(t)$

$$x_{1s}(t) = k_1(t - T_1) \quad (5.26)$$

och efter starten gäller efter en tillräckligt lång tid att utloppstemperaturen  $x_2(t)$  följer sambandet

$$x_{2s}(t) = k_2(t - T_2) \quad (5.27)$$

Tidpunkten för normal start  $t_n$  beräknas med startvillkoret

$$x_{1s} = k_1(t_n - T_1) = dT_{\text{start}} \quad (5.28)$$

vilket ger

$$t_n = T_1 + dT_{\text{start}}/k_1 \quad (5.29)$$

Optimal start vid tidpunkt  $t_o$  kan ske på två sätt. Ett nödvändigt startkrav är för kollektortemperaturen att

$$x_{1s}(t_o) \geq dT_{\text{stopp}} \quad (5.30)$$

och efter det att starten skett så får utloppstemperaturen  $x_2(t)$  inte underskrida stoppgränsen  $dT_{\text{stopp}}$ , men väl tangera densamma. För tangeringspunkten  $t_g$  gäller

$$\frac{dx_2}{dt}(t_g) = 0 \quad (5.31)$$

$$x_2(t_g) = dT_{\text{stopp}} \quad (5.32)$$

och med utnyttjande av (5.21) så fås att

$$x_2(t_g) = u_2(t) = k_2 t_g \quad (5.33)$$

och tangeringstidpunkten  $t_g$  fås som

$$t_g = dT_{\text{stopp}}/k_2 \quad (5.34)$$

Om

$$x_1(t_g) < dT_{\text{stopp}} \quad (5.35)$$

då sker start så fort som kollektortemperaturen uppnår stoppgränsen och starttidpunkten  $t_o$  ges av

$$t_o = T_1 + dT_{\text{stopp}}/k_1 \quad (5.36)$$

Om olikheten (5.35) inte är uppfylld så sker start i intervallet  $((T_1 + dT_{\text{stopp}}/k_1), t_g)$  så att tangering sker för tidpunkten  $t_g$  som tidigare beskrivits enligt (5.31) och (5.32). Starttidpunkten  $t_o$  beräknas i detta fall genom ett enkelt sökförfarande-

De två optimala startfallen och gränsfallet mellan dessa och motsvarande normala startfall redovisas i FIG.5.5.

Skillnaden i insamlad solenergi  $E_r$  kan beräknas som dels en "statisk" del och dels en dynamisk del, vilket framgår av uttrycket nedan

$$E_r = q_{\text{max}} \left[ \int_{t_o}^{t_n} k_2(t - T_2) dt - \int_0^{\infty} (k_1 - k_2)(t_n - t_o) e^{-s/T_2} ds \right] \quad (5.34)$$

och efter enkla räkningar fås

$$E_r = q_{\text{max}} \left[ k_2 \left( (t_n - T_2)^2 - (t_o - T_2)^2 \right) / 2 - (k_1 - k_2)(t_n - t_o) T_2 \right] \quad (5.35)$$

Den här beräknade skillnaden  $E_r$  kan vara svårt att jämföra med något och därför beräknas motsvarande gångtid  $t_r$  vid minimalt utbyte  $q dT_{\text{stopp}}$

$$t_r = E_r / q d T_{\text{stopp}} \quad (5.36)$$

Skillnad i starttid  $t_d = t_n - t_0$  och  $t_r$  redovisas i FIG.5.6-7 som funktion av  $k_1$  rampens lutning för fallen med  $C=4200 \text{ J/}^\circ\text{C,m}^2$ ,  $q=70 \text{ W/}^\circ\text{C,m}^2$  och  $dT_{\text{stopp}}=1$  resp  $2 \text{ }^\circ\text{C}$ . Andra värden på  $C$  och  $q$  hade ingen synbar påverkan på  $t_d$  och  $t_r$ .

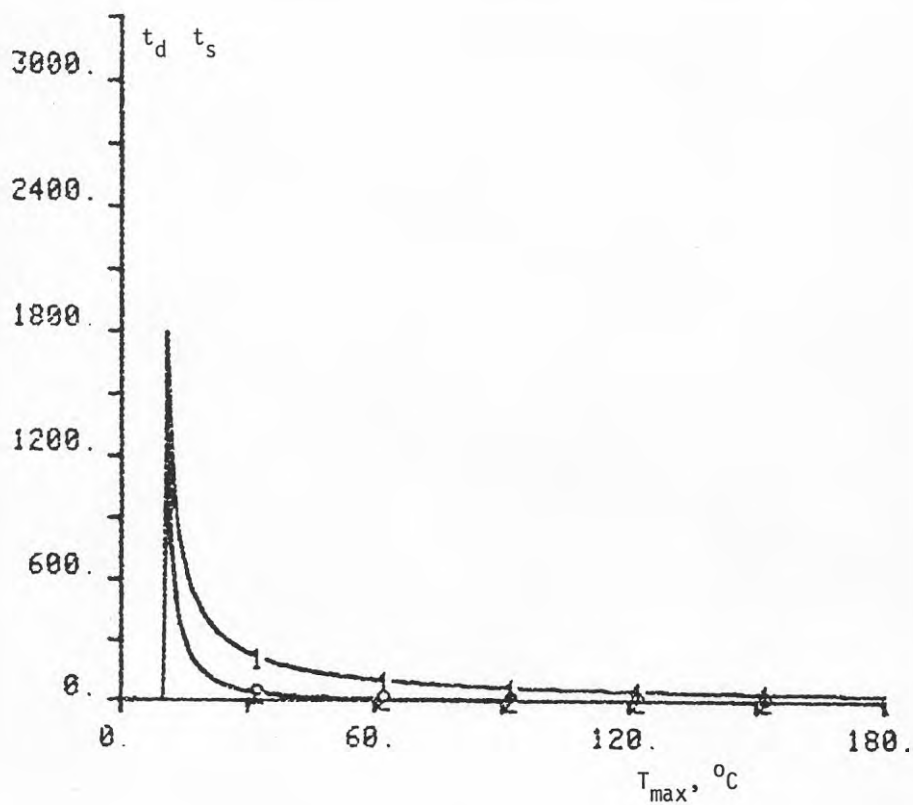


FIG.5.1 Skillnad i starttid  $t_d$  s och drifttid  $t_s$  s mellan optimal och normal start vid stegändring som funktion av stegändringen  $T_{max}$  med  $C=4200 \text{ J/}^\circ\text{C,m}^2$ ,  $q=70 \text{ W/}^\circ\text{C,m}^2$  och  $dT_{stopp}=1 \text{ }^\circ\text{C}$ .



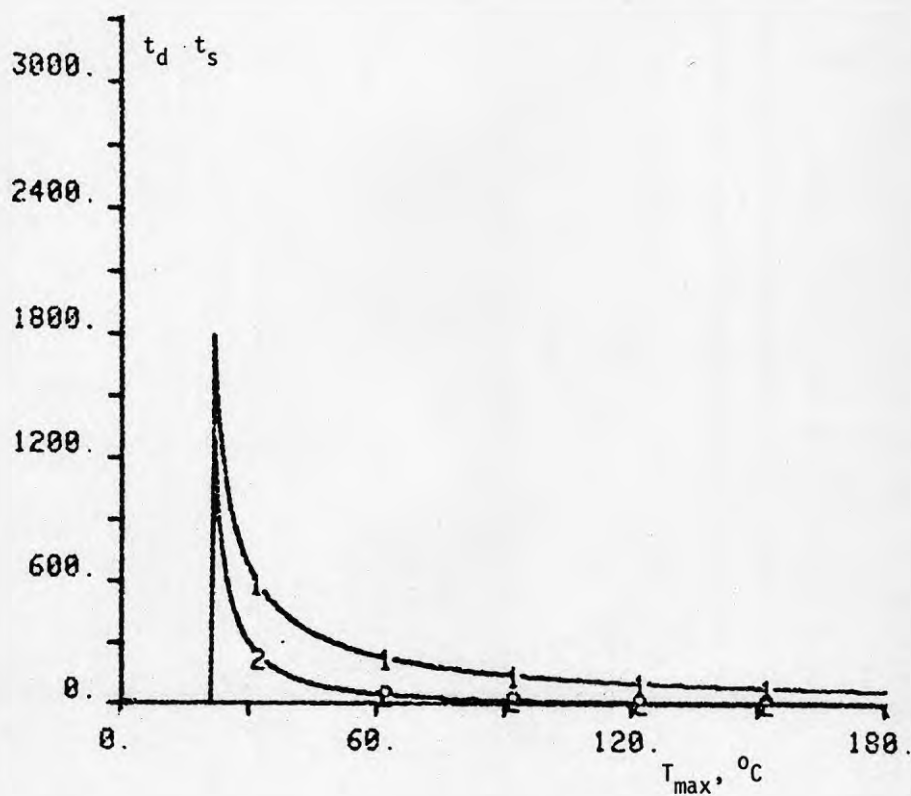


FIG.5.2 Skillnad i starttid  $t_d$  s och drifttid  $t_s$  s mellan optimal och normal start vid stegändring som funktion av stegändringen  $T_{max}$  med  $C=4200 \text{ J/}^\circ\text{C,m}^2$ ,  $q=70 \text{ W/}^\circ\text{C,m}^2$  och  $dT_{stopp}=2 \text{ }^\circ\text{C}$ .

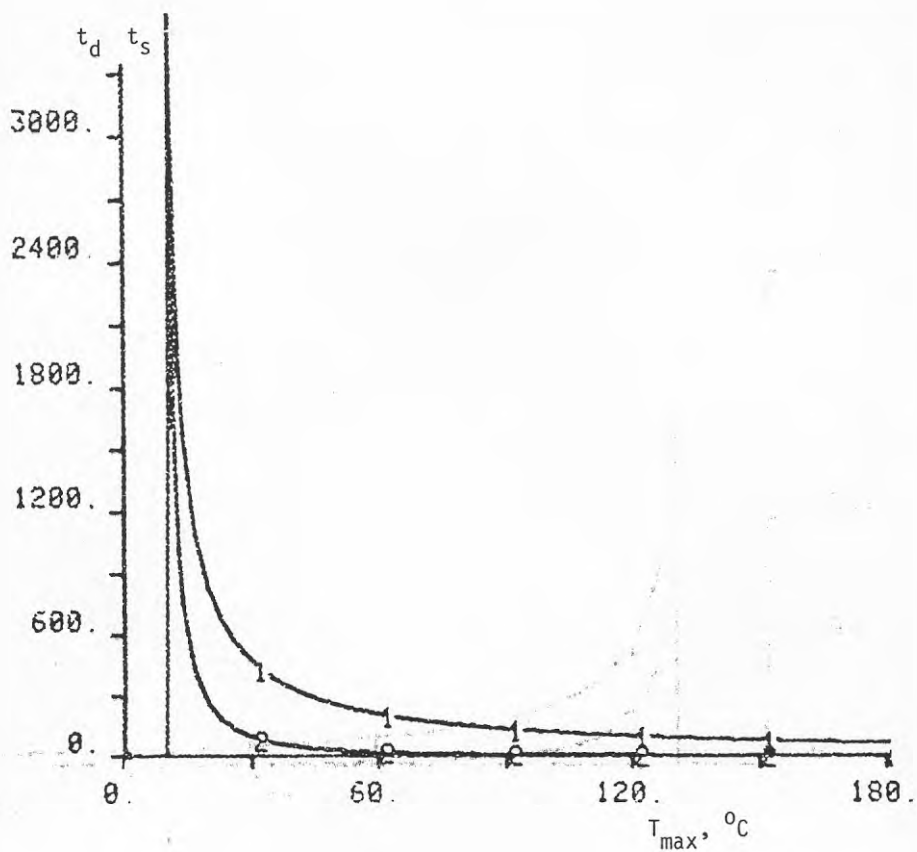


FIG.5.3 Skillnad i starttid  $t_d$  s och drifttid  $t_s$  s mellan optimal och normal start vid stegändring som funktion av stegändringen  $T_{max}$  med  $C=8400 \text{ J/}^\circ\text{C,m}^2$ ,  $q=70 \text{ W/}^\circ\text{C,m}^2$  och  $dT_{stopp}=1 \text{ }^\circ\text{C}$ .

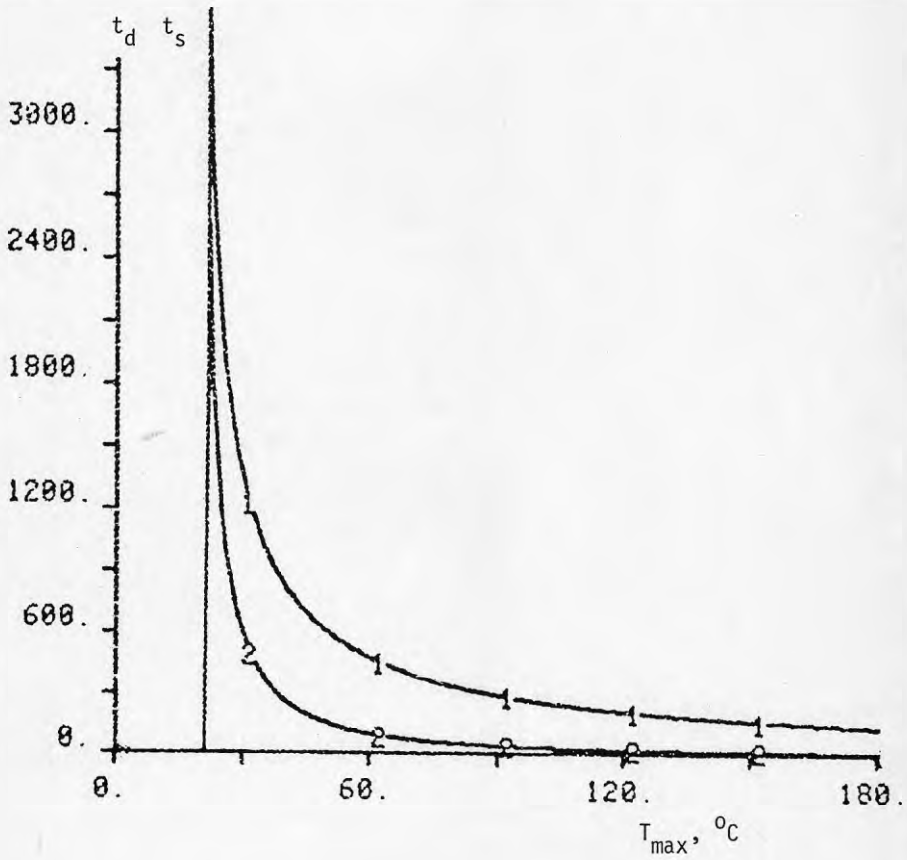


FIG.5.4 Skillnad i starttid  $t_d$  s och drifttid  $t_s$  s mellan optimal och normal start vid stegändring som funktion av stegändringen  $T_{\max}$  med  $C=8400 \text{ J/}^\circ\text{C,m}^2$ ,  $q=70 \text{ W/}^\circ\text{C,m}^2$  och  $dT_{\text{stopp}}=2 \text{ }^\circ\text{C}$ .

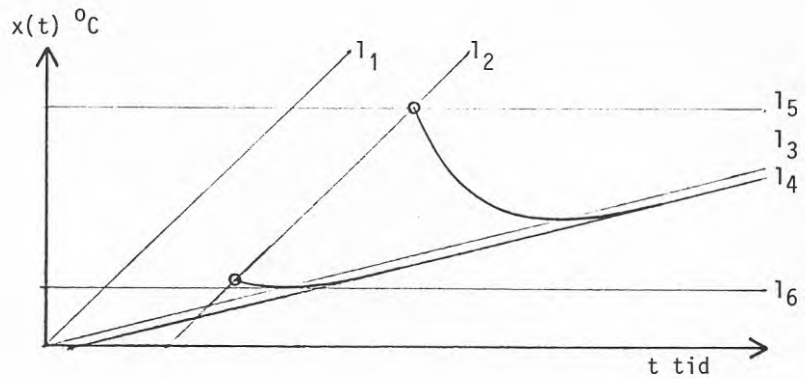
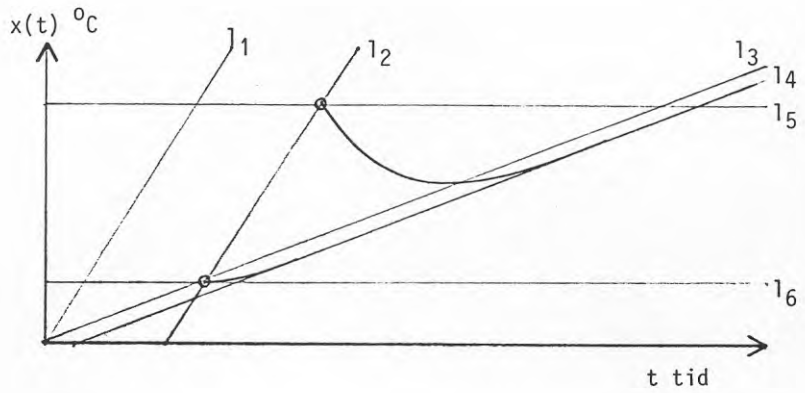
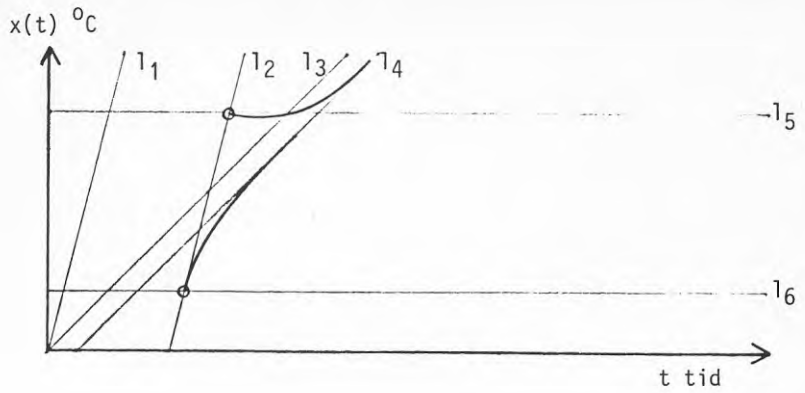


FIG.5.5 Tre fall på optimal start och normal start för olika ramplutningar där  $l_1=k_1t$ ,  $l_2=k_1(t-T_1)$ ,  $l_3=k_2t$ ,  $l_4=k_2(t-T_2)$ ,  $l_5=dT_{\text{start}}$  och  $l_6=dT_{\text{stopp}}$ .  $k_1=4k_2$ .

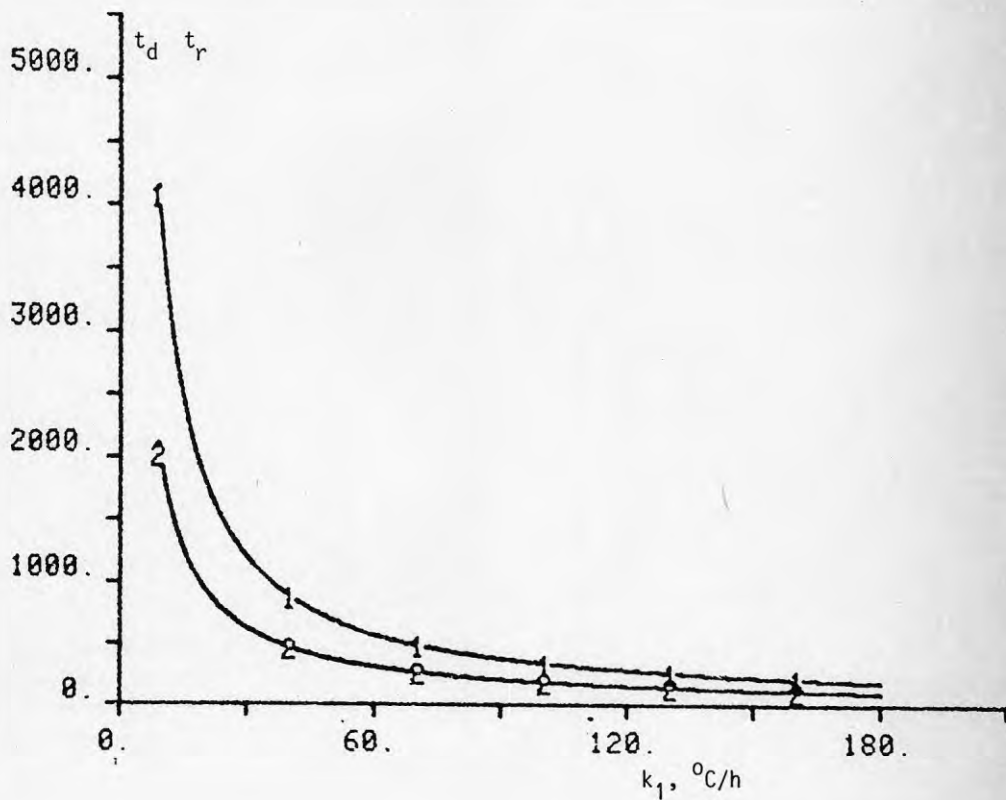


FIG.5.6 Skillnad i starttid  $t_d$  och drifttid  $t_r$  vid minimalt utbyte mellan optimal start och normal start vid rampändring av  $T_{\max}=k_1 t$  °C som funktion av  $k_1$  °C/h med  $C=4200$  J/°C,m<sup>2</sup>,  $q=70$  W/°C,m<sup>2</sup> och  $dT_{\text{stopp}}=1$  °C.

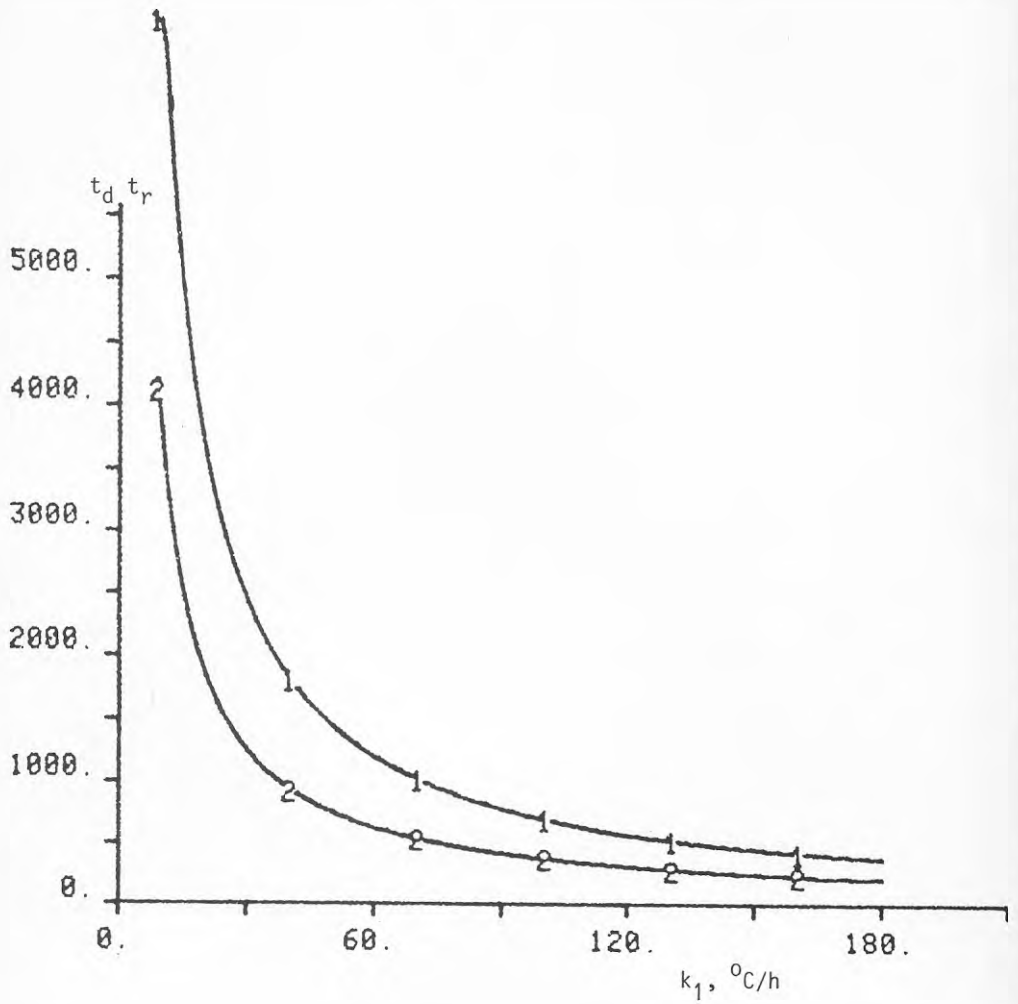


FIG.5.7 Skillnad i starttid  $t_d$  och drifttid  $t_r$  vid minimalt utbyte mellan optimal start och normal start vid rampändring av  $T_{\max}=k_1 t$   $^{\circ}\text{C}$  som funktion av  $k_1$   $^{\circ}\text{C}/\text{h}$  med  $C=4200$   $\text{J}/^{\circ}\text{C},\text{m}^2$ ,  $q=70$   $\text{W}/^{\circ}\text{C},\text{m}^2$  och  $dT_{\text{stopp}}=2$   $^{\circ}\text{C}$ .

## 6 STYRSYSTEMETS BETYDELSE FÖR INSAMLAD SOLENERGI

### Inledning

Egenskaperna för ett enkelt styrsystem för ett solkollektorsystem utvärderas i detta avsnitt. Styrsystemet startar och stoppar pumpcirkulation beroende på vissa givna temperaturskillnader. Felaktiga inställningar av dessa temperaturskillnader och felaktig mätning av kollektortemperaturen kan försämra systemets insamling av solenergi.

Temperaturgivaren i kollektorn kan beroende på placering mäta ett medelvärde mellan den verkliga kollektortemperaturen och den omgivande temperaturen. Högre instrålning än nödvändigt krävs för att starta. Detta kan medföra att för ett solvärmesystem med årstidslagring så kan det bli problem att starta i slutet av sommaren eller i början av hösten eftersom tanken har laddats upp betydligt och att solinstrålningens dygnsmaxima avtar samtidigt som hög instrålning krävs på grund av felaktig mätning av kollektortemperaturen.

Tre enkla modeller har använts för att beskriva solkollektorns dynamik. Både dränerade och odränerade system har behandlats.

Utvärdering har skett genom att beräkna driften för ett stort antal statiska fall, där inloppstemperatur, omgivningstemperatur och solinstrålning har varierats. För varje sådan beräkning så har en given uppsättning av styrsystem-parametrar, start- och stopptemperaturskillnad och felmätning av kollektortemperatur provats. Jämförelse har skett med den maximala solenergi som kan samlas in, dvs när verkningsgraden är större än noll.

Solkollektorsystem kan antingen vara ur drift, arbeta periodiskt (upprepade start och stopp) och vara i drift kontinuerligt.

### Enkla solkollektormodeller

Det odränerade systemet beskrivs av en modell betecknad med index 1, och det dränerade systemet med två modeller betecknade med index 2 och 3. De olika modellerna skiljer sig endast vid fallet med periodisk drift. Vid periodisk drift finns det fyra faser, nämligen fyllning, drift, tömning och ur drift. Faserna fyllning och tömning är givetvis inte aktuella för fallet med en odränerad kollektor.

De olika faserna kan beskrivas med tre olika typer av ekvationer nämligen statiska, linjära och olinjära differentialekvationer, vilka betecknas S, LD resp ND. Tre kombinationer med dessa ekvationer ger de tre modellerna enligt uppställningen nedan

Fas	Modell 1	Modell 2	Modell 3
1 fyllning	-	$S_1$	$ND_1$
2 i drift	$LD_1$	$LD_2$	$LD_2$
3 tömning	-	$S_3$	$ND_3$
4 ur drift	$LD_4$	$LD_4$	$LD_4$

Följande antagande gäller för de tre modellekvationerna S, LD och ND, nämligen

- 1 Kollektortemperaturen och flödets temperatur är densamma
- 2 Kollektorns utloppstemperatur är densamma som kollektor/flödestemperaturen
- 3 Flödet är lika i de tre faserna fyllning, i drift och tömning
- 4 Värmeförlusterna till omgivningen från kollektorn är proportionell mot temperaturskillnaden mellan kollektor/flöde och omgivning
- 5 Den nyttiggjorda solvärmeeffekten är proportionell mot temperaturskillnaden mellan utlopp och inlopp eller kollektor/flöde och inlopp.

Följande beteckningar används

P	solinstrålning, $W/m^2$
$T_{om}$	omgivningstemperatur, $^{\circ}C$



$T_{in}$	inloppstemperatur, °C
$T$	kollektor/flöde och utloppstemperatur, °C
$T_{start}$	kollektor/flödetemperatur, °C när pump startas
$T_{stopp}$	kollektor/flödestemperatur, °C när pump stoppas
$T_{max}$	högsta kollektor/flödestemperatur, °C när pump ur drift
$T_{min}$	lägsta kollektor/flödestemperatur, °C när pump i drift
$T_2$	kollektor/flödestemperatur, °C när fyllning klar
$T_4$	kollektor/flödestemperatur, °C när tömning klar
$T_m$	kollektor/flödestemperatur, °C mätt av styrsystemet
$t$	tid, s
$t_f$	tid fyllning, s
$t_a$	tid aktiv i drift, s
$t_t$	tid tömning, s
$t_p$	tid passiv ur drift, s
$v$	verkningsgrad

So!kollektorn beskrivs med följande parametrar

$C_m$	kollektorns värmekapacitet utan vatten, J/°C
$C_v$	kollektorvattnets värmekapacitet, J/°C
$a$	absorptionskoefficient instrålning
$k$	värmeförlust, W/°C,m <sup>2</sup>
$q$	flödets värmebärförmåga, W/°C,m <sup>2</sup>

och styrsystemet med

$c$	felmätningkoefficient
$dT_{start}$	starttemperaturskillnad, °C
$dT_{stopp}$	stopptemperaturskillnad, °C

Kollektorsystem antas vidare fyllas helt vid fyllning även om den enkla modellens temperatur skulle underskrida stoppgränsen.

Detta stämmer trots allt ganska bra med den verkliga situationen eftersom flödet först når temperaturgivaren i toppen av kollektorn när fyllningen är klar.

Det motsatta förhållandet råder när tömning sker. Här är återstart tänkbar så fort som vätskan har sjunkit undan kring kollektorngivaren. Några återstarter har inte inträffat i de gjorda beräkningarna. Detta hade annars komplicerat beräkningarna betydligt. Ett driftsfall med upprepade tömningar och fyllningar hade annars kunnat erhållas. Om vätskevolymen i rörnätet hade varit större än vätskevolymen i kollektorn, då hade solkolektorsystemet inte gett något utbyte bortsett från en regenerativ värmeväxling mellan vätskan och rörnätet.

Den statiska värmebalansen för kollektorn i drift kan med de gjorda antagandena skrivas som

$$0 = aP + k(T_{om} - T) + q(T_{in} - T) \quad (6.1)$$

Verkningsgraden  $v$  definieras som

$$v = \frac{q(T_{in} - T)}{P} \quad (6.2)$$

och med utnyttjande av (6.1) så fås

$$v = (a + k(T_{om} - T_{in})/P) / (1 + k/q) \quad (6.3)$$

Temperaturgränserna  $T_{max}$  och  $T_{min}$  beräknas som

$$T_{max} = T_{om} + aP/k \quad (6.4)$$

och

$$T_{min} = T_{in} + vP/q \quad (6.5)$$

eller med utnyttjande av (6.2) så fås

$$T_{min} = (aP + kT_{om} + qT_{in}) / (q + k) \quad (6.6)$$

Kollektor/flödestemperaturen mäts vid icke drift enligt

$$T_m = cT + (1-c)T_{om} \quad (6.7)$$

där

$$0 \leq c \leq 1$$

och vid drift utan något mätfel som

$$T_m = T \quad (6.8)$$

Start- och stoppvillkoren är

$$T_m \geq T_{in} + dT_{start} \quad (6.9)$$

och

$$T_m \leq T_{in} + dT_{stopp} \quad (6.10)$$

Motsvarande kollektor/flödestemperaturer kan beräknas med utnyttjande av (6.7), (6.9) och (6.10)

$$T_{start} = (T_{in} + dT_{start} - (1-c)T_{om})/c \quad (6.11)$$

och

$$T_{stopp} = T_{in} + dT_{stopp} \quad (6.12)$$

Kollektorsystemet är ur drift när

$$T_{start} > T_{max}$$

Kontinuerlig drift äger rum när

$$T_{start} < T_{max}$$

och

$$T_{stopp} < T_{min}$$

Driften blir periodisk när

$$T_{\text{start}} < T_{\text{max}}$$

och

$$T_{\text{stopp}} > T_{\text{min}}$$

Den periodiska driften återges i FIG.6.1 för dränerat och odränerat system.

Sambandet mellan start- och stoppdifferens kan för fallet utan felmätning anges som

$$dT_{\text{start}} = dT_{\text{stopp}}(q+k)/k \quad (6.13)$$

Detta samband kag efter omskrivning med utnyttjande av (6.11) fås att gälla även för fallet med felmätning.

$$dT_{\text{start}} = cdT_{\text{stopp}}(q+k)/k + (1-c)(T_{\text{om}} - T_{\text{in}}) \quad (6.14)$$

Uttrycket ovan visar att startdifferensen minskar med dålig mätning (minskande  $c$ -parameter) och att temperaturskillnaden mellan omgivning och inlopp också påverkar startdifferensen. En dålig mätning kan till en del kompenseras med ett lägre värde på startdifferensen.

#### Modellekvationerna $S_1$ och $S_3$

Modellekvationerna  $S_1$  och  $S_3$  för fyllning och tömning grundar sig på en enkel värmebalans som följer. Det värme som lagras i kollektorn under fyllning eller tömning är lika med den absorberade instrålningen minus värmeförlusten till omgivning och värmetransport genom strömning. Kollektor/flödestemperaturen antas variera linjärt från början till slutet av den aktuella fasen. Det ger följande samband

S<sub>1</sub> fyllning

$$(C_m + C_v)T_2 - C_m T_{\text{start}} = (aP + k(T_{\text{om}} - (T_{\text{start}} + T_2)/2) + qT_{\text{in}})t_f \quad (6.15)$$

S<sub>3</sub> tömning

$$C_m T_4 - (C_m + C_v)T_{\text{stopp}} = (aP + k(T_{\text{om}} - (T_{\text{stopp}} + T_4)/2) - q(T_{\text{stopp}} + T_4)/2)t_t \quad (6.16)$$

De två ekvationerna ovan (6.15) och (6.16) används för att beräkna temperaturerna T<sub>2</sub> resp T<sub>4</sub>.

#### Modellekvationerna LD<sub>2</sub> och LD<sub>4</sub>

Modellekvationerna LD<sub>2</sub> och LD<sub>4</sub> grundar sig på en linjär differentialekvation för hur kollektor/flödestemperaturen beskrivs vid drift och icke drift. De två differentialekvationerna beskriver den dynamiska värmebalansen. Tidsderivatan betecknas i fortsättningen på följande sätt

$$\dot{T}(t) = \frac{dT}{dt}(t)$$

LD<sub>2</sub> i drift

$$(C_m + C_v)\dot{T}_2(t) = aP + k(T_{\text{om}} - T_2(t)) + q(T_{\text{in}} - T_2(t)) \quad (6.17)$$

LD<sub>4</sub> ur drift

$$C_m \dot{T}_4(t) = aP + k(T_{\text{om}} - T_4(t)) \quad (6.18)$$

En mindre omskrivning ger

$$TC_a \dot{T}_2(t) = -T_2(t) + (aP + kT_{\text{om}} + qT_{\text{in}})/(q+k) \quad (6.19)$$

där

$$TC_a = (C_m + C_v)/(q+k) \quad (6.20)$$

och

$$TC_p \dot{T}_4(t) = -T_4(t) + T_{om} + aP/k \quad (6.21)$$

där

$$TC_p = C_m/k \quad (6.22)$$

De två differentialekvationerna (6.19) och (6.21) förenklas genom att utnyttja (6.6) resp (6.4), vilket ger

$$T_2(t) = (T_2 - T_{min}) e^{-t/TC_a + T_{min}} \quad (6.23)$$

där

$$0 \leq t \leq t_a$$

$$T_4(t) = (T_4 - T_{max}) e^{-t/TC_p + T_{max}} \quad (6.24)$$

där

$$0 \leq t \leq t_p$$

De aktiva och passiva tidsintervallen  $t_a$  resp  $t_p$  bestäms

$$T_2(0) = T_2 \quad (6.25)$$

$$T_2(t_a) = T_{stopp} \quad (6.26)$$

$$T_4(0) = T_4 \quad (6.27)$$

$$T_4(t_p) = T_{start} \quad (6.28)$$

vilket ger

$$t_a = TC_a \ln((T_2 - T_{min}) / (T_{stopp} - T_{min})) \quad (6.29)$$

och

$$t_p = TC_p \ln((T_{max} - T_4) / (T_{max} - T_{start})) \quad (6.30)$$

Modellekvationerna  $ND_1$  och  $ND_3$

---

Modellekvationerna  $ND_1$  och  $ND_3$  är olinjära differentialekvationer som beskriver fyllning och tömning av kollektorsystemet. Dessa ekvationer tar hänsyn till att kollektorns värmekapacitet förändras vid fyllning och tömning. För fyllning gäller följande värmebalans

$$\overline{(C_1(t)\dot{T}_1)} = k(T_{om} - T_1(t)) - qT_{in} + aP \quad (6.31)$$

där

$$C_1(t) = C_m + qt \quad (6.32)$$

och

$$0 \leq t \leq t_f$$

och för tömning gäller

$$\overline{(C_3(t)\dot{T}_3(t))} = k(T_{om} - T_3(t)) - qT_3(t) - aP \quad (6.33)$$

där

$$C_3(t) = C_m + C_v - qt \quad (6.34)$$

och

$$0 \leq t \leq t_t$$

För vänsterleden i (6.31) och (6.33) gäller att

$$\overline{(C_1(t)\dot{T}_1(t))} = qT_1(t) + C_1(t)\dot{T}_1(t) \quad (6.35)$$

och

$$\overline{(C_3(t)\dot{T}_3(t))} = -qT_3(t) + C_3(t)\dot{T}_3(t) \quad (6.36)$$

De ursprungliga differentialekvationerna kan nu skrivas som

$$C_1(t)\dot{T}_1(t) = aP + k(T_{om} - T_1(t)) + q(T_{in} - T_1(t)) \quad (6.37)$$

och

$$C_3(t)\dot{T}_3(t) = aP + k(T_{om} - T_3(t)) \quad (6.38)$$

De två differentialekvationerna kan ses som ett allmännare fall, nämligen

$$(a+bt)\dot{T}(t) + cT(t) = d \quad (6.39)$$

med lösningen

$$T(t) = (T(0) - d/c)(1+bt)^{-c/b} + d/c \quad (6.40)$$

och för fyllning gäller

$$b_f = q/C_m \quad (6.41)$$

$$c_f = (k+q)/C_m \quad (6.42)$$

$$d_f = (aP + kT_{om} + qT_{in})/C_m \quad (6.43)$$

och för tömning gäller

$$b_t = -q/(C_m + C_v) \quad (6.44)$$

$$c_t = k/(C_m + C_v) \quad (6.45)$$

$$d_t = (aP + kT_{om})/(C_m + C_v) \quad (6.46)$$

#### Utvärdering och slutsatser

De tre modellerna har simulerats för ett antal olika förhållanden med olika inloppstemperatur, omgivningstemperatur och instrålning. Inloppstemperaturen  $T_{in}$  har varit 20(5)80 °C. Omgivningstemperaturen  $T_{om}$  har varit 0(2)20°C. Instrålningen  $P$  har antagit värdena 100(50)800 Wh/m<sup>2</sup>. Alla de 2431 kombinationerna har provats. Kollektorsystemets utbyte har beräknats för varje fall.

Kollektorsystemet kan arbeta kontinuerligt, periodiskt eller inte alls. Den insamlade solenergin summeras och normeras med den



maximalt möjliga solenergin. Denna kvot är ett mått på utbytet. Pumpenergin försummas.

Följande data för kollektorn har använts

$$\begin{aligned} C_m &= 4200 \text{ J/}^\circ\text{C, m}^2 \\ C_v &= 4200 \text{ J/}^\circ\text{C, m}^2 \\ q &= 70 \text{ W/}^\circ\text{C, m}^2 \\ k &= 7 \text{ W/}^\circ\text{C, m}^2 \\ a &= 0.8 \end{aligned}$$

Några modellparametrar räknas lätt fram med hjälp av ovanstående data

$$\begin{aligned} t_f &= 60 \text{ s} \\ t_t &= 60 \text{ s} \\ TC_a &= 109 \text{ s} \\ TC_p &= 600 \text{ s} \end{aligned}$$

Utbytet har undersökts för de tre parametrarna  $dT_{\text{start}}$ ,  $dT_{\text{stopp}}$  och  $c$  och följande värden har använts  $dT_{\text{start}}$  5(5)25  $^\circ\text{C}$ ,  $dT_{\text{stopp}}$  1(1)3  $^\circ\text{C}$  och  $c$  0.5(0.1)1.0.

Startdifferensen  $dT_{\text{start}}$  som undviker periodisk drift måste vara större än 11, 22 och 33  $^\circ\text{C}$  om motsvarande stoppdifferens  $dT_{\text{stopp}}$  är 1, 2 resp 3  $^\circ\text{C}$  och under förutsättning att mätningen är korrekt ( $c=1.0$ ).

Simuleringar med de tre modellerna gav som resultat att skillnaden i utbyte var mindre än 1%. Modell 3 gav bäst utbyte och modell 1 sämst. Utbytet för modell 1 har ritats som funktion av startdifferensen  $dT_{\text{start}}$  och för olika stoppdifferenser  $dT_{\text{stopp}}$  och  $c$ -parametrar i FIG.6.2-4.

Följande slutsatser kan dras från kurvorna i FIG.6.2-4.

- 1 Utbytet är ganska oberoende av ändringar i  $dT_{\text{stopp}}$ . Utbytet är givetvis något högre för låga  $dT_{\text{stopp}}$  men endast vid låga  $dT_{\text{start}}$ .
- 2 Utbytet avtar med ökande  $dT_{\text{start}}$ .

- 3 Utbytet avtar betydligt med minskande c-parameter
- 4 Felmätning kan inte kompenseras helt med ett mindre  $dT_{\text{start}}$

Den sammanfattande slutsatsen blir att utbytet påverkas av felmätning av kollektortemperaturen, men ett problem är om de erhållna resultaten med de konstgjorda förhållandena kan generaliseras till att även gälla för ett verkligare fall.

En skillnad mellan gjorda beräkningar och verkligheten är att felmätningar medför att starten kräver högre instrålning än nödvändigt, men när systemet väl startat så hålls det igång. Detta innebär att när starten skett på morgonen så avbryts driften först på kvällen om inte molnigheten har minskat solinstrålningen. Beräkningar av de 2431 olika fallen har skett oberoende av varandra i tiden och sådana fall, där drift borde ha kunnat skett, faller därför bort eftersom dessa fall inte får hjälp med starten av någon förhistoria såsom är fallet under en dag.

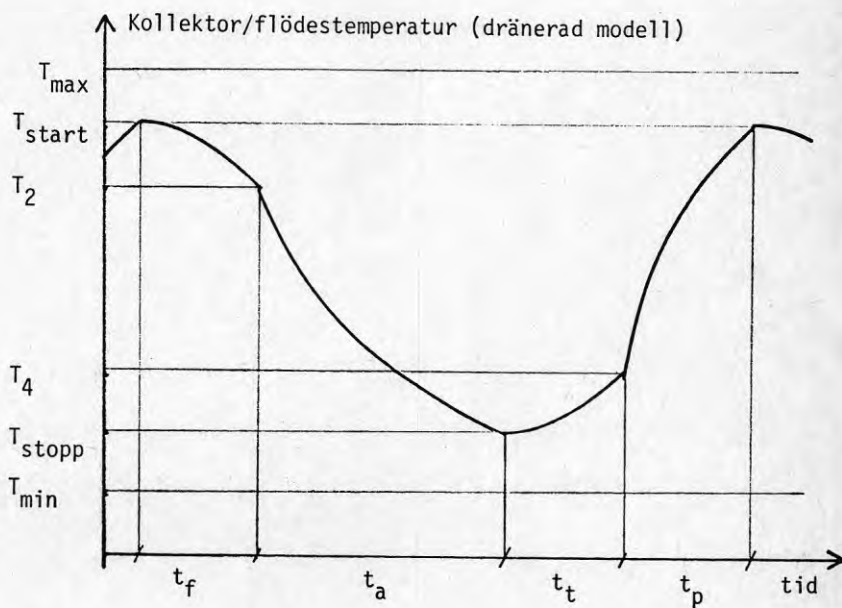
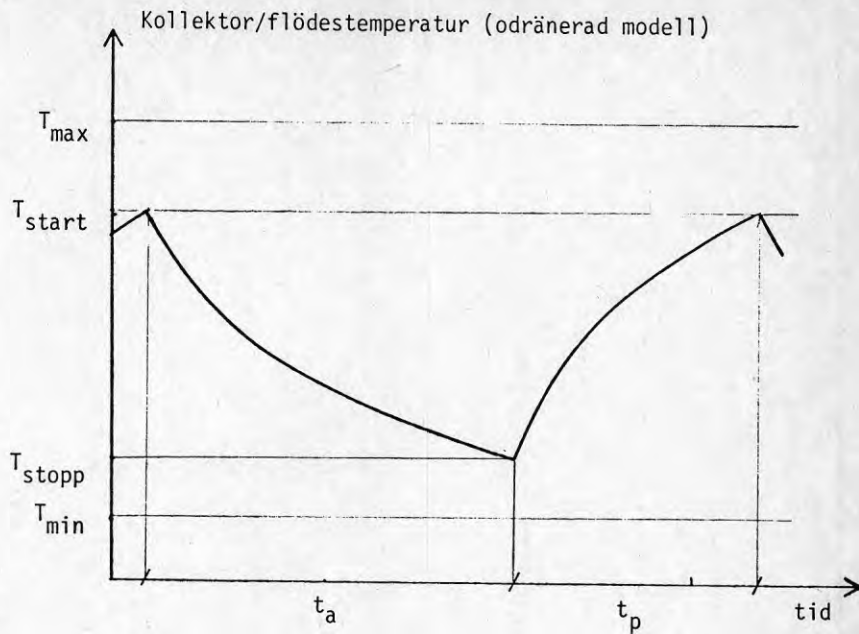


FIG.6.1 Kollektor/flödestemperatur vid periodisk drift för odränerade och dränerade kollektorsystem.

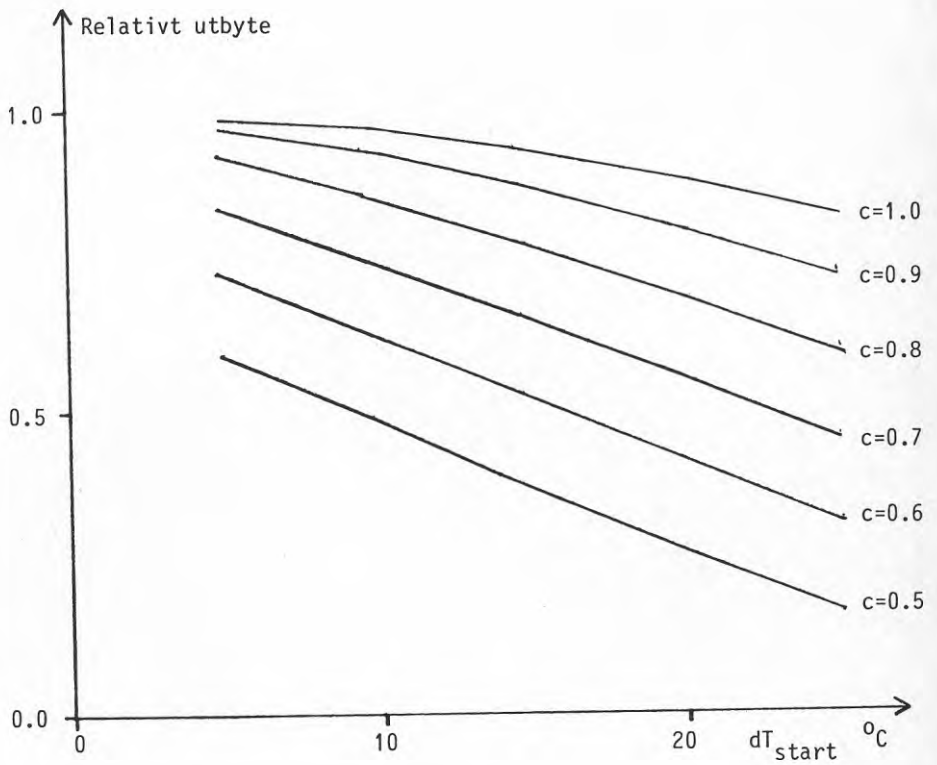


FIG.6.2 Relativt utbyte som funktion av startdifferensen  $dT_{start}$ , för olika c-parametrar 0.5(0.1)1.0,,  $dT_{stopp}=1^{\circ}C$  och modell 1 (odränerad).

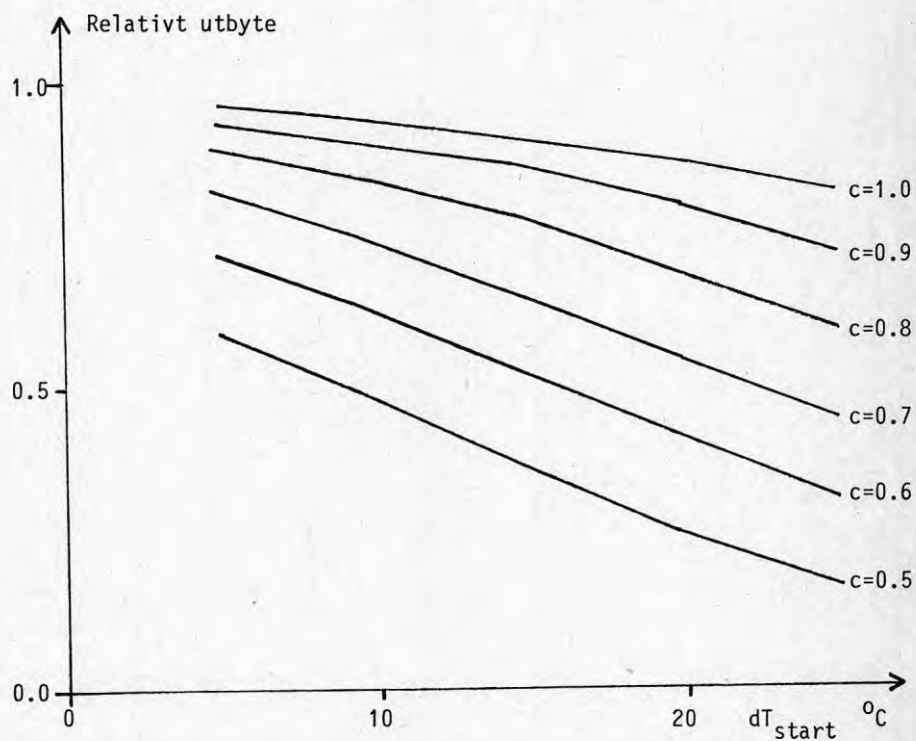


FIG.6.3 Relativt utbyte som funktion av startdifferensen  $dT_{start}$  för olika  $c$ -parametrar 0.5(0.1)1.0,  $dT_{stopp}=2^{\circ}C$  och modell 1 (odränerad).

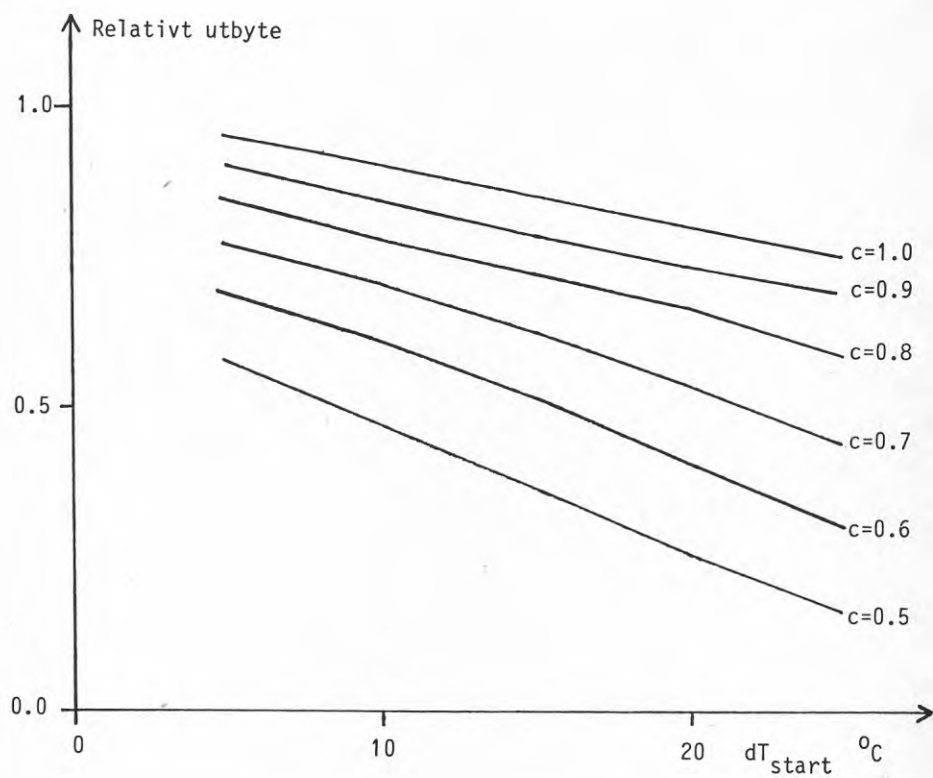


FIG.6.4 Relativt utbyte som funktion av startdifferensen  $dT_{\text{start}}$  för olika  $c$ -parametrar 0.5(0.1)1.0,  $dT_{\text{stopp}}=3$  °C och modell 1 (odränerad).

RESERAPPORT OM STYR- OCH REGLERTEKNISKA  
ERFARENHETER FRÅN SOLVÄRMETEKNIKEN I USA

Bengt Levin

## 1 FÖRORD

Rapporten ger en översikt av experimentellt inriktad styr- och reglerteknisk forskning inom solvärmatekniken

Informationen har samlats in under hösten 1982 till våren 1983, under en tidsperiod när det federala utvecklingsstödet till solvärmatekniken har skurits ner drastiskt. De forskningsinstitutioner som har valts ut har under en följd av år drivit ett eller flera forskningsprojekt. Under den senare tiden har Lawrence Berkeley Laboratories och Drexel University lagt ner sin verksamhet rörande driftsproblem inom solvärmatekniken. De saknar forskningsanslag och har i stället startat utvecklingsprojekt inom områden där det är lättare att få finansiering. Sammanställningen är gjord i USA under en tid då författaren har arbetat på Sveriges Tekniska Attachekontor i Los Angeles, Kalifornien. Ett antal forskningsinstitutioner och företag har besökts och de personer som har hjälpt till att redogöra för sin organisations verksamhet är: Dr Mashuri Warren, Lawrence Berkeley Laboratories, Berkeley, Kalifornien, Dr Peter Herczfeld, Drexel University, Philadelphia, Pennsylvania, Charles Cromer, Florida Solar Energy Center, Cape Canaveral, Florida, John Costa, Pacific Gas and Electric, San Francisco, Kalifornien och Tom Robinson, Cerritos City Hall, Cerritos, Kalifornien.

I kapitel 2 ges en inledning till solvärmatekniken i USA. Ett par större DOE projekt presenteras översiktligt i kapitel 3. De mer aktiva forskningsinstitutionernas verksamhet sammanställs i kapitel 4. I kapitel 5 beskrivs olika driftsproblem som solvärmesatsningen har gett i Kalifornien. Slutligen i kapitel 6 ges en sammanfattning av nuläget i USA.



## 2 SOLVÄRMESYSTEM I USA

### Inledning

Ett stort antal aktiva solvärmesystem finns installerade, främst i USA's solstater - Kalifornien, Florida, Arizona. Antalet installationer i dessa stater var fram till 1981 130.000, 62.000 respektive 52.000. Den övervägande delen, 75 - 80% är solfångare för uppvärmning av swimmingpooler. Därefter används systemen för uppvärmning av tappvarmvatten (1,2)

Intresset för att utnyttja solvärmens kom främst i spåren från 1973 års energikris. Federala myndigheter anslog pengar till forskning. Flera delstater stimulerade intresset för att utnyttja solenergin genom att införa subventioner. Och ett stort antal företag började tillverka solfångare eller installera solfångarsystem.

### Stöd till solvärmetekniken

Amerikanska kongressen satsade genom Department of Energy (DOE) under 70-talets senare del stora summor för forskning kring alternativa energikällor. Under början av 80-talet har anslagen skurits ned drastiskt och flera forskningsprojekt har avbrutits. Omsvängningen beror dels på att snabba forskningsresultat har uteblivit och dels på en ändrad forskningspolitik. 1983 fördelades \$ 6.65 miljoner mellan ett antal områden (3)

Utveckling av nya kollektormaterial,	1,3 milj dollar
Termisk värmelagring,	0,2
Kylning med absorptions, rankin och kylteknik,	1,4
Systemanalys och systemprovning,	1.0
Insamling av driftdata,	0,6
Effektivitetshöjande åtgärder,	0,7
Framtagning av nya provningsprocedurer,	0,6
Diverse,	0,6

I 1984 års petita är förslaget att aktiv solforskning skall bli helt utan anslag (4).

Delstaten Kalifornian har på flera sätt stimulerat utnyttjandet av aktiva och passiva solvärmeutrustningar. Nya organ som Solar Business Office (rådgivning för kommersiella projekt), Solarcal Council (information om energibesparing och förnybara energikällor) och Sunrae (information om delstatens sällagsstiftning) inrättades under 70-talet. För att underlätta informationsutbyte har ett antal installationer i industrifastigheter och bostäder utsetts till demonstrationsprojekt. De skall representera lyckade satsningar ur både ekonomisk och teknisk synvinkel.

För att ytterligare stimulera intresset ges subventioner med federala och ibland delstatliga pengar. När en solfångare installeras i ett bostadsområde ger federala myndigheter skattereduktioner med upp till 40% av kostnaden, dock högst \$ 4.000. Delstaten Kalifornian ger sedan subventioner med mellanliggande belopp upp till 55%, dock maximalt \$ 3.000. För solfångare som installeras i industribyggnader är procentsatsen 25% och maxibeloppet \$ 3.000 (6).

Bidragssystemet har främst kommit till nytta för swimmingpoolinstallationer. 1979 gavs skattereduktion för totalt 24.000 installationer, varav 16.000 var för swimmingpool-uppvärmning 4.500 för hetvattenuppvärmning i en- eller flerfamiljshus, 1.000 för luftkonditionering i en- och flerfamiljshus och 2.500 för olika mer komplexa system. För dessa installationer gav federala myndigheter \$ 8.340.000 i skattereduktion och delstatliga myndigheter \$ 32.970.000 (2).

Utöver ovan nämnda subventioner ger i flera fall privata företag sen t.ex. kraftbolagen ytterligare bidrag.

### 3 STYR & REGLERTEKNISKA FORSKNINGSPROJEKT INOM SOLVÄRME- TEKNIKEN; FINANSIERADE AV DOE

Några större insatser inom det styr- och regler tekniska området gjordes inte förrän 1977. Man hade då samlat in erfarenheter från de första testsystemen och konstaterat att ett antal driftshaverier kunde avhjälpas med bättre styrning och reglering. Projekt av större omfattning har finansierats av DOE anslag. Den privata industrins intresse att understödja universitetsforskning är stort inom utvecklingsintensiva områden. Solvärmetekniken har dock ännu inte rönt tillräckligt kommersiellt intresse för att få några större industrianslag. Större projekt som har startats med stöd av DOE är

- \* Mikroprocessorbaserade regulatorer har utvecklats av Solar Controls Corp (flödesreglering i två nivåer), Rho Sigma (för system med värmepump) och Andover Controls Corp. Honeywell har utvecklat ett "Solar Energy Management System" med 12 utgångar. Systemet kan programmeras att arbeta i 14 olika driftsfall.
- \* Drexel University har tagit fram en teoretisk modell för ett system med kollektorrörledningar och lagringstank. Modellens noggrannhet har verifierats med data insamlade av Middlebury College. Drexel har även studerat inverkan på systemets effektivitet från olika driftsproblem
- \* Lawrence Berkeley Laboratories har gjort en analytisk jämförelse mellan olika reglerstrategier. Simuleringarna är gjorda med TRANSYS.
- \* Los Alamos Solar Laboratories har utvecklat en algoritm för en adaptiv optimal regulator. Optimeringen gäller för att minimera den mängd tilläggsenergi ett komplett solvärmesystem måste använda för att klara de energiuttag en byggnad kräver.
- \* Colorado State University har byggt ett experimenthus för utnyttjande av solenergi. Man har utvecklat optimala strategier för direkta solvärmesystem och prövat deras giltig-

tegrer för direkta solvärmesystem och prövat deras giltighet i experiment.

De flesta forskningsprojekten kunde inte slutföras i planerlig omfattning med de senare årens nedskurna anslag. Två projekt var planerade men kunde inte genomföras:

- \* Reglerteknisk handbok för luftuppvärmning. Den skulle behandla för- och nackdelar med olika solvärmesystem konfigurationer och reglerstrategier.
- \* Utveckling av en regulator som själv känner av solvärmesystemets driftstillstånd och kan ge felindikering till operatören

#### 4 STÖRRE STYR & REGLERTEKNISKA FoU PROJEKT INOM SOLVÄRMETEK- NIKEN

##### Inledning

De flesta universitet som har arbetat med den aktiva solvärmetekniken, har angripit problem ur en teoretisk synvinkel. Ett par institutioner har dock genom sina projekt kommit i kontakt med drifts- och regler tekniska problem. Deras erfarenheter presenteras i detta kapitel.

##### "FLORIDA SOLAR ENERGY CENTER"

Florida Solar Energy Center är ett av de mest aktiva forskningscentra inom solvärmeområdet. Finansierade av delstaten Florida, skall deras forskning främst stödja utnyttjandet av solenergi i delstaten. Utvecklingsprojekten blir därför inriktade mot små system för tappvarmvattensuppvärmning i enfamiljshus och uppvärmning av swimmingpooler och kan t.ex. bestå i jämförandet av olika metoder för hur returvattnet från kollektorn bäst skall återföras till tanken. Totalt kan mer än 20 experiment pågå samtidigt.

Centret är indelat i fyra avdelningar

- Solar Panel Test Lab
- Research System Test Lab
- Research Photo Voltage Lab
- Research Passive Cooling Lab

Antalet konferenser och kurser i solvärmeteknik har under de sista åren blivit så stort att en speciell konferensavdelning har inrättats.

Alla kollektorer som säljs i Florida måste ha godkänts av Solar Panel Test Lab. eller på någon av de tre övriga provningsanstalterna med samma status i USA. Provingen är indelad i två faser:

Fas 1: Kollektorn fylls med vatten och får stå solbelyst i 30

dagar. Om kollektorn inte har degenererats under tiden påbörjas Fas 2

Fas 2: Kollektorn monteras i en testrigg och under 30 dagar undersöks de termiska egenskaperna. Testriggen roterar så att infallande solinstrålning alltid är vinkelrät.

De kollektorer som godkänns, ca 85-90 %, presenteras i en tabell med uppgift om tillverkningsmaterial och termiska prestanda (BTU/dag).

De projekt Research System Test Lab. arbetar med speglar områden, som är av intresse för utnyttjande av solvärme i Florida. Solfångare för en-familjshus är vanligast, både direkta system (ingen tank) och indirekta system (tank och värmeväxlare). Ett typiskt system har 0 32 m<sup>3</sup> tankvolym, 3.6 m<sup>2</sup> kollektoryta, ger 30 000 BTU/dygn motsvarande 9 kWh/dygn och arbetar på en temperaturnivå kring 50°C.

Olika driftsproblem som utvärderas är:

Frysning.

Frysning inträffar sällan, 1-2 gånger/år, ett par av de frys-skydd som används är därför enkla men ger dyrbara konsekvenser om de inte löser ut. Följande skydd är inbyggda i system, som för tillfället håller på att utvärderas:

- dränering
- återcirkulation, när vattnet i kollektorn är nära fryspunkten återcirkuleras varmt vatten från tanken
- tömning, när kollektorn är nära fryspunkten öppnas en ventil så att kollektorn töms på vatten.

Jämförelse mellan reglerstrategier/regulatorer.

Fyra system med cirkulationspump används. Kollektorerna är av olika modell, men utvalda så att skillnaderna i termiska prestanda är < 5%. Dessutom används två system med självcirkula-

tion, där tanken är placerad ovanför solfångarpanelen. För att eliminera kvarstående skillnader permuteras de olika strategierna mellan testsystemen.

För att simulera driftsförhållandena tas 280 dm<sup>3</sup> i flera omgångar ut från ett system under en dag. Temperaturerna samlas var 0.5 s och mätvärden integrerade över 15 minuter används vid utvärderingen.

De reglerstrategier som provas är (kollektortemperatur-givaren är i alla tillämpliga fall monterad på rörledningen ut från kollektorn):

Snapp switch: En snabb termostat till/från reglerar flödet. Till- och frånstegstemperaturerna är identiska, men hysteres ger en skillnad av ca 0.5°C.

ON/OFF - I: En konventionell till/från reglering med  $T_{\text{till}} = 10^{\circ}\text{C}$  och  $T_{\text{från}} = 2^{\circ}\text{C}$ .

P-Controller: En fotocell monterad på panelen ger en inbyggd proportionell reglering. Fotocellens utsignal blir ett mått på solinstrålningen. Om systemets tank är liten och förutsätts vara urladdad varje morgon kan kollektortemperatur-givaren elimineras i områden med klart väder. (11)

Mätning av kollektortemperatur.

Mätning av kollektortemperaturen är ett av de svåraste driftsproblemen. Temperaturskillnader på 2-4 °C har mätts upp mellan absorbatörplatta och utgående rör, när vatten inte har cirkulerat. I ett projekt undersöks vilka effekter som fås om givaren monteras på glasningen. Ett problem med dagens situation är att givarmonteringen kan vara svår att utföra av en lekman och att generella råd inte kan ges.

Ett annat problem i anslutning till temperaturmätningen är att detektera frysning i icke-dränerade system. En del erfarenheter visar att olika delar av kollektorn kyls olika snabbt,

mittdelen i en diagonalt matad kollektor och den bortre delen av en sidomonterad kollektor. I en testanläggning mäts kollektortemperaturen i nio punkter.

I sammanfattning är erfarenheterna av de vanligaste driftsproblemen i Florida:

- kalcium- och magnesiumavlagringar i kollektorerna
- montering av kollektorgivare
- regulatorer med otillräcklig noggrannhet, korrosion i tillledning
- givare som driver när de åldras
- dåligt utförda installationsarbeten
- ojämn flödesbalans i kollektorn.

#### "DREXEL UNIVERSITY"

Drexel är ett medelstort, privatägt universitet med ca 10 000 studenter och 3 000 lärare/forskare inom sin tekniska fakultet.

Ett forskarlag på Department of Electrical Engineering & Computer Science har genomfört ett omfattande projekt finansierat av DOE: "A study of Control Problems in Active Solar Systems". (12). Bakgrunden till projektet var att 1978 fanns ett stort antal solfångarsystem behäftade med allvarliga driftsproblem. Den reglertekniska utvecklingen hade främst inriktats mot att ta fram optimala regulatorer, samtidigt som områden, som stokastiska väderförhållanden, givarplacering och tidsfördröjningen hade försumrats. Projektet har huvudsakligen varit analytiskt inriktat och har koncentrerats kring ett simuleringsprogrampaket.

Simuleringsprogrammet körs på PDP 11/34 med färggrafik. Solfångarsystemet består av kollektor, värmeväxlare, rörledningar



och lagringstank. Det är främst avsett att användas för att undersöka start- och stopp-förloppen och ger temperaturförloppet i kollektorloopen som en funktion av tiden. Genom att ändra indata som börvärden, givarplacering och kollektorkapacitans kan systemets känslighet för parameterändringar undersökas.

Systemet beskrivs av distribuerade partiella differentialekvationer. Lagringstanken förutsätts vara stor (konstant temperatur) och övriga ingående komponenter av enkla modeller. Kollektorn är modellerad med ett tillstånd, kollektortemperaturen. Rörledningen beskrivs som en urartad kollektor och värmväxlarens modell har två tillstånd, temperaturerna på den varma och den kalla sidan. Gränsövergången mellan ingående rör och kollektor har fått modellerats separat när vattnet inte cirkulerats och kollektortemperaturen är mycket högre än rörledningstemperaturen.

Systemmodellen har verifierats med experimentella datainsamlade av Middleburg College, Physics Department. I utvärderingen lades tonvikten mot de perioder när till/från regulatorn orsakar cyklingar i systemet. Mätningar är gjorda med 20 s samplingsintervall.

I en undersökning om hur olika driftsproblem inverkar på solvärmesystemets effektivitet blev slutsatserna att till/från cyklingar främst beror på den inställda start-differensen och att bästa kollektorgivarplaceringen är inne i kollektorn 10-50 cm nedanför det övre huvudröret.

"LAWRENCE BERKELEY LABORATORIES"

Lawrence Berkeley Labs är en av få forskningsinstitutioner i Kalifornien, som har arbetat med styr- och reglertekniska aspekter inom solvärmeområdet. Solar Energy Group har tidigare arbetat under flera DOE anslag. Verksamheten är dock numera minimal, sedan DOE:s budget har skurits ner drastiskt. LBL:s arbete har huvudsakligen varit av analytisk karaktär. En solfångare installerades för den egna lokaluppvärmningen, men kom aldrig i användning i något större projekt.

LBL:s styr- & reglertekniska solforskningsprogram var ursprungligen indelat i tre delar.

- En testanläggning för att experimentellt kunna jämföra olika reglerstrategiers effektivitet under olika klimat och belastningsbetingelser.
- Teoretiska överläggningar av en kollektorloops effektivitet ur kostnadssynpunkt. Simuleringar baserade på TRANSYS.
- Tekniskt understöd åt DOE:s aktiva sol- värme/kylningsprojekt.

Testanläggningen förberedes för olika driftfall som till/från-styrning och proportionell styrning i olika systemkonfigurationer loop med by-pass cirkulation, direkt system och indirekt system. Experimenten hann dock inte slutföras. De indikationer som insamlade data och analyser gav var (9,10):

- TRANSYS beskriver en kollektorloop dåligt när kollektorn arbetar parallellt med en tilläggsenergikälla. Överensstämmelsen är däremot god när de arbetar seriellt.
- I jämförelse mellan direkta och indirekta system kunde ingen större skillnad i resultat konstateras.
- En analytisk jämförelse mellan till/från reglering och proportionell reglering gav att korrekt inställning av börvärden är av klart större betydelse i jämförelse med val av

regulator.

- En by-pass strategi är obehövlig. Under normala väderförhållanden ger ett system med till/från styrning samma resultat energimässigt. Skillanden med ett par till/från cyklingar betyder inget energimässigt.

## 5 EXEMPEL PÅ STYR & REGLERTEKNISKA DRIFTSPROBLEM INOM SOL- VÄRMETEKNIKEN

### 1 KALIFORNIEN

#### INLEDNING

Kalifornien är den stat som satsat hårdast på solenergi, både från delstatligt och privat håll. Klimatet i mellersta och södra delen av Kalifornien är gynnsamt med ett stort antal molnfria dagar och jämn väderlek. De norra delarna har däremot betydligt mer dimma och nederbörd.

Stödet har varit stort i ekonomiska termer, men utbildnings- sidan har blivit försummad både för tillverkare och köpare. Det finns ca 50 företag som tillverkar kollektorer och ca 400 modeller. Inget företag är dominerande på marknaden. Med fördelaktiga villkor för att installera solfångarsystem har seriöst arbetande företag blandats med kortvariga lycksökare. Utbildningen och produktkännedomen hos både tillverkare och installatör är därför i många fall bristfällig. Situationen för fastighetsägaren är likartad. Det är lätt att få ett solfångarsystem installerat och lätt att få hjälp med finansiering. Men information om kommande driftsproblem och utbildning i hur de skall lösas är dålig.

#### KRAFTINDUSTRINS STÖD

De två dominerande kraftföretagen Southern California Edison och Pacific Gas and Electric uppmanar aktivt sina abonnenter att ta tillvara alternativa energikällor. Det officiella skälet för solenergisatsningen är att undvika framtida investeringar i kraftgenererande anläggningar.

Southern California Edison ger stöd till installationer som innehåller passivt/aktivt utnyttjande av solenergi eller värmepumpar. Man räknar med att energibesparingsprogrammet minskar energiförbrukningen med 10.5 GWh. För en solfångaranläggning som installerats i ett en-familjshus och godkänts av SCE:s personal ger man 720 dollar i kostnadsbidrag (7).

Bara denna del, "Solar Rebate Program", beräknas ge en energibesparing på 2.9 GWh.

Programmet är nytt och någon utvärdering av verklig energibesparing har ännu inte gjorts.

#### CERRITOS STADSHUS - ETT DEMONSTRATIONSPROJEKT

Cerritos är en liten stad i Los Angeles-området. Där tog man under 70-talet ett beslut att 50% av alla bostäder skulle förses med aktiva solvärmesystem. I det stadshus man byggde 1976 integrerades både aktiv och passiv solvärmeteknik. Totalt kostade det aktiva solsystemet 88 000 dollar. En större del av installationen finansierades med anslag från DOE.

Målsättningen var att solfångarsystemet skulle förse byggnader med 95% av energibehovet för tappvarmvattenuppvärmning och 50-60% av energibehovet för luftkonditionering (både kylning och värmning). Någon uppföljning av om målen uppfyllts har aldrig gjorts. Solfångarsystemet är av konventionell typ med 227.7 MBTU eller 68 MWh i beräknad årsproduktion. Med 127 m<sup>2</sup> kollectoryta (varje kollector är 4 x 1.2 m) och 5.8 m<sup>3</sup> tankvolym fördelat mellan en lagringstank och en hetvattentank. De 128 kollectormodulerna är diagonalmatade och är uppbyggda av tio grenrör (8).

Installationen är ett av delstatens demonstrationsprojekt. Anläggningen har sedan starten varit behäftat med flera driftsproblem. Tillverkaren hjälpte Cerritos driftspersonal med igångkörningen av systemet. Men de personer, som en gång lärde sig att köra systemet, har slutat, och några andra har sedan inte arbetat upp en kompetens inom området. Det är svårt att få ny utbildningshjälp från tillverkarna. Det företag man köpte systemet av har köpts upp av ett annat företag, som inte ser sig ha något ansvar för tidigare installationer.

Även om driftsstatistik saknas ger en besiktning av systemet intrycket av att det inte är i fullgott skick. Stora delar av glasningen är t.ex. täckt av vattenkondens.

## ETT KRAFTBOLAGS ERFARENHETER AV DRIFTSPROBLEM

Pacific Gas & Electric, PG & E, är ett av Kaliforniens två största kraftbolag. Deras upptagningsområde täcker de norra och mellersta delarna av delstaten. PG & E ser gärna att deras abonnenter installerar solvärmesystem. Hittills har ca 18 500 solfångare installerats för uppvärmning av en- och flerfamiljshus, och 50-60 system har installerats för uppvärmning av industrifastigheter.

Man har under en följd av år märkt att ett antal driftsproblem återkommer i ett flertal system. Vanligaste problemen är:

\* Dålig utbildning/kompetens i branschen. Många kollektorer är dåliga konstruktioner, t.ex. utförda av personer med låg VVS-kompetens eller av VVS-tekniker, som är ovana vid låga flödes hastigheter. Även installationer har ofta visat sig vara utförda på ett bristfälligt sätt. I driften blir resultaten:

- korrosion
- kollektortankar med stillastående vatten
- problem med frysskador p.g.a. dålig dränering.

\* Problem med regulatorn. Till/från regulatorer är vanligast. Börvärden (start- och stopptemperatur) kan vara fel specificerade från tillverkaren eller felinställda av installatören. Temperaturerna kan oftast inte justeras in tillräckligt noggrant. De två vanligaste regulatorerna har följande inställningsmöjligheter (9):

- Delta - T från Heliotrope General. Startdifferens max 5°C, stoppdifferens 1.4°C, noggrannhet ej angiven.
- C - 120 från Independent Energy. Startdifferens 11°C, stoppdifferens 2.8°C, noggrannhet + 0.6°C.

\* Mätning av kollektortemperaturen. Dels kan kollektorgivaren

bli felaktigt monterad vid installationen, dels har givaren i en del fall rört sig längs rörledningen från kollektorn p.g.a. dåligt utförd montering. I ett fall fanns givaren 1 2 m från absorptorplattan.

Tilledningen till termistorn har ibland inte lötts fast. Korrosion i de tvinnade trådarna har introducerat extra resistanser, som omöjliggjort en korrekt temperaturmätning.

- \* Ojämn flädesfördelning i en kollektormodul. Felaktigt tryckfallsförhållande mellan huvudrör och grenrör medför att vätskeflädet i grenröret blir mycket olika.

Även om ett flertalsystem är behäftade med svårartade driftsproblem, är bilden splittrad. Ingen tillverkare är dominerande på marknaden och det är svårt för PG & E att utfärda generella rekommendationer till egnahemsägare. PG & E har nyligen inlett ett utvärderingsprogram för att undersöka hur mycket energi, som tas ut från 500 en-familjs solfångarsystem och 100 flerfamiljs-system. Man undersöker inte hur energin samlas in i kollektorloopen, utan mäter enbart den energi, som kan fås ut från systemet. Den mätvärdesinsamlade utrustningen kopplas in enligt figur 2. PG & E räknar med att 15-20% av utvalda system kräver injustering för att ge rimliga resultat.

## 6 SAMMANFATTNING

Antalet aktiva solvärmesystem i USA är stort. De flesta används för uppvärmning av tappvarmvatten eller swimmingpooler. Många av systemen är behäftade med svåra driftsproblem av samma typ som i Sverige. Felaktig placering av kollektor-temperaturgivaren, ojämn flödesfördelning och felaktig systemdimensionering har fått många system att fungera långt under förväntat. Sedan tillkommer en dålig utbildning av kunden och en ofta bristfällig kompetens hos installatören, vilket orsakar ytterligare problem.

Ett mindre antal forskningsinstitutioner har arbetat praktiskt med styr- & reglertekniska problem inom solvärmetekniken. De är Lawrence Berkeley Labs, Drexel University och Florida Solar Energy Center. Projekten hos de två förstnämnda har huvudsakligen varit av analytisk karaktär och finansierade av DOE. FSEC är finansierade av delstaten Florida och centrrets verksamhet är till största delen experimentell. DOE-anslagen för solvärmeteknik har skurits ner under de senaste åren och därmed verksamheten hos de universitet de finansierade.

I solstaten Kalifornien har flera olika insatser, både privata och delstatliga, gjorts för att ta till vara solenergi. Många solvärmesystem fungerar dock under förväntan. Ett par organisationer håller därför på att starta upp utvärderingsprogram för att komma tillrätta med problemen.



7 LITTERATURREFERENSER

- 1 Solar Age, Dec 1982 pp 20-23 National Sales Trends What's Up, What's Down
- 2 California Energy Commission, Staff Report
- 3 Solar Energy Intelligence Report No 6 1983
- 4 - " - No 5 1983
- 5 Catalogue of California Model Solar Projects
- 6 Energy Credits for Individuals, Department of the Treasury Internal Revenue Service, Publication 903, Nov 1981
- 7 Southern California Edison, Energy Conservation Management, Solar
- 8 Cerritos City Hall, An Energy Saver
- 9 Datablad
- 10 LBL, Controls for Solar Heating and Cooling by Mashuri Warren, Steven Schiller and Michael Wahlig
- 11 LBL, Comparison of Proportional and ON/OFF Solar Collector Loop Control Strategies Using a Dynamic Collector Model by Steven Schiller, Mashuri Warren and D.M. Auslander, Journal of Solar Energy & Engineering, Nov 1980
- 12 FSES, Sizing and Matching a Photovoltaic Circulation System with a Solar Domestic Hot Water System by Charles J. Cromer
- 13 Drexel, A Study of Control Problems in Active Solar Systems: Final Report by P.R. Herczfeld and R. Fischl, Nov 1981.



**Denna rapport hänför sig till forskningsanslag  
810093-9 från Statens råd för byggnadsforskning  
till institutionen för Byggnadskonstruktionslära,  
Lunds Tekniska Högskola, Lund.**

**R39: 1984**

**ISBN 91-540-4102-3**

**Statens råd för byggnadsforskning, Stockholm**

**Art.nr: 6704039**

**Abonnemangsgrupp:  
W. Installationer**

**Distribution:  
Svensk Byggtjänst, Box 7853  
103 99 Stockholm**

**Cirkapris: 45 kr exkl moms**