

ARKIVEXEMPLAR

**STIFTELSEN FÖR
VÄRMETEKNISK
FORSKNING**

VÄRMETEKNIK MATERIALTEKNIK VATTENKEMI

**EXPERIMENTELL UNDERSÖKNING AV
STRÖMNINGSMOTSTÅND OCH VÄRME-
ÖVERFÖRING I EN ELDSTADSTUB**

L Nilsson och L Gustafson



Arbetsrapport

Org enh
och nr

AE -

Titel och författare

ÖVERKRITISKA FÖRSÖKSÅNGPANNAN
Experimentell undersökning av strömningsmotstånd
och värmeöverföring i en eldstadstub
Uppdrag åt Stiftelsen för Värmeteknisk Forskning,
projekt 2 och 3

L Nilsson och L Gustafson

Org enh och nr

AE - RL-1485

Antal ex/Antal sid

140/79

Datum

1973-09-07

Godkänd av

C. Shandberg

Utsändes till

CF

FB

1 ex

2 ex

Sammanfattning

En experimentell undersökning avseende mätning av strömningsmotstånd (projekt 2) och värmeöverföring (projekt 3) i en instrumenterad eldstadstub i överkritiska försöks-
pannan i Studsvik har genomförts enligt AB Atomenergis
offert till SVF 1972-01-17.

Redovisningen av projekt 2 och 3 görs här i en gemensam
rapport då försöken utfördes parallellt för båda projekten. I
137 prov gjordes både tryckfalls- och väggtemperaturmät-
ningar medan enbart mätning av väggtemperaturer utfördes
i ytterligare 25 fall, som var enbart försök avseende kritisk
värmebelastning. Totalt täcktes följande parameterom-
råde:

Tryck: 150, 180, 205, 210, 220 och 240 bar
Inloppsentalpier: underkylt vatten - $x = 0.98$ (150-210 bar)
Massflödestätheter: 240-3000 kg/m².s
Panneffekt: ca 110 % av nominellt brännoljeflöde

Resultaten av tryckfallsmätningarna visar att strömnings-
motståndet i en ensidigt värmd panntub följer i stort sett
samma parametersamband, som härletts från kretsför-
sök med elektriskt, homogent uppvärmda rör. Enfasmot-
ståndet var dock något större i panntuben men visade ett
mindre Reynoldstalsberoende i området 150-210 bar än
vad som motsvarade uppmätt ytråhet hos ny tub. Vid höga
tryck 220 och 240 bar erhöles ett omvänt Re-beroende.

Ur tvåfas-mätningarna beräknades bl a tvåfas-multiplika-
tionsfaktorn, som förefaller vara mindre än motsvarande
storhet från kretsförsök. Spridningen i mätvärdena och
bristen på relevanta publicerade data gör det emellertid

COMMERCIAL

1973-09-07

vanskligt att dra några slutsatser om skillnaderna beror på sådana faktorer som ensidig kontra homogen värmebelastning.

Mätningarna av väggtemperaturer i ett antal axiella positioner längs provtuben och därur beräknade värmeövergångskoefficienter för tubens insida redovisas för olika fall; underkyld strömning, tvåfasområdet utan och med kritisk värmebelastning samt ångkylning. För att uppnå kritisk värmebelastning och den max väggtemperatur 520°C , som satts som praktisk gräns vid försöken, måste massflödestätheten minskas till ca $440 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$ vid 150 bar och till $240 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$ vid 210 bar, då kylning skedde med ånga utan vatteninblandning. Något lägre värmeövergångskoefficienter erhöles dock i tvåfasområdet.

Jämförelse med kretsförsök visar att den lokala värmeövergångskoefficienten uppmätt vid maximum för värme-flödestätheten är avsevärt mycket större för den ensidigt uppvärmda panntuben än för ett elektriskt, homogent uppvärmt rör, då kritisk värmebelastning uppnås.

1973-09-07

Innehållsförteckning

1.	Inledning	4
2.	Försöksutrustning	4
3.	Inledande prov och kalibreringar. Feluppskattningar	7
4.	Parameterområde	9
5.	Försökens genomförande	10
6.	Försöksresultat	11
6.1	Allmänt	11
6.2	Presentation av försöksresultat. Projekt 2. Strömningsmotstånd	12
6.2.1	Utvärdering	12
6.2.2	Enfastryckfall	14
6.2.3	Tvåfastryckfall	15
6.3	Presentation av försöksresultat. Projekt 3. Värmeöverföring	17
6.3.1	Utvärdering	17
6.3.2	Diskussion av försöksresultaten	19
	Nomenklatur	25
	Referenser	27
	Tabeller	29
	Figurer	30

1973-09-07

1. Inledning

Ett program för undersökningen finns ursprungligen uppgjort i ref 1. Detta program har i stort sett följts bortsett från en smärre bantning av parameterområdet som gjorts av ekonomiska skäl. Den litteraturundersökning, som planerats, har genomförts och finns redovisad i ref 2. Litteraturundersökningen ändrade ej förutsättningarna för den experimentella delen av programmet då litteraturen visade sig vara ytterst sparsam med uppgifter, tillämpliga på de föreliggande problemen.

Målsättningen för den experimentella undersökningen var följande:

- Att mäta tryckfall och värmeöverföring i en kokartub i försöksångpannan i tryckområdet 150-240 bar.
- Att påvisa eventuell inverkan av ensidig värmebelastning på tryckfall och värmeöverföring jämfört med data från krets försök, där man haft konstant värme flödestäthet runt periferin och där rörväggen oftast värmts direkt genom elektrisk motståndsuppvärmning.
- Att jämföra experimentdata med de data och beräkningsmodeller som finns i litteraturen.
- Att påvisa eventuella långtidseffekter på tryckfall och värmeöverföring p g a avlagringar av korrosionsprodukter.

Den ursprungliga tidsplanen har försenats väsentligt, främst beroende på den försenade idrifttagningen av den försöksångpanna, där mätningarna gjorts. Dessutom uppstod ytterligare uppskov av försöksstarten p g a vissa driftsstörningar bl a i pannans instrumentering.

2. Försöksutrustning

Mätningarna har utförts i den försöksångpanna för över-

1973-09-07

kritiskt tryck, som Stiftelsen för Värmeteknisk Forskning låtit uppföra i Studsvik. Pannan skall kunna producera ånga av 500°C vid tryck mellan ca 100-300 bar och har en max eldningseffekt av 6,5 MW. Automatik finns för såväl underkritisk som överkritisk drift, i det senare fallet körs pannan som genomströmningsspanna med hjälp-cirkulation. Pannan har ett U-format drag vars ena del utgöres av eldstaden och i vars andra del överhettaren är placerad. Oljebrännaren är placerad i eldstadens topp. För mer detaljerad beskrivning se (3).

Av de åtta tuber i eldstadens frontvägg, som utgjorde den sk provpanelen gjordes mätningarna på en av de två mittre, vars väggmaterial var av SIS 2218 mot i övrigt 2216. Denna tub kunde med ventiler i in- och utloppet separeras från cirkulationssystemet i övrigt och genom det arrangemang, som visas i kopplingsschemat i fig 1 kunde ånga från domen och vatten från ordinarie fördelningslådan i inloppet via en blandningsdel tillföras provtuben i proportioner motsvarande inloppsentalpier från underkylt vatten till ånghalter över 90 %. Önskat tryck inreglerades med ventilerna efter tubens utlopp, varifrån flödet dumpades till matarvattentanken. Beroende på mängden ånga i inloppet inställdes panntrycket ca 4-8 bar över önskat tryck i tuben.

Förutom de mätdata, som kunde erhållas med pannans ordinarie driftsinstrument, hade följande instrument tillkommit för provtubens separata krets (se fig 1) för mätning av följande parametrar:

Massflödet i tubens inlopp erhöles genom separat mätning av vatten och ånga före blandningsdelen med kalibrerade strypflänsar med dimensionerna $\varnothing 25.4/12.14$ resp $25.4/9.62$ mm. Differenstrycken från dessa avlästes på differenstryckmätare av typ Barton-cell med mätområdena 0-2.5 och 0-10 mvp för vattenflödet samt 0-1, 0-5 och 0-28 mvp för ångflödet.

Tryck mättes med en precisionsmanometer av fabrikat

1973-09-07

WIK A, noggrannhetsklass 0.1 %, före resp mätflänsar samt i tubens inlopp 36 mm in på värmda delen. I några fall gjordes även kontrollmätning av domtrycket varvid WIK A-manometern flyttades till den dubblerade pannmanometerns plats.

Tryckfallet i provtuben mättes över två lika långa (2.21 m) delsträckor av den 4.49 m långa värmda delen av provtuben med de differenstryckmätare av typ Barton som var gemensamma för denna mätning och för mängdmätningen av ångdelflödet. Ventilarrangemanget möjliggjorde överkoppling av olika mätuttag till resp mätorgan.

Följande temperaturmätningar gjordes, i samtliga fall med termoelement av Chromel-Alumel:

1. Temperaturen på vattnet och ångan före resp mätfläns
2. Medietemperaturen omedelbart före och efter den värmda delen av provtuben
3. Temperaturen på domvattnet i falledningen från domen
4. Temperaturen i tubväggen i åtta axiella positioner enligt fig 2. I varje position fanns två inborrade kapslade termoelement med isolerade lödställen, 0.8 mm i ytterdiameter, det ena vettande in mot eldstadens centrum, det andra diametralt motsatt på tubens "baksida". Lödställena var lokaliserade ca 1 mm från tubens ytteryta enligt fig 3.

De instrument, som användes för avläsning av termo-emk var för 1-3 enligt ovan, digitalinstrument. Temperaturen på vattnet och domtemperaturen registrerades dessutom på punktskrivare. Väggtemperaturerna registrerades på två punktskrivare, varav i ett senare skede differenskoppling gjordes mot domtemperaturen på den ena av skrivarna för att öka noggrannheten. Som säkerhet mot överskridande

1973-09-07

av övre temperaturgränsen för tubmaterialet vid prov med kritisk värmebelastning var två av termoelementen mot eldstaden närmast effektmaximum dessutom anslutna till temperaturregulatorer med direktvisande instrument, typ "ETHER", som först gav larm och vid ytterligare temperaturökning snabbstopp av pannan.

3. Inledande prov och kalibreringar. Feluppskattningar

Förberedande funktionsprov med mätutrustningen påbörjades i maj 1972. Det visade sig då att reglerventilen i utloppet, en nålventil, gav för stor strypning så att ånginblandning omöjliggjordes, och ej heller uppnåddes fullt massflöde, 3000 kg/s. Ventilen byttes ut mot en kägelventil av samma slag som den seriekopplade avstängningsventilen, efter vilket både fullt massflöde och önskad ånghalt kunde uppnås med tillfredsställande regleregenskaper.

Den egentliga provserien inleddes först i slutet av mars 1973. Efter ett antal prov noterades ökat tubtryckfall samtidigt som möjligheten till ånginblandning reducerades. Detta visade sig förorsakat av ett med tiden ökande läckage av vatten genom den stängda ventilen för ordinarie vattenflödet till provtubens inlopp. Demontage av ventilen visade att kägeln var sned, troligen p g a fabrikationsfel, vilket emellertid förvärrats vid upprepat öppnande och stängande av ventilen. Kägeln riktades, monterades och ventilen stängdes och bibehölls sedan i stängt läge under hela den följande provserien.

Höga krav ställdes på mätnoggrannheten särskilt för bestämning av de fysikaliska storheternas värden hos kylmediet vid det höga tryck 150-240 bar som proven omfattade. Då tryckmätningen efter kalibrering kunde göras inom ± 0.2 bar var det lämpligt att kalibrera temperaturmätningen för ångan, i tubens in- och utlopp samt i domen mot resp mättnadstemperaturer. Temperaturen hos vattnet före ånginblandning kalibrerades i sin tur

1973-09-07

mot domtemperaturen genom att matarvatteninsprutningen avbröts och uppskattning gjordes av kylförlusterna i cirkulationspumpen.

För ångtryck under de kritiska antogs vid utvärderingen ångans entalpi lika med mättnadsvärdet vid domtrycket, varvid domtrycket beräknades ur ångans tryck enligt de jämförelsemätningar av ång- och domtryck som gjordes med WIKA-manometern.

Väggtemperaturerna kalibrerades mot kända referens-temperaturer, som utgjordes av samtliga medietemperaturer på ena skrivaren och av temperaturen hos vattnet före inblandningen på den andra. För att öka känsligheten differenskopplades väggtermoelementen mot termoelementet för domtemperaturen på ena skrivaren, men på grund av temperaturdrift i instrumentet blev kvarvarande felet ändå relativt stort. Avbrott i ledningarna från termoelementen i översta positionen gjorde att mätvärden därifrån saknas.

De uppskattningar av maximala fel som har kunnat göras blir för resp mätstorhet efter korrigeringar för systematiska fel:

Medietemperaturer för ånga och vatten	$\pm 1^{\circ}\text{C}$
Inloppstemperatur i provtub	$\pm 0.8^{\circ}\text{C}$
Utloppstemperatur ur provtub $x < 1.0$	$\pm 1^{\circ}\text{C}$
Samtliga absoluttryck	$\pm 0.2 \text{ bar}$
Massflöde ånga och vatten 150-210 bar	$\pm 2 \%$, 220-240 bar $\pm 5 \%$
Totalt massflöde 150-210 bar	$\pm 4 \%$, 220-240 bar $\pm 10 \%$
Tryckfall i provtuben, vilka ej kan hänföras till fel i tryckuttagen, fel i totaltryckfall	$\pm 2 \%$
Fel i uppmätta väggtemperaturer	$\pm 2.5^{\circ}\text{C}$

Ur felen i in- och utloppstemperaturer kan osäkerheten i genom värmebalans beräknad totaleffekt härledas till ca $\pm 20 \%$. I, för effekten beräknat medelvärde torde dock verkliga felet bli mindre. De mätningar, som planerats med värmeflödesmätare inom projekt 1 emotses med

1973-09-07

intresse, då de sannolikt kan nedbringa osäkerheten i totaleffektens värde och därmed också felet i värmeflödestätheten.

4. Parameterområde

Eftersom mätningarna för projekt 2 och 3 oftast gjordes med samma parametrar inställda, särskiljes här ej redovisningen för de båda projekten. Väggtemperaturmätningar gjordes löpande vid varje prov medan tryckfallsmätningar utfördes utom vid de extremt små massflöden, då avsikten endast var att kartlägga den kritiska värmebelastningen.

Speciellt för undersökningen av den kritiska värmebelastningen var det önskvärt att köra pannan med full last och även med liten syrehalt i rökgaserna för att få högsta möjliga lokala värmeflödestäthet. Driftprov, redovisade av Strömberg (4) tyder på att värmeflödena i verkligheten är lägre än vad man ursprungligen räknat med på grundval av preliminära väggtemperaturmätningar. Vid föreliggande prov var oljeförbrukningen ca 10 % högre än vad Strömberg angett vid 100 % last; 550-555 l/h mot 502 l/h. Syrehalten i rökgaserna låg enligt driftsinstrumentet mellan 1.90-2.05 %. Senare kalibreringar har emellertid indikerat att instrumentet visat en lägre syrehalt än den verkliga. Ytterligare kontroll av detta måste göras. Luftmängden registrerades också och låg enligt driftinstrumentet på ca $6100 \pm 100 \text{ m}^3/\text{h}$ och var den lägsta möjliga för att undvika kraftig rök ur skorstenen.

Genom den utdragna intrimningsperioden gjordes första mätserien ej med helt färsk provtub, så som förutsatts, utan efter en drifttid av ca 600-700 timmar. Viss grad av beläggning har sannolikt hunnit bildas inuti tuberna även om inverkan härav troligen är liten efter så kort drifttid.

Proven kördes med sex olika tryck, 150, 180, 205, 210, 220 och 240 bar samt med olika inloppsentalpier från

1973-09-07

underkylt vatten till ren ånga. En översikt ges i nedanstående tabell över provpunkternas fördelning, vilken också illustreras av stolpdiagrammet i fig 4.

Tabell 1. Provpunkternas fördelning på olika tryck (bar)

$\begin{matrix} x_{in} \\ G \\ \text{kg/m}^2 \cdot \text{s} \end{matrix}$	<0	0.1	0.2	0.3	0.4	>0.5
<1000				205	150, 180	150-240
1000	150-240	150-210	150-210	150-210	150-220	150-240
1500	150-240	150-210	150-210	150, 180	150-210	205-240
2000	150-240	150-210	150-210	150, 180, 220	150-210	150, 205, 210
2500				150, 180, 210	180, 205, 220	180, 220
3000	150-240	150-210	150-210	150, 180, 210	180, 205, 220	

Tabellerna 2-10 upptar utförligare data för samtliga prov i kronologisk ordning exklusive uppmätta väggtemperaturer. Väggtemperaturerna redovisas i tabell 11-19 och diskuteras separat i kap 6. 3.

Vid försöken att nå kritisk värmebelastning minskades massflödet successivt och maximitemperaturen i tubväggen tilläts stiga till högst 520°C, vilket avlästes på det direktvisande ETHER-instrumentet. Särskilt vid låga ånghalter blev då flödena så små, att undre gränsen för mätområdet nåddes, vilket är anledningen till att så få punkter kördes med massflödestätheter under 1000 kg/m² · s.

5. Försökens genomförande

Ångpannans domtryck inställdes ca 4-8 bar högre än önskat tryck i provtuben och det högre trycket var nödvändigt bl a för att möjliggöra ånginblandning. Så långt möjligt kördes pannan med automatisk reglering och inställd på nivåreglering, vilket var möjligt även vid tryck några bar över det kritiska.

1973-09-07

Efter avstängning av provtuben från det ordinarie cirkulationssystemet kylde tuben av vatten via mätflänsen här för och önskat tryck inreglerades genom att anpassa utloppsstrykningen till inställt massflöde. Proven inleddes sedan, vid första försöksserien med 150 bars tryck, med högsta värdet på massflödestätheten, $3000 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$ och utan ånginblandning. Efter tid för stabilisering avlästes medietemperaturerna på digitalvoltmetern, resp tryck på precisionsmanometern samt differenstrycken från mätflänsarna. Därefter inkopplades provtubens två delsträckor på differenstryckmätarna och differenstrycken där noterades. Proven avslutades med kontroll av tryck och massflöde och tiden markerades på de två punktskri-
varna för temperaturregistrering. Nästa lägre värde på massflödet inställdes och proceduren upprepades. Emellånåt gjordes kontroll av driftsinstrumenten för olje-
flöde, luftflöde och syrehalt.

Vid låga massflöden noterades också maximiväggtemperaturen på de direktvisande temperaturregulatorerna.

Försöken med ånginblandning var mer tidsödande genom att samtidig inställning av önskad ånghalt och givet massflöde måste göras, vilket krävde beräkning av entalpier och tätheter ur tryck och temperatur under provens gång. På de stora derivatorna på temperaturen mediet hade i närheten av kritiska punkten, måste därför avkall på fixa värden på inloppsånghalt och massflöde göras vid trycket 220 bar, om ej tiden för inställning skulle bli opraktiskt lång.

Då i inget fall temperaturgränsen 520°C nåddes vid den lägsta förutbestämda massflödestätheten $1000 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$ ens med ren ångkylning minskades massflödet ytterligare tills temperaturgränsen uppnåddes. Minsta massflödestätheten var då $240 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$ vid 210 bar.

6. Försöksresultat

6.1 Allmänt

För att beräkna entalpiökningen längs tuben och deltryck-

1973-09-07

fallen antogs att den i provtuben upptagna effekten var konstant, 33 kW, för hela försöksserien.

Detta värde är trots den höga brännoljemängden lägre än vad som uppskattats ur givna panndata. Värdet 33 kW har erhållits dels vid värmebalansberäkningar ur in- och utloppstemperaturer vid prov utan ånginblandning samt dels genom beräkning ur väggtemperaturfördelning och radiell effektfördelning (jfr kap 6.3). Ovan antagna effekt ligger också inom vad som kan härledas ur rapporten om driftproven (4), där emellertid också anmärkningsvärt låga värmeflödestätheter noterats. Det är därför av intresse att emotse de ytterligare mätningar med värmeflödesmätare som innefattas i projekt 1.

Vid utvärderingen av försöksresultaten har de termodynamiska storheterna beräknats enligt E Schmidts ångtabell (5). Entalpi och massflöde hos inblandad ånga har beräknats med förutsättning att ångan var mättad vid det tryck som uppmättes före strypflänsen. Vid överkritiskt tryck beräknades storheterna ur uppmätt tryck och temperatur före strypflänsen.

Entalpi och massflöde för inblandat vatten beräknades genomgående ur uppmätt temperatur och tryck före strypflänsen. Totala massflödet erhöles sedan som summan av delflödena. Inloppsentalpin fås då ur:

$$h_{in} = \frac{q_r \cdot h_r + q_a \cdot h_a}{q_v + q_a} \quad (1)$$

Vid beräkning av ånghalterna användes värdet på ångbildningsvärmets vid trycket i tubens inlopp.

6.2 Presentation av försöksresultat. Projekt 2. Strömningsmotstånd

6.2.1 Utvärdering

Av de 137 tryckfallsmätningar som gjordes var 26 prov utan ånginblandning upp till 220 bar medan i övrigt ång-

1973-09-07

halterna i inloppet varierades i steg om 10 % från 10 till 40, ibland 70 % ånghalt. Vid 220 bar mättes även tryckfallet med ånga utan vatteninblandning. Vid 240 bar gjordes tryckfallsmätningar endast för punkterna med låg inloppsentalpi.

Underkylningen hos vattnet i inloppet utan ånginblandning var dock ej alltid tillräcklig för att undvika nettokokning i utloppet vid de lägsta massflödena. Trots negativ utloppsånghalt erhöles dessutom med visshet underkyld bubbelkokning trots den blygsamma yteffekten, speciellt med ökande tryck då både underkylningen och ångbildningsvärmnet minskade samtidigt.

För att separera friktionstryckfallen ur de uppmätta differensstrycken måste först det statiska trycket från de yttre mätledningarna elimineras, varvid tätheten där sattes till 1000 kg/m^3 . Friktionstryckfallet beräknades sedan enligt

$$\Delta p_f = \Delta p_{\text{tot}} - \Delta p_e - \Delta p_a \quad (2)$$

Vid beräkning av elevationstryckfallet användes aritmetiska medelvärde för tätheten i delsträckans början och slut, ρ_1 och ρ_2 . Vid de höga tryck, som var aktuella beräknades tätheten ur ånghalten, x , enligt den homogena modellen, dvs med slipförhållandet = 1. Denna förenkling har gjorts i brist på någon tillförlitlig slipekvation för de höga tryck det här gäller och då slipförhållandet minskar och går mot värdet 1 med ökande tryck speciellt vid låga ånghalter (5). Medeltätheten blir då:

$$\bar{\rho} = \frac{\rho' \cdot \rho''}{x \cdot \rho' + (1-x)\rho''}$$

och friktionstryckfallet:

$$\Delta p_f = \Delta p_{\text{tot}} - g \cdot \Delta z \cdot \frac{\bar{\rho}_1 + \bar{\rho}_2}{2} - G^2 \cdot \left(\frac{1}{\bar{\rho}_2} - \frac{1}{\bar{\rho}_1} \right) \quad (4)$$

1973-09-07

Ånghalterna i de axiella positioner, som motsvaras av tryckuttagen, beräknades ur inloppsentalpin och ur upptagna effekter, som för hela provtuben var 33 kW. Enligt preliminära mätningar av den axiella effektfördelningen uppskattades andelen av upptagen effekt till ca 29 % t o m mellersta tryckuttaget och ca 99 % t o m det övre. Enligt aktuella mätningar erhöles värdena 24 resp 99 % (fig 18).

De beräknade tryckfallen Δp_{tot} och Δp_f redovisas i tabell 2-10 för första och andra delsträckorna (DP1 och DP2 resp DPF1 och DPF2).

Dessutom har motsvarande friktionsfaktorer framräknats (F1 och F2) enligt ekvationen för enfas friktionstryckfall:

$$\Delta p_f = f \cdot \frac{G^2}{2\rho} \cdot \frac{L}{D} \quad (5)$$

I de fall inloppsånghalten till resp delsträcka legat i intervallet $0 < x < 1$ har värdet på ρ satts lika med medelvärdet av tätheten för mättat vatten vid trycken i delsträckans in- och utlopp. Kvoten $f(x_1, x_2)/f(x=0)$ motsvarar då Martinelli-Nelsons tvåfasfaktor ϕ^2 . För enfasvärdena, $f(x < 0)$, tillämpades de verkliga värdena på tätheten, dvs $\rho(p, T)$.

6.2.2 ----- Enfastryckfall

Tryckfall mättes för enfas underkyld vätska vid Reynoldstal mellan ca $2 \cdot 10^5$ - $9 \cdot 10^5$. I fig 5 visas friktionsfaktorn som funktion av Re vid olika tryck. I tryckområdet 150-210 bar kan friktionsfaktorn approximeras med

$$f = 0,035 \cdot \text{Re}^{-0,06} \pm 0,0005 \quad (6)$$

En del av spridningen uppåt kan ev förklaras av att viss underkyld kokning kunnat förekomma vid de små underkylningar som rådde. Friktionen är som väntat större än för glatt rör, för vilket enligt McAdam gäller: $f = 0,184 \cdot \text{Re}^{-0,2}$.

1973-09-07

Enligt Moody's diagram för f skulle den här uppmätta friktionsfaktorn motsvara en ytråhet $\epsilon/D \approx 0.002$ dvs i aktuellt fall ca $33 \mu\text{m}$. Ytråheten som uppmätts på färsk tub var dock endast $8-10 \mu\text{m}$, ett mycket lågt värde (se i fig 5 inlagt Pert-o-meterdiagram). Den ökade friktionen kan emellertid ha förorsakats av, förutom ev ångblåsor, även av att ytan blivit råare p g a beläggningar efter de ca 700 h tuben varit i drift. Schock (2, p 30) har påvisat att ökningen i f de första 1000 driftstimmarna är större ju mindre utgångsvärdet hos råheten är, en ökning med ca 35 % redovisas för obehandlat rör vid $Re = 1.6 \cdot 10^6$.

Vid de högsta trycken 220 och 240 bar uppvisar friktionsfaktorn ett svårförklarligt omvänt Reynoldstalsberoende samtidigt som låga värden på f erhållits. Omvänt Reberoende är annars tecken på "vågråhet" men då är också absolutvärdet större. Underskattning av tätheten kan ha bidragit delvis till ett för lågt f och kan lätt ha gjorts då 1°C fel i temperaturen kan ge 16 % ändring i tätheten vid 240 bar.

6.2.3 Tvåfastryckfall

Vid inblandning av ånga i provtuben ökade friktionstryckfallet med ökande ånghalt p g a den ökade mediehastigheten och turbulensen. Friktionsfaktorn baserad på tätheten för mättad vätska enligt tidigare definition ökar därvid på samma sätt. Approximativt får man då ånghalten gå mot 1 om man bortser från ökningen i Re , en friktionsfaktor som ökat faktorn ρ'/ρ'' .

De uppmätta värdena på friktionstryckfallen i nedre resp övre delsträckan finns tabellerade i tabell 2-10 och har uppritats som funktion av aritmetiska medelvärdet av in- och utloppsånghalten i delsträckan och med massflödestätheten som parameter (fig 6-13). Framställda på detta sätt tycks mätpunkterna ha liten spridning från den anpassade kurvskaran och reproducerbarheten syns vara

1973-09-07

god. Dock har en ej obetydlig skillnad i värdet på friktionstryckfallet erhållits mellan de två delsträckorna så att värdet i nedre delsträckan är högre, i medeltal ca 5 %, än i övre delsträckan vid samma medelånghalt. Olika förklaringar till detta kan tänkas. Ett systematiskt fel i mätningarna kan ha orsakats av brister i något av tryckuttagens utformning, då dessa måste borras och gradas utifrån med provtuben monterad. En annan förklaring kan vara förekomsten av inströmningseffekter vilka ökat med växande ånginblandning. Slipförhållandet, dvs förhållandet mellan hastigheten hos ånga och vätska, kan ha varit stort vid inströmning i provtuben för att sedan stabiliseras och minska längs tuben.

Skillnaderna mellan första och andra delsträckan blir mer påtagliga om tvåfasfaktorn enligt Martinelli-Nelsons definition studeras.

$$\phi^2 = \left(\frac{dp}{dz}\right)_{\text{TPF}} / \left(\frac{dp}{dz}\right)_0 \quad (7)$$

$(dp/dz)_0$ är därvid tryckfallsgradienten om man antar att hela flödet strömmar som mättad vätska. Här har ϕ^2 förenklat beräknats som kvoten f_{TPF}/f_0 , där f_0 framtagits ur det samband $f(\text{Re})$ som erhållits vid enfas-mätningarna. I fig 14-16 har tvåfasfaktorn vid 150, 180 och 205 bar uppritats som funktion av medelånghalten (arimetiska) i delsträckan.

Spridningen i $\phi^2(\bar{x})$ är relativt stor speciellt för övre delsträckan och små massflöden. Något massflödesberoende liknande det Becker (7) erhållit är därför svårt att peka på. Värdena för nedre delsträckan låter sig emellertid väl anpassas med en kurva, som för jämförelse inlagts i diagrammet för övre delsträckan.

Martinelli-Nelsons korrelation som också inritats i fig 14-16 ger hela tiden för höga värden på tvåfasfaktorn, i likhet med vad Becker erhållit för massflödestätheten

1973-09-07

$>1000 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$ vid 139 och 169 bar dock med den skillnaden att Becker vid dessa tryck anger en kraftig minskning i $\dot{Q}^2$ med växande massflödestäthet.

Det är ej uteslutet att de i föreliggande försök erhållna låga värdena på tvåfasfaktorn, jämfört med värden från krets försök med elektriskt motståndsuppvärmda rör, kan bero på den ensidiga värmebelastningen. Skillnaden är emellertid ej helt signifikant dels med tanke på spridningen och dels då helt jämförbara data saknas som bl a utreder massflödets inverkan.

6.3 Presentation av försöksresultat. Projekt 3. ----- Värmeöverföring -----

6.3.1 Utvärdering

Registrering av väggtemperaturerna skedde på de två punktskrivarna vid samtliga av de 162 prov som kördes. Sedan önskade parametrar inställts pågick registreringen i medeltal ca 3 min, men vid prov med kritisk värmebelastning längre så att väggtemperaturen hann stabiliseras.

Vid utvärderingen har först korrektioner gjorts för de systematiska fel som kunnat härledas vid jämförelser med de på samma skrivare inlagda referenstemperaturerna. Därefter har temperaturskillnaden mellan mätpunkten och mediets bulktemperatur i motsvarande axiella position beräknats. Bulktemperaturen har erhållits genom proportionering av mediets temperaturstegring från in- till utlopp mot den i fig '8 framtagna axiella effektfördelningen. Därvid har för prov med utloppsånghalter över 1, utloppstemperaturen i sin tur beräknats ur inloppstemperaturen och tillförd totaleffekt, sedan det visat sig att uppmätt utloppstemperatur i dessa fall varit avsevärt lägre och obetydligt över mättnadstemperaturen. En naturlig förklaring till detta är dels att man ej haft termodynamisk jämvikt och dels att viss kondensation kan ha erhållits på väg från utloppet till mätpunkten. Vid

1973-09-07

ånghalter mellan 0 och 1 var avvikelserna mellan uppmätt temperatur i in- och utlopp från mättnadstemperaturen mycket små, i regel bättre än $\pm 0.5^\circ\text{C}$. Väggtemperaturer och temperaturdifferenser efter korrektion redovisas i tabell 11-19.

För utvärderingen av värmeövergångskoefficienten, α , mellan bulk och tubväggs insida, måste den lokala värme-flödestätheten först beräknas, då någon direkt mätning av denna ej gjorts för aktuellt belastningsfall.

Den metod som här använts var att beräkna insidans värme-flödestäthet ur de vid nettokokning uppmätta temperaturdifferenserna i de fall där massflödet översteg gränsen för "dryout". Vid kokning är ju värmeövergångskoefficienten mycket stor och större delen av temperaturskillnaden beror på värmeresistiviteten $1/\lambda$ i väggmaterialet. Då spridningen i ΔT inom ett stort intervall i G och x var liten beräknades medelvärden av ΔT för trycken 150-220 bar. Värme-flödestätheten, φ_i på tubens insida, erhöles sedan ur:

$$\Delta T = \varphi_i \left[\frac{1}{\alpha_i} + \frac{D_i}{2\lambda} \cdot \ln \frac{D_{te}}{D_i} \right] \quad (8)$$

Upp till $p = 2000 \text{ psia} \approx 138 \text{ bar}$ gäller Jens-Lottes ekvation (8) för α_i med dokumenterad noggrannhet, men extrapolation till 150 bar tillåts här:

$$\Delta T_i = \frac{60(\varphi/10^6)^{0.25}}{e^{p/900}} \quad \begin{matrix} \text{(anglosaxiska} \\ \text{enheter)} \end{matrix} \quad (9)$$

För värmekonduktiviteten λ för stål SIS 2218 har som medelvärde tagits $\lambda = 35 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ vilket gäller vid ca 350°C enligt SIS normblad. Enligt fig 3 är $D_{te} = 0.0244 \pm 0.0003 \text{ m}$. Toleransen i D_{te} har stor inverkan på beräknat ΔT , här ca $\pm 3\%$. För att erhålla rimlig överensstämmelse mellan totaleffekt, axiell och azimuthal effektfördelning har det mindre värdet $D_{te} = 0.0241$ valts. Axiella fördelningen

1973-0 9-07

har erhållits ur medelvärdena av ΔT för 150-220 bar vilket givit en axiell formfaktor

$$ff_a = 1.80$$

Azimutala effektfördelningen på tubens utsida har beräknats av SMV (9), och visas i fig 17. Formfaktorn, räknat på hela omkretsen är där $ff_{ry} = 2.25$. Någon motsvarande beräkning för insidan har ej gjorts men formfaktorn bör vara lägre där p g a ledning runt periferin. Ur ovan beräknad axiell värmeflödestäthet för generatrisen riktad mot eldstadens centrum och ur totaleffekten 33 kW härleds aximultala formfaktorn på tubens insida till:

$$ff_{ri} = 2.02$$

Totala formfaktorn på insidan blir då 3.64. Ovanstående betraktelsesätt innebär givetvis en förenkling då man i verkligheten har en mer komplicerad 3-dimensionell effektfördelning där t ex azimutala fördelningen varierar dels axiellt men även radiellt. Den enligt ovan beräknade axiella fördelningen av värmeflödestätheten för tubens insida och längs generatrisen mot eldstaden visas i fig 18. Maximala värmeflödestätheten blir då:

$$\varphi_{i \max} \simeq 47 \cdot 10^4 \text{ W/m}^2$$

6.3.2 ----- Diskussion av försöksresultaten

Värmeövergången mellan kylmediet och tubväggen kan indelas i följande områden med avseende på entalpi och strömningshastighet vid underkritiskt tryck:

- a. Värmeövergång vid påtvingad konvektion till underkyld vätska utan kokning
- b. Underkyld kokning (bubbelkokning vid ytan),
 $x < 0$
- c. Bubbelkokning och fullt utvecklad kokning, $x > 0$

1973-09-07

- d. Annulärströmning med filmkokning och "dryout" vid hög ånghalt
- e. "Postdryout" och kylning med överhettad ånga

I fig 19-26 har uppmätta temperaturdifferenser, ΔT , och deras axiella förlopp uppritats för ett antal fall inom de olika områdena. Vid lägsta trycket, 150 bar, inträdde dryout eller kritisk värmebelastning tidigast och häftigast vid reducering av massflödet eller vid ökad ånginblandning. Fig 19 illustrerar hur ovannämnda områden passeras då:

- 1. Entalpin ökar medströms i tuben samtidigt som
- 2. Värmeflödestätheten ökar mot effektmaximipunkten
- 3. Inloppsånghalten ökar
- 4. Massflödet minskar

Vid försöken utan ånginblandning, dvs med bulkens temperatur under mättnadstemperaturen, erhålls större väggtemperaturdifferens än vid nettokokning, då värmeövergångskoefficienten ökar till ett maximum, vilket är i överensstämmelse med kända iakttagelser. Temperatursprånget minskar successivt då underkylningen minskar, vilket betyder att man får begynnande underkyld kokning (kurva 1-2; fig 19). Inom ett stort intervall är sedan temperaturdifferensen oberoende av ånghalt och massflöde och endast en funktion av värmeflödestätheten (kurva 3). Då ånghalten ökar ytterligare eller massflödet minskar uppträder en plötslig temperaturstegring i en punkt som rör sig motströms vid ytterligare ökning av x eller minskning av G (kurvorna 4-8). Brantheten i temperaturstegringen är emellertid störst vid ej alltför höga ånghalter, då också maximivärdet är störst. Vid höga inloppsånghalter inträder "dryout" tidigt vid låg värmeflödestäthet vilket

1973-09-07

ger en flackare kurva och p g a den med minskande medietäthet ökade hastigheten blir också temperaturtoppen lägre.

I ytterligare figurer 20-26 kan inverkan av enstaka parametrar mer renodlat studeras. Fig 20 visar temperaturförloppet då inloppsånghalten ökar vid 180 bar och konstant massflödestäthet, $G = 1000 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$. Tryckinverkan vid konstant inloppsånghalt, kan studeras i fig 21-23. Fig 24 visar medelvärden av temperaturdifferenserna inom det vida område i G och x där fullt utvecklade kokning råder. Förutsätts att effekten är konstant tycks den av Jens-Lottes ekvation givna minskningen i ΔT_i med ökande tryck kunna extrapoleras till över 200 bar.

För $G = 1000 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$ uppnåddes kritisk värmebelastning vid given inloppsånghalt först vid de högre trycken, vilket beror på det då minskande ångbildningsvärmets (fig 21-23). Maximivärdet hos temperaturdifferensen blir dock störst vid de lägre trycken.

Ett med växande tryck minskande maximivärde hos temperaturdifferensen erhöles även då ytterligare minskning av massflödet gjordes i avsikt att nå godstemperaturer över 500°C , fig 25-26. Trots att massflödet minskats, då trycket går från 150-210 bar, avtar ändock väggtemperaturdifferensen. Detta gäller även absolutvärdet av tubväggs yttertemperatur vilket framgår av fig 27.

Med den i fig 18 framräknade fördelningen av värmeflödestätheten kan värmeövergångskoefficienten mellan bulk och tubens innervägg beräknas i termoelementpositionerna med hjälp av ekvation 8. Av intresse är då främst positionen närmast effektmaximum, där också relativfelen i ΔT bör vara minst. Genom approximationen att räkna med konstant värmeflödestäthet oberoende av väggtemperaturen överskattas visserligen α_i vid höga väggtemperaturer, men detta motverkas av en samtidig minskning

1973-09-07

i värmeledningsförmågan, λ , i tubväggen. Ett annat bidrag till överskattning av α kan fås då väggtemperaturen hos provtuben ligger avsevärt över angränsande tubers temperatur och man får radiell ledning, som minskar invändiga formfaktorn.

Värmeövergångskoefficienten vid försöken utan ånginblandning visar ett omvänt massflödesberoende mot vad som förväntas vid enfas vätskekyllning enligt t ex Dittus-Boelters ekvation, som ger α proportionellt mot $Re^{0.8}$. Anledningen är sannolikt att underkylningen varit för liten och att underkyld kokning inträffat, vilket gett ett α -värde, som ökat enligt fig 28 då underkylningen minskat, vilket inträffade samtidigt som massflödet minskade.

Vid nettokokning med stora massflöden eller moderata ånghalter blev värmeövergångskoefficienten hög, $\alpha_i = 1-3 \cdot 10^5 \text{ W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$. Eftersom temperaturdifferensen $T_v - T_b$ indirekt använts vid uppskattningen av värmeflödestätheten enligt Jens-Lottes ekvation och $(T_v - T_b)$ är liten, $2-4^\circ\text{C}$, saknar det här mening att söka analysera vilket parametersamband som gäller i detta område. Den gradvisa ökning av α_i , som erhöles då trycket gick från 150 till 220 bar ligger inom felgränserna men kan också tyda på att tryckberoendet kan extrapoleras enligt Jens-Lottes samband (jfr fig 24).

I de fall då kritisk värmebelastning uppnåddes, p g a att ånghalten översteg eller massflödet understeg vissa kritiska värden erhöles drastiska minskningar i α_i till värden mellan $5 \cdot 10^4 - 4 \cdot 10^3 \text{ W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$ (150-220 bar). Kritisk värmebelastning betyder då i regel att dryout inträffat och att temperaturbilden börjar avvika väsentligt från bilden av den axiella effektfördelningen då $(T_v - T_b) > 10^\circ\text{C}$. Maximala temperaturdifferensen uppmättes i regel för termoelement nr 5, i få fall för nr 6, medan verkliga temperaturtoppen sannolikt låg någonstans däremellan. Beräknade α_i återfinns i tabell 11-19 och har uppritats som funktion av G i fig 29. Då axiella läget för maximi-

1973-09-07

temperaturen varierar är det svårt att finna något enkelt samband för α_i i en fix position. Erfarenheten från s k burnoutexperiment, där man haft axiellt varierande värmeflödestäthet, visar att det ej går att korrelera burnout-effekten enbart mot parametrarnas lokala värden utan hänsyn måste också tas till bl a inloppsvärden, geometri och effektfördelning. I en ensidigt värmd ångpannetub, där man i inloppet blandat ånga och vatten, blir graden av icke-jämvikt ännu större. Litteraturundersökningen (2) kunde ej påträffa någon helt adekvat beräkningsmodell för aktuellt fall. Ur tillkomna referenser t ex Becker (10) kan ej heller något tillämbart hämtas. I (10) ges visserligen en ekvation för beräkning av φ_{BO} i tryckområdet 100-200 bar, men gäller då för axiellt konstant värmeflödestäthet och negativ inloppsånghalt.

Jämförelser mellan föreliggande resultat och mätningar gjorda av Herkenrath et al (11) på elektriskt uppvärmda rör med 20 mm diameter och jämn effektfördelning visar att i senare fallet kritiska värmeflödet varit betydligt lägre för samma massflöde. Uppskattningar ur ref (11) av värmeövergångskoefficienten vid $\varphi = 40-50 \text{ W/cm}^2$ och $G = 700-1000 \text{ kg/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$ i området 140-210 bar visar att Herkenrath et al fått en faktor 3-5 gånger lägre värden än i föreliggande försök.

Även i jämförelse med resultat av Buzina et al (13) förefaller försöksångpannans α -värden ligga högt. Buzina et al har använt ensidig uppvärmning som åstadkommits i en speciell strålugn. Testsektionen hade måtten 1 m x 25 x 5 mm. De få data från försöket som kan utläsas ur diagram avser 210 bar och ger vid handen att större väggtemperaturtoppar uppmätts än i vårt fall, trots något lägre värmeflödestätheter. Om jämförelsen är riktig skulle den visa att prov med enstaka rör ej är tillräckliga för att demonstrera värmeövergången i panelväggstuber, där man kan ha en stabiliserande inverkan av värmeledningen till angränsande tuber. Mätningarna av väggtemperaturerna på den från eldstaden vända sidan visade att i pos 5 på

1973-09-07

tubens utsida låg temperaturen i regel $5-10^{\circ}\text{C}$ över bulktemperaturen och vid kritisk värmebelastning avsevärt högre.

Av diagrammen, fig 29 framgår, liksom av temperaturfördelningarna, att vid konstant massflöde minskar α_1 , då ånghalten ökar, och når ett minimum för ett visst värde på x för att sedan åter öka sakta då man har ren ångkylning. Ökningen i α vid stora ånghalter kan förklaras av den då ökade strömningshastigheten och den då sannolikt även förbättrade omblandningen.

Vid givet massflöde synes α_1 öka då trycket ökar från 150 till 210 bar för att minska igen vid 220 bar. Detta är i överensstämmelse med iakttagelser av Bähr (12) som förklarar detta med att strömningsbilden övergår från annulärströmning till ett område där en isolerande ångfilm vid väggen bildas vid tryck över 210 bar.

Vid 240 bar uteblev "dryout"-fenomenen och en flackare temperaturfördelning erhöles. Värmeövergångskoefficienten som visas i fig 30 är något större vid medietemperaturer under än över den pseudokritiska temperaturen. En analys av värmeövergången blir vanskelig, då Pr varierar starkt och når ett maximivärde i detta område. Lägre filmtemperatur rådde sannolikt vid den lägre inloppsentalpin vilket då bidragit till ett större Pr och α_1 .

Även med ren ångkylning erhöles ett α -värde, som varierade med trycket på samma sätt som då man hade ånga plus vatten i inloppet, se fig 31. Variationerna i α_1 med trycket vid konstant massflöde torde till stor del bero på sambandet med Prandtls tal, som vid de relativt små överhettningar det här är fråga om, är avsevärt större än 1.

1973-09-07

Nomenklatur

() = storheter i tabeller

D	m	Diameter, inre, hos provtub
f (F)	-	Friktionsfaktor i ekv 5
ff_a		Formfaktor, axiell
ff_{ry}		Formfaktor, azimuthal på tubens utsida
ff_{ri}		Formfaktor, azimuthal på tubens insida
G	$\text{kg/m}^2 \cdot \text{s}$	Massflödestäthet
g	m/s^2	Tyngdacceleration
h (H)	KJ/kg	Entalpitet
L	m	Längd mellan tryckuttagen
p (P)	bar	Tryck
q (M)	kg/s	Massflöde
T	$^{\circ}\text{C}$	Temperatur
x	-	Ånghalt
z	m	Axiell koordinat
α_i	$\text{W/m}^2 \cdot ^{\circ}\text{C}$	Värmeövergångskoefficient på tubens insida
λ	$\text{W/m}^{\circ}\text{C}$	Värmeledningsförmåga
ρ	kg/m^3	Densitet
ϕ^2	-	Tvåfas multiplikationsfaktor, ekv 7
φ	W/m^2	Värmefflödestäthet
Prefix	$\Delta(D)$	Differens -

Index

a	Acceleration
b	Bulk
Bo	Burnout, dryout
e	Elevation
f	Friktion
i	Insida tubvägg
in	Inlopp
t. e.	Termoelementposition i tubvägg
TPF	Tvåfasflöde

1973-09-07

ut	Utlopp
v (W)	Vatten
å (ST)	Ånga
'	Vatten vid mättnadstemperatur
"	Ånga vid mättnadstemperatur
1	Delsträcka 1 (nedre)
2	Delsträcka 2 (övre)

1973-09-07

Referenser

1. L RÖRGREN, O STRANDBERG
Försöksångpanna. Förslag till värmeöverförings- och tryckfallsmätningar.
AP-RL-6768. 1971-01-14.
2. L NILSSON
Litteraturundersökning avseende värmeöverföring och strömningsmotstånd i eldstadstuber.
SVF-7 (AE-RL-1389) 1972-08-30.
3. Stiftelsen för Värmeteknisk Forskning.
Teknisk beskrivning av forskningsångpanna 300 atö. AB Svenska Maskinverken.
1971-03-12 (Nn/Cs).
4. L STRÖMBERG
Driftprov forskningspanna Studsvik.
CTH. Ångteknik. 1972-07-06.
5. E SCHMIDT
Properties of water and steam in SI-units.
Springer, 1969.
6. J F MARCHATERRE, M PETRICK
The prediction of steam volume fraction in boiling systems.
Nucl Sci Eng Vol 7, No 6, 1960.
7. K M BECKER, M BODE
Measurements of pressure gradients for flow of boiling water at elevated pressures.
AE-RL-1222, 1970.
8. W H JENS, P A LOTTES
Analysis of heat transfer, burnout, pressure drop and density data for high pressure water.
ANL-4627, 1951.
9. S SVENNERBY
Beräkning av värmebelastning runt tub.
Personligt meddelande 1973-06-25.
10. K M BECKER et al
Burnout conditions for round tubes at elevated pressures.
Progr in Heat and Mass Transfer Vol 6, 1972 (55-73).
11. H HERKENRATH et al
Wärmeübertragung an Wasser bei erzwungener Strömung im Druckbereich von 140 bis 250 bar.
EUR 3658d, 1967.

1973-09-07

12. A BÄHR et al
Anomale Druckabhängigkeit der Wärmeübertragung im Zweiphasengebiet bei Annäherung an den kritischen Druck.
Brennst-Wärme-Kraft (BWK) Bd 21, Nr 12, 1969 (631-633).
13. M BUZINA et al
Versuch zur Feststellung der Wärmeübertragungsverhältnisse an einem beflussten Verdampferrohr bei einseitiger Strahlungsbeheizung.
Wärme Bd 78, Heft 1/2, 1972 (43-50).

1973-09-07

Tabeller

Tabell 1 Provpunkternas fördelning på olika tryck

Tabell Experimentdata exklusive väggtemperaturer
2-10

Tabell Uppmätta väggtemperaturer och temperatur-
11-19 differenser

1973-09-07

Figurer

- Fig 1 Principskiss av provtubens inkoppling och mätutrustning
- 2 Mätpunkternas axiella placering på provtuben
- 3 Inborrning av termoelement i tubväggen
- 4 Mätpunkternas fördelning i massflödestäthet och ånghalt vid olika tryck
- 5 Enfas friktionsfaktorn som funktion av Reynolds tal, samt ytprofil hos färskt tubmaterial
- 6-13 Friktionstryckfall som funktion av ånghalt.
p = 150-210 bar, nedre resp övre delsträckan
- 14-16 Tvåfasfriktionsfaktorn som funktion av ånghalten jämförd med Martinelli-Nelsons korrelation. p = 150-205 bar
- 17 Effektfördelningen runt periferin på provtubens utsida
- 18 Beräknad axiell effektfördelning på tubens insida och mot eldstadens centrum
- 19-26 Temperaturdifferenser termoelement-bulk mot eldstadens centrum som funktion av axiell koordinat
- 19 Inverkan av massflödet och ånghalt vid 150 bar
- 20 Inverkan av ånghalten vid $G = 1000 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$ och 180 bar
- 21 Inverkan av trycket vid $G = 1000 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$ och $x_{\text{in}} = 0.1$
- 22 Inverkan av trycket vid $G = 1000 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$ och $x_{\text{in}} = 0.2$
- 23 Inverkan av trycket vid $G = 1000 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$ och $x_{\text{in}} = 0.4$
- 24 Inverkan av trycket vid nettokokning före "dryout"

1973-09-07

- 25 Inverkan av trycket vid "dryout" vid höga ånghalter $G = 500-600 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$
- 26 Inverkan av "dryout" och ångkylning, $G = 240-440 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$
- 27 Väggtemperaturen i termoelementpositioner mot eldstadscentrum som funktion av axiell koordinat vid lägsta använda massflöden. $p = 150-240 \text{ bar}$
- 28 Beräknade α -värden s f a underkylningen vid prov utan ånginblandning
- 29 Beräknade α -värden som funktion av massflödet vid kritisk värmebelastning och olika tryck. $p = 150-220 \text{ bar}$
- 30 Beräknade α -värden vid 240 bar som funktion av massflödet vid inloppstemperatur under och över pseudokritiska temperaturer
- 31 Beräknade α -värden som funktion av massflöde och tryck vid ångkylning

SVF PROJEKT 2 OCH 3. EXPERIMENT I PROVPAKELTUB. PE150 BAR DATUM 73-04-12

TABELL 2

UPPTAGEN EFFEKT =33.0 KW

NR	PIN BAR	PUT BAR	TIN C	TUT C	MW KG/S	MST KG/S	MTOT KG/S	G KG/M2S	HIN KJ/KG	HUT KJ/KG	XIN	XUT	DP1 PA	DP2 PA	DPF1 PA	DPF2 PA	F1	F2
1	150.0	149.4	329.6	336.6	.6584	-0.0000	.6584	3006	1519.9	1570.0	-.090	-.041	29224	29126	15084	15005	.0163	.0159
2	149.6	149.1	329.8	337.6	.5443	-0.0000	.5443	2485	1519.9	1580.5	-.089	-.029	24370	24320	10272	10336	.0162	.0159
3	149.7	149.3	330.5	339.7	.4413	-0.0000	.4413	2015	1526.4	1601.1	-.083	-.008	20731	20790	6743	7026	.0161	.0163
4	150.0	149.2	342.5	341.9	.5207	.1319	.6526	2979	1753.6	1804.2	.142	.192	39423	40600	30942	30956	.0318	.0318
5	149.9	149.3	342.3	341.9	.4404	.0994	.5399	2465	1738.7	1799.8	.127	.188	29224	30303	20663	21005	.0310	.0316
6	149.9	149.4	342.0	342.1	.3626	.0790	.4416	2016	1734.4	1809.2	.123	.197	22065	23046	13625	14251	.0306	.0320
7	150.0	149.1	342.7	341.9	.4849	.1781	.6630	3027	1829.0	1878.8	.217	.266	44718	45209	37504	36644	.0373	.0365
8	149.9	149.2	342.5	341.9	.4058	.1465	.5523	2522	1825.4	1885.1	.214	.273	34029	34323	27016	26309	.0388	.0378
9	149.9	149.4	342.3	342.1	.3230	.1181	.4412	2014	1829.3	1904.1	.217	.292	24419	24517	17703	17159	.0398	.0386
10	149.9	148.9	342.7	341.7	.4143	.2301	.6444	2942	1926.7	1977.9	.314	.365	47856	46091	41774	38605	.0440	.0408
11	149.9	149.2	342.7	341.7	.3485	.1985	.5471	2498	1928.5	1988.8	.316	.376	36477	34519	30847	27571	.0451	.0404
12	150.1	149.6	342.7	342.4	.2748	.1635	.4384	2001	1943.4	2018.7	.331	.405	25723	22800	20260	16539	.0461	.0377
13	149.9	149.4	342.7	342.1	.2358	.1997	.4356	1989	2031.6	2107.4	.419	.494	25409	22114	20613	16452	.0476	.0380
14	150.1	150.1	342.5	342.4	.1853	.1184	.3037	1387	1961.2	2069.8	.348	.456	0	0	0	0	0.0000	0.0000
15	149.9	149.9	342.5	349.8	-0.0000	.2051	.2051	937	2591.5	2752.4	.975	1.135	0	0	0	0	0.0000	0.0000
16	149.9	149.9	342.0	356.5	-0.0000	.1299	.1299	593	2592.7	2846.7	.976	1.228	0	0	0	0	0.0000	0.0000
17	150.0	150.0	342.0	363.9	-0.0000	.0955	.0955	436	2591.5	2937.1	.975	1.319	0	0	0	0	0.0000	0.0000

TABELL 2

UPPTAGEN EFFEKT =33.0 KW

NR	PIN BAR	PUT BAR	TIN C	TUT C	MW KG/S	MST KG/S	MTOT KG/S	G KG/M2S	HIN KJ/KG	HUT KJ/KG	XIN	XUT	DP1 PA	DP2 PA	DPF1 PA	DPF2 PA	F1	F2
1	179.9	179.3	346.6	352.2	.6523	-0.0000	.6523	2978	1634.1	1684.7	-.128	-.063	28979	28832	15854	15688	.0161	.0156
2	179.7	179.2	347.0	353.4	.5466	-0.0000	.5466	2495	1639.8	1700.2	-.119	-.042	24320	24213	11307	11281	.0163	.0158
3	180.0	179.6	347.3	354.8	.4370	-0.0000	.4370	1995	1639.7	1715.2	-.121	-.025	20270	20192	7312	7456	.0164	.0162
4	179.8	179.4	347.3	356.2	.3313	-0.0000	.3313	1513	1639.8	1739.4	-.120	.007	17073	16946	4190	4498	.0163	.0170
5	179.8	179.5	347.3	356.7	.2174	-0.0000	.2174	992	1643.7	1795.5	-.115	.079	14671	13916	1954	2443	.0175	.0214
6	180.0	179.5	356.6	356.2	.3469	.0971	.4440	2027	1827.2	1901.5	.119	.214	21673	22369	12664	13179	.0253	.0264
7	179.7	179.1	356.3	356.0	.4297	.1158	.5455	2491	1818.4	1878.9	.109	.186	28733	29714	19345	19830	.0257	.0263
8	179.5	178.7	356.6	356.0	.5178	.1380	.6558	2994	1817.2	1867.5	.108	.172	37069	38540	27469	28106	.0253	.0259
9	179.8	179.5	356.8	356.9	.2569	.0696	.3265	1491	1826.8	1927.9	.119	.248	15789	15975	7041	7508	.0261	.0278
10	179.9	179.6	356.6	356.9	.1735	.0464	.2199	1004	1826.3	1976.4	.118	.310	12062	11376	3593	3747	.0293	.0306
11	179.8	179.6	356.3	356.5	.1524	.0668	.2191	1000	1903.4	2054.0	.217	.409	11180	10395	4145	3821	.0341	.0314
12	179.6	179.3	356.3	356.5	.2293	.0990	.3284	1499	1899.5	2000.0	.212	.340	15887	16083	8542	8728	.0313	.0320
13	179.8	179.3	356.6	356.7	.3060	.1310	.4370	1995	1896.9	1972.4	.208	.305	22241	22683	14625	14689	.0302	.0304
14	180.0	179.4	356.6	356.5	.3863	.1632	.5495	2509	1893.3	1953.4	.203	.280	31185	31479	23288	22874	.0304	.0299
15	179.9	179.0	356.8	356.2	.4627	.1980	.6607	3016	1898.3	1948.3	.210	.274	41286	41972	33274	32930	.0301	.0298
16	179.8	179.3	356.6	356.5	.2720	.1679	.4399	2008	1967.9	2043.0	.299	.395	23654	23438	17023	16283	.0347	.0332
17	179.8	179.1	356.8	356.2	.3396	.2075	.5470	2497	1967.2	2027.6	.298	.375	32362	32362	25524	24698	.0337	.0326
18	179.5	178.6	357.1	356.2	.4052	.2526	.6578	3003	1974.2	2024.4	.308	.372	43443	43542	36487	35455	.0333	.0325
19	179.5	179.2	356.6	356.7	.2001	.1258	.3259	1488	1979.0	2080.2	.314	.443	15789	14612	9518	8155	.0354	.0304
20	179.3	179.1	356.6	356.7	.1364	.0850	.2214	1011	1976.0	2125.0	.310	.500	10885	9022	4818	3177	.0389	.0256
21	179.5	178.6	357.5	356.2	.3481	.3140	.6621	3023	2052.3	2102.2	.407	.471	46189	45013	39983	37601	.0361	.0340
22	179.8	179.1	357.5	356.5	.2890	.2595	.5484	2504	2047.5	2107.7	.401	.477	33441	32362	27421	25431	.0360	.0334
23	179.8	179.3	357.3	356.7	.2305	.2065	.4370	1995	2048.7	2124.2	.402	.499	23438	22065	17641	15652	.0365	.0324
24	179.9	179.6	357.1	356.9	.1716	.1543	.3259	1488	2052.6	2153.8	.407	.536	15544	14073	9983	8217	.0371	.0305
25	180.1	179.9	357.1	356.9	.1154	.1019	.2173	992	2048.2	2200.1	.401	.596	9405	8238	4520	2950	.0377	.0246
26	179.8	179.8	356.8	356.9	.0716	.1238	.1954	892	2184.4	2353.3	.575	.791	0	0	0	0	0.0000	0.0000
27	180.0	180.0	356.8	356.9	.0487	.0971	.1458	666	2211.4	2437.7	.610	.899	0	0	0	0	0.0000	0.0000
28	179.8	179.8	356.8	365.5	-0.0000	.1262	.1262	576	2490.4	2751.9	.966	1.300	0	0	0	0	0.0000	0.0000
29	179.9	179.9	356.8	372.2	-0.0000	.0846	.0846	386	2490.4	2880.2	.966	1.464	0	0	0	0	0.0000	0.0000

UPPTAGEN EFFEKT =33.0 KW

NR	PIN BAR	PUT BAR	TIN C	TUT C	MW KG/S	MST KG/S	MTOT KG/S	G KG/M2S	HIN KJ/KG	HUT KJ/KG	XIN	XUT	DP1 PA	DP2 PA	DPF1 PA	DPF2 PA	F1	F2
1	205.1	204.5	360.6	363.1	.6600	-0.0000	.6600	3013	1748.1	1798.1	-.195	-.103	29714	29714	17691	17556	.0159	.0153
2	204.7	204.2	360.6	364.1	.5477	-0.0000	.5477	2501	1748.0	1808.2	-.190	-.079	24134	24154	12181	12206	.0159	.0154
3	204.8	204.4	360.4	364.8	.4412	-0.0000	.4412	2014	1745.4	1820.2	-.196	-.058	19809	19633	7896	7898	.0159	.0152
4	204.9	204.6	360.9	366.0	.3293	-0.0000	.3293	1503	1752.5	1852.7	-.184	.001	16181	16024	4457	4735	.0159	.0159
5	205.1	204.8	360.9	367.0	.2197	-0.0000	.2197	1003	1752.5	1902.7	-.187	.092	13680	13072	2104	2516	.0167	.0193
6	204.4	204.2	367.1	367.2	.1651	.0548	.2199	1004	1908.2	2058.3	.108	.382	11935	11082	3319	3278	.0238	.0235
7	204.9	204.6	367.5	367.4	.2488	.0806	.3294	1504	1904.0	2004.2	.096	.281	15573	15514	6558	6808	.0209	.0217
8	204.8	204.4	367.5	367.4	.3323	.1090	.4414	2015	1903.8	1978.6	.096	.234	20633	21065	11409	11742	.0202	.0208
9	204.6	204.0	367.5	367.2	.4137	.1335	.5472	2498	1902.5	1962.8	.096	.206	26851	27635	17440	17802	.0201	.0206
10	204.8	204.1	367.5	367.0	.4974	.1598	.6572	3001	1898.8	1949.0	.087	.180	34323	35304	24652	24916	.0197	.0200
11	204.9	204.7	367.5	367.4	.1462	.0731	.2194	1001	1960.3	2110.8	.200	.478	11180	10297	3479	3180	.0249	.0228
12	204.8	204.5	367.5	367.4	.2196	.1103	.3299	1506	1959.3	2059.3	.199	.383	15495	15200	7535	7351	.0239	.0233
13	204.8	204.4	367.5	367.4	.2894	.1484	.4378	1999	1960.9	2036.3	.202	.341	21084	21182	12958	12808	.0233	.0231
14	204.8	204.2	367.5	367.4	.3619	.1835	.5454	2490	1959.5	2020.0	.199	.311	28243	28586	19920	19714	.0231	.0229
15	204.8	204.0	368.0	367.2	.4373	.2207	.6580	3004	1958.0	2008.1	.196	.289	37265	37854	28743	28491	.0229	.0228
16	204.8	204.6	367.5	367.7	.1057	.1139	.2196	1002	2069.2	2219.5	.402	.679	10101	9120	3826	3110	.0274	.0223
17	204.8	204.5	367.5	367.4	.1577	.1693	.3269	1493	2067.7	2168.7	.399	.585	14739	13906	8239	7289	.0266	.0236
18	204.7	204.3	367.8	367.4	.2111	.2301	.4412	2014	2070.4	2145.2	.404	.542	21673	20918	15011	13812	.0266	.0246
19	204.8	204.2	368.0	367.4	.2589	.2873	.5462	2493	2072.7	2133.1	.408	.520	29518	28832	22700	21304	.0263	.0247
20	204.6	203.8	368.2	367.2	.3091	.3450	.6541	2986	2073.9	2124.3	.411	.503	39423	38834	32434	30878	.0262	.0250
21	204.6	204.3	367.8	367.9	.0792	.2810	.3601	1644	2207.4	2299.1	.656	.824	15985	16966	10641	11249	.0284	.0300
22	204.8	204.4	367.8	367.9	.0951	.3329	.4281	1954	2205.0	2282.1	.652	.795	20202	21280	14719	15259	.0277	.0288
23	204.8	204.6	367.8	367.7	.0464	.1780	.2244	1025	2212.3	2359.4	.666	.937	9218	9611	4138	4550	.0284	.0312
24	205.0	205.0	368.0	368.1	-0.0000	.2120	.2120	968	2320.2	2475.9	.867	1.155	0	0	0	0	0.0000	0.0000
25	204.9	204.9	367.8	368.9	-0.0000	.1216	.1216	555	2320.6	2592.0	.867	1.369	0	0	0	0	0.0000	0.0000
26	204.8	204.8	367.5	374.1	-0.0000	.0651	.0651	297	2322.4	2829.1	.869	1.804	0	0	0	0	0.0000	0.0000

UPPTAGEN EFFEKT =33.0 KW

NR	PIN BAR	PUT BAR	TIN C	TUT C	MW KG/S	MST KG/S	MTOT KG/S	G KG/M2S	HIN KJ/KG	HUT KJ/KG	XIN	XUT	DP1 PA	DP2 PA	DPF1 PA	DPF2 PA	F1	F2
1	209.8	209.5	364.2	367.2	.2215	-0.0000	.2215	1011	1783.5	1932.5	-.210	.105	13200	12484	2005	2255	.0152	.0164
2	209.7	209.4	364.9	368.9	.3272	-0.0000	.3272	1494	1789.5	1890.4	-.195	.017	15789	15573	4526	4737	.0157	.0157
3	209.7	209.3	364.7	368.1	.4394	-0.0000	.4394	2006	1787.0	1862.2	-.200	-.042	19515	19545	8111	8294	.0157	.0153
4	209.9	209.4	364.7	367.4	.5464	-0.0000	.5464	2494	1784.3	1844.7	-.210	-.082	24026	24095	12501	12542	.0158	.0152
5	209.9	209.3	364.2	366.7	.6592	-0.0000	.6592	3009	1776.0	1826.1	-.228	-.122	29655	29724	17947	17848	.0157	.0152
6	209.7	209.5	369.2	369.3	.1565	.0652	.2217	1012	1943.6	2092.5	.129	.442	11670	10885	3348	3274	.0226	.0221
7	209.8	209.5	369.2	369.3	.2293	.0972	.3265	1491	1943.5	2044.6	.128	.341	15249	15004	6673	6661	.0207	.0207
8	209.7	209.3	369.4	369.3	.3084	.1300	.4383	2001	1943.1	2018.4	.128	.286	20496	20761	11716	11830	.0202	.0205
9	209.8	209.3	369.4	369.1	.3867	.1593	.5459	2492	1936.6	1997.1	.113	.241	26674	27194	17594	17662	.0196	.0197
10	209.8	209.1	369.7	369.1	.4616	.1888	.6504	2969	1939.0	1989.8	.118	.225	34225	35010	25045	25091	.0196	.0197
11	210.0	209.8	369.4	369.6	.1387	.0850	.2237	1021	1988.0	2135.6	.220	.533	11082	10199	3480	3123	.0230	.0207
12	209.8	209.5	369.4	369.6	.2064	.1227	.3291	1503	1983.7	2084.0	.213	.424	15249	14798	7366	7015	.0225	.0215
13	209.7	209.3	369.4	369.3	.2738	.1631	.4369	1995	1986.3	2061.8	.219	.378	20780	20712	12757	12437	.0222	.0216
14	209.8	209.2	369.7	369.6	.3420	.2009	.5429	2479	1984.5	2045.3	.214	.343	27606	27772	19383	19008	.0218	.0214
15	209.7	208.9	369.9	369.3	.4199	.2430	.6629	3027	1978.9	2028.7	.203	.308	37167	37363	28683	28038	.0217	.0212
16	209.8	209.6	369.7	369.6	.1381	.1199	.2580	1178	2033.3	2161.2	.317	.587	11964	11082	4930	4286	.0245	.0214
17	209.7	209.3	369.7	369.6	.2052	.1793	.3844	1755	2035.0	2120.8	.321	.502	17858	17083	10618	9651	.0238	.0217
18	209.8	209.3	369.9	369.6	.2729	.2379	.5108	2332	2035.4	2100.0	.322	.458	26105	25713	18660	17730	.0237	.0226
19	209.7	209.0	369.7	369.3	.3412	.2959	.6371	2908	2036.0	2087.8	.323	.432	36187	35990	28551	27504	.0233	.0226
20	209.3	208.3	369.9	369.1	.4003	.3671	.7674	3504	2045.9	2088.9	.346	.435	49131	48837	41409	39945	.0234	.0227
21	209.8	209.6	369.7	369.6	.0347	.1841	.2189	999	2209.6	2360.4	.689	1.007	9316	9512	4044	4324	.0280	.0299
22	209.7	209.4	369.7	369.6	.0517	.2818	.3335	1523	2211.5	2310.4	.692	.901	14681	15612	9223	9882	.0275	.0295
23	209.8	209.4	369.9	369.8	.0677	.3722	.4399	2008	2211.6	2286.7	.694	.852	20967	22359	15326	16179	.0262	.0278
24	209.8	209.3	369.9	369.3	.0802	.4032	.4834	2207	2202.3	2270.5	.674	.818	24615	25595	18828	19174	.0267	.0273
25	209.7	209.2	369.9	369.6	-0.0000	.4054	.4054	1851	2271.6	2353.0	.819	.990	21378	22899	16188	17210	.0327	.0348
26	209.8	209.8	369.7	369.8	-0.0000	.3260	.3260	1488	2273.4	2374.6	.824	1.037	0	0	0	0	0.0000	0.0000
27	209.8	209.8	369.9	369.8	-0.0000	.2197	.2197	1003	2275.0	2425.2	.827	1.144	0	0	0	0	0.0000	0.0000
28	210.0	210.0	369.7	370.3	-0.0000	.1106	.1106	505	2275.8	2574.2	.831	1.465	0	0	0	0	0.0000	0.0000
29	209.7	209.7	369.4	374.6	-0.0000	.0525	.0525	240	2276.7	2905.3	.830	2.152	0	0	0	0	0.0000	0.0000

TABELL 5

UPPTAGEN EFFEKT =33.0 KW

NR	PIN BAR	PUT BAR	TIN C	TUT C	MW KG/S	MST KG/S	MTOT KG/S	G KG/M2S	HIN KJ/KG	HUT KJ/KG	XIN	XUT	DP1 PA	DP2 PA	DPF1 PA	DPF2 PA	F1	F2
1	219.8	219.6	371.3	372.7	.2165	-0.0000	.2165	988	1862.1	2014.5	-.493	.107	11670	10885	1492	1560	.0107	.0105
2	219.8	219.5	371.8	372.9	.3264	-0.0000	.3264	1490	1873.9	1975.0	-.447	-.049	14416	14024	4230	4194	.0132	.0121
3	219.8	219.4	372.0	372.9	.4330	-0.0000	.4330	1977	1879.6	1955.8	-.424	-.124	18633	18515	8406	8352	.0149	.0139
4	219.9	219.4	372.0	372.9	.5399	-0.0000	.5399	2465	1881.0	1942.1	-.432	-.188	23487	23546	13177	13083	.0151	.0142
5	219.8	219.2	372.3	372.9	.6554	-0.0000	.6554	2992	1881.4	1931.8	-.417	-.219	30165	30450	19763	19703	.0153	.0147
6	219.8	219.6	373.0	373.4	.1969	.0570	.2538	1159	1987.1	2117.1	-.001	.511	11768	11180	3342	3267	.0147	.0144
7	219.8	219.5	373.0	373.4	.2926	.0931	.3857	1761	1963.7	2049.2	-.093	.244	16456	16308	7505	7231	.0146	.0139
8	219.8	219.3	373.0	373.4	.3912	.1377	.5289	2415	1927.2	1989.6	-.237	.009	22977	23065	13323	13334	.0147	.0143
9	219.8	219.2	373.2	373.4	.4863	.1764	.6627	3025	1930.8	1980.6	-.222	-.026	31970	32068	22231	21854	.0156	.0147
10	219.8	219.0	373.7	373.4	.5637	.1634	.7270	3319	2016.1	2061.5	.113	.292	40109	40305	31588	30646	.0170	.0167
11	219.7	219.5	373.2	373.9	.1676	.1079	.2756	1258	2079.9	2199.7	.367	.832	11376	11376	4287	4451	.0161	.0167
12	219.8	219.4	373.5	373.6	.2573	.1640	.4212	1923	2071.3	2149.6	.331	.639	19123	19613	11674	11867	.0187	.0191
13	219.7	219.1	373.7	373.6	.3291	.2059	.5350	2443	2098.5	2160.2	.439	.678	27262	27851	19962	19899	.0199	.0200
14	219.9	219.0	373.7	373.1	.4126	.2799	.6925	3161	2093.0	2140.7	.415	.605	41678	42267	34049	33539	.0202	.0201
15	219.8	218.7	374.0	372.9	.4942	.3373	.8314	3796	2090.2	2129.9	.405	.561	55604	56192	47706	46791	.0197	.0196
16	219.9	219.7	373.0	373.9	.1128	.0909	.2037	930	2112.2	2274.2	.491	1.138	8728	8434	2150	2244	.0147	.0153
17	219.9	219.7	373.0	374.1	.1571	.1340	.2911	1329	2110.2	2223.5	.483	.936	12062	12062	5284	5337	.0176	.0179
18	219.8	219.4	373.2	373.4	.2124	.1753	.3877	1770	2124.5	2209.6	.540	.875	17358	17750	10573	10695	.0200	.0203
19	219.8	219.3	373.2	373.6	.2720	.2298	.5018	2291	2100.4	2166.2	.445	.704	24909	25399	17677	17604	.0200	.0200
20	219.7	219.0	373.7	373.6	.3173	.2753	.5926	2705	2115.3	2171.0	.504	.720	32558	33343	25327	25288	.0206	.0207
21	219.7	219.2	373.5	375.3	-0.0000	.5529	.5529	2524	1939.3	1999.0	-.179	.052	22261	22948	12754	13219	.0126	.0129
22	219.7	219.3	374.4	376.0	-0.0000	.3894	.3894	1778	2195.3	2280.0	.815	1.144	17750	18044	11619	11589	.0218	.0218
23	219.7	219.5	374.7	376.9	-0.0000	.2597	.2597	1186	2312.5	2439.5	1.270	1.763	11768	11964	6757	6757	.0155	.0140
24	219.8	219.6	374.7	379.1	-0.0000	.1714	.1714	782	2344.0	2536.5	1.404	2.162	7453	7355	2856	2883	.0141	.0124
25	220.0	219.9	374.0	385.7	-0.0000	.0835	.0835	381	2322.6	2717.6	1.343	2.944	5198	4413	766	739	.0158	.0117

SVF PROJEKT 2 OCH 3. EXPERIMENT I PROV PANELTUB. P=240 BAR DATUM 73-04-17

TABELL 7

UPPTAGEN EFFEKT =33.0 KW

NR	PIN BAR	PUT BAR	TIN C	TUT C	MW KG/S	MST KG/S	MTOT KG/S	G KG/M2S	HIN KJ/KG	HUT KJ/KG	XIN	XUT	DP1 PA	DP2 PA	DPF1 PA	DPF2 PA	F1	F2
1	239.7	239.1	379.9	379.8	.6601	-0.0000	.6601	3013	1992.1	2042.1	0.000	0.000	32068	32460	22849	22723	.0152	.0145
2	239.8	239.3	379.9	380.3	.5404	-0.0000	.5404	2467	2001.2	2062.2	0.000	0.000	24222	24419	15245	15122	.0149	.0140
3	239.9	239.5	379.9	380.7	.4172	-0.0000	.4172	1904	2020.0	2099.1	0.000	0.000	17750	17848	9159	9171	.0145	.0136
4	239.9	239.6	380.4	381.2	.3208	-0.0000	.3208	1465	2030.8	2133.7	0.000	0.000	13435	13337	5115	5179	.0133	.0124
5	239.8	239.6	380.1	381.7	.2110	-0.0000	.2110	963	2028.4	2184.8	0.000	0.000	9005	9316	1753	1773	.0105	.0093
6	239.9	239.9	383.9	386.2	-0.0000	.3544	.3544	1618	2290.7	2383.9	0.000	0.000	0	0	0	0	0.0000	0.0000
7	239.7	239.7	383.2	386.0	-0.0000	.2515	.2515	1148	2307.5	2438.7	0.000	0.000	0	0	0	0	0.0000	0.0000
8	239.7	239.7	383.0	393.8	-0.0000	.0868	.0868	396	2327.6	2708.0	0.000	0.000	0	0	0	0	0.0000	0.0000

TABELL 7

UPPTAGEN EFFEKT =33.0 KW

NR	PIN BAR	PUT BAR	TIN C	TUT C	MW KG/S	MST KG/S	MTOT KG/S	G KG/M2S	HIN KJ/KG	HUT KJ/KG	XIN	XUT	DP1 PA	DP2 PA	DPF1 PA	DPF2 PA	F1	F2
1	149.9	149.5	332.2	340.5	.4377	-0.0000	.4377	1998	1531.4	1606.8	-.078	-.004	20496	20496	6561	6789	.0158	.0159
2	150.0	149.6	332.2	341.9	.3279	-0.0000	.3279	1497	1533.1	1633.8	-.077	.023	17603	17495	3748	4243	.0161	.0178
3	149.9	149.6	332.9	342.1	.2199	-0.0000	.2199	1004	1538.0	1688.1	-.072	.077	15475	14602	1775	2515	.0167	.0235
4	149.9	149.4	342.0	342.4	.3688	.0730	.4418	2017	1711.0	1785.7	.100	.174	22163	22653	13128	13375	.0294	.0300
5	149.9	149.5	341.8	342.1	.2732	.0575	.3306	1510	1720.2	1820.0	.109	.208	16279	16671	7766	8357	.0311	.0335
6	150.1	149.8	341.8	342.4	.1772	.0369	.2141	977	1718.8	1872.9	.107	.260	12062	11278	3867	3964	.0369	.0378
7	149.9	149.7	341.8	342.4	.1195	.0985	.2180	995	2017.7	2169.1	.405	.555	10591	8140	6180	3603	.0569	.0332
8	149.8	149.5	342.0	342.1	.1780	.1487	.3267	1492	2021.0	2122.0	.408	.508	17260	14612	12633	9464	.0518	.0388
9	149.9	149.4	342.5	342.1	.3210	.1141	.4351	1986	1819.7	1895.6	.208	.283	23634	23928	16795	16489	.0388	.0382
10	149.9	149.5	341.8	342.1	.2439	.0870	.3309	1511	1811.7	1911.5	.200	.299	16867	16671	10145	9760	.0405	.0390
11	149.9	149.7	341.8	342.4	.1626	.0569	.2195	1002	1813.7	1964.1	.202	.351	11670	10395	5270	4315	.0478	.0392
12	150.0	149.5	342.5	342.1	.2430	.1956	.4386	2002	2018.1	2093.4	.405	.480	26086	22918	21192	17159	.0482	.0391
13	149.9	149.9	342.5	342.1	.2012	.2689	.4702	2146	2143.7	2213.9	.530	.600	0	0	0	0	0.0000	0.0000
14	149.9	149.9	341.5	340.9	.0912	.0969	.1882	859	2083.4	2258.8	.470	.644	0	0	0	0	0.0000	0.0000
15	149.9	149.9	341.3	341.9	.0671	.0485	.1157	528	1983.3	2268.6	.370	.654	0	0	0	0	0.0000	0.0000

UPPTAGEN EFFEKT =33.0 KW

NR	PIN BAR	PUT BAR	TIN C	TUT C	MW KG/S	MST KG/S	MTOT KG/S	G KG/M2S	HIN KJ/KG	HUT KJ/KG	XIN	XUT	DP1 PA	DP2 PA	DPF1 PA	DPF2 PA	F1	F2
1	179.6	179.2	357.1	357.2	.3498	.0877	.4375	1997	1823.7	1899.2	.116	.212	21575	21869	12531	12675	.0259	.0262
2	179.7	179.2	357.3	356.7	.2635	.1959	.4594	2098	2007.0	2078.8	.349	.441	25399	24909	19168	18044	.0359	.0338
3	179.7	179.1	357.1	356.5	.2011	.3277	.5287	2414	2167.9	2230.3	.554	.634	31577	29910	26468	23863	.0374	.0338
4	179.8	179.8	356.3	356.7	.0801	.0831	.1632	745	2074.6	2276.8	.435	.693	0	0	0	0	0.0000	0.0000
5	204.6	204.6	367.1	367.2	.2413	.0813	.3227	1473	1928.0	2030.2	.142	.330	0	0	0	0	0.0000	0.0000
6	204.9	204.5	367.5	367.4	.2060	.2330	.4391	2005	2073.1	2148.3	.409	.548	21182	20300	14544	13222	.0260	.0237
7	204.8	204.2	367.8	367.7	.0814	.4004	.4818	2199	2237.1	2305.6	.712	.838	26380	28145	21008	22086	.0313	.0329
8	204.8	204.8	367.3	367.7	.0566	.0931	.1496	683	2119.1	2339.7	.494	.901	0	0	0	0	0.0000	0.0000
9	204.9	204.9	367.3	367.7	.0513	.0383	.0895	409	2007.0	2375.6	.287	.968	0	0	0	0	0.0000	0.0000

SVF PROJEKT 2 OCH 3 KOMPLETTERING OCH KAL.EXP. P=210 BAR DATUM 73-05-16

TABELL 10

UPPTAGEN EFFEKT =33.0 Kw

NR	PIN BAR	PUT BAR	TIN C	TUT C	MW KG/S	MST KG/S	MTOT KG/S	G KG/M2S	HIN KJ/KG	HUT KJ/KG	XIN	XUT	DP1 PA	DP2 PA	DPF1 PA	DPF2 PA	F1	F2
1	209.9	209.6	369.4	369.3	.2378	.0990	.3367	1537	1937.2	2035.2	.113	.321	15985	15887	7258	7378	.0212	.0216
2	209.7	209.5	369.4	369.6	.1016	.1225	.2240	1023	2075.3	2222.6	.406	.716	10101	9316	3640	3134	.0240	.0207
3	209.7	209.4	369.4	369.6	.1481	.1816	.3297	1505	2077.9	2177.9	.411	.622	14416	13827	7781	7092	.0237	.0217
4	209.8	209.4	369.7	369.6	.1966	.2433	.4399	2008	2079.6	2154.6	.415	.573	20712	20025	13906	12808	.0238	.0220

TABELL 10

UPPMÄTTA VÄGGTEMPERATURER (TTE) OCH TEMPERATURDIFFERENSER TERMOELEMENT-BULK (DTTE) I TERMOELEMENTPOSITIONER

SVF PROJEKT 2 OCH 3. EXPERIMENT I PROVPANELTUB. P=150 BAR DATUM 73-04-12

PROV/ NR	POS.	1I	2I	3I	4I	5I	6I	7I	1U	2U	3U	4U	5U	6U	7U	ALPHA(5I) *E-4
1	TTE	339.4	354.4	376.1	383.2	393.0	389.3	385.2	327.9	331.3	337.6	340.7	341.4	343.2	343.9	3.1
	DTTE	9.7	23.8	42.5	48.2	56.4	50.9	45.1	-1.8	0.7	4.0	5.7	4.8	4.8	3.8	
2	TTE	339.7	352.2	373.4	378.9	388.1	382.4	379.1	327.8	330.7	335.7	339.2	339.2	340.2	341.7	3.7
	DTTE	9.8	21.8	41.0	45.7	53.9	47.0	42.6	-2.1	0.3	3.3	6.0	5.0	4.8	5.2	
3	TTE	339.9	353.9	374.0	378.7	387.9	380.2	379.2	326.9	329.9	336.4	339.4	339.4	341.9	342.4	4.2
	DTTE	9.3	22.7	40.5	44.2	52.2	43.1	40.8	-3.7	-1.3	2.9	4.9	3.7	4.8	4.0	
4	TTE	345.9	355.0	372.8	378.7	388.1	382.5	379.1	335.9	339.5	344.0	345.9	345.5	346.4	345.5	9.3
	DTTE	3.8	12.9	30.8	36.8	46.2	40.7	37.3	-6.2	-2.6	2.0	4.0	3.6	4.6	3.7	
5	TTE	346.2	356.3	373.2	379.6	388.7	383.6	380.0	336.2	339.8	344.8	346.7	346.3	347.2	346.3	8.3
	DTTE	4.1	14.2	31.2	37.7	46.8	41.8	38.2	-5.9	-2.3	2.8	4.8	4.4	5.4	4.5	
6	TTE	345.8	356.5	373.8	379.5	388.1	383.8	380.1	335.9	339.0	343.5	346.0	345.5	346.5	346.0	9.3
	DTTE	3.7	14.4	31.8	37.5	46.2	41.9	38.3	-6.2	-3.1	1.5	4.0	3.6	4.6	4.2	
7	TTE	346.4	357.0	370.8	376.8	386.8	381.7	378.1	337.4	339.0	344.0	347.0	346.0	346.9	346.5	12.1
	DTTE	4.3	14.9	28.9	34.9	45.0	40.0	36.4	-3.7	-3.1	2.1	5.1	4.2	5.2	4.8	
8	TTE	346.7	356.8	371.1	377.5	387.1	382.0	378.1	337.7	340.3	344.4	347.3	346.9	347.3	346.9	11.6
	DTTE	4.6	14.7	29.1	35.6	45.2	40.2	36.3	-4.4	-1.8	2.4	5.4	5.0	5.5	5.1	
9	TTE	346.7	356.3	370.8	377.5	387.1	382.8	378.3	337.2	339.3	343.9	346.9	346.4	347.4	347.0	11.6
	DTTE	4.6	14.2	28.8	35.5	45.2	40.9	36.5	-4.9	-2.8	1.9	4.9	4.5	5.5	5.2	
10	TTE	346.2	357.3	373.7	379.3	388.3	383.6	378.2	337.2	339.3	343.8	346.8	346.3	346.7	346.3	8.8
	DTTE	4.1	15.2	31.8	37.4	46.5	41.9	36.5	-4.9	-2.8	1.9	4.9	4.5	5.0	4.6	
11	TTE	345.5	356.1	372.7	378.6	387.4	382.7	378.7	336.0	338.6	342.7	345.6	345.2	346.1	345.2	10.8
	DTTE	3.4	14.0	30.7	36.7	45.5	40.9	36.9	-6.1	-3.5	0.7	3.7	3.3	4.3	3.4	
12	TTE	0.0	0.0	377.0	379.0	388.0	383.0	378.9	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	9.6
	DTTE	0.0	0.0	35.0	37.0	46.0	41.0	37.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	
13	TTE	0.0	0.0	376.0	379.0	386.9	389.9	390.8	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	12.1
	DTTE	0.0	0.0	34.0	37.0	45.0	48.0	49.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	
14	TTE	346.1	356.7	372.9	377.7	408.6	425.3	422.0	337.1	338.2	342.7	346.2	346.1	347.2	346.6	1.8
	DTTE	4.0	14.6	30.9	35.7	66.7	83.4	80.2	-5.0	-3.9	0.7	4.2	4.2	5.3	4.8	
15	TTE	349.2	366.7	399.3	416.3	436.0	436.2	431.4	335.7	337.2	344.4	348.9	350.3	352.5	353.5	1.0
	DTTE	7.1	24.6	54.1	69.1	86.4	83.9	76.6	-6.4	-4.9	-0.8	1.7	0.7	0.2	-1.3	
16	TTE	355.4	376.0	418.4	440.6	469.9	469.9	471.8	335.9	337.5	347.8	354.5	357.3	362.3	362.9	1.0
	DTTE	13.3	33.9	68.5	87.0	112.0	107.0	104.3	-6.2	-4.6	-2.1	0.9	-0.6	-0.6	-4.6	
17	TTE	354.1	382.0	437.0	467.7	502.9	502.7	511.0	336.1	338.5	351.0	361.2	367.4	374.7	376.5	0.72
	DTTE	12.0	39.5	81.5	106.5	135.0	127.0	128.0	-6.0	-4.0	-4.5	0.0	-0.5	-1.0	-6.5	

UPPMÄTTA VÄGGTEMPERATURER (TTE) OCH TEMPERATURDIFFERENSER TERMOELEMENT-BULK (DTTE) I TERMOELEMENTPOSITIONER
SVF PROJEKT 2 OCH 3. EXPERIMENT I PROVPAANELTUB. P=180 BAR DATUM 73-04-12

PROV/ POS. NR		1I	2I	3I	4I	5I	6I	7I	1U	2U	3U	4U	5U	6U	7U	ALPHA(51) *E-4
1	TTE	355.2	371.2	388.6	395.1	405.6	400.2	398.1	347.2	348.2	351.2	352.7	354.2	355.7	356.2	3.2
	DTTE	8.5	24.2	40.2	46.0	55.8	49.6	46.7	0.5	1.2	2.8	3.6	4.4	5.1	4.8	
2	TTE	355.7	370.7	388.6	395.9	404.9	400.1	398.1	346.3	346.7	351.2	355.2	355.2	356.2	356.7	3.6
	DTTE	8.6	23.2	39.5	46.1	54.3	48.5	45.6	-0.8	-0.8	2.1	5.4	4.6	4.6	4.2	
3	TTE	355.1	370.6	388.3	395.6	405.3	399.3	396.8	343.1	345.6	350.6	355.1	355.1	357.6	356.5	3.7
	DTTE	7.7	22.7	38.5	45.0	53.7	46.6	43.1	-4.3	-2.3	0.8	4.5	3.5	4.9	2.8	
4	TTE	356.2	371.8	387.8	394.8	405.4	399.5	397.5	343.2	346.2	351.8	356.4	356.5	359.1	358.6	4.1
	DTTE	8.8	23.7	37.4	43.4	52.7	45.4	42.1	-4.2	-1.9	1.4	5.0	3.8	5.0	3.2	
5	TTE	356.5	371.0	386.5	393.5	403.9	397.9	395.7	343.0	345.5	352.9	356.4	356.8	357.4	357.4	7.3
	DTTE	9.0	22.4	34.0	39.2	47.6	41.2	39.0	-4.5	-3.1	0.4	2.1	0.5	0.7	0.7	
6	TTE	360.5	371.5	387.5	393.8	404.0	397.8	395.5	352.5	353.0	357.5	361.0	360.5	362.6	361.5	7.7
	DTTE	3.5	14.5	30.6	36.9	47.2	41.0	38.8	-4.5	-4.0	0.6	4.1	3.7	5.8	4.8	
7	TTE	362.4	372.5	387.9	394.9	404.7	398.9	396.5	353.4	353.9	358.9	361.9	361.4	362.9	362.4	6.8
	DTTE	5.6	15.7	31.2	38.2	48.0	42.2	39.9	-3.4	-2.9	2.2	5.2	4.7	6.2	5.8	
8	TTE	360.0	372.5	388.5	395.3	404.5	399.3	395.0	353.0	353.6	358.1	362.1	361.0	362.5	361.5	6.8
	DTTE	3.3	15.8	31.9	38.7	48.0	42.8	38.6	-3.7	-3.1	1.5	5.5	4.5	6.0	5.1	
9	TTE	361.6	372.1	387.8	394.6	405.6	398.8	396.0	353.1	353.6	358.6	362.1	361.1	362.7	362.1	6.1
	DTTE	4.7	15.2	31.0	37.8	48.8	42.0	39.3	-3.8	-3.3	1.8	5.3	4.3	5.9	5.4	
10	TTE	362.1	372.2	388.8	396.6	406.8	399.5	397.0	352.6	353.7	359.1	362.6	361.6	363.2	362.6	5.3
	DTTE	5.2	15.3	32.0	39.8	50.0	42.7	40.3	-4.3	-3.2	2.3	5.8	4.8	6.4	5.9	
11	TTE	360.7	370.3	388.7	395.4	405.4	410.5	428.9	353.3	353.9	359.3	362.3	360.8	363.4	363.3	6.3
	DTTE	3.8	13.4	31.9	38.6	48.6	53.7	72.2	-3.6	-3.0	2.5	5.5	4.0	6.6	6.6	
12	TTE	361.6	371.1	387.7	393.9	403.1	397.8	394.3	352.6	352.6	358.1	360.7	359.6	362.1	362.1	8.8
	DTTE	4.9	14.4	31.0	37.2	46.5	41.2	37.7	-4.1	-4.1	1.4	4.0	3.0	5.5	5.5	
13	TTE	360.5	370.6	386.5	392.4	401.8	396.5	393.3	351.6	351.7	357.1	359.7	358.6	361.1	360.6	11.8
	DTTE	3.6	13.7	29.7	35.6	45.1	39.8	36.7	-5.3	-5.2	0.3	2.9	1.9	4.4	4.0	
14	TTE	362.7	371.8	388.1	395.0	403.6	397.6	395.9	353.3	353.9	359.3	361.9	361.3	363.3	362.8	8.3
	DTTE	5.7	14.8	31.2	38.1	46.8	40.8	39.2	-3.7	-3.1	2.4	5.0	4.5	6.5	6.1	
15	TTE	363.0	372.6	388.3	394.7	404.6	398.2	395.6	354.0	354.6	360.1	361.5	361.6	363.5	363.6	6.9
	DTTE	6.1	15.7	31.5	38.0	47.9	41.6	39.0	-2.9	-2.3	3.3	4.8	4.9	6.9	7.0	
16	TTE	363.1	372.6	388.8	395.3	404.8	398.4	395.6	354.1	354.6	359.6	363.1	362.1	363.7	363.6	6.8
	DTTE	6.2	15.7	32.0	38.5	48.0	41.6	38.9	-2.8	-2.3	2.8	6.3	5.3	6.9	6.9	
17	TTE	362.6	371.7	388.0	394.3	403.4	397.8	394.6	353.6	353.7	359.2	362.1	361.7	363.1	362.7	8.4
	DTTE	5.7	14.8	31.2	37.6	46.7	41.2	38.0	-3.3	-3.2	2.4	5.4	5.0	6.5	6.1	
18	TTE	363.1	372.7	389.1	395.8	405.1	398.3	394.9	354.1	354.7	359.7	363.6	362.2	363.6	363.2	6.3
	DTTE	6.4	16.0	32.5	39.3	48.6	41.9	38.5	-2.6	-2.0	3.1	7.1	5.7	7.2	6.8	
19	TTE	364.2	373.7	390.2	398.0	406.6	417.4	419.1	355.2	360.7	360.8	364.8	363.7	365.2	364.7	5.3
	DTTE	7.5	17.0	33.5	41.3	50.0	60.8	62.5	-1.5	4.0	4.1	8.1	7.1	8.6	8.1	
20	TTE	363.6	372.6	388.6	400.1	448.5	449.5	449.5	354.1	355.1	360.1	364.1	363.5	364.5	364.0	9.2
	DTTE	7.0	16.0	32.0	43.5	92.0	93.0	93.0	-2.5	-1.5	3.5	7.5	7.0	8.0	7.5	
21	TTE	360.5	371.1	388.1	395.7	404.9	398.2	395.4	352.5	353.1	358.6	362.0	361.1	362.0	361.6	6.5
	DTTE	3.8	14.4	31.5	39.2	48.4	41.8	39.0	-4.2	-3.6	2.0	5.5	4.6	5.6	5.2	
22	TTE	361.8	372.4	388.8	396.5	405.9	398.4	395.4	353.3	354.4	359.9	363.4	361.8	360.3	358.8	5.8
	DTTE	4.9	15.5	32.0	39.7	49.2	41.7	38.8	-3.6	-2.5	3.1	6.6	5.1	3.6	2.2	
23	TTE	361.5	372.6	388.3	396.1	405.0	399.5	401.7	353.0	354.1	359.1	363.1	362.5	363.5	362.0	6.6
	DTTE	4.6	15.7	31.5	39.3	48.3	42.8	45.1	-3.9	-2.8	2.3	6.3	5.8	6.8	5.4	
24	TTE	360.9	371.4	388.3	395.0	425.4	420.8	417.3	352.4	353.5	358.4	362.9	361.9	363.0	361.9	1.7
	DTTE	4.0	14.5	31.5	38.2	68.6	64.0	60.6	-4.5	-3.4	1.6	6.1	5.1	6.2	5.2	
25	TTE	361.4	371.4	387.6	424.8	451.2	444.2	439.9	352.9	353.9	359.0	363.5	362.9	363.4	362.9	0.88
	DTTE	4.4	14.4	30.6	67.8	94.3	87.3	83.0	-4.1	-3.1	2.0	6.5	6.0	6.5	6.0	
26	TTE	361.5	372.5	414.1	431.6	452.0	444.0	438.0	353.5	354.5	359.6	364.1	364.0	364.5	363.5	0.87
	DTTE	4.6	15.6	57.2	74.7	95.2	87.2	81.2	-3.4	-2.4	2.7	7.2	7.2	7.7	6.7	
27	TTE	360.9	378.4	428.5	452.8	477.9	469.4	465.9	352.4	353.9	359.0	364.0	367.4	368.9	366.9	0.59
	DTTE	3.9	21.4	71.5	95.8	121.0	112.5	109.0	-4.6	-3.1	2.0	7.0	10.5	12.0	10.0	
28	TTE	368.3	387.8	426.6	450.1	476.6	472.4	476.1	351.8	353.8	363.2	367.3	368.8	372.4	372.9	0.69
	DTTE	11.4	30.9	64.4	85.3	108.8	101.0	101.5	-5.1	-3.1	1.0	2.5	1.0	1.0	-1.7	
29	TTE	368.9	395.4	451.5	482.3	513.1	510.7	517.9	351.9	357.4	367.5	374.3	379.1	384.7	385.9	0.51
	DTTE	12.0	38.0	83.0	109.0	134.0	125.0	126.0	-5.0	0.0	-1.0	1.0	0.0	-1.0	-6.0	

UPPMÄTTA VÄGGTEMPERATURER (TTE) OCH TEMPERATURDIFFERENSER TERMOELEMENT-BULK (DTTE) I TERMOELEMENTPOSITIONER

SVF PROJEKT 2 OCH 3. EXPERIMENT I PROVPAANELTUB. P=205 BAR DATUM 73-04-13

PROV/ POS. NR		1I	2I	3I	4I	5I	6I	7I	1U	2U	3U	4U	5U	6U	7U	ALPHA(51) *E-4
1	TTE	368.9	383.9	396.7	401.4	412.0	407.9	403.6	363.9	364.4	365.4	367.9	366.4	368.4	368.8	
	DTTE	8.3	23.1	35.3	39.7	50.0	45.5	40.9	3.3	3.6	4.0	6.2	4.4	6.0	6.1	6.0
2	TTE	369.0	383.5	396.3	401.3	412.0	408.0	403.8	363.0	364.0	365.5	366.0	367.0	369.0	369.0	
	DTTE	8.4	22.6	34.5	39.2	49.4	44.9	40.2	2.4	3.1	3.7	3.9	4.4	5.9	5.4	6.5
3	TTE	369.5	383.6	396.2	401.3	412.0	408.0	403.7	362.0	364.1	367.5	369.5	369.0	369.5	370.0	
	DTTE	9.1	22.8	34.3	39.0	49.1	44.4	39.5	1.6	3.3	5.6	7.2	6.1	5.9	5.8	6.7
4	TTE	369.2	381.2	396.3	402.8	412.4	409.2	405.3	359.2	362.2	367.1	369.8	369.5	370.7	371.1	
	DTTE	8.2	19.8	33.2	39.0	48.7	43.5	38.6	-1.8	0.8	4.0	6.0	4.8	5.0	4.4	7.1
5	TTE	370.7	381.9	397.3	404.0	414.8	410.8	406.3	358.2	361.4	368.7	371.9	372.4	373.5	372.7	
	DTTE	9.7	20.2	33.1	38.6	48.1	43.1	38.6	-2.8	-0.3	4.5	6.5	5.7	5.8	5.0	7.9
6	TTE	371.1	380.1	396.0	401.5	411.0	408.3	431.4	365.1	365.6	370.5	373.5	372.5	373.0	372.4	
	DTTE	3.5	12.5	28.5	34.0	43.5	40.8	64.0	-2.5	-2.0	3.0	6.0	5.0	5.5	5.0	34.3
7	TTE	371.9	381.4	396.2	402.0	412.1	408.6	405.8	364.4	365.4	371.4	373.9	372.8	373.3	372.8	
	DTTE	4.2	13.7	28.5	34.3	44.5	41.0	38.2	-3.3	-2.3	3.7	6.2	5.2	5.7	5.2	19.8
8	TTE	370.6	380.6	394.8	401.8	411.0	408.0	404.2	363.1	364.6	370.6	372.6	371.5	372.0	371.5	
	DTTE	3.0	13.0	27.2	34.2	43.5	40.5	36.7	-4.5	-3.0	3.0	5.0	4.0	4.5	4.0	34.3
9	TTE	369.5	379.5	393.2	400.2	409.9	408.4	405.2	362.5	364.0	369.0	371.0	370.4	370.9	370.4	
	DTTE	2.0	12.0	25.7	32.7	42.5	41.0	37.8	-5.0	-3.5	1.5	3.5	3.0	3.5	3.0	-
10	TTE	370.6	380.6	393.7	399.5	409.7	407.2	402.4	364.6	365.1	369.5	372.0	371.5	372.0	371.4	
	DTTE	3.0	13.0	26.2	32.0	42.2	39.7	35.0	-3.0	-2.5	2.0	4.5	4.0	4.5	4.0	-
11	TTE	371.1	381.1	395.2	401.7	417.1	437.6	434.4	364.7	365.7	370.7	373.2	372.1	373.1	372.6	
	DTTE	3.4	13.4	27.5	34.0	45.5	70.0	66.8	-3.0	-2.0	3.0	5.5	4.5	5.5	5.0	6.4
12	TTE	371.6	381.1	394.8	401.8	411.0	407.7	415.5	364.6	365.6	370.1	372.6	372.0	373.0	372.0	
	DTTE	4.0	13.5	27.2	34.2	43.5	40.2	48.0	-3.0	-2.0	2.5	5.0	4.5	5.5	4.5	34.3
13	TTE	370.9	380.9	394.0	401.5	410.4	407.9	405.1	363.9	364.9	369.4	372.4	371.3	372.3	371.8	
	DTTE	3.3	13.3	26.4	33.9	42.9	40.4	37.6	-3.7	-2.7	1.8	4.8	3.8	4.8	4.3	-
14	TTE	370.9	379.9	394.1	401.4	410.4	407.1	404.0	363.4	363.9	369.3	371.8	371.8	372.3	371.7	
	DTTE	3.3	12.3	26.6	33.9	42.9	39.6	36.6	-4.2	-3.7	1.8	4.3	4.3	4.8	4.3	-
15	TTE	370.3	379.8	394.4	400.8	410.8	407.4	404.0	363.3	364.3	369.2	371.7	371.2	371.7	371.1	
	DTTE	2.7	12.2	26.9	33.3	43.3	39.9	36.6	-4.3	-3.3	1.7	4.2	3.7	4.2	3.7	40.2
16	TTE	370.2	380.2	405.7	418.4	434.9	430.9	421.6	363.7	365.2	369.2	372.2	372.2	372.7	372.2	
	DTTE	2.6	12.6	38.1	50.8	67.3	63.3	54.0	-3.9	-2.4	1.6	4.6	4.6	5.1	4.6	1.9
17	TTE	370.6	380.1	394.6	402.4	421.0	419.8	415.3	363.1	365.1	370.1	372.1	372.0	372.5	372.0	
	DTTE	3.0	12.5	27.0	34.8	53.5	52.3	47.8	-4.5	-2.5	2.5	4.5	4.5	5.0	4.5	4.1
18	TTE	370.6	380.1	394.5	401.5	411.3	410.5	407.9	363.6	364.6	369.0	372.0	371.5	372.0	371.9	
	DTTE	3.0	12.5	27.0	34.0	43.8	43.0	40.5	-4.0	-3.0	1.5	4.5	4.0	4.5	4.5	28.1
19	TTE	372.0	381.5	394.9	401.5	410.5	407.2	402.4	365.5	365.5	369.9	373.4	372.4	373.4	372.8	
	DTTE	4.4	13.9	27.4	34.0	43.0	39.7	35.0	-2.1	-2.1	2.4	5.9	4.9	5.9	5.4	-
20	TTE	370.6	380.1	394.2	401.2	409.1	406.4	401.8	365.6	364.6	369.5	372.5	371.4	372.9	372.3	
	DTTE	3.0	12.5	26.7	33.7	41.7	39.0	34.5	-2.0	-3.0	2.0	5.0	4.0	5.5	5.0	-
21	TTE	369.9	379.9	397.1	406.2	419.0	415.1	409.1	363.9	364.9	369.9	372.4	371.8	372.3	372.3	
	DTTE	2.3	12.3	29.5	38.6	51.5	47.6	41.6	-3.7	-2.7	2.3	4.8	4.3	4.8	4.8	5.0
22	TTE	370.0	379.5	394.5	402.5	415.0	410.5	405.4	363.5	365.0	369.9	371.9	371.4	372.4	371.8	
	DTTE	2.3	11.8	26.9	34.9	47.4	42.9	37.9	-4.2	-2.7	2.3	4.3	3.8	4.8	4.3	8.9
23	TTE	369.2	380.7	401.4	411.7	427.1	424.3	418.3	362.2	362.7	368.7	371.2	371.1	371.6	371.1	
	DTTE	1.5	13.0	33.7	44.0	59.5	56.7	50.7	-5.5	-5.0	1.0	3.5	3.5	4.0	3.5	2.7
24	TTE	371.4	382.4	401.8	414.6	428.0	426.0	421.3	362.9	363.4	369.9	372.4	371.8	372.9	371.8	
	DTTE	3.6	14.6	34.0	46.8	59.7	57.0	51.6	-4.9	-4.4	2.1	4.6	3.5	3.9	2.1	2.7
25	TTE	373.2	386.2	415.0	433.4	453.9	453.5	450.2	360.7	361.7	369.5	372.4	371.7	373.0	373.2	
	DTTE	5.5	18.5	46.5	63.5	82.3	80.0	75.0	-7.0	-6.0	1.0	2.5	0.1	-0.5	-2.0	1.2
26	TTE	379.7	400.7	451.7	483.4	511.8	503.2	501.1	360.7	366.7	374.7	391.4	384.3	386.2	384.1	
	DTTE	12.0	33.0	76.0	103.0	126.0	111.0	103.0	-7.0	-1.0	-1.0	11.0	-1.5	-6.0	-14.0	0.56

UPPMÄTTA VÄGGTEMPERATURER (TTE) OCH TEMPERATURDIFFERENSER TERMOELEMENT-BULK (DTTE) I TERMOELEMENTPOSITIONER

SVF PROJEKT 2 OCH 3. EXPERIMENT I PROVPANELTUB. P=210 BAR DATUM 73-04-16

PROV/ POS. NR		1I	2I	3I	4I	5I	6I	7I	1U	2U	3U	4U	5U	6U	7U	ALPHA(5I) *E-4
1	TTE	373.6	381.2	395.7	401.2	411.0	409.0	401.6	362.1	366.7	371.4	374.7	375.0	376.0	375.3	43.9
	DTTE	9.3	16.4	28.8	33.4	42.2	39.4	32.0	-2.2	1.9	4.5	6.9	6.2	6.4	5.7	
2	TTE	373.3	380.7	394.8	400.5	410.0	407.6	403.8	360.8	364.7	370.3	372.3	372.4	374.5	374.1	43.9
	DTTE	8.3	15.4	28.2	33.4	42.2	39.0	34.5	-4.2	-0.6	3.7	5.2	4.6	5.9	4.8	
3	TTE	371.5	380.0	395.0	400.5	410.3	408.4	402.0	360.0	364.5	370.0	372.0	372.5	374.0	373.0	18.3
	DTTE	6.8	15.0	29.2	34.3	43.7	41.3	34.4	-4.7	-0.5	4.2	5.8	5.9	6.9	5.4	
4	TTE	370.4	379.4	395.0	400.9	411.0	408.2	402.0	359.9	362.9	368.9	370.4	370.4	372.4	371.9	12.8
	DTTE	5.7	14.5	29.4	35.0	44.8	41.6	35.0	-4.8	-2.0	3.3	4.5	4.2	5.8	4.9	
5	TTE	370.3	379.3	395.4	402.2	411.9	408.8	403.2	359.8	361.8	369.3	370.3	370.3	372.3	370.8	9.1
	DTTE	6.1	14.9	30.4	36.9	46.3	42.8	36.9	-4.4	-2.6	4.3	5.0	4.7	6.3	4.5	
6	TTE	372.1	381.1	396.0	401.5	433.8	435.8	424.4	365.6	366.6	371.5	374.0	374.0	375.0	373.9	2.0
	DTTE	2.4	11.4	26.4	31.9	64.2	66.2	54.9	-4.1	-3.1	1.9	4.4	4.4	5.4	4.4	
7	TTE	371.7	380.7	395.8	401.3	411.1	409.3	412.2	365.2	365.7	370.6	373.1	373.1	374.6	373.0	-
	DTTE	2.0	11.0	26.2	31.7	41.5	39.7	42.7	-4.5	-4.0	1.0	3.5	3.5	5.0	3.5	
8	TTE	371.6	380.6	395.3	401.3	411.0	408.5	402.2	364.5	365.5	370.6	372.6	372.5	374.5	373.5	-
	DTTE	2.0	11.0	25.7	31.7	41.5	39.0	32.7	-5.1	-4.1	1.0	3.0	3.0	5.0	4.0	
9	TTE	371.6	381.1	396.0	401.8	410.8	408.5	402.4	365.1	366.1	371.0	372.0	372.0	374.0	372.9	-
	DTTE	1.9	11.4	26.4	32.2	41.2	38.9	32.9	-4.6	-3.6	1.4	2.4	2.4	4.4	3.4	
10	TTE	371.7	381.2	393.1	400.6	410.0	408.5	400.4	365.2	365.7	371.1	373.1	372.0	373.5	371.4	-
	DTTE	2.0	11.5	23.5	31.0	40.5	39.0	31.0	-4.5	-4.0	1.5	3.5	2.5	4.0	2.0	
11	TTE	371.8	380.8	394.9	414.1	428.9	429.9	420.2	365.3	365.8	370.8	372.3	371.8	373.8	372.3	2.6
	DTTE	2.1	11.1	25.2	44.4	59.2	60.2	50.5	-4.4	-3.9	1.1	2.6	2.1	4.1	2.6	
12	TTE	372.0	381.0	394.5	400.5	409.2	417.5	409.8	365.4	366.4	371.5	372.5	372.0	374.0	373.0	-
	DTTE	2.4	11.4	24.9	30.9	39.6	47.9	40.2	-4.2	-3.2	1.9	2.9	2.4	4.4	3.4	
13	TTE	372.3	381.3	394.7	401.0	410.2	408.1	401.8	365.8	366.8	371.8	373.3	372.7	374.7	373.2	-
	DTTE	2.7	11.7	25.1	31.4	40.7	38.6	32.3	-3.8	-2.8	2.2	3.7	3.2	5.2	3.7	
14	TTE	373.1	381.1	394.2	400.8	409.0	407.0	401.2	364.6	366.6	372.5	374.5	374.0	375.5	374.4	-
	DTTE	3.4	11.4	24.6	31.2	39.4	37.4	31.7	-5.1	-3.1	2.9	4.9	4.4	5.9	4.9	
15	TTE	372.0	380.5	394.4	400.6	409.3	407.0	400.5	364.5	365.5	370.9	372.8	372.3	373.7	373.2	-
	DTTE	2.3	10.8	24.8	31.1	39.8	37.6	31.1	-5.2	-4.2	1.3	3.3	2.8	4.3	3.8	
16	TTE	371.0	380.0	393.8	410.3	421.9	424.4	414.1	364.0	365.0	370.5	372.0	371.4	372.9	372.4	4.2
	DTTE	1.3	10.3	24.1	40.6	52.3	54.8	44.5	-5.7	-4.7	0.8	2.3	1.8	3.3	2.8	
17	TTE	372.3	381.3	394.7	400.9	416.5	417.0	409.1	365.3	366.3	371.8	373.8	373.2	374.2	373.7	8.1
	DTTE	2.6	11.6	25.0	31.2	46.9	47.4	39.5	-4.4	-3.4	2.1	4.1	3.6	4.6	4.1	
18	TTE	372.0	381.4	394.4	400.7	410.1	409.1	402.3	365.0	366.0	370.9	372.9	372.4	373.9	372.8	-
	DTTE	2.3	11.7	24.8	31.1	40.5	39.5	32.8	-4.7	-3.7	1.3	3.3	2.8	4.3	3.3	
19	TTE	371.7	380.7	394.6	401.5	409.7	407.1	401.4	363.7	374.2	370.6	372.5	372.0	372.9	372.4	-
	DTTE	2.0	11.0	25.0	32.0	40.2	37.7	32.0	-6.0	4.5	1.0	3.0	2.5	3.5	3.0	
20	TTE	372.2	380.9	394.6	401.5	410.0	408.4	401.9	364.7	366.2	371.1	372.7	372.7	372.9	372.9	-
	DTTE	2.7	11.4	25.2	32.2	40.7	39.2	32.7	-4.8	-3.3	1.7	3.4	3.4	3.7	3.7	
21	TTE	372.7	383.2	401.3	412.3	423.2	425.9	416.7	366.2	366.7	372.2	373.7	373.1	374.6	373.6	3.8
	DTTE	3.0	13.5	31.6	42.6	53.6	56.3	47.1	-3.5	-3.0	2.5	4.0	3.5	5.0	4.0	
22	TTE	372.8	381.8	398.2	406.7	417.1	417.6	409.3	366.8	366.8	371.8	373.8	373.2	374.2	373.7	7.4
	DTTE	3.1	12.1	28.5	37.0	47.5	48.0	39.7	-2.9	-2.9	2.1	4.1	3.6	4.6	4.1	
23	TTE	372.1	381.6	395.2	403.0	414.0	413.0	406.4	365.6	366.1	371.0	373.0	372.5	373.5	372.9	14.4
	DTTE	2.4	11.9	25.6	33.4	44.4	43.4	36.9	-4.1	-3.6	1.4	3.4	2.9	3.9	3.4	
24	TTE	372.3	380.3	395.1	400.5	410.1	410.1	403.4	365.1	366.1	371.5	373.5	373.0	374.5	373.4	-
	DTTE	2.6	10.6	25.5	30.9	40.5	40.5	33.9	-4.6	-3.6	1.9	3.9	3.4	4.9	3.9	
25	TTE	373.4	381.9	395.8	402.0	413.0	413.4	406.7	365.9	366.9	372.3	374.8	373.8	374.8	374.2	20.7
	DTTE	3.7	12.2	26.2	32.4	43.4	43.8	37.2	-3.8	-2.8	2.7	5.2	4.2	5.2	4.7	
26	TTE	372.4	381.6	396.7	405.4	415.7	416.0	409.2	365.1	366.1	371.6	373.6	372.6	374.6	373.6	9.6
	DTTE	2.7	11.9	27.0	35.7	46.0	46.3	39.5	-4.6	-3.6	1.9	3.9	2.9	4.9	3.9	
27	TTE	372.3	382.3	399.2	409.4	421.0	423.4	416.1	364.8	366.3	372.3	374.8	373.4	375.8	375.3	4.7
	DTTE	2.6	12.6	29.5	39.7	51.2	53.1	45.3	-4.9	-3.4	2.6	5.1	3.6	5.5	4.5	
28	TTE	376.5	388.6	411.6	428.1	448.2	454.5	447.9	364.6	366.1	372.1	375.9	374.8	377.3	376.3	1.4
	DTTE	6.7	18.8	41.0	56.2	74.7	79.2	70.9	-5.2	-3.7	1.5	4.0	1.3	2.0	-0.7	
29	TTE	386.1	405.1	447.2	474.6	500.1	506.8	502.9	364.1	367.1	377.2	383.6	386.1	388.8	388.9	0.74
	DTTE	16.5	35.5	66.0	87.0	105.0	103.0	91.0	-5.5	-2.5	-4.0	-4.0	-9.0	-15.0	-23.0	

UPPMÄTTA VÄGGTEMPERATURER (TTE) OCH TEMPERATURDIFFERENSER TERMOELEMENT-BULK (DTTE) I TERMOELEMENTPOSITIONER

SVF PROJEKT 2 OCH 3. EXPERIMENT I PROVPAKETTUB. P=220 BAR DATUM 73-04-17

PROV7 NR	POS.	1I	2I	3I	4I	5I	6I	7I	1U	2U	3U	4U	5U	6U	7U	ALPHA(51) *E-4
1	TTE	378.5	390.4	403.7	411.7	423.9	425.8	417.7	372.5	373.9	375.3	377.8	377.0	377.6	377.5	
	DTTE	7.2	18.9	31.5	39.2	51.0	52.5	44.1	1.2	2.4	3.1	5.3	4.1	4.3	3.9	4.8
2	TTE	377.6	387.0	399.2	408.1	419.3	418.9	410.9	368.6	372.5	373.8	377.2	375.1	377.5	375.8	
	DTTE	5.8	15.1	27.0	35.8	46.9	46.3	38.2	-3.2	0.6	1.6	4.9	2.7	4.9	3.1	8.2
3	TTE	378.0	386.1	398.8	407.2	417.1	417.0	409.6	368.5	372.1	375.3	378.7	378.1	378.5	377.9	
	DTTE	6.0	14.0	26.5	34.8	44.6	44.4	36.8	-3.5	0.0	3.0	6.3	5.6	5.9	5.1	13.5
4	TTE	378.1	385.1	398.5	407.3	415.9	414.6	407.8	368.1	370.6	375.4	378.9	377.8	378.7	378.2	
	DTTE	6.1	13.0	26.2	34.9	43.4	42.0	35.0	-3.9	-1.5	3.1	6.5	5.3	6.1	5.4	20.7
5	TTE	377.9	385.8	398.8	406.3	415.5	414.1	408.4	368.4	370.8	376.2	379.7	379.1	379.5	379.0	
	DTTE	5.6	13.5	26.3	33.7	42.9	41.4	35.6	-3.9	-1.5	3.7	7.1	6.5	6.8	6.2	26.5
6	TTE	376.8	385.3	401.1	411.4	422.3	423.0	415.8	367.3	369.8	375.3	379.3	378.2	379.2	378.2	
	DTTE	3.3	11.8	27.6	37.9	48.9	49.6	42.4	-6.2	-3.7	1.8	5.8	4.8	5.8	4.8	6.0
7	TTE	376.1	384.7	398.0	406.3	417.0	416.3	409.3	366.6	369.7	375.6	379.1	378.1	379.6	377.6	
	DTTE	3.1	11.6	24.5	32.8	43.5	42.8	35.8	-6.4	-3.4	2.1	5.6	4.6	6.1	4.1	19.8
8	TTE	376.5	385.5	397.7	405.8	415.8	415.0	408.7	367.5	370.5	375.4	379.0	377.9	378.9	377.9	
	DTTE	3.5	12.5	24.6	32.6	42.6	41.7	35.4	-5.5	-2.5	2.3	5.8	4.7	5.6	4.6	32.0
9	TTE	375.2	383.7	396.4	403.9	412.3	411.7	406.6	366.2	368.7	374.1	376.6	376.0	377.4	376.0	
	DTTE	2.0	10.5	23.1	30.6	39.0	38.4	33.2	-7.0	-4.5	0.8	3.3	2.7	4.1	2.6	-
10	TTE	375.3	384.3	396.6	404.6	414.0	413.0	406.9	366.3	369.3	374.2	377.2	376.1	378.6	377.0	
	DTTE	1.7	10.7	23.1	31.1	40.6	39.6	33.6	-7.3	-4.3	0.7	3.7	2.7	5.2	3.7	-
11	TTE	376.0	385.0	400.5	409.7	421.7	422.5	415.5	366.5	369.0	374.5	377.5	377.0	379.0	377.0	
	DTTE	2.5	11.5	27.0	36.2	48.2	49.0	42.0	-7.0	-4.5	1.0	4.0	3.5	5.5	3.5	6.6
12	TTE	376.2	385.7	397.8	407.1	416.5	417.0	410.0	367.2	370.2	375.7	378.2	378.1	379.6	378.1	
	DTTE	2.6	12.1	24.2	33.5	43.0	43.5	36.5	-6.4	-3.4	2.1	4.6	4.6	6.1	4.6	25.1
13	TTE	376.6	385.1	398.0	406.3	415.2	415.2	409.1	367.6	370.1	375.5	378.0	377.5	379.0	377.4	
	DTTE	3.0	11.5	24.5	32.8	41.7	41.7	35.7	-6.0	-3.5	2.0	4.5	4.0	5.5	4.0	-
14	TTE	378.1	388.1	399.0	406.5	416.4	414.4	406.5	372.1	373.6	375.0	378.0	375.9	377.4	375.8	
	DTTE	4.5	14.5	25.5	33.0	43.0	41.0	33.2	-1.5	0.0	1.5	4.5	2.5	4.0	2.5	25.1
15	TTE	377.4	385.9	398.3	406.3	416.2	413.4	406.9	369.9	370.4	374.2	377.7	376.1	376.5	376.0	
	DTTE	3.7	12.2	24.8	32.8	42.8	40.1	33.6	-3.8	-3.3	0.7	4.2	2.7	3.2	2.7	28.1
16	TTE	377.1	386.1	403.5	418.5	435.0	436.5	427.9	368.6	366.6	374.0	377.5	377.0	378.5	376.9	
	DTTE	3.5	12.5	30.0	45.0	61.5	63.0	54.5	-5.0	-7.0	0.5	4.0	3.5	5.0	3.5	2.3
17	TTE	376.0	385.5	403.5	414.0	426.6	426.1	418.9	368.5	369.0	374.5	377.0	376.4	377.4	376.4	
	DTTE	2.3	11.8	29.8	40.3	52.0	52.5	45.3	-5.2	-4.7	0.8	3.3	2.8	3.8	2.8	4.0
18	TTE	376.2	385.2	400.9	410.6	421.5	420.8	411.8	368.7	369.2	374.7	377.7	376.6	378.1	377.1	
	DTTE	2.6	11.6	27.3	37.0	48.0	47.3	38.3	-4.9	-4.4	1.1	4.1	3.1	4.6	3.6	6.8
19	TTE	375.6	384.6	398.5	408.0	418.2	417.5	408.6	367.6	368.6	374.0	377.5	376.0	378.0	376.4	
	DTTE	2.0	11.0	25.0	34.5	44.7	44.0	35.2	-6.0	-5.0	0.5	4.0	2.5	4.5	3.0	13.2
20	TTE	375.9	384.9	398.4	407.4	417.3	415.3	407.2	367.9	368.9	374.3	377.3	376.7	377.7	376.6	
	DTTE	2.3	11.3	24.9	33.9	43.9	41.9	33.9	-5.7	-4.7	0.8	3.8	3.3	4.3	3.3	17.0
21	TTE	378.2	386.3	403.0	412.5	424.5	422.5	415.3	365.8	368.3	374.2	377.7	376.6	378.6	377.6	
	DTTE	4.7	12.8	29.5	39.0	51.1	49.1	41.9	-7.7	-5.2	0.7	4.2	3.2	5.2	4.2	4.7
22	TTE	379.9	386.9	404.4	416.8	429.5	429.0	420.6	368.4	369.9	376.0	380.0	380.0	379.5	379.1	
	DTTE	6.4	13.4	30.8	43.2	55.9	55.4	46.9	-5.1	-3.6	2.4	6.4	6.4	5.9	5.4	3.2
23	TTE	381.2	391.1	411.2	425.6	440.3	440.1	431.5	370.7	371.1	376.8	380.6	380.9	380.8	380.2	
	DTTE	7.0	16.7	36.1	50.2	64.6	64.0	55.0	-3.5	-3.3	1.7	5.2	5.2	4.7	3.7	2.0
24	TTE	381.1	392.3	416.5	434.2	451.1	454.7	447.6	369.6	370.8	374.0	380.2	381.6	382.7	382.6	
	DTTE	6.3	17.0	39.5	56.5	72.5	75.0	67.0	-5.2	-4.5	-3.0	2.5	3.0	3.0	2.0	1.5
25	TTE	384.7	398.3	438.1	466.6	496.6	501.0	497.2	368.7	370.3	379.6	384.1	386.1	390.0	390.2	
	DTTE	10.0	22.0	56.0	82.0	109.0	110.0	103.0	-6.0	-6.0	-2.5	-0.5	-1.5	-1.0	-4.0	0.69

UPPMÄTTA VÄGGTEMPERATURER (TTE) OCH TEMPERATURDIFFERENSER TERMOELEMENT-BULK (DTTE) I TERMOELEMENTPOSITIONER
SVF PROJEKT 2 OCH 3. EXPERIMENT I PROVPAKELTUB. P=240 BAR DATUM 73-04-17

PROV/ NR	PCS.	1I	2I	3I	4I	5I	6I	7I	1U	2U	3U	4U	5U	6U	7U	ALPHA(5I) *E-4
1	TTE	382.9	390.9	405.7	414.4	423.4	422.5	416.0	373.5	374.5	380.7	384.2	383.2	384.5	384.0	16.4
	DTTE	3.8	11.8	26.4	35.0	44.0	43.0	36.4	-5.6	-4.6	1.4	4.8	3.8	5.0	4.4	
2	TTE	384.3	390.7	406.1	415.2	425.9	423.9	416.4	374.7	375.7	381.7	385.3	384.7	385.2	384.7	9.5
	DTTE	5.0	11.3	26.5	35.5	46.1	44.0	36.4	-4.6	-3.7	2.1	5.6	4.9	5.3	4.7	
3	TTE	384.1	391.1	406.9	417.6	428.6	426.6	418.6	374.1	375.1	380.6	384.6	384.1	384.6	384.1	6.4
	DTTE	4.5	11.4	27.0	37.6	48.5	46.4	38.2	-5.5	-4.6	0.7	4.6	4.0	4.4	3.7	
4	TTE	384.2	391.2	408.3	419.0	431.3	429.3	422.5	374.2	374.7	380.2	384.2	383.7	384.7	384.3	4.8
	DTTE	4.4	11.3	28.1	38.7	50.9	48.7	41.8	-5.6	-5.2	0.0	3.9	3.3	4.1	3.6	
5	TTE	386.0	392.1	413.3	426.2	440.7	441.0	433.0	375.0	376.0	382.0	386.0	385.5	386.5	386.0	2.5
	DTTE	6.3	12.3	33.0	45.7	60.0	60.0	51.8	-4.7	-3.8	1.7	5.5	4.8	5.5	4.8	
6	TTE	388.0	397.5	415.8	427.5	439.9	439.0	432.0	377.5	379.5	385.0	388.0	388.1	389.5	388.5	3.2
	DTTE	5.0	14.3	32.1	43.5	55.6	54.4	47.1	-5.5	-3.7	1.3	4.0	3.8	4.9	3.6	
7	TTE	388.0	398.0	419.0	432.5	448.0	447.2	441.5	377.5	379.5	385.0	388.5	388.5	390.0	389.5	2.2
	DTTE	4.7	14.4	34.5	47.6	62.6	61.2	55.0	-5.8	-4.1	0.5	3.6	3.1	4.0	3.0	
8	TTE	391.9	408.0	444.0	473.8	501.8	507.3	501.5	376.5	378.5	387.0	391.0	394.0	397.0	397.5	0.74
	DTTE	8.0	22.5	52.7	80.0	105.0	107.0	98.0	-7.4	-7.0	-4.3	-2.8	-2.8	-3.3	-6.0	

TABELL 17

UPPMÄTTA VÄGGTEMPERATURER (TTE) OCH TEMPERATURDIFFERENSER TERMOELEMENT-BULK (DTTE) I TERMOELEMENTPOSITIONER
SVF PROJEKT 2 OCH 3 KCMPLATTERING OCH KAL.EXP P=150 BAR DATUM 73-05-14

PROV/ NR	POS.	1I	2I	3I	4I	5I	6I	7I	1U	2U	3U	4U	5U	6U	7U	ALPHA(5I) *E-4
1	TTE	340.9	350.9	368.2	377.5	387.6	380.4	373.9	328.4	330.9	337.4	341.5	341.9	343.9	343.4	4.9
	DTTE	8.6	18.0	33.3	41.6	50.7	42.2	34.6	-3.9	-2.0	2.5	5.6	5.0	5.7	4.1	
2	TTE	341.8	352.2	368.7	377.5	387.0	380.4	372.2	328.3	330.7	337.9	341.9	343.4	342.9	343.9	7.3
	DTTE	9.5	19.0	32.3	39.8	47.6	39.1	30.3	-4.0	-2.5	1.5	4.2	4.0	1.6	2.0	
3	TTE	343.8	353.7	368.9	377.0	387.8	380.4	372.9	329.3	332.7	339.3	343.9	345.2	347.8	347.8	9.8
	DTTE	10.7	19.3	29.9	35.9	45.9	38.5	31.0	-3.8	-1.7	0.3	2.8	3.3	5.9	5.5	
4	TTE	346.9	355.0	370.8	378.8	389.2	382.5	374.7	337.9	339.5	344.0	347.5	346.9	348.4	346.9	7.6
	DTTE	4.8	12.9	28.8	36.8	47.3	40.6	32.9	-4.2	-2.6	2.0	5.5	5.0	6.5	5.1	
5	TTE	346.5	355.1	371.1	378.8	389.2	383.0	375.0	338.0	339.6	344.1	347.6	347.1	348.5	346.5	7.6
	DTTE	4.4	13.0	29.1	36.8	47.3	41.1	33.2	-4.1	-2.5	2.1	5.6	5.2	6.6	4.7	
6	TTE	346.9	355.4	371.3	379.3	389.5	382.7	374.7	338.9	339.9	345.0	348.0	347.4	349.9	346.9	7.5
	DTTE	4.7	13.2	29.1	37.1	47.4	40.6	32.6	-3.3	-2.3	2.8	5.8	5.3	7.8	4.8	
7	TTE	345.7	354.2	369.2	419.5	454.1	445.3	431.1	337.7	339.2	343.8	347.3	347.7	349.2	347.7	0.66
	DTTE	3.6	12.1	27.1	77.4	112.1	103.3	89.1	-4.4	-2.9	1.7	5.2	5.7	7.2	5.7	
8	TTE	345.0	353.6	368.2	376.7	414.3	410.6	398.5	337.0	339.1	343.5	346.5	346.0	348.5	346.5	1.5
	DTTE	3.0	11.6	26.3	34.8	72.4	68.7	56.7	-5.0	-2.9	1.6	4.6	4.1	6.6	4.7	
9	TTE	347.8	356.9	371.7	380.3	389.6	383.6	375.7	339.8	341.4	345.9	347.9	347.3	348.8	346.8	7.2
	DTTE	5.7	14.8	29.7	38.3	47.7	41.7	33.9	-2.3	-0.7	3.9	5.9	5.4	6.9	5.0	
10	TTE	347.1	356.2	371.2	379.9	389.8	382.5	374.3	339.1	341.2	345.7	348.2	347.1	348.6	347.1	6.9
	DTTE	5.0	14.1	29.2	37.9	47.9	40.6	32.5	-3.0	-0.9	3.7	6.2	5.2	6.7	5.3	
11	TTE	347.1	356.1	370.9	379.7	389.6	382.6	374.3	338.6	340.1	345.2	347.7	347.1	348.6	347.1	7.3
	DTTE	5.0	14.0	28.8	37.6	47.6	40.6	32.3	-3.5	-2.0	3.1	5.6	5.1	6.6	5.1	
12	TTE	347.3	356.4	371.5	379.5	388.4	384.9	380.4	338.8	340.9	345.4	348.4	347.3	348.8	347.3	8.8
	DTTE	5.2	14.3	29.5	37.5	46.5	43.0	38.6	-3.3	-1.2	3.4	6.4	5.4	6.9	5.5	
13	TTE	347.1	355.6	371.1	379.4	399.6	393.6	380.6	338.6	340.1	344.7	347.7	347.1	348.6	347.1	2.8
	DTTE	5.0	13.5	29.0	37.3	57.6	51.6	38.6	-3.5	-2.0	2.6	5.6	5.1	6.6	5.1	
14	TTE	347.3	355.3	401.7	437.5	457.7	456.7	439.4	338.8	340.3	345.4	348.4	348.8	351.8	352.3	0.56
	DTTE	5.2	13.2	59.6	95.4	125.7	114.7	97.4	-3.3	-1.8	3.3	6.3	6.8	9.8	10.3	
15	TTE	345.9	353.9	370.8	451.3	497.5	488.5	475.0	337.4	338.9	344.0	347.5	347.9	352.4	365.9	0.41
	DTTE	3.8	11.8	28.7	109.2	155.5	146.5	133.0	-4.7	-3.2	1.9	5.4	5.9	10.4	23.9	

TABELL 18

UPPMÄTTA VÄGGTEMPERATURER (TTE) OCH TEMPERATURDIFFERENSER TERMOELEMENT-BULK (DTTE) I TERMOELEMENTPOSITIONER
SVF PROJEKT 2 OCH 3 KOMPLETTERING OCH KAL.EXP. P=180 + 205 BAR DATUM 73-05-15

PROV/ NR	POS.	1I	2I	3I	4I	5I	6I	7I	1U	2U	3U	4U	5U	6U	7U	ALPHA(5I) *E-4
1	TTE	360.5	367.0	383.5	391.5	399.2	396.2	389.2	352.5	354.0	359.5	362.5	362.0	364.0	362.5	34.3
	DTTE	3.7	10.2	26.8	34.8	42.5	39.5	32.6	-4.3	-2.8	2.8	5.8	5.3	7.3	5.9	
2	TTE	359.3	369.3	384.7	391.7	399.2	395.9	388.4	353.8	354.8	359.3	361.8	361.3	363.3	362.3	-
	DTTE	2.5	12.5	28.0	35.0	42.5	39.2	31.8	-3.0	-2.0	2.6	5.1	4.6	6.6	5.7	
3	TTE	360.5	370.0	384.5	391.7	400.0	396.0	389.2	353.5	355.5	359.0	362.0	361.5	363.0	362.0	-
	DTTE	3.7	13.2	27.8	35.0	43.3	39.3	32.6	-3.3	-1.3	2.3	5.3	4.8	6.3	5.4	
4	TTE	360.8	369.8	393.4	431.9	457.9	452.9	443.4	353.8	354.8	358.9	360.9	360.9	362.9	361.4	0.81
	DTTE	3.9	12.9	36.5	75.0	101.0	96.0	86.5	-3.1	-2.1	2.0	4.0	4.0	6.0	4.5	
5	TTE	370.1	379.6	394.6	401.8	409.8	406.1	399.3	363.1	363.6	368.6	370.6	370.6	372.1	371.1	43.9
	DTTE	2.5	12.0	27.0	34.2	42.2	38.5	31.7	-4.5	-4.0	1.0	3.0	3.0	4.5	3.5	
6	TTE	370.0	378.5	394.0	401.5	413.0	408.3	402.2	362.0	362.5	368.0	370.0	370.0	371.0	370.5	11.0
	DTTE	2.3	10.8	26.4	33.9	45.4	40.7	34.7	-5.7	-5.2	0.4	2.4	2.4	3.4	3.0	
7	TTE	369.9	378.4	397.2	402.2	411.8	406.9	400.1	362.4	362.4	367.3	369.9	369.9	370.9	369.9	15.3
	DTTE	2.2	10.7	29.6	34.6	44.2	39.3	32.6	-5.3	-5.3	-0.3	2.3	2.3	3.3	2.4	
8	TTE	370.0	383.0	416.0	434.7	450.0	443.7	432.5	362.5	363.0	368.0	371.0	370.5	372.5	371.0	1.1
	DTTE	2.3	15.3	48.3	67.0	82.3	76.0	64.8	-5.2	-4.7	0.3	3.3	2.8	4.8	3.3	
9	TTE	369.0	377.5	425.7	469.5	497.0	486.2	475.2	361.5	362.0	366.5	369.5	370.5	373.5	376.0	0.53
	DTTE	1.3	9.8	58.0	101.8	129.3	118.5	107.5	-6.2	-5.7	-1.2	1.8	2.8	5.8	8.3	

TABELL 19

UPPMÄTTA VÄGGTEMPERATURER (TTE) OCH TEMPERATURDIFFERENSER TERMOELEMENT-BULK (DTTE) I TERMOELEMENTPOSITIONER
SVF PROJEKT 2 OCH 3 KOMPLETTERING OCH KAL.EXP. P=210 BAR DATUM 73-05-16

PROV/ NR	POS.	1I	2I	3I	4I	5I	6I	7I	1U	2U	3U	4U	5U	6U	7U	ALPHA(5I) *E-4
1	TTE	374.0	386.5	397.6	402.1	409.0	406.0	402.2	369.5	371.0	373.0	374.0	372.9	374.4	372.9	-
	DTTE	4.3	16.8	27.9	32.4	39.4	36.4	32.6	-0.2	1.3	3.3	4.3	3.3	4.8	3.3	
2	TTE	371.9	381.4	406.0	416.0	427.5	425.5	419.2	364.7	367.2	371.7	374.4	373.4	375.4	373.4	2.8
	DTTE	2.3	11.8	36.4	46.4	57.9	55.9	49.6	-4.9	-2.4	2.1	4.8	3.8	5.8	3.8	
3	TTE	371.4	380.9	397.2	407.0	418.2	417.0	410.4	364.4	366.9	371.9	374.9	373.4	374.9	373.4	6.3
	DTTE	1.8	11.3	27.6	37.4	48.6	47.4	40.8	-5.2	-2.7	2.3	5.3	3.8	5.3	3.8	
4	TTE	371.0	380.5	395.3	401.1	413.2	411.2	405.6	364.0	366.5	371.5	374.0	372.4	374.4	372.9	19.0
	DTTE	1.3	10.8	25.6	31.4	43.6	41.6	36.0	-5.7	-3.2	1.8	4.3	2.8	4.8	3.3	

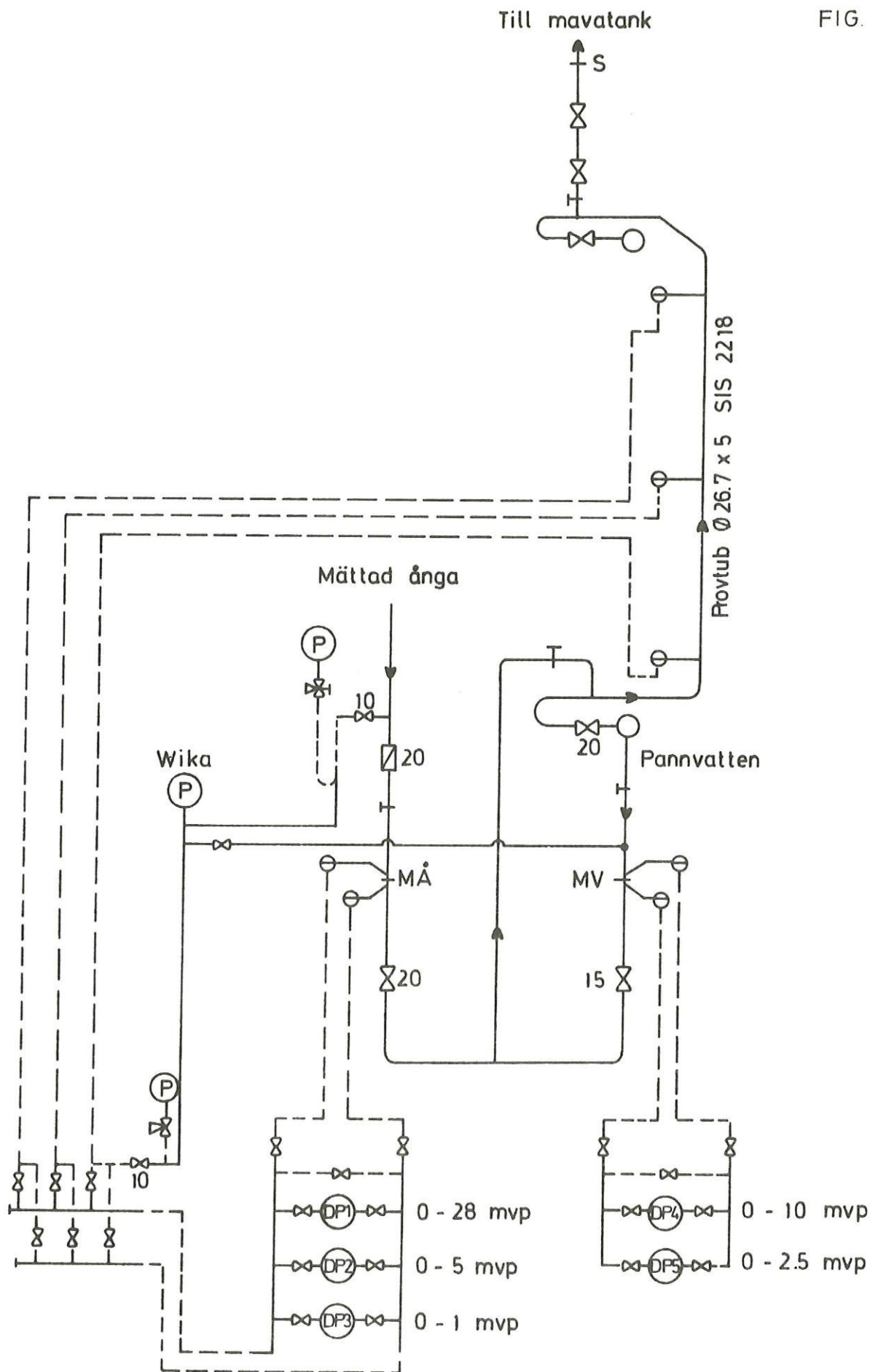


Fig.1 Principskiss av provtubens inkoppling och mätutrustning

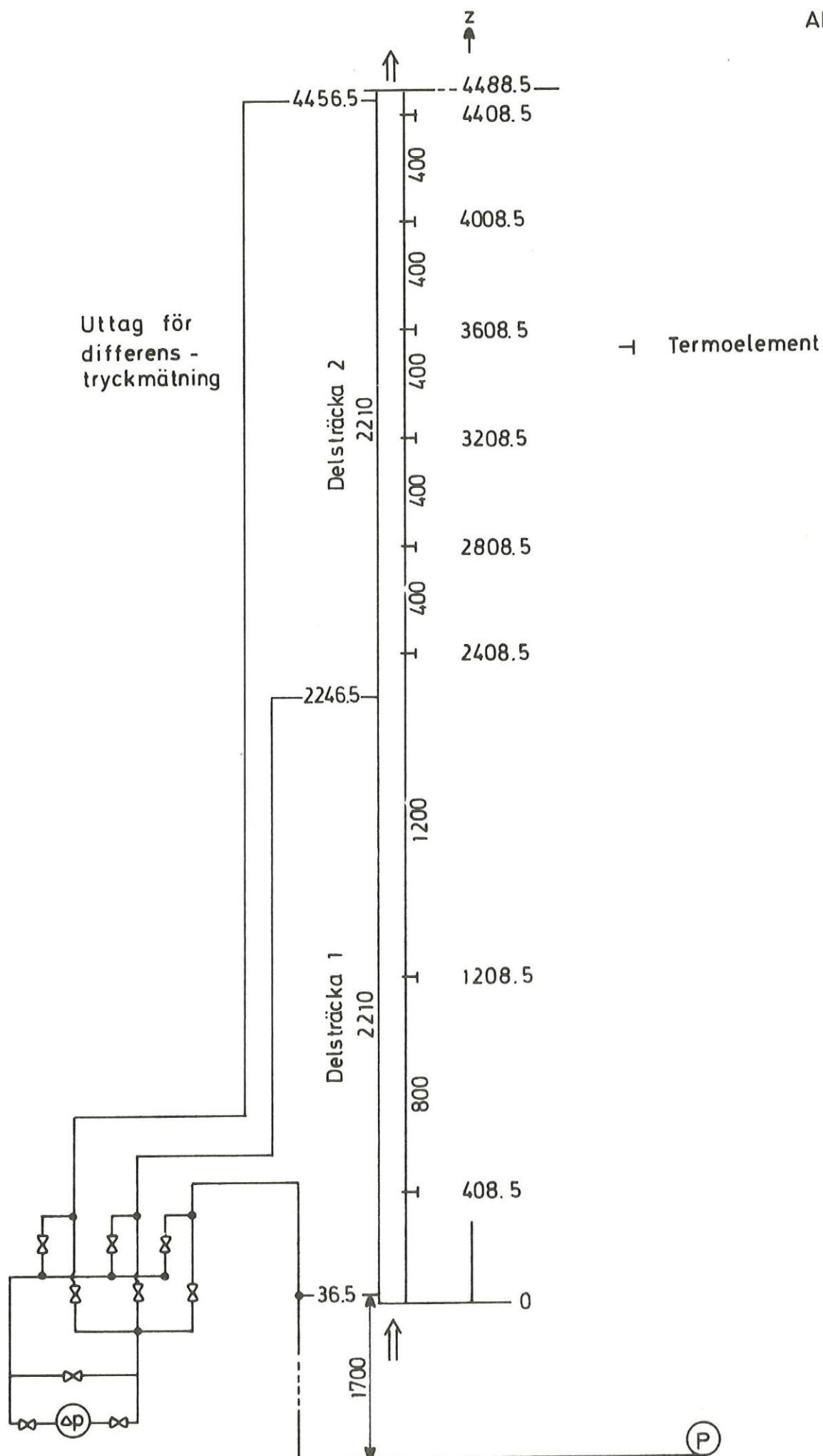


Fig. 2 Mätpunkternas axiella placering på provtuben

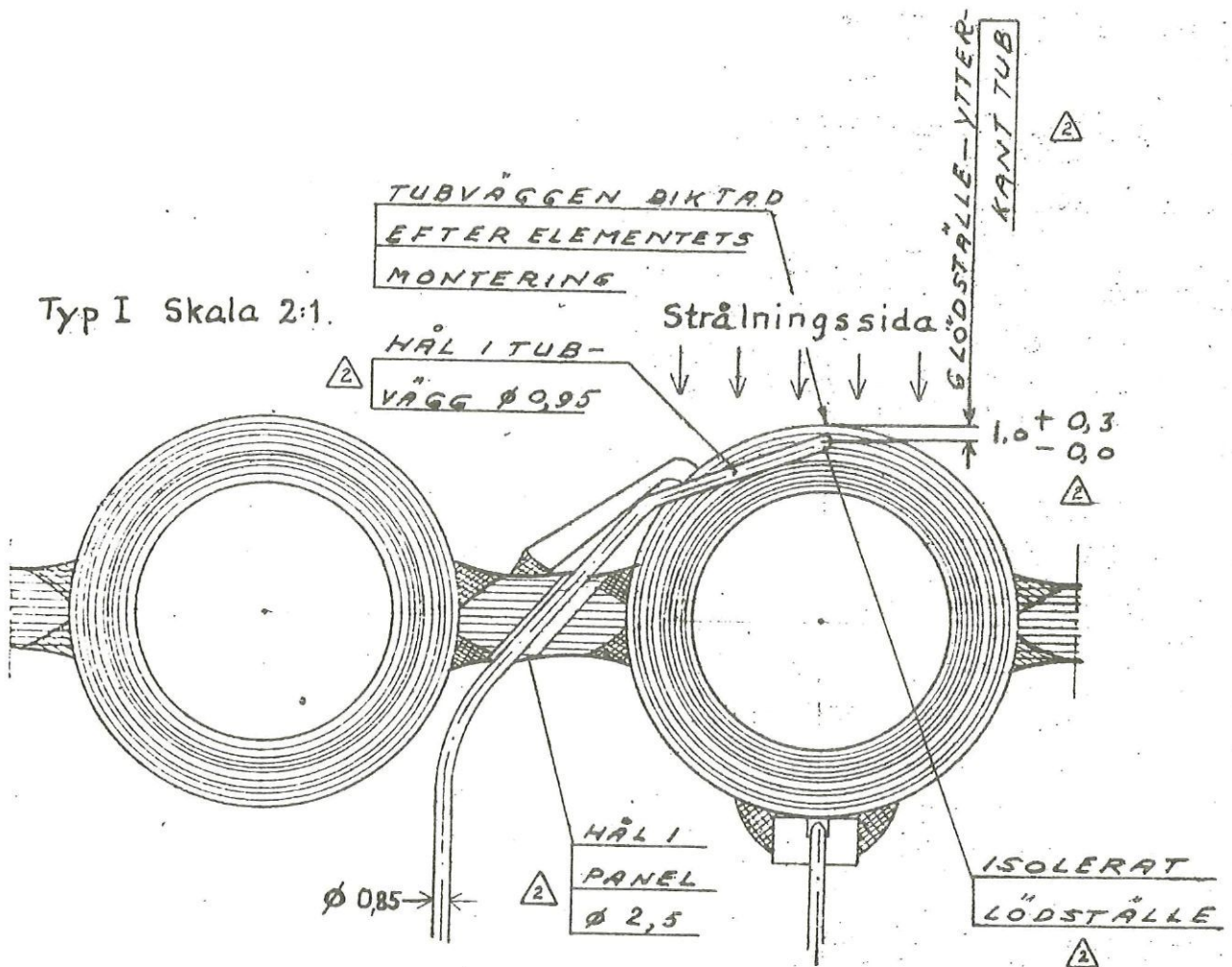


Fig. 3. Inborrning av termoelement i tubväggen

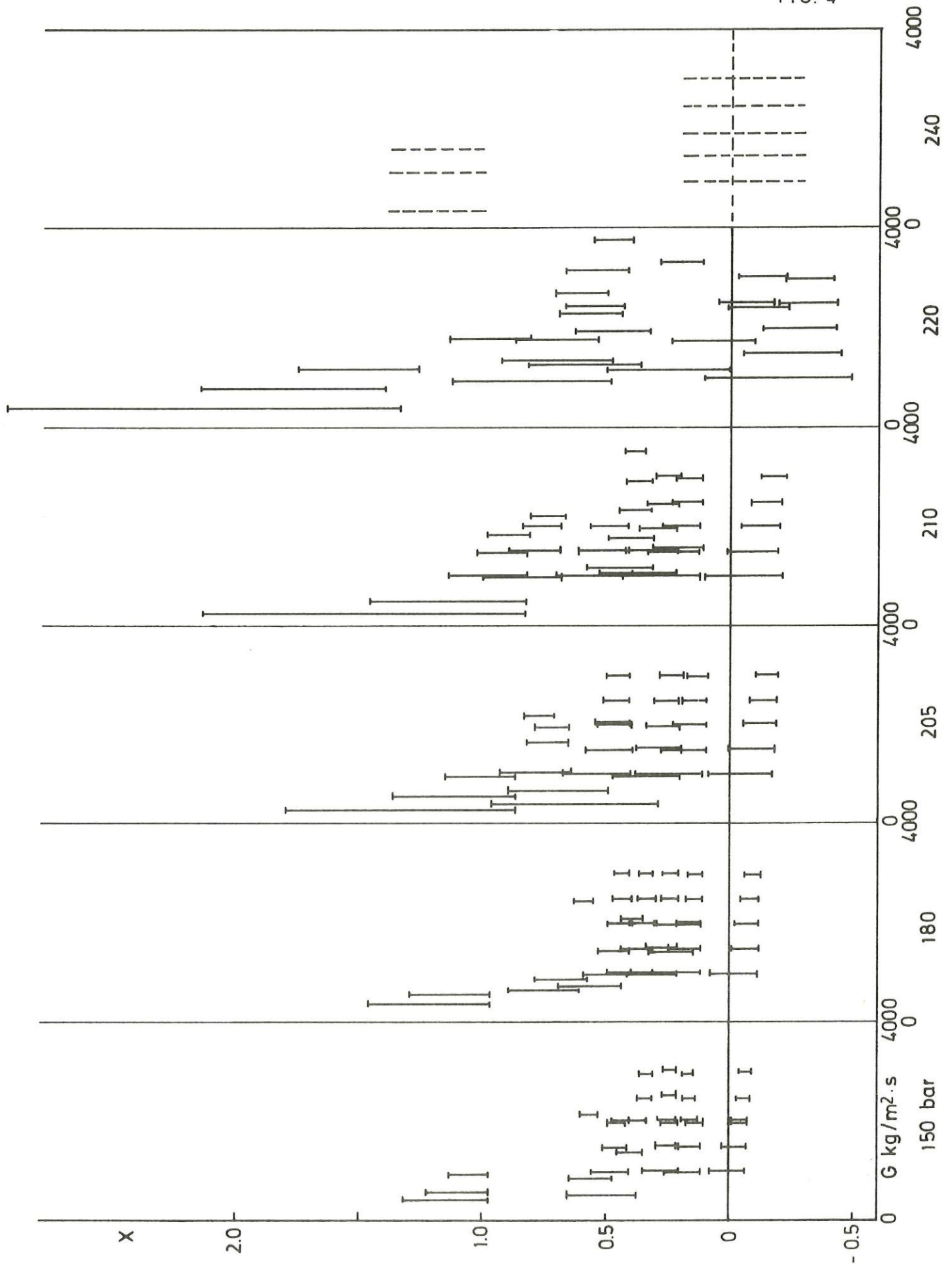


Fig.4 Mätpunkternas fördelning i massflödestäthet och ånghalt vid olika tryck.

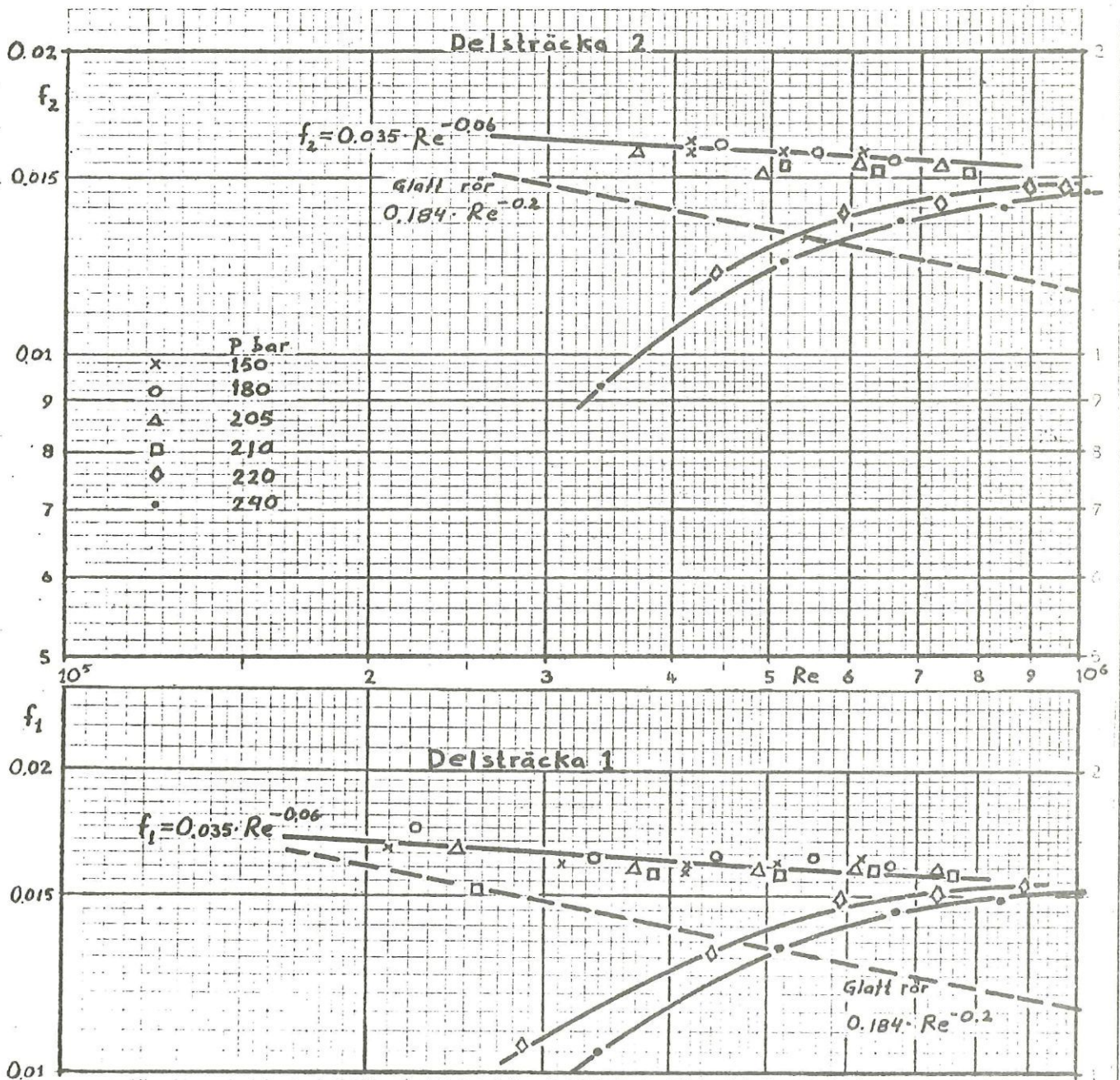
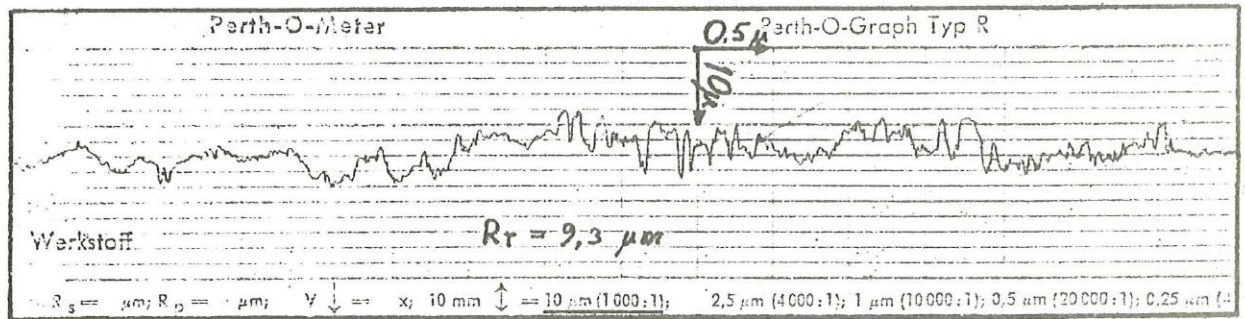


Fig. 5 Enfas friktionsfaktorn som funktion av Reynolds tal, samt ytprofil hos färskt tubmaterial

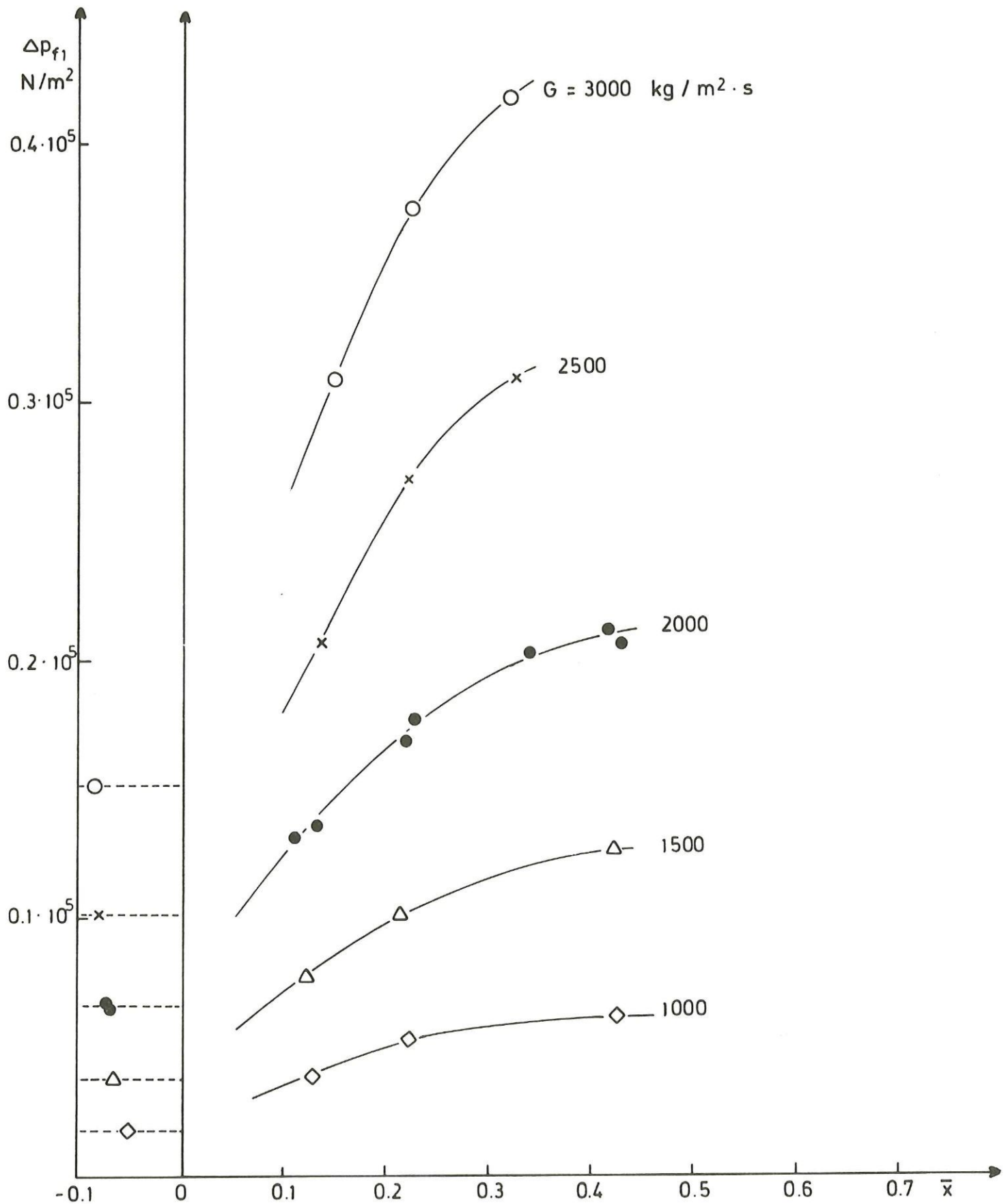


Fig. 6 Friktionstryckfall som funktion av ånghalten
 $p = 150$ bar, nedre delsträckan.

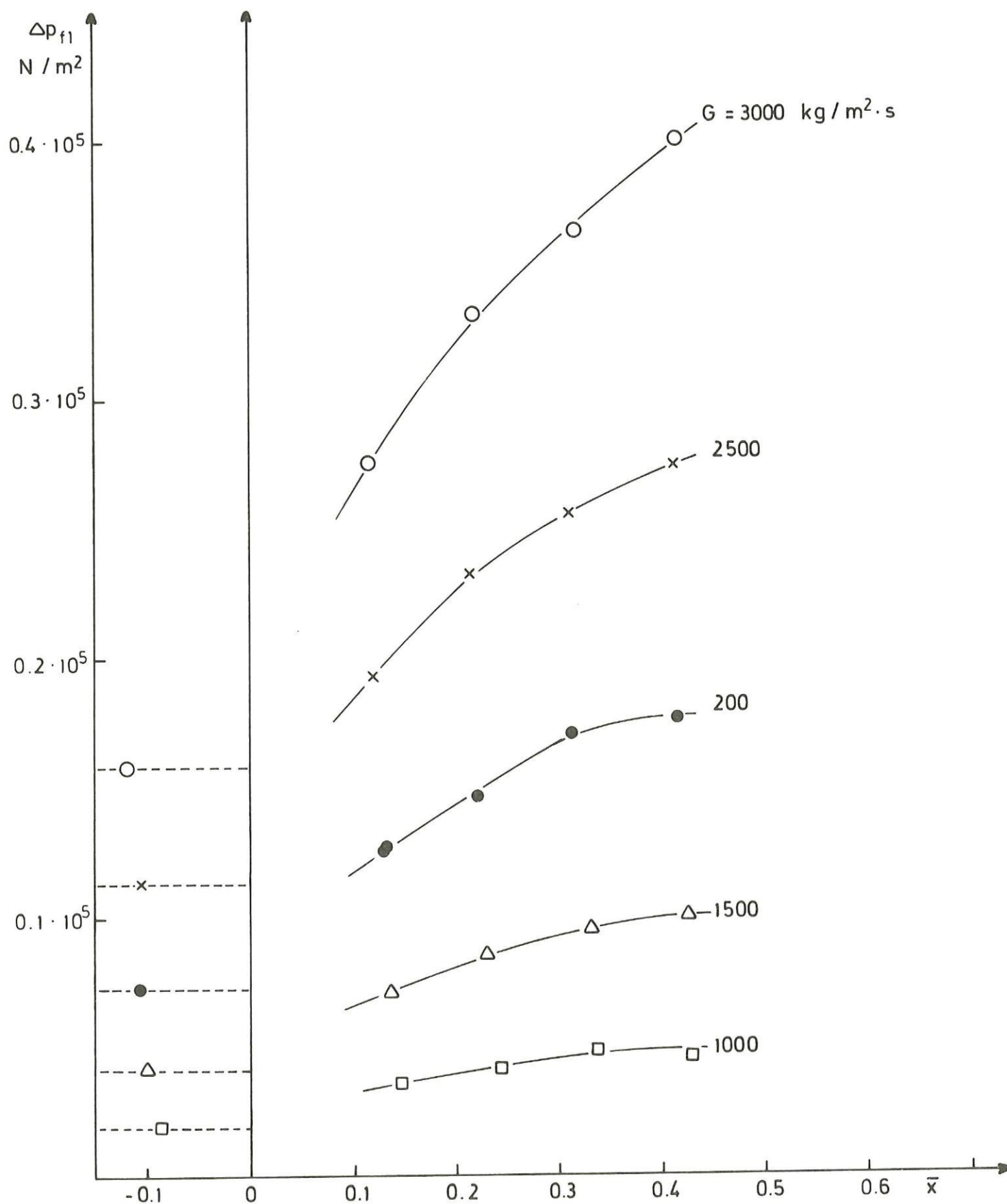


Fig. 7

Friktionstryckfall som funktion av ånghalten.
 $p = 180$ bar, nedre delsträckan.

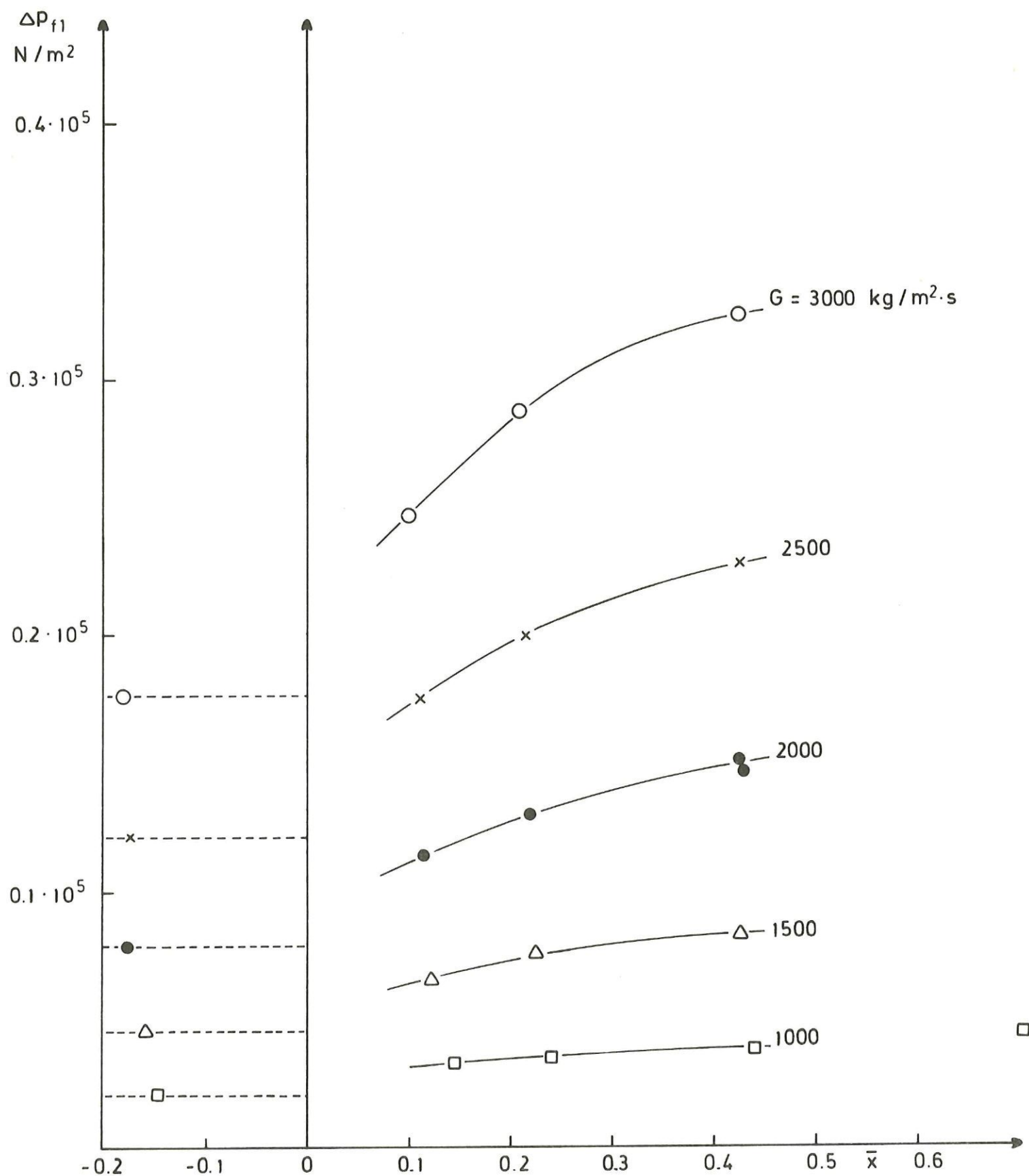


Fig. 8 Friktionstryckfall som funktion av ånghalten.
 $p = 205$ bar, nedre delsträckan.

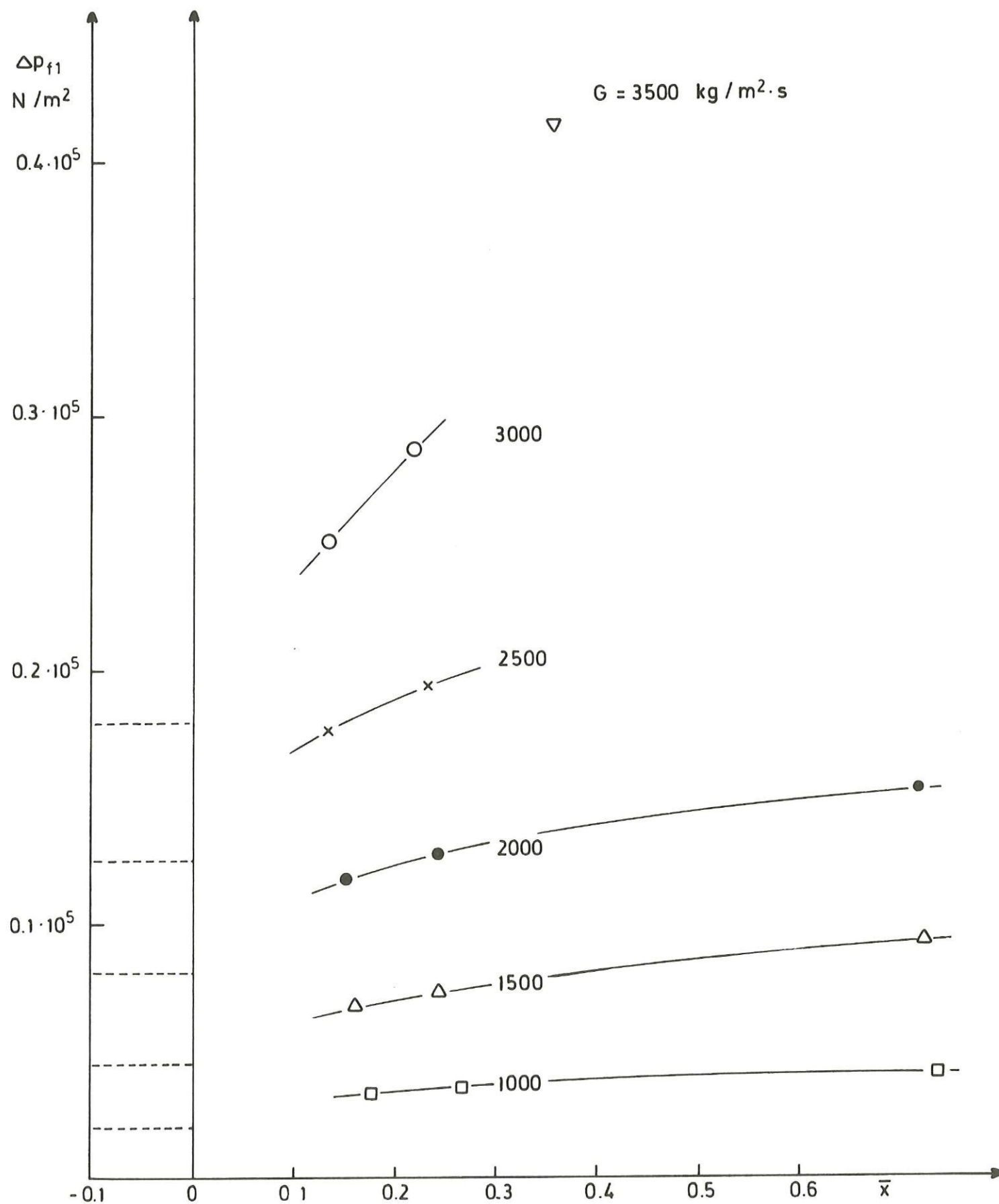


Fig. 9

Friktionstryckfall som funktion av ånghalten.
 $p = 210 \text{ bar}$, nedre delsträckan.

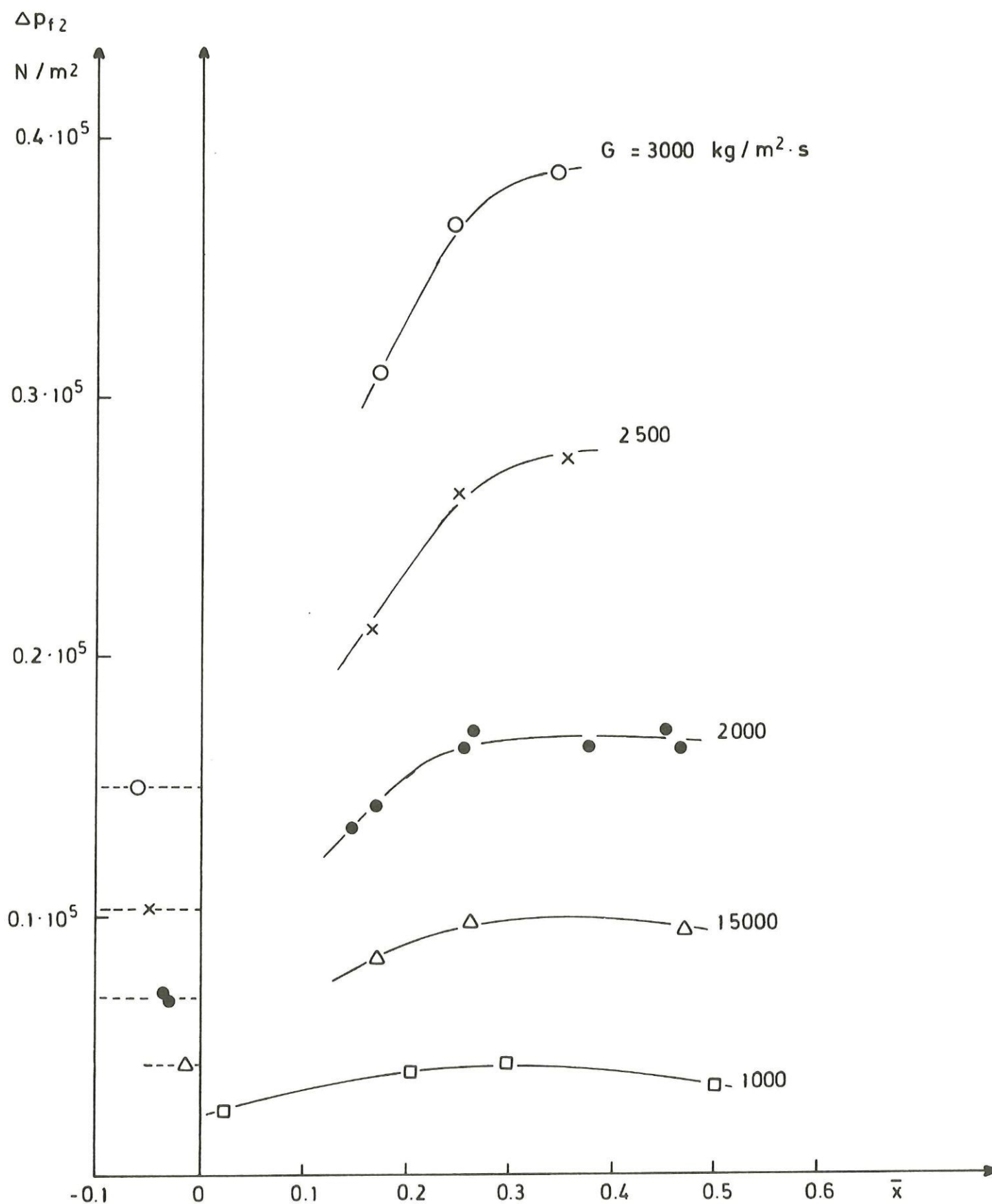


Fig. 10 Friktionstryckfall som funktion av ånghalten.
 $p = 150$ bar, övre delsträcken.

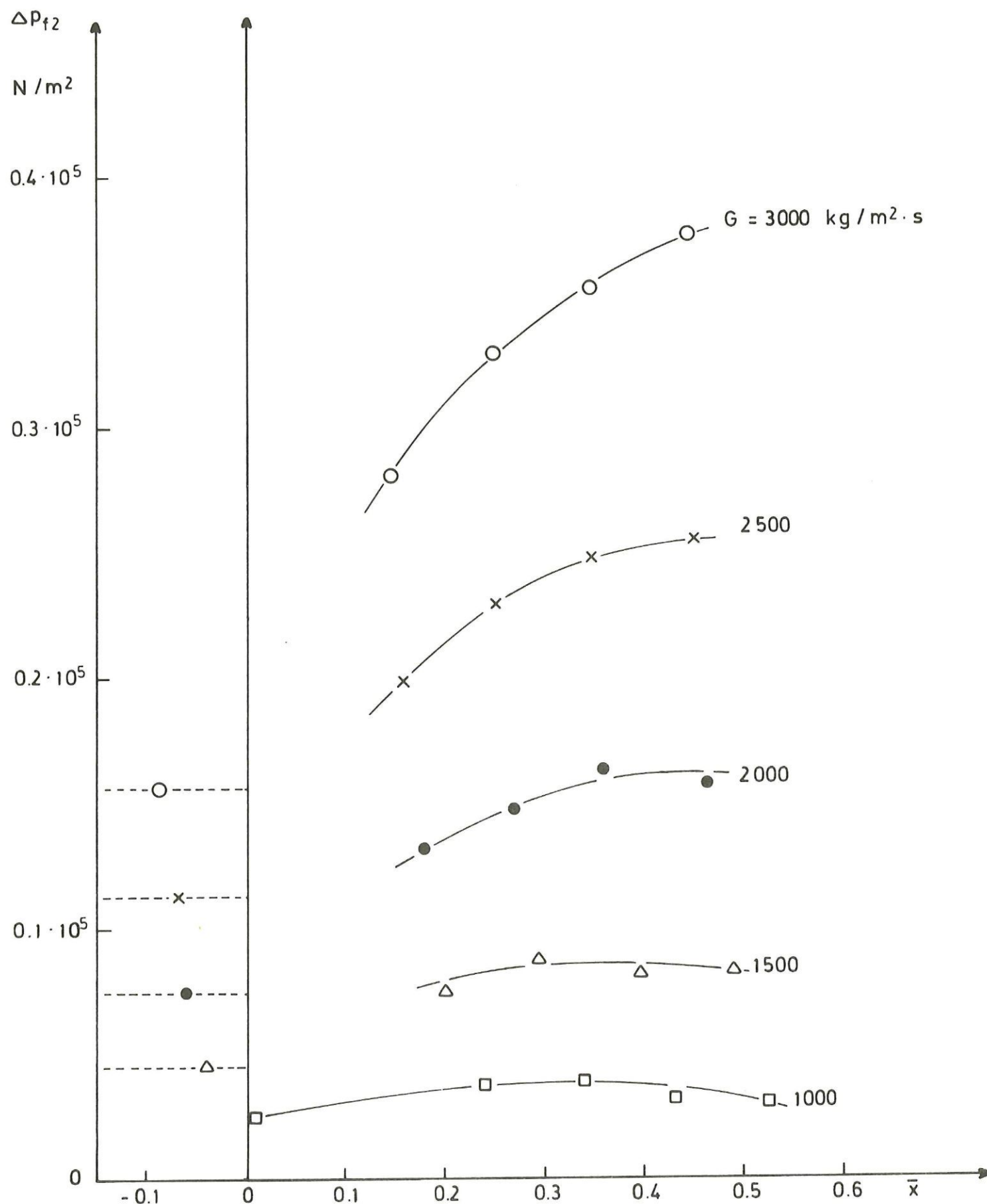


Fig. 11 Friktionstryckfall som funktion av ånghalten.
 $p = 180$ bar, övre delsträcken.

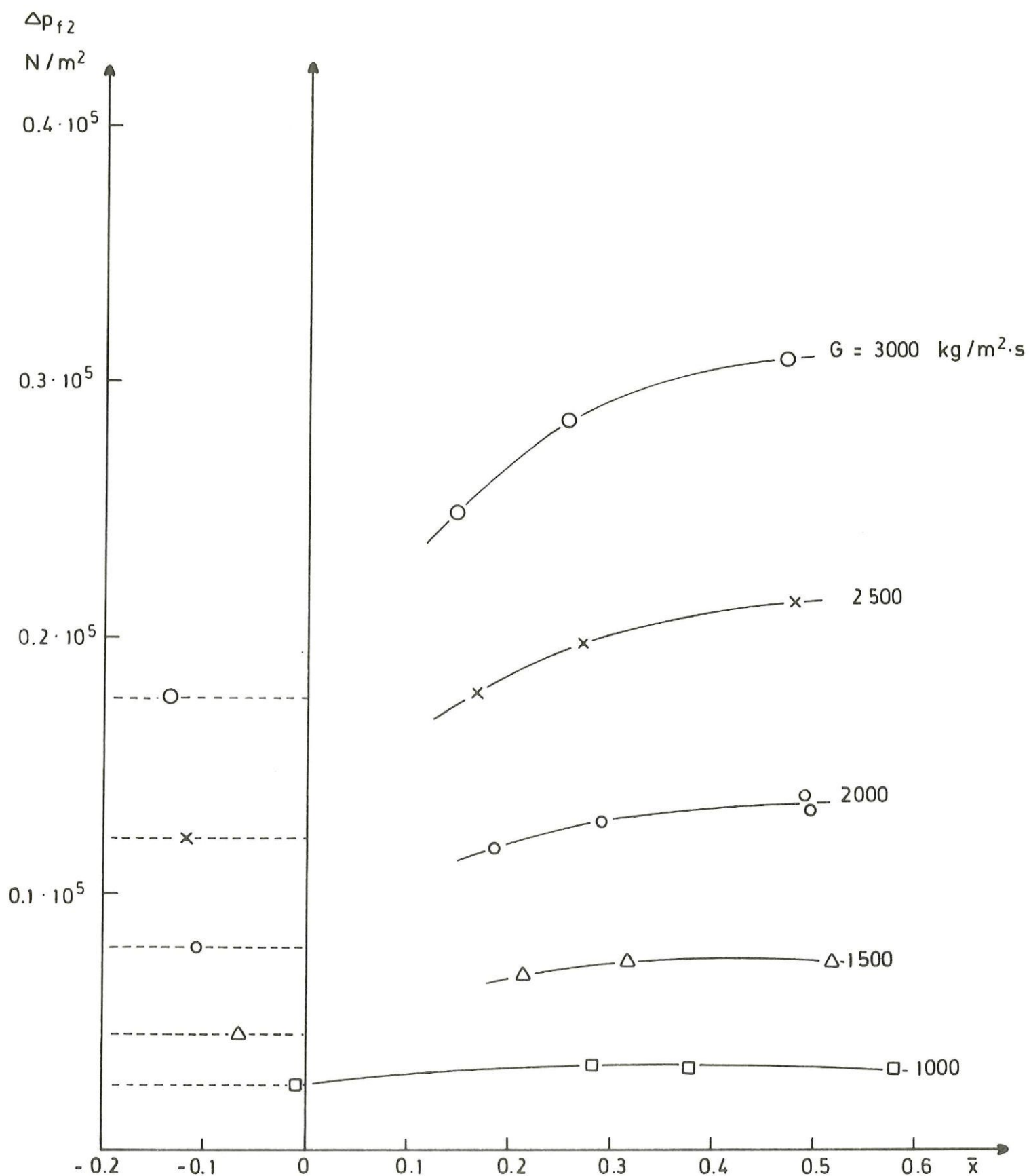


Fig. 12 Friktionstryckfall som funktion av ånghalten.
 $p = 205$ bar, övre delsträcken.

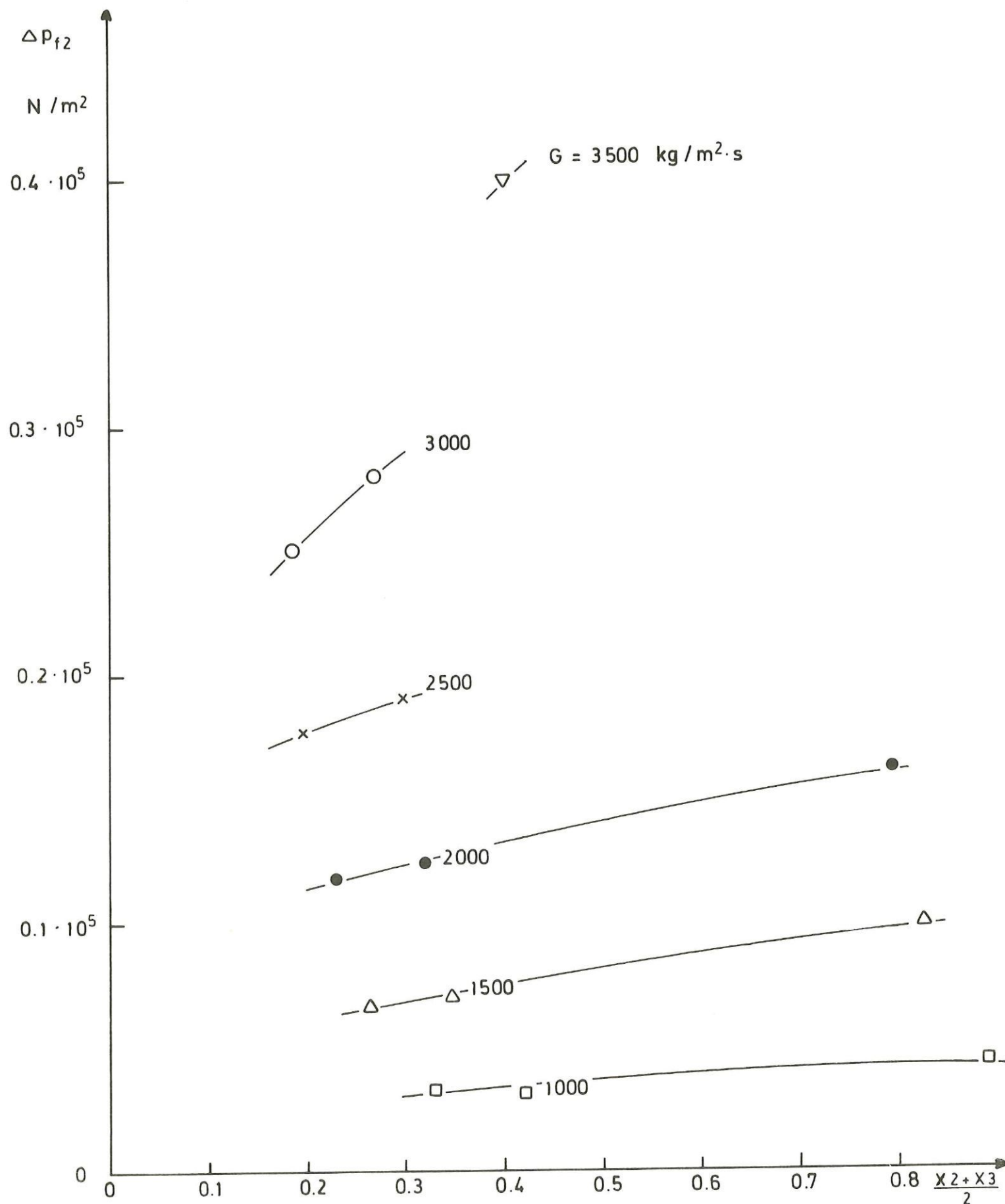


Fig. 13 Friktionstryckfall som funktion av ånghalten.
 $p = 210$ bar, övre delsträckan

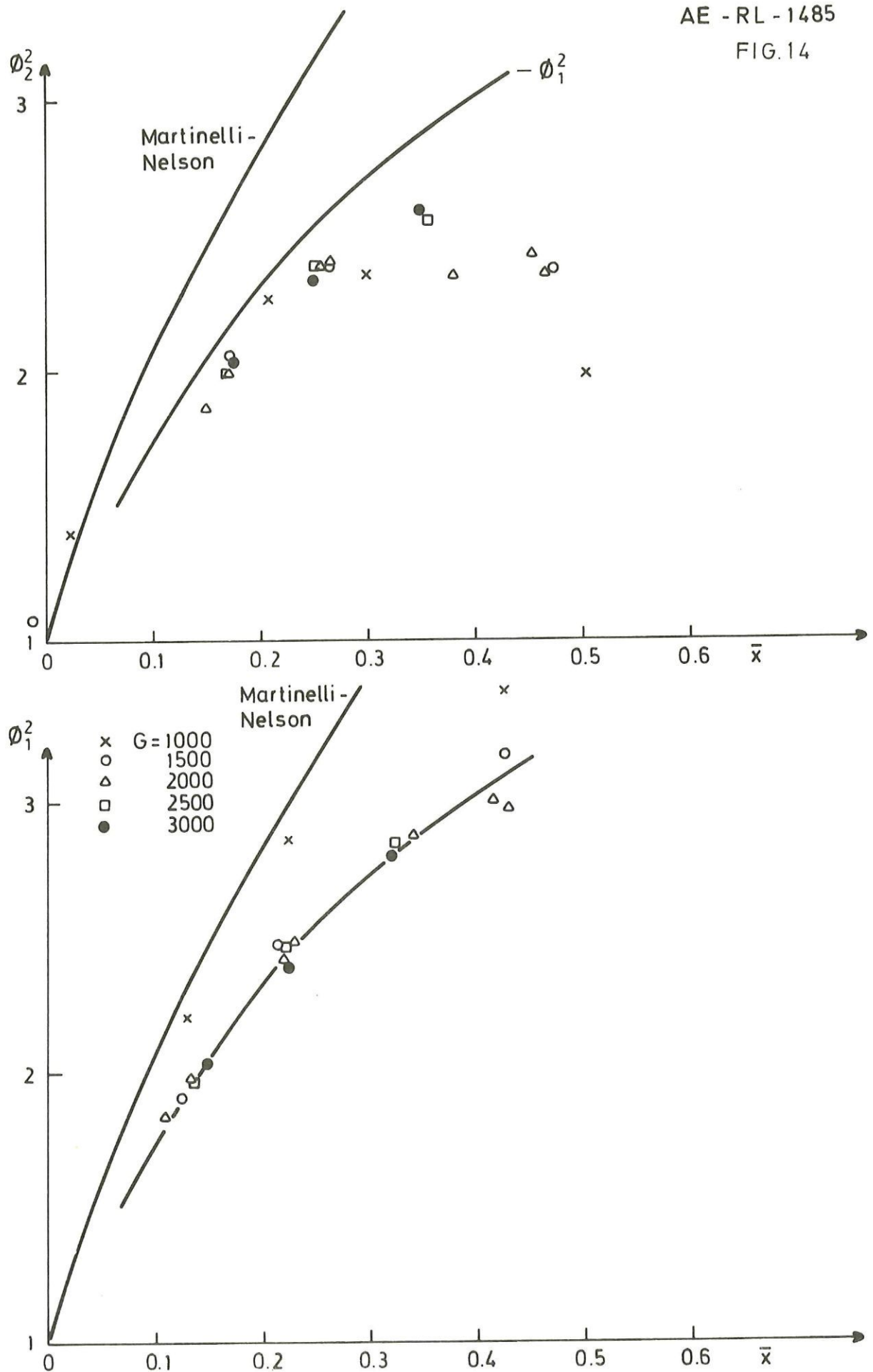


Fig. 14 Tvåfasfriktionsfaktorn som funktion av ånghalten jämförd med Martinelli - Nelsons korrelation. $p=150$ bar

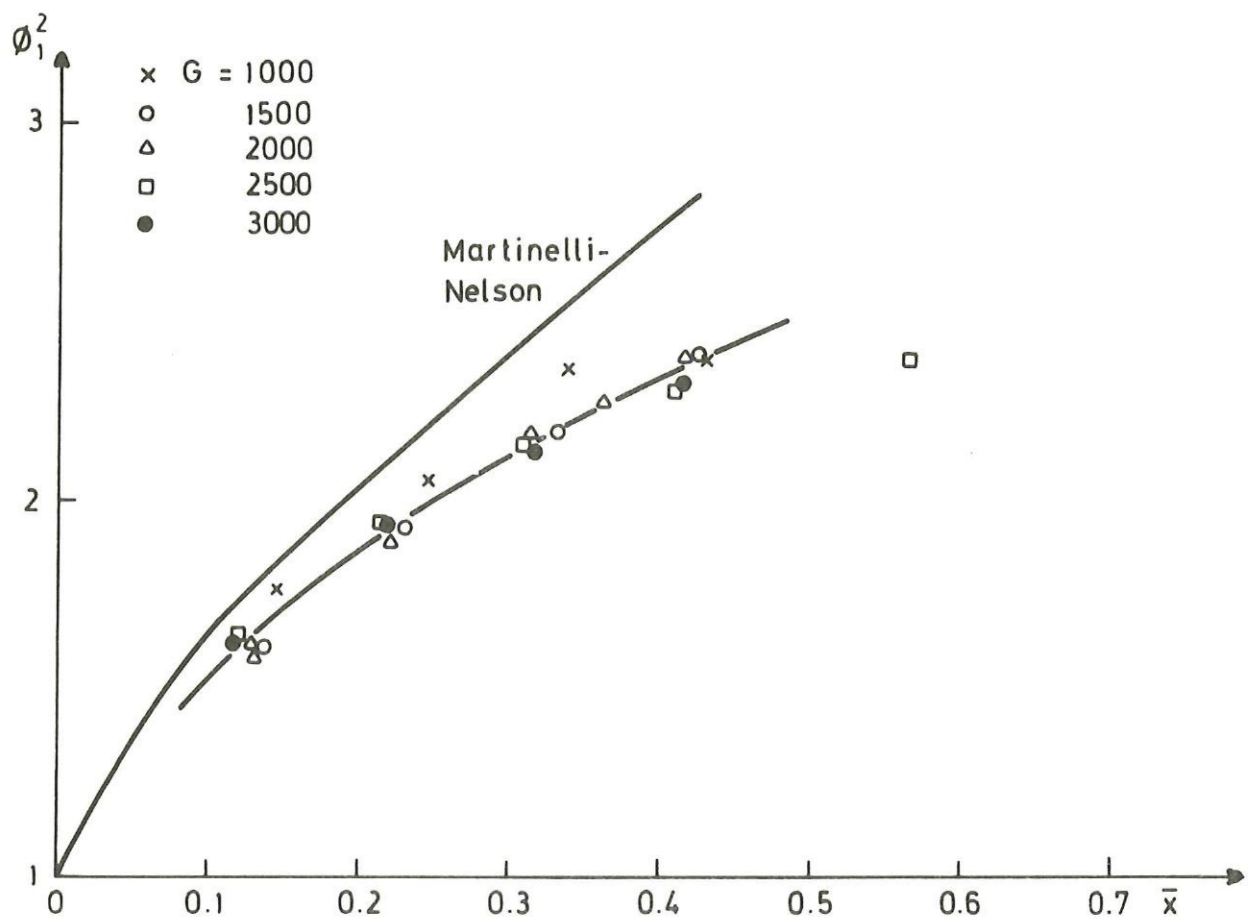
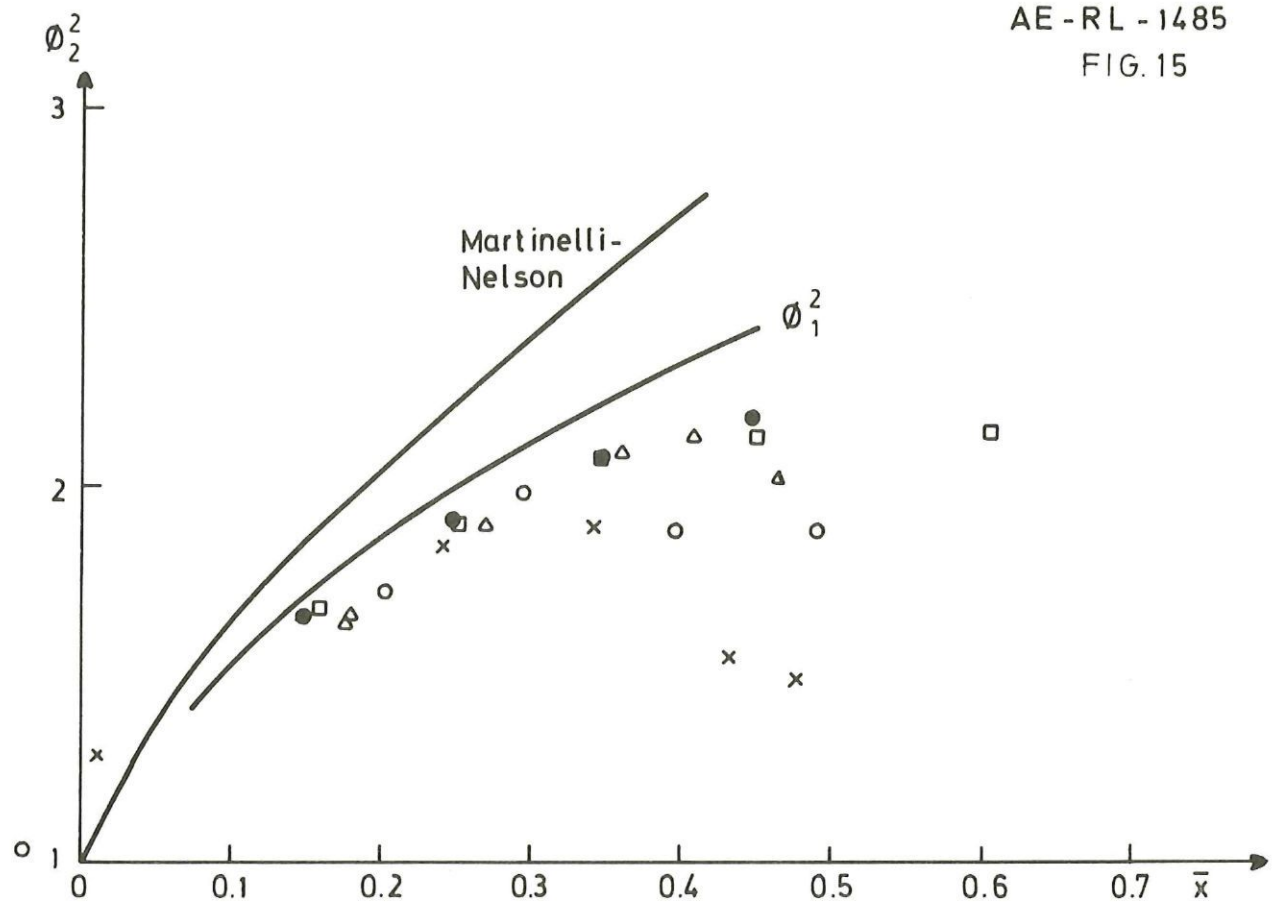


Fig. 15 Tvåfasfriktionsfaktorn som funktion av ånghalten jämförd med Martinelli - Nelsons korrelation. $p = 180$ bar

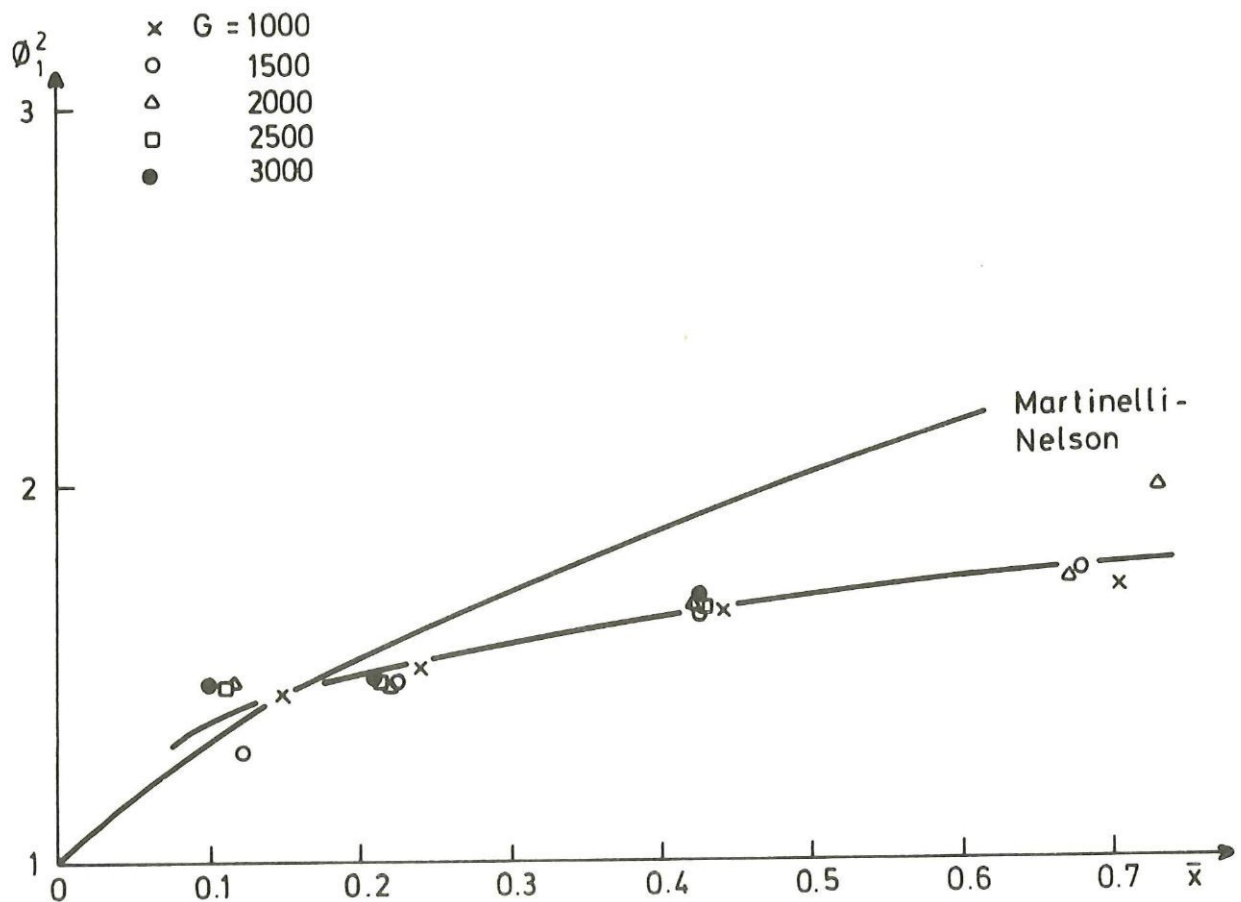
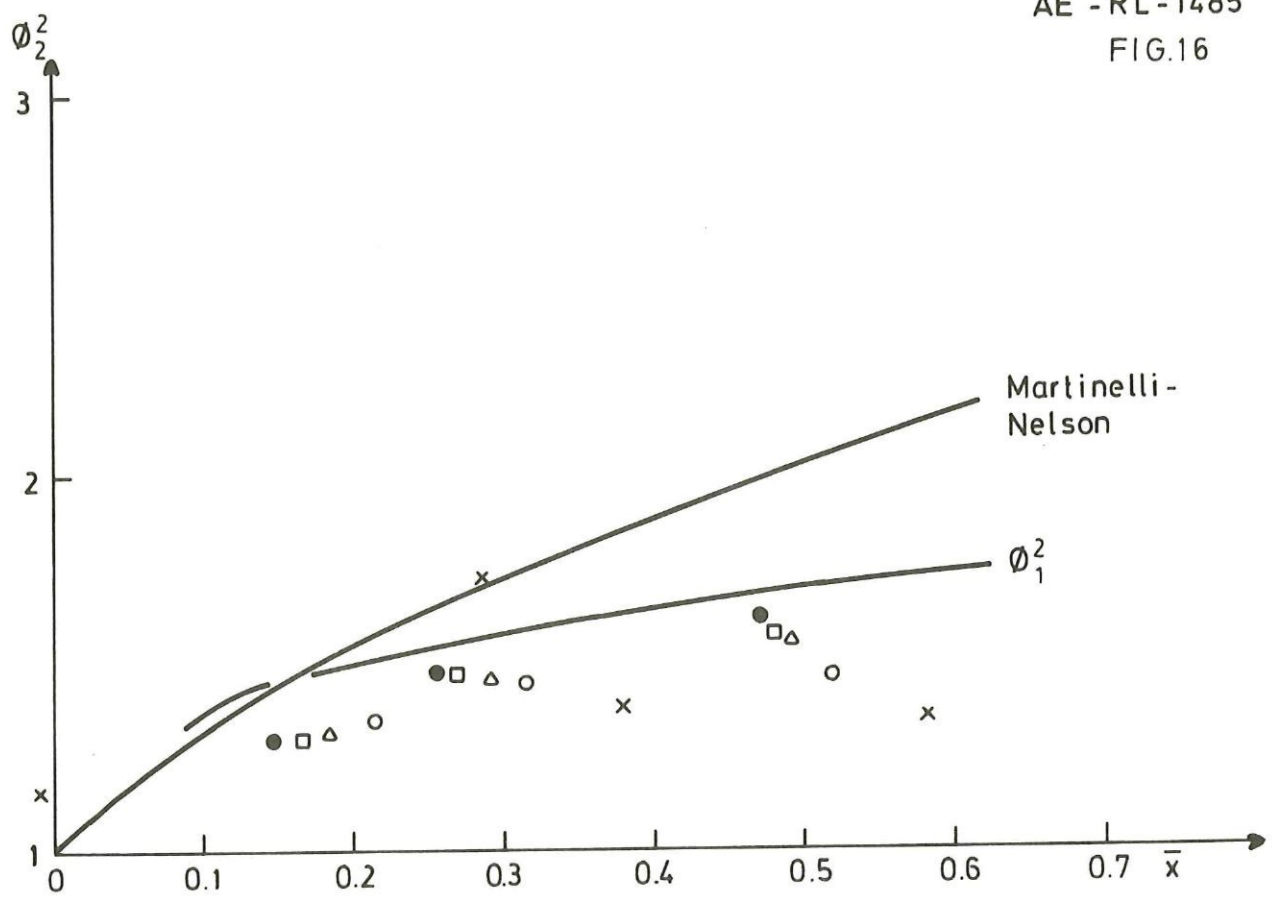


Fig. 16 Tvåfasfriktionsfaktorn som funktion av ånghalten jämförd med Martinelli-Nelsons korrelation. $p = 205$ bar

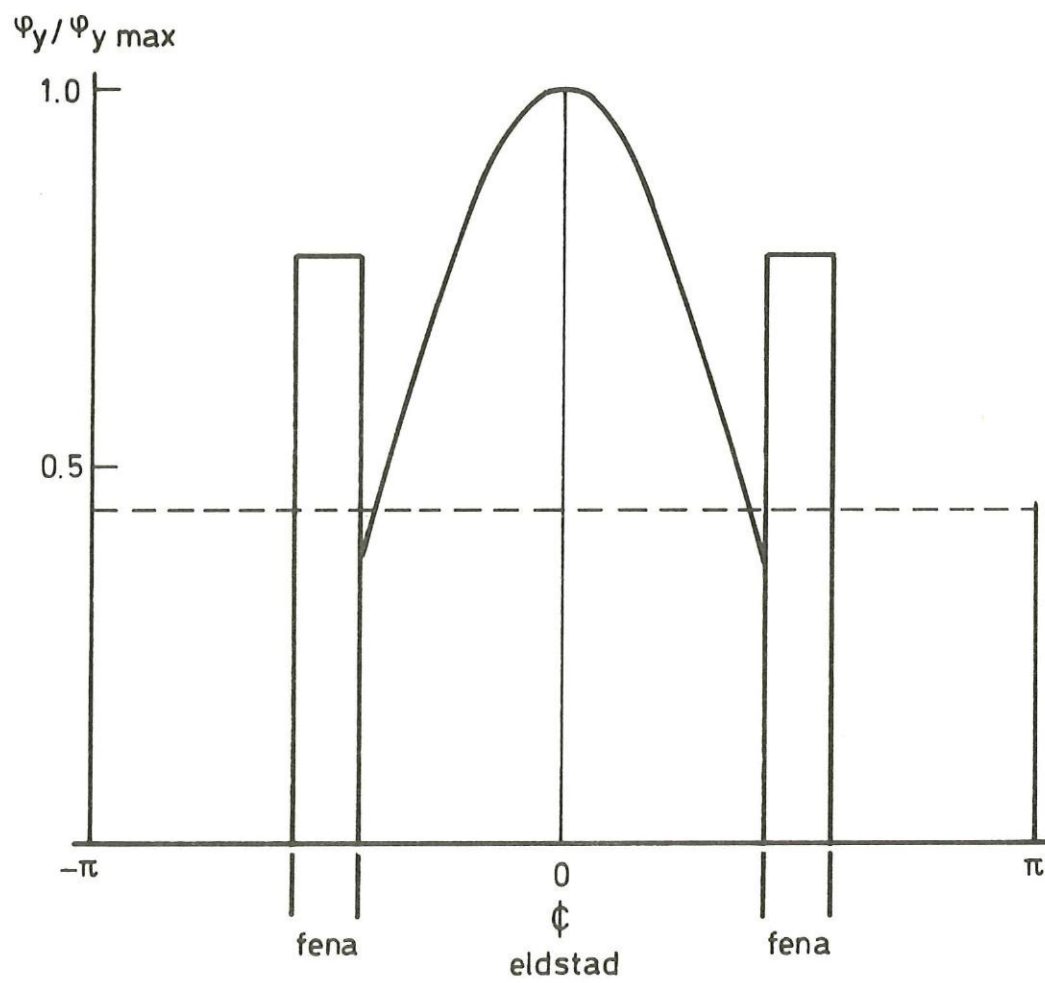


Fig. 17. Effektfördelningen runt periferin på provtubens utsida.

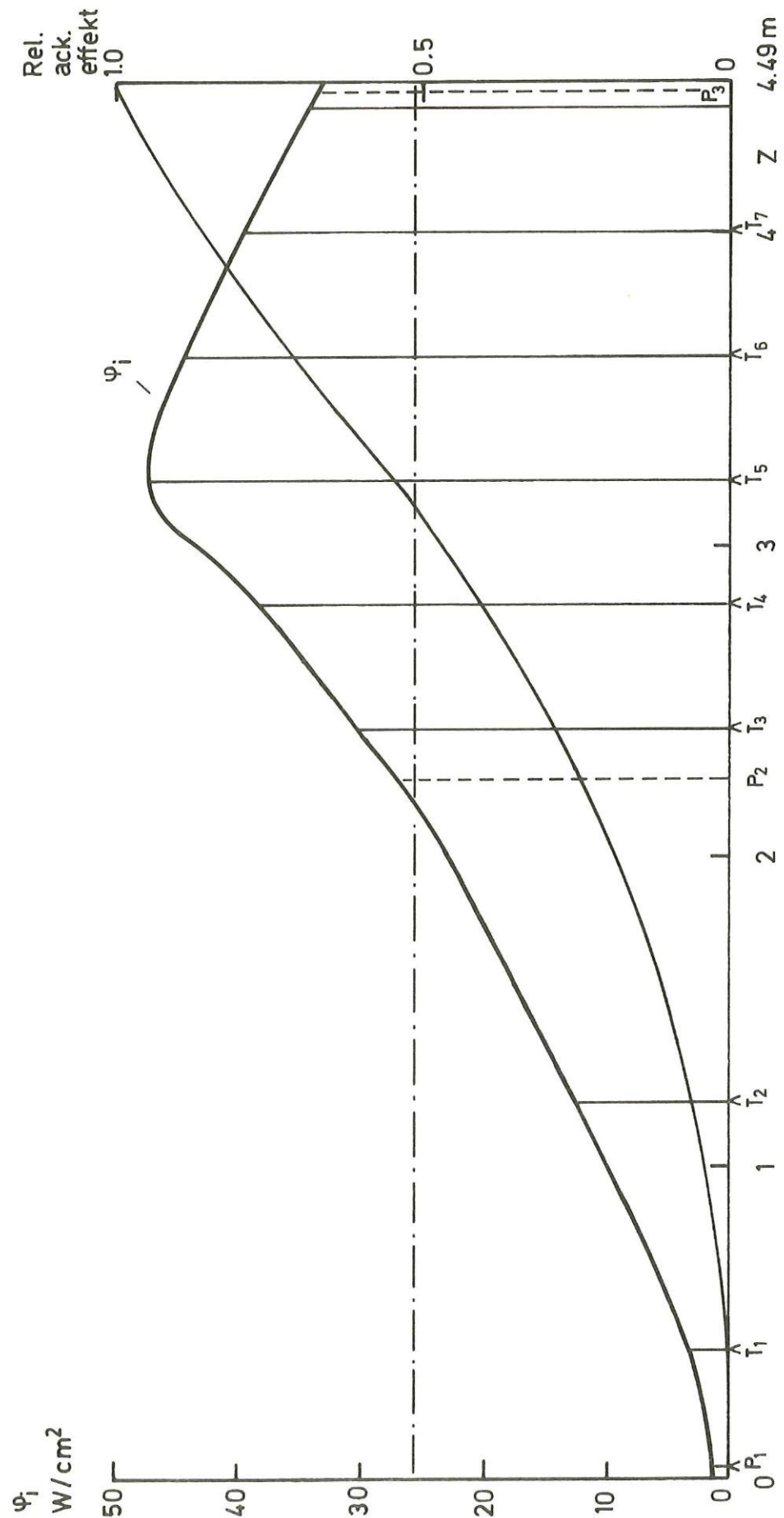


Fig. 18. Beräknad axiell effektfördelning på tubens insida och mot eldstadens centrum.

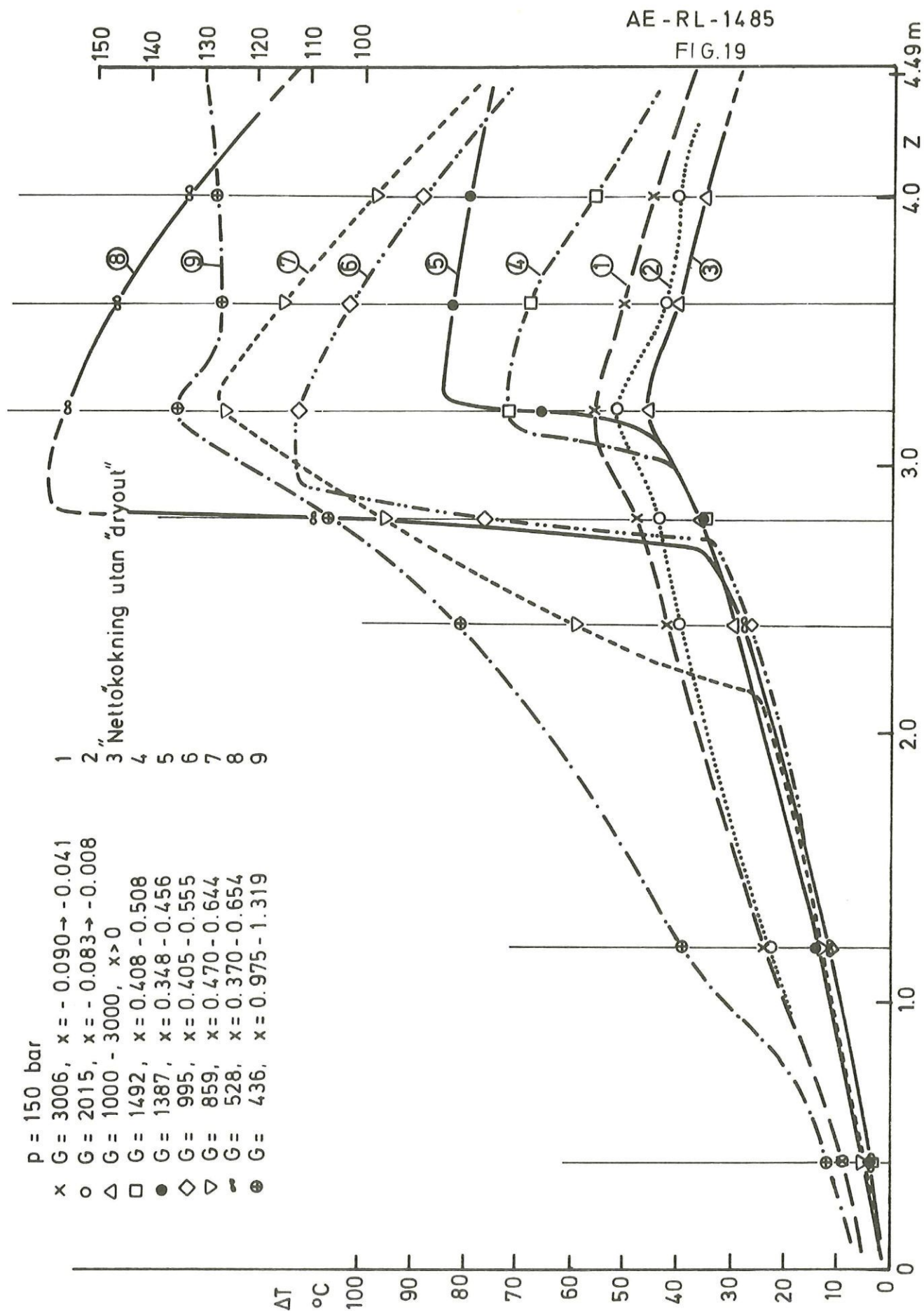


Fig. 19 Inverkan av massflödet och ånghalt vid 150 bar.

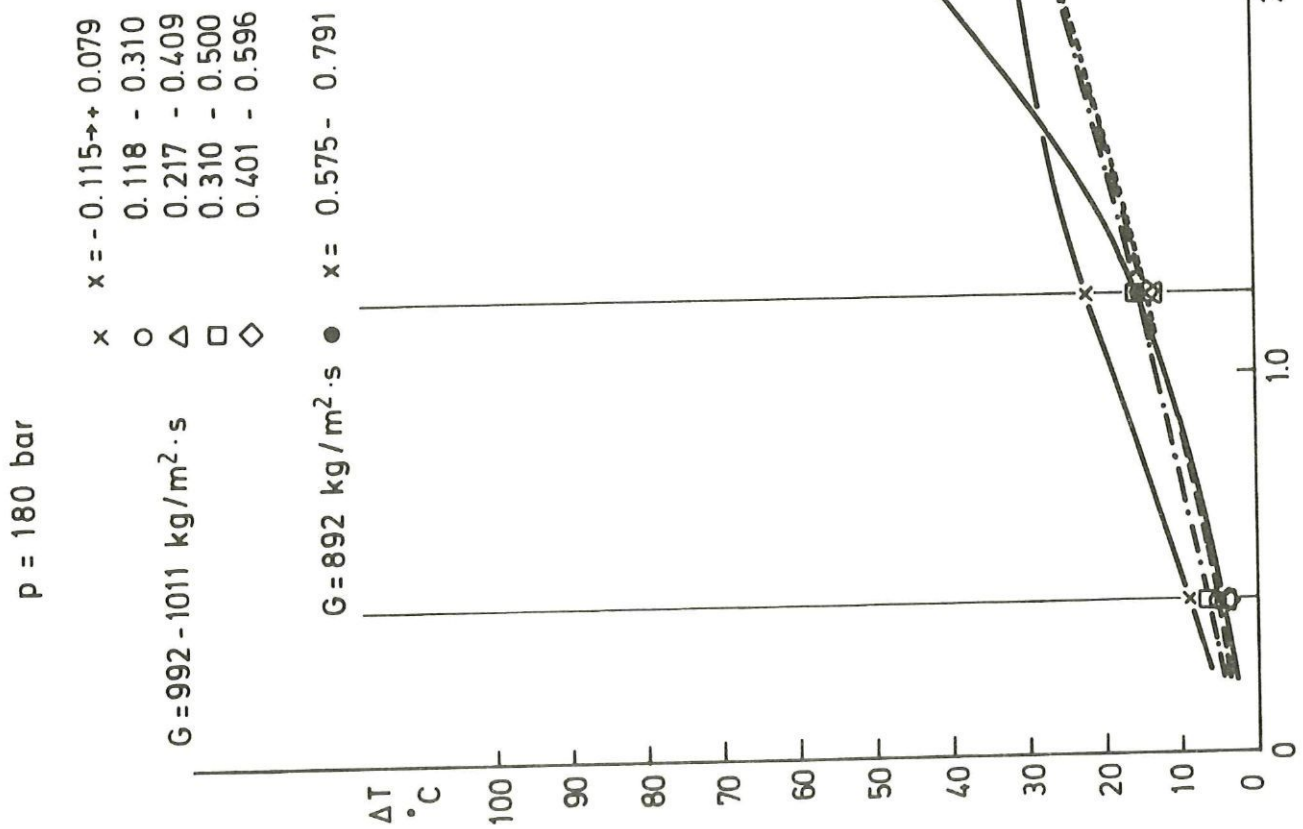


Fig. 20 Inverkan av ånghalten vid $G = 1000 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$ och 180 bar

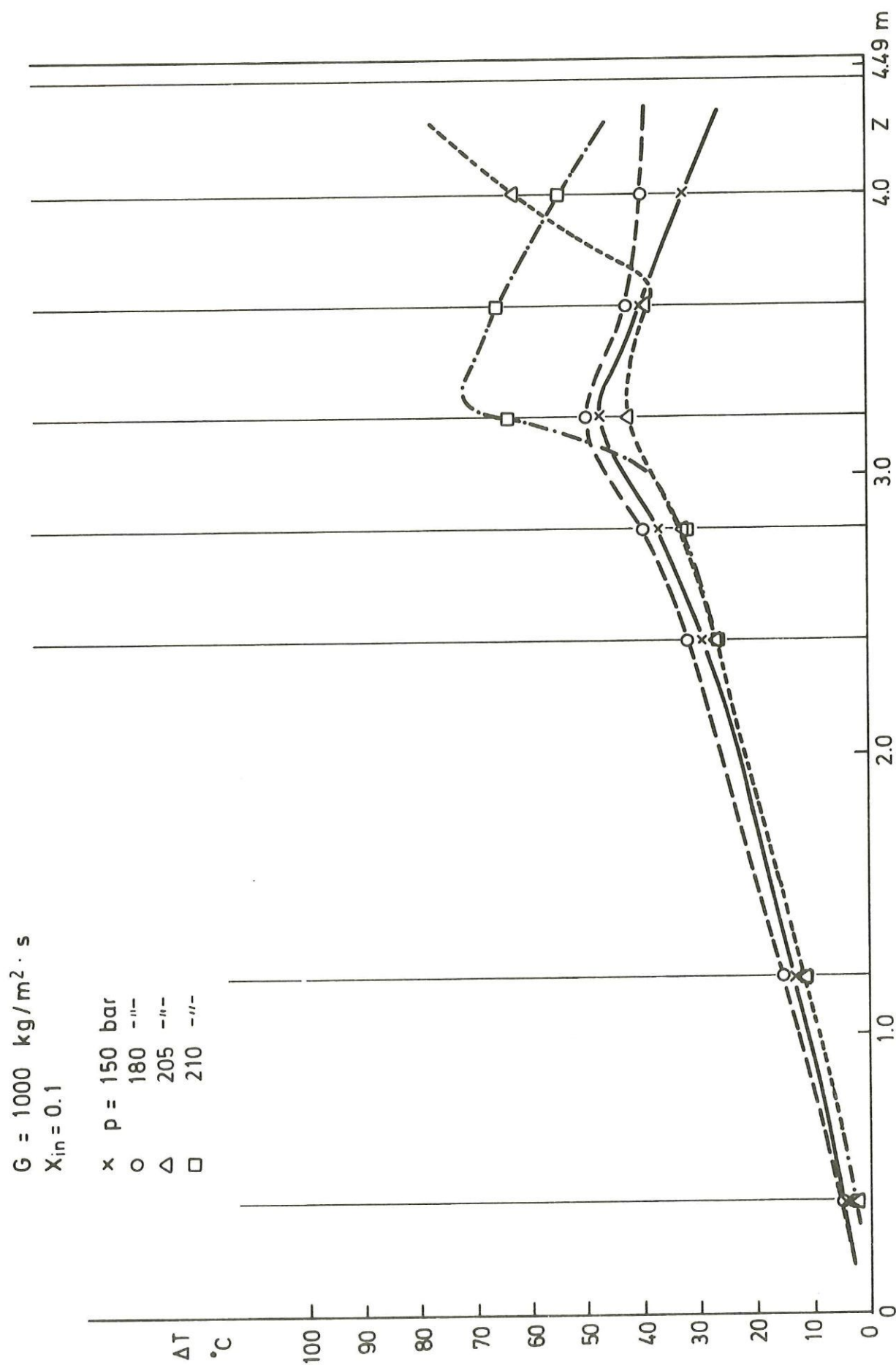


Fig. 21 Inverkan av trycket vid $G = 1000 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$ och $X_{in} = 0.1$

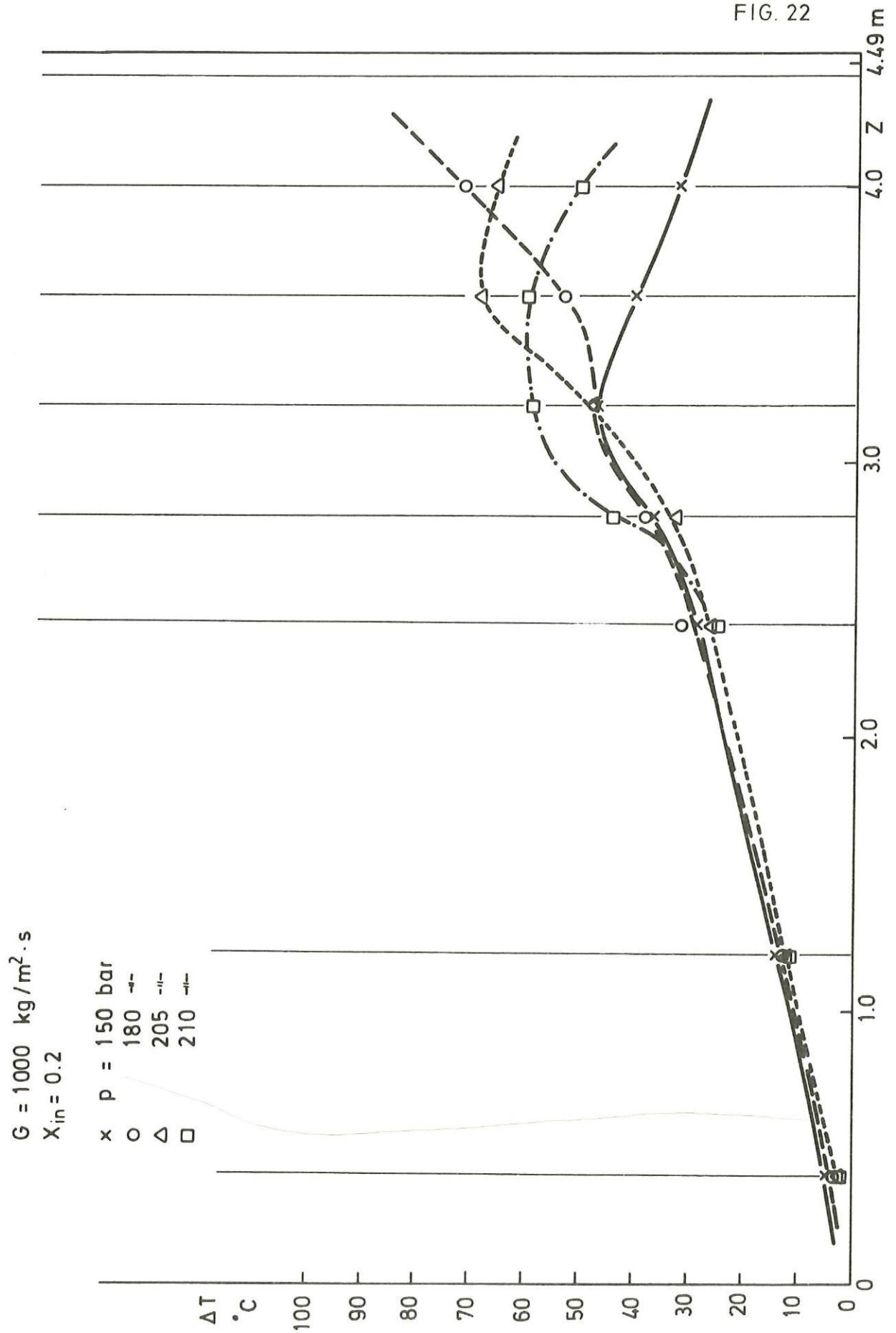


Fig. 22 Inverkan av trycket vid $G = 1000 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$ och $X_{in} = 0.2$

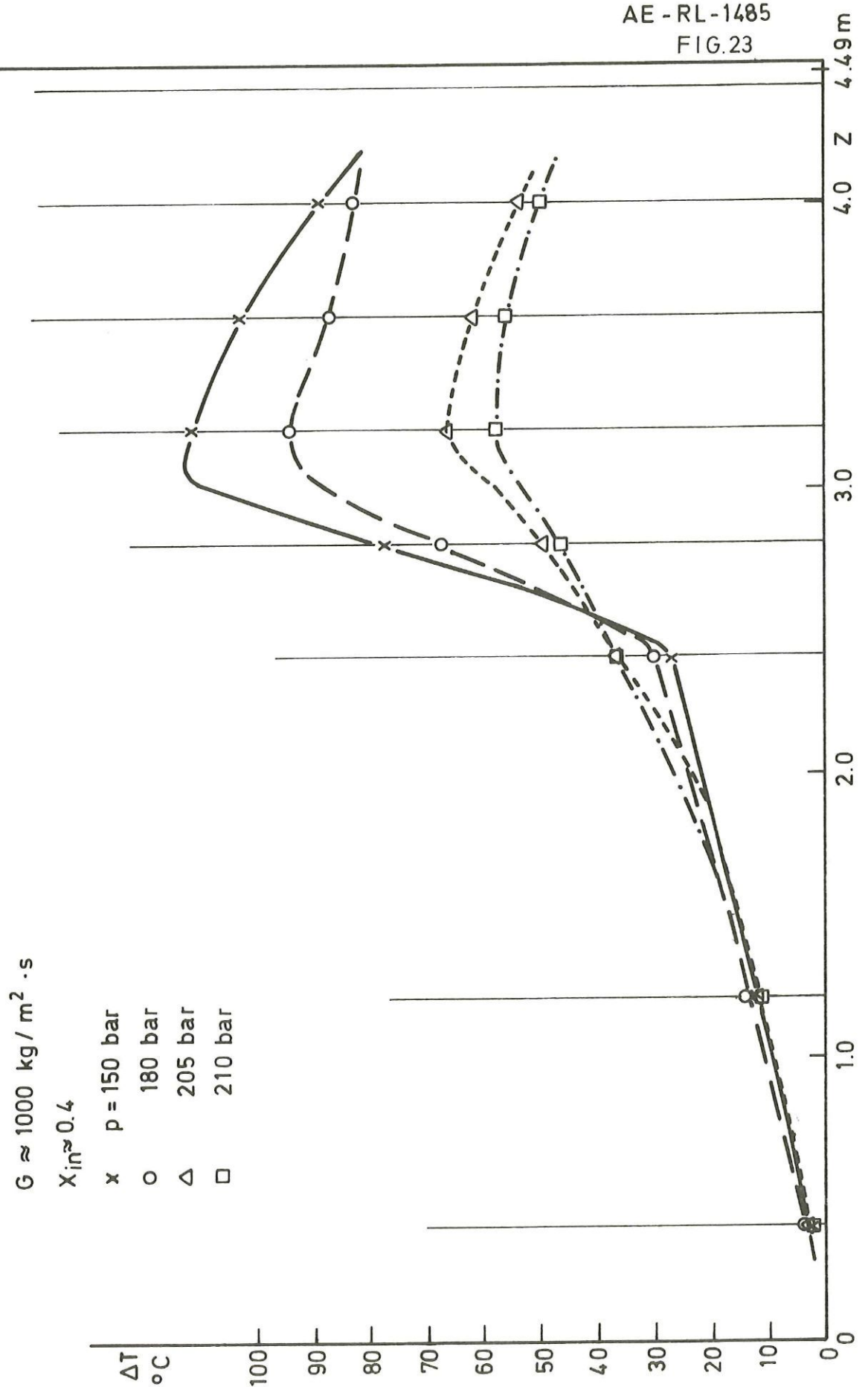


Fig. 23 Inverkan av trycket vid $G = 1000 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$ och $X_{in} = 0.4$

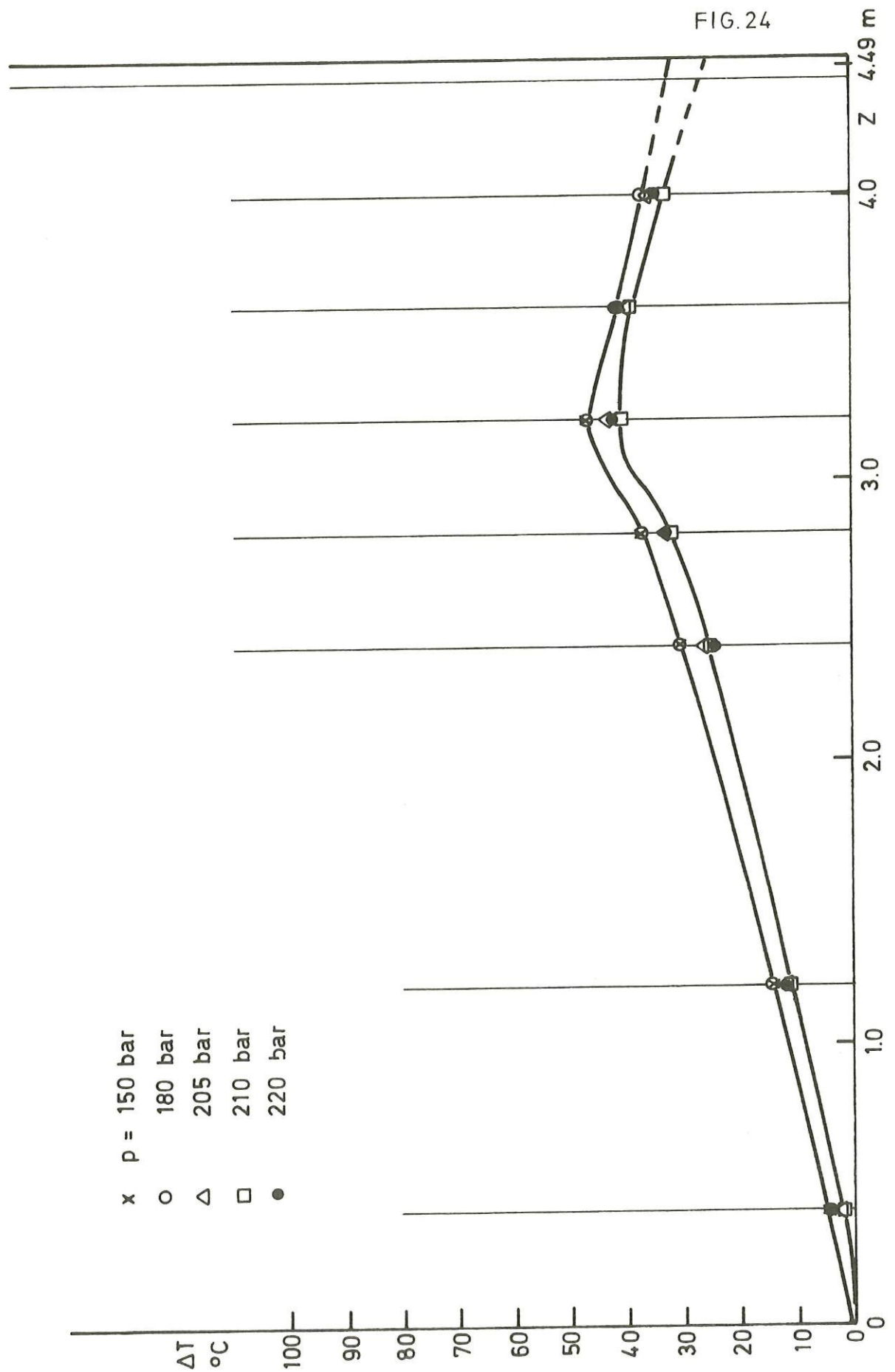


Fig. 24 Inverkan av trycket vid nettokokning före "dryout".

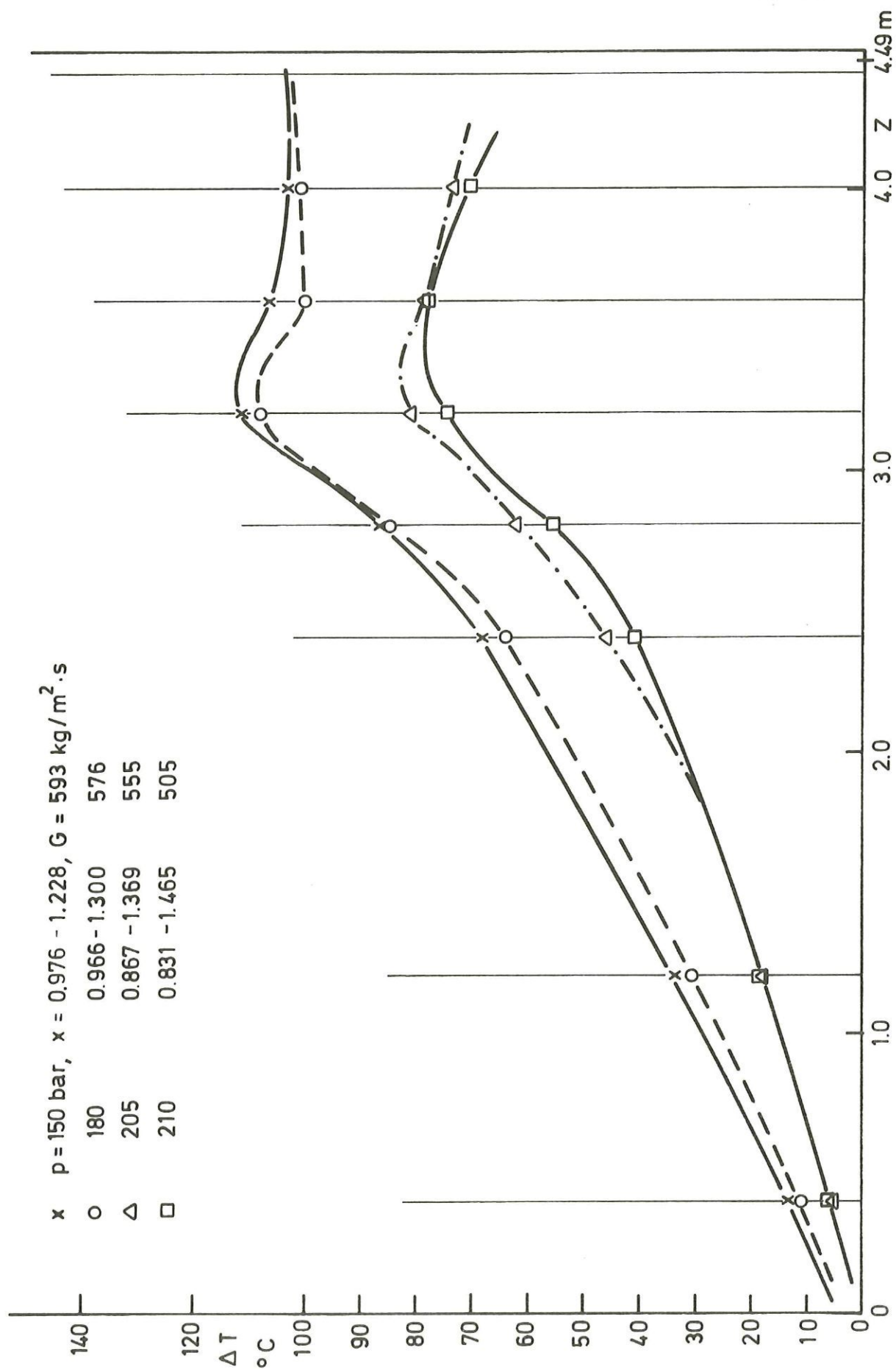


Fig. 25. Inverkan av trycket, dryout vid höga ånghalter
 $G = 500 - 600 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$

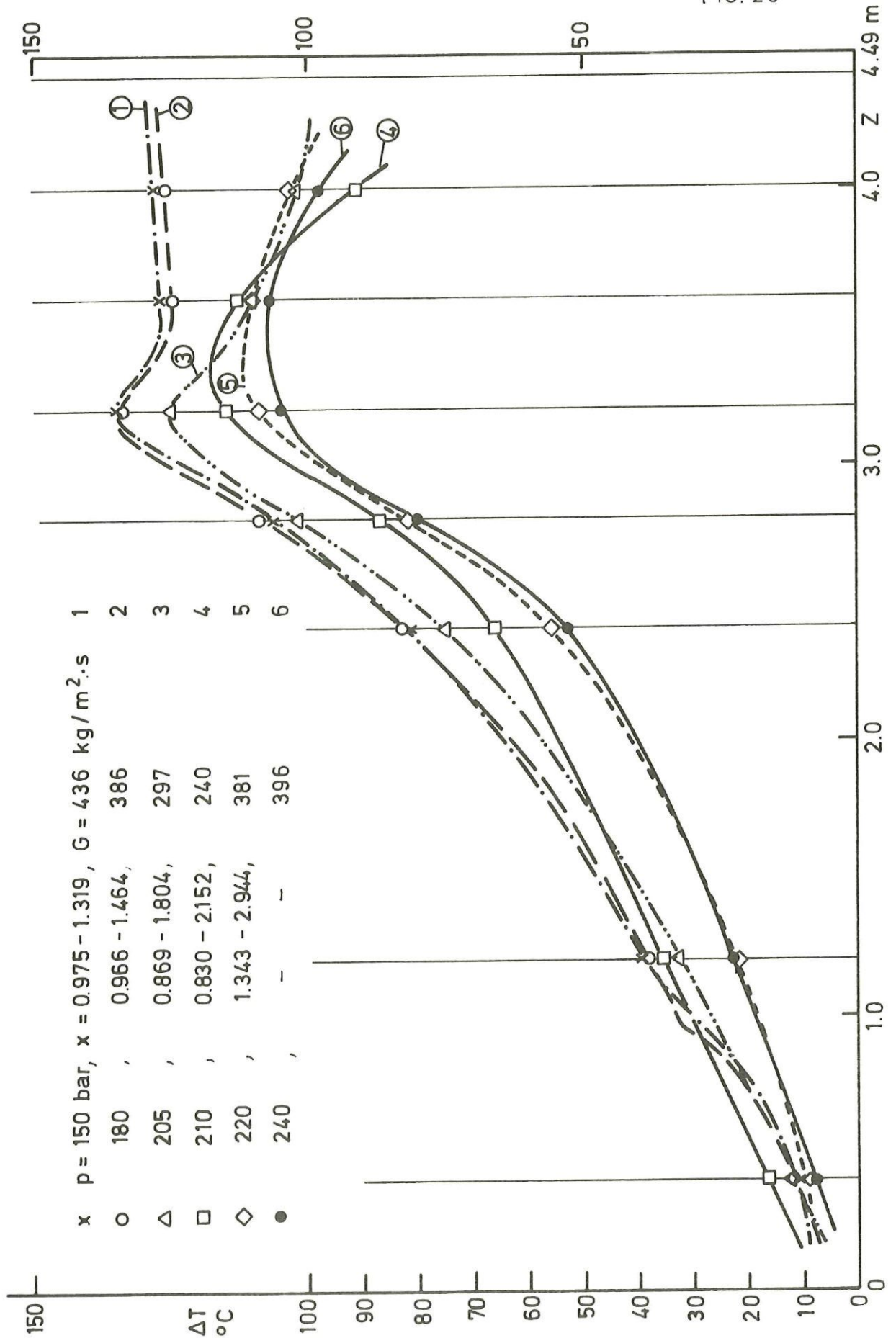


Fig. 26 Inverkan av trycket vid dryout och ångkylning ,
G = 240 - 440 kg/m²·s

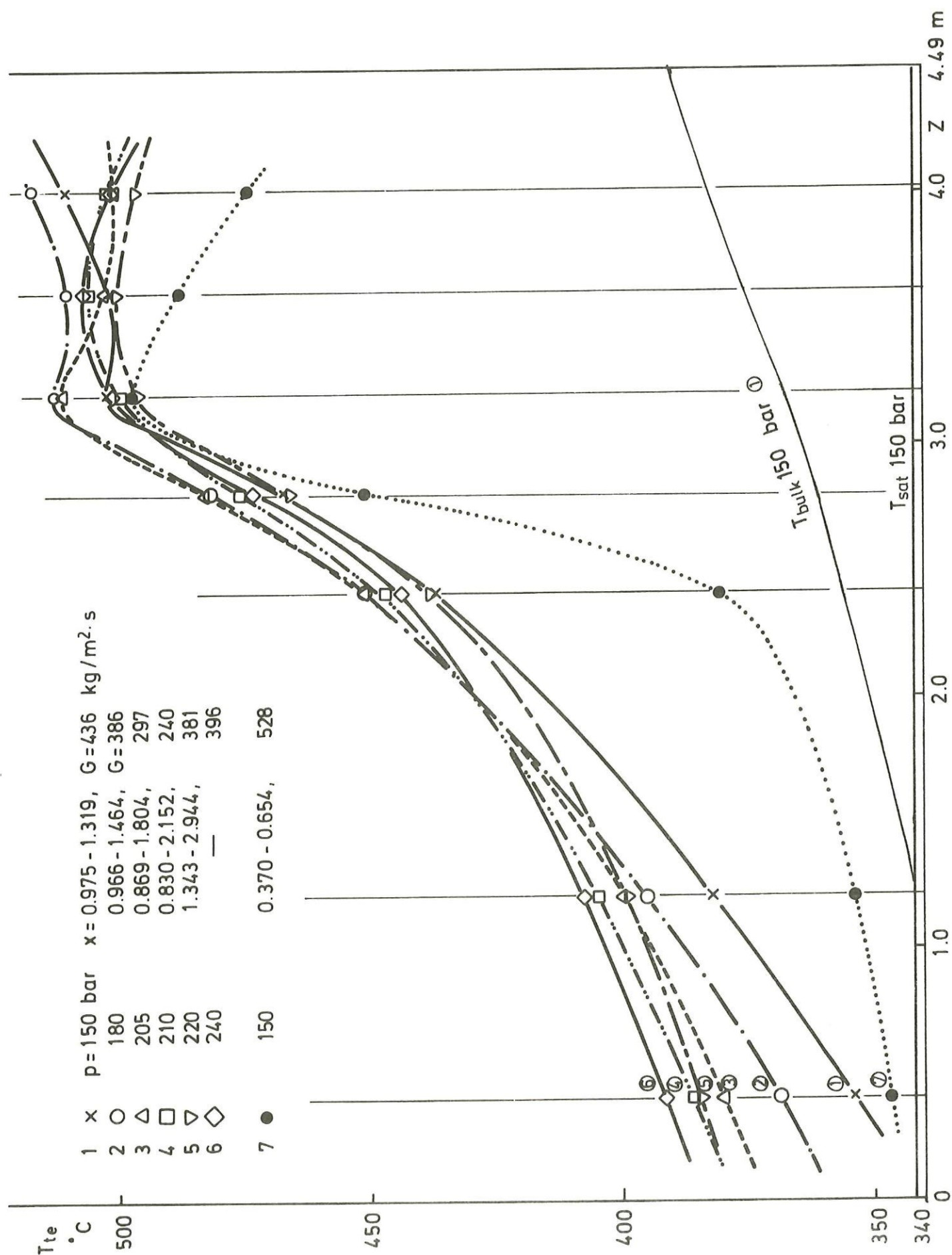


Fig. 27 Väggtemperaturer i termoelementpositioner mot eldstadscentrum vid lägsta använda massflöden. $p = 150\text{--}240$ bar

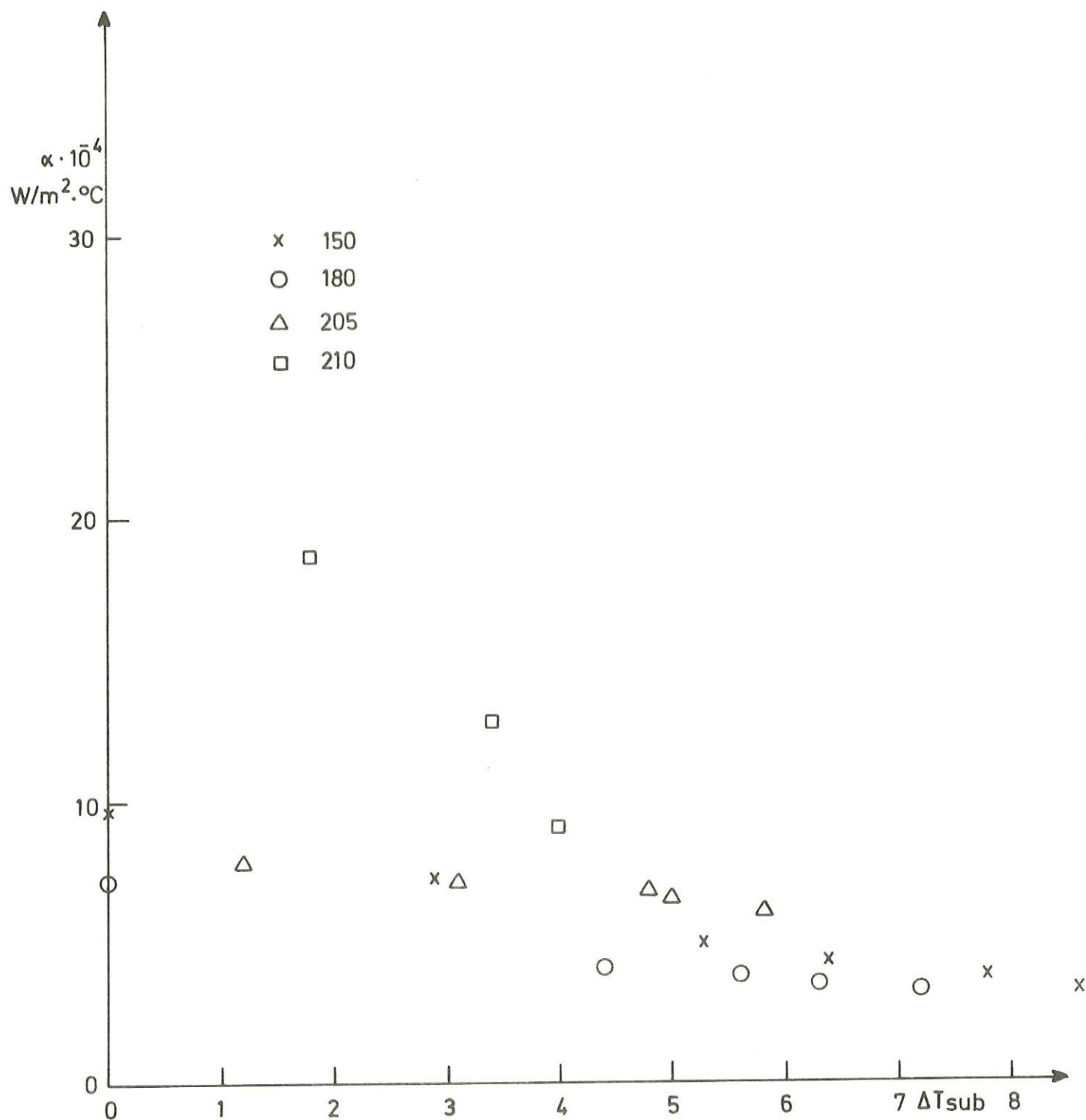


Fig. 28. Beräknade α - värden som funktion av underkylningen vid prov utan ånginblandning.

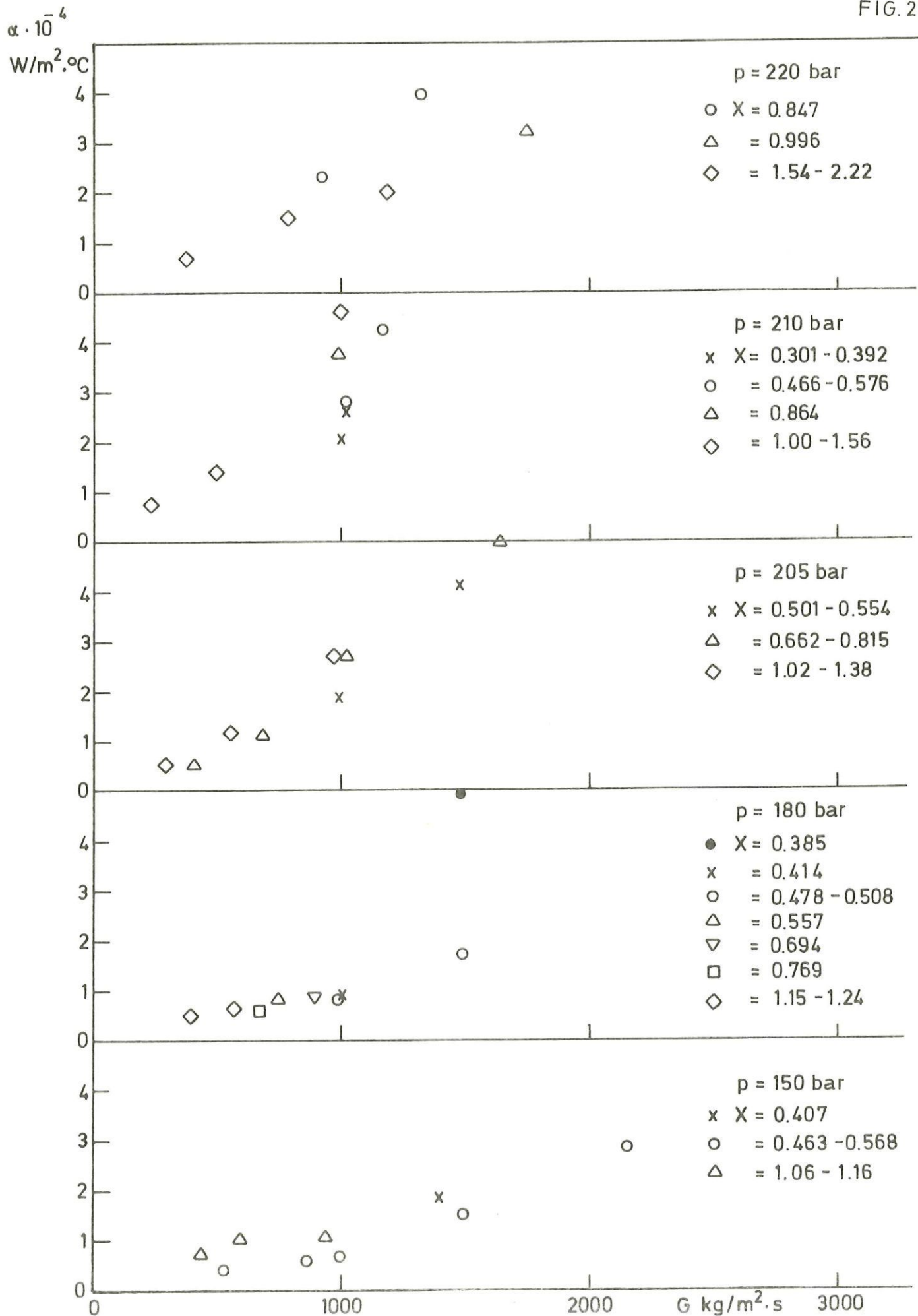


Fig. 29. Beräknade α -värden som funktion av massflödet vid kritisk värmebelastning och olika tryck, p = 150 - 220 bar.

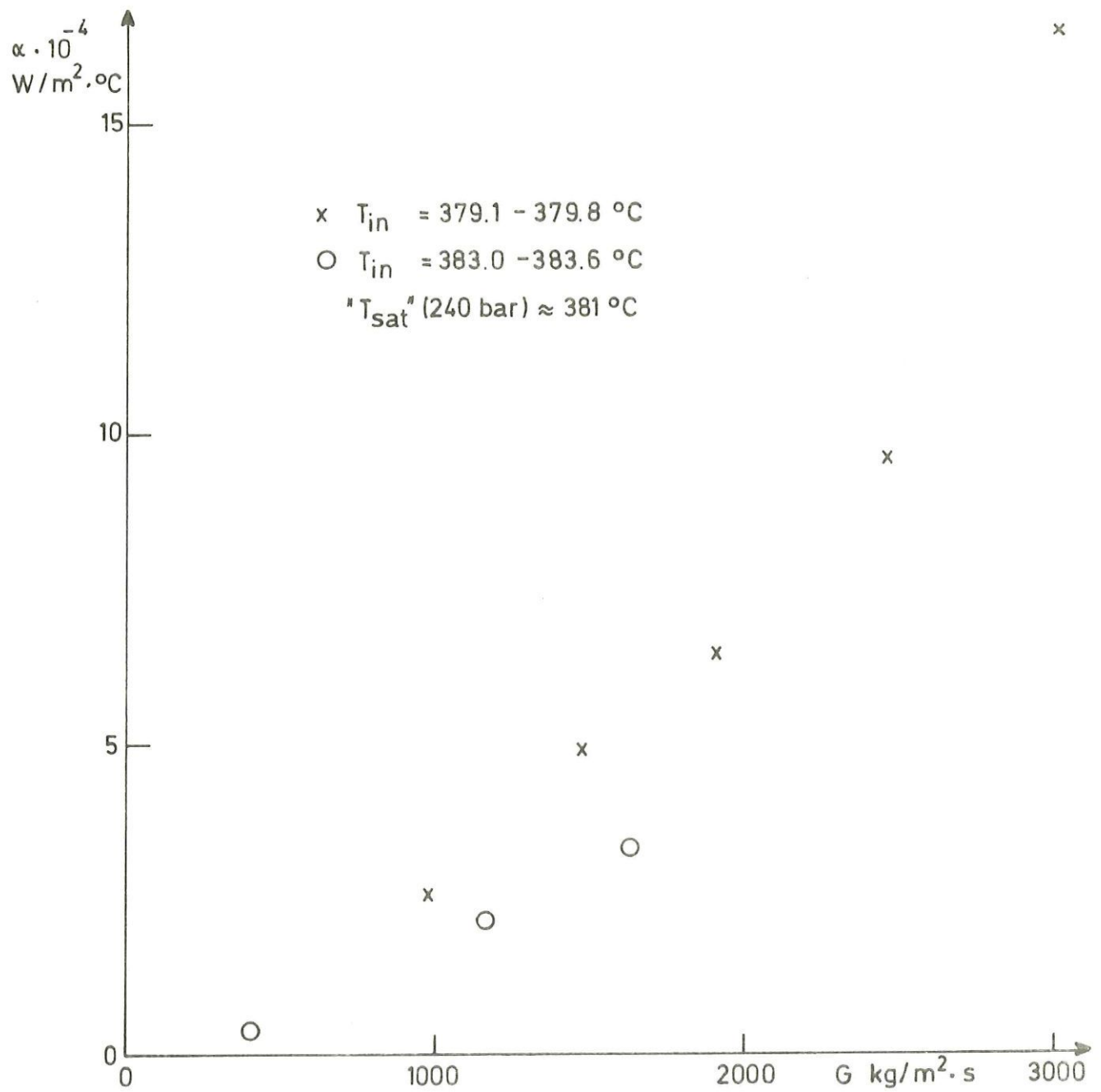


Fig. 30. Beräknade α -värden vid 240 bar som funktion av massflödet vid inloppstemperatur under och över pseudokritiska temperaturen.

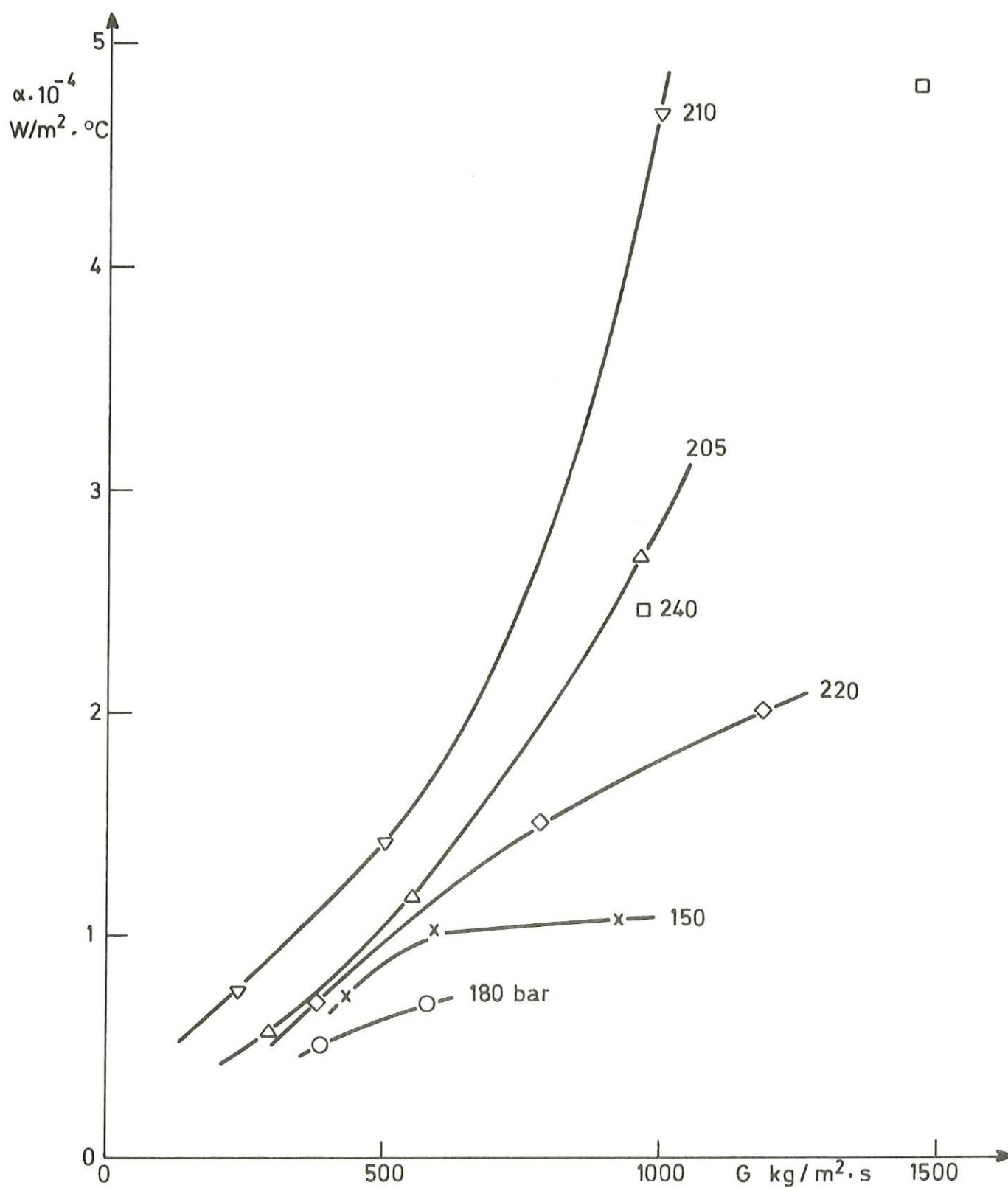


Fig. 31. Beräknade α -värden som funktion av massflöde och tryck vid ångkylning.