

PET 200 - PROD. OLJE & GASS

①

Ekamen 23. Nov. 2017 (ordiner)

LØSNINGSFORSLAG OPPG. 1

$$a) \quad \Delta P_f = \frac{1}{2} \rho u^2 f_D \frac{L}{D}$$

$$q = 53 \frac{\text{m}^3}{\text{h}} = \frac{53}{3600} = 0.0147 \frac{\text{m}^3}{\text{s}}$$

$$A = \frac{\pi}{4} \cdot (0.1 \text{ m})^2 = 7.854 \cdot 10^{-3} \text{ m}^2$$

$$\Rightarrow u = \frac{q}{A} = \frac{0.0147}{7.854 \cdot 10^{-3}} = 1.87 \frac{\text{m}}{\text{s}}$$

$$\gamma_o = \frac{141.5}{131.5 + 29.5 \text{ API}} = 0.879 \Rightarrow \rho = 879 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$$

$$\Delta p = 9.2 \cdot 9.81 = 90.25 \frac{\text{N}}{\text{m}^2}$$

$$\Rightarrow f_D = \frac{2 \cdot D \cdot \Delta P_f}{\rho u^2 L} = \frac{2 \cdot 0.1 \text{ m} \cdot 90.25 \frac{\text{N}}{\text{m}^2}}{879 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot (1.87 \frac{\text{m}}{\text{s}})^2 \cdot 0.2 \text{ m}}$$

$$= 0.02936 \approx \underline{\underline{0.029}} \quad \text{QED}$$

b) Når friksjonstrykkløstap: $\Delta P_{\text{pumpe}} = \Delta P_{\text{fric}}$

$$\Rightarrow \Delta P_{\text{pumpe}} = \Delta P_f = \frac{1}{2} \cdot 879 \cdot (1.87)^2 \cdot 0.029 \cdot \frac{13000}{0.1}$$

$$= 5794066 \frac{\text{N}}{\text{m}^2} = \underline{\underline{57.94 \text{ bar}}}$$

Short cut: $\frac{\Delta P_{res}}{\Delta P_{test}} = \frac{L_{res}}{L_{test}}$

$\rightarrow \Delta P_{res} = 90.25 \cdot \frac{13000}{0.2} = \underline{\underline{58.66 \text{ bar}}}$

(uvrik skyldes avrundning ...)

c) I: Løftehøyde for $q = 53 \text{ m}^3/\text{h}$:

$H = \frac{\Delta P}{\rho g} = \frac{5794066 \text{ N/m}^2}{879 \text{ kg/m}^3 \cdot 9.81 \text{ m/s}^2} = \underline{\underline{672 \text{ m}}}$

Vet at løftehøyde for $q=0 = 0$ (ingen sh)

Regne ut 2 punkter til på system - karakteristikkur:

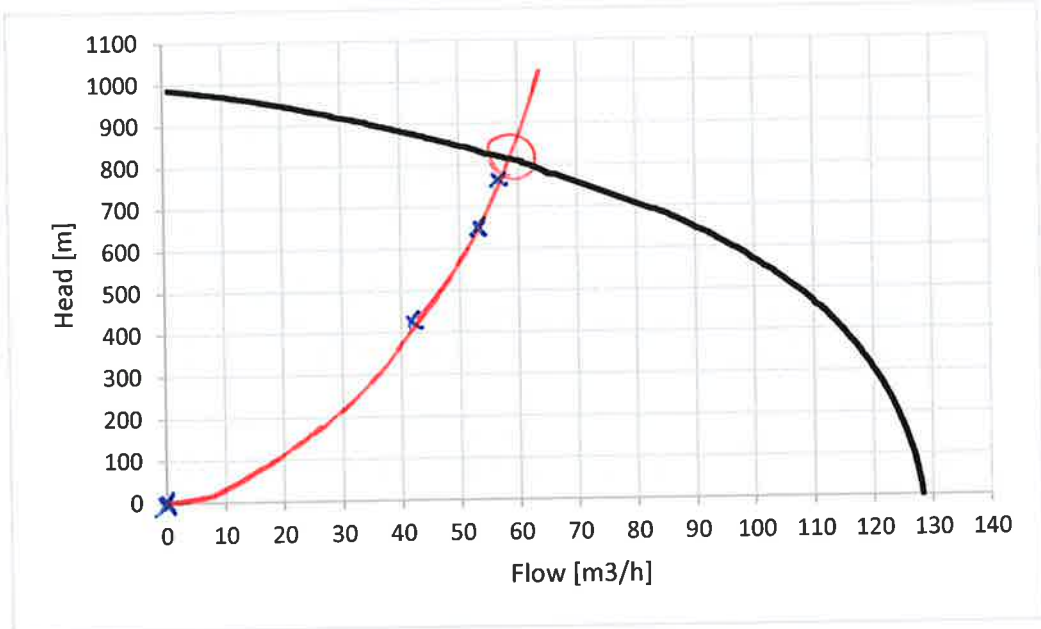
$u = 1.5 \text{ m/s} \rightarrow \Delta P_{+} = \frac{1}{2} \cdot 879 \cdot (1.5)^2 \cdot 0.029 \cdot \frac{13000}{0.1}$
 $= 3728059 \text{ N/m}^2; H = \underline{\underline{432 \text{ m}}}$

$q = u \cdot A = 1.5 \cdot 7.854 \cdot 10^{-3} \cdot 3600 = \underline{\underline{42.4 \text{ m}^3/\text{h}}}$

$u = 2.0 \text{ m/s} \rightarrow \underline{\underline{H = 768 \text{ m}}}$

$q = \underline{\underline{56.5 \text{ m}^3/\text{h}}}$

Fin q_{max} (se neste side): $q_{max} \approx 59 \text{ m}^3/\text{h}$



Figur 2: Pumpekarakteristikk

II Økt diameter vil gi mindre Δp pr. lengde - enhet \Rightarrow flater systemkarakteristikk, og skjæringspunkt m/ pumpe karakteristikkene lenger til høyre.

(og selvsagt større pumpe / flere pumper / økt furtall / ...)

d) Gasskapasitet (Sondens / Brown):

$$v_{max} = k \sqrt{\frac{S_L - S_g}{S_g}} \quad ; \quad \dot{q} = v_{max} \cdot A_{tot}$$

Trenge S_g : $\frac{P}{S} = zRT \cdot z \frac{R_0}{\gamma \cdot M_{luft}} \cdot T$

$$\Rightarrow S = \frac{P \cdot \gamma \cdot M_{luft}}{z R_0 T} = \frac{3 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2 \cdot 0.82 \cdot 29 \text{ g/mol}}{0.99 \cdot 8.314 \text{ J/mol K} \cdot (40 + 273.15) \text{ K}}$$

$$= 2768 \frac{\text{g}}{\text{m}^3} = \underline{\underline{2.77 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}}}$$

313.15

$$A_{\text{Hohl}} = \frac{\pi}{4} \cdot D^2 = \frac{\pi}{4} \cdot (0.52 \text{ m})^2 = 0.212 \text{ m}^2 \quad (4)$$

$$v_{\text{max}} = 0.45 \cdot \sqrt{\frac{800 - 2.77}{2.77}} = 7.63 \text{ ft/s} - 0.3048 \frac{\text{m}}{\text{ft}}$$

$$= \underline{\underline{2.33 \text{ m/s}}}$$

$$q = 2.33 \cdot 0.212 = \underline{\underline{0.494 \text{ m}^3/\text{s}}}$$

e) Van der Waals gilt für ideale Gase: $p \cdot v = R \cdot T$

Molbasis: $p_1 v_1 = 8.314 \frac{\text{J}}{\text{molK}} \cdot 313.15 \text{ K} = \underline{\underline{2604 \text{ J/mol}}}$

Massenbasis: $p_1 v_1 = \frac{8.314 \text{ J/molK}}{0.82 \cdot 29 \text{ g/mol}} \cdot 313.15 \text{ K} = \underline{\underline{109.5 \text{ J/g}}}$

$$\left(\begin{aligned} &= 109.5 \text{ kJ/kg} \\ &= 109500 \text{ J/kg} \end{aligned} \right)$$

Reibarbeit: $w_s = p_1 v_1 \cdot \frac{k}{k-1} \left[\left(\frac{p_2}{p_1} \right)^{\frac{k-1}{k}} - 1 \right]$

$$\Rightarrow w_s = \left. \begin{array}{l} 2604 \\ 109.5 \end{array} \right\} \cdot \frac{1.23}{0.23} \cdot \left[\left(\frac{27}{3} \right)^{\frac{0.23}{1.23}} - 1 \right] = \left\{ \begin{array}{l} 7075 \text{ J/mol} \\ 297.5 \text{ kJ/kg} \end{array} \right\}$$

2.717

f) $\frac{p_m}{p_1} = \frac{p_2}{p_m} \Rightarrow p_m^2 = p_2 \cdot p_1 \Rightarrow p_m = \sqrt{27.3}$

$$= \underline{\underline{9 \text{ bar}}}$$

II: Energi er additiv; dersom summen av arbeidet for hvert av kompresjonsstadium er mindre enn det opprinnelige for man spart energi:

$$\text{Generelt: } R = \frac{P_{ut}}{P_{inn}} \quad (\text{Trykforhold})$$

$$\Rightarrow [(R_I)^{\frac{0.23}{1.23}} - 1] > 2 \cdot [(R_{II})^{\frac{0.23}{1.23}} - 1] \quad ?$$

$$R_I = \frac{27}{3} = \underline{9}$$

$$R_{II} = \frac{9}{3} = \frac{27}{9} = \underline{3}$$

$$[(9)^{\frac{0.23}{1.23}} - 1] = \underline{0.508}$$

$$2 \cdot [(3)^{\frac{0.23}{1.23}} - 1] = 2 \cdot 0.228 = \underline{0.456}$$

\Rightarrow Man sparer faktisk arbeid v / \dot{a}

dele opp og mellomtryk

Løsningsforslag Oppgave 2

Merk 1): Løsningsforslaget er mer omstendelig og utfyllende enn det som kreves for godkjent svar til eksamen.

Merk 2): I oppgaveteksten er en trykkfeil. Det står brønnens diameter er 4.5" men det skal være radius lik 4.5". Dette påvirker beregning av skin faktor noe (ikke mye) og studenter som har satt radius lik 2.25 " i sine beregninger blir ikke trukket for dette og fasit inneholder begge alternativ der brønnens radius inngår.

Oppgave 2.1 strømning fra reservoar til brønn

- a) En finner først produksjonsindeks, J, fra:

$$q_o = J \cdot (p_e - p_{wf})$$

Deretter kombinerer en uttrykkene

$$q_o = \frac{hk}{141.2\mu_o B_o} \cdot \frac{(p_e - p_{wf})}{\left(\ln\left(\frac{r_e}{r_w}\right) - 0.75 + s\right)} \text{ og}$$

$$q_o = J \cdot (p_e - p_{wf}) \text{ og ser at}$$

$$J = \frac{q_o}{(p_e - p_{wf})} = \frac{hk}{141.2\mu_o B_o} \cdot \frac{1}{\left(\ln\left(\frac{r_e}{r_w}\right) - 0.75 + s\right)}$$

og finner s via denne som:

$$s = \frac{1}{J} \cdot \frac{k \cdot h}{141.2 \cdot B_o \mu_o} - \left(\ln \frac{r_e}{r_w} - 0.75 \right).$$

- b) Alle brønntestdata er fra en fase oljeområdet og en kan vilkårlig velge ett sett samhørende verdier av q_o , p_e og p_{wf} fra test. Jeg velger $q_o = 1644$, $p_e = 6500$ (gitt) og $p_{wf} = 5130$. Finner da produksjonsindeks lik

$$J = \frac{q_o}{(p_e - p_{wf})} = \frac{1644}{(6500 - 5130)} = \frac{1644}{1370} = 1.2.$$

Med brønnradius satt som 4.5" gir dette:

$$s = \frac{1}{J} \cdot \frac{k \cdot h}{141.2 \cdot B_o \mu_o} - \left(\ln \frac{r_e}{r_w} - 0.75 \right) = \frac{90 \cdot 100}{1.2 \cdot 141.2 \cdot 1.5 \cdot 1.2} - \left(\ln \frac{900 \cdot 12}{4.5} - 0.75 \right) \approx 22.5$$

Med brønnradius satt som 2.25" gir dette:

$$s = \frac{1}{J} \cdot \frac{k \cdot h}{141.2 \cdot B_o \mu_o} - \left(\ln \frac{r_e}{r_w} - 0.75 \right) = \frac{90 \cdot 100}{1.2 \cdot 141.2 \cdot 1.5 \cdot 1.2} - \left(\ln \frac{900 \cdot 12}{2.25} - 0.75 \right) \approx 21.8$$

- c) For sandsteinsreservoar kjøres syrevasken som en trestegs prosess for å redusere uønskede reaksjonsprodukter fra fluss syra og som kan gi utfellinger. I første steg vasker en med saltsyreløsning (ofte 15 % HCl) for å fjerne rester av kalk og komponenter som kan felles ut i kontakt med fluss syre. Deretter kommer hovedvasken i steg 2 med en blanding fluss syre og saltsyre (ofte 3 % HF + 15 % HCl i blanding). Etter hovedvasken kommer steg tre med en ettervask med saltsyre (ofte 15 % HCl) for å fjerne fluorider i løsning og som kan felles ut ved reaksjon med andre ioner i løsningen etter en tid.
- d) Vanlige konsentrasjoner syre er som nevnt over, men andre konsentrasjoner kan forekomme, alt etter reservoarets egenskaper og mengden leirmineraler i formasjonen.
- e) Etter syrevask er produksjonsindeks økt til:

$$J = \frac{q_o}{(p_e - p_{wf})} = \frac{7000}{(6500 - 4500)} = \frac{7000}{2000} = 3.5.$$

Skin faktor er nå redusert til:

Med brønnradius satt som 4.5" gir dette:

$$s = \frac{1}{J} \cdot \frac{k \cdot h}{141.2 \cdot B_o \mu_o} - \left(\ln \frac{r_e}{r_w} - 0.75 \right) = \frac{90 \cdot 100}{3.5 \cdot 141.2 \cdot 1.5 \cdot 1.2} - \left(\ln \frac{900 \cdot 12}{4.5} - 0.75 \right) \approx 3.1$$

Med brønnradius satt som 2.25" gir dette:

$$s = \frac{1}{J} \cdot \frac{k \cdot h}{141.2 \cdot B_o \mu_o} - \left(\ln \frac{r_e}{r_w} - 0.75 \right) = \frac{90 \cdot 100}{3.5 \cdot 141.2 \cdot 1.5 \cdot 1.2} - \left(\ln \frac{900 \cdot 12}{2.25} - 0.75 \right) \approx 2.4$$

- f) I tillegg til skin fra perforering, s_p , og fra formasjonsskade under boring, s_d , kan skin skyldes / oppstå på grunn av: 1) uheldige kompletteringsløsninger eller work over operasjoner (s_c), 2) fra gruspakke (s_g), 3) skin fra utfellinger i nærbrønnområdet og tetting / blokkering av porer (s_b), 4) skin som skyldes for høy strømningshastighet inn mot brønn (s_{dp}), etc.
- g) Strømningseffektivitet før behandling kan beregnes fra:

Med brønnradius satt som 4.5" gir dette:

$$E_F = \frac{(\ln \frac{r_e}{r_w} - 0.75)}{(\ln \frac{r_e}{r_w} - 0.75 + s)} = \frac{(\ln^{900 \cdot 12 / 4.5} - 0.75)}{(\ln^{900 \cdot 12 / 4.5} - 0.75 + 22.5)} = 0.238 \Rightarrow 23.8 \%$$

Med brønnradius satt som 2.25" gir dette:

$$E_F = \frac{(\ln \frac{r_e}{r_w} - 0.75)}{(\ln \frac{r_e}{r_w} - 0.75 + s)} = \frac{(\ln^{900 \cdot 12 / 2.25} - 0.75)}{(\ln^{900 \cdot 12 / 2.25} - 0.75 + 22.5)} = 0.262 \Rightarrow 26.2 \%$$

eller:

$$E_F \approx \frac{7}{7 + s} = \frac{7}{7 + 22.5} = 0.237 \Rightarrow 23.7 \%$$

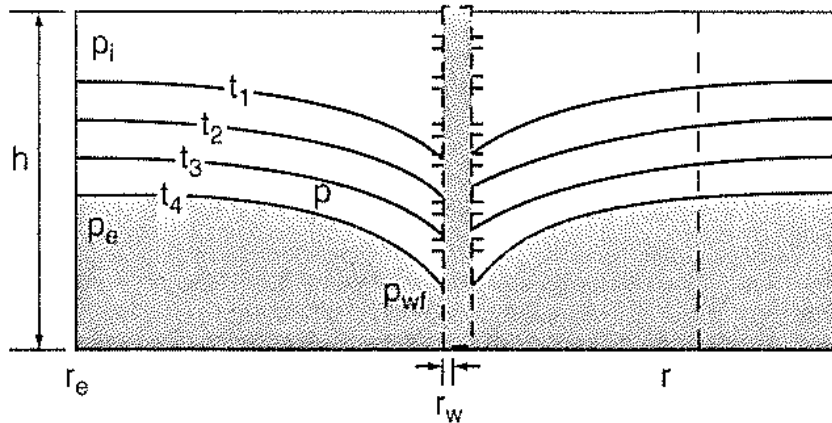
Etter behandling har vi:

$$E_F \approx \frac{7}{7 + s} = \frac{7}{7 + 3.1} = 0.693 \Rightarrow 69.3 \%$$

Med brønnradius satt som 2.25" gir dette:

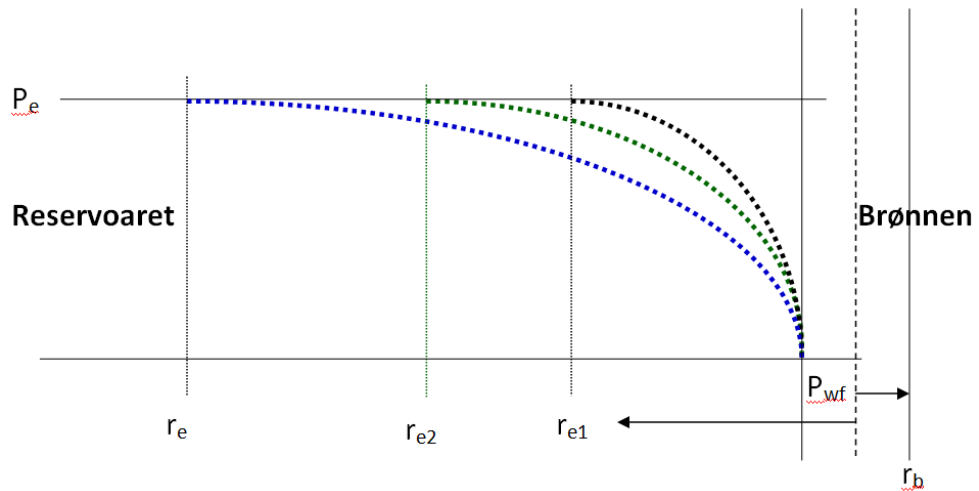
$$E_F = \frac{(\ln \frac{r_e}{r_w} - 0.75)}{(\ln \frac{r_e}{r_w} - 0.75 + s)} = \frac{(\ln^{900 \cdot 12 / 2.25} - 0.75)}{(\ln^{900 \cdot 12 / 2.25} - 0.75 + 2.4)} = 0.262 \Rightarrow 76.3 \%$$

- h) Fluidet fra brønnen skal ved ankomst til plattform / prosessenhet inn på en separator designet for å motta fluid ved et gitt separatortrykk. Trykket på brønnehodet må være stort nok til å sørge for nok fluidtrykk inn på første separator etter et trykkfall på i underkant av 50 % over choken for akselerering av fluidet til sonisk hastighet. Med trykkfall over choke og i ledning fram til separator sier en som en tommelfingerregel at brønnehodetrykket må minimum være dobbelt så høyt som trykket inn på første separatorenhet.
- i) TPR kurven gir relasjon mellom trykkfall over produksjonsrør som funksjon av fluidhastighet og er ikke knyttet til trykkfall mellom reservoar og brønn som påvirkes av syrebehandlingen. Syrevask har effekt på IPR kurve, men ikke TPR kurve.
- j) Produksjonen går ved pseudo steady state som betyr:
- 1) Brønnehodetrykket, p_{wh} , senkes i takt med fallende reservoartrykk, p_e , slik at brønntrykket, p_{wf} , også endres i samme takt som reservoartrykket. Derved kan trykkgradienten $\Delta P = (p_e - p_{wf})$ holdes konstant slik at vi hele tiden kan produsere ved konstant rate $q_o = J^*(p_e - p_{wf})$ bestemt av produksjonsindeks, J, og trykkdifferensen reservoar – brønn (konstant). Dette kan illustreres som:



Vi produserer da ved en platårrate.

- 2) Når vi starter produsere går vi gjennom en transient periode for å etablere stabil trykkprofil fra brønn til reservoars yttergrense. Under den transienteperioden forskyves trykkprofilen utover i reservoaret og dekker en økende produksjonsradius, r_{ex} , som skissert i figuren under.



Det siste produksjonsregimet som er nevnt i forelesningene er steady state. Dette regimet forutsetter at vi kan holde reservoartrykket konstant under produksjonsperioden (f.eks. ved trykkvedlikehold gjennom vanninjeksjon). Produksjon ved steady state kan også gi produksjon ved en platårrate om brønnehodetrykket holdes konstant.

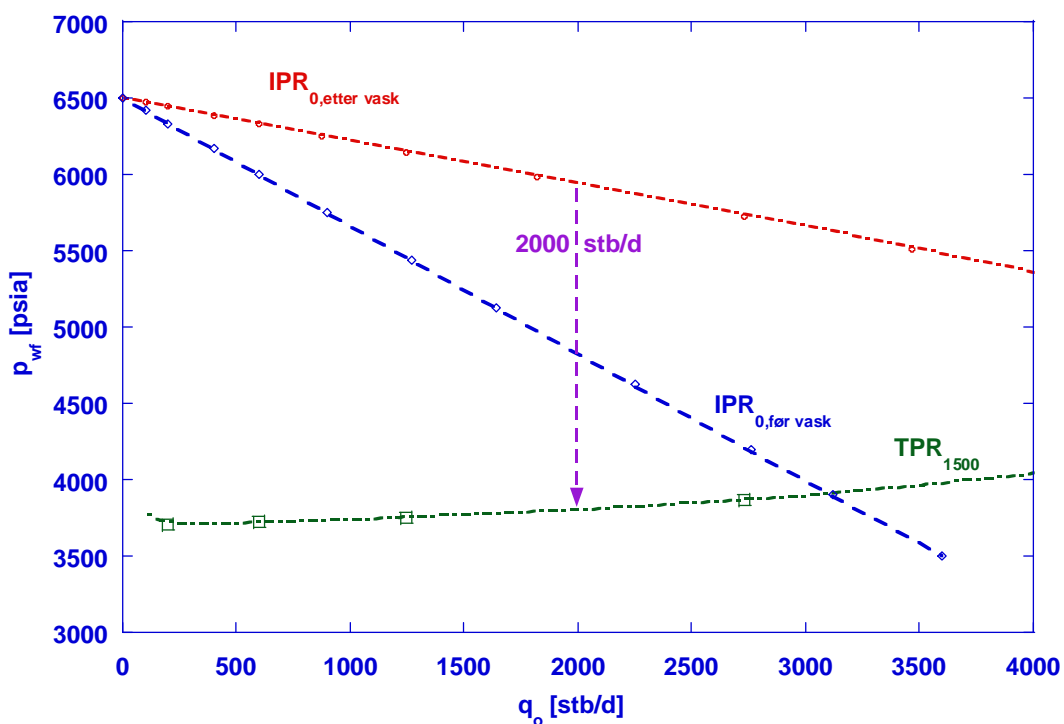
- k) Vi har oppgitt minimum brønnhodetrykk til 1500 psia og kan finne punkter på TPR-kurven fra oppgitte brønntestdata som følger:

q_o [stb/d]	p_{wf} [psia]	p_{wh} [psia]	$\Delta P = p_{wf} - p_{wh}$ [psi]	TPR_{1500} [psia]
0	6500			
400	6167	3967	2200	3700
600	6000	3780	2220	3720
1644	5130	2852	2278	3778
2250	4625	2302	2323	3823
2760	4200	1828	2372	3872
3120	3900	1487	2413	3913

q_o [stb/d]	p_{wf} [psia]	p_{wh} [psia]	$\Delta P = p_{wf} - p_{wh}$ [psi]	TPR_{1500} [psia]
0	6500			
7000	4500	1145	3355	4855

og

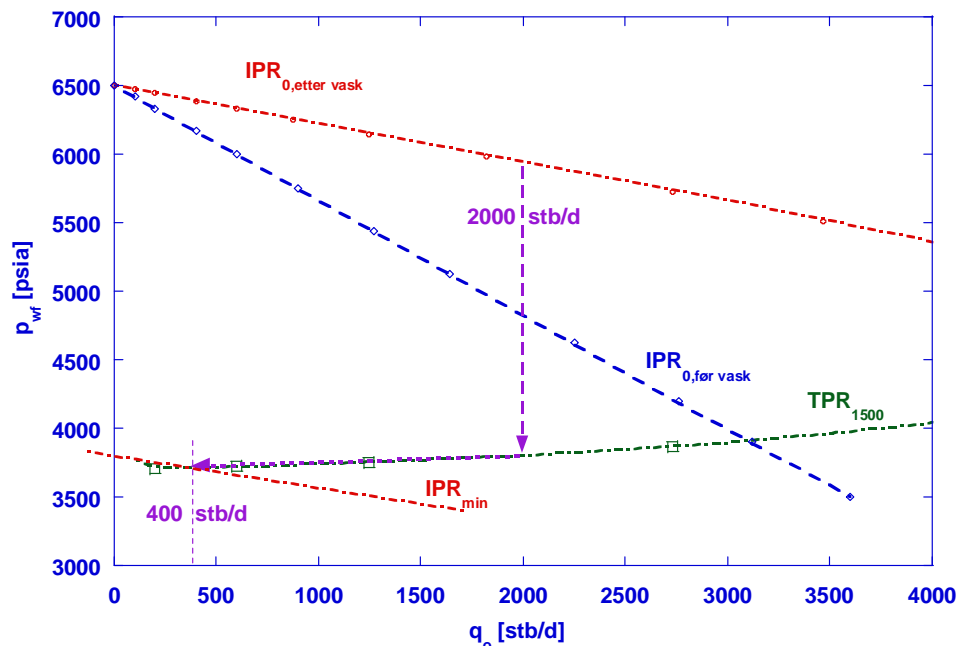
Vi har nå nok data til å skissere IPR og TPR kurver. IPR kurve etter syrevask tar utgangspunkt i de to testverdiene etter vasken. Jeg har begrenset plottet i området mellom $q_o = 0$ stb/d og 4000 stb/d. Selv om vi har beregnet IPR og TPR opp til $q_o = 7000$ stb/d, er det lite sannsynlig vi legger produksjonen høyere enn 2 – 3000 stb/d for brønnen vi har.



Oppgave 2.2 strømming ut av brønn

- l) Platårrate er som nevnt under spørsmål k) over en konstant rate ved pseudo steady state forhold og som holdes ved å senke brønnehodetrykk i takt med fallende reservoartrykk.
- m) Med et trykkfall på 150 psi/år ved en produksjonsrate på 2000 stb/d kan vi produsere til brønntrykket kommer ned på TPR kurven for minimum brønnehodetrykk (1500 psia). Jeg kan lese brønntrykket ved 2000 stb/d fra TPR-kurven i grafen over eller vi kan estimere brønntrykket ved å anta lineær TPR mellom $q_o = 1644$ stb/d og $q_o = 2250$ stb/d. Fra 1644 opp til 2000 stb/d er det en økning på 356 stb/d. Hele intervallet fra 1644 til 2250 stb/d har en økning på 606 stb/d og en brønntrykksforskjell på på TPR kurven lik $3823 - 3778 = 45$ psia. Kurvens stigning er da $\Delta P/\Delta q = 45/606 = 0.0743$ som gir en trykkøkning i intervallet mellom 1644 og 2000 stb/d på $0.0743 * 356 = 26.4$ psia. Dvs vi har et brønntrykk på $3778 + 26.4 = 3804.4$ psia når vi er nede på TPR-kurven. På IPR kurven før syrevask er brønntrykket ved 2000 stb/d lik $p_{wf} = p_e - \frac{q_o}{J} = 6500 - \frac{2000}{1.2} = 4833$ psia og trykkfallet over produksjonsperioden er $\Delta P = 4833 - 3804 = 1029$ psi og vi kan produsere ved denne raten i $t = 1029/150 = \underline{6.86}$ år.
- n) Etter syrevask skal vi ned til samme trykk på TPR kurven (3804 psia ved 2000 stb/d) mens startpunktet ved 2000 stb/d på IPR kurven etter syrevask ligger på $p_{wf} = p_e - \frac{q_o}{J} = 6500 - \frac{2000}{3.5} = 5928.6$ psia og trykkfallet over produksjonsperioden er $\Delta P = 5929 - 3804 = 2124$ psi og vi kan produsere ved denne raten i $t = 2124/150 = \underline{14.16}$ år, dvs. 7.3 år ekstra.
- o) Mengden ekstra olje blir da $2000 * 7.3 * 365 = 5.329 \cdot 10^6$ stb = 5.329 MM stb.
- p) Når en har kommet ned på TPR₁₅₀₀ kurven, kan vi fortsette produksjonen ned langs denne:
- 1) Ved å la produksjonsraten synke i takt med fallende reservoartrykk til vi når minimum på TPR kurven. Denne prosessen går av seg selv og trenger ikke spesiell regulering.
 - 2) TPR kurven vil ha et minimum der brønntrykket igjen vil ligge høyre enn minimumstrykket om vi kunne senke produksjonsraten videre. Siden dette ikke kan gå, vil prosessen stoppe opp når vi er på TPR kurvens minimumspunkt. For gjeldende produksjonsrør ligger minimum ved en produksjonsrate på 400 stb/d. Fra brønntestdata ser vi at $\Delta P = p_{wf} - p_{wh}$ er lavest ved 400 stb/d og vi har ingen tester ved lavere rate. Fra gradientkurvedigram for 2.875" produksjonsrør vil vi finne minimum på 400 stb/d om vi sjekker kurver for 200 stb/d og 100 stb/d slik vi gjorde i regneøving 6.

3) Produksjonsforløpet fra start og ned til TPR minimum ved 400 stb/d er som følger:



4) Fra øverste tabell under spørsmål k) over ser vi at trykket i brønnen er 3700 psia når vi har kommet til 400 stb/d på TPR₁₅₀₀ kurven.

5) For å finne reservoartrykket ved dette punktet kan vi omskrive ligningen

$$q_o = J \cdot (p_e - p_{wf}) \text{ til } p_e = p_{wf} + \frac{q_o}{J} \text{ og vi finner}$$

$$p_e = 3700 + \frac{400}{3.5} = 3700 + 114.3 = 3814.3 \text{ psia.}$$

q) Fra diagrammene finner vi

- 1) GLR forhold lik 3250 sff/sbl ved 400 stb/d og GLR lik 2400 scf/stb ved 600 stb/d.
- 2) Vi mister løfteeffekt ved økning av GLR ut over dette fordi økt gasshastighet gir økt friksjonstrykkfall og ved økning ut over maks GLR blir økning av friksjonstrykk større enn reduksjon i hydrostatisk trykk.
- 3) Mengde injeksjonsgass nødvendig ved

GLR = 3250 sff/sbl ved 400 stb/d er:

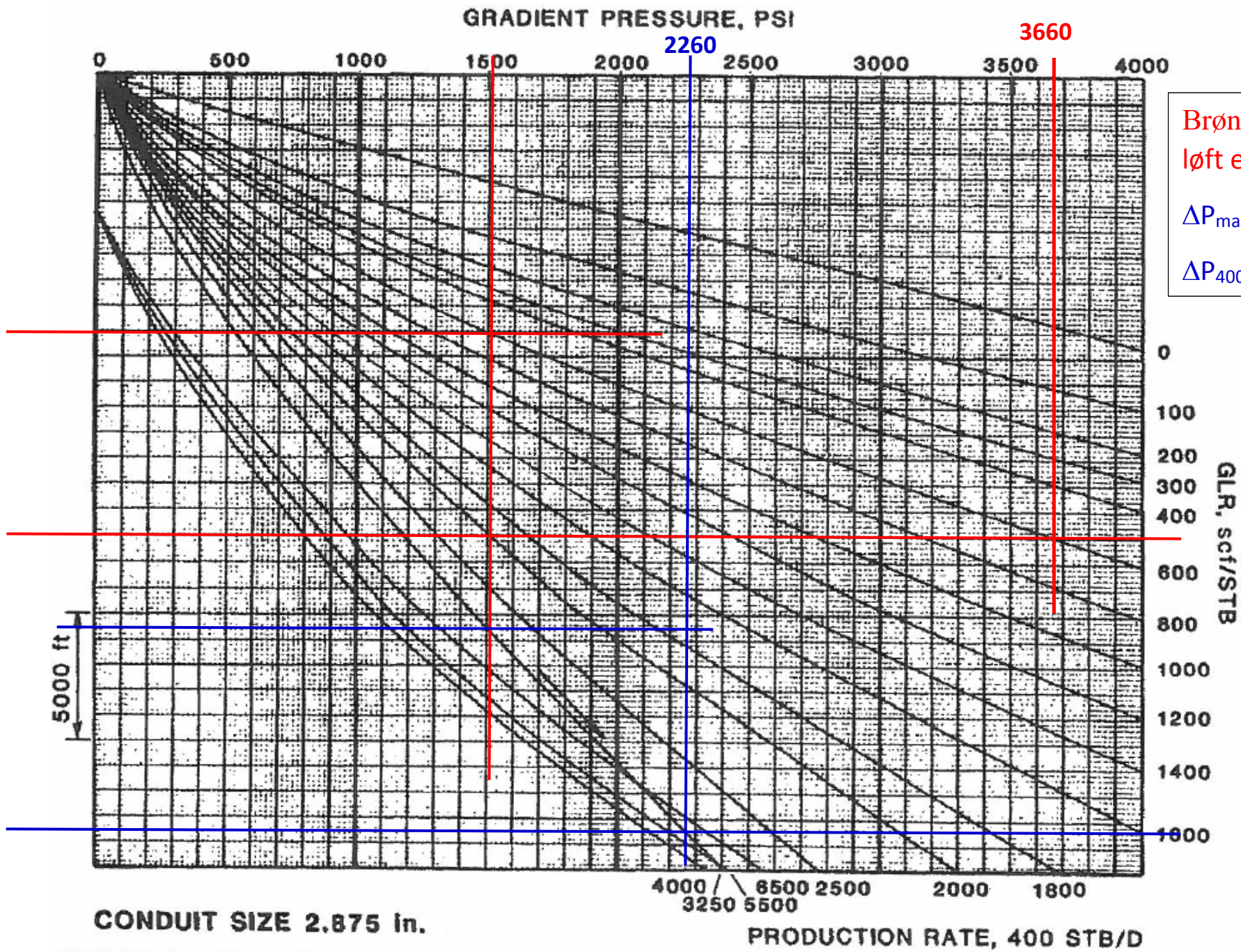
$$q_g = (3250 - 600) \cdot 400 = \underline{1\ 060\ 000 \text{ scf/d.}}$$

GLR = 2400 og 600 stb/d finner vi:

$$q_g = (2400 - 600) \cdot 600 = \underline{1\ 080\ 000 \text{ scf/d.}}$$

r) Her velger jeg diagrammet ved 400 stb/d

- 1) Det er ikke mer enn 20 psi i trykkforskjell mellom minimumspunktet ved 400 stb/d og punktet på TPR kurven ved 600 stb/d. Det er heller ikke store forskjeller i behov for gass til injeksjon, så valget ser ut til å være hipp som happ ut fra de kriterier som er lagt i oppgaven. 400 stb/d gir imidlertid en lavere inntjening per år enn 600 stb/d om en fortsetter videre via gassløft. Dette kan kanskje trekke i retning av 600 stb/d dersom inntjening blir for lav ved 400 stb/d i forhold til kostnader og en forventning om overskudd og utbytte til aksjonærene.
- 2) Se vedlagte diagram de neste to sidene.



Brønntrykk maks
løft er 2260 psia

$\Delta P_{\text{max løft}} = 760$

$\Delta P_{400\text{-max løft}} = 1400$

2500

3700

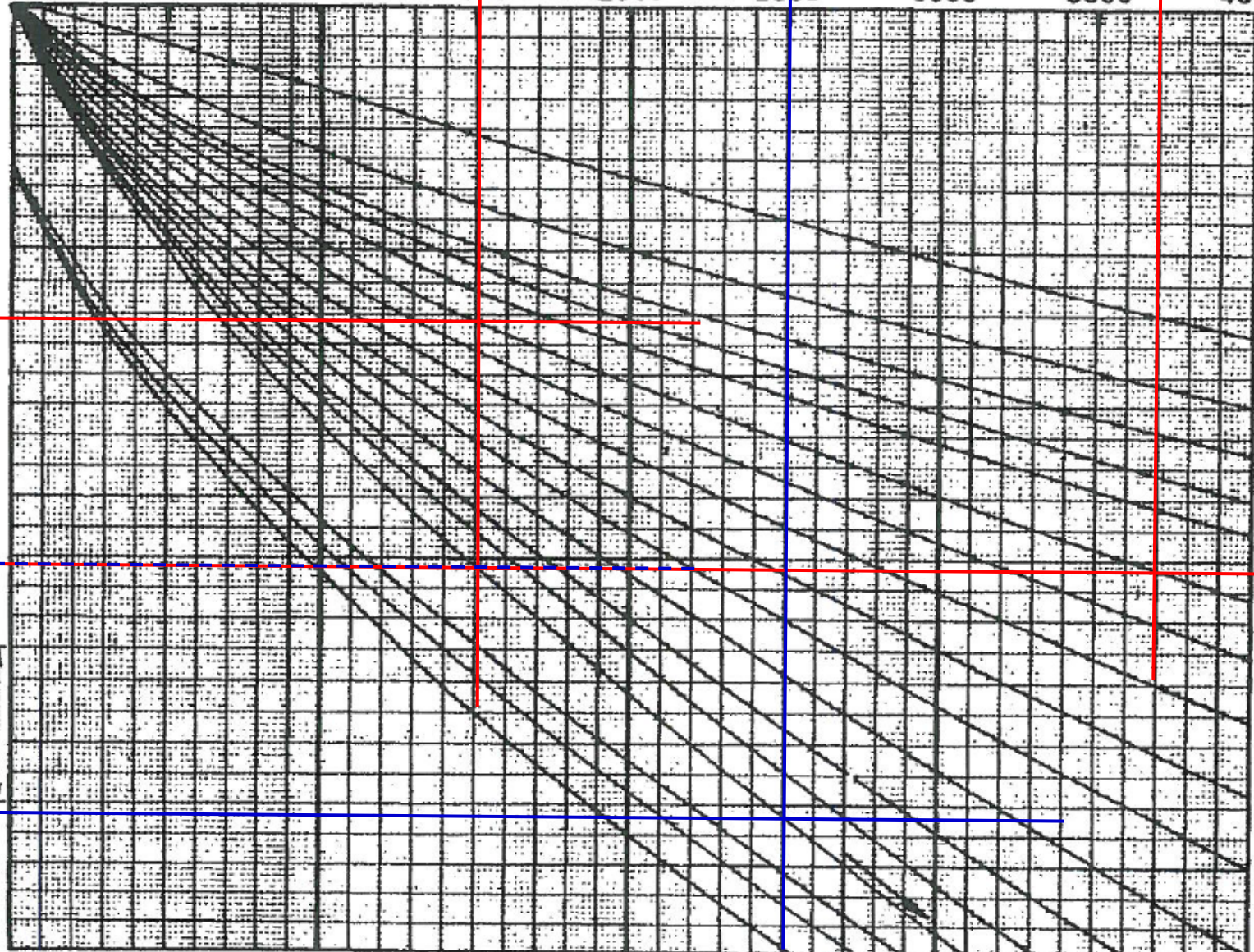
GRADIENT PRESSURE, PSI

0 500 1000 1500 2000 2500 3000 3500 4000

Brønntrykk maks løft
er 2500 psia

$\Delta P_{\text{max løft}} = 1000$

$\Delta P_{600\text{-max løft}} = 1200$



0
100
200
300
400
600
800
1000
1200
1400

5000 ft

CONDUIT SIZE 2.875 In

3000 4000 5000 2400 2000 1800 1600

PRODUCTION RATE, 600 STB/D

- 3) Ved 400 stb/d uten løft er trykket i brønnen 3660 psia og med maks løft har vi senket trykket til 2260 psia, dvs. en differens på $3660 - 2260 = 1400$ psia.

Ved 600 stb/d uten løft er trykket i brønnen 3700 psia og med maks løft har vi senket trykket til 2500 psia, dvs. en differens på $3700 - 2500 = 1200$ psia.

- 4) Spørsmålet er besvart i spørsmål 3) over og blir en gjentakelse, men:

Ved 400 stb/d med løft er trykket i brønnen 2260 psia og

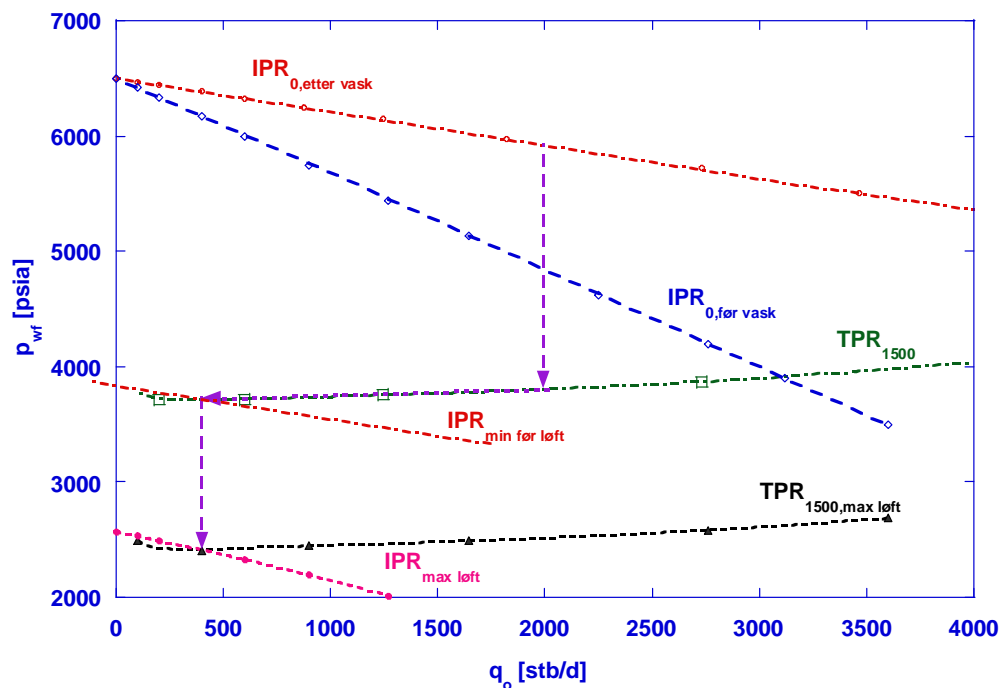
ved 600 stb/d med løft er trykket i brønnen 2500 psia.

Studentene krediteres under 4) om besvart under 3).

Vi ser vi kan produsere mot et lavere trykk i brønn og få ut mer olje ved å senke produksjonsraten til 400 stb/d, men en lav rate kan påvirke lønnsomhet. Studentene får samme kreditt for besvarelsen uavhengig av valgt diagram.

(Kommentar: TPR-trykk ved 400 stb/d på 2160 psia uten løft avviker litt fra data i brønntest data som sier 2200 psia, men det lille avviket ligger i forskjeller mellom programvaren for beregning av brønntestdata og gradientkurven. Går vi til diagrammet ved 600 stb/d finner vi et TPR-trykk på 2200 psia istedenfor 2200 som i brønntest data. Avviket har samme bakgrunn her.)

- 5) Produksjonsforløpet fram til der gassløft effekt opphører er lagt inn i neste figur som bygger på de foregående diagram. Studenten kan legge alt inn i samme diagram i sin besvarelse.



s) Siden trykket i reservoaret vil ligge under kokepunktstrykket ville jeg velge en av ligningene:

$$q_o = \frac{hk}{141.2\mu_o B_o} \cdot \frac{(p_e^2 - p_{wf}^2)}{\left(\ln\left(\frac{r_e}{r_w}\right) - 0.75 + s\right) \cdot 2p_b} \text{ eller}$$

$$q_o = C \cdot (p_b^2 - p_{wf}^2)^n$$

For valg av den siste trenger en info om verdien av C og n dersom en ikke har nok brønntestdata (minimum 2 punkt på kurven + $q_o = 0$ ved $p_{wf} = p_e$. Det siste må også være kjent). Vogels ligning kan også benyttes om ikke avstanden fra kokepunktet er for stor, Men konstantene i Vogel er tilpasset fra bare to datapunkt hvor det ene er kokepunktet og det andre på kurven. Bureau of Mines / Fetkovich (BoM) ligningen krever 3 punkt på kurven for tilpasning og blir således mer nøyaktig over et større område av IPR-kurven. Når en nærmer seg q_{max} vil en se at beregninger via Vogels ligning og BoM får et større og større avvik. For enkelte felt er det vist at Vogel gir det største avviket sammenlignet med brønntest data. Ved lavere strømningsrater kan avviket være minimalt, men kan se ut til å øke med økende strømningsrate.

Løsningsforslag Oppgave 3

Merk 1): Løsningsforslaget er mer omstendelig og utfyllende enn det som kreves for godkjent svar til eksamen.

Merk 2): I oppgaveteksten er en trykkfeil. I spørsmål b 2) står referert til oppgave 2.2 q_2 til q_5 . Det skal være referert til oppgave 2.2 r_2 til r_5 . Besvarelsen er imidlertid generell og trengs ikke refereres til disse spørsmålene.

a) IPR-kurven kan bestemmes fra:

1) Ligningene c), d) og e) kan benyttes, mens ligningene d) og e) kan anses som mest nøyaktig siden disse er basert på en tilpasning / korrelasjon mot to punkt på IPR-kurven (to testpunkt + $q_o = 0$ ved $p_{wf} = p_b$) mens alternativ c) tilpasser sine parametere etter kun to punkt på IPR-kurven (ett testpunkt + $q_o = 0$ ved $p_{wf} = p_b$).

2) JA!

- i. Ligningene d) og e) er likeverdige da ligning e) er utledet fra ligning d) for $n = 1$.
- ii. Her er det oppgitt at $n = 1$ og ligningene vil gi samme svar med samme input for p_e og p_{wf} med de andre parameterne kjent. For ligning d) er konstantene n og C oppgitt, og for ligning e) er konstantene gitt fra reservoardata.

b) Ved gassløft:

1) Gass injiseres i tubing for å senke den gjennomsnittlige tettheten av fluidet i produksjonsrøret, samt at frigjort / fri gass vil ekspandere i volum oppover langs produksjonsrøret og danne "gasspluggen" som dytter overliggende olje opp mot overflaten. Ved start av gassløft injiserer en gass på et høvelig nivå oppe i tubing og senker injeksjonsnivået fgradvis nedover mot bunn i brønnen etter hvert som reservoartrykket faller og mer løftkraft kreves for å bringe olja til overflaten. Injeksjonspunkt / injeksjonsnivå kan beregnes via GLR data og korrelasjoner. Maksimal GLR for løft finnes fra gradientkurver.

2) I oppgave 2.2 r_2 til r_5 er en ved maksimalt løftbehov og må injisere ved bunn av brønn.

c) Strømning over brønnehodet:

- 1) Sonisk strømning vil si at fluidet strømmer med lydets hastighet.
- 2) Sonisk strømning er ønskelig over choken når fluidet i brønn (og reservoar) strømmer i tofase. Ved tofasestrøm kan det bygges opp trykk bak "væskeplugg" (slugs) og gi store trykkpulser i systemet. Disse trykkpulsene må dempes / elimineres før fluidet når prosessutstyr som setter krav til innløpstrykk og innløpshastighet.
- 3) Betegnelsen D_{64} anvendes for chokens diameter og betyr at denne er oppgitt i sekstifiredels tommer (diameter i tommer = $D_{64} / 64$).

d) Om frakturering:

Kommentar: Her er det en del studenter som blander frakturering med perforering. Frakturering er oppsprekking av bergart v.h.a. en fraktureringsvæske via kraftige pumper og høyt trykk, mens perforering er gjennomhulling av casing og sement rundt brønn via perforeringskanon for å skape kontakt mellom reservoar og brønn. Perforeringskanal kan strekke seg maks 0.5 meter ut fra brønn mens en fraktureringssprekk kan strekke seg noen hundre meter inn i reservoaret. Kontaktlaten mellom reservoar og brønn er stor ved frakturering, mens perforering bare skaper lokal kontakt rundt selve nærbrønnområdet.

- 1) Frakturering / oppsprekking av reservoarbergarten anvendes for å øke kontakt mellom reservoar og brønn gjennom konduktive og proppantsfylte sprekker og for å bedre produktivitet fra spesielt lavpermeable reservoar.
- 2) Fraktureringsfluid pumpes ned i brønn med høy hastighet og med høyt nok trykk til at bergarten sprekker opp og danner åpne kanaler inn i reservoaret. Fraktureringsvæsken tilsettes kjemikalier som reduserer lekkasje inn i reservoaret uten å tette porer permanent. For å holde kanalene åpne etter avsluttet frakturering, tilsettes fraktureringsvæsken proppants som legger seg i sprekk og holder denne åpen etter at trykket tas av. Størrelsen av proppantsen må være slik at konduktivitet og strømning gjennom sprekk ikke blir lavere enn reservoarpermeabiliteten og strømning fra reservoar og inn i sprekk gjennom sprekkes sideflater og kontakt mot reservoaret. I fraktureringen benyttes kraftig pumpeutstyr, fraktureringsvæske, proppants og blandeutstyr for proppants og fraktureringsvæske.
- 3) Hydraulisk frakturering er en oppsprekking av reservoaret (f.eks. sandsteinsreservoar) ved tilførsel av fraktureringsvæske under høyt (hydraulisk) trykk. Syrefrakturering anvendes i hovedsak på kalksteinsreservoar der en kan la syra etse inn og åpne en sprekk inn i reservoaret. Proppants for å holde sprekk åpen inngår i begge.
- 4) Hydraulisk frakturering anvendes på sandsteinsreservoar, men kan også anvendes på kalkstein. Syrefrakturering anvendes bare på kalkstein.