



UPPSALA  
UNIVERSITET

UPTEC W 13 009

Examensarbete 30 hp  
Juli 2013

# Transienta effekter under Lugeon-tester i borrhål

Transient effects during Lugeon-tests in  
boreholes

---

Erik Palmfjord



## REFERAT

### Transienta effekter under Lugeon-tester i borrhål *Erik Palmfjord*

Hydrogeologiska tester av borrhål har länge varit en viktig metod för att estimeras sprickigt bergs hydrogeologiska parametrar såsom transmissivitet och magasin-koefficient. Lugeon-tester är borrhålstester där vatten injekteras i en sektion under konstant tryck som höjs och sänks i steg. Utvärderingen av testet kan ge information om flödet i de vattenledande sprickorna är turbulent eller laminärt samt om det uppstår några geomekaniska effekter, såsom elastisk vidgning av sprickor under testets gång. De ekvationer som rutinmässigt används för utvärdering av testet förutsätter stationärt flöde och tryck i slutet på varje trycksteg, förhållanden som sällan återfinns i verkligheten. Antagandet om stationaritet tros ge en felaktig utvärdering av testet och därför har konsultföretaget Geosigma tagit fram en transient numerisk modell som beskriver Lugeon-tester och som kan användas för utvärdering av testet.

Modellen har i detta examensarbete använts för att utvärdera Lugeon-tester utförda i Rönnskär av Geosigma, men också Lugeon-tester utförda av författaren i Uppsala. Resultatet från utvärderingen har jämförts med utvärderingar med antagande om stationära förhållanden och utvärderingar genomförda med modeller i programvaran AQTESOLV. Dessutom har en känslighetsanalys genomförts för den numeriska modellen.

Undersökningar utförda med den numeriska modellen visar att stationära utvärderingar av Lugeon-tester ger en felaktig tolkning av resultatet om stationära förhållanden inte råder. Detta beror på den transienta effekten, där flöde och tryck under ett trycksteg påverkar flöde och tryck under de efterföljande tryckstegen.

Utvärderingsmetoden där den numeriska modellen används går ut på att relatera skillnaden mellan modellerat och uppmätt flöde i slutet på varje trycksteg till det rådande differenstrycket i borrhålet. Den nya utvärderingsmetoden ger en säkrare utvärdering av Lugeon-tester eftersom den tar hänsyn till de transienta effekterna. Utvärdering av Lugeon-tester med den nya metoden ger i flera fall andra tolkningar än den stationära utvärderingsmetoden. De båda utvärderingsmetoderna ger samma tolkningar när stationära förhållanden verkligen råder. Utvärderingsmetoden är dock känslig för brusigt data.

ISO-standard 22282-3 beskriver Lugeon-tester och där rekommenderas att tryckstegen skall vara 10-30 minuter långa. Med den numeriska modellen har dock Lugeon-tester med 2 minuter långa trycksteg kunnat utvärderas på ett tillfredställande sätt. Lugeon-testernas testtid kan således förkortas betydligt i förhållande ISO-standardens vilket skulle innebära en lägre kostnad för att utföra den här typen av tester.

**Nyckelord:** Hydrogeologisk testning, borrhålstester, Lugeon-test, tryckstegringstest, AQTESOLV, hydrologisk modellering

*Institutionen för geovetenskaper, Luft-, vatten- och landskapslära, Uppsala universitet, Villavägen 16, SE-752 36 UPPSALA. ISSN 1401-5765*

## **ABSTRACT**

### **Transient effects during Lugeon-tests in boreholes** *Erik Palmfjord*

Hydraulic testing has long been an important method to estimate hydrogeological parameters, such as transmissivity and storativity for fractured rock. Lugeon-tests are single-borehole tests which are performed by injecting water into a borehole section under constant pressure. The pressure is raised and lowered in steps, called pressure steps. The evaluation of the test can give information if the water flow is turbulent or laminar and if the test gives rise to any geomechanical effects, such as an elastic expansion of fractures. The equations that are used for the evaluation of the test assume that the flow and the pressure are stationary at the end of each pressure step. Stationary conditions are however seldom encountered under field conditions. The assumption of stationarity was believed to give rise to incorrect test evaluations. Geosigma has therefore developed a transient numerical model that can describe the transient lapse and can be used for the evaluation of the test.

The model has been used to evaluate Lugeon-tests performed by Geosigma in Rönnskär and Lugeon-tests performed by the author in Uppsala. The results have been compared with stationary evaluations and evaluations performed with models in AQTESOLV.

Investigations with the numerical model have shown that stationary evaluations of Lugeon-tests give rise to incorrect interpretations when stationary conditions are not present. This depends on the transient effect, where flow and pressure during one pressure step influence the others.

The new evaluation method uses the model to relate the difference between modeled and measured flow to the pressure at the end of a pressure step. The new method gives a more correct evaluation of a Lugeon-test since it takes the transient effects into consideration. Evaluations of Lugeon-tests with the new method often give rise to different interpretations of the geomechanical effects and flow conditions compared to the stationary evaluation. The two methods give the same interpretations if the flow is stationary.

The new ISO-standard 22282-3 recommends that the pressure steps should last for 10-30 minutes. Tests with two minute long pressure steps have been evaluated with the new method with satisfying results. This means that the time it takes to perform a test can be shortened considerably and still receive a good result. In the end the method can cut the costs for performing Lugeon-tests.

**Keywords:** Hydraulic testing, single borehole testing, Lugeon-test, step pressure test, AQTESOLV, hydrological modeling

*Department of Earth Sciences, Program for Air, Water and Landscape Science,  
Uppsala University, Villavägen 16, SE-752 36 UPPSALA. ISSN 1401-5765*

## **FÖRORD**

Detta examensarbete för civilingenjörsprogrammet inom miljö- och vattenteknik har genomförts på uppdrag av konsultföretaget Geosigma i Uppsala. Rune Nordqvist har varit min handledare på Geosigma och Fritjof Fagerlund på Institutionen för geovetenskaper, luft-, vatten- och landskapslära, Uppsala universitet har varit min ämnesgranskare.

Jag skulle vilja rikta ett stort tack till dessa två för deras hjälp och engagemang under examensarbetets gång. Jag skulle också vilja tacka Calle Hjerne på Geosigma för bra idéer och stöd. Ett särskilt tack skall personalen på Geosigas teknik- och innovationsavdelning ha för den ovärderliga hjälp de gav mig med att genomföra mina egna Lugeon-tester. Slutligen vill jag tacka all personal på Geosigma för att de har tagit emot mig med öppna armar och fått mig att trivas under arbetets gång.

Copyright © Erik Palmfjord och Institutionen för geovetenskaper, Luft-, vatten- och landskapslära, Uppsala universitet.

UPTEC W 13 009, ISSN 1401-5765

Digitalt publicerad vid Institutionen för Geovetenskaper, Uppsala Universitet

## POPULÄRVETENSKAPLIG SAMMANFATTNING

### Transienta effekter under Lugeon-tester i borrhål *Erik Palmfjord*

Grundvatten utgör en stor och viktig naturresurs, framförallt i form av dricksvattentäkter. Dock kan grundvatten utgöra ett stort problem vid till exempel tunnelbyggen där läckage av grundvatten in i tunneln kan orsaka stora förseningar och högre byggnadskostnader. Ett sätt att åtgärda grundvattenläckage vid byggande i berg är att tätta de sprickor i berget som leder vatten med cement. Kostnaden för att tätta en tunnel är betydande och bör därför inte göras i onödan. Behovet av tätning kan dock undersökas med så kallade hydrogeologiska tester. Testerna går ut på att pressa ner vatten i ett borrhål i berget och samtidigt mäta vattenflöde och tryck. Ett vanligt sådant test är Lugeon-testet trycket höjs stegvis i tre steg för att sedan sänkas igen i två steg. Stegen kallas för trycksteg. Med testet går det att bestämma hur lätt vatten leds i berget, den så kallade transmissiviteten. Testet kan också avslöja om till exempel de vattenledande sprickorna spricker upp eller om de utvidgar sig för att sedan sluta sig igen eller om partiklar som sitter i sprickorna spolats ut.

Den nuvarande testutvärderingen av Lugeon-tester utvecklades på 1970-talet när mätutrustningen var sämre och möjligheten att göra avancerade beräkningar med datorer var begränsad. Testutvärderingen baseras därför på enkla ekvationer som förutsätter att vattenflödet och trycket inte förändras med tiden under slutskedet av ett trycksteg. Dessa förhållanden stämmer dock sällan överens med vad som observeras i verkligheten. Detta kan leda till att felbedömningar av testet görs, med följderna att beställaren av testet får ett vilseledande beslutsunderlag. Examensarbetet har därför inriktats på att modernisera utvärderingen av Lugeon-tester med hjälp av en modell som beskriver hur vattenflödet varierar under ett Lugeon-test. Modellen beskriver vattenflödet när inga sprickor utvidgas/spricker upp/ spolats ur. Om de uppmätta flödesvärdena avviker från modellen är detta ett tecken på att någon av de ovan beskrivna effekterna har inträffat.

Modellen användes för att utvärdera Lugeon-tester som utförts i Skellefteå och i Uppsala. Testerna utvärderades också med den äldre utvärderingsmetoden. Jämförelsen av de två utvärderingsmetoderna visade att den nya utvärderingsmetoden i flera fall gav upphov till nya tolkningar av Lugeon-tester. Modellen användes också för att bedöma hur felaktig den gamla utvärderingsmetoden är. Undersökningen visade att den gamla utvärderingsmetoden ger felaktiga resultat i de fall flödet och trycket på slutet av tryckstegen inte är konstant.

Den nya utvärderingsmetoden har också en annan fördel i och med att den inte kräver lika långa testtider som den gamla utvärderingsmetoden för att vara korrekt. ISO-standarden 22282-3 beskriver hur Lugeon-tester skall genomföras och enligt den skall varje trycksteg vara i 10-30 minuter. Med modellen som utvärderingsredskap räcker det med två minuter korta trycksteg för att ge ett tillfredställande resultat.

Med användandet av modellen har utvärderingen av Lugeon-testerna tagit steget in i den nya milleniet. Det finns dock några oklarheter som behöver redas ut innan modellen och utvärderingsmetoden är klar för användning. Bland annat är det inte säkert att skillnaderna mellan modellerade och uppmätta flödesdata från ett Lugeon-test beror på att till exempel sprickorna har spruckit upp. Skillnaderna kan också bero på att modellen inte beskriver verkligheten på ett tillräckligt tillförlitligt sätt. Detta behöver utredas ytterligare innan modellen och den nya utvärderingsmetoden kan användas med tillförsikt.

## DEFINITIONER OCH SYMBOLER

$\xi$ : *Skin*-faktorn [-] representerar hur den hydrauliska konduktiviteten skiljer sig i området närmast borrhålet (*skin*-zonen) i förhållande till resten av det omgivande berget. En negativ *skin*-faktor indikerar att den hydrauliska konduktiviteten närmast borrhålet är högre än i det omgivande berget och om den är positiv är den mindre än i omgivningen. Om *skin*-faktorn är noll är den hydrauliska konduktiviteten i *skin*-zonen lika stor som för det omgivande berget.

***dP***: Differenstrycket är det övertryck som råder i en borrhålssektion i förhållande till det tryck som rådde i borrhålssektionen innan det hydrogeologiska testet startade.

**Lugeon-test**: Ett hydrogeologiskt test som används för att undersöka sprickigt bergs magasin-koefficient, transmissivitet och geomekaniska egenskaper. Testet utförs i en avgränsad borrhålssektion där ett differenstryck byggs upp och sänks i steg (trycksteg) med hjälp av injektion av vatten till sektionen.

***S***: Representerar en akvifers magasin-koefficient [-]. Den är definierad som den volym vatten som en areaenhet av akviferen lagrar när den hydrauliska potentialen höjs en enhet. I detta arbete representerar *S* de vattenledande sprickornas magasin-koefficient.

**Sektionstryck**: Det tryck som råder i en borrhålssektion innan det hydrogeologiska testet startar.

***T***: Allmänt representerar det en akvifers transmissivitet [ $\text{m}^2/\text{s}$ ]. I detta arbete representerar det de vattenledande sprickornas transmissivitet.  $T = K \cdot b$  där *b* är borrhålssektionens längd [m] och *K* är sektionens hydrauliska konduktivitet [ $\text{m}/\text{s}$ ].

**Transient effekt**: Under ett Lugeon-test påverkar flöde och tryck under ett trycksteg flöde och tryck under de efterföljande tryckstegen om inte flöde och tryck tillåts gå till stationaritet under varje enskilt trycksteg.

**Transient flöde**: Ett transient flöde är ett flöde som ännu inte har hunnit uppnå stationära förhållanden. Flödet beror av tiden och  $\frac{dQ}{dt} \neq 0$ .



## Innehållsförteckning

REFERAT .....	I
ABSTRACT .....	II
FÖRORD .....	III
POPULÄRVETENSKAPLIG SAMMANFATTNING .....	IV
DEFINITIONER OCH SYMBOLER .....	VI
1. INLEDNING .....	1
1.1. MÅL OCH SYFTE .....	2
1.2. AVGRÄNSNINGAR.....	2
2. BAKGRUND .....	3
2.1. GRUNDVATTENFLÖDEN I SPRICKIGT BERG .....	3
2.2. HYDROGEOLOGISKA TESTER .....	4
2.3. LUGEON-TESTER.....	6
2.3.1. Lugeon-tester enligt ISO 22282-3 .....	6
2.3.2. Lugeon-tester och stationära förhållanden .....	9
2.3.3. Lugeon-tester i Skellefteå.....	11
2.4. TRANSIENT NUMERISK MODELL FÖR ANALYS AV LUGEON-TESTER .....	11
2.5. AQTESOLV .....	13
3. METOD .....	14
3.1. PARAMETERSKATTNING MED AQTESOLV .....	14
3.1.1. Hurst- Clark- Brauer och tvådimensionellt radiellt flöde.....	15
3.1.2. Hantush, tvådimensionellt radiellt flöde med läckage.....	15
3.1.3. Barkers modell för radiellt flöde med dimension $n$ .....	15
3.2. KÄNSLIGHETSANALYS AV DEN NUMERISKA MODELLEN.....	16
3.3. KVANTIFIERING AV DEN TRANSIENTA EFFEKTEN MED DEN NUMERISKA MODELLEN .....	18
3.4. GENOMFÖRDA LUGEON-TESTER .....	20
3.4.1. Mätutrustning (WIC) för Lugeon-tester .....	20
3.4.2. Lugeon-tester i Librobäck .....	21
3.5. UTVÄRDERING AV LUGEON-TESTER .....	25
3.5.1. Utvärdering av Lugeon-tester med AQTESOLV respektive med antagande om stationära förhållanden .....	25
3.5.2. Utvärdering av Lugeon-tester med den transienta numeriska modellen .....	26
4. RESULTAT.....	29

4.1. KÄNSLIGHETSANALYS AV DEN NUMERISKA MODELLEN.....	29
4.2. KVANTIFIERING AV TRANSIENT EFFEKT .....	34
4.2.1. Betydelse av längden på trycksteg.....	35
4.2.2. Transmissivitetens och magasinskoefficientens inverkan på den transienta effekten .....	36
4.2.3. Stationärt flöde och dess inverkan på flödet under det andra trycksteget ...	38
4.2.3. Utvärdering av modellgenererade Lugeon-tester med AQTESOLV respektive antagande om stationaritet.....	39
4.3. UTVÄRDERING AV LUGEON-TESTER .....	41
4.3.1. Lugeon-tester i Skellefteå.....	41
4.3.2. Lugeon-tester i Librobäck .....	50
5. DISKUSSION .....	60
5.1. JÄMFÖRELSE MELLAN STATIONÄR UTVÄRDERING OCH TRANSIENT UTVÄRDERING MED DEN NUMERISKA MODELLEN .....	60
5.2. DEN NUMERISKA MODELLENS TILLFÖRLITLIGHET .....	61
5.3. PARAMETERSKATTNING .....	63
5.3.1. Icke-unika parameteruppsättningar .....	64
5.4. DEN NUMERISKA MODELLENS KÄNSLIGHET.....	64
5.5. YTTERLIGARE FÖRBÄTTRINGAR AV DEN NUMERISKA MODELLEN	65
6. SLUTSATSER .....	66
7. REFERENSER .....	67
BILAGOR .....	70
Bilaga A- Matlab-kod för beräkning av MSE-värden .....	70
Bilaga B- Jämförelser mellan uppmätta och modellerade data för Lugeon-tester .....	71
Bilaga C- Tolkningsdiagram för Lugeon-tester.....	75
Bilaga D- Känslighetsanalys för RON06, sektion 110-120 m .....	79

## 1. INLEDNING

Hydrogeologiska tester har länge spelat en viktig roll för att öka kunskapen och förståelsen om hur vatten beter sig i mark och berg. De tidigaste testerna gick främst ut på att undersöka om en akvifer var lämplig för grundvattenuttag genom att undersöka dess vattenledande egenskaper och lagringskapacitet. Grundarbetet för den här typen av tester där vatten provpumpas ur en akvifer lades 1935 av C.V. Theis. (Domenico & Schwartz, 1998). Även om dessa tester fortfarande används så har utvecklingen gått framåt och idag finns många hydrogeologiska tester där vatten pumpas in i eller ut från ett borrhål för att undersöka sprickigt bergs vattenledande egenskaper i samband med till exempel tunnelbyggen (Gustafsson, 2009). Den här typen av tester har också använts i stor utsträckning när SKB gjorde sina platsundersökningar för det framtida slutförvaret av använt kärnbränsle i Forsmark (SKB, 2005).

Detta examensarbete är fokuserat på stegvisa constant-head tester (tryckstegringstester) och de problem som kan uppstå vid utvärderingen av dessa tester. Testerna kallas traditionellt för Lugeon-tester efter dess grundare M. Lugeon som beskrev testet i en artikel år 1933. Den nuvarande tolkningsmetodiken av testet utvecklades av Houlsby (1976). Testet och Houlsbys metodik finns beskrivet i den europeiska standarden ISO 22282-3 (ISO, 2012), men också i US Department of the Interiors (1990) dokument Earth Manual, Part 2. Testet är en typ av injektionstest där vatten pumpas in i en borrhålssektion som har avgränsats med hjälp av uppblåsbara manschetter. Vattnet som pumpas in skall hålla ett visst tryck som sedan ökas i steg till dess att det högsta på förhand bestämda trycket uppnås. Därefter minskas trycket i steg. Under hela testet mäts vattenflödet i borrhålssektionen. För att de ekvationer som rutinmässigt används för utvärdering av testet skall gälla är det viktigt att både flödet och trycket ges tid att gå till jämvikt (stationära förhållanden) (ISO, 2012). Testerna tillåts dock sällan pågå så länge att stationära förhållanden hinner inträda vilket kan leda till en felaktig utvärdering av testet och som i slutändan kan leda till att beställaren får ett felaktigt beslutsunderlag (Eriksson & Stille, 2005).

Sedan utvärderingsmetoden för Lugeon-tester togs fram år 1976 har utvärderingsmetodiken för hydrogeologiska tester i allmänhet gått snabbt framåt. Idag är datorprogram, såsom AQTESOLV, med möjlighet till automatisk parameterskattning vanligt förekommande hjälpmedel för utvärdering av hydrogeologiska tester (Renard, 2005). Dock kan inte de vanligaste utvärderingsverktygen hantera de transienta effekter som uppstår under Lugeon-tester. Därför har konsultföretaget Geosigma utvecklat en numerisk modell för att förbättra utvärderingen av Lugeon-tester. Den numeriska modellen ger en större förståelse för hur Lugeon-tester fungerar och hur testet påverkas av olika hydrogeologiska parametrar.

## **1.1. MÅL OCH SYFTE**

Syftet med examensarbetet är att jämföra en nyframtagen modell för utvärdering av Lugeon-tester med standardmetoder och genomföra egna Lugeon-tester.

Målet med examensarbetet är att:

- Belysa de problem som finns med transienta effekter vid utvärderingen av Lugeon-tester.
- Genomföra känslighetsanalys på en nyframtagen numerisk modell för transient utvärdering av Lugeon-tester.
- Använda en numerisk modell för att utvärdera Lugeon-tester och jämföra resultatet med standardmetoder.
- Genomföra egna Lugeon-tester i syfte att utreda hur länge ett trycksteg skall vara för att kunna genomföra en tillförlitlig utvärdering av testet.

## **1.2. AVGRÄNSNINGAR**

Examensarbetet innebär transient utvärdering av tryckstegringstester med hjälp av den nyframtagna numeriska modellen. Programvaran AQTESOLV (AQTESOLV, 2012) och dess utvärderingsmodeller för injektionstester under konstant tryck har också använts. Att valet föll på AQTESOLV är naturligt eftersom programvaran är vitt spridd och närmast är att betrakta som branschstandard. Examensarbetet har ej försökt utvärdera om huruvida Houlsbys (1976) och ISO (2012) tolkningsmetod av Lugeon-tester är korrekt.

## 2. BAKGRUND

### 2.1. GRUNDVATTENFLÖDEN I SPRICKIGT BERG

Det kanske viktigaste konstaterandet som bör göras när det gäller grundvattenflöden i berg är att vattenflödet framförallt sker i bergets spricksystem och att områdena mellan sprickorna inte är permeabla. I ett poröst medium (sand, grus och jord) kan grundvattenflödet beskrivas av Darcys lag

$$q = \frac{Q}{A} = -K \frac{dh}{dx} \quad (1)$$

där  $q$  är flödet per areaenhet [m/s],  $\frac{dh}{dx}$  är den hydrauliska gradienten [-] och  $K$  är den hydrauliska konduktiviteten [m/s]. Ett viktigt antagande för att Darcys lag skall gälla är att flödet är laminärt. Den hydrauliska konduktiviteten är en parameter som är beroende av egenskaper både hos vätskan och mediet som vätskan strömmar igenom. Om  $K$  multipliceras med akviferens mäktighet ( $b$  [m]), så erhålls akviferens transmissivitet ( $T$  [m<sup>2</sup>/s]).

Ett sätt att komma runt problemet att vattenflödet i berg sker genom sprickor är att se på bergmassan som en enhet med homogena hydrauliska egenskaper. Trots att den konceptuella modellen inte stämmer med verkligheten, eftersom bergets hydrauliska egenskaper till stor utsträckning är heterogena och anisotropa, så har den fördelen att Darcys lag eller andra differentialekvationer som beskriver flödet eller den hydrauliska potentialen kan tillämpas. Att anta att berget är en homogen enhet är särskilt vanligt vid utvärderingen av hydrogeologiska tester (Gustafsson, 2009).

Om flödet i stället beskrivs som flöde genom sprickor så måste sprickans hydrauliska egenskaper beskrivas. Om sprickan betraktas som två parallella plattor med en viss apertur ( $b$ ), och bredd (vinkelrät mot flödesriktningen),  $w$ , så kan flödet beskrivas med en analog till Darcys lag

$$Q = \frac{\rho_w g b^2 w}{12\mu} \cdot \frac{dh}{dx} \quad (2)$$

där  $\rho_w$  är vattnets densitet [kg/m<sup>3</sup>],  $g$  är gravitationsaccelerationen [m<sup>2</sup>/s] och  $\mu$  är viskositet [kg/s·m] (Domenico & Schwartz, 1998). I detta fall kan det sägas att flödet är tvådimensionellt eftersom sprickan som flödet går igenom är tvådimensionell. Vidden på de vattenförande sprickorna är dock inte konstant vilket medför att det i vissa fall är bättre att beskriva sprickan som en endimensionell kanal i stället. Nu kan flödet i sprickigt berg beskrivas som flödet genom en kombination av kanaler och plana strukturer vilket i vissa fall kan vara en mer representativ beskrivning av flödet än vad den kontinuerliga modellen är (Gustafsson, 2009).

Flödet i sprickigt berg karakteriseras av sin flödesregim/dimension som beskriver hur flödets tvärsnittsarea förändras med avståndet från källan (borrhålet). Om flödets area är konstant med avståndet är flödesregimen linjär (endimensionell) och tolkas då som flöde genom en kanal. Är flödets area proportionell mot avståndet sägs det vara radiellt (tvådimensionellt) och flödet kan tänkas gå genom ett homogent sprickplan. Om flödets area är proportionell mot kvadraten på avståndet är flödesregimen sfärisk (tredimensionell). Detta kan tolkas som flöde genom ett spricknätverk som sträcker ut sig i alla riktningar (Doe, 1991). Flödesregimen kan också vara intermediär, det vill säga en blandning av två regimer eller en övergångsfas från en regim till en annan. Flödesregimen förändras ofta under ett hydrogeologiskt test i och med att flödet når nya sprickor eller spricksystem (Hjerne, pers. medd., 2013). Flödesregimen spelar stor roll för tolkningen av hydrogeologiska tester eftersom det finns olika matematiska modeller som beskriver de olika flödesregimerna.

## 2.2. HYDROGEOLOGISKA TESTER

Hydrogeologiska tester används för att undersöka hydrauliska egenskaper hos en geologisk formation till exempel en akvifer, en enskild spricka i ett berg eller en avspärrad sektion av ett borrhål. Idag ligger fokus ofta på undersökningar i berg i samband med t.ex. tunnelbyggen, förundersökningar för förvaring av använt kärnbränsle och undersökningar av transport av farliga ämnen (Domenico & Schwartz, 1998).

Hydrogeologiska tester kan beskrivas som en kontrollerad störning av en geologisk formation i form av bortpumpning av eller injektion av vatten till formationen (även om andra varianter finns så är det dessa två som är vanligast). Grundvattenförhållandena i formationen bestäms av hydrauliska egenskaper, geologi och geometri. Genom att registrera responsen hos grundvattnet vid en kontrollerad störning kan, efter analys av testresultaten, formationens egenskaper bestämmas. Utvärderingen av testresultaten kan antingen ske med antagande om stationärt tillstånd eller så utvärderas det transienta förloppet. Huvudsyftet med hydrogeologiska tester brukar vara att bestämma formationens transmissivitet ( $T$ ) och magasinskoefficient ( $S [-]$ ) (Carlsson & Gustafsson, 1991). Dessutom kan den så kallade *skin*-faktorn ( $\zeta [-]$ ) bestämmas. *Skin*-faktorn beskriver hur den hydrauliska konduktiviteten närmast borrhålet skiljer sig från den hydrauliska konduktiviteten i resten av akviferen. Om *skin*-faktorn är noll är den hydrauliska konduktiviteten närmast borrhålet lika stor som i resten av akviferen. Om den är positiv är den hydrauliska konduktiviteten närmast borrhålet mindre än för övriga akviferen och om den är negativ är den hydrauliska konduktiviteten större än för det omgivande berget (Gustafsson, 2009).

Det kanske mest grundläggande hydrotestet baseras på C.V. Theis arbeten från 1935 där vatten pumpas ut eller in med konstant flöde från eller in i en brunn eller ett borrhål och avsänkningen/nivåhöjningen av grundvattennivån i ett observationsrör observeras. Theis beskrev med en differentialekvation hur denna avsänkning/nivåökning skulle bete sig med tiden. Eftersom differentialekvationen inte kan lösas analytiskt konstruerades

typkurvor som passas till mätdata och med hjälp av passningen kan akviferens transmissivitet och magasinskoefficient bestämmas.

Denna metod vilar på en rad antaganden där de viktigaste är att akviferen har oändlig utsträckning och att den är sluten, homogen och isotrop. Baserat på Theis arbete har sedan flera andra typkurvor tagits fram för att passa andra typer av akviferer och förhållanden som t.ex. läckande akviferer. Med hjälp av superpositionsprincipen kan även hänsyn tas till hydrauliska gränser som uttrycker sig i att akviferen begränsas i sin utsträckning av ett impermeabelt material eller att den gränsar till ett vattendrag som fyller på akviferen. Typkurvepassningen kan i stor utsträckning göras för hand, men görs i dag till största del i datorprogram såsom AQTESOLV.

Den typ av hydrogeologiska tester som har beskrivits ovan grundar sig på att grundvattennivån observeras i ett eller flera observationsrör på ett känt avstånd från brunnen eller borrhålet där pumpningen/ injektionen av vatten sker. I många fall, särskilt vid undersökningar av sprickigt berg, kan det vara intressant att genomföra testet i ett enskilt borrhål. Till den här typen av test hör Lugeon-tester, men det finns även många andra hydrauliska tester som genomförs rutinmässigt i enskilda borrhål. I många fall utförs testerna i en sektion av borrhålet som har avgränsats med manschetter för att på så sätt kunna undersöka hur t.ex. den hydrauliska konduktiviteten förändras med djupet. Ett av dessa tester är ett så kallat återhämtningstest där ett enskilt borrhål pumpas under en viss tid samtidigt som avsänkningen i borrhålet registreras. Därefter stängs pumpen av och grundvattennivån i borrhålet börjar höja sig (återhämta sig). Återhämtningen (vattennivån innan pumpning minus vattennivån vid en tidpunkt efter att pumpningen har avslutats) registreras som en funktion av tiden och utifrån detta kan transmissiviteten beräknas. En annan vanlig testmetod är att injektera en känd volym vatten under mycket kort tid (beräkningarna antar att det sker momentant) som resulterar i att trycket (den hydrauliska potentialen) i borrhålet höjs för att sedan sjunka tillbaka till sitt ursprungliga värde. Trycket i borrhålet registreras som en funktion av tiden och kan sedan användas för att beräkna den hydrauliska konduktiviteten (Domenico & Schwartz, 1998). Lugeon-tester hör till en familj av tester som kallas constant head-tester där vatten injiceras in i ett borrhål under tryck (constant-head) som antas vara konstant. Under tiden som vattnet injiceras mäts flödet och trycket. En viktig detalj att ha i åtanke när det gäller hydrogeologiska tester i sprickigt berg är att värdena på de parametrar som fås endast är representativa för den sektion av borrhålet där testet utfördes och det närmast omgivande berget. Transmissiviteten är med andra ord representativ för de sprickor som borrhålet ”råkade stöta på” när det borrades. Transmissiviteten för just sprickigt berg är något svårdefinierad eftersom flödet sker genom sprickorna och inte genom hela bergmassan. För att beräkna transmissiviteten för sprickigt berg multipliceras dock den hydrauliska konduktiviteten för motsvarande bergskikt med mäktigheten på bergskiktet (längden av den undersökta sektionen) (Gustafsson, 2009).

### 2.3. LUGEON-TESTER

Enligt ISO 22282-3 används Lugeon-tester i borrhål bland annat för att undersöka hydrauliska egenskaper hos en bergmassa och bergmassans geomekaniska egenskaper. Testet får anses vara mycket vanligt och används framförallt vid hydrogeologiska undersökningar som utförs i samband med byggande i berg för att få en uppfattning om behovet av tätning med hjälp av med cementinjektering (Eriksson & Stille, 2005). Även International Society for Rock Mechanics har tagit upp testet som en rutinundersökning av berg för att utvärdera om ett eventuellt tätningsbehov föreligger (Widmann, 1996). Petrella & Celico (2009) använde sig av Lugeon-tester när de studerade kvartsläkta sediments hydrogeologiska roll i södra Italien. Lugeon-tester användes också för att undersöka permeabiliteten hos två olika bergstypstyper och behovet av injektering vid byggandet av Atasu-dammen i Turkiet (Gurocak & Alemdag, 2011). I Sverige användes till exempel Lugeon-tester som en del av Bolidens platsundersökningar vid Rönnskärsverken för slutförvar av kvicksilverhaltigt processavfall (Jönsson, 2011).

Testet används för att få en uppfattning om huruvida flödet ut från sektionen är laminärt eller turbulent samt om det uppstår några geomekaniska effekter (såsom vidgning eller igensättning av sprickor) under testets gång (ISO, 2012). Testet redovisas vanligen i form av ett stapeldiagram där transmissiviteten för varje trycksteg visas. Utifrån testet går det också att beräkna det omgivande bergets transmissivitet och magasincoeffient. Det är inte helt ovanligt att den hydrauliska konduktiviteten redovisas i Lugeon-värden från den här typen av test. Enheten motsvarar hur många liter vatten 1 meter borrhål kan ta emot under 1 minut vid 1 Mpa övertryck och beräknas enligt

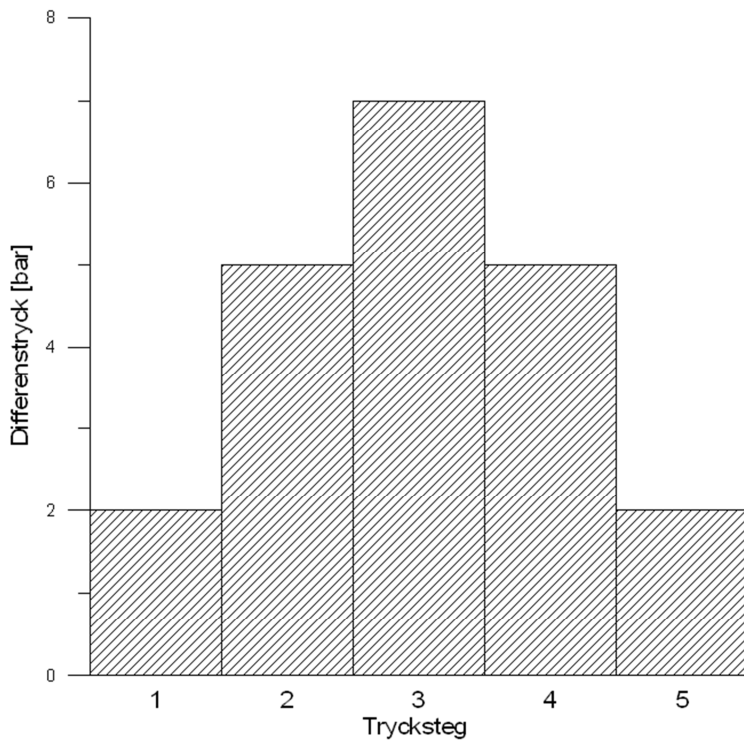
$$Lugeon = \frac{Q_s \cdot 10}{L \cdot P} \quad (3)$$

där  $Q_s$  är vattenflödet [l/min],  $L$  är borrhålssektionens längd [m] och  $P$  är övertrycket [bar] (Houlsby, 1976). En Lugeon motsvarar ungefär den hydrauliska konduktiviteten  $1,6 \cdot 10^{-7}$  m/s.

#### 2.3.1. Lugeon-tester enligt ISO 22282-3

Testet inleds med att den sektion av borrhålet som ska undersökas avgränsas med två (uppblåsbara) manschetter. I borrhålet byggs sedan ett differenstryck (övertryck i förhållande till det tryck som rådde i sektionen innan testet startade) upp i tre olika steg för att sedan minskas igen i två steg, se Figur 1.

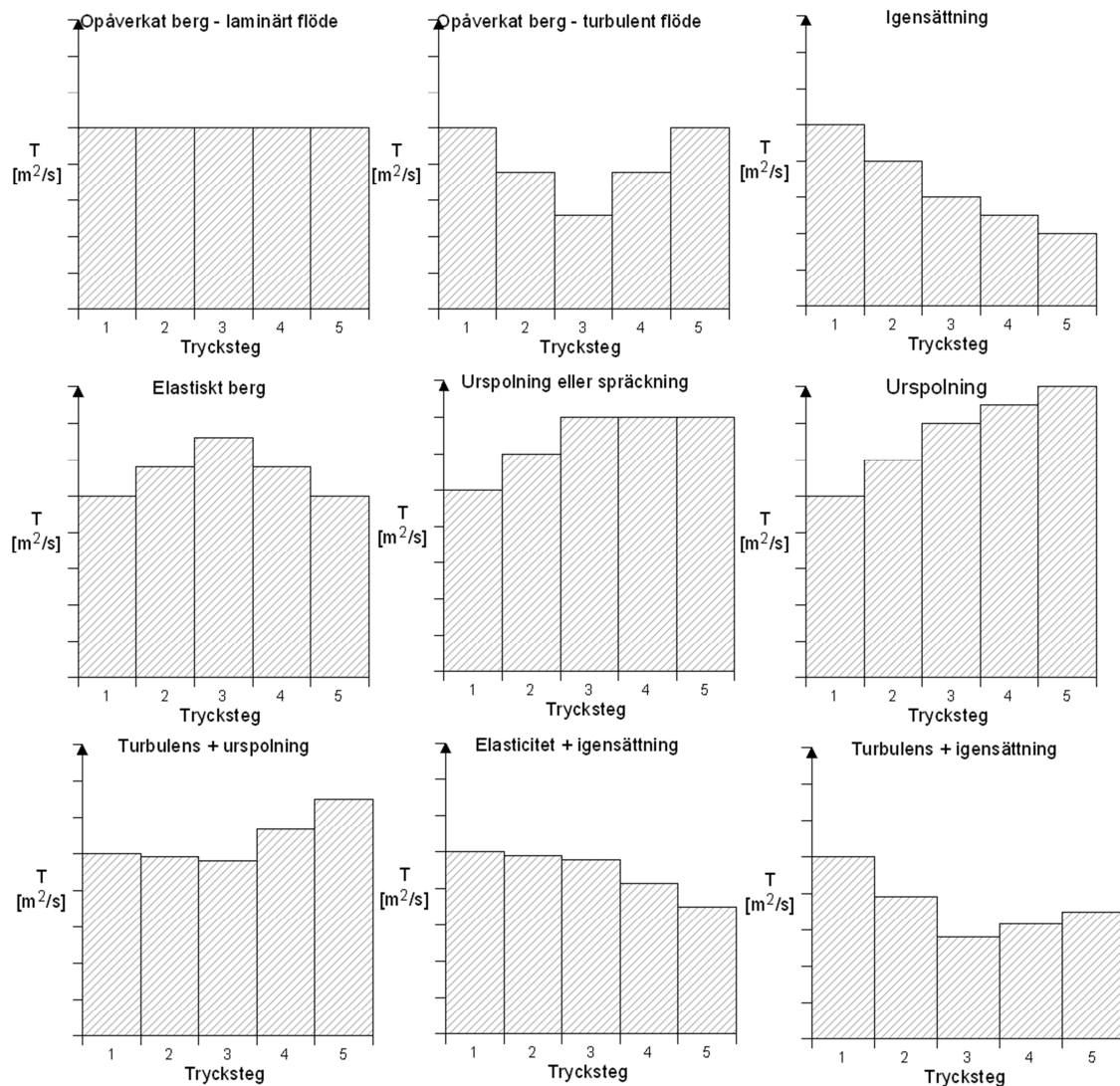




Figur 1. Illustration av tryckstegen i ett Lugeon-test. Observera att de redovisade differenstrycken endast är ett exempel och kan variera kraftigt mellan olika tester.

Vid varje trycksteg mäts både tryck och flöde kontinuerligt, men det värde som används för utvärdering är det som mäts när stationära förhållanden har uppnåtts för både flöde och tryck. Om inte stationära förhållanden nås inom 10 minuter kan värdet som uppnåtts efter 30 min alternativt när variationen i flödet är mindre än fem % per minut användas. För att uppnå ett jämnt tryck och vattenflöde skall en pump vars tryck varierar (oscillerar) med  $\max \pm 3 \%$  användas. Vidare skall mätdata läsas av minst var femte sekund om ett automatiskt datainsamlingsystem används eller minst varje minut om manuella avläsningar görs. ISO (2012) presenterar också några sätt att utvärdera testen på. Bland annat finns ett antal diagram där flöde dividerat med det rådande differenstrycket ( $dP$ ) i slutet av varje trycksteg plottas för de fem tryckstegen, se Figur 2. Flödet dividerat med det rådande differenstrycket uttryckt i meter vattenpelare [mvp] kan tolkas som ett mått på sektionens transmissivitet. Diagrammen kan användas för att tolka om flödet är laminärt eller turbulent samt om det inträffar några geomekaniska effekter:

- Fem jämnstora transmissivitetvärden tolkas som att flödet är laminärt medan om transmissivitetvärdet minskar med ökande tryck (lägst transmissivitet för trycksteg 3) tolkas detta som att flödet är turbulent. Denna tolkning grundar sig på att ett turbulent flöde ger tryckförluster som i sin tur ger ett lägre flöde i förhållande till laminärt flöde vid samma differenstryck.
- Om den högsta transmissiviteten återfinns för trycksteg 3 och transmissiviteten för de övriga tryckstegen är ungefär lika skall detta tolkas som att det sker en tillfällig dilatation (utvidgning) av sprickor under testets gång. Denna dilatation är dock inte permanent utan sprickorna går tillbaka till sitt normalläge när testet avslutas, vilket visar sig i att transmissiviteten minskar igen för trycksteg fyra och fem. Det är med andra ord en elastisk vidgning av sprickor som innebär att transmissiviteten ökar med ökande tryck för att sedan minska igen med minskande tryck.
- När transmissiviteten ökar för alla fem tryckstegen tolkas detta som att sprickorna spolras rena från partiklar vilket i slutet av testet ger en högre transmissivitet. Om däremot transmissiviteten minskar successivt för de fem tryckstegen tolkas detta som att sprickor och håligheter sätts igen av partiklar.



Figur 2. Exempel på tolkningsdiagram för Lugeon-tester, där T står för transmissivitet. Efter Hjerne & Jönsson (2013).

Dessutom presenterar ISO 22282-3 en formel för hur den hydrauliska konduktiviteten kan beräknas vid stationära förhållanden (ISO, 2012)

$$K = \frac{Q}{2LdP\pi} \ln \frac{R}{r_o} \quad (4)$$

Där  $Q$  är flödet [ $\text{m}^3/\text{s}$ ] när stationära förhållanden uppnåtts  $dP$  är differenstrycket [mvp],  $R$  är testets beräknade influensradie [m] och  $r_o$  är borrhålsdiametern [m]. Denna formel antar att flödet är tvådimensionellt radiellt och symmetriskt runt borrhålet, samt att flödet är stationärt och laminärt (ISO, 2012).

Ekvation (4) kallas allmänt för Thiems ekvation. En annan formel för utvärdering av hydraulisk konduktivitet vid stationära förhållanden är den så kallade Moyes formel (Gustafsson, 2009)

$$K = \frac{Q}{2\pi LdP} \left[ 1 + \ln\left(\frac{L}{2r_o}\right) \right] \quad (5)$$

Standardutvärderingen av Lugeon-tester baseras till stor del på ett arbete som utfördes av Houlsby (1976). Hans tolkningsmetod baseras på 811 utförda Lugeon-tester och går ut på att plotta Lugeon-värdena (beräknade enligt ekvation (3)) för de fem tryckstegen som ett stapeldiagram vars mönster sedan tolkas utifrån fem olika tolkningsdiagram. Detta är i stort sett den metod som finns beskriven i ISO- 22282-3. Skillnaden är att i ISO-standarden plottas inte Lugeon-värden utan transmissivitet. Houlsby (1976) påpekar dock att det kan röra sig om en blandning av både laminärt och turbulent flöde eftersom borrhålssektionen kan skära igenom både tunnare (mindre apertur) sprickor där flödet är laminärt och mer öppna (större apertur) sprickor där flödet är turbulent. Houlsby (1976) ger också råd för vilket Lugeon-värde som är mest representativt för testet.

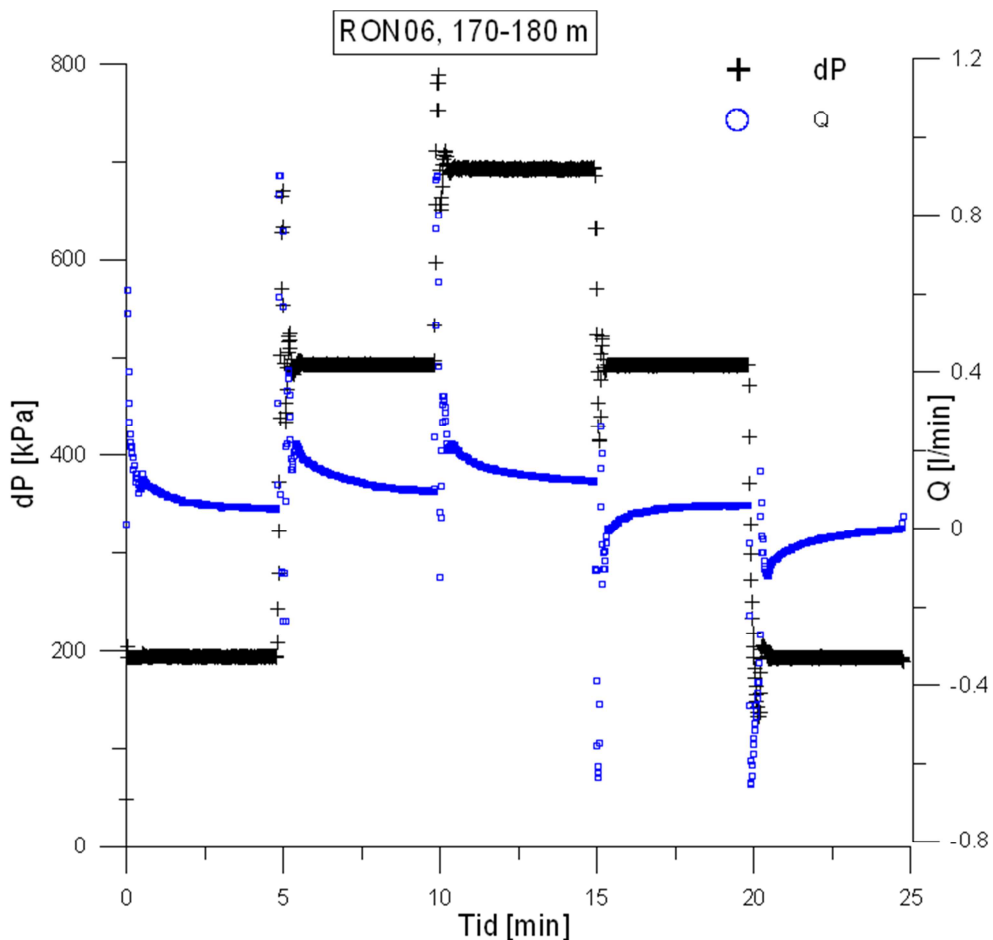
### 2.3.2. Lugeon-tester och stationära förhållanden

Ett viktigt antagande i Houlsbys (1976) utvärderingsmetod och därmed även ISO (2012) utvärderingsmetod är att de flödes- och tryckdata som utvärderingen bygger på skall vara uppmätta vid stationära förhållanden. Dels för att ekvation (4) förutsätter det i sina antaganden, dels för att tolkningen av diagrammen skall bli korrekt. I ISO (2012) påpekas dock att det är vanligt med transienta effekter, särskilt under de senare tryckstegen, vilket stör tolkningen. Transienta effekter innebär att tidigare trycksteg påverkar nästa trycksteg eftersom flöde och tryck i tidigare trycksteg inte har tillåtits bli stationära. Eriksson & Stille (2005) påpekar också att stationära förhållanden sällan nås vilket ger en överskattning av den hydrauliska konduktiviteten. Problemet med transienta effekter vid Lugeon-testerna har även tagits upp av Pearson & Money (1977). I sin artikel observerar de att konstanta flöden och tryck sällan hinner uppnås på grund av att för korta testtider används. Trots att problem med Lugeon-testerna observerades på ett så tidigt stadium har tolkningen av dem inte förändrats i nämnvärd omfattning. En förklaring till detta kan vara att standardprogramvarorna för transient utvärdering av hydrogeologiska tester, som t.ex. AQTESOLV, inte har en fungerande rutin för att utvärdera just Lugeon-tester.

Dessutom genomförs den här typen av tester ofta med utrustning som har för låg mätnoggrannhet för att kunna observera de transienta effekterna (Jönsson, pers medd., 2013).

Den transienta effekten kan beskrivas som att de/det tidigare tryckstegen skapar en tryckuppbyggnad (tryckvåg) i omgivningen av borrhålet som sedan sakta klingar av och som påverkar flödet från borrhålet. Om nästa trycksteg startar innan stationaritet har uppnåtts möter flödet ett större motstånd än vad det skulle gjort annars och flödet blir därför lägre än vad ekvationerna för stationärt flöde förutsäger (Jönsson, pers. medd., 2013).

I april 2011 genomförde Geosigma Lugeon-tester åt Boliden i anslutning till Rönnskärsverken i Skellefteå. Beställaren hade på förhand bestämt att varje trycksteg skulle vara i fem minuter. Testresultaten visade att transienta effekter orsakade en succesiv sänkning av Lugeon-talen under Lugeon-testerna i ett flertal av de testade sektionerna (Jönsson, 2011). Att testet avbryts innan stationärt tillstånd har hunnit inträda syns ibland annat i borrhål RON06, sektion 170-180 m djup (Figur 3). I detta fall har tryckuppbyggnaden runt borrhålet blivit så stor att negativa flöden, med andra ord ett flöde som är riktat in mot borrhålet, inleder trycksteg fyra och fem.



Figur 3. Mätdata från Lugeon-test i borrhål RON06, sektion 170-180 m djup. Q (blå cirklar) är flödet i borrhålet och dP (svarta plustecken) är det uppmätta differensstrycket.

Om det inte hade tagits hänsyn till att testet gjordes under transienta förhållanden skulle detta ha tolkats som att en igensättning av sprickorna ägde rum vilket skulle ha kunnat leda till missvisande beslutsunderlag. Detta har fått Geosigma att inleda ett utvecklingsarbete i syfte att förbättra utvärderingen av Lugeon-testerna.

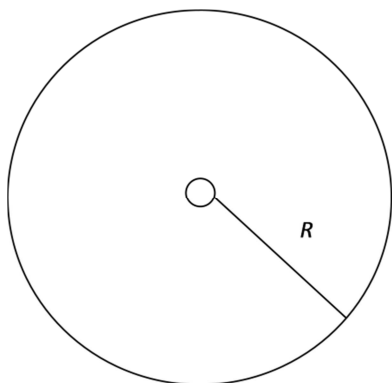
### 2.3.3. Lugeon-tester i Skellefteå

Geosigma genomförde tryckstegringstester åt Boliden på Rönnskärsverken i fyra olika borrhål (RON05, RON06, RON09 och RON10) som var 76 mm i diameter. Testerna genomfördes i 10 m långa sektioner avgränsade med manschetter.

Varje trycksteg varade i fem minuter och differenstrycken var 2, 5, 7, 5, 2 bar i RON05 och RON06. I RON09 och RON10 var differenstrycken 1, 2, 3, 2, 1 bar. Vattnet fördes ned till sektionen med mätrör av aluminium. På ovansidan av den övre manschetten satt en ventil som var öppen under uppblåsningen av manschetterna i syfte att undvika en tryckuppbyggnad i testsektionen innan testet hade startat. Därefter stängdes ventilen och vatten fylldes på vilket ledde till att rörgången avluftades. När det förinställda börvärdet hade uppnåtts öppnades ventilen och mätutrustningen reglerade flödet för att hålla börvärdet konstant. När fem minuter hade gått ändrades börvärdet till nästa och testet avslutades när alla börvärden (alla trycksteg) hade gått igenom (Jönsson, 2011). Regleringen av trycket skedde mot mätutrustningens interna tryckmätare (Jönsson, pers medd., 2013).

## 2.4. TRANSIENT NUMERISK MODELL FÖR ANALYS AV LUGEON-TESTER

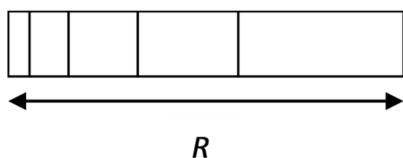
Modellen har byggts upp av Rune Nordqvist på Geosigma och simulerar vattenflödet ut från ett borrhål under ett Lugeon-test givet ett visst differenstryck. Den är en vidareutveckling av en modell för simulering av grundvattenflöde som heter SUTRA och som togs fram av U.S. Geological Survey (Voss & Provost, 2010). Modellen simulerar flödet ( $Q$ ) och den hydrauliska potentialen ( $h$ ) i varje punkt (nod) i modelldomänen under ett Lugeon-test. Modellen antar att akviferen är sluten, isotrop, homogen och att testet endast påverkar den hydrauliska potentialen inom ett visst avstånd,  $R$ , från borrhålet.  $R$  kallas i modellen för influensradie och är satt till 100 m. Modellen antar vidare att flödet sker radiellt ut från ett cylindriskt borrhål (tvådimensionell radiell flödesregim) med radie  $r_l$  som är satt till 0,038 m. Modellens mäktighet är 1 m och motsvarar alltså 1 en m lång sektion av ett borrhål. Modellens grundläggande geometri beskrivs av Figur 4, observera att borrhålet ej är skalenligt.



Figur 4. Figuren beskriver den grundläggande geometrin hos modellen sedd ovanifrån.  $R$  är den antagna influensradien och den inre cirkeln motsvarar borrhålet. Observera att borrhålet ej är skalenligt.

Modellen använder sig av finita elementmetoden där modellens geometri diskretiseras till ett endimensionellt elementrutnät, se

Figur 5. Rutnätet är tätare närmast borrhålet och glesas sedan ut.



Figur 5. Figuren visar modellens elementrutnätsindelning. Längst till vänster i figuren är borrhålet och längst till höger är randen. I modellen är rutnätsindelningen mycket tätare än i figuren.

Hörnen på elementrutorna kallas noder. Den styrande ekvationen för modellen kan beskrivas med den radiella versionen av diffusionsekvationen

$$\frac{\partial^2 h}{\partial r^2} + \frac{\partial h}{r \partial r} = \frac{s \partial h}{T \partial t} \quad (8)$$

som löses i varje nod och där  $r$  är avståndet från borrhålets mitt och  $t$  är tiden. Utifrån den kan flödet beräknas med Darcys lag. Modellen arbetar med ett gemensamt initialvillkor två randvillkor

1.  $h(r_1, t) = h_1(t), t \neq 0$
2.  $h(R, t) = 0$
3.  $h(r, 0) = 0$

där  $h_1(t)$  är en serie av värden som beskriver hur differenstrycket (den hydrauliska potentialen) varierar med tiden i borrhålet. 1 betyder att den hydrauliska potentialen på randen till borrhålet beskrivs av en dataserie för tiden efter testets start. 2 innebär att den hydrauliska potentialen på ett avstånd som motsvarar influensradien är konstant ("constant-head" randvillkor) och 3 säger att precis vid testets start är den hydrauliska potentialen noll överallt.

Den dataserie som beskriver hur differenstrycket varierar definieras av användaren och kan vara en mätserie från ett verkligt Lugeon-test eller beskriva ett idealt Lugeon-test. I det förra alternativet varierar alltså differenstrycket under ett trycksteg medan i det senare kan det vara konstant. Användaren definierar även hur länge varje trycksteg skall pågå. Eftersom de största förändringarna av flödet sker precis i inledningen av varje trycksteg utförs beräkningarna av flödet mycket tätt i inledningen av ett trycksteg för att sedan glesas ut.

Modellen har tre stycken parametrar:  $T$ ,  $S$  och  $skin$ -faktorn. Parametrarnas värden definieras av användaren själv. Modellen använder sig av Earloughers definition av  $skin$ -faktorn (Kasenow, 2006)

$$\xi = \left( \frac{K}{K_{skin}} - 1 \right) \ln \left( \frac{r_{skin}}{r_1} \right) \quad (9)$$

där  $K_{skin}$  är den hydrauliska konduktiviteten i  $skin$ -zonen (området närmast borrhålet) och  $r_{skin}$  är det radiella avståndet från borrhålsväggen till slutet på  $skin$ -zonen. I modellen är  $r_{skin}$  0,1 m. Genom att sätta ett värde på  $skin$ -faktorn tilldelas  $skin$ -zonen en annan hydraulisk konduktivitet än området utanför.

## 2.5. AQTESOLV

AQTESOLV (version 4.0, professional) (AQTESOLV, 2012) är en programvara för hydrotestanalys och har använts för att skatta  $T$ ,  $S$  och  $skin$ -faktorer utifrån Lugeon-tester. AQTESOLV innehåller en mängd olika analytiska lösningar (modeller) för olika akvifer- och testtyper. Varje modell i AQTESOLV vilar på vissa antaganden om hur akviferen ser ut och vilken flödesregim flödet har. Bland annat kan slutna, läckande och öppna akviferer analyseras när de utsätts för t.ex. pumptester, slugtester och tester där en sektion av ett borrhål utsätts för ett konstant differenstryck (constant-head test). De analytiska lösningarna beskriver med hjälp av differentialekvationer hur det transienta förloppet ser ut för t.ex. vattenflödet till en pumpande brunn i en sluten akvifer. Lösningarna kalibreras till mätdata med hjälp av visuell och/eller automatisk kurvmatchning (den analytiska lösningens parametervärden kalibreras så att den analytiska lösningen stämmer så väl överrens som möjligt med de uppmätta värdena). Parametervärdena används sedan för att kvantitativt karakterisera akviferen/berget som har testats (Aqtesolv, 2012).

### 3. METOD

Geosigma har i sitt utvecklingsarbete tagit fram en numerisk modell för transient utvärdering av Lugeon-tester. Den numeriska modellen användes i detta examensarbete för att utvärdera Lugeon-tester utförda av Geosigma vid Rönnskårsverken. Dessutom har nya tester inom ramen för detta examensarbete genomförts vid Geosigas utvecklingsavdelning i Librobäck, Uppsala, där det finns ett bergsborrat borrhål för testning av utrustning. Utvärdering med den nya modellen jämfördes med utvärdering gjord med modeller i AQTESOLV respektive med antagande om stationära förhållanden. En känslighetsanalys på den numeriska modellen har också genomförts.

#### 3.1. PARAMETERSKATTNING MED AQTESOLV

Ett Lugeon-test kan ses som ett injektionstest som sker under konstant tryck som ökas för att sedan sänkas i steg. Detta medgav att varje trycksteg kunde analyseras enskilt med någon av modellerna i AQTESOLV. När ett trycksteg analyserades i AQTESOLV skedde kalibreringen av parametervärdena mot den så kallade "Head/Flow-rate" kurvan ( $s$ ) som beräknades för varje flödesmätning enligt

$$s_i = \frac{dP}{Q_i} \quad (6)$$

där  $Q_i$  är ett flödesvärde vid en specifik tidpunkt och  $dP$  är det differenstryck som rådde under trycksteget. AQTESOLV förutsätter att differenstrycket är konstant och därför valdes ett differenstryck ut från slutet av trycksteget som fick representera hela trycksteget. För att kunna identifiera flödesregimen och därmed kunna identifiera rätt modell i AQTESOLV för varje trycksteg beräknades den approximativa derivatan för  $s$  med avseende på tiden uttryckt i logaritmisk skala. Derivatan avser lutningen på den kurva som fås om  $s$ -värdena plottas i linjär skala mot tiden i logaritmisk skala. Eftersom kurvan kan ha en ett brusigt utseende approximeras lutningen ofta med någon typ av medelvärde för de närmaste punkterna. I AQTESOLV finns fyra olika tekniker för att approximera derivatan för ett dataset "nearest neighbour", Bourdet, Spang och "smoothing". Under detta projekt användes endast "nearest neighbour" och Bourdet. "Nearest neighbour" har en tendens att ge derivatan ett brusigt utseende medan Bourdets metod jämnar ut derivatans utseende och gör den mer lättolkad (AQTESOLV, version 4.0, professional, 2006 a). "Nearest neighbour" användes för att få en överblick av derivatakurvans utseende medan Bourdet användes för att tolka in flödesregimer.

Modellerna passades mot en tidsperiod av trycksteget där den flödesregim som respektive modell representerar var som tydligast. Vid parameterkalibreringen användes AQTESOLVs automatiska kurvmatchningsfunktion. Den använder sig av en icke-linjär minstakvadrat-anpassning för att få fram de "bästa" parametervärdena. Kurvmatchningsfunktionen arbetar mot att minimera den kvadratiske residualsumman ( $RSS$ ) som beräknas enligt

$$RSS = \sum_{i=1}^{i=n} (y_i - \hat{y}_i)^2 \quad (7)$$



där  $y_i$  är ett mätvärde och  $\hat{y}_i$  är ett modellerat värde (AQTESOLV, version 4.0, professional, 2006 b). Nedan beskrivs de modeller som användes mest under examensarbetets gång.

### 3.1.1. Hurst- Clark- Brauer och tvådimensionellt radiellt flöde

Hurst-Clark- Brauer beskriver ett tvådimensionellt radiellt flöde ut från ett borrhål. Modellen antar att akviferen är sluten, oändligt utsträckt, homogen, isotrop och jämntjock. Borrhålet antas penetrera hela akviferen. Den radiella flödesregimen kännetecknas av att  $s$  har en konstant lutning och att derivatakurvas lutning är noll. Modellen använder *skin*-faktorn, transmissiviteten och magasinskoefficienten som passningsparametrar. *Skin*-faktorn kan både vara positiv och negativ i den här modellen. Observera att Hurst- Clark- Brauers modell använder sig av en annan definition av *skin*-faktorn än vad den numeriska modellen gör (AQTESOLV, version 4.0, professional, 2006 c).

### 3.1.2. Hantush, tvådimensionellt radiellt flöde med läckage

I Hantush modell antas akviferen vara homogen, isotrop, jämntjock och har en oändlig utsträckning. Borrhålet penetrerar hela akviferen. I Hantush modell är akviferen inte helt sluten utan står i kontakt med ett lager (en akvitard) med låg hydraulisk konduktivitet som släpper igenom lite vatten till akviferen. Akvitarden antas även den vara jämntjock och ha en oändlig utsträckning. Flödet i akvitarden antas vara vertikalt och den hydrauliska konduktiviteten i vertikalled antas vara homogen över hela akvitarden. Hantush modell används i AQTESOLV för att beskriva både sfäriskt (tredimensionellt flöde) och stationärt flöde. Modellens parametrar är  $T$ ,  $r/B$ ,  $r_{wf}$  och  $S$ . Där  $r/B$  är en läckageparameter och  $r_{wf}$  är en skattad borrhålsradie (AQTESOLV, version 4.0, professional, 2006 d).

Den sfäriska flödesregimen karakteriseras av att både  $s$ -kurvan och derivatakurvan har avtagande lutning. Det stationära flödet karakteriseras av att  $s$ -kurvan är horisontell och av att derivatakurvas har ett konstant värde på noll.

### 3.1.3. Barkers modell för radiellt flöde med dimension $n$

Barkers modell beskriver ett radiellt flöde vars flödesdimension ( $n$ ) kan variera. Detta innebär att Barkers modell kan representera flera olika flödesdimensioner. Värdet på  $n$  kan ungefärligt översättas till en flödesregim, se Tabell 1.

Tabell 1. Tabell för översättning av parametern  $n$  till flödesregimer

Flödesregim	Värde på $n$
Linjär	0,75-1,25
Linjär /Radiell	1,25-1,75
Radiell	1,75-2,25
Radiell/Sfärisk	2,25-2,75
Sfärisk	2,75-3,25

Observera att flödesregimerna inte är exakt definierade i tabellen utan i flera fall kan det förekomma gränsfall där det snarare rör som om en blandning mellan två olika flödesregimer.

Modellen förutsätter att akviferen är isotrop och att borrhålet penetrerar hela akviferen. Dessutom antas det att källan till flödet är en  $n$ -dimensionell sfär. I det fall när  $n=2$  är källan en cylinder (som ett borrhål). Det är inte heller omöjligt att det finns två olika flödesregimer representerade vid samma trycksteg eftersom en flödesregim kan utvecklas och övergå till en ny allt eftersom vattnet tränger längre ut i berget (AQTESOLV, version 4.0, professional, 2006 e).

Modellen användes för att få en objektiv bedömning av flödesregimen under det första trycksteget av ett Lugeon-test i de fall när detta var oklart.

### 3.2. KÄNSLIGHETSANALYS AV DEN NUMERISKA MODELLEN

Den numeriska modellens känslighet för en viss parameter användes för att undersöka vid vilka tidpunkter det är som viktigast att få bra mätningar av flödet för att få en så bra skattning av parametrarna som möjligt. Detta under förutsättning att modellen används för att skatta modellparametrarna utifrån mätdata. Modellens känslighet med avseende på en parameter ( $P_{ar}$ ) beskrivs av den partiella derivatan för flödet (modellens utvariabel) med avseende på parametern.

$$\frac{\partial Q}{\partial P_{ar}} \quad (10)$$

I vissa fall går det att utvärdera (10) analytiskt, men i detta fall var det inte möjligt och därför användes istället en numerisk approximation av känsligheten. Den partiella derivatan med avseende på en viss parameter och tidpunkt utgör en del av känslighetsmatrisen ( $\mathbf{X}$ ) som spelar en viktig roll när parametrarna skall skattas med regression utifrån mätdata. Känslighetsmatrisen definieras som

$$\mathbf{X} = \left[ \frac{\partial Q_i}{\partial P_{arj}} \right]_{P_{ar0}} \quad (11)$$

där  $i$  är en specifik tidpunkt och  $j$  är en specifik parameter.  $\mathbf{X}$  beräknas för en specifik parameteruppsättning,  $P_{ar0}$  (Knopman & Voss, 1987). Om parametrarnas värden skattas med regression utifrån mätpunkter där parametrarnas känslighet är hög minskar parameterskattningarnas varians. Hur låg variansen för skattningen blir beror dock på i vilken grad parametrarna i modellen är korrelerade. En hög korrelation mellan parametrarna ökar parameterskattningens varians (Nordqvist, 2001).

För att undersöka hur känsligheten ( $S_{en}$ ) för en viss parameter varierade med tiden undersöktes känsligheten för de tre modellparametrarna  $T$ ,  $S$  och  $skin$ -faktorn. Först genomfördes en grundsimulering av modellen med en grunduppsättning parametervärden:  $T_0$ ,  $S_0$  och  $Skin_0$  (Tabell 2) som gav upphov till en serie flödesvärden (*basfallet*). Därefter gjordes en ny simulering med modellen där en av parametrarna

förändrades med 1 % medan övriga parametervärden hölls konstanta. De nya värdena för  $T$  och  $S$  beräknades enligt

$$P_{ar} = 10^{\log(P_{aro}) \cdot 0,99} \quad (12)$$

där  $P_{aro}$  antingen är  $T_0$  eller  $S_0$ . Det var med andra ord logaritmen av parametern som minskades med 1 %, i *skin*-faktorns fall minskades det numeriska värdet med 1 % . Minskningen med 1 % valdes utifrån Downing m.fl. (1985) rekommendationer. Anledningen till att logaritmen av  $T$  och  $S$  förändrades och inte de enskilda parametervärdena var att det är lättare att studera känsligheten för logaritmen av en parameter som kan variera med flera storleksordningar. Modellsimuleringarna med förändrade parametervärden resulterade i tre serier med flödesvärden:  $Q_T$ ,  $Q_S$  och  $Q_{Skin}$  där suffixen motsvarar den parameter som varierades under simuleringen. Känsligheten approximerades med

$$Sen = \frac{\Delta Q}{\Delta P_{ar}} \quad (13)$$

där  $\Delta Q$  är förändringen av flödet i ett visst tidssteg med avseende på en parameterförändring,  $\Delta P_{ar}$ . För  $T$  och  $S$  var  $\Delta P_{ar} = \Delta \log(P_{ar})$ . Totalt erhöles tre serier med känslighetsvärden där det var möjligt att studera hur känsligheten i modellen för en viss parameter varierade med tiden under ett Lugeon-test. De beräknade känsligheterna är unika för den parameteruppsättningen som de har beräknats utifrån och är därför inte allmängiltiga för alla parametervärden. Däremot är känslighetskurvans utseende allmängiltigt.

Tabell 2. Parametrarnas värden för känslighetsanalysen

Modellsimulering	$T$ [ $m^2/s$ ]	$S$ [-]	$Skin$ [-]
<i>Basfallet</i>	$1 \cdot 10^{-8}$	$1 \cdot 10^{-4}$	-0,05
$Q_T$	$1,20226 \cdot 10^{-8}$	$1 \cdot 10^{-4}$	-0,05
$Q_S$	$1 \cdot 10^{-8}$	$1,096848 \cdot 10^{-4}$	-0,05
$Q_{Skin}$	$1 \cdot 10^{-8}$	$1 \cdot 10^{-7}$	-0,0495

Under samtliga simuleringar varade tryckstegen i 5 minuter (300 s) och differenstrycken för de fem tryckstegen var 20, 50, 70, 50 och 20 mvp. Tryckstegens varaktighet och storleken på differenstrycken valdes så att de skulle efterlikna de testförhållanden som rådde vid Lugeon-testerna i Skellefteå.

### 3.3. KVANTIFIERING AV DEN TRANSIENTA EFFEKTEN MED DEN NUMERISKA MODELLEN

I syfte att åskådliggöra hur mycket ett trycksteg påverkar flödet i nästa trycksteg simulerades fyra hypotetiska Lugeon-tester med den numeriska modellen. I det första testet (grundsimuleringen) sattes differenstrycken till 20, 50, 70, 50 och 20.mvp för de fem tryckstegen medan i de andra testen (simuleringsvarianter-) sattes differenstrycket i ett eller flera av de inledande tryckstegen till 0.mvp, se Tabell 3. I de övriga tryckstegen var differenstrycket i enlighet med grundsimuleringen. I modellsimuleringarna varade tryckstegen i 5 minuter. Tryckstegens varaktighet och storleken på differenstrycken valdes så att de skulle efterlikna de testförhållanden som rådde vid Lugeon-testerna i Skellefteå.

Skillnaden i flöde mellan grundsimulering och simuleringsvarianterna blir en visualisering av den transienta effekten eftersom det visar vad flödet skulle vara om tidigare trycksteg inte hade ägt rum.

Tabell 3. Parameteruppsättning för de tre modellgenererade Lugeon-test som användes för att visualisera den transienta effekten.

Modellsimulering	$T [m^2/s]$	$S$	$Skin$	$dP [mvp]$
Grundsimulering	$1,19 \cdot 10^{-8}$	$7,65 \cdot 10^{-8}$	-0,05	20, 50, 70, 50, 20
Simuleringsvariant 1	$1,19 \cdot 10^{-8}$	$7,65 \cdot 10^{-8}$	-0,05	0, 50, 70, 50, 20
Simuleringsvariant 2	$1,19 \cdot 10^{-8}$	$7,65 \cdot 10^{-8}$	-0,05	0, 0, 70, 50, 20
Simuleringsvariant 3	$1,19 \cdot 10^{-8}$	$7,65 \cdot 10^{-8}$	-0,05	0, 0, 0, 50, 20

Det undersöktes också om tryckstegens längd hade någon påverkan på den transienta effekten. Detta undersöktes för ett fall där tryckstegen varade i 30 sekunder och ett fall där tryckstegen varade i 1 timma, se Tabell 4. Tryckstegens varaktighet valdes så att de skulle representera Lugeon-tester med mycket korta (30 s) trycksteg respektive mycket långa trycksteg (1 h). Modellparametrarnas värden var de samma som redovisas i Tabell 3.

Tabell 4. Tryckstegens längd och differenstrycken för de modellgenererade Lugeon-test som användes för att undersöka vilken effekt olika långa trycksteg hade på den transienta effekten.

Modellsimulering	Tryckstegens längd [s]	$dP [mvp]$
Grundsimulering 1	30	20, 50, 70, 50, 20
Simuleringsvariant 1	30	0, 50, 70, 50, 20
Grundsimulering 2	3600	20, 50, 70, 50, 20
Simuleringsvariant 2	3600	0, 50, 70, 50, 20

Den procentuella skillnaden i flöde mellan grundsimulering och simuleringsvarianterna ( $\Delta Q$  [%]) beräknades för det andra trycksteget och jämfördes mellan de två fallen. För att göra skillnaderna jämförbara normerades det andra tryckstegets längd till en tidsenhet.

För att undersöka vilken effekt  $S$  och  $T$  hade på den transienta effekten genomfördes ett antal simuleringar där  $S$  eller  $T$  varierades mellan höga och låga tal (Tabell 5). Talen valdes så att de skulle representera den naturliga variation som finns hos de två parametrarna. Grundsimuleringarna kompletterades med simulering varianter där differenstrycket i första trycksteget sattes till noll mvp. Den procentuella skillnaden i flöde mellan grundsimuleringen och simulering varianterna för det andra trycksteget beräknades och jämfördes för de olika fallen.

Tabell 5. Parameteruppsättning för testen som användes för att undersöka vilken effekt  $S$  och  $T$  hade på den transienta effekten.

Grundsimulering	$T$ [ $m^2/s$ ]	$S$	$Skin$	Tryckstegens längd [s]	$dP$ [mvp]
Lågt T	$1,19 \cdot 10^{-11}$	$7,65 \cdot 10^{-08}$	-0,05	300	20, 50, 70, 50, 20
Högt T	$1,19 \cdot 10^{-05}$	$7,65 \cdot 10^{-08}$	-0,05	300	20, 50, 70, 50, 20
Lågt S	$1,19 \cdot 10^{-08}$	$7,65 \cdot 10^{-11}$	-0,05	300	20, 50, 70, 50, 20
Högt S	$1,19 \cdot 10^{-08}$	$7,65 \cdot 10^{-05}$	-0,05	300	20, 50, 70, 50, 20

Den transienta effekten studerades också på ett annat sätt. De två första tryckstegen i ett Lugeon-test simulerades för två olika fall. I det första fallet var det första trycksteget fem timmar långt medan i det andra fallet var det första trycksteget fem minuter långt. I bägge fallen var det andra trycksteget fem min långt. I det första fallet tilläts med andra ord flödet och trycket gå till stationaritet innan nästa trycksteg påbörjades medan i det andra fallet påbörjades det andra trycksteget under ett pågående transient förlopp. Skillnaden i flöde mellan de två olika simuleringarna under det andra trycksteget utvärderades och gav ett mått på hur stor den transienta effekten är. I bägge fallen överensstämde parametrarnas värden och differenstrycken med Tabell 3.

En stationär utvärdering av ett Lugeon-test kan inte ta hänsyn till de effekter som uppstår på grund av att tidigare trycksteg påverkar efterföljande. Därför var det av intresse att undersöka hur stort fel som uppstår om en stationär utvärdering tillämpades på ett modellgenererat Lugeon-test. Den numeriska modellen användes för att generera flödesdata som sedan utvärderades med antagande om stationaritet med hjälp av ekvation (5) och tolkningsdiagrammen i Figur 2. Samtliga grundsimuleringar i Tabell 3, Tabell 4 och Tabell 5 utvärderades på detta sätt. Modellen förutsätter att  $T$  är konstant genom hela testet och om utvärderingen med ekvation (5) visar något annat är detta ett mått på hur stora fel som kan uppstå om hänsyn ej tas till de transienta effekterna. Eftersom modellerna i AQTESOLV inte heller tar hänsyn till transienta effekter från tidigare trycksteg utvärderades ett modellgenererat Lugeon-test med modeller i AQTESOLV där  $T$  skattades för varje trycksteg. Testet som utvärderades simulerades på samma sätt som grundsimuleringen i Tabell 3 med undantag från  $skin$ -faktorn som sattes till noll.

### 3.4. GENOMFÖRDA LUGEON-TESTER

#### 3.4.1. Mätutrustning (WIC) för Lugeon-tester

Vid mätningarna i Skellefteå och vid testanläggningen i Librobäck användes Geosigmas egenframtagna mätutrustning WIC, se Figur 6.



Figur 6. Geosigmas utrustning för injektionstester i borrhål med konstant tryck, WIC. © Geosigma

WIC är en ”allt i ett”-enhet för injektionstester i borrhål som innehåller pump, flödesmätare, reglersystem, datainsamlingssystem och tryckgivare. Det finns också en möjlighet att ansluta en extern tryckgivare som mäter trycket i t.ex. borrhålssektionen. När WIC används regleras vattentrycket mot ett börvärde (det tryck som WIC skall försöka upprätthålla) som sedan hålls konstant inom ungefär en kPa. Börvärdet kan ändras under testets gång och WIC är därför lämpad att använda vid Lugeon-tester. Inregleringen av trycket tar vanligtvis 10-30 sekunder. Flödet mäts

med två olika flödesgivare som benämns  $Q_{big}$  respektive  $Q_{small}$ .  $Q_{big}$  används när flödet överstiger 0,7 l/min och  $Q_{small}$  när flödet är lägre än 0,7 l/min.  $Q_{big}$  kan användas en kortare tid för flöden lägre än 0,7 l/min eftersom att byta till  $Q_{small}$  under pågående test påverkar regleringen av trycket på ett negativt sätt. WIC kan reglera trycket både mot en extern tryckgivare som mäter trycket direkt i borrhålssektionen eller mot den tryckgivare som finns monterad i WIC. Flöde och tryck mäts med 1 sekunds intervall och registreras till det interna minnet med ett intervall som operatören själv bestämmer. Registreringsintervallet kan ändras under testets gång. WIC kan leverera maximalt 2 MPa injektionstryck och ett maximalt flöde på 65 l/min. Minimiflödet (nedre mätgräns) för WIC är 5 ml/min (Jönsson, 2011).

### 3.4.2. Lugeon-tester i Librobäck

Syftet med att genomföra egna Lugeon-tester var att undersöka hur tolkningen av testet påverkades av olika långa trycksteg. Dessutom skulle ett av testen genomföras enligt ISO-standarden för att se om den underlättar tolkningen och därmed ger ett mer användbart resultat.

Testerna genomfördes i ett 150 m djupt borrhål som är beläget på Geosigas innovationsavdelnings parkering i Librobäck, Uppsala. Borrhålets diameter varierar med djupet och de första 49,5 m är diametern 76 mm, i sektionen 49,5-50,5 m är diametern 66 mm och därefter är diametern 56 mm. Innan testerna genomfördes hade borrhålet mammutpumpats (tryckluft pressas ner i borrhålet för att rensa det från partiklar). Borrhålet är fodrat med ett metallrör de översta 18 m (Jönsson, pers. medd., 2013).

Testerna genomfördes med mäturstyrningen WIC. WIC var under försöken kopplad till en 1 m<sup>3</sup> stor vattentank som försörjde WIC med vatten och till en 100 m lång PEM-slang som förde ned vattnet från WIC till sektionen, se Figur 7.

Utanpå PEM-slangen satt två slangar för uppblåsning av manschetterna och en ledning från den externa tryckgivaren till WIC.

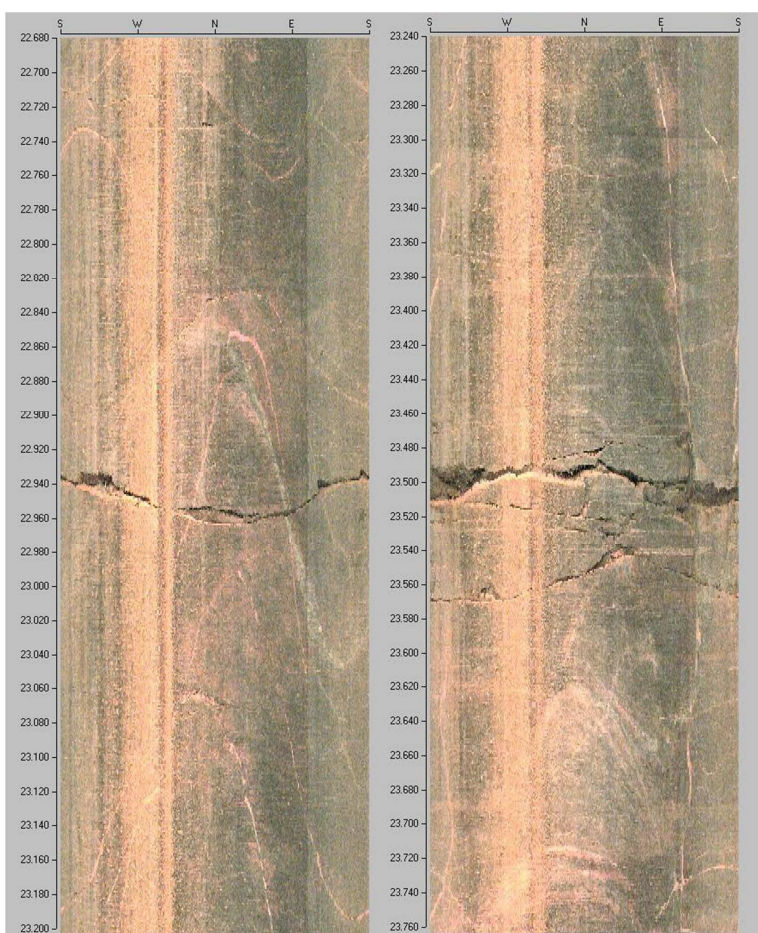


Figur 7. WIC och PEM-slang ihopkopplade via rörgång. Bakom slangvindan skymtas vattentanken.

Manschetterna användes för att spärra av en sektion av borrhålet och blåstes upp med vatten. Manschetterna var av märket Petrometalic. Den del av manschetten som blåses upp består av gummi förstärkt med ståltråd. Den manschett som monterades överst i borrhålet har genomföringar med tre slangar. Den ena slangen var kopplad till den externa tryckgivaren som satt monterad på munstycket till PEM-slangen. Den externa tryckgivaren gjorde det möjligt att mäta trycket i sektionen och låta WIC reglera trycket direkt mot trycket i sektionen.

Den andra slangen var kopplad till den övre och nedre manschetten och användes för att leda det vatten som blåser upp manschetterna från en av de två utanpåliggande slangarna på PEM-slangen. Den tredje slangen används om den nedre manschetten skall blåsas upp separat från den övre, men detta alternativ användes inte under försöken. Manschetterna kopplades ihop till en sammanhållen enhet med hjälp av passbitar och adaptrar. Totalt blev sektionen ungefär 3 m lång. Sektionens längd varierade med vilken diameter borrhålet hade. När borrhålsdiametern var 76 mm var sektionen 3,1 m och när borrhålsdiametern var 56 mm var sektionen 3 m lång.

När en sektion i borrhålet valdes ut användes en djupprefererad bild av borrhålet som stöd. Bilderna var tagna 1998 med en borrhålskamera (BIPS) och visar en planprojicerad bild av borrhålsväggen. Sektionen valdes så att det skulle vara möjligt att blåsa upp manschetterna utan att de satt mot några större sprickor eller hålrum och därmed ej tätade av sektionen ordentligt. Dessutom fanns det en risk att manschetterna skadades om de blåstes upp mot ett hålrum/spricka som går sönder av trycket från manschetterna. Sektionen skulle ha minst en vattenförande spricka och flödet skulle helst ha en tvådimensionell radiell flödesregim. Med detta i åtanke valdes sektionen 21,4-24,5 m ut för att genomföra de första testerna i, se Figur 8.



Figur 8. BIPS-bild på sprickorna i sektionen 21,4-24,5 m.



Totalt genomfördes 13 olika tester i totalt tre sektioner (Tabell 6). Testdag ett genomfördes ett injektionstest med två bars övertryck som pågick under fem minuter i syfte att undersöka om sektionen 21,4-24,5 m var lämplig för vidare försök. Flödesregimen analyserades med Hurst- Clark- Brauers modell i AQTESOLV.

Tabell 6. Sammanfattning av genomförda injektions- och tryckstegringstester vid Librobäck. Sektionen avser den övre respektive nedre manschettens läge i borrhålet under markytan. Sektionstrycket avser trycket i sektionen innan teststart.  $dP$  avser det differenstryck som skulle upprätthållas av WIC:en under testets gång. Längden på tryckstegen är ungefärliga ( $\pm 15$  s).

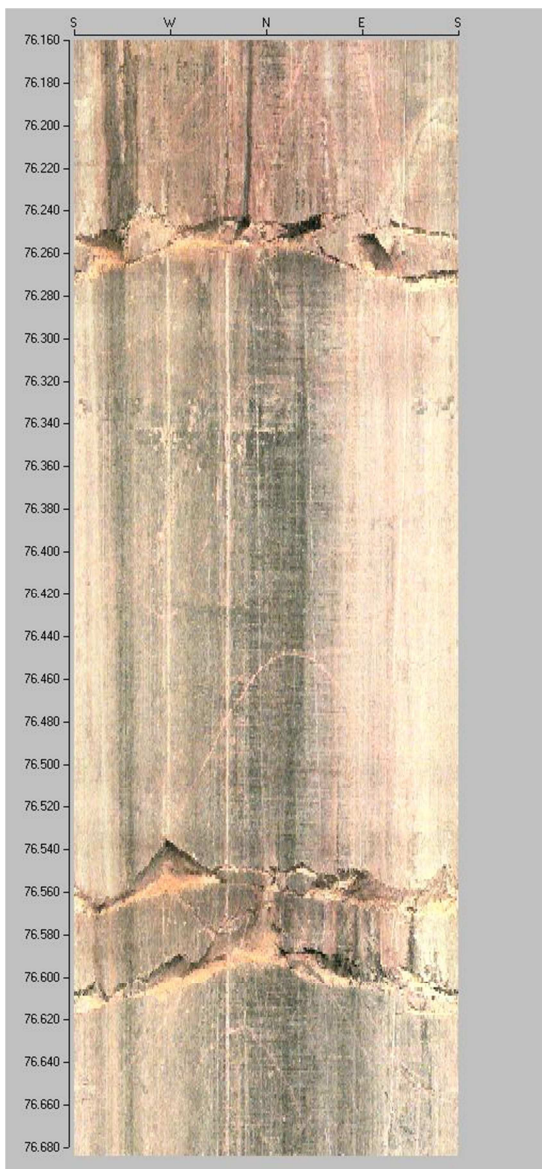
Datum	Test #	Sektion [m]		Sektionstryck [bar]	$dP$ [bar]	Längd på trycksteg [min]
130403	1	21,4	24,5	2,45	2	5
130404	2	21,4	24,5	2,46	2	5
130404	3	21,4	24,5	2,46	2,5,7,5,2	5
130404	4	21,4	24,5	2,47	2,5,7,5,2	2
130405	5	21,4	24,5	2,47	2	5
130405	6	21,4	24,5	2,47	2,5,7	45
130405	7	21,4	24,5	3,27	2	5
130408	8	62,9	65,9	6,46	2	5
130408	9	62,9	65,9	6,45	2	10
130408	10	74,8	77,8	7,61	2	10
130408	11	74,8	77,8	7,62	2,5,7,5,2	5
130408	12	74,8	77,8	7,63	2,5,7,5,2	10
130410	13	74,8	77,8	7,62	2,5,7,5,2	35

Innan PEM-slangen monterades ihop med manschetterna och testerna startade för första gången avluftades systemet (WIC och PEM-slang) genom att cirkulera vatten genom systemet via vattentanken. På detta sätt drevs de luftbubblor som fanns i PEM-slangen ut. För att undvika att få in luft i systemet när manschetterna hade monterats isär förvarades den sista delen på PEM-slangen stående med munstycket uppåt.

Manschetterna monterades ihop med PEM-slangen och fördes ned genom borrhålet till det förutbestämda djupet. Väl på plats i sektionen blåstes manschetterna upp till 20 bars tryck med hjälp av vatten från en handdriven pump. Manschetterna tilläts sitta med det givna trycket i cirka 15 minuter för att kontrollera att de inte tappade i tryck. I de fall trycket minskade ungefär två bar under 15 minuters-perioden fylldes trycket på igen innan testet startade.

Vid två tillfällen (test 2 och test 5) uppstod problem med att flödesgivaren visade ett flöde som var klart över brusnivåerna trots att något sådant flöde ej existerade eftersom pumpen var avstängd. Detta berodde troligtvis på att luftbubblor hade bildats i flödesgivaren under natten och sedan störde flödesgivaren. Problemet åtgärdades genom att genomföra ett fem minuter långt injektionstest med två bars differenstryck för att på så sätt driva ut luftbubblorna. Efter injektionstestet visade flödesgivaren inga imaginära flöden

Totalt genomfördes sex Lugeon-tester i två olika sektioner. Gemensamt för dessa var att differensstryck om 2, 5, 7, 5, 2 bar användes och att trycket reglerades mot den externa tryckgivaren. Alla tester, oavsett sort, inleddes med att kontrollera det rådande sektionstrycket. Om flera tester genomfördes efter varandra i samma sektion tilläts sektionstrycket sjunka till det sektionstryck som rådde innan testerna startade. Detta var nödvändigt för att minimera risken att transienta effekter från tidigare tester skulle påverka det test som skulle genomföras. När sektionstrycket var bestämt beräknades de börvärden som skulle matas in i WIC genom att addera differensstrycket till sektionstrycket. Därefter kontrollerades loggningsintervallet för testet. Standardmässigt loggades mätdata varje sekund men för test 6 och 13 loggades mätdata varje sekund endast de första tre minuterna av varje trycksteg. Under de resterande delarna av tryckstegen lagrades mätdata var fjärde sekund för att inte överfylla WIC:s internminne. Under test 12 lagrades data var tredje sekund. Slutligen ställdes börvärdet in och testet startades genom att öppna vattenflödet från WIC till PEM-slangen samtidigt som pumpen startades. Testerna avslutades alltid med att stänga av pumpen i WIC samtidigt som vattenflödet till PEM-slangen stängdes av.



Test 6 fick avbrytas i förtid på grund av ett okontrollerbart ökande flöde som slut ledde till att pumpen inte längre kunde upprätthålla börvärdet. Detta ledde till att de resterande Lugeon-testerna genomfördes i sektion 74,8-77,8 m, se Figur 9. I denna sektion genomfördes totalt fyra olika tester. Det första testet syftade till att testa sektionens flödesregim och hur stort flöde som sektionen gav. De övriga testerna var Lugeon-tester med olika längd på tryckstegen varav test 12 genomfördes enligt ISO 22282-3. Detta innebar att varje trycksteg tilläts pågå minst 10 minuter. Efter 10 minuter avlästes flödet och sedan igen en minut senare. Om förändring i flöde var mindre än 5 % under denna minut gick testet vidare till nästa trycksteg. Loggning av mätdata skedde var tredje sekund under testets gång.

Figur 9. BIPS-bild på sprickorna i sektionen 74,8- 24  
77,8 m.

### 3.5. UTVÄRDERING AV LUGEON-TESTER

Totalt utvärderades sex av Lugeon-testerna utförda i Rönnskär och de sex Lugeon-testerna utförda i Librobäck med avseende på geomekaniska effekter. Utvärderingen av de geomekaniska effekterna genomfördes med tre olika metoder. För samtliga Lugeon-tester analyserades det första trycksteget med avseende på flödesregim och parametrarna  $T$ ,  $S$ , och  $skin$ -faktor skattades med någon av modellerna i AQTESOLV. De skattade parametrarna användes sedan för att simulera flödet för hela testsekvensen med den numeriska modellen. Skillnaden mellan det simulerade och uppmätta flödet användes för att göra en tolkning av de geomekaniska effekterna enligt ISO 22282-3 (metod 1). Dessutom beräknades  $T$  för samtliga trycksteg med ekvation (5) (stationär utvärdering) och resultatet användes för att tolka in de geomekaniska effekterna under testerna enligt ISO 22282-3 (metod 2). För testerna som utfördes i Rönnskär skattades parametrarna för samtliga trycksteg med någon av modellerna i AQTESOLV och skattningarna av  $T$  användes sedan för att göra en tolkning av de geomekaniska effekterna enligt ISO 22282-3 (metod 3).

#### 3.5.1. Utvärdering av Lugeon-tester med AQTESOLV respektive med antagande om stationära förhållanden

Som utgångsmaterial för analyserna användes uppmätta data på differenstryck ( $dP$ ) och flöde ( $Q$ ). Differenstrycket beräknades enligt

$$dP = P_{ext} - P_{sekt} \quad (14)$$

där  $P_{ext}$  avser trycket i den med manschetter avgränsade borrhålssektionen och  $P_{sekt}$  är sektionstrycket (trycket som rådde i borrhålssektionen innan testet startade). Eftersom varje trycksteg analyserades var för sig med någon av modellerna i AQTESOLV delades data från ett Lugeon-test upp i fem nya delar. Ett nytt trycksteg ansågs börja när det skedde en förändring i  $dP$  som var ungefär 3 kPa stor eftersom variationerna i  $dP$  vanligtvis var 1 kPa i slutet på ett trycksteg. Modellerna i AQTESOLV förutsätter att differenstrycket i sektionen under testet är konstant. Detta är en approximation eftersom det tog ungefär 10-30 s för differenstrycket att stabilisera sig och dessutom varierade differenstrycket något när det väl hade stabiliserat sig. Om regleringen av trycket i borrhålet är perfekt motsvarar det konstanta differenstrycket börvärdet för det trycksteget. Det konstanta differenstrycket valdes från någon av de sista mätningarna innan nästa trycksteg började och när flödet och differenstrycket hade varit konstant under en kortare tidsperiod.

Borrhålssektionernas egenskaper beskrevs i AQTESOLV. Borrhålets radie sattes till 0,038 m respektive 0,028 m vilket motsvarar den verkliga borrhålsradien och sektionens mäktighet motsvarade avståndet mellan manschetterna (10 respektive 3 och 3,1 m).

Analysen i AQTESOLV inleddes med att derivatakurvan och  $s$ -kurvan studerades för att identifiera den flödesregim som rådde under trycksteget. Utifrån flödesregimen valdes en modell, till exempel Hurst-Clark-Brauer vid radiellt tvådimensionellt flöde. Om det rådde någon oklarhet om vilken flödesregim som rådde under testet användes Barkers modell för att bedömma flödesregimen. Detta innebar att osäkra fall kunde

undersökas och det gick att erhålla en objektiv bedömning av flödesregimen. I vissa osäkra fall gjordes två olika passningar (med två olika modeller) till ett och samma trycksteg.

Modellerna passades mot en tidsperiod där flödesregimen som respektive modell representerar var som tydligast. Vid parameterskattningen användes AQTESOLV:s automatiska modellpassningsverktyg.

När Hurst- Clark- Brauer användes var  $T$  och *skin*-faktor passningsparametrar. En första skattning av  $T$  med Hurst- Clark- Brauer användes för att beräkna ett värde på  $S$  utifrån det empiriska sambandet (Walger, m.fl., 2006).

$$S = 0,0007\sqrt{T} \quad (15)$$

I ekvation (15) skall  $T$  ha enheten  $m^2/s$ . Det beräknade värdet på  $S$  sattes som konstant i AQTESOLV och därefter genomfördes en ny automatisk passning med Hurst- Clark- Brauer som gav ett värde på *skin*-faktorn. Det empiriska sambandet användes eftersom *skin*-faktorn och  $S$  är starkt korrelerade i Hurst- Clark- Brauers modell. Om båda skattas samtidigt går det att hitta ett stort antal parameteruppsättningar som ger upphov till samma passning mot mätdata (Ludvigson, m.fl., 2007).

När Hantush modell användes skattades först  $T$  som sedan används för att beräkna  $S$  enligt ekvation (15).  $S$  sattes som konstant i AQTESOLV och en ny skattning med Hantush modell gav värden på  $r/B$  och  $r_{wf}$ . *Skin*-faktorn beräknades enligt (Walger, m.fl., 2006).

$$\xi = \ln\left(\frac{r}{r_{wf}}\right) \quad (16)$$

Skattningarna av  $T$  för de fem tryckstegen i ett Lugeon-test plottades i ett stapeldiagram som jämfördes med tolkningsdiagrammen (Figur 2). Utifrån jämförelsen kunde de geomekaniska effekterna under testet tolkas in (metod 3).

Varje trycksteg i ett Lugeon-test utvärderades dessutom med antagande om stationära förhållanden med Moyes formel (ekvation (5)). Det flödesvärde som användes i beräkningarna korresponderar mot det differenstryck som sattes till konstant i utvärderingarna med AQTESOLV.

### 3.5.2. Utvärdering av Lugeon-tester med den transienta numeriska modellen

Det undersöktes hur väl den numeriska modellen återgav mätdata med parametervärden som skattats utifrån det första trycksteget med någon av modellerna i AQTESOLV. I de fall en skattning med Hurst- Clark- Brauer gav upphov till negativa *skin*-faktorer låstes *skin*-faktorn till noll och en ny parameterskattning genomfördes där  $S$  skattades istället för *skin*-faktorn. Detta berodde på att den numeriska modellen och Hurst- Clark- Brauer inte definierar negativa *skin*-faktorer på samma sätt. Som indata till modellen användes de uppmätta differenstrycken från borrhålen.

Passningen mellan uppmätta och modellerade data från den numeriska modellen jämfördes visuellt i linjär- och log-log skala under det första trycksteget. Om passningen inte ansågs vara tillfredsställande genomfördes en manuell kalibrering av parametrarna ( $T$ ,  $S$  och  $skin$ -faktor). En tillfredsställande passning ansågs vara uppnådd när det simulerade flödet gick mellan de uppmätta flödesvärdena. För att ytterligare bedöma hur väl den numeriska modellen återgav det första trycksteget beräknades ett MSE-värde (mean square error) enligt

$$MSE = \frac{1}{n} \sum_1^n (Q_{uppmätt} - Q_{modellerat})^2 \quad (17)$$

där  $n$  är antalet mätpunkter under det första trycksteget. Dock sammanfaller ej tidpunkterna för de modellerade flödesvärdena ( $Q_{modellerat}$ ) med de uppmätta eftersom modellen genererar fler datapunkter den första delen av ett trycksteg än under resten av trycksteget. Detta innebär att de modellerade flödesvärdena inte kunde användas direkt för att beräkna ett MSE-värde. Därför användes linjär interpolation för att beräkna det modellerade flödesvärdet för varje tidpunkt det fanns uppmätta data. Som utgångspunkt för interpolationen användes de två modellerade flödesvärden som närmast omgav en tidpunkt där det fanns ett uppmätt flödesvärde. För den sista mätpunkten i trycksteget användes de två de modellerade värden som föregick den sista mätpunkten. Beräkningarna av MSE-värdena utfördes i Matlab och Matlabs inbyggda funktion för regression, ”polyfit” användes (se Bilaga A för Matlab-kod). Om MSE-värdet är noll återger modellen de uppmätta flödesvärdena perfekt.

Eftersom modellen antar att laminärt och radiellt flöde råder samt att transmissiviteten inte förändras under Lugeon-testets gång är det endast dessa förhållanden som modellen kan återge. Om fältförhållandena under testet avvek från de förhållanden som modellen är anpassad för kommer det ej att gå att uppnå en bra överensstämmelse mellan mätdata och modellerade data under de fyra sista tryckstegen. En dålig överensstämmelse mellan modellerade och uppmätta data under de senare tryckstegen innebär alltså att något har hänt som gör att modell och verklighet inte överensstämmer. Diskrepansen skulle till exempel kunna bero på en elastisk vidgning av sprickor hos berget eller att vattenflödet är turbulent. En elastisk vidgning av sprickor skulle manifestera sig som att de uppmätta flödesvärdena är högre än de modellerade under det andra, tredje och fjärde trycksteget. Ett turbulent flöde skulle visa sig som att det uppmätta flödet är lägre än de modellerade under det andra, tredje och fjärde trycksteget. Houlsbys (1976) och ISO (2012) tolkningsförslag bygger på att tolka in avvikelser i  $T$  från det första trycksteget. Modellen användes därför för att göra en tolkning enligt Houlsby (1976) och ISO (2012) men där hänsyn togs till de transienta effekterna som tidigare trycksteg ger upphov till. Tolkningsmetodiken som användes bygger på att residualen för slutflödet för varje trycksteg beräknades och normerades med det rådande differensstrycket enligt

$$T' = \frac{(Q_{uppmätt} - Q_{modellerat})}{dP} \quad (19)$$

där  $T'$  [ $m^2/s$ ] är den normerade residualen. Den normerade residualen plottades mot varje trycksteg och mönstret som uppstod kunde jämföras med Figur 2 för att tolka in

bergmekaniska effekter (metod 1). För det första trycksteget kommer  $T'$  att vara nära noll om passningen mellan modellerade och uppmätta värden är god.

För att göra den stationära tolkningen mer jämförbar med den nya tolkningsmetoden beräknades skillnaden i transmissivitet ut i förhållande till det första trycksteget enligt  $\Delta T_i = T_i - T_1$  där  $T_i$  är transmissiviteten för ett trycksteg beräknad enligt ekvation (5).  $\Delta T$  plottades mot respektive trycksteg och kunde jämföras med Figur 2 och med mönstret hos  $T'$  (metod 2).

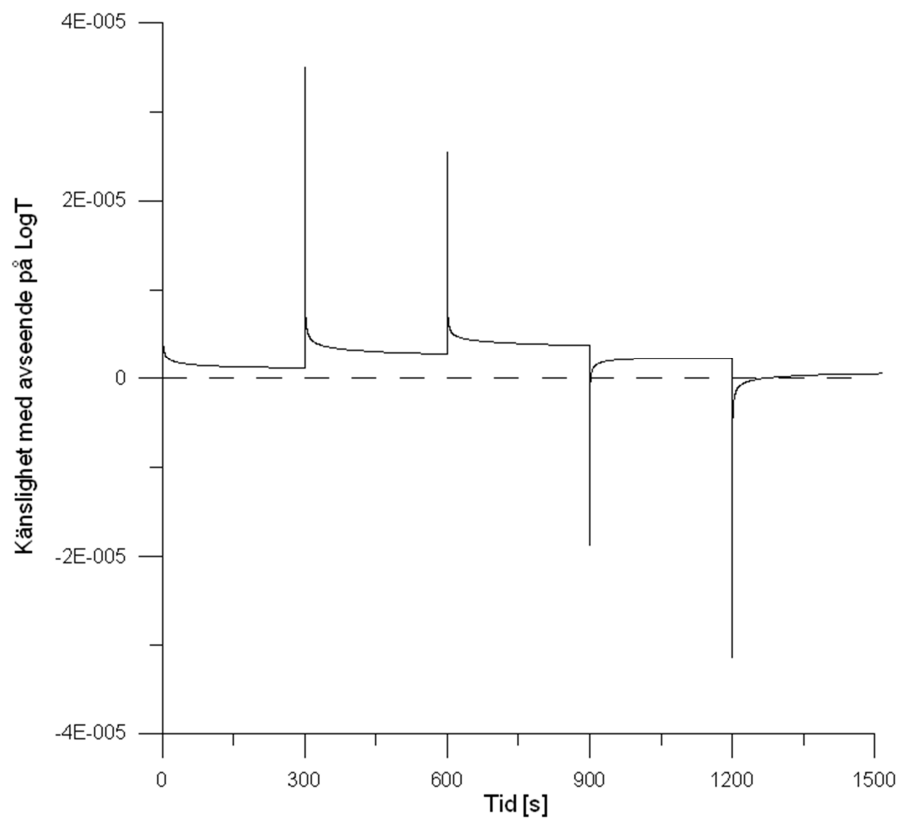
## 4. RESULTAT

### 4.1. KÄNSLIGHETSANALYS AV DEN NUMERISKA MODELLEN

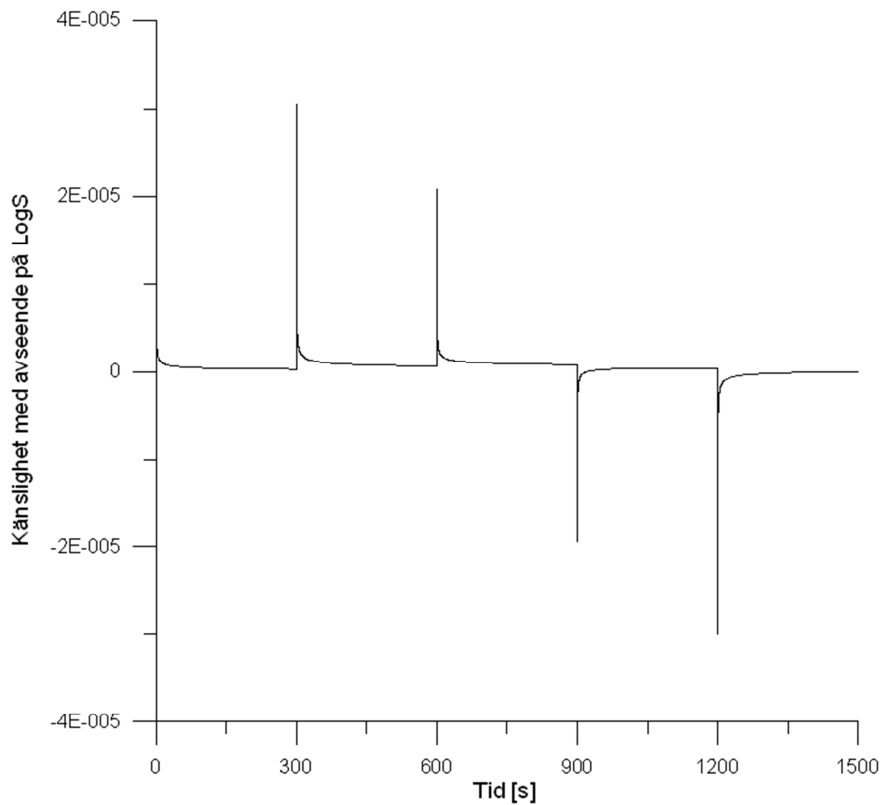
Känsligheten för logaritmen av modellparametrarna  $T$  och  $S$  följde i stort sett flödeskurvans utseende (jämför med till exempel Figur 3), se Figur 10 och Figur 11.

Observera dock att känsligheten är beskuren för tidpunkterna nära 0 sekunder.

Känsligheten för  $\text{Log}T$  och  $\text{Log}S$  var störst vid modellens första tidssteg och uppgick då till  $6,5 \cdot 10^{-3}$  respektive  $6,36 \cdot 10^{-3}$ .



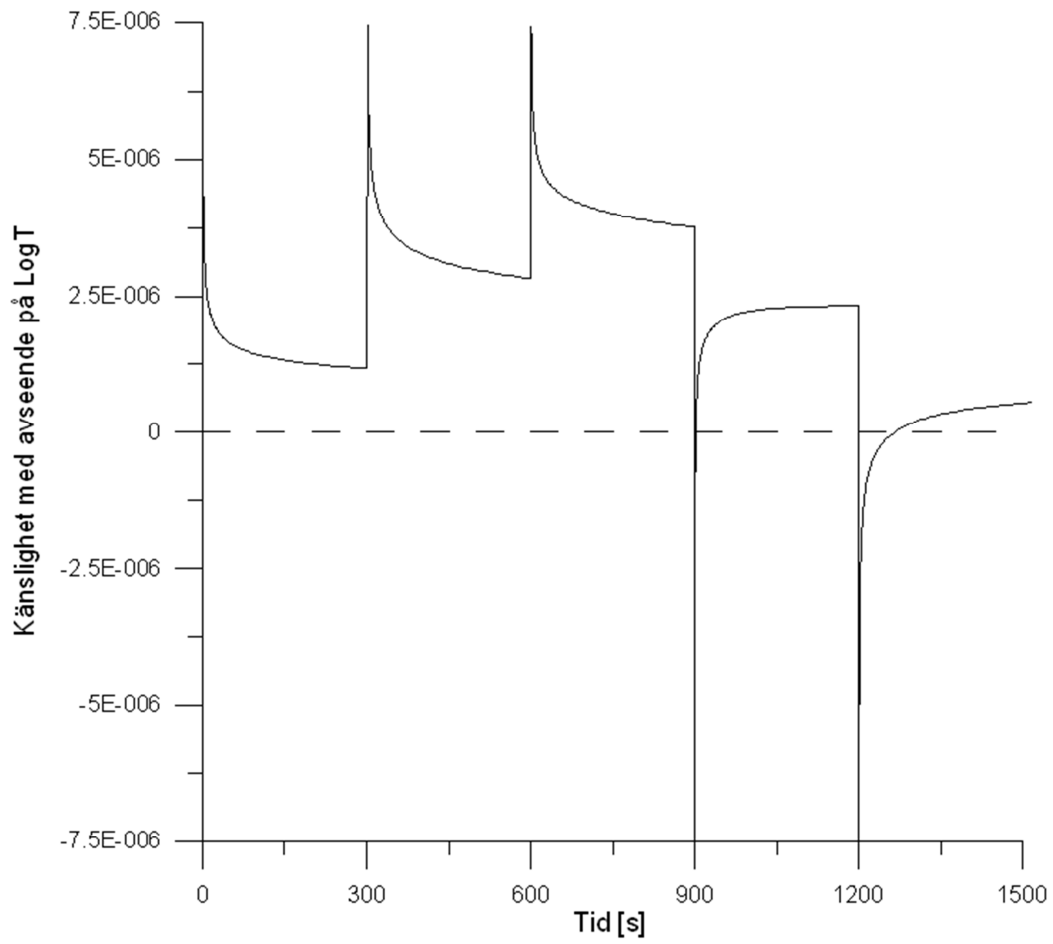
Figur 10. Känsligheten för  $\text{log}T$  under ett Lugeon-test. Observera att data är beskuret för tiden nära 0 sekunder.



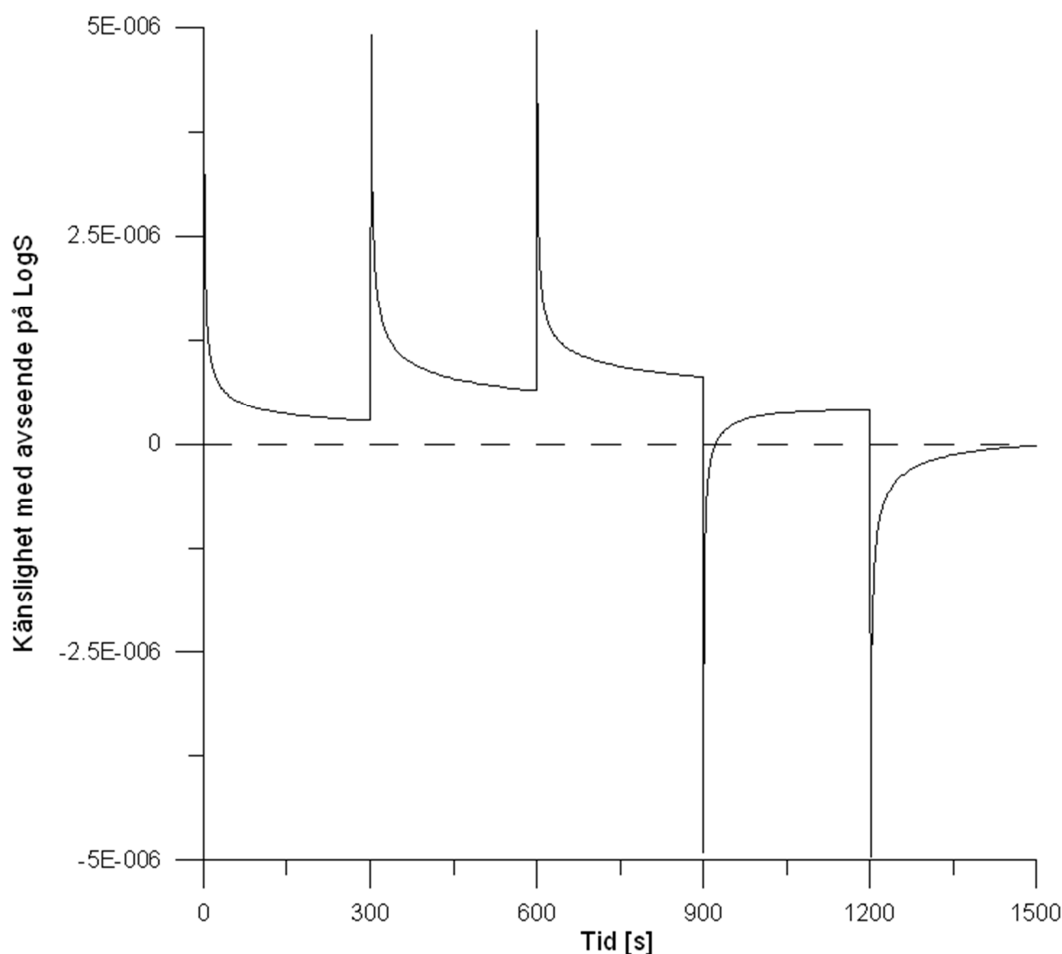
Figur 11. Känsligheten för  $\text{Log}S$  under ett Lugeon-test. Observera att data är beskuret för tiden nära 0 sekunder.

Känsligheterna för  $\text{log}T$  och  $\text{log}S$  dominerades av pulser som uppträdde i skiftena mellan två trycksteg. Pulserna fick känsligheten att verka konstant under den resterande delen av ett trycksteg eftersom skalan blev för grov för att visa den dynamik som fanns. Om skalan förfinades och de största pulserna skalades bort uppträdde ett mer dynamiskt utseende hos känslighetskurvorna, se Figur 12 och Figur 13.





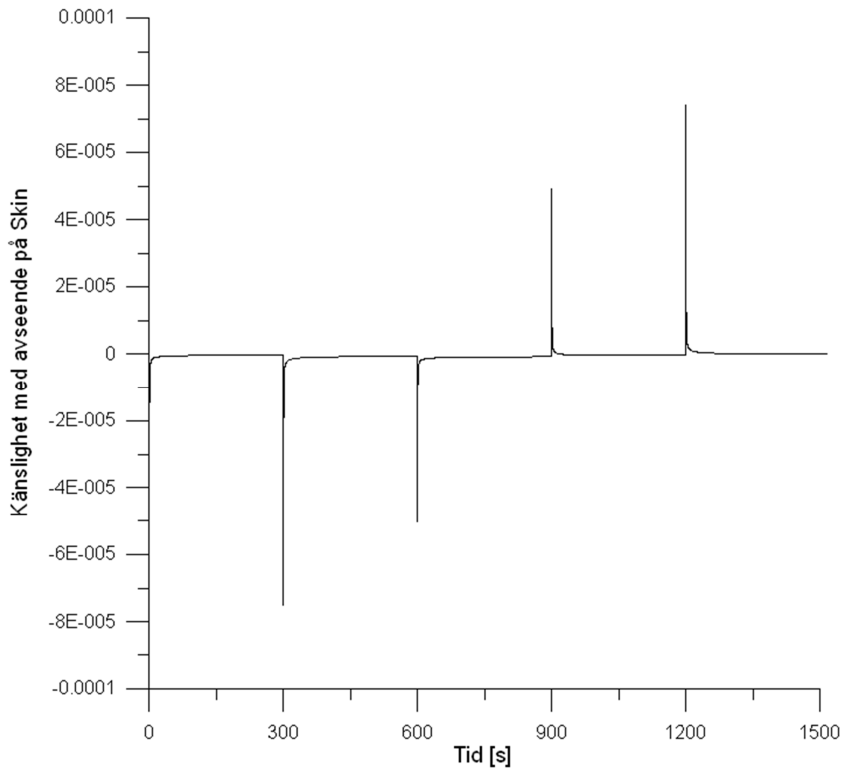
Figur 12. Känsligheten för  $\log T$  under ett Lugeon-test. Observera att data är beskuret för tider nära 0, 300, 600, 900 och 1200 sek.



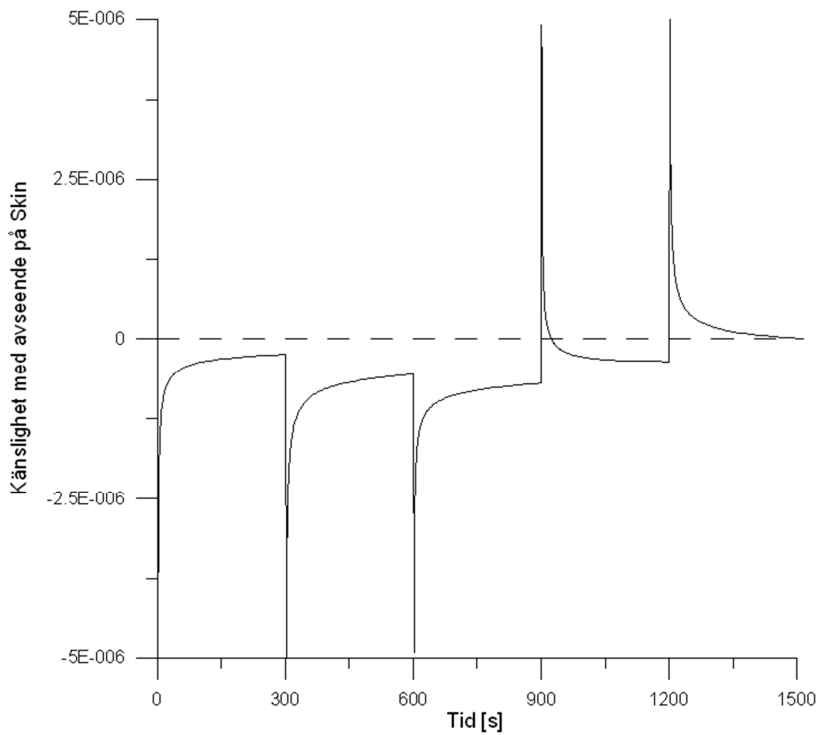
Figur 13. Känsligheten med avseende på  $\text{Log}S$  under ett Lugeon-test. Observera att data är beskuret för tiderna nära 0, 300, 600, 900 och 1200 sekunder.

Mellan pulserna rörde sig känsligheten asymptotiskt mot ett konstant värde. Läget på plattån ökade mellan första, andra och tredje trycksteget vilket innebar att modellens känslighet för  $\text{log}T$  respektive  $\text{log}S$  ökade med ett ökande differenstryck. När det högsta differenstrycket var nått minskades läget på plattåerna och modellens känslighet minskade således under det fjärde och femte trycksteget.

Känsligheten hos modellen med avseende på *skin*-faktorn betedde sig i princip omvänt i jämförelse med modellens känslighet för  $\text{log}S$  och  $\text{log}T$ , se Figur 14. Även i detta fall återfanns den största känsligheten precis i inledningen på simuleringen. Precis som för känsligheten för  $\text{log}S$  och  $\text{log}T$  dominerades känsligheten för *skin*-faktorn av pulser i skiftet mellan två trycksteg. Mellan pulserna fick känsligheten ett plattåliknande utseende och känsligheten för *skin*-faktorn var som störst under det tredje trycksteget, se Figur 15.



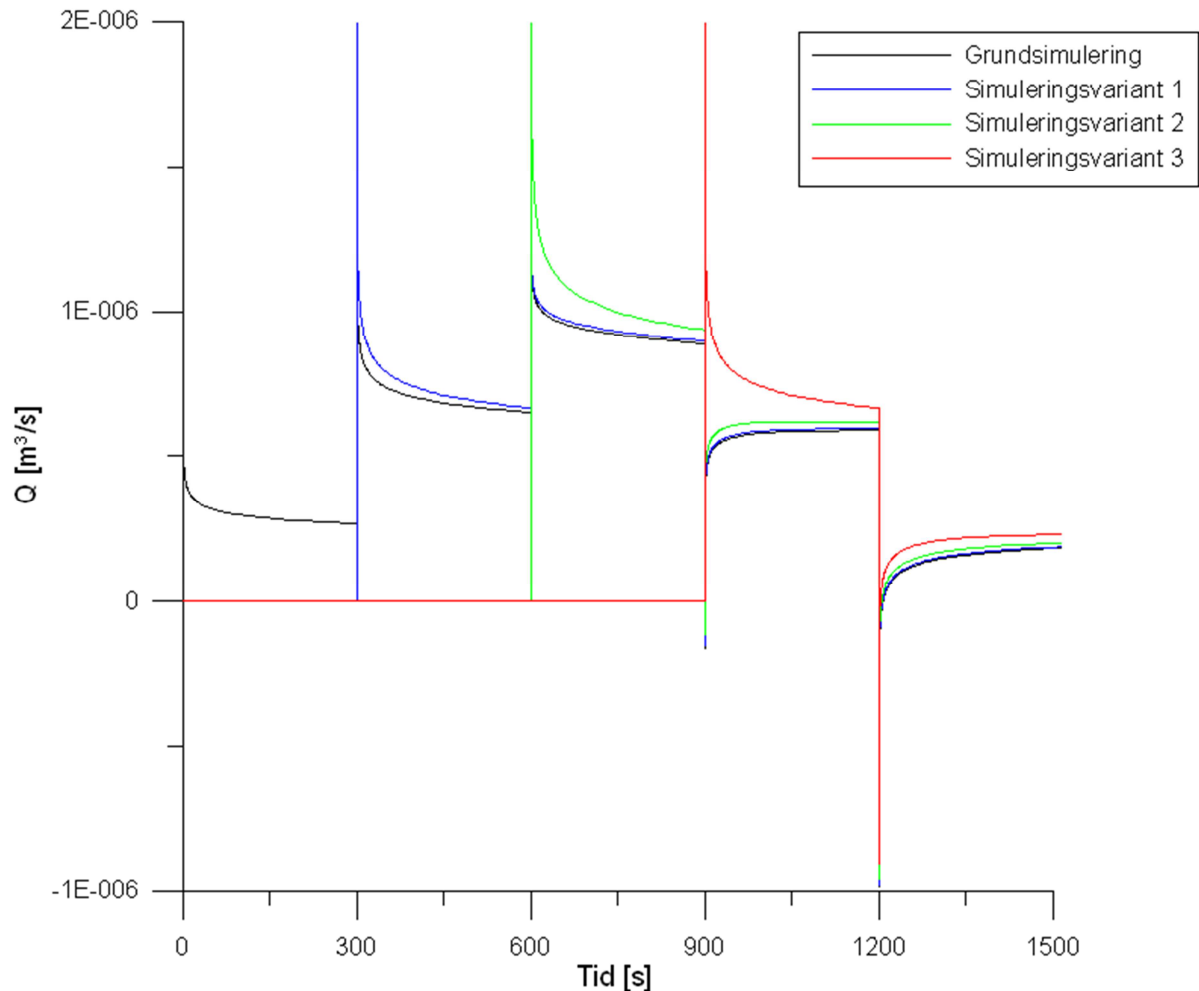
Figur 14. Känsligheten med avseende på Skin under ett Lugeon-test. Observera att data är beskuret för tidpunkterna nära 0 sekunder.



Figur 15. Känsligheten med avseende på Skin under ett Lugeon-test. Observera att data är beskuret för tiderna nära 0, 300, 600, 900 och 1200 sekunder.

## 4.2. KVANTIFIERING AV TRANSIENT EFFEKT

I Figur 16 visualiseras den transienta effekten genom att visa skillnaden i flöde under de olika tryckstegen för det fall när hänsyn har tagits till de tidigare tryckstegen (grundsimulering) respektive när det antas att något/några av de tidigare tryckstegen inte har ägt rum (simuleringsvarianter-). Den transienta effekten karakteriserades av att flödet i andra, tredje, fjärde och femte trycksteget var lägre än vad det skulle vara om inte det första trycksteget hade ägt rum (Figur 16). Om differenstrycket sattes till noll under både första och andra trycksteget ökade skillnaden mellan simuleringsvariant och grundsimuleringen.

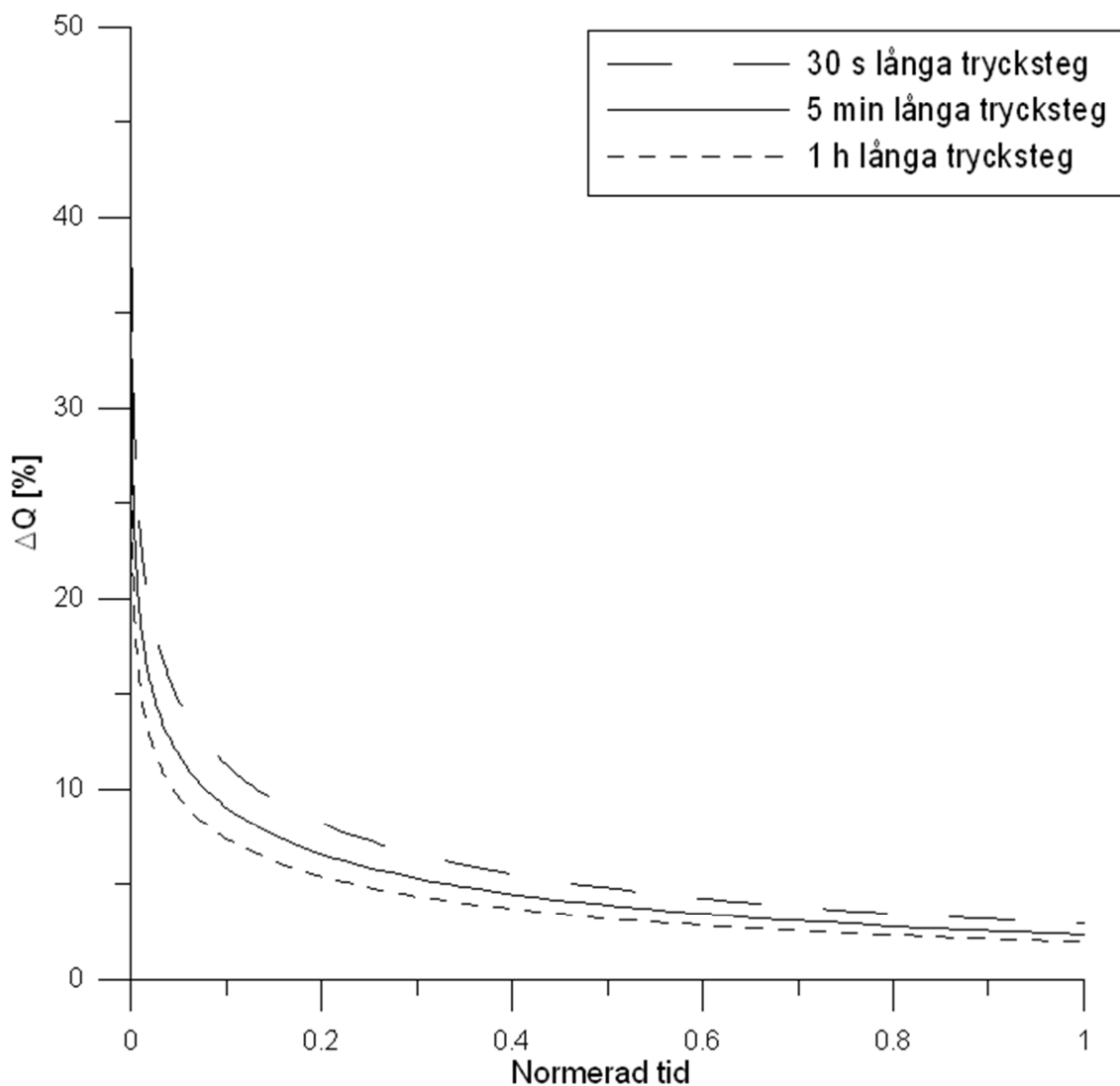


Figur 16. Visualisering av den transienta effekten. Simuleringsvariant 1, 2 och 3 motsvarar ett Lugeon-test där differenstrycket är noll under det första, första och andra respektive första, andra och tredje trycksteget.

Ännu större effekt erhöles om differenstrycket sattes till noll i de tre första tryckstegen eftersom flödeskurvan då får en helt annan form mot vad den skulle ha fått om hänsyn hade tagits till de tre tidigare stegen. Resultatet visade att om en stationär utvärdering görs på ovanstående Lugeon-test kommer det ske en successiv sänkning av transmissiviteten. Detta beror på att en stationär utvärdering underskattar hur stort flödet är i förhållande till det rådande differenstrycket eftersom ingen hänsyn har tagits till att flödet är påverkat av tidigare trycksteg.

#### 4.2.1. Betydelse av längden på trycksteg

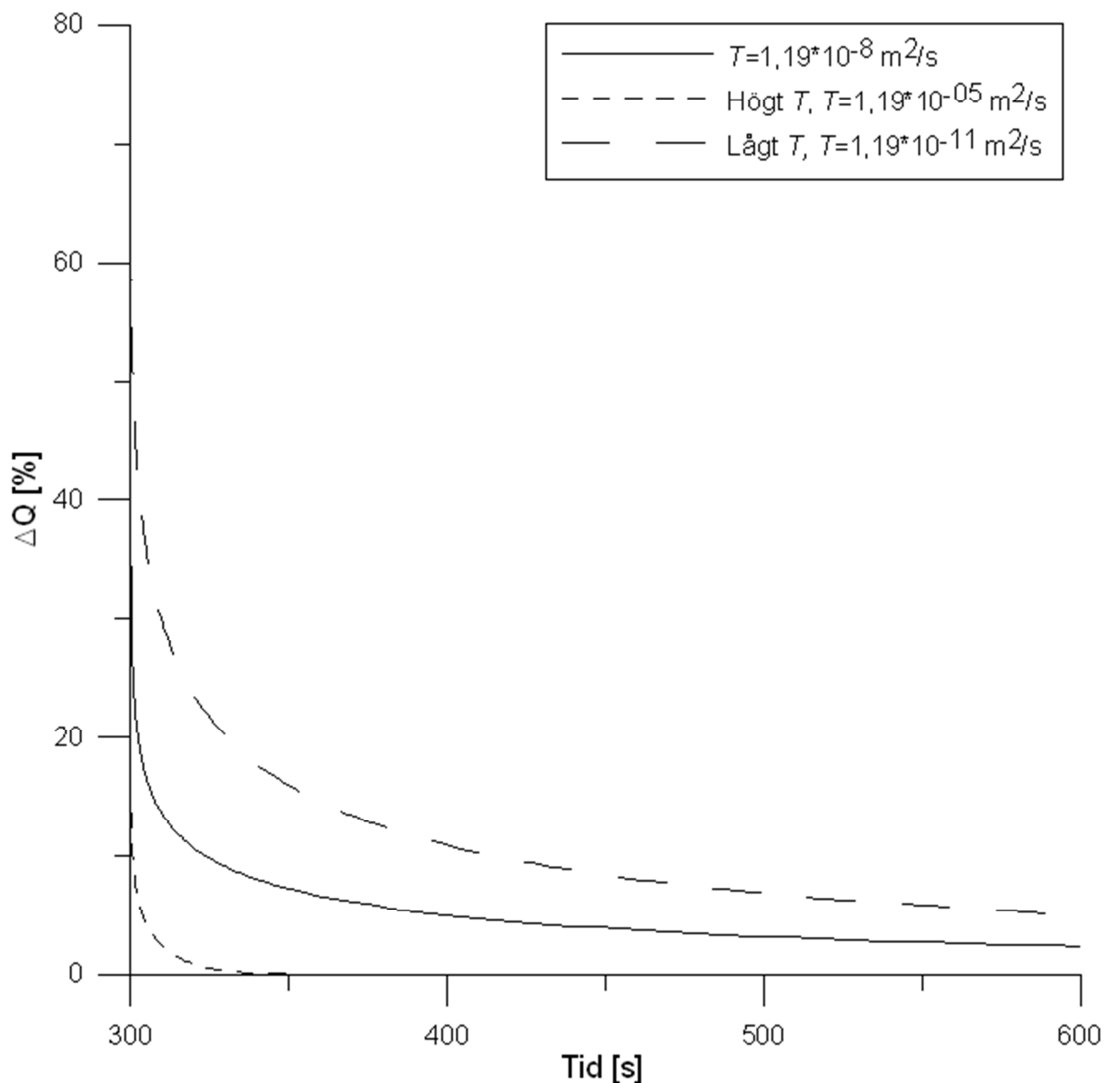
Den procentuella skillnaden i flöde under det andra trycksteget mellan simuleringsvarianten och grundsimuleringen visade sig inte i någon nämnvärd utsträckning bero på tryckstegens längd. Detta visade sig genom att den procentuella skillnaden för flödet mellan grundsimulering och simuleringsvarianten under det andra trycksteget inte är särskilt stor, se Figur 17. Tre olika fall jämfördes där tryckstegen var 30 s, 5 min respektive 1 h långa. När simuleringarna genomfördes antogs det att Lugeon-test med trycksteg som tilläts pågå under en timma skulle ha en väsentligt mindre transient effekt (procentuell skillnad mellan grundsimulering och simuleringsvariant) än vad ett Lugeon-test med kortare trycksteg hade. Det något oväntade resultatet kan bero på att den studerade parameteruppsättningen inte tillät det modellerade flödet att nå stationaritet under en timmas tid.



Figur 17. Den procentuella skillnaden i flöde mellan grundsimulering och simuleringsvariant under det andra trycksteget. Eftersom tryckstegen var olika långa för de olika simuleringarna är tiden normerad.

#### 4.2.2. Transmissivitetens och magasinskoefficientens inverkan på den transienta effekten

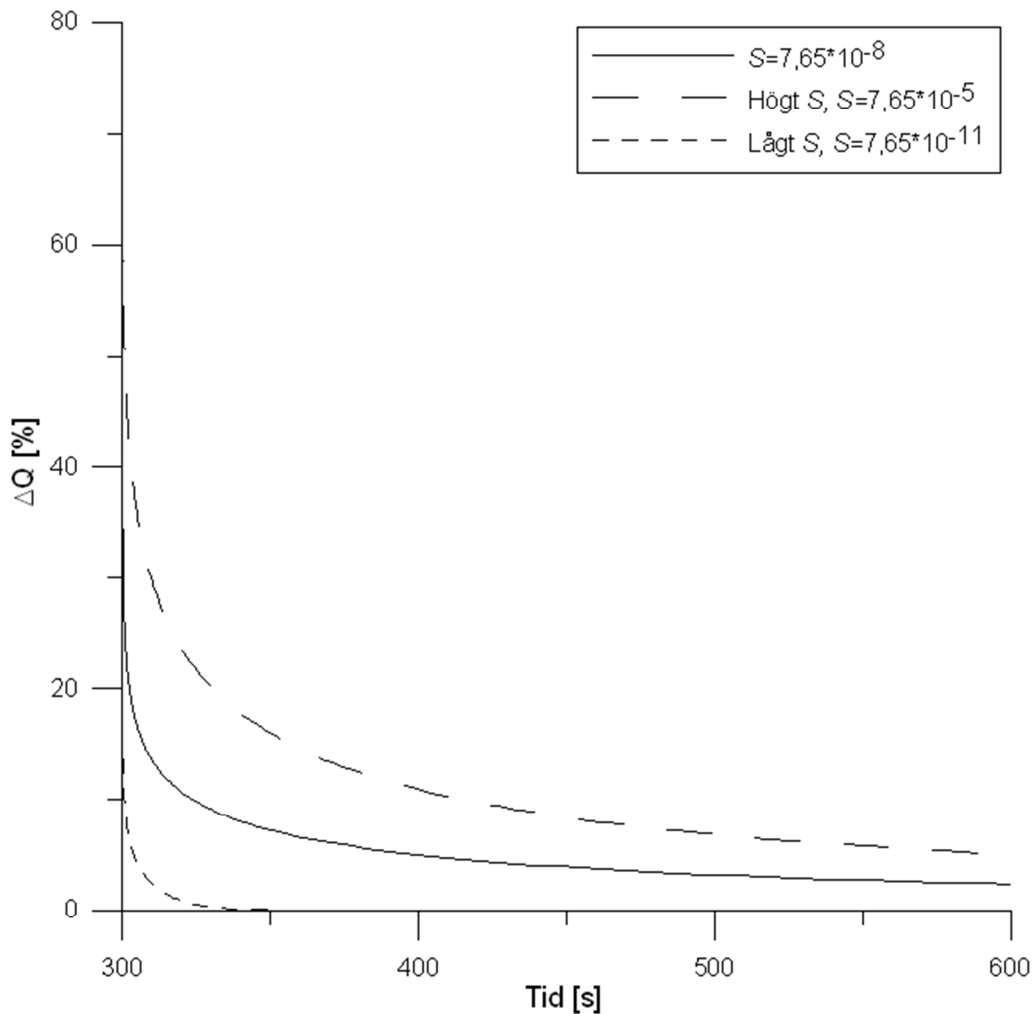
Värdet på  $T$  hade en betydande påverkan på den transienta effekten, se Figur 18. Ett lågt värde på  $T$  i förhållande till värdet på  $S$  ( $T=1,19\cdot 10^{-11}$  m<sup>2</sup>/s respektive  $S=7,65\cdot 10^{-08}$ ) gav en stor transient effekt medan ett högt värde i förhållande till  $S$  ( $T=1,19\cdot 10^{-05}$  m<sup>2</sup>/s respektive  $S=7,65\cdot 10^{-08}$ ) endast hade betydelse för den transienta effekten under de första 50 s av det andra trycksteget. Ett lågt värde på  $T$  gav en procentuell skillnad i flöde mellan grundsimulering och simuleringsvariant som till en början var hög för att sedan minska mot ett värde på ungefär 8 %. När värdet på  $T$  var högt minskade den procentuella skillnaden i flödet snabbt för att sedan försvinna.



Figur 18. Procentuell skillnad i flöde under det andra trycksteget mellan simuleringsvariant och grundsimulering för olika parameteruppsättningar. I samtliga simuleringar var  $S=7,65\cdot 10^{-8}$ .

Värdet på  $S$  hade också en betydande påverkan på den transienta effekten. Med en låg magasinskoefficient ( $S=7,65\cdot 10^{-11}$  och  $T=1,19\cdot 10^{-8}$  m<sup>2</sup>/s) gick flödet till stationaritet under det fem minuter långa tryckstegen och den transienta effekten blev i det närmaste obefintlig (obefintlig procentuell skillnad i flöde mellan grundsimulering och

simuleringsvariant), se Figur 19. Om magasinskoefficienten däremot var hög ( $S=7.65 \cdot 10^{-3}$ ) gick flödet ej till stationaritet och den transienta effekten var stor.

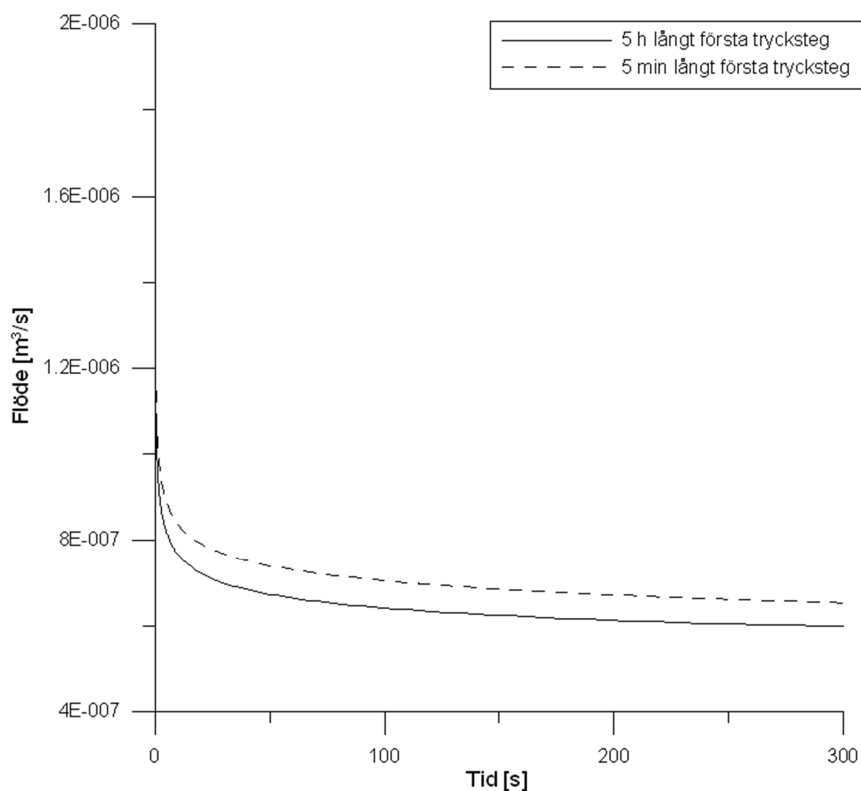


Figur 19. Procentuell skillnad i flöde under det andra trycksteget mellan simuleringsvariant och grundsimulering för olika parameteruppsättningar. I samtliga simuleringar var  $T=1,19 \cdot 10^{-8} \text{ m}^2/\text{s}$ .

Att  $S$  och  $T$  hade så pass stor påverkan på den transienta effekten beror på att kvoten  $T/S$  utgör hydraulisk diffusivitet (Domenico & Schwartz, 1998). I de fall den hydrauliska diffusiviteten var hög gick flödet snabbt till stationaritet och den transienta effekten blev i dessa fall liten. Om den hydrauliska diffusiviteten däremot var låg blev den transienta effekten betydande eftersom tryckvågen fortplantande sig långsamt och det tog lång tid för flödet att nå stationaritet.

### 4.2.3. Stationärt flöde och dess inverkan på flödet under det andra trycksteget

Skillnaden i flöde under det andra trycksteget studerades för två olika modellsimuleringar. I den första simuleringen pågick det första trycksteget fem timmar och flödet närmade sig stationaritet medan det första trycksteget endast pågick i fem minuter under den andra modellsimuleringen. Resultatet visade att om det första trycksteget (nästan) tilläts gå till stationaritet gav det ett lägre flöde under det andra trycksteget än om det första trycksteget var väsentligt mycket kortare, se Figur 20.



Figur 20. Flödet under det andra trycksteget för två olika modellsimuleringar Tiden avser den tid som förflutit sedan det andra trycksteget startade.

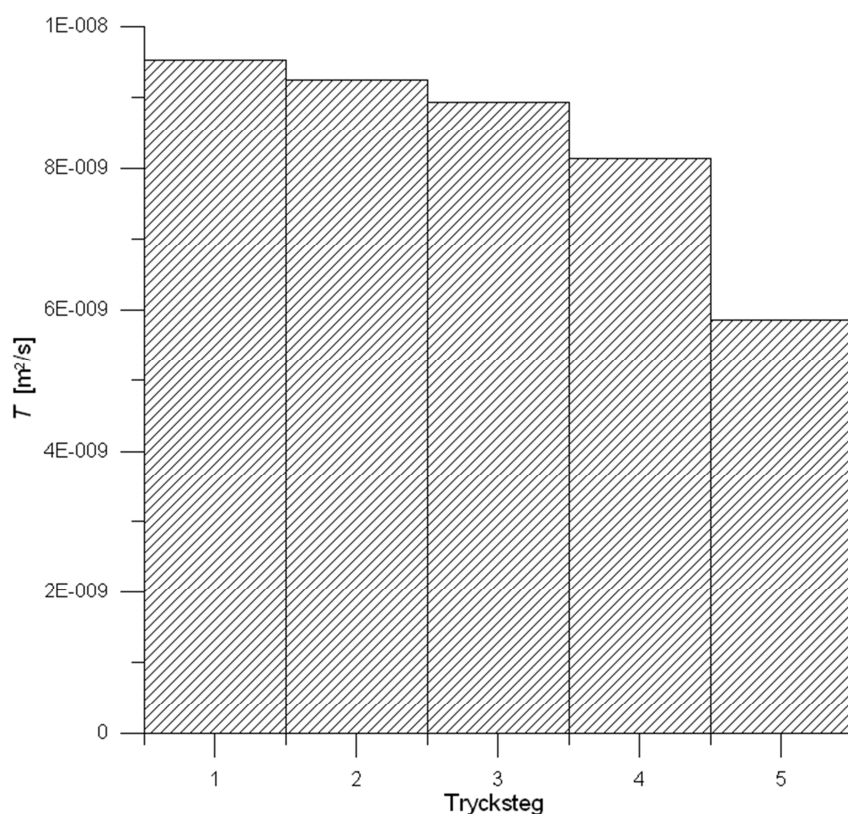
Skillnaden var som störst (9,9 %) 50 s in i det andra trycksteget för att därefter minska till ungefär 9 % när hela det andra trycksteget har förflutit.



### 4.2.3. Utvärdering av modellgenererade Lugeon-tester med AQTESOLV respektive antagande om stationaritet

Modellgenererade Lugeon-tester användes för att undersöka vilken inverkan den transienta effekten hade på utvärderingsresultatet om utvärderingen skedde med antagande om stationaritet. Undersökningen visade att den stationära utvärderingen med ekvation (5) ger en successiv sänkning av  $T$  i de fall flödet aldrig gick till stationaritet, se Figur 21. Detta skall enligt ISO 22282-3 tolkas som en igensättning. Om det modellgenererade flödet däremot tilläts gå till stationaritet (vilket var fallet när den hydrauliska diffusiviteten var hög) var den stationära utvärderingen korrekt i den bemärkelsen att den skattade ett konstant värde på  $T$ .

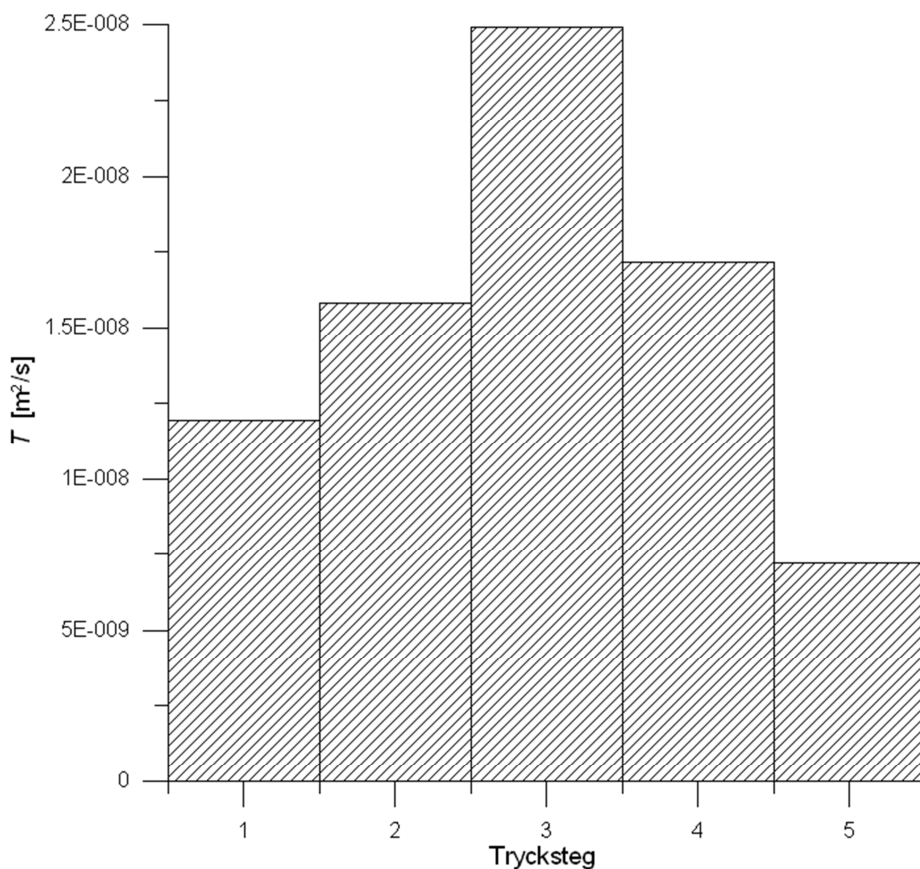
Det skall dock påpekas att den stationära utvärderingen aldrig lyckades skatta det korrekta transmissivitetetsvärdet. Gemensamt för samtliga stationära skattningar av  $T$  var att de underskattade värdet på  $T$  med uppemot 50 %.



Figur 21. Resultatet från utvärdering med antagande om stationaritet på ett modellgenererat Lugeon-test. Utvärderingen utfördes på det simulerade flödet från grundsimulering 1, tabell 3 där  $T=1,19 \cdot 10^{-8} \text{ m}^2/\text{s}$ ,  $S=7,65 \cdot 10^{-8}$  och *skin*-faktor = -0,05.

AQTESOLV användes för att utvärdera samtliga trycksteg i ett modellgenererat test. Utvärderingen med AQTESOLV kunde inte återge den korrekta transmissiviteten förutom för det första trycksteget, se Figur 22. Mönstret hos Figur 22 tyder på en elastisk vidgning av sprickor. Det är dock inte korrekt eftersom modellen förutsätter att  $T$  är konstant genom hela simuleringen. Under de tre första tryckstegen identifierades flödesregimen som tvådimensionellt radiell och parametrarna utvärderades med Hurst-Clark- Brauers modell. Efter det tredje trycksteget kunde inte den korrekta flödesregimen identifieras. Skattningarna för de två sista tryckstegen genomfördes med Hantush modell eftersom flödesregimen påminde om sfäriskt flöde.

Standardavvikelseerna för skattningarna av transmissiviteten ökade markant (från  $1,1 \cdot 10^{-12}$  för det första trycksteget till  $1,3 \cdot 10^{-2}$  för det femte trycksteget).



Figur 22. Utvärdering med AQTESOLV av ett modellgenererat Lugeon-test. Tryckstegen varade i 300 s och den numeriska modellens parametervärden var  $T= 1,19 \cdot 10^{-8} \text{ m}^2/\text{s}$ ,  $S= 7,65 \cdot 10^{-8}$  och *skin*-faktor = 0.

### 4.3. UTVÄRDERING AV LUGEON-TESTER

#### 4.3.1. Lugeon-tester i Skellefteå

En sammanfattning av de resultat som erhöles när de hydrogeologiska parametrarna skattades i AQTESOLV kan ses i Tabell 7. Skattningarna avser det första trycksteget och i samtliga fall redovisas resultatet från när modellen Hurst- Clark- Brauer har använts. För testet i RON06, sektion 110-120 m fanns två olika parameterskattningar. I den första sattes *skin*-faktorn till noll medan *S* och *T* skattades med Hurst- Clark- Brauer i AQTESOLV. I den senare (markerad med  $\alpha$  i Tabell 7) skattades *T* och *skin*-faktorn med Hurst- Clark- Brauer i AQTESOLV medan *S* beräknades med ekvation (15).

Tabell 7. Resultatet från skattningar av *T*, *S* och *skin*-faktor utifrån det första trycksteget med Hurst-Clark- Brauers modell i AQTESOLV.

Borrhål	Sektion [m]	<i>T</i> [m <sup>2</sup> /s]	<i>S</i>	<i>Skin</i>	MSE [(m <sup>3</sup> /s) <sup>2</sup> ]
RON06	170-180	7,071•10 <sup>-9</sup>	0,001283	0	2,02•10 <sup>-10</sup>
RON06	110-120	9,534•10 <sup>-7</sup>	1,562•10 <sup>-8</sup>	0	-
RON06 <sup><math>\alpha</math></sup>	110-120 <sup><math>\alpha</math></sup>	9,534•10 <sup>-7</sup>	6,83•10 <sup>-7</sup>	1,89	1,79•10 <sup>-10</sup>
RON06	220-230	1,193•10 <sup>-8</sup>	0,0006938	0	1,86•10 <sup>-10</sup>
RON06	80-90	3,124•10 <sup>-7</sup>	3,91•10 <sup>-7</sup>	2,611	4,04•10 <sup>-10</sup>
RON05	64-74	2,105•10 <sup>-8</sup>	0,001112	0	2,45•10 <sup>-9</sup>
RON09	10.5-20.5	3,284•10 <sup>-6</sup>	1,5•10 <sup>-6</sup>	0	1,31•10 <sup>-9</sup>

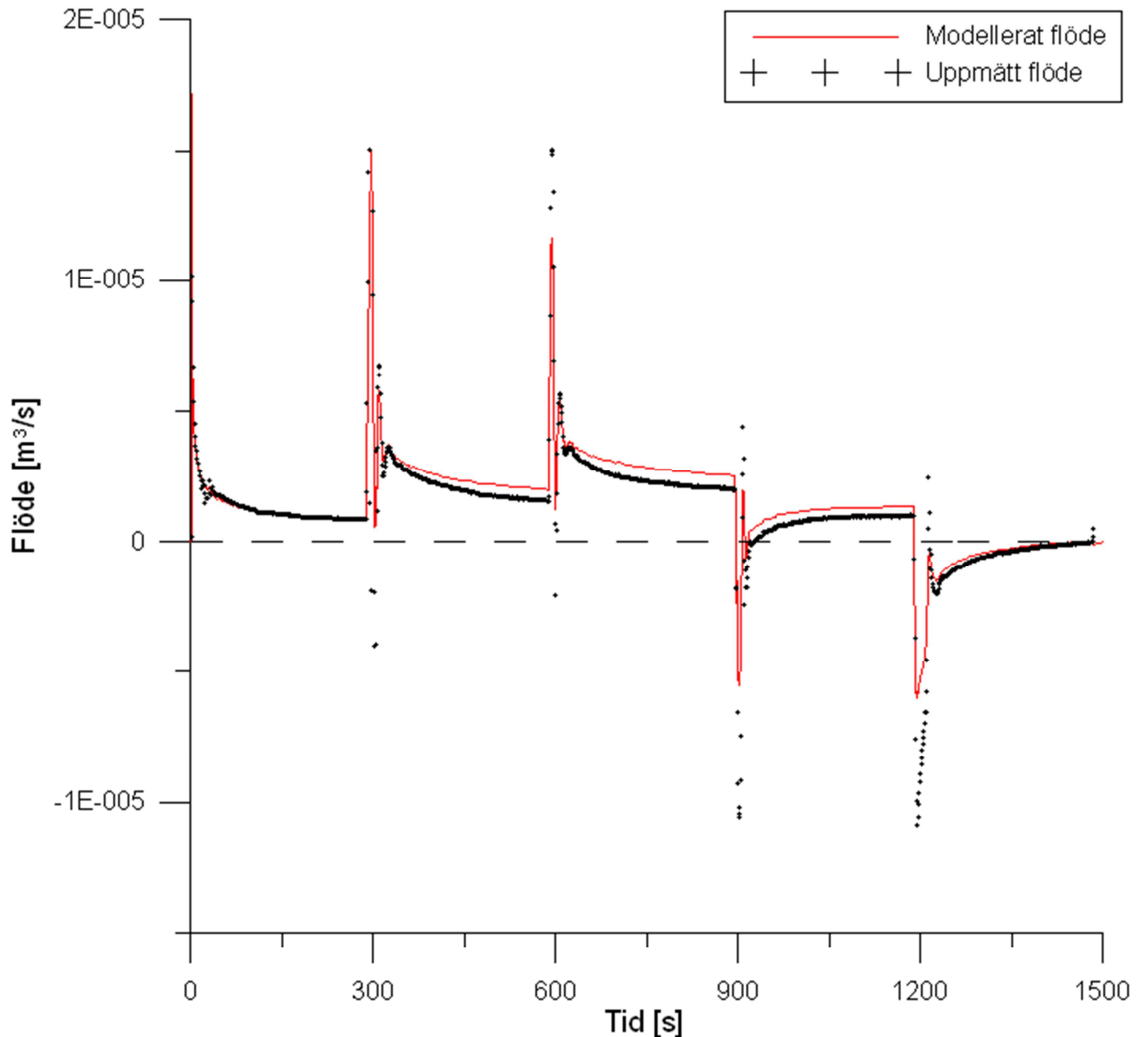
$\alpha$  anger att parameterskattningen har skett på ett annorlunda sätt jämfört med parameterskattningen som redovisas ovanför. - anger att värdet saknas.

I flera fall användes flera olika modeller i AQTESOLV för att skatta parametrarna men de parametrar som redovisas i Tabell 7 är de som användes för simulering av Lugeon-testerna med den numeriska modellen. I de fall *skin*-faktorn var noll har tidigare skattningar i AQTESOLV gett ett negativt värde på *skin*-faktorn och därför sattes värdet på *skin*-faktorn till 0 och *S* och *T* användes som skattningsparametrar. I de fall *skin*-faktorn har ett värde beräknades *S* med ekvation (15).

MSE-värdena var låga (nära 0) och det tyder på att den numeriska modellen återgav de uppmätta flödesvärdena bra under det första trycksteget.

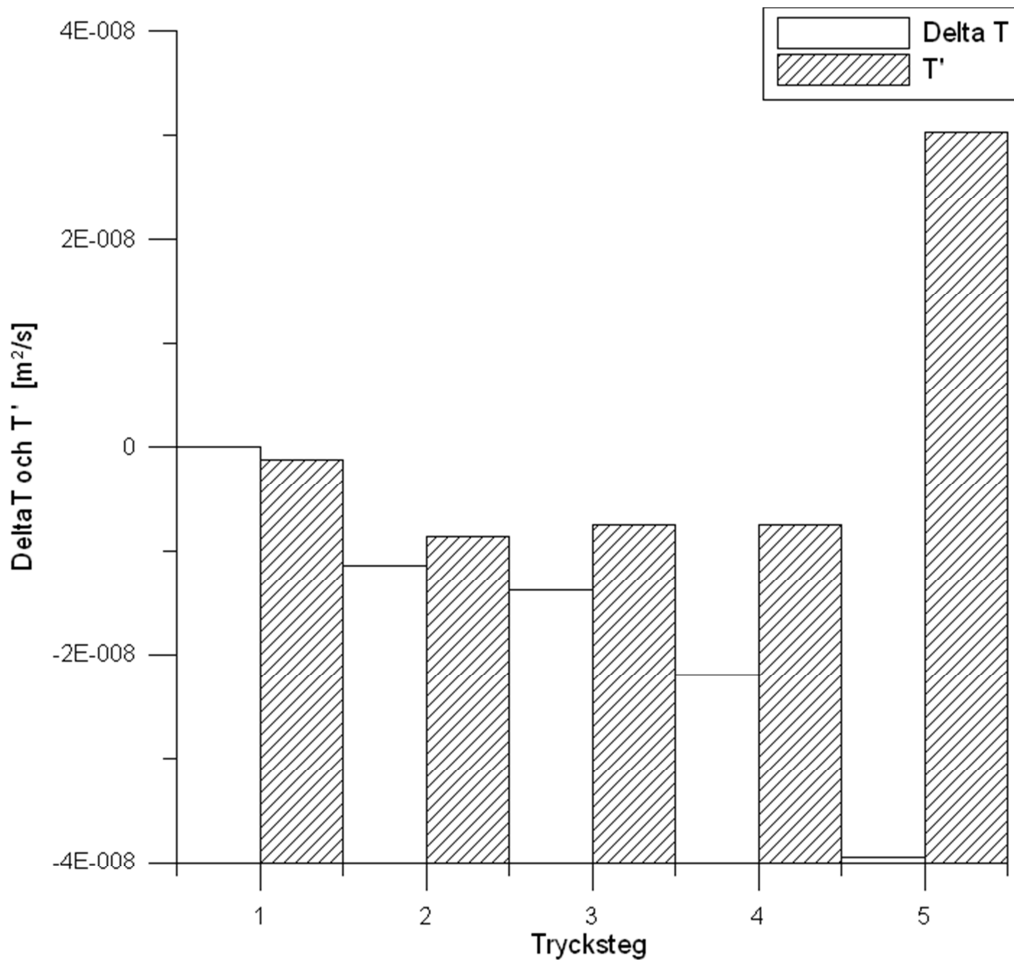
*RON06, sektion 170-180 m*

Flödet i RON06, sektion 170-180 m uppnådde aldrig stationaritet och flödet var negativt (riktat in mot borrhålet) under nästan hela det femte trycksteget, se Figur 23. Figuren och det låga MSE-värdet visar att passningen mellan modellerade och uppmätta flöden under det första trycksteget är god.



Figur 23. Jämförelse mellan modellerat och uppmätt flöde för Lugeon-testet i borrhål RON06, sektion 170-180 m.

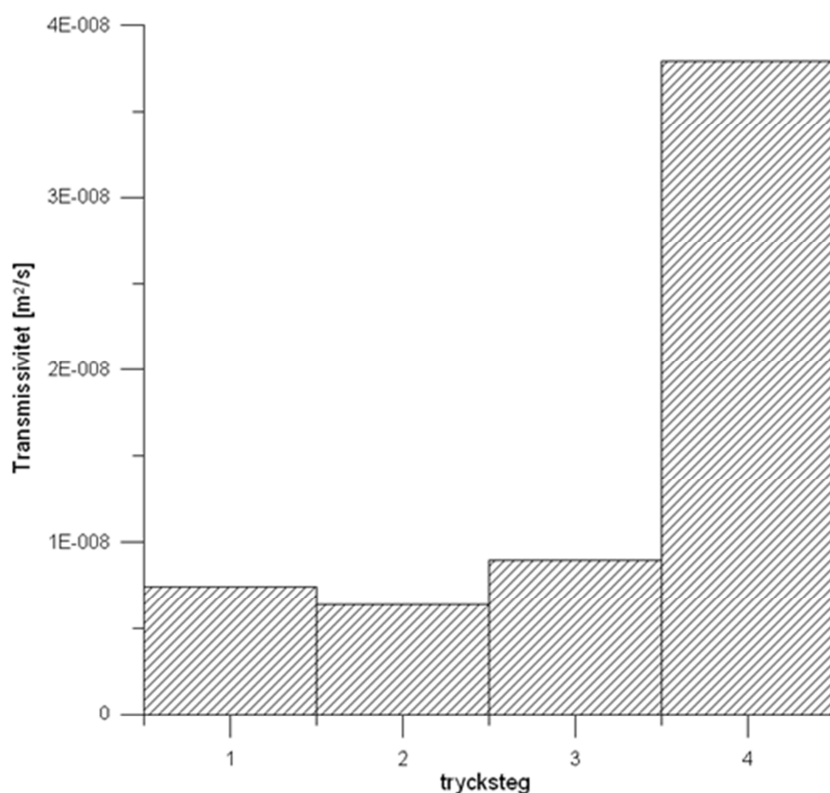
Modellen överskattade flödet precis i början av det första trycksteget och underskattade det vid bytena mellan de övriga tryckstegen. Det beror på att den numeriska modellens parametrar var skattade från ett tidsintervall där de högsta flödena i början det första trycksteget inte var med. Att det uppstod svängningar i det modellerade flödet mellan de olika tryckstegen berodde på att det tog ungefär 10-30 sekunder innan trycket stabiliserades på en ny nivå. Modellen fångade dynamiken i flödet bra, men det skall observeras att det finns en liten men tydlig skillnad mellan modellerade och uppmätta värden för det andra, tredje och fjärde trycksteget. Skillnaden visade sig också när de normerade residualerna ( $T'$ ) studerades närmare, se Figur 24 där också den stationära utvärderingen kan ses.



Figur 24. Jämförelse mellan stationär utvärdering (DeltaT) och transient utvärdering ( $T'$ ) gjord med den numeriska modellen för borrhål RON06, sektion 170-180 m.

Resultatet visade på en tydlig skillnad mellan den stationära utvärderingen utgående från ekvation (5) och den transienta utvärderingen gjord med den numeriska modellen. Den stationära utvärderingen tydde på en igensättning (jämför med Figur 2) men samma mönster återfanns inte hos den transienta utvärderingen vars mönster var svårtolkat. Om hänsyn inte tas till det sista trycksteget tydde den utvärderingen med den numeriska modellen på laminärt flöde. Att hänsyn ej skall tas till det sista trycksteget motiveras med att  $T'$  baserades på uppmätta flödesvärden som tydligt avvek från resten av flödesvärdena under trycksteget.

AQTESOLV-utvärderingen (Figur 25) överensstämde med den transienta utvärderingen från modellen under de tre första tryckstegen eftersom båda metoderna tyder på ett reellt jämnt transmissivitsvärde under de tre första tryckstegen. Det fjärde trycksteget från AQTESOLV-utvärderingen avvek sedan kraftigt från mönstret. Mönstret från AQTESOLV-utvärderingen gick inte att tolka.

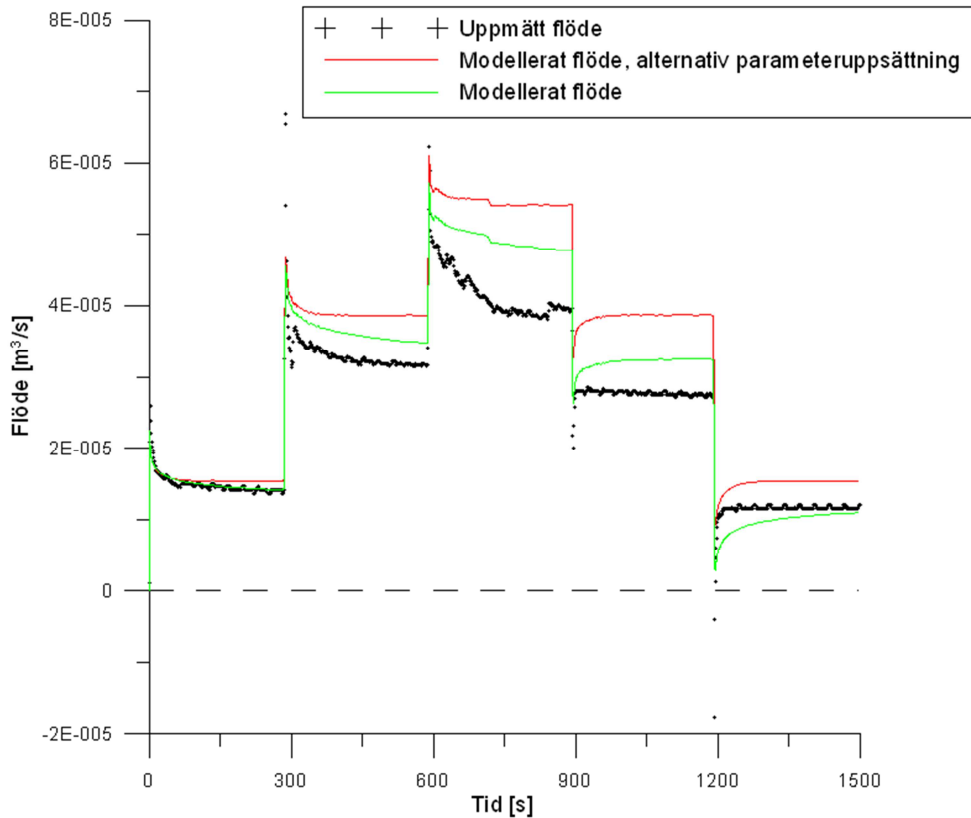


Figur 25. Transient utvärdering med AQTESOLV för borrhål RON06, sektion 170-180 m.

Endast fyra trycksteg finns redovisade eftersom det inte gick att skatta transmissiviteten för det femte trycksteget med någon av modellerna i Aqtesolv. Detta berodde på att flödet var negativt (riktat in mot borrhålet) större delen av tiden under det femte trycksteget och modellerna i Aqtesolv kan inte hantera negativa flöden.

### RON06, sektion 110-120 m

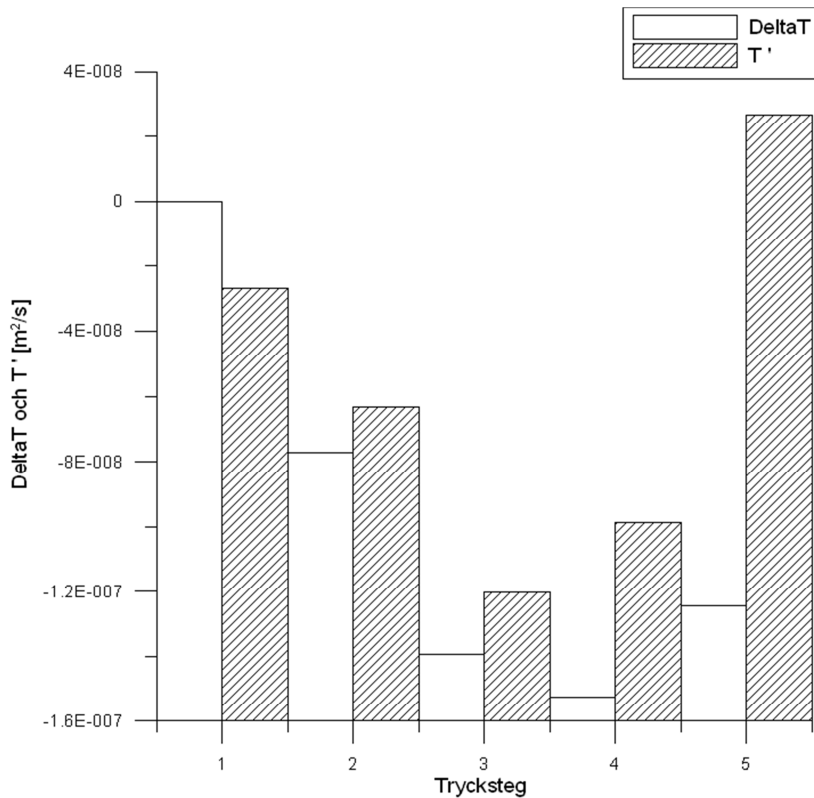
För Lugeon-testet som utfördes i borrhål RON06, sektion 110-120 m fanns det två olika parameteruppsättningar, se Figur 26. Den bästa passningen (grön linje) representerar parameteruppsättningen markerad med en  $\alpha$  i Tabell 7.



Figur 26. Jämförelse mellan modellerat och uppmätt flöde för borrhål RON06, sektion 110-120 m.

Den bästa passningen återgav det första trycksteget mycket bra även om den underskattade de tidiga flödena något. Underskattningen av flödestopparna var återkommande för hela testet. Parameteruppsättningen med bäst passning återgav inte formen på de sista två tryckstegen lika bra som den alternativa parameteruppsättningen. Detta var särskilt tydligt under det sista trycksteget. Det uppmätta flödet uppnådde aldrig stationaritet under de tre första tryckstegen, men gjorde det efter ett fåtal sekunder under det fjärde och femte trycksteget. Detta visade att flödet kan byta flödesregim allteftersom vattnet kommer längre ut från borrhålet och stöter på nya hydrogeologiska egenskaper hos berget.

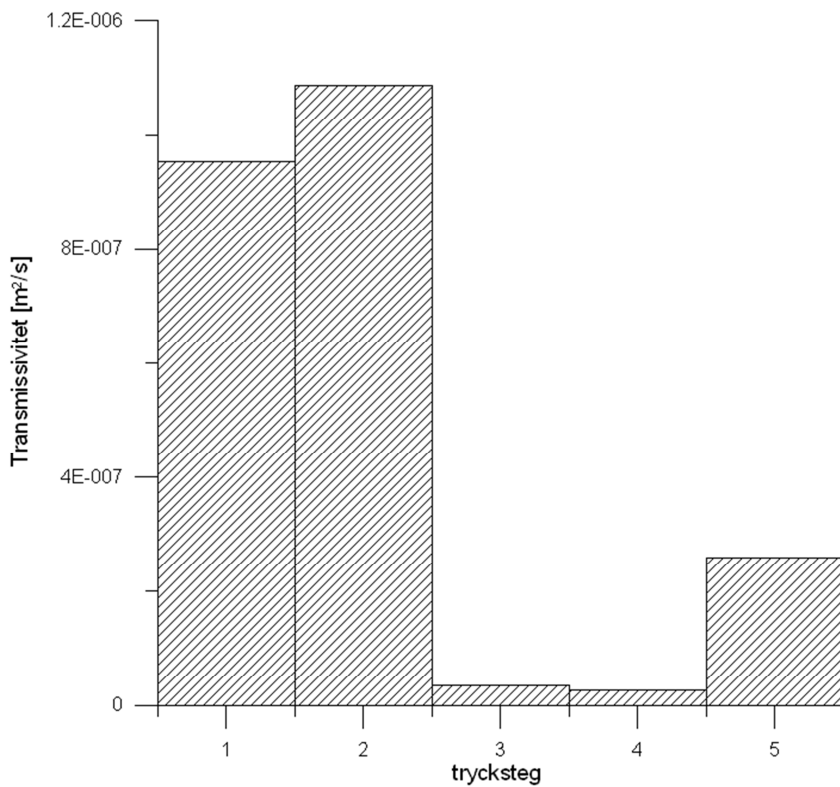
Utvärderingen med den numeriska modellen (Figur 27) indikerade ett turbulent flöde i borrhål RON06, sektion 110-120 m.



Figur 27. Jämförelse mellan stationär utvärdering (DeltaT) och transient utvärdering (T') för borrhål RON06, sektion 110-120 m.

Den stationära utvärderingen (Figur 27) överensstämde inte med den som gjorts utifrån den numeriska modellen och det gick inte att göra någon tolkning utifrån tolkningsdiagrammen. Inte heller utvärderingen med AQTESOLV (Figur 28) gick att tolka utifrån tolkningsdiagrammen.

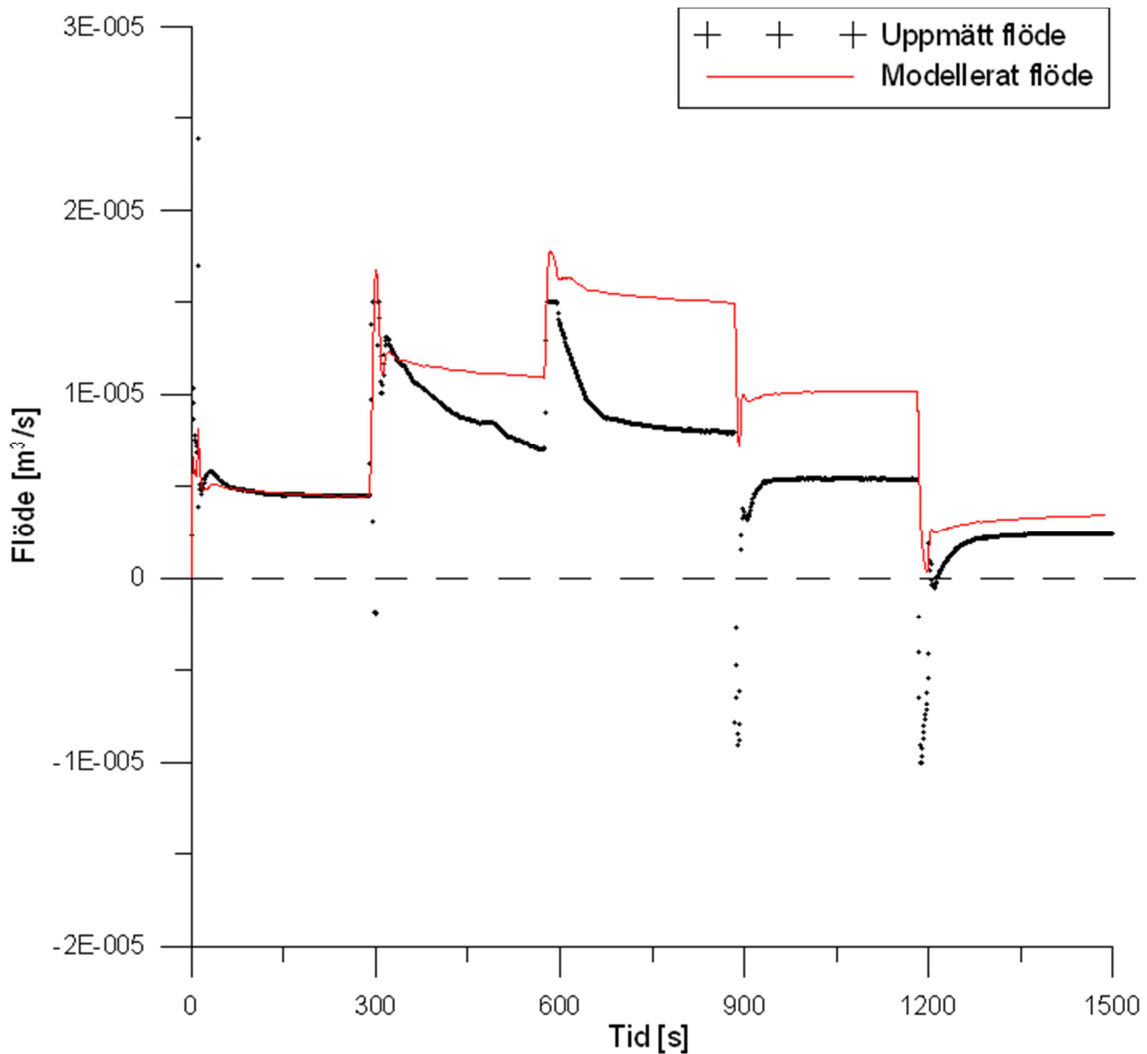




Figur 28. Transient utvärdering med AQTESOLV för borrhål RON06, sektion 110-120 m.

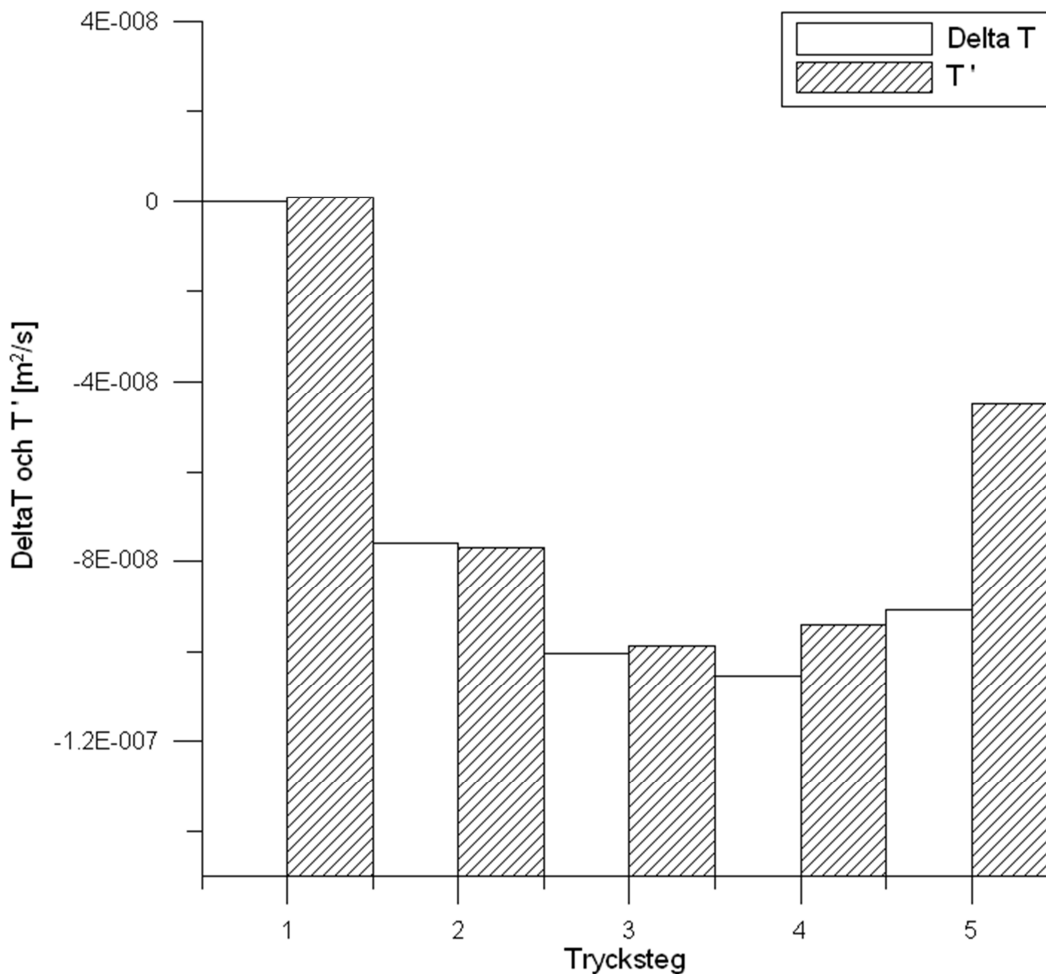
#### *RON06, sektion 80-90 m*

För testet som utfördes i borrhål RON06, sektion 80-90 m fanns det två alternativa tolkningar av flödesregimen, en som indikerade sfäriskt flöde och en som indikerade tvådimensionellt radiellt flöde. Den parameterskattning som användes i den numeriska modellen var den som baserades på tvådimensionellt radiellt flöde med Hurst- Clark-Brauer eftersom den modellen närmast liknar den numeriska modellen. Passningen mellan modellerade värden och uppmätta flöden var god under det första trycksteget (Figur 29) även om det modellerade flödet inte riktigt träffade de höga flödena i testets inledning.



Figur 29. Jämförelse mellan modellerat och uppmätt flöde för borrhål RON06, sektion 80-90 m.

Under resterande trycksteg uppstod en betydande skillnad mellan modellerade och uppmätta flöden. Modellen återgav inte några av de negativa flöden som uppmättes under det fjärde och femte trycksteget. Tolkningen utifrån den numeriska modellen påminde om turbulent flöde med inslag av igensättning medan den stationära tolkningen inte uppvisade ett tolkningsbart mönster (Figur 30) eftersom det inte gick att hitta ett mönster i Figur 2 som påminde om mönstret från den stationära utvärderingen. Mönstren som den transienta och den stationära utvärderingen uppvisar liknar de som kan ses i Figur 27.



Figur 30. Jämförelse mellan stationär utvärdering (DeltaT) och transient utvärdering (T') för borrhål RON06, sektion 80-90 m.

#### Övriga tester i Skellefteå

Testet i borrhål RON06, sektion 220-230 påminde starkt om testet i borrhål RON06, sektion 170-180 m. Modellen återgav mätdata mycket bra under det första trycksteget (Bilaga B) även om modellen överskattade de tidiga flödena något. Flödesregimen under det första trycksteget tolkades som tvådimensionellt radiell i AQTESOLV. Precis som i fallet för sektion 170-180 m fanns det små men avgörande skillnader mellan modellerade och uppmätta data under det andra, tredje och fjärde trycksteget. Tolkningsdiagrammet med stationär respektive transient tolkning (Bilaga C) är mycket likt det för sektionen 170-180 m och uppvisar samma skillnad mellan den stationära respektive utvärderingen med den numeriska modellen.

Testet i borrhål RON05, sektion 64-74 m uppvisade ett spännande beteende. Flödet under de tre första tryckstegen nådde aldrig riktigt stationaritet medan det fjärde och femte trycksteget gjorde det efter kort tid (Bilaga B). Modellens passning till mätdata var god under det första trycksteget och skillnaderna mellan modellerade värden och uppmätta värden var små under de resterande tryckstegen. Modellen lyckades dock inte fånga det stationära flödet under det fjärde och femte trycksteget. Mönstret i tolkningsdiagrammet var svårtolkat (Bilaga C).

Den stationära utvärderingen tydde på igensättning av sprickor medan utvärderingen med den numeriska modellen var mer svårtolkad. Det var med andra ord svårt att hitta ett mönster hos Figur 2 som överensstämde med det som de normerade residualerna uppvisade. Det skulle kunna röra sig om turbulens och urspolning men det var svårt att avgöra i detta fall.

I borrhål RON09, sektion 10,5-20,5 m genomfördes Lugeon-testet med 1, 2, 3, 2, 1 bars differenstryck vilket var lägre än i de andra analyserade Lugeon-testerna. Modellen återgav det uppmätta flödet bra under de första tre tryckstegen även om det fanns små skillnader under det andra och tredje trycksteget. I det tredje tryckstegets fall kan skillnaderna härröra sig från att mätdata har en brusig karaktär, se Bilaga B. Flödesregimen var tvådimensionellt radiell under det första trycksteget enligt analysen i AQTESOLV. Mönstret hos tolkningsdiagrammen var svårtolkat både för den transienta och den stationära utvärderingen. Den transienta utvärderingen med den numeriska modellen tydde dock på en urspolning även om det tredje trycksteget avvek från mönstret.

#### 4.3.2. Lugeon-tester i Librobäck

Skattningarna av de hydrogeologiska parametrarna (Tabell 8) avser det första trycksteget och i samtliga fall, förutom för test 11 och 12 användes Hurst- Clark-Brauers modell för att skatta parametrarna i AQTESOLV. För test 11 och test 12 användes Hantush modell för att skatta parametrarna. För test 12 och 13 genomfördes en manuell kalibrering av transmissivitetvärdet för att uppnå god passning mellan uppmätta och modellerade data från den numeriska modellen.

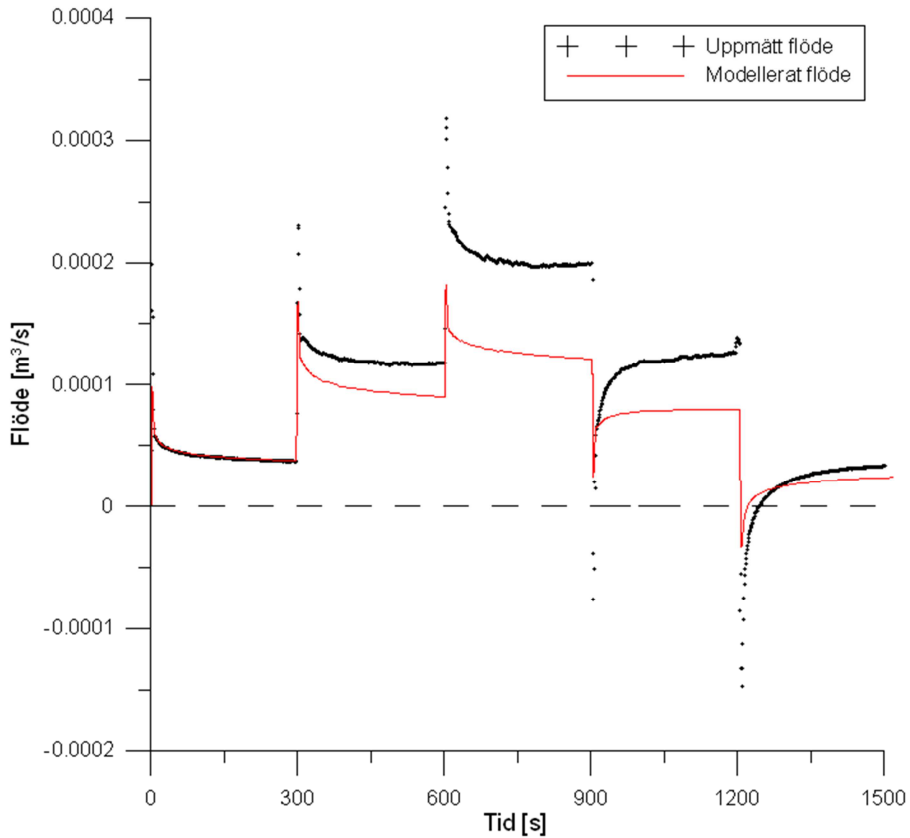
Tabell 8. Resultatet från AQTESOLV-skattningar och manuella kalibreringar av  $T$ ,  $S$  och  $skin$ -faktor utifrån det första trycksteget.

Test #	Sektion [m]	$T$ [ $m^2/s$ ]	$S$	$skin$	MSE [ $(m^3/s)^2$ ]
3	21,4-24,5	$1,37 \cdot 10^{-6}$	$5,034 \cdot 10^{-5}$	0	$2,90 \cdot 10^{-8}$
4	21,4-24,5	$1,12 \cdot 10^{-6}$	$4,01 \cdot 10^{-4}$	0	$3,94 \cdot 10^{-9}$
6	21,4-24,5	$1,51 \cdot 10^{-6}$	$4,16 \cdot 10^{-5}$	0	$2,79 \cdot 10^{-8}$
11	74,8-77,8	$1,48 \cdot 10^{-6}$	$8,51 \cdot 10^{-7}$	5,16	$4,08 \cdot 10^{-7}$
12	74,8-77,8	$1,41 \cdot 10^{-6}$	$8,30 \cdot 10^{-7}$	7,94	-
12	74,8-77,8	$1,80 \cdot 10^{-6}$	$8,30 \cdot 10^{-7}$	7,94	-
12	74,8-77,8	$1,90 \cdot 10^{-6}$	$8,30 \cdot 10^{-7}$	7,94	-
12 <sup>†</sup>	74,8-77,8 <sup>†</sup>	$1,87 \cdot 10^{-6}$	$8,30 \cdot 10^{-7}$	7,94	$1,24 \cdot 10^{-8}$
13	74,8-77,8	$1,13 \cdot 10^{-6}$	$7,43 \cdot 10^{-7}$	2,28	-
13	74,8-77,8	$1,00 \cdot 10^{-6}$	$7,43 \cdot 10^{-7}$	2,28	-
13 <sup>†</sup>	74,8-77,8 <sup>†</sup>	$1,05 \cdot 10^{-6}$	$7,43 \cdot 10^{-7}$	2,28	$5,01 \cdot 10^{-6}$

<sup>†</sup> anger att det är den skattning som ger bäst passning mot mätdata med den numeriska modellen. - anger att värdet saknas.

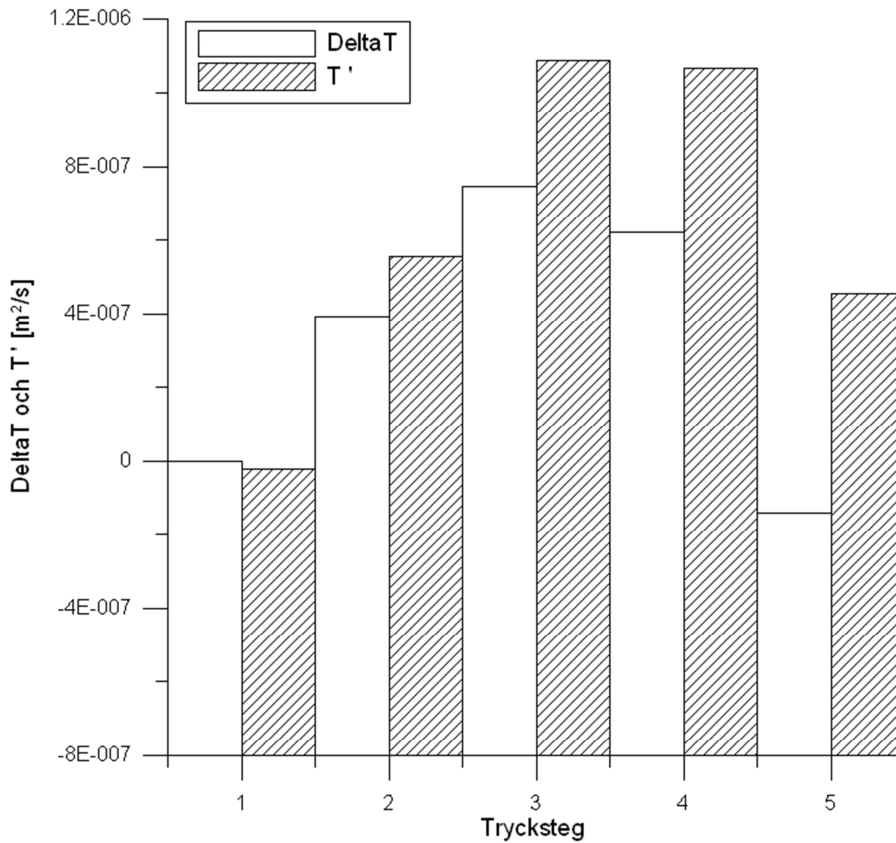
### Test 3

Test 3 var ett Lugeon-test där varje trycksteg tilläts pågå under 5 min. Analysen i AQTESOLV visade att flödesregimen var tvådimensionellt radiell. Trots att passningen var god mellan modell och uppmätta data under det första trycksteget uppstod en tydlig skillnad under senare trycksteg, se Figur 31. Modellen återgav inte flödestopparna i inledningen på respektive trycksteg.



Figur 31. Jämförelse mellan uppmätt och modellerat flöde under test 3 i sektionen 21,4-25,5 m, Librobäck.

Den stationära utvärderingen uppvisade ett mönster som tydde på en elastisk utvidgning av sprickorna hos berget (Figur 32).

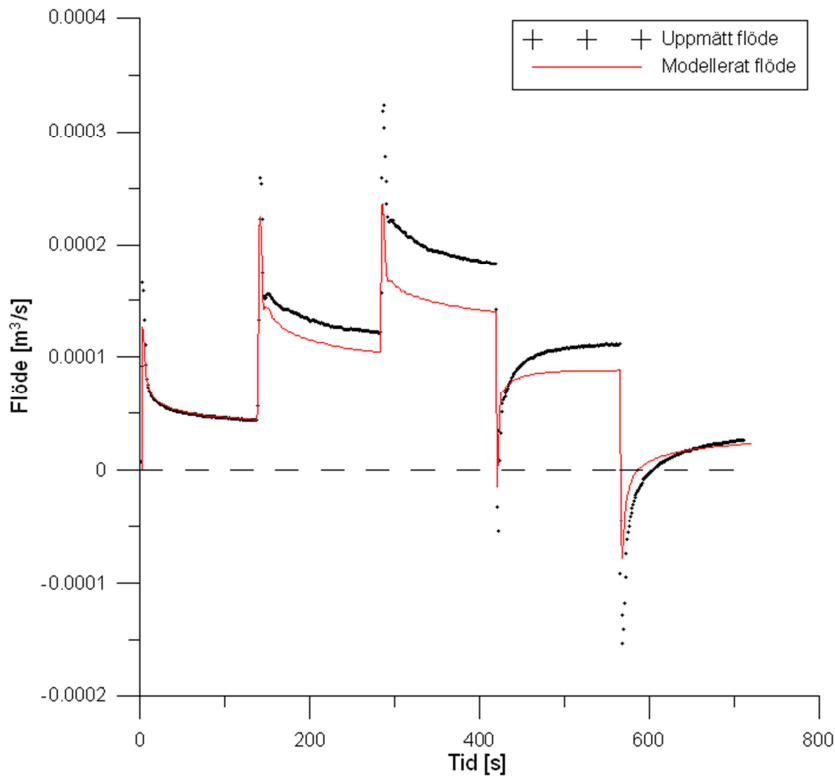


Figur 32. Jämförelse mellan stationär utvärdering (DeltaT) och transient utvärdering (T') för test 3 i Librobäck.

Den transienta tolkningen med den numeriska modellen tydde på ett elastiskt berg som blir påverkat av en smärre uppspräckning.

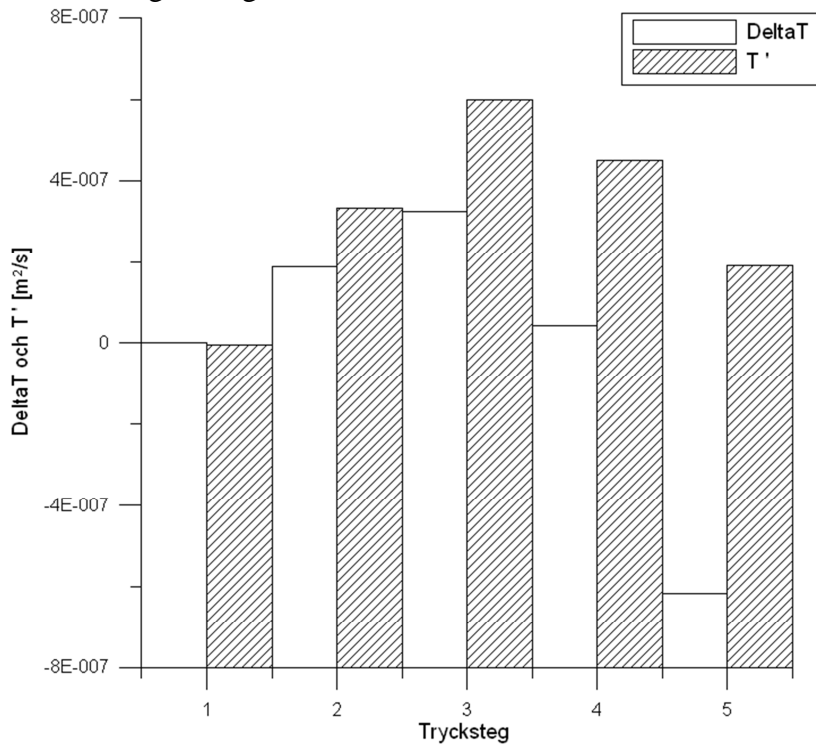
#### Test 4

I test 4 pågick tryckstegen ungefär två minuter efter att börvärdet för trycket hade ställt in sig, vilket tog ungefär 10-15 s. Flödesregimen under det första trycksteget var tydligt radiell och en god passning uppnåddes mellan modellerade och uppmätta flöden under det första trycksteget, se Figur 33. Den numeriska modellen underskattade flödestopparna i inledningen på tryckstegen.



Figur 33. Jämförelse mellan uppmätt och modellerat flöde under test 4 i sektionen 21,4-25,5 m, Librobäck.

Precis som i test 3 så uppvisade de normerade residualerna ett mönster som tyder på elastiskt berg, se Figur 34.

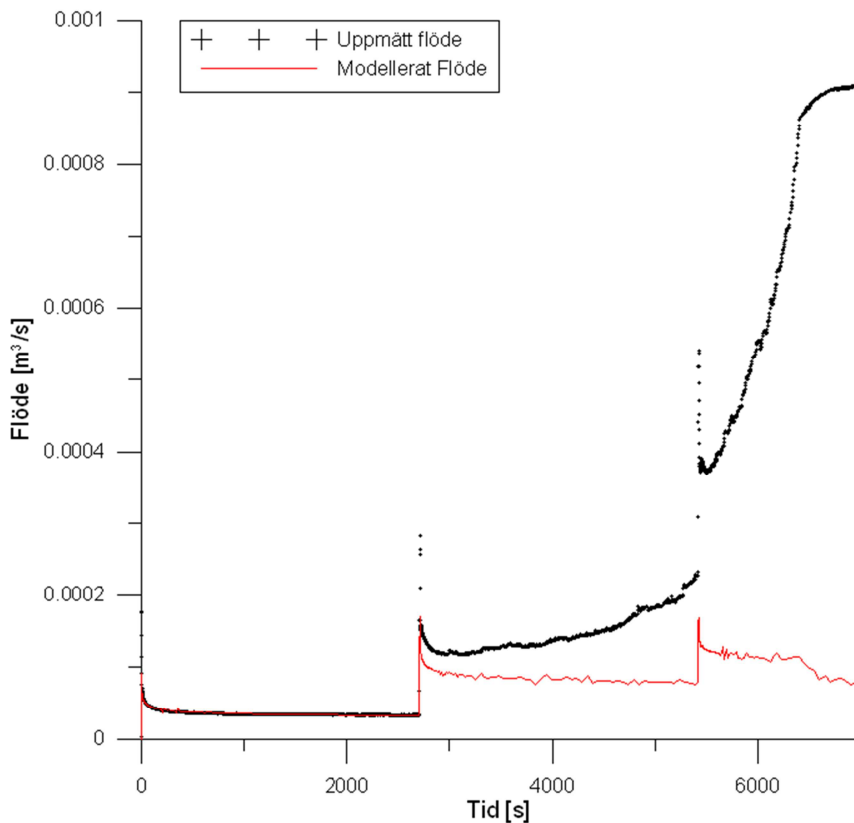


Figur 34. Jämförelse mellan stationär utvärdering (DeltaT) och transient utvärdering (T') för test 4 i Librobäck.

Den stationära utvärderingen uppvisade också tecken på ett elastiskt berg men i detta fall går det också att läsa in en igensättningseffekt.

### Test 6

Test 6 undersökte hur tolkningen av Lugeon-tester påverkades av långa trycksteg, i detta fall 45 minuter långa. Dock kunde testet aldrig slutföras eftersom flödet ökade till ungefär 55 l/min under det tredje trycksteget och pumpen i WIC lyckades inte upprätthålla det föreskrivna differenstrycket på 7 bar. Flödet började öka tidigt under det andra trycksteget, se Figur 35. Den kraftiga ökningen i flöde (ungefär fem gånger så stort som flödet under det tredje trycksteget hos test 4) tros bero på att vattenledande strukturer (sprickor mm) spolades ur och eller spräcktes upp. För att bekräfta om sektionen var permanent förändrad genomfördes ett injektionstest med ett differenstryck på 2 bar som tilläts pågå under fem minuter efter att test 6 hade avbrutits. Flödet jämfördes med tidigare tester från samma sektion och motsvarande differenstryck. Jämförelsen visade att det var ett markant högre flöde i sektionen (ungefär 16 l/min jämfört med 2,7 l/min) efter test 6.

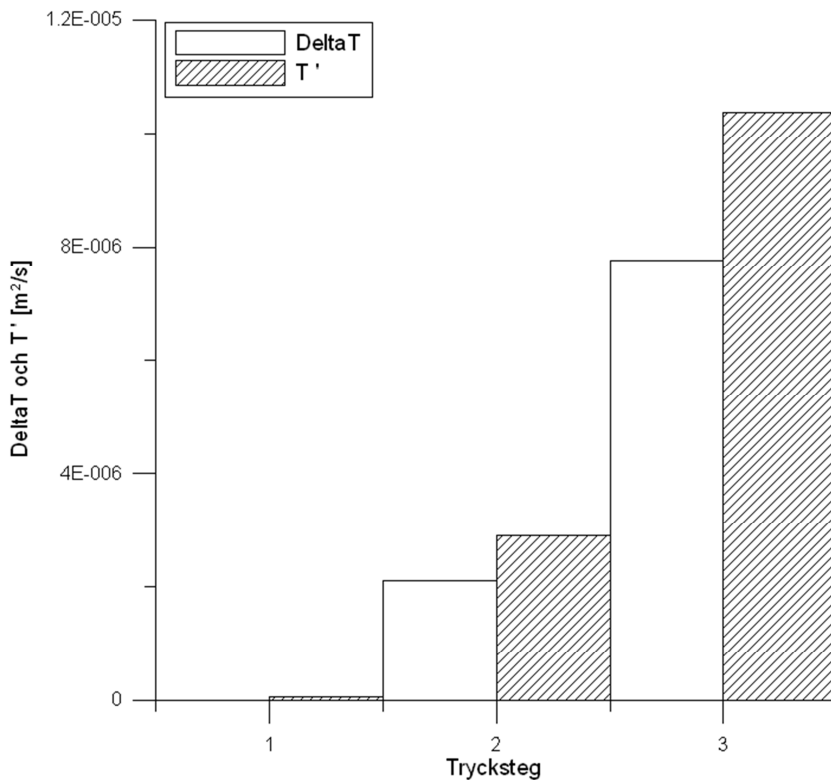


Figur 35. Jämförelse mellan uppmätt och modellerat flöde för test 6 i sektionen 21,4-25,5 m.

Flödesregimen tolkades som radiell även om den inte var lika tydlig som under tidigare tester i samma sektion. Modellens passning mot mätdata under det första trycksteget var mycket god, men modellen kunde inte alls återge det ökande flödet under det andra och tredje trycksteget. De normerade residualerna och den stationära utvärderingen visade att det skett en uppspräckning eller urspolning under testets gång, se Figur 36.



Testet kunde dock inte visa ifall det rörde sig om en permanent förändring av sektionen eftersom det avbröts i förtid.

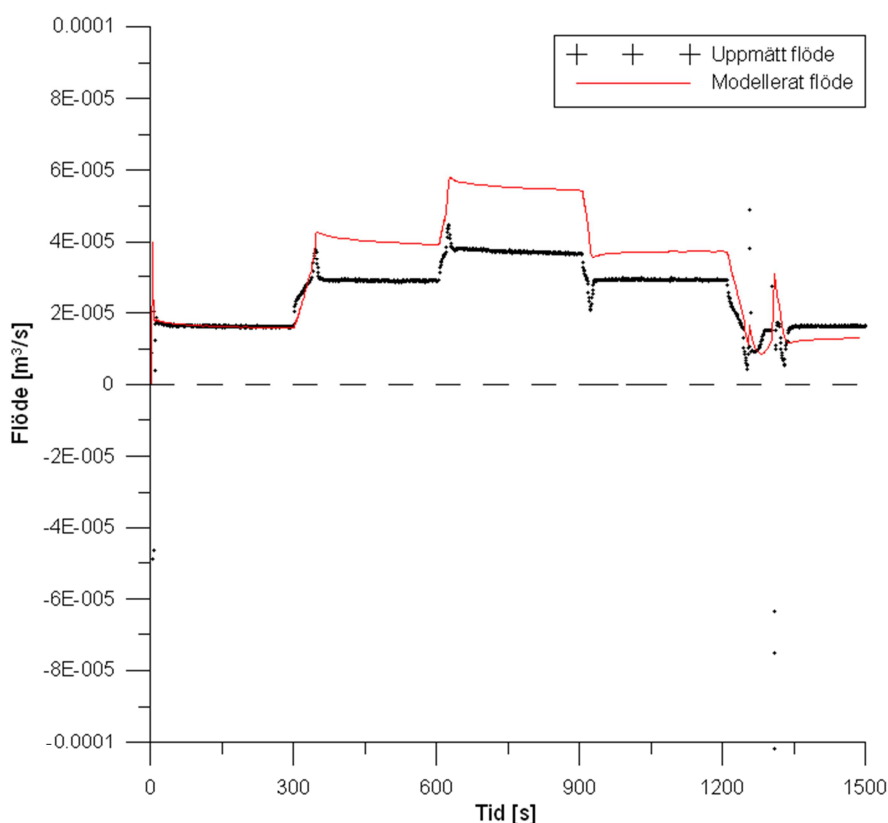


Figur 36. Jämförelse mellan stationär utvärdering (DeltaT) och transient utvärdering (T') för test 6 i Librobäck.

Eftersom test 6 ledde till en permanent förändring av sektionen 21,4-24,5 m genomfördes de sista tre tryckstegringstesterna i sektion 74,8-77,8 m. Även sektionen 62,9-65,9 m undersöktes med ett enkelt injektionstest, men den sektionen avfärdades på grund av att flödet gick till stationaritet på kort tid samtidigt som regleringen av trycket var problematiskt i den sektionen.

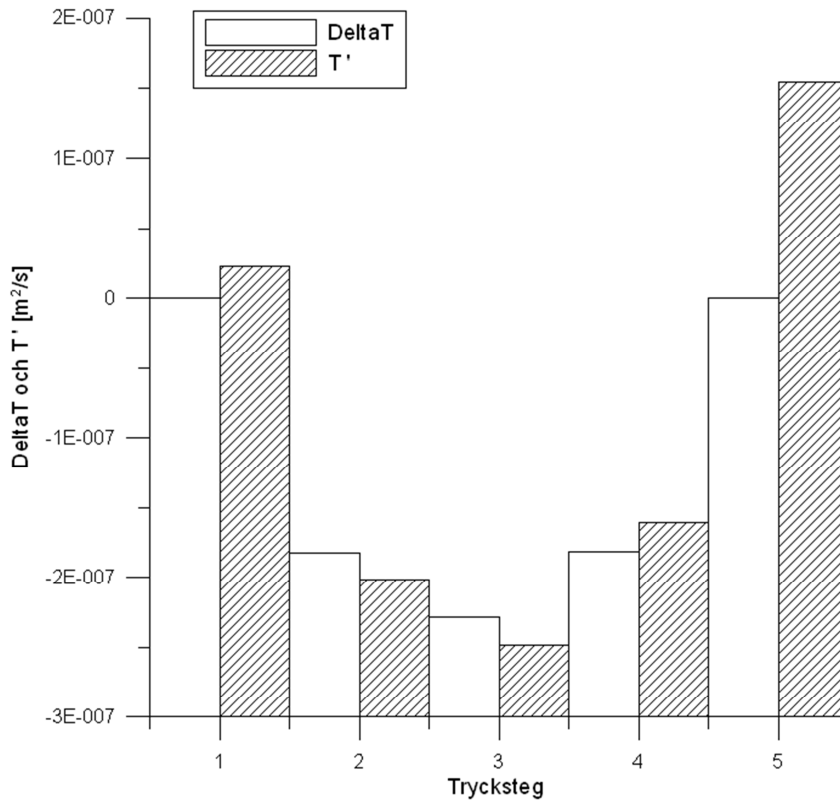
### Test 11

Sektionen 74,8-77,8 m undersöktes med ett enkelt injektionstest som visade att flödet gick till stationaritet relativt fort även i denna sektion men att regleringen av trycket fungerade mycket bättre. Test 11 var ett Lugeon-test med fem minuter långa trycksteg och skulle användas som jämförelse med de övriga testen som genomfördes i sektionen. Analysen i AQTESOLV visade att flödet var stationärt, vilket även ses tydligt i Figur 37. Värt att lägga märke till är den förändring som sker i flödet efter 1200 sekunder. Detta beror på flödet sjönk under mätgränsen för  $Q_{big}$  under en kortare period och operatören bytte från  $Q_{big}$  till  $Q_{small}$  och sedan tillbaka igen.



Figur 37. Jämförelse mellan uppmätt och modellerat flöde under test 11 i sektion 74,8-77,8 m, Librobäck.

Passningen mellan modellerade data och mätdata var god under det första trycksteget. Därefter avvek de modellerade värdena från de uppmätta. Till skillnad från de tidigare testerna som genomfördes i Librobäck tydde utvärderingen med den numeriska modellen och den stationära utvärderingen på ett turbulent flöde, se Figur 38.

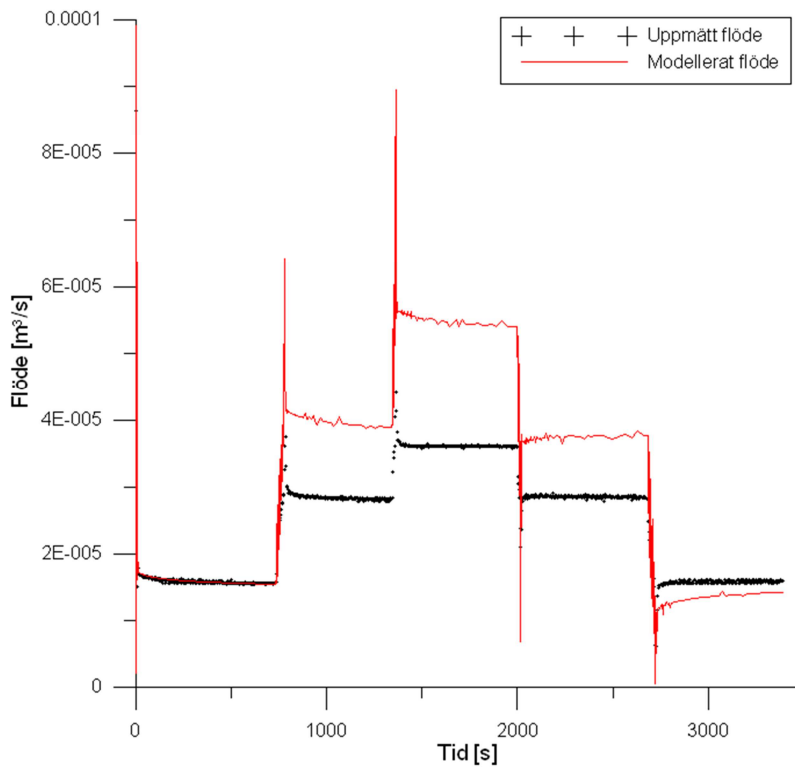


Figur 38. Jämförelse mellan stationär utvärdering (DeltaT) och transient utvärdering (T') för test 11 i Librobäck.

Den stationära utvärderingen är ett ”skolboksexempel” på turbulent flöde och även den transienta utvärderingen visade tydligt att det är turbulent flöde. I detta fall återgav modellen inte riktigt det stationära flödet under trycksteg två, tre, fyra och fem. Om de två kurvorna i Figur 37 studeras noga visar det sig att det uppmätta flödet är helt stationärt medan det modellerade flödet aldrig riktigt når stationaritet.

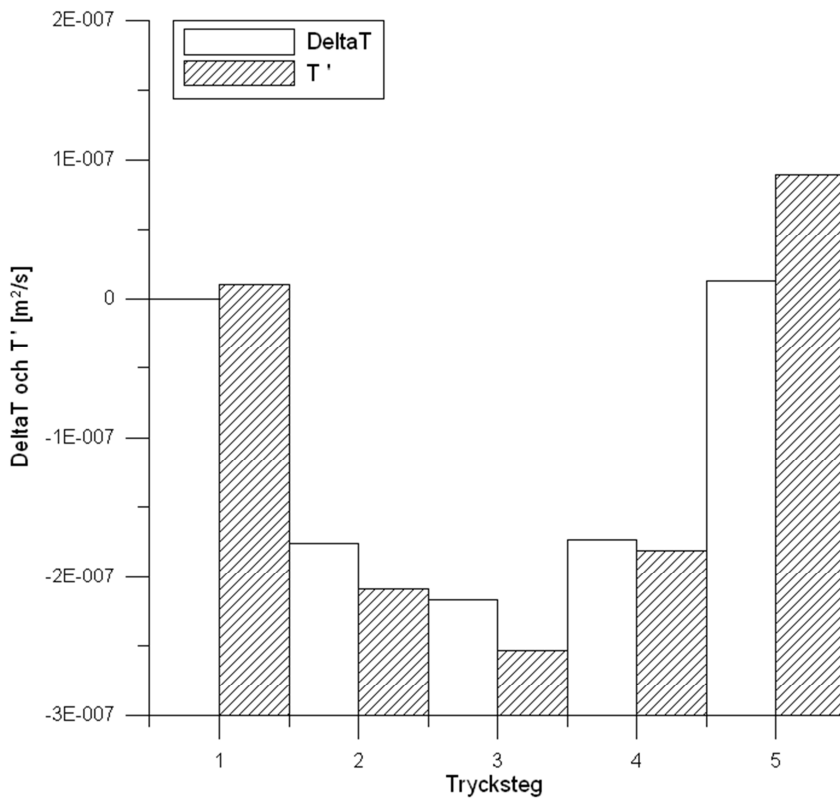
### Test 12

Test 12 utfördes enligt ISO-standard och tryckstegen pågick ungefär 10 minuter vardera. Flödet blev stationärt efter ungefär 100 sekunder in i ett trycksteg, se Figur 39.



Figur 39. Jämförelse mellan uppmätt och modellerat flöde under test 12 i sektionen 74,8-77,8 m, Librobäck.

Parametrarna från AQTESOLV-skattningen kalibrerades manuellt för att uppnå en tillfredställande passning mellan modellerade och uppmätta data. Den numeriska modellen överskattade samtliga flödestoppar i skiftena mellan tryckstegen. Mönstret hos de normerade residualerna och den stationära utvärderingen tydde även i detta fall på turbulens, se Figur 40.



Figur 40. Jämförelse mellan stationär utvärdering (DeltaT) och transient utvärdering (T') för test 12 i Librobäck.

Även under detta test uppvisade den stationära utvärderingen tydligare tecken på turbulens än vad den transienta utvärderingen gjorde. Det kan också konstateras att modellen inte riktigt lyckades återge det stationära flödet.

### Test 13

Test 13 var ett Lugeon-test med ungefär 35 minuter långa trycksteg som syftade till att undersöka hur utvärderingen av testet påverkades av ett långt trycksteg. En tolkning av flödesregimen i AQTESOLV tydde på att flödet inte var stationärt men att det inte heller var helt radiellt. Parameterskattningen från AQTESOLV gav inte en tillfredställande passning till mätdata. Särskilt skilde sig de modellerade värdena från den numeriska modellen från de uppmätta värdena mot slutet av trycksteget. Därför kalibrerades värdet för transmissivitet manuellt så att passningen blev bättre. Under de resterande fyra tryckstegen gick flödet till stationärt tillstånd på kort tid, se Bilaga B. Både den stationära och den transienta utvärderingen indikerade turbulent flöde, se Bilaga C.

## 5. DISKUSSION

### 5.1. JÄMFÖRELSE MELLAN STATIONÄR UTVÄRDERING OCH TRANSIENT UTVÄRDERING MED DEN NUMERISKA MODELLEN

I sex av tolv undersökta Lugeon-tester överensstämmer utvärderingen av de bergmekaniska effekterna med den numeriska modellen med utvärderingen med antagande om stationaritet. I två fall vardera gav den numeriska modellens utvärdering respektive utvärderingen med antagande om stationaritet upphov till otydbara eller otydliga resultat. Det finns flera fall när de ger upphov till mycket olika tolkningar. Ett sådant fall är det test som utfördes i RON06, sektion 170-180 m. I detta fall är skillnaderna mellan de modellerade och de uppmätta flödena relativt små under alla trycksteg (Figur 23) och den transienta utvärderingen med den numeriska modellen tyder på laminärt flöde eller turbulens och urspolning medan den stationära tolkningen tyder på igensättning (Figur 24). Att det finns två olika tolkningar av den numeriska modellens resultat beror på att utvärderingen av det sista trycksteget baseras på ett uppmätt flödesvärde som avviker kraftigt från de övriga under det trycksteget. Om skillnaderna mellan modellerade och uppmätta värden under hela det sista trycksteget studeras (Figur 23) går det att se att skillnaderna är mycket små och den normerade residualen därför borde ha ett mycket lägre värde än vad den har. I sådant fall skulle utvärderingen tyda på laminärt flöde. Samma typ av skillnad mellan transient och stationär utvärdering observerades för testet i borrhål RON06, sektion 220-230 m. Även i detta fall var skillnaderna mellan modellerade och uppmätta flöden små under samtliga trycksteg (Bilaga B).

När det undersöktes hur bra den stationära utvärderingen var på att utvärdera ett modellgenererat Lugeon-test som ej hade tillåtits gå till stationaritet kunde det konstateras att den stationära utvärderingen tydde på en icke-existerande igensättning (Figur 21). Detta tolkas som att den stationära utvärderingen inte ger en korrekt tolkning av Lugeon-tester när transienta effekter finns närvarande. Att större överensstämmelse mellan den transienta och den stationära utvärderingen ändå kan uppnås beror troligen på att den transienta effekten är förhållandevis liten i förhållande till de andra effekterna som kan observeras (exempelvis turbulens). Däremot har den stationära och den transienta tolkningen alltid gett samma resultat när flödet har varit tydligt stationärt, se till exempel Figur 38. I dessa fall har den stationära tolkningen överensstämt bättre med tolkningsdiagrammen från ISO 22282-3 än vad den transienta tolkningen gjort. Detta kan bero på att den numeriska modellen inte riktigt lyckas återge det stationära flödet och detta i sin tur leder till att tolkningsdiagrammen från den transienta utvärderingen inte blir lika tydliga som de från den stationära utvärderingen.

När modeller i AQTESOLV har använts för att tolka Lugeon-tester har det visat sig att tolkningen för vissa fall stämmer överens med den numeriska modellen för de tre första tryckstegen. Tas däremot alla tryckstegen i beaktande stämmer aldrig tolkningarna gjorda med modeller i AQTESOLV överens med varken utvärderingen gjord med den numeriska modellen eller den stationära utvärderingen, se till exempel Figur 27 och Figur 28. Detta tros bero på att modellerna i AQTESOLV inte är utformade så att de

kan ta hänsyn till det nya utseende som flödeskurvan får under det fjärde och femte trycksteget. Dessutom kan inte AQTESOLV ta hänsyn till de transienta effekterna som de tidigare tryckstegen ger upphov till.

## 5.2. DEN NUMERISKA MODELLENS TILLFÖRLITLIGHET

Den numeriska modellen återger mätdata under det första trycksteget med gott resultat med undantag för mätdata från de första sekunderna, se till exempel Figur 31. Detta var förväntat eftersom modellen Hurst- Clark- Brauer i AQTESOLV som oftast har använts för att skatta parametrarna är lik den numeriska modellen med avseende på geometri och antaganden. Att den numeriska modellen inte fångar flödestopparna i skiftena mellan tryckstegen beror på att parametrarna har skattats utifrån en begränsad del av det första trycksteget där den första flödestoppen aldrig har ingått. Dessutom är det svårt att mäta flöde och tryck med god noggrannhet under de första sekunderna av ett trycksteg vilket ger sämre överensstämmelse mellan modellerade och uppmätta data. Under övriga trycksteg avviker alltid modellen från mätdata och denna avvikelse utnyttjas som bekant för att bestämma om det uppstår några bergmekaniska effekter under testets gång. Detta väcker frågan om hur stor skillnad som skall uppstå mellan modell och mätdata för att det skall tolkas som en signifikant skillnad. Om den normerade residualen för de fyra sista tryckstegen är mindre än eller lika med den normerade residualen för det första trycksteget borde skillnaden vara försumbar. Man skall dock komma ihåg att den normerade residualen endast har beräknats utifrån en mätpunkt vid varje trycksteg och blir därför väldigt känslig för brusig mätdata (jämför med Figur 26) och var användaren sätter gränsen mellan ett trycksteg och nästa. Detta talar för att den normerade residualen bör beräknas utifrån ett medelvärde av flera mätvärden.

Detsamma borde gälla om en utvärdering skall utföras med antagande om stationaritet. Det är inte heller självklart att skillnaden mellan modellerade och uppmätta data beror på att det uppstår en bergmekanisk effekt under ett test. Skillnader kan uppstå av flera olika orsaker:

- Modellen återger inte verkligheten på ett tillräckligt korrekt sätt. Det finns flera aspekter av verkligheten som modellen inte tar hänsyn till. Bland annat ser modellen flödet genom berget som ett flöde genom ett homogent och isotropt medium vilket inte stämmer överens med verkligheten där flödet sker genom sprickor. Modellen antar att flödesregimen är tvådimensionellt radiell, men i flera fall är den inte det vilket analyser av flödesregimen i AQTESOLV har visat. Modellen använder sig dessutom av ett "constant-head" randvillkor på den yttre randen. Hur modellen och utvärderingen av Lugeon-tester skulle påverkas av ett annat randvillkor har inte undersökts.
- Mätutrustningen som används för att mäta flöde och tryck under ett Lugeon-test medför en begränsning eftersom mätningarna inte blir bättre än vad utrustningsmättnoggrannhet medger. Detta innebär att en skenbar skillnad mellan modellerade och uppmätta värden kan uppstå på grund av mätfel. När en utvärdering av ett Lugeon-test görs bör hänsyn tas till mätfelet. Geosigas utrustning för tryckstegringsmätningar har god mättnoggrannhet (1-10 ml/min) och bör inte ge upphov till några skenbara skillnader mellan modellerade och uppmätta värden.

- Om manschetter används för att spärra av en sektion i borrhålet kan det uppstå läckage mellan manchett och borrhålvägg. Om så är fallet kommer bergets transmissivitet att överskattas. Om läckaget startar en bit in i Lugeon-testet finns även risken att det ökade flödet tolkas som en bergmekanisk effekt som i själva verket inte finns där. Det är möjligt upptäcka läckage runt manschetterna genom att installera tryckgivare ovanför den övre manchetten och nedanför den undre manchetten. Ett förändrat tryck ovanför eller under sektionen kan tyda på läckage (ISO, 2012). Denna teknik användes inte vid testerna i Librobäck eller Rönnskär.
- Hydrauliska gränser kan också ge ett förändrat flöde i förhållande till vad modellen säger att flödet borde vara. Om t.ex. flödet en bit in i testet når ut i ett spricksystem med lägre hydraulisk konduktivitet så kommer detta ge ett lägre flöde än vad som förutsågs av modellen. Om flödet påverkas av en hydraulisk gräns går det i viss utsträckning att upptäcka med hjälp av en studie av derivatan i AQTESOLV.

Skillnader mellan modellerade och uppmätta flödesdata kan som sagt ha flera olika orsaker. I viss mån går det att ta hänsyn till orsakerna vid utvärderingen av Lugeon-tester eller förebygga de skillnader som de kan orsaka genom att t.ex. mäta trycket runt om den undersökta sektionen. Det är svårt att kvantifiera hur stort fel som en modell ger upphov till genom att den inte beskriver verkligheten på ett tillräckligt bra sätt. Vid ett par tillfällen har Lugeon-testerna som utvärderats haft en flödesregim som inte var tvådimensionellt radiell eller så har flödesregimen kunnat tolkas på flera olika sätt. Det finns också exempel på hur flödesregimen har förändrats under testets gång. Det har dock alltid gått att uppnå en god passning mellan modellerade och uppmätta data under det första trycksteget. Frågan är dock hur stora skillnader som skulle observeras mellan modellerade och uppmätta data under de resterande tryckstegen om modellen beskrev en flödesregim som låg närmare den verkliga. Det borde gå att undersöka hur stort felet är genom att generera syntetiska data från en modell som tar hänsyn till de transienta effekterna men som beskriver en annan flödesregim och sedan låta den numeriska modellen skatta det flödet. Detta har inte kunnat undersökas inom ramen för detta examensarbete. En lösning på problemet skulle vara att utveckla den nuvarande numeriska modellen så att den kan ta hänsyn till flera flödesregimer. Det finns i nuläget flera modeller som kan passas till flera flödesregimer. Sådana finns beskrivna av till exempel Rehbinder (2010) och Barker (1988).

När Houlsby (1976) utarbetade sin metod för tolkning av Lugeon-tester ansåg han att beräknade Lugeon-värden skulle avrundas till närmaste heltal och Lugeon-tal som var  $\leq 0,5$  skulle rapporteras som 0. Även Quiñones-Rozo (2010) menar att det är på detta sätt som Lugeon-talen ska rapporteras. En lugeon motsvarar ungefär en hydraulisk konduktivitet på  $1,6 \cdot 10^{-7}$  m/s. Om denna rapporteringsmetod hade använts under detta arbete hade utvärderingen av de flesta Lugeon-testerna pekat på laminärt flöde eftersom de olika tryckstegen hade gett upphov till samma Lugeon-tal. När Houlsby skrev sin artikel var mättekniken inte lika utvecklad som den är idag och därför krävdes det större skillnader i lugeon-tal (eller hydraulisk konduktivitet) mellan två olika trycksteg för att



kunna säga att en skillnad förelåg. ISO (2012) ger däremot inga rekommendationer på hur stora förändringarna måste vara i  $T$  för att de skall kunna ligga till grund för en tolkning utifrån tolkningsdiagrammen.

I Librobäck genomfördes flera Lugeon-tester i samma sektion för att se om de gav upphov till samma tolkning av de bergmekaniska effekterna trots att längden på tryckstegen varierade. I sektionen 21,4-24,5 m tydde de två första Lugeon-testerna på elastiskt berg medan det sista testet i den sektionen ledde till en permanent uppspräckning vilket gör att det testet inte är jämförbart med de övriga. I sektionen 74,7-77,8 m tydde alla testerna på turbulent flöde i den sektionen. Sammantaget tyder resultaten på att tryckstegens längd inte påverkar tolkningen av de bergmekaniska effekterna med den numeriska modellen.

### 5.3. PARAMETERSKATTNING

I nuläget används modeller i AQTESOLV för att skatta den numeriska modellens parametrar och om så krävs sker en manuell kalibrering. Metoden har visat sig fungera väl och i 9 av 12 undersökta fall gav AQTESOLV parametervärden som kunde användas direkt i modellen och ge god passning mot mätdata. Vad som är en god passning blir dock upp till användaren av modellen att bedöma och begreppet god passning kan variera från person till person. Därför skulle det vara önskvärt att inkludera en automatisk parameterestimeringsmodul i modellen som utifrån till exempel MSE-värdet avgör när passningen mot mätdata är tillräckligt god.

Parameterestimeringsmodulen bör också ge användaren möjligheten att plotta residualer på ett enkelt sätt och förse användaren med vissa grundläggande statistiska mått för passningen och parameterskattningen. Statistiska mått är dock trubbiga instrument och en visuell kontroll av modellerade mot uppmätta data får anses vara ett minimikrav. Statistiska mått har dock den fördelen att de gör kalibreringsprocessen mer transparent eftersom de ger ett mått (utöver den visuella kontrollen) på en modells passning mot mätdata.

Parameterestimeringen i AQTESOLV sker oftast inte mot hela uppsättningen mätdata utan mot ett visst tidsfönster där en specifik flödesregim har identifierats. Särskilt är det mätdata från början av trycksteget som diskrimineras. Modellen fångade aldrig de höga flödena i skiftena mellan tryckstegen och detta beror antagligen på modellens höga känslighet i dessa punkter. En liten felkalibrering av en parameter ger ett stort utslag i skiftena mellan tryckstegen men inte alls lika stort utslag under resten av testet.

Att *skin*-faktorn inte är definierad på samma sätt i Hurst- Clark- Brauers modell som i den numeriska modellen fick till följd att *skin*-faktorn sattes till 0 när en första parameterskattning i AQTESOLV gav en *skin*-faktor  $< 0$ . *Skin*-faktorn har beräknats utifrån ekvation (16) i de fall då Hantush modell användes för parameterskattningen i AQTESOLV. Dessutom har ekvation (15) använts för att beräkna  $S$  utifrån  $T$  i ett flertal fall. För att undvika empiriska samband och för att få en enhetlig skattning av *skin*-faktorn bör modellen innehålla en egen parameterskattningsmodul.

### 5.3.1. Icke-unika parameteruppsättningar

Det var intressant att undersöka om icke-unika parameteruppsättningar gav upphov till en ny tolkning av ett verkligt Lugeon-test. För att undersöka detta skattades tre nya parameteruppsättningar för Lugeon-testet RON06, sektion 110-120 m som modellen sedan kördes med. De fyra olika uppsättningarna av modellerade flöden jämfördes tillsammans med det uppmätta flödet. Parameteruppsättningarna skapades genom att öka ett parametervärde med 15 % ifrån originalsattningen, sätta det som konstant i AQTESOLV och sedan skatta om de resterande parametrarna.

Det visade sig att de tre nya parameteruppsättningarna gav upphov till mycket små skillnader i flöde under hela testsekvensen i jämförelse med originaluppsättning (se Bilaga D). Passningen mot det första trycksteget var god för samtliga parameteruppsättningar. Detta tyder på att modellen kan använda sig av flera olika parameteruppsättningar men ändå ge en konsistent tolkning av de bergmekaniska effekterna. I modelleringssammanhang brukar det kallas ekvifinalitet när en modell kan använda sig av flera olika parameteruppsättningar som ger samma passning till mätdata. Ekvifinalitet anses allmänt vara något negativt. I detta sammanhang gör det inget eftersom huvudsyftet med modellen inte är att skatta de korrekta parametervärdena utan att tolka in de geomekaniska effekterna.

### 5.4. DEN NUMERISKA MODELLENS KÄNSLIGHET

De största känsligheterna för parametrarna infaller under en kort tidsperiod i början på varje trycksteg. Knopmann & Voss (1987) visade att bäst parameterskattningar fås om parametrarna skattas utifrån mätdata som är tagna vid tidpunkter där en modells känslighet hög. Detta skulle innebära att den numeriska modellens parametrar skattas bäst från data som är uppmätta under de första tusendelarna av en sekund under det första trycksteget. Detta under förutsättning att det finns en automatisk parameterskattningsmodul i modellen. Tyvärr är det inte mättekniskt genomförbart att mäta flöde och tryck under de första tusendelarna av ett trycksteg. För att ändå få så bra parameterskattningar som möjligt bör datainsamlingen koncentreras till början av varje trycksteg där mätpunkterna bör ligga så tätt som möjligt. Detta kan ha särskilt stor betydelse om endast ett fåtal datapunkter kan tas under ett trycksteg på grund av begränsad lagringskapacitet hos mätutrustningen.

Känslighetsanalysen av den numeriska modellen skedde direkt mot flödesvärdena utan att några transformeringar av flödesvärdena användes. Dock genomfördes parameterskattningarna mot  $s$ -värden ( $dP/Q$ ) eftersom det är lättare att identifiera flödesregimer när flödesvärdena har transformerats på detta sätt. Om modellen hade en automatisk parameterestimeringsmodul hade troligtvis parameterskattningen skett mot  $s$ -värdena där också. Detta talar för att modellens känslighet borde ha undersökts för flödesvärden som transformerats genom  $1/Q$ . Dock kan transformeringar ge mer svårtolkade resultat från känslighetsanalysen.

## **5.5. YTTERLIGARE FÖRBÄTTRINGAR AV DEN NUMERISKA MODELLEN**

Hittills har det nämnts att en parameterestimeringsmodul till den numeriska modellen och en möjlighet att anpassa modellen för flera flödesregimer vore önskvärt. Dock finns det andra förbättringar som kan genomföras. Det vore önskvärt om modellen skulle kunna skatta ett enskilt transmissivitetsvärde för varje trycksteg. Om modellen skattade ett enskilt transmissivitetsvärde för varje steg skulle dessa värden kunna användas direkt för att göra en tolkning av testet utan att den normerade residualen skulle behöva användas. Modellen skulle dessutom kunna byggas ut med en turbulensfaktor som används för att skatta om flödet är turbulent eller ej. Det får dock inte glömmas bort att med fler parametrar i en modell ökar risken för så kallad ”over fit”. Detta innebär att modellen ger en god passning mellan uppmätta och modellerade data helt enkelt för att modellen har många parametrar som kan kalibreras mot mätdata och inte för att modellen återger verkligheten på ett trovärdigt sätt.

## 6. SLUTSATSER

Det kan konstateras att den traditionella stationära utvärderingen av Lugeon-tester kan ge missvisande resultat om tryckstegen inte tillåts gå till stationaritet. Undersökningarna har visat att den numeriska modellen kan användas för att utvärdera Lugeon-tester med gott resultat. Tolkningen med modellen är dock känslig för att gränsen mellan två trycksteg dras på rätt ställe samt att den uppmätta flödeskurvan har ett jämt utseende. Att använda AQTESOLV:s modeller för att utvärdera samtliga trycksteg i Lugeon-tester kan inte rekommenderas eftersom detta kan ge en felaktig tolkning av Lugeon-tester. AQTESOLV:s modeller visade sig däremot vara ett bra hjälpmedel för att ge en första skattning av den numeriska modellens parametrar utifrån mätdata från det första trycksteget. Arbetssättet fungerar väl och kan rekommenderas så länge som modellen inte har en egen parametertimeringsmodul. Det hade dock varit önskvärt om modellen hade en egen parameterskattningsmodul så att skattningen av parametrarna utgår från den numeriska modellen och inte en modell i AQTESOLV.

Längden på tryckstegen tycks inte vara en faktor som påverkar utvärderingen av Lugeon-tester med hjälp av den numeriska modellen. Genomförda tester har visat att så korta trycksteg som 2 min räcker för att få en fullgod utvärdering (under förutsättning att inregleringen av trycket går fort). Detta innebär att kostnaderna för att genomföra den här typen av tester kan förminskas eftersom testtiderna kan göras väsentligt kortare än vad ISO-standarderna föreskriver.

Här följer några allmänna rekommendationer om vad som bör gälla vid genomförande och utvärdering av Lugeon-tester:

- Lugeon-tester bör utvärderas med en modell som tar hänsyn till de transienta effekterna för att undvika feltolkningar. I de fall data är brusigt bör den normerade residualen ( $T'$ ) baseras på av ett medelvärde av de sista mätpunkterna i ett trycksteg.
- Eftersom utvärdering av ett Lugeon-test med den numeriska modellen är känslig för var gränsdragningen mellan två trycksteg görs vore det önskvärt om mätutrustningen som används kunde förprogrammeras med hur länge varje trycksteg skall pågå. Detta skulle underlätta för utvärderaren av testet som då slipper göra en subjektiv manuell gränsdragning mellan de olika tryckstegen.
- Om en stationär utvärdering används måste varje trycksteg tillåtas gå till stationaritet. Detta kan dock ta mycket långt tid i vissa fall. Längden på tryckstegen som anges i ISO 22282-3 är inte alltid tillräcklig för att stationaritet skall uppnås.
- Mätning av trycket ovan och under den övre respektive undre manschetten bör användas i de fall det misstänks att manschetterna inte tätar av sektionen helt och hållet. Detta rekommenderas också i ISO 22282-3.

## 7. REFERENSER

AQTESOLV, version 4.0, professional, 2006 a. Derivative analysis, Hjälpdokument till programvaran.

AQTESOLV, version 4.0, professional, 2006 b. How automatic curve matching works, Hjälpdokument till programvaran.

AQTESOLV, version 4.0, professional, 2006 c. Hurst-Clark-Brauer (1969) Solution for a Constant-Head Test in a Confined Aquifer, Hjälpdokument till programvaran.

AQTESOLV, version 4.0, professional, 2006 d. Hantush (1959) Solution for a Constant-Head Test in a Leaky Aquifer, Hjälpdokument till programvaran.

AQTESOLV, version 4.0, professional, 2006 e. Barker (1988) Solution for a Constant-Head Test in a Fractured Aquifer, Hjälpdokument till programvaran.

AQTESOLV, 2012. AQTESOLV tour. <http://aqtesolv.com/tour.html> (27 02 2013).

Barker, J., 1988. A Generalized Radial Flow Model for Hydraulic Tests in Fractured Rock. *Water Resources research*, Vol. 24, Nr. 10: 1796-1804

Carlsson, L. & Gustafsson, G., 1991. *Provpumpning som geohydrologisk undersökningsmetodik, R66:1991*, Stockholm: Statens råd för byggnadsforskning.

Doe T. W., 1991. Fractional Dimension Analysis of Constant-Pressure Well Tests. SPE Annual Technical Conference and Exhibition, 6-9 October 1991, Dallas, Texas. <http://www.onepetro.org/mslib/servlet/onepetropreview?id=00022702> (31 05 2013).

Domenico, P. A. & Schwartz, F. W., 1998. *Physical and Chemical Hydrogeology*. 2:a upplagan. New York: John Wiley & Sons, Inc.

Downing, D. J., Gardner, R. H., & Hoffman, F.O., 1985. An Examination of Response-Surface Methodologies for Uncertainty Analysis in Assessment Models. *Technometrics*, Vol. 27, Nr. 2: 151-163

Eriksson, M. & Stille, H., 2005. *Cementinjektering i hårt berg*. Stockholm: SveBeFo (Stiftelsen svensk bergteknisk forskning).

Gurocak, Z. & Alemdag, S., 2011. Assessment of permeability and injection depth at the Atasu dam site (Turkey) based on experimental and numerical analyses. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, Vol. 71, Nr. 2: 221–229.

Gustafsson, G., 2009. *Hydrogeologi för bergbyggare*. Värnamo: Formas.

- Hjerne, C. & Jönsson, S., 2013. Utförande och tolkning av stegvisa vattenförlustmätningar. Bergmekanikdag 2013. Stiftelsen bergteknisk forskning. [http://www.befoonline.org/web/R2011\\_1\\_1.aspx](http://www.befoonline.org/web/R2011_1_1.aspx) (19 06 2013).
- Houlsby, A. C., 1976. Routine interpretation of the Lugeon water-test. *Quarterly Journal of Engineering and Hydrogeology*, Vol. 9, Nr. 4: 303-313.
- ISO, 2012. *ISO 22282-3 Geotechnical investigation and testing- Geohydraulic testing- Part 3: Water pressure tests in rock*. Geneve: ISO.
- Jönsson, S., 2011. *Vattenförlustmätningar i borrhålen RON05, RON06, RON09 och RON10 vid Rönnskärsverket i Skellefteåhamn*, Uppsala: Geosigma AB.
- Kasenow, M., 2006. *Aquifer Test Data: Analysis and Evaluation*. Water Resources Publications.
- Knopman, D. S. & Voss, C. I., 1987. Behavior of sensitivities in the one-dimensional advection- dispersion equation: Implications for parameter estimation and sampling design. *Water resources research*, Vol. 23, Nr 2: 253-272.
- Ludvigson, J.-E., Hansson, K. & Hjerne, C., 2007. *Method evaluation of single-hole hydraulic injection tests at site investigations in Forsmark. Forsmark site investigation*, Forsmark: SKB.
- Nordqvist, R., 2001. *Effective sampling design for groundwater transport models*. Uppsala: Acta Universitatis Upsaliensis.
- Pearson, R. & Money, M., 1977. Improvements in the Lugeon or packer permeability test. *Quarterly Journal of Engineering geology and Hydrogeology*, Vol. 10, Nr 3: 221-239.
- Petrella, E. & Celico, F., 2009. Heterogeneous aquitard properties in sedimentary successions in the Apennine chain: case studies in southern Italy. *Hydrological Processes*, Volume 23, Nr 23: 3365–3371.
- Quiñones-Rozo, C., 2010. Lugeon Tests Interpretation, revisited. 30th Annual United States Society on Dams. <http://ussdams.com/proceedings/2010Proc/405-414.pdf> (25 02 2013).
- Rehbinder, G., 2010. Analytical solutions for groundwater flow with arbitrary dimensionality and a finite well radius in fractured rock. *Water Resources Research*, Vol. 46, Nr. 3.
- Renard, P., 2005. The future of hydraulic tests. *Hydrogeology Journal*, Vol 13, Nr. 1: 259-262.
- SKB, 2005. *Platsundersökning Forsmark. Årsrapport 2005*, Östhammar: SKB.

US Department of The Interior- Bureau of reclamation, 1990. Earth Manual, Part 2, A Water Resources Technical Publication, Constant Head Conductivity Tests In Single Drill Holes [http://www.usbr.gov/pmts/materials\\_lab/pubs/earth2.pdf](http://www.usbr.gov/pmts/materials_lab/pubs/earth2.pdf) (22 01 2013).

Walger, E., Hjerne, C., Ludvigson, J.-E. & Harrström, J., 2006. Forsmark site investigation. Single-hole injection tests and pressure pulse tests in borehole KFM08A. <http://www.skb.se/upload/publications/pdf/P-06-194.pdf> (17 05 2013).

Widmann, R., 1996. International Society for Rock Mechanics Comission on Rock Grouting. *International journal of rock mechanics & geomechanics abstracts*, Vol. 33, Nr 8: 803-847.

Voss, C. & Provost, A., 2010. SUTRA. A Model for Saturated-Unsaturated, Variable-Density Ground-Water Flow with Solute or Energy Transport. [http://water.usgs.gov/nrp/gwsoftware/sutra/SUTRA\\_2\\_2-documentation.pdf](http://water.usgs.gov/nrp/gwsoftware/sutra/SUTRA_2_2-documentation.pdf) (17 05 2013).

#### *Muntliga källor*

Hjerne, Calle, 2013. Geohydrolog, Geosigma (08 05 2013).

Jönsson, Stig, 2013. Geohydrolog, Geosigma (24 01 2013).

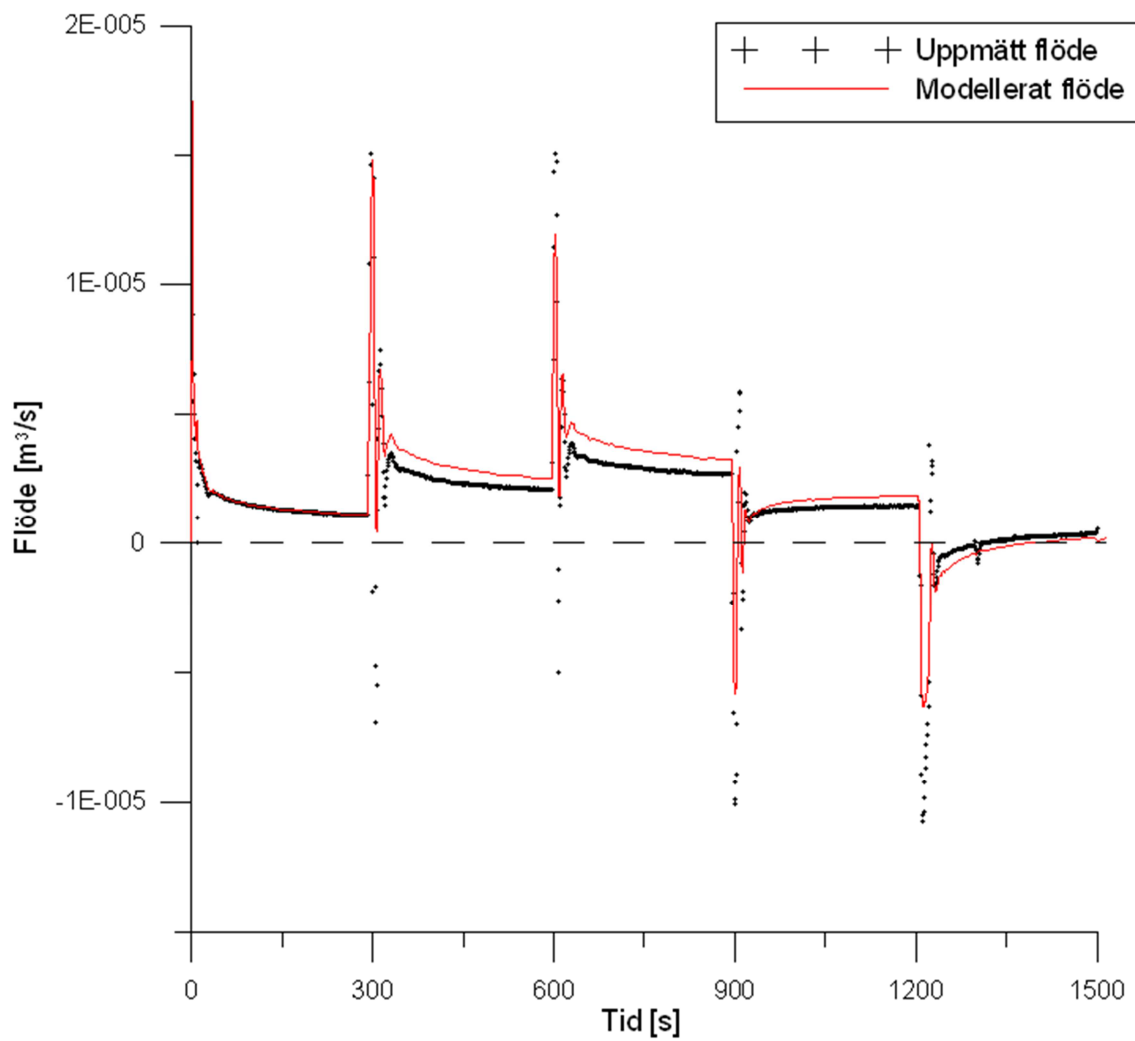
## BILAGOR

### Bilaga A- Matlab-kod för beräkning av MSE-värden

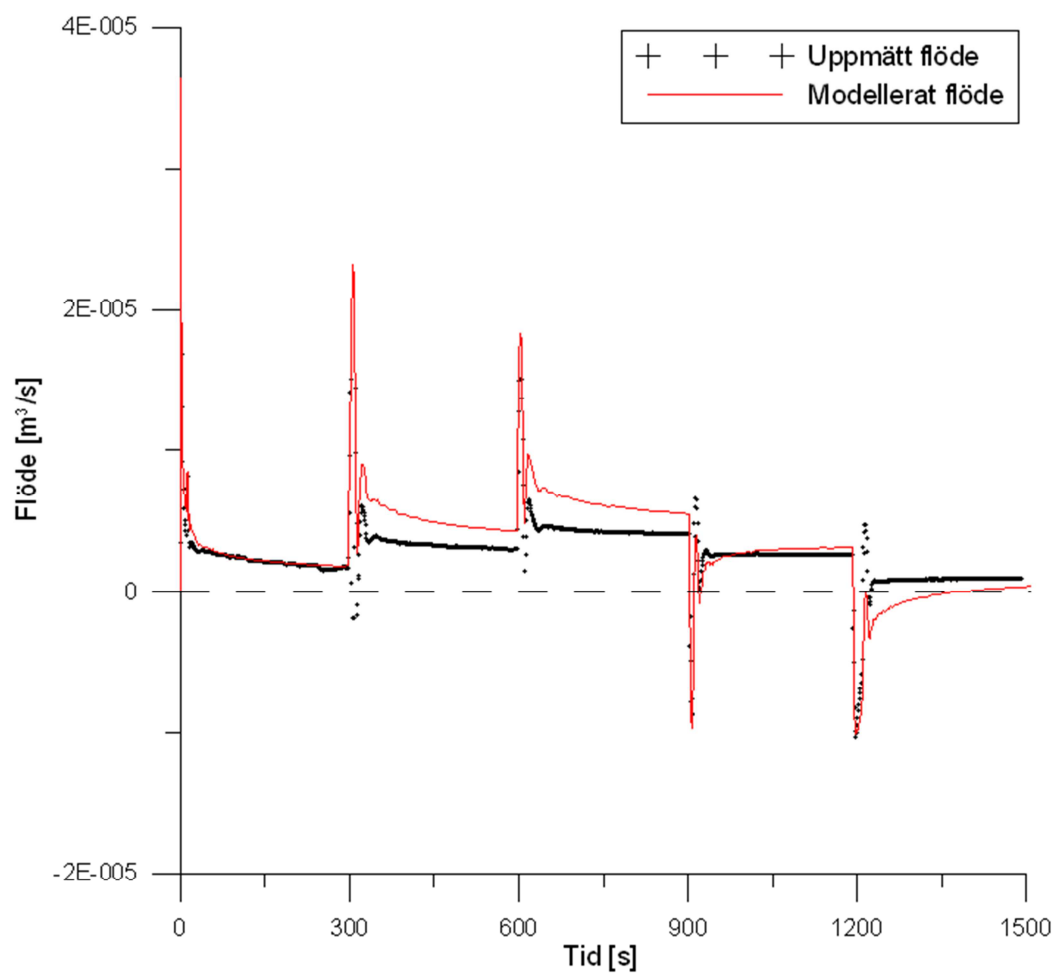
```
function [ mse ] = mseFun( x )
tuppm=x(:,1); tuppm = tuppm(~isnan(tuppm));
quppm=x(:,2); quppm = quppm(~isnan(quppm));
tmod=x(:,3); tmod = tmod(~isnan(tmod));
qmod=x(:,4); qmod = qmod(~isnan(qmod));
t = length(quppm);
val = zeros(t,1);
for i = 1:t
    temp=tmod-tuppm(i);
    y = find(temp>0);
    if numel(y) == 0
        p = polyfit([tmod(end) tmod(end-1)],[qmod(end) qmod(end-1)] ,1);
    else
        p = polyfit([tmod(y(1)) tmod(y(1)-1)],[qmod(y(1)) qmod(y(1)-1)] ,1);
    end
    val(i) = polyval(p,tuppm(i));
end
%mse
yresid = quppm - val;
SSresid = sum(yresid.^2);
mse=(1/length(t))*SSresid;
end
```



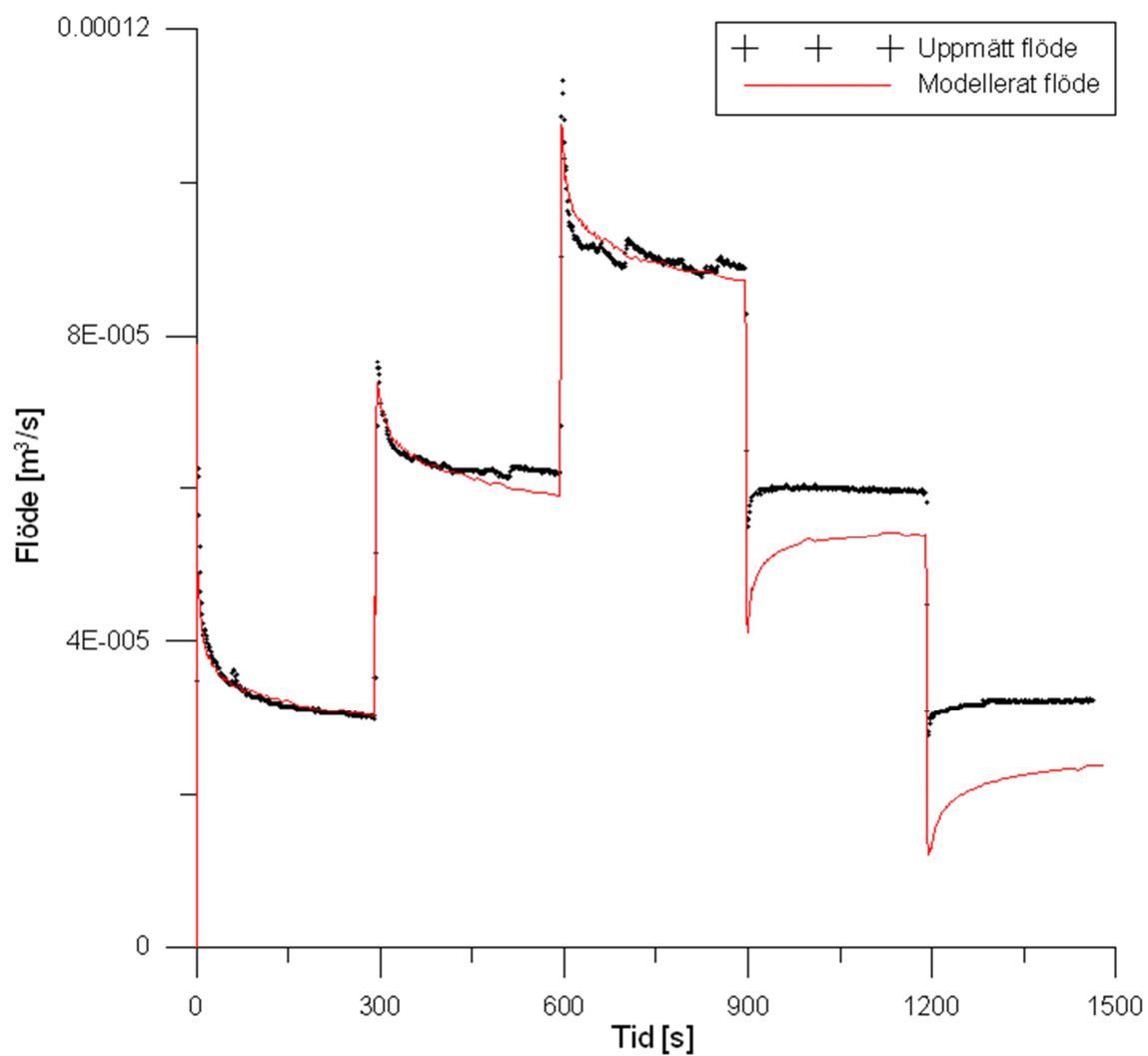
## Bilaga B- Jämförelser mellan uppmätta och modellerade data för Lugeon-tester



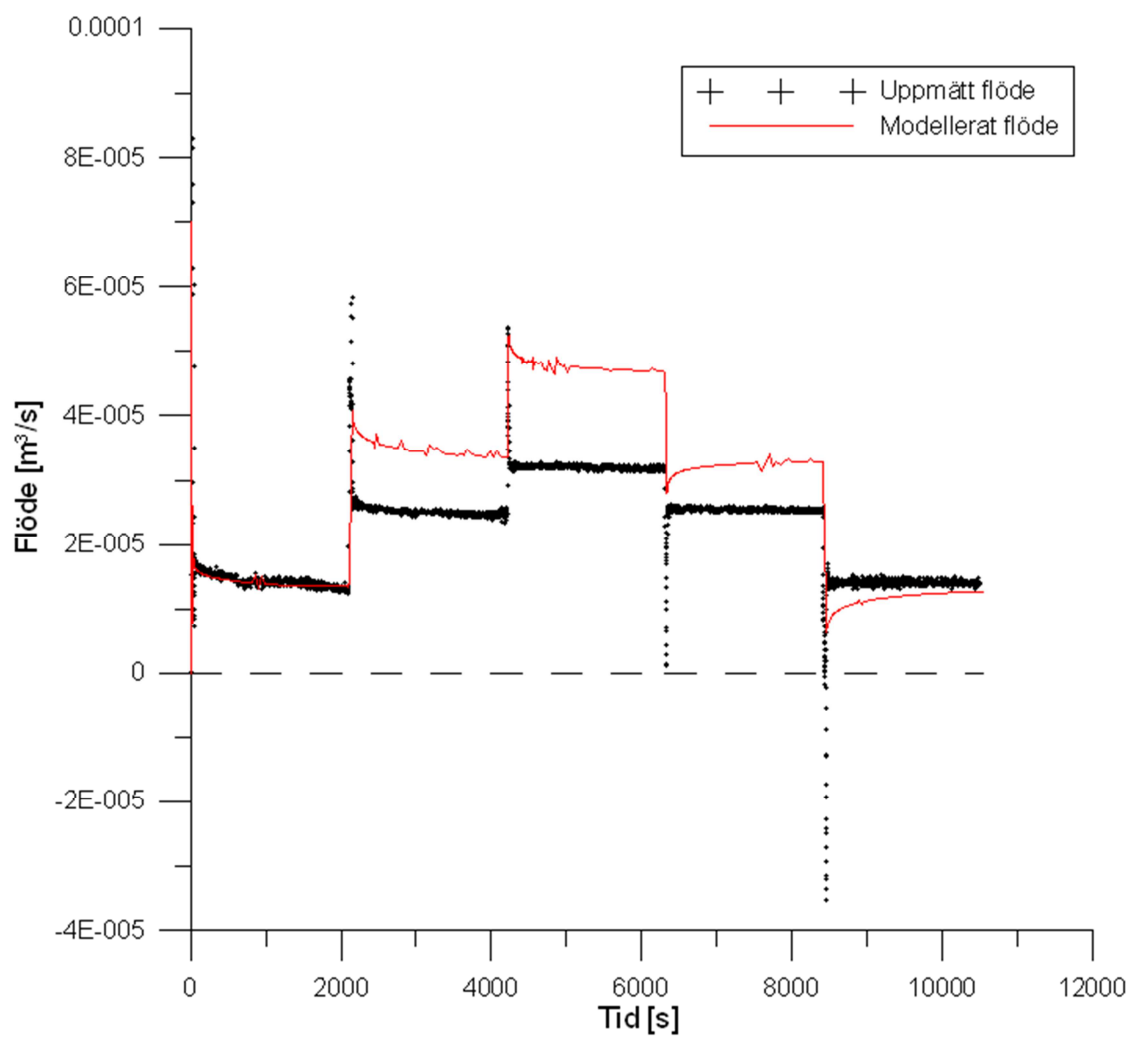
Figur B1. Jämförelse mellan modellerat och uppmätt flöde för tryckstegringstestet i borrhål RON06, sektion 220-230 m.



Figur B2. Jämförelse mellan modellerat och uppmätt flöde för tryckstegringstestet i borrhål RON05, sektion 64-74 m.

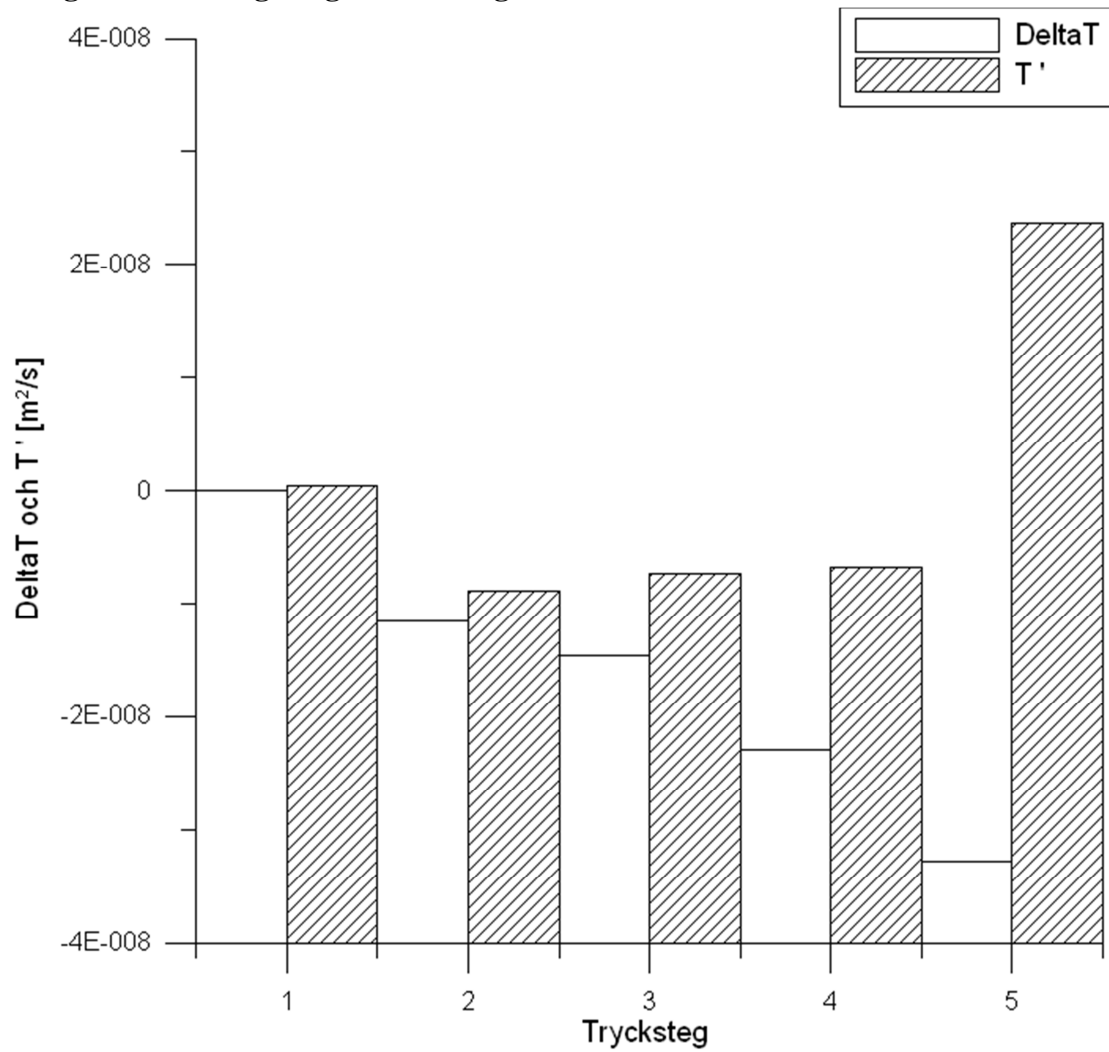


Figur B3. Jämförelse mellan modellerat och uppmätt flöde för tryckstegringstestet i borrhål RON09, sektion 10,5-20,5 m.

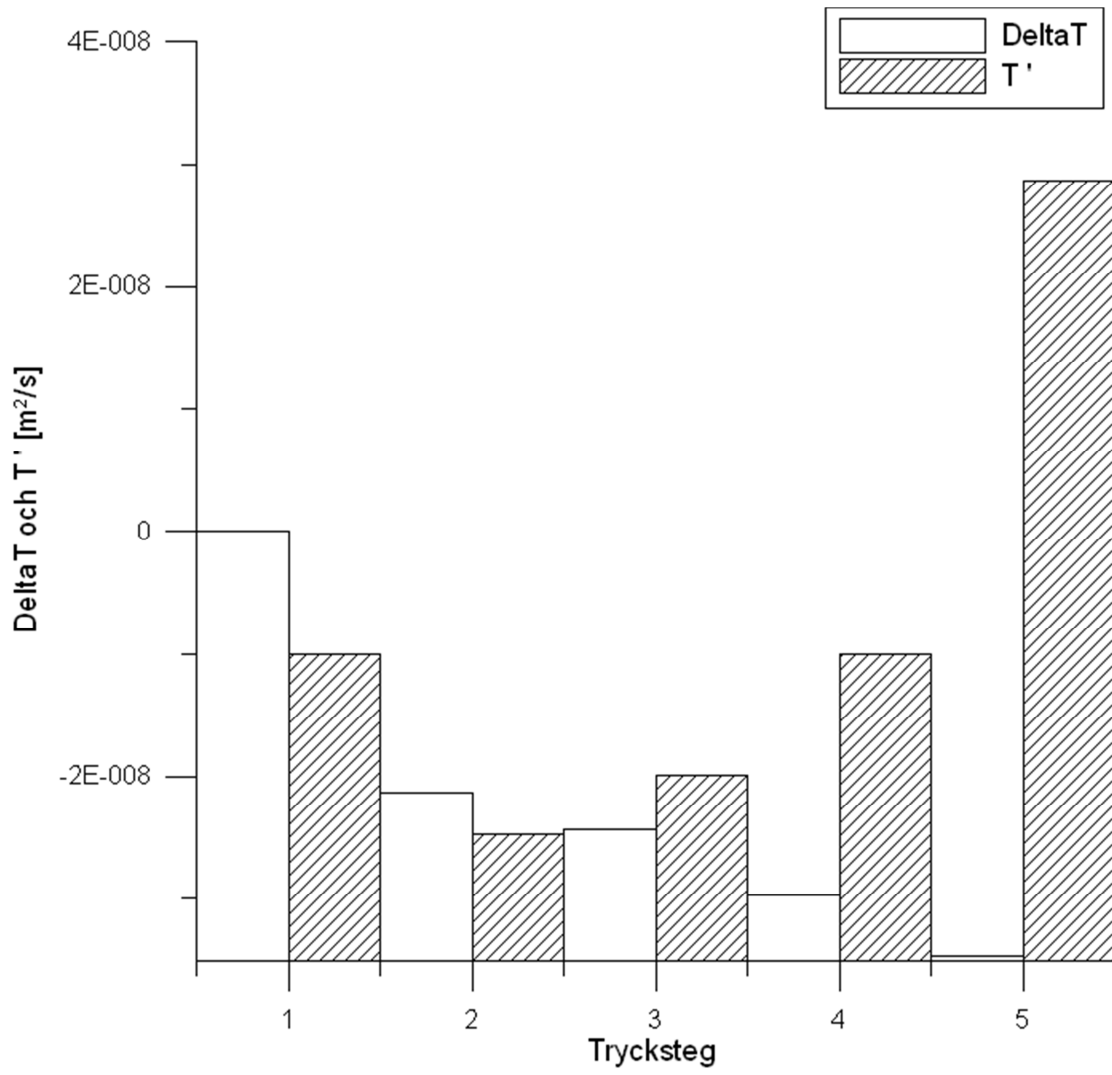


Figur B4. Jämförelse mellan modellerat och uppmätt flöde för tryckstegringstest 13 i Librobäck, sektion 74,8-77,8 m.

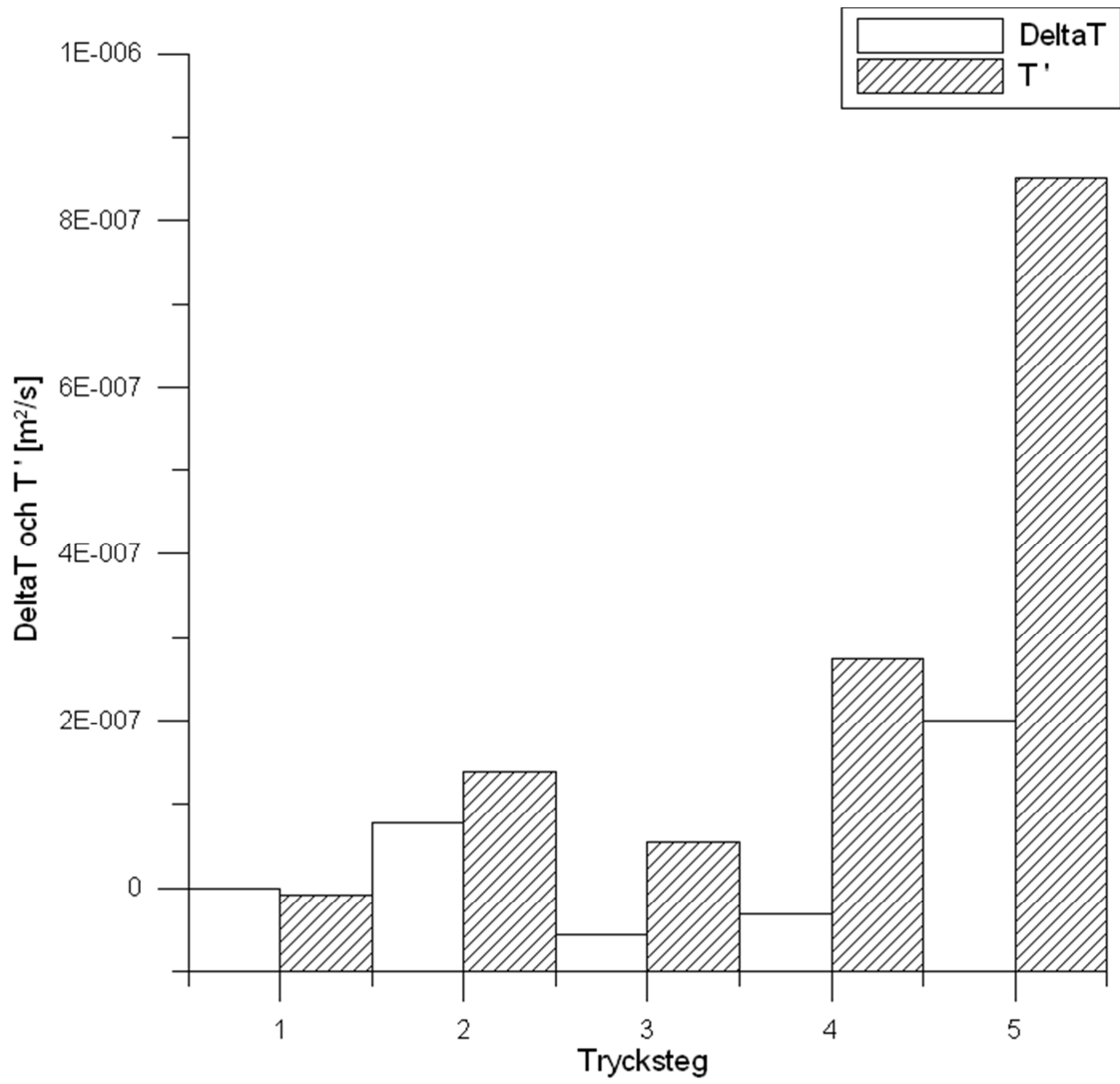
### Bilaga C- Tolkningsdiagram för Lugeon-tester



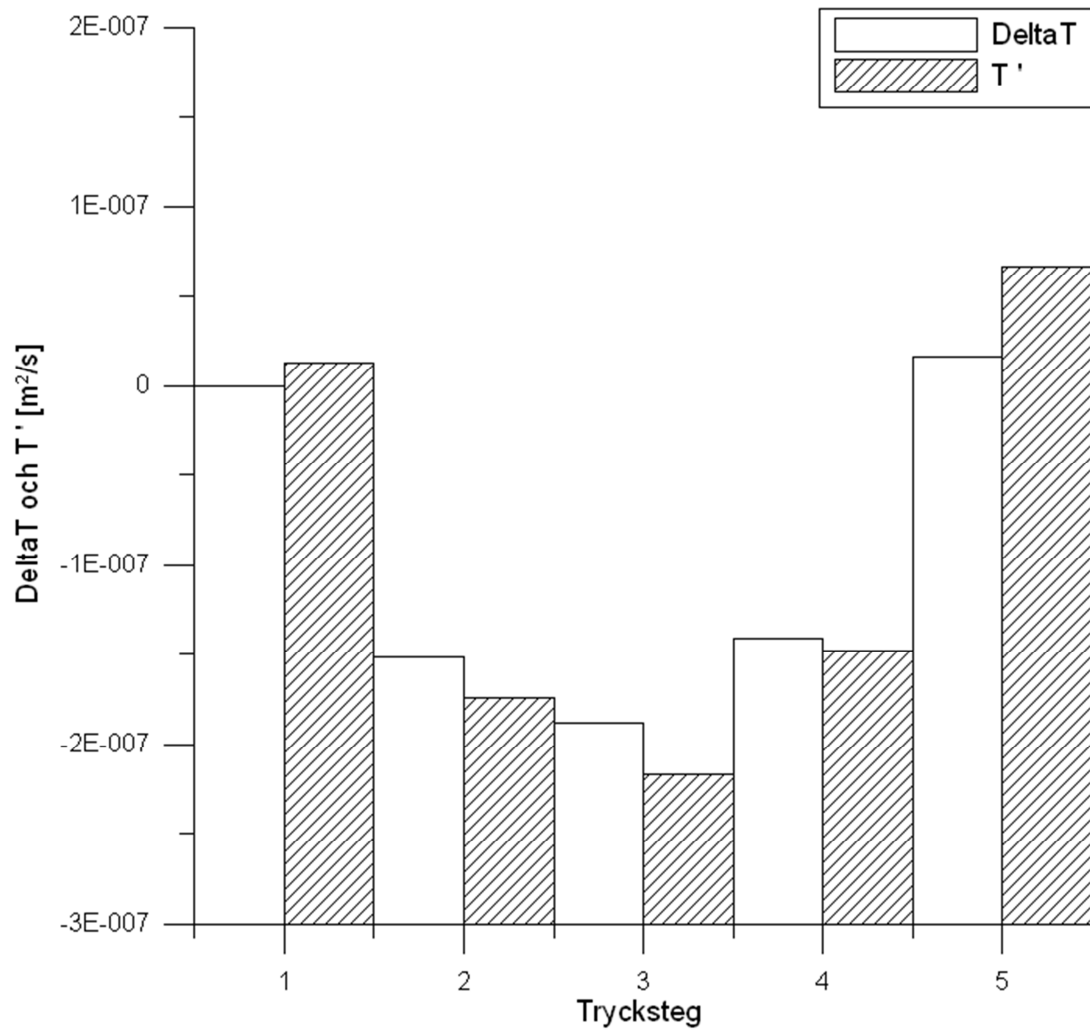
Figur C1. Jämförelse mellan stationär utvärdering (DeltaT) och transient utvärdering (T') för borrhål RON06, sektion 220-230 m.



Figur C2. Jämförelse mellan stationär utvärdering (DeltaT) och transient utvärdering (T') för borrhål RON05, sektion 64-74 m.



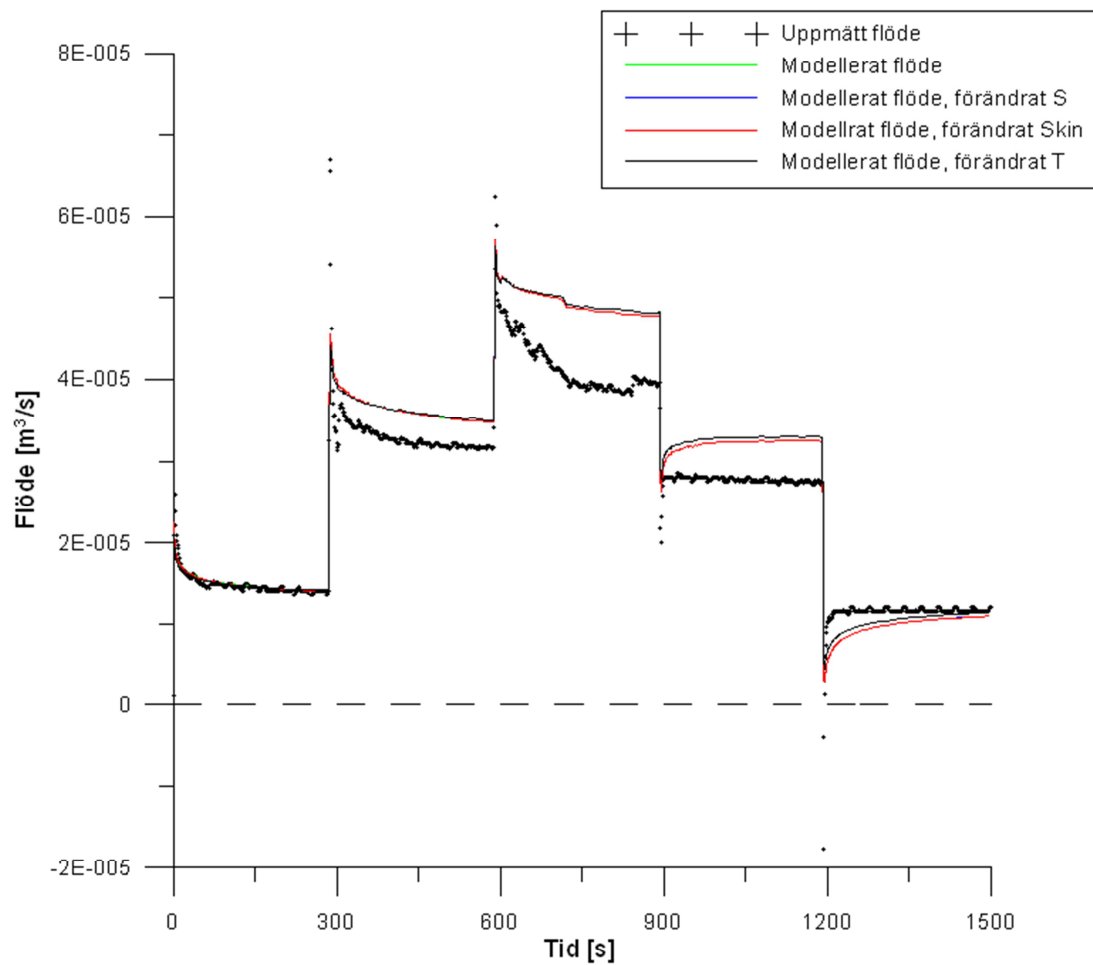
Figur C3. Jämförelse mellan stationär utvärdering (DeltaT) och transient utvärdering (T') för borrhål RON09, sektion 10,5-20,5 m.



Figur C4. Jämförelse mellan stationär utvärdering (DeltaT) och transient utvärdering (T') för test 13 i Librobäck, sektion 74,8-77,8 m.



## Bilaga D- Känslighetsanalys för RON06, sektion 110-120 m



Figur D1. Jämförelse mellan modellerat och uppmätt flöde för tryckstegringstest i RON06, sektion 110-120 m. I detta fall jämförs passningen mellan olika parameteruppsättningar. Den gröna och blåa linjen syns inte eftersom de är dolda av den röda linjen.