

Modelltechnische Interpretation der Betriebsdaten des Geothermischen Heizwerkes Neustadt-Glewe als Beitrag zur Betriebs- und Abbauüberwachung

Joachim Poppei und Frank Wenderoth, GeoForschungsZentrum Potsdam

Inhaltsverzeichnis

1 Problem- und Zielstellung	162
2 Physikalisch-mathematischer Hintergrund.....	163
3 Analytische Berechnungen zur Kopfdruckentwicklung und Sensitivität der Parameter.....	169
4 Numerisches Modell.....	171
4.1 Modellbeschreibung	171
4.2 Modellkalibrierung	174
4.3 Betriebssimulationen.....	174
4.3.1 Modellerweiterung	174
4.3.2 Meßdatenerfassung und -interpretation.....	176
4.3.3 Ergebnisse	178
5 Zusammenfassung.....	180
6 Literatur	181

Abstract

The injection of cooled thermal water effect the temporal and spatial distribution of the hydraulic conductivity of the thermal influenced reservoir, due to the temperature-dependency of fluid parameters. Therefore, cooled water injection has an immediate influence on the pressure response of the reservoir.

During the operation of a geothermal site the wellhead pressure is permanently recorded, which is the sum of the pressure response of the aquifer, the losses of the tube friction and the replenishing water column within the well. Thus, the wellhead pressure is in a complex physical manner related to the reservoir-, wellbore- and operational parameters.

This paper describes a coupled analytical and numerical interpretation procedure of operational data measured at the Neustadt-Glewe site. This procedure could be a helpful tool in operation control as well as in indirect mining control.

1 Problem- und Zielstellung

Der Betrieb geothermischer Heizzentralen mit Reinjektion ausgekühlter Thermalwässer ist mit einer zunehmenden Auskühlung des Nutzhorizontes um die Injektionsbohrung verbunden. Der Lagerstättenabbau vollzieht sich über den Entzug von Wärme, der durch Wärmeleitung aus den angrenzenden Schichten im Betriebszeitraum nicht kompensiert werden kann.

Die Auskühlung des Nutzhorizontes führt durch eine deutlich unterschiedliche Temperaturabhängigkeit der Dichte und der Viskosität des injizierten Wassers zu einer fortschreitenden Verringerung der Durchlässigkeit (k_f -Wert), die wiederum einen allmählichen Anstieg des Injektionsdruckes zur Folge hat.

Mit den vorliegenden Untersuchungen soll der Versuch unternommen werden, anhand von Betriebsdaten einer GHZ (Neustadt-Glewe) diesen Effekt der thermisch bedingten Injektivitätsverringerng als potentiell Instrument der Abbauüberwachung zu interpretieren. Dabei ist eine "temperaturbereinigte" Angabe der Injektivität, d. h. der Ausschluß thermischer Ursachen, sinnvoll zur Bewertung des Injektionsverhaltens, da die Injektivität des Thermalwassers von einer Vielzahl physikalischer, chemischer und technischer Faktoren abhängt, die zur Verminderung beitragen können.

2 Physikalisch-mathematischer Hintergrund

Der Injektionsdruck am Nutzhorizont ist neben den hydrodynamischen Kennwerten Permeabilität k und effektive Schichtmächtigkeit H vom Volumenstrom und der Temperatur des injizierten Wassers abhängig. Letztere beeinflusst in unterschiedlichem Maße die Dichte und die dynamische Viskosität des injizierten Wassers. Abbildung 2-1 zeigt die Dichte- und Viskositätsabhängigkeit für das mineralisierte Thermalwasser der GHZ Neustadt-Glewe mit einer Mineralisation von 19 Ma %.

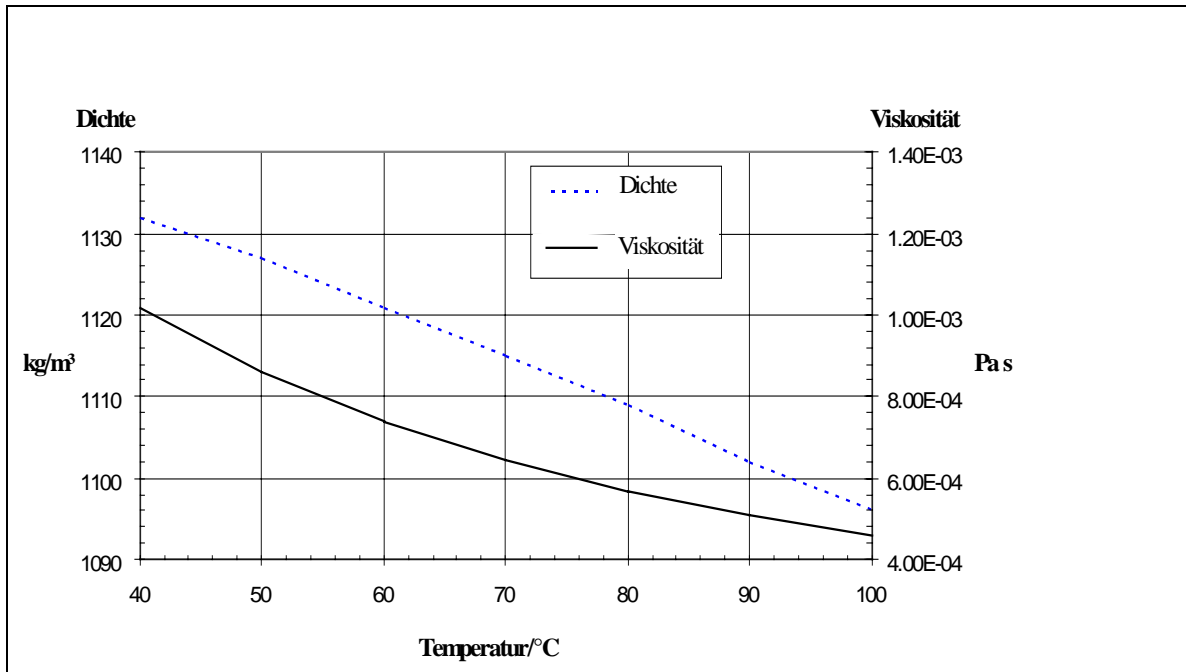


Abb. 2-1: Temperaturabhängigkeit der Dichte und Viskosität des mineralisierten Thermalwassers.

Für die Druckänderung im Reservoir gilt allgemein Gleichung (1)

$$\nabla \left(\frac{k\rho}{\eta} \nabla p \right) = \frac{\partial(\rho\phi)}{\partial p} \frac{\partial p}{\partial t} \quad (1)$$

mit

p	Druck
k	Permeabilität
η	Viskosität
ρ	Dichte
Φ	Porosität
t	Zeit.

Die Anwendbarkeit analytischer Lösungen (vgl. Bericht Rockel/Poppei) setzt unendlich ausgedehnte Reservoirs sowie konzentrierte Parameter voraus. Nach Benson et al. (1987) läßt sich unter diesen Voraussetzungen sowie der Unabhängigkeit von k und Φ vom Druck der Druckaufbau im Punkt $r=r_w$ (Radius der Bohrung) durch zwei Terme approximieren

$$\Delta p(r_w, t) = \Delta p_{ss}(r_w, t) + \Delta p_t(r_f, t) \quad (2)$$

worin Δp_{ss} die stationäre Druckantwort aus dem thermisch beeinflussten Bereich und Δp_t die instationäre Druckantwort aus dem thermisch unbeeinflussten Bereich darstellt. Die Reichweite der thermischen Beeinflussung r_f kann für eine radiale Ausbreitung nach Gleichung (3) berechnet werden:

$$r_f = \sqrt{\frac{\rho c_i}{\rho c_a} \frac{\dot{V}t}{\pi H}} + r_w^2 \quad (3)$$

mit $(\rho c)_i$ spezifische Wärmekapazität des injizierten Fluids

$$(\rho c)_a = (1 - \Phi) \cdot (\rho c_{a_m}) + \Phi \cdot (\rho c_{a_f}) \quad (4)$$

spezifische Wärmekapazität des thermisch unbeeinflussten Aquifers

(ρc_{a_m}) spezifische Wärmekapazität der thermisch nicht beeinflussten Reservoir-Matrix

(ρc_{a_f}) spezifische Wärmekapazität des thermisch nicht beeinflussten Reservoir-Fluids

H effektive Mächtigkeit

Vt injiziertes Volumen (Volumenstrom * Zeit).

Der Wärmeaustausch mit den Deckschichten bleibt bei diesem Ansatz unberücksichtigt. Es wird unterstellt, daß eine scharfe Kaltfront sich radial um die Injektionsbohrung ausbreitet und einen Wärmeaustausch ausschließlich im Horizont erfährt.

Term 1 in Gleichung (2) setzt quasi-stationäre Verhältnisse im thermisch beeinflussten Bereich voraus, der bereits nach wenigen Sekunden der Injektion gelten kann [Benson et al., 1987]. Unter Berücksichtigung der Fluidparameter Dichte ρ_i und der Viskosität η_i innerhalb der Kaltfront ergibt sich Δp_{ss} durch Integration von r_w bis r_f zu

$$\Delta p_{ss}(r_w, t) = \frac{q\eta_i}{2\pi\rho_i \cdot kH} \ln\left(\frac{r_f}{r_w}\right) \quad \text{mit } q \text{ Massenstrom} \quad (5)$$

Der instationäre Teil für den thermisch unbeeinflussten Bereich mit der Fluiddichte ρ_r und der Viskosität η_r ergibt sich zu

$$\Delta p_t(r_f, t) = \frac{q\eta_r}{4\pi\rho_r \cdot kH} \cdot Ei\left(\frac{r_f^2}{4at}\right) \quad (6)$$

mit a Druckleitfähigkeit oder Diffusivität.

Auch diese Lösung (6) ist eine Näherung des Zylinders mit dem Radius r_f durch eine Linienquelle. Man kann zeigen, daß auch diese Annahme für weite Bereiche der Reservoirparameter getroffen werden kann.

Zusätzlich wirkt im Falle der Doublette die Absenkung der Förderbohrung im Abstand D druckentlastend, so daß die vollständige Beziehung am Standort r_w lautet:

$$\Delta p(r_w, t) = \frac{q\eta_i}{2\pi\rho_i \cdot kH} \ln\left(\frac{r_f}{r_w}\right) + \frac{q\eta_r}{4\pi\rho_r \cdot kH} \cdot Ei\left(\frac{r_f^2}{4at}\right) - \frac{q\eta_r}{4\pi\rho_r \cdot kH} \cdot Ei\left(\frac{(D-r_w)^2}{4at}\right) \quad (7)$$

Dieser Superpositionsansatz ist mathematisch nicht exakt. Er vernachlässigt die nicht-radiale Kaltfrontausbreitung durch den Einfluß der Förderbohrung. Auch die Auswirkung der lokalen Durchlässigkeitsverringernng infolge der Injektion auf die durch die Förderbohrung erzielte Druckabsenkung [Term 3 in Gleichung (7)] wird vernachlässigt. Praktisch sind aber beide Vernachlässigungen für die ersten Betriebsjahre gerechtfertigt.

Durch Vernachlässigung der Kompressibilität und Umformung der Gleichung (7) erhält man den quasi-stationären Druckanstieg in Abhängigkeit vom Massenstrom, Temperatur und Stand der Auskühlung (Radius der Kaltfront) zu

$$\Delta p(r_w, t) = \frac{q\eta_r}{2\pi\rho_r \cdot kH} \left[\ln\left(\frac{D-r_w}{r_w}\right) + \left(\frac{\eta_i\rho_r}{\eta_r\rho_i} - 1\right) \ln\left(\frac{r_f}{r_w}\right) \right], \quad (8)$$

worin der erste Term identisch der (isothermen) Druckänderung in der Produktionsbohrung ist.

Diese analytische Lösung weist trotz ihrer Näherungen eine Reihe von Vorteilen auf:

- Mit Hilfe dieser Lösung ist es möglich, schnell und ohne den Aufwand der Diskretisierung numerischer Modelle eine Vielzahl von Rechnungen durchzuführen und Sensitivitäten zu untersuchen.
- Durch eine einfache Beziehung kann bei Kenntnis des bislang injizierten Volumens und der momentanen Injektionstemperatur zu jedem Zeitpunkt die "temperaturbereinigte" Injektivität als Verhältnis von Volumenstrom zu Druckantwort des Reservoirs bestimmt werden. Das Verhältnis von Injektivität zu Produktivität (oder Druckabsenkung bei Förderung zu Druckanstieg bei Injektion) ergibt sich aus (8) zu:

$$\frac{II}{PI} = \frac{1}{1 + \left(\frac{\eta_i\rho_r}{\eta_r\rho_i} - 1\right) \cdot \frac{\ln\left(\frac{r_f}{r_w}\right)}{\ln\left(\frac{D-r_w}{r_w}\right)}} \quad (9)$$

Abbildung 2-2 gibt beispielhaft für verschiedene Temperaturverhältnisse diese Beziehung am Beispiel nichtmineralisierter Wässer wieder.

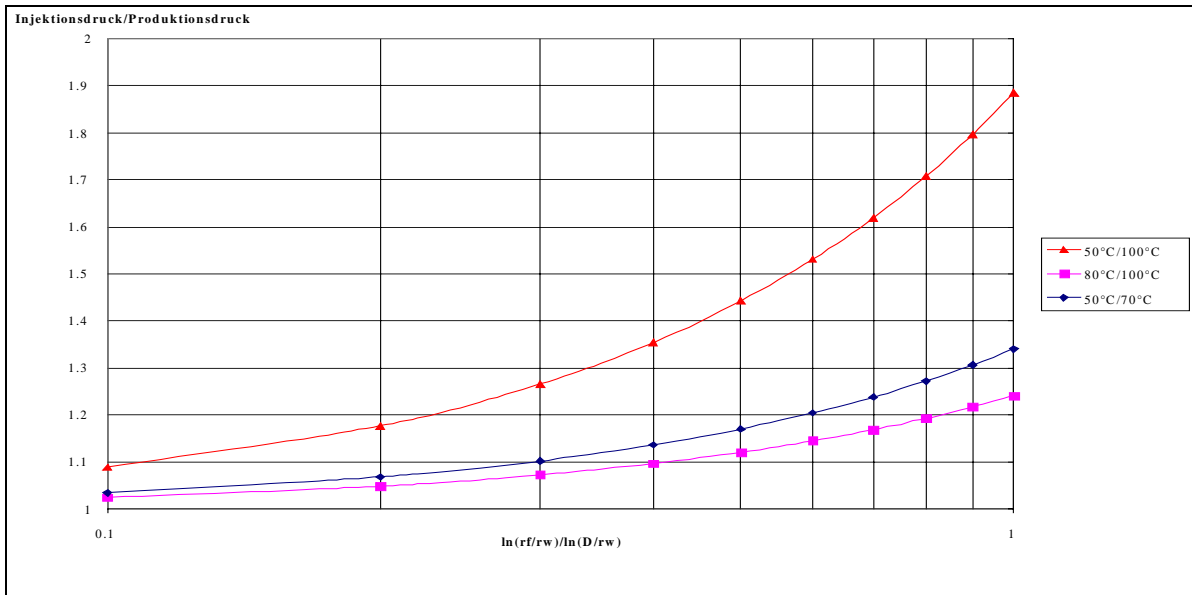


Abb. 2-2: Verhältnis von Injektionsdruck zu Produktionsdruck für drei Beispiele der nicht-isothermen Injektion.

- Nichtthermisch, sondern aufschlußbedingte Veränderungen der Aufnahmefähigkeit des Speichers werden technisch und physikalisch als Skin-Faktor S (dimensionsloser Druckkoeffizient) erfaßt, der einen weiteren Summanden in Gleichung (8) darstellt. Durch Vergleich der berechneten Druckreaktion nach Gleichung (8) und gemessener Druckreaktion kann somit zu jedem Zeitpunkt die Veränderung der Aufnahmefähigkeit des Speichers quantifiziert werden:

$$S(t) = \frac{2\pi\rho_r \cdot kH}{q\eta_r} (\Delta p_{gem.} - \Delta p_{ber.}) \quad (10)$$

- Da Gleichung (8) für nichtmineralisierte und mineralisierte Wässer formal gleichlautend gilt, können aus Berechnungen für Frischwasserverhältnisse die entsprechenden Druckreaktionen für mineralisierte Wässer berechnet werden. Einzige Voraussetzung ist die Kenntnis der Mineralisation und deren Einfluß auf Dichte und Viskosität:

$$\Delta p_{Br} = \left| \Delta p_{pro,FW} \cdot \frac{\eta_{r,Br}}{\eta_{r,FW}} \cdot \left(1 - \frac{(V_{Br} - 1)}{(V_{FW} - 1)} \right) + \Delta p_{FW} \cdot \frac{\eta_{r,Br}}{\eta_{r,FW}} \cdot \frac{(V_{Br} - 1)}{(V_{FW} - 1)} \right| \quad (11)$$

mit den Indizes: FW Frischwasser
 Br Brine (mineralisiertes Wasser)
 Pro (isotherme) Druckabsenkung bei Produktion

und der Abkürzung $V = \frac{\eta_i \rho_r}{\eta_r \rho_i}$ (jeweils für Brine bzw. Frischwasser).

Wie oben erwähnt, läßt sich der Einfluß der nicht-radialen Kaltfrontausbreitung und der Wärmeaustausch mit den Deckschichten auf das Temperaturniveau und damit auf die hydrodynamische Durchlässigkeit nicht vollständig analytisch berücksichtigen. Ebenso stößt die

Lösung bei der Berücksichtigung zeitlich veränderlicher Injektionstemperaturen und –volumenströme an Grenzen. Aus diesen Gründen wird zur Auswertung der Betriebsdaten ein numerisches Programm auf der Basis Finiten Elemente (FEFLOW) eingesetzt.

Da aus technischen Gründen die Druckantwort nicht im Speicherbereich sondern am Kopf der Bohrung gemessen wird, sind die Druckreaktionen in der Bohrung selbst zu berücksichtigen.

Der Kopfdruck ergibt sich durch Summation

$$\Delta p_{Kopf}(V, T, t) = \Delta p_{fließ}(V, T, t) + \Delta p_{RR}(V, T) - \Delta p_{auff.WS}(T). \quad (12)$$

Darin stellen $\Delta p_{fließ}$ die oben beschriebene Druckantwort am Speichereintritt, Δp_{RR} die Rohrreibungsdrukverluste vom Kopf bis Horizontteufe und $\Delta p_{auff.WS}$ den Unterdruck dar, der durch den Ruhespiegel unter Gelände verursacht wird.

Die Rohrreibungsdrukverluste sind abhängig von der Installation, dem Volumenstrom und geringfügig von der Temperatur. Sie lassen sich abschnittsweise für Bereiche gleicher Durchmesser nach (13) - (15) berechnen (laminare Strömung tritt praktisch nicht auf):

$$\Delta p_{RR} = \lambda \cdot L \cdot w^2 \cdot \frac{\rho}{2 \cdot d} \quad (13)$$

mit Δp Rohrreibungsdrukverlust [Pa]
 L Rohrlänge [m],
 w Strömungsgeschwindigkeit [m/s],
 d Rohrinne Durchmesser [m].

und dem Rohrreibungsbeiwert λ

für turbulente Strömung im Übergangsbereich $\frac{k}{d} < 225 \cdot Re^{-0,875}$:

$$\lambda = \left[1,74 - 2 \cdot \lg \left(\frac{2 \cdot k}{d} + \frac{18,7}{Re \sqrt{\lambda}} \right) \right]^{-2} \quad (14)$$

bzw. im hydraulisch rauhen Bereich $\frac{k}{d} > 225 \cdot Re^{-0,875}$:

$$\lambda = \left[2 \cdot \lg \left(\frac{d}{k} \right) + 1,14 \right]^{-2} \quad (15)$$

mit Re Reynoldszahl [-],
 k (hier:) Rauigkeit [m].

Die auffüllbare Wassersäule in der Bohrung ist eine Funktion des Ruhespiegels, der sich nach hinreichend langer Zeit (ein bis mehrere Jahre) bei thermischen Ausgleich der Wassersäule mit dem Umgebungsgestein einstellen würde. In der Praxis steht ein solcher Zeitraum ohne Durchführung technischer Maßnahmen in der Bohrung nicht zur Verfügung. Unter Kenntnis der Temperaturabhängigkeit der Dichte läßt sich jedoch dieser Spiegel durch Temperaturprofilierung zu beliebigen Zeitpunkten berechnen.

Abbildung 2-3 zeigt ein Temperaturprofil, welches während einer Kamerafahrt in der NG2/89 im Mai 1998 gewonnen wurde.

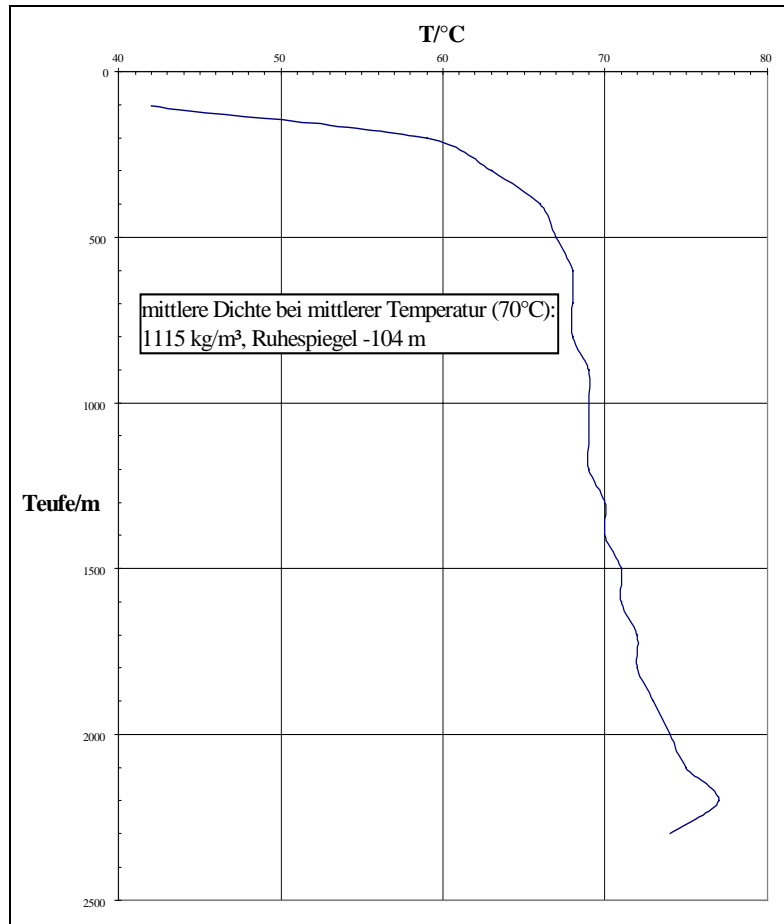


Abb. 2-3: Temperaturprofilierung in der Neustadt-Glewe 2/89 vom Mai 1998

Die auffüllbare Wassersäule als Druckäquivalent lässt sich berechnen nach:

$$\Delta p_{\text{auff. WS}} = \rho(T_i) \cdot g \cdot \left(h - h_0 \frac{\rho(T_0)}{\rho(T_i)} \right) \quad (16)$$

mit h Tiefe der Oberkante des Speichers
 h_0 Wassersäule bei Dichte $\rho(T_0)$.

Die obige Beziehung setzt isotherme Verhältnisse in der Bohrung voraus, d. h. der Wärmeaustausch durch das Gebirge wird vernachlässigt. Bei den im weiteren zu betrachtenden Volumenströmen $>35\text{m}^3/\text{h}$ kann dieser Bohrlocheffekt vernachlässigt werden, Speichereintrittstemperatur entspricht der Kopftemperatur.

Mit den Gleichungen (12), (8), (13) und (16) steht eine Beziehung zur Verfügung, die eine Berechnung der zu erwartenden Kopfdrücke als Funktion des Volumenstromes, der Injektionstemperatur und dem Grad der Speicheraus Kühlung gestattet.

3 Analytische Berechnungen zur Kopfdruckentwicklung und Sensitivität der Parameter

Um einen Überblick über die zu erwartenden Kopfdrücke zu bekommen und um den Einfluß der verschiedenen Größen bewerten zu können, wurden mit der analytischen Lösung Kopfdrücke für verschiedene Volumenströme, mittlere Injektionstemperaturen und Grade der Auskühlung berechnet. Abb. 4 gibt die berechneten Kopfdrücke im Volumenstrombereich von 40 ... 115 m³/h für vier verschiedene mittlere Injektionstemperaturen zu Beginn der Betriebsführung ($r_f = 5\text{ m}$) wieder. Dieser Berechnung liegen folgende Annahmen zugrunde:

- Gültigkeit der hydrostatischen Grundgleichung (keine Mehrphasenströmung im Unterdruckbereich)
- Gültigkeit der analytischen Lösungen der Fließdruckberechnung mit o. g. Voraussetzungen
- Statischer Spiegel bei 70°: -104 m (Ruhespiegel bei thermischen Ausgleich – 132 m oder statischer Druck in Speicherteufe 2.245 m: 23.41 MPa)
- Installation der Bohrung: 410 m 5" Stahl; 1710 m 7" Stahl; 140 m 4 ½" GFK-Steigrohr
- Rohrrauigkeit $k = 0.045\text{ mm}$ für Stahl und 0.01 mm für GFK
- Bohrungsradius 0.1 m ; Profileitfähigkeit $k \cdot H = 0.9 \cdot 10^{-12}\text{ m}^2 \cdot 45\text{ m}$.

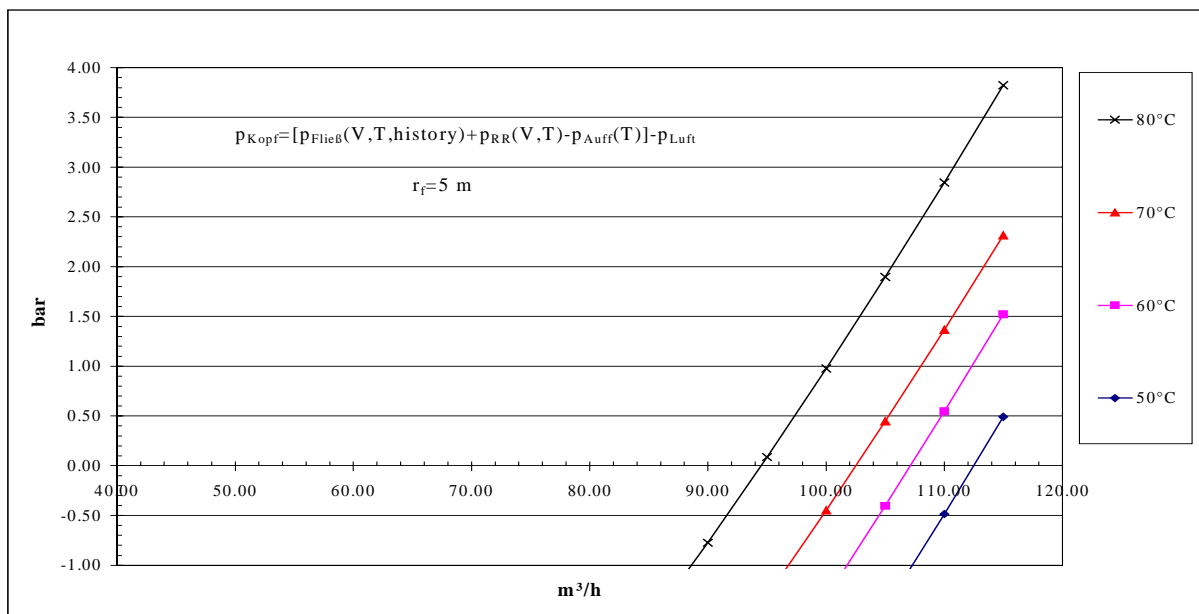


Abb. 3-1: Theoretische Kopfdrücke bei verschiedenen Volumenströmen und Temperaturen

Aus Abbildung 3-1 wird deutlich, daß erst bei Volumenströmen von mehr als 90 m³/h positive Kopfdrücke zu erwarten sind, die jedoch mit zunehmendem Volumenstrom steil ansteigen können. Darüber hinaus zeigt sich, daß steigende Injektionstemperaturen eine deutlichen Erhöhung des Kopfdruckes bewirken. Dies ist auf die dominierende Verringerung der auffüllbaren Wassersäule zurückzuführen, die in Abhängigkeit von der Dichte des injizierten Wassers steht.

Die zeitliche Entwicklung (Inbetriebnahme Dez. 1994 – Jahresende 1997) zeigt Abbildung 3-2. Durch die Injektion von 1.35 Mio. m³ beträgt der thermisch beeinflusste Bereich zum Jahresende 1997 ca. 117 m. Die Injektionstemperatur betrug in diesem Zeitraum im Mittel 67 °C. Aus diesem Grunde sind die Injektivitäten für 60 °C und 70 °C dargestellt.

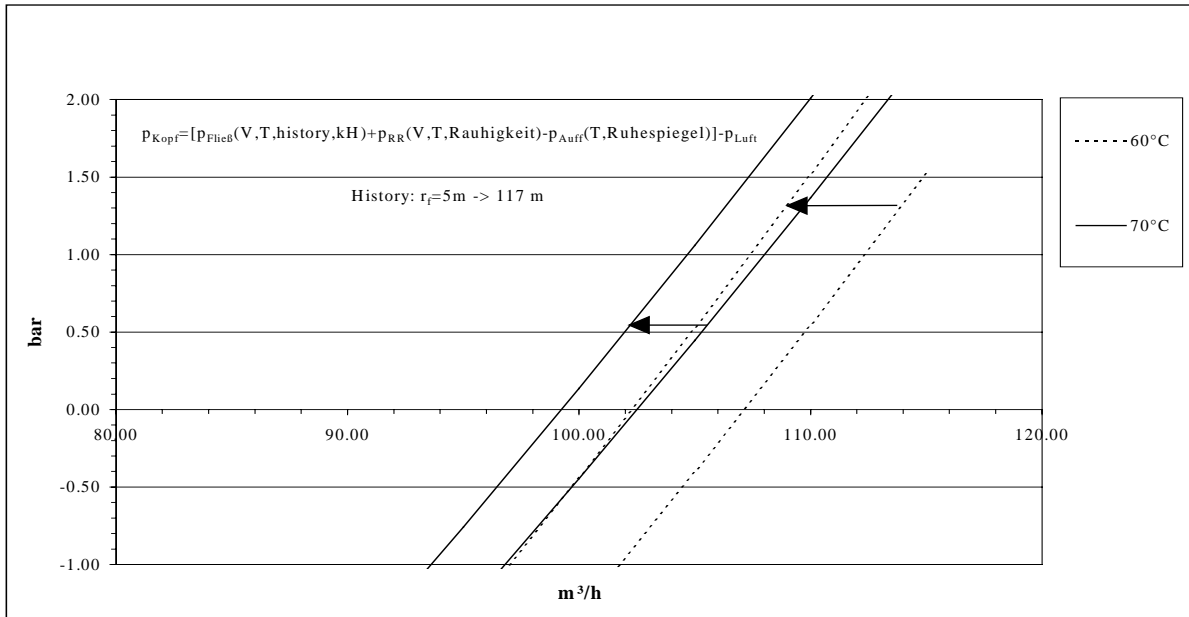


Abb. 3-2: berechnete Injektivitäten zu zwei Zeitpunkten (Inbetriebnahme Dez. 1994 und Jahresende 1997)

Der steile Anstieg der Kurven macht die hohe Sensitivität der Eingangsparameter deutlich. Die Kopfdruckberechnung erfolgt durch Summation dreier Größen (Gleichung 12), die jeweils vergleichbare Anteile bilden und mit unterschiedlichen Unsicherheiten behaftet sind. Diese sollen nachfolgend diskutiert werden.

Der Fließdruck ist eine Funktion der Profilleitfähigkeit $k \cdot H$. Für den Nutzhorizont in Neustadt-Glewe wurden in Testen Profilleitfähigkeiten von 33 .. 83 $\mu\text{m}^2 \cdot \text{m}$ ermittelt (vgl. Rokkel/Poppei). Mit Einsatz eines Tiefenmanometers wurde im Dezember 1995 unter Betriebsbedingungen in der NG2/89 $k \cdot H$ zu 40 ... 50 $\mu\text{m}^2 \cdot \text{m}$ bestimmt. Abbildung 3-3 gibt die Sensitivität dieser Größe auf den Kopfdruck bei einer Injektionstemperatur von 70 °C wieder.

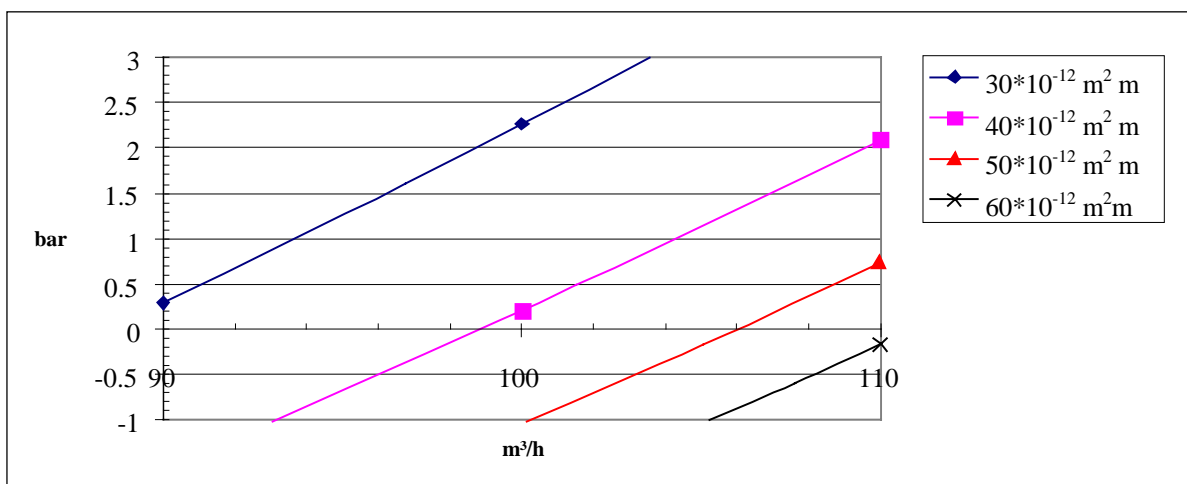


Abb. 3-3: Abhängigkeit der berechneten Kopfdrücke von der Profilleitfähigkeit $k \cdot H$

Etwa in der gleichen Größenordnung wie die Fließdrücke sind die Rohrreibungsdruckverluste. Diese werden entscheidend durch die Rohrrauigkeitsbeiwerte bestimmt. Während die Rohrrauigkeit des GFK-Steigrohres vernachlässigbar ist, kann die Rauigkeit der Stahlrohrtour unter Berücksichtigung der Verbinder und Übergänge im hohen Bereich variieren. Abbildung 3-4 gibt die Abhängigkeit der berechneten Kopfdrücke für verschiedene Rauigkeitsbeiwerte der Stahlrohrtouren wieder ($k \cdot H = 40 \mu\text{m}^2 \cdot \text{m}$, Injektionstemperatur $70 \text{ }^\circ\text{C}$).

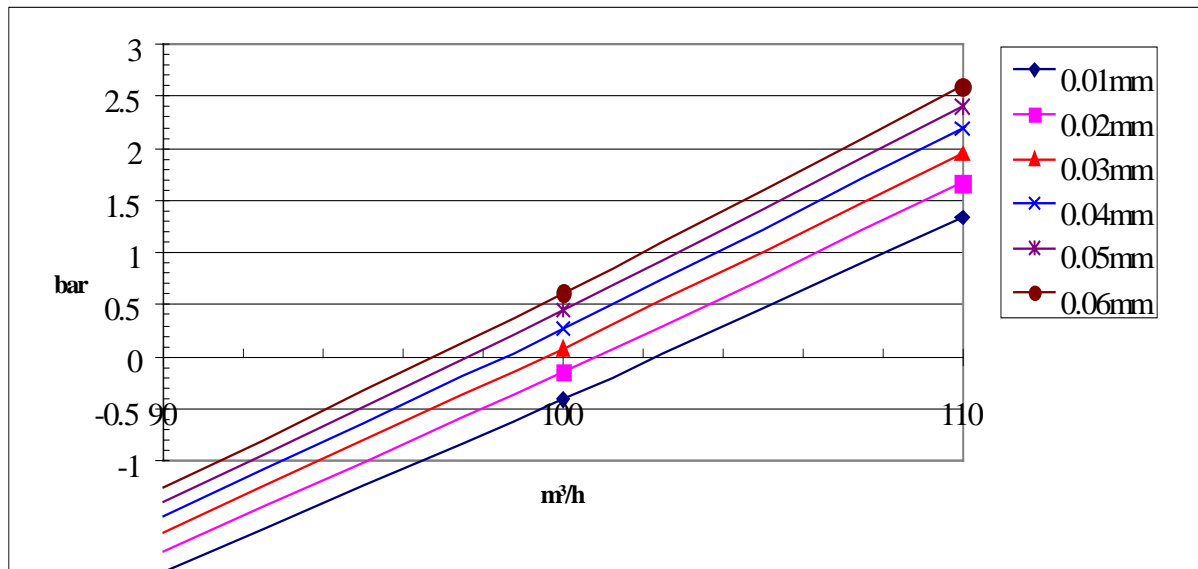


Abb. 3-4: Abhängigkeit der Kopfdrücke von der Rauigkeit der Stahlrohrtouren

Die auffüllbare Wassersäule (bei $70 \text{ }^\circ\text{C}$ ca. -1.13 bar) ist, wie oben begründet, eine Funktion des nur indirekt bestimmten Ruhespiegels. Da die Dichte-Temperatur-Funktion aber eine hohe Genauigkeit hat und die Temperaturprofilierung eine solide Datenbasis darstellt, wird dem äquivalenten Druck der auffüllbaren Wassersäule insgesamt nur ein geringer Fehler beigemessen.

4 Numerisches Modell

4.1 Modellbeschreibung

Für die numerischen Berechnungen mit dem Programmpaket FEFLOW [Diersch, 1985, 1991, 1996] mußte das zweidimensionale Modellgebiet mit einer Fläche von 49 km^2 in Finite Elemente zerlegt werden, wobei die Gesamtauflösung primär von den Standorten der zu simulierenden Bohrungen abhängig war. Der Vernetzung kam aufgrund der Aufgabenstellung besondere Bedeutung zu, da die Simulation von Bohrungen mit hohen Volumenströmen hohe numerische Anforderungen an das FE-Netz stellt. Die in Abbildung 4-1 dargestellte FE-Vernetzung ist das Ergebnis eines iterativen Prozesses, der aus der wiederholten Analyse numerischer Simulationsergebnisse und deren Vergleich mit analytischen Lösungen (vergl. Kapitel 2) bestand.

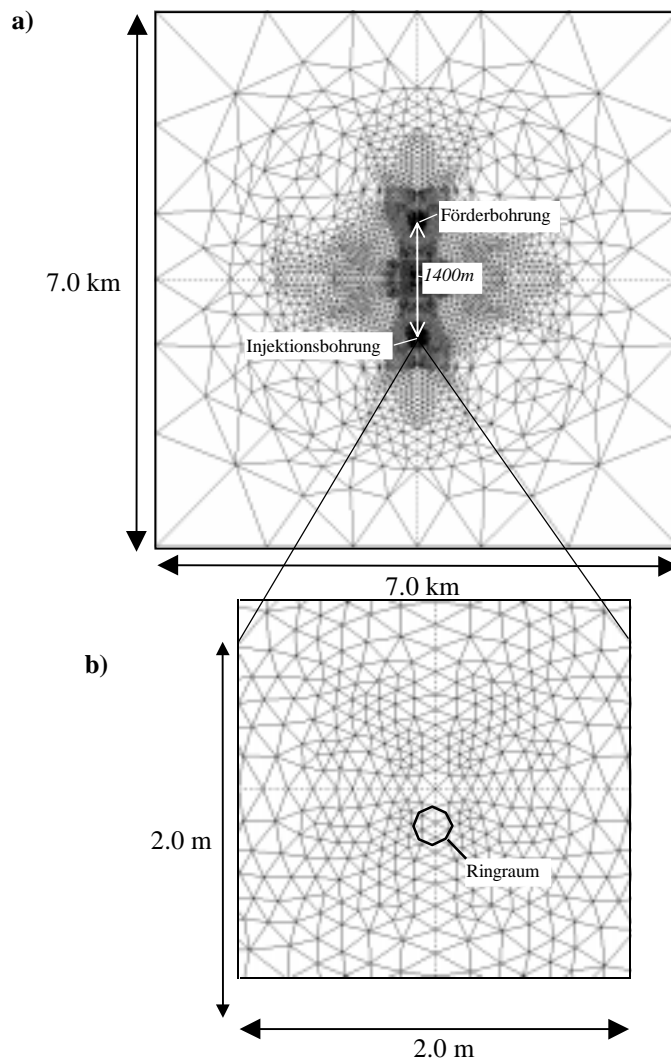


Abb. 4-1: Laterales FE-Netz (a) mit Standorten der Förder- und Injektionsbohrung sowie eine Ausschnittsvergrößerung im Maßstab 3500 : 1 für den Nahbereich der Injektionsbohrung

Abbildung 4-1 a) zeigt das vollständige 2D-Finite-Elemente-Netz, in dem deutlich die beiden Bohrungslokationen anhand ihrer hohen Vernetzungsdichte zu erkennen sind. Das FE-Netz variiert in seinen Kantenlängen zwischen maximal 1300 m am Modellrand und minimal 0.1 m an den Bohrungslokationen, da an letzteren die höchsten Druckgradienten, Porenflußgeschwindigkeiten und maximalen Temperaturkontraste auftreten. Die Gesamtanzahl der Finiten Elemente beträgt 15500. Dies entspricht einer Knotenzahl von 7500. Für die Vernetzung wurden Dreieckselemente verwendet, die eine gute Approximation der Bohrungen und somit die Generierung von "FE-Ringräumen" ermöglichen (Abbildung 4-1 b). FE-Ringräume sind die Basis für die Verwendung der *Neumann-Randbedingung* zur Beschreibung des Förder- und Injektionsprozesses. Bei dieser Randbedingung wird der Volumenstrom [m³/s] mit Hilfe des Darcy-Flusses [m/s] senkrecht durch eine Fläche formuliert. Der FE-Ringraum besteht aus aneinanderstoßenden FE-Kanten identischer Länge, deren Summe den Umfang des Bohrungsringraumes bilden (Abbildung 4-1 b). Die Mantelfläche des 3D-Ringraumes ergibt sich aus dem Produkt des Ringraum-Umfanges und der Mächtigkeit des durchteuften Nutzhorizontes. Somit resultiert der Darcy-Fluß [m/s] aus dem Quotienten des Volumenstromes [m³/s] und der Mantelfläche [m²]. Der FE-Ringraum wurde mit einem durchschnittlichen Radius $r_w=0.1$ m an die realen Bohrungsverhältnisse angepaßt.

Für die numerische Simulation des gekoppelt konduktiven und konvektiven Wärmetransports wurden dem FE-Modell die in Tabelle 4-1 zusammengefaßten Stoffkennwerte für den Aquifer und das Porenwasser unter der Annahme von Homogenität und Isotropie zugewiesen.

Aquifer:	
effektive Mächtigkeit H	45 m
Permeabilität k	$0.8 * 10^{-12} \text{ m}^2$
spez. Speicherkoeffizient S_s	10^{-5}
Porosität ϕ	0.22 (+)
Wärmeleitfähigkeit λ_s	2.2 W/mK
spez. Wärmekapazität c_s	$2.4 * 10^6 \text{ Ws/mK}$
longitudinale Dispersivität	20 m
transversale Dispersivität	2 m
Porenwasser:	
Wärmeleitfähigkeit λ_f	0.6 W/mK
spez. Wärmekapazität c_f	4.2 Ws/mK
Initialbedingungen	
Speicherdruck p	0 MPa
Speichertemperatur T_0	99 °C
Hangend- und Liegendsschichten	
Wärmeleitfähigkeit λ_s	2.1 W/mK
spez. Wärmekapazität c_s	$1.88 * 10^6 \text{ Ws/mK}$

Tabelle 4-1: Verwendete thermische und hydraulische Modellparameter

Die numerischen Simulationen basieren auf Frischwasserverhältnissen. Unter Verwendung der Gleichung 11 (Kapitel 2) wurden die Ergebnisse auf die Mineralisationsverhältnisse im Speicher (220g/l) umgerechnet.

Darüber hinaus sind in der Tabelle 4-1 die Initialbedingungen sowie die Stoffkennwerte für die Liegend- und Hangendsschichten aufgeführt. Letztere wurden für die Berechnung des zeitabhängigen Wärmetransferkoeffizienten (Kapitel 4.3.1) verwendet, der die Integration des konduktiven Wärmestroms aus den Umgebungsschichten in den Aquifer bei zweidimensionalen Horizontal-Modellierungen ermöglicht.

4.2 Modellkalibrierung

Die Modellkalibrierung erfolgte durch eine Eichung der numerischen Ergebnisse an analytischen Berechnungen (Gleichung 8). Die Vergleichbarkeit der Ergebnisse setzte dabei zunächst die Vernachlässigung des Wärmeaustausches mit den Deckschichten voraus.

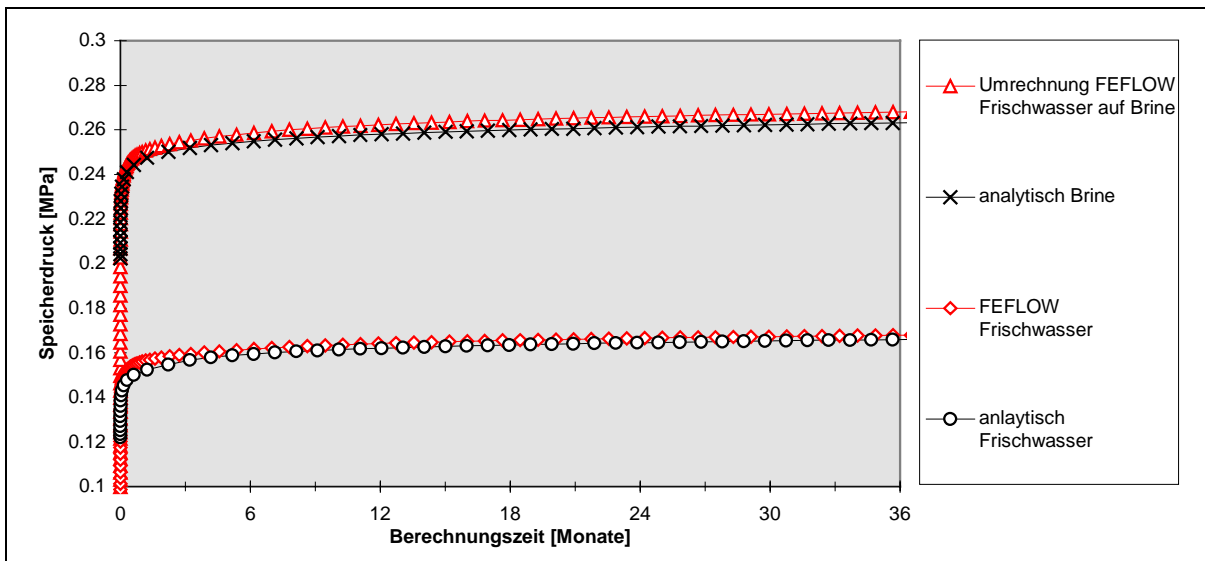


Abb. 4-2: Vergleich analytischer und numerischer Berechnungen des Injektionsdruckes

Da analytische Ansätze zur Berechnung von Druckänderungen in einem Doubletensystem auf konstante Injektionstemperaturen und Volumenströme begrenzt sind, wurde der vorhandene Datensatz aus Neustadt-Glewe über einen Zeitraum von drei Jahren gemittelt. Die in Abbildung 4-2 dargestellten Injektionsdrücke im Speicher beruhen daher auf einer Injektionstemperatur von 66.1 °C bei einem konstanten Förder- und Injektionsvolumen von 50.76 m³/h.

Im unteren Abschnitt der Abbildung 4-2 ist der Vergleich zwischen den analytischen Ergebnissen und den Feflow-Berechnungen für Frischwasserverhältnisse aufgetragen, die einen Absolutfehler von < 1% aufweisen. Im oberen Abschnitt sind die Ergebnisse der analytischen Brine-Berechnung mit der Hochrechnung der Feflow-Frischwasserergebnisse auf Brine-Verhältnisse unter Verwendung der Gleichung 11 (Kapitel 2) dargestellt. Auch hier bewegt sich der Fehler in einem Bereich um 1 %.

Die gezeigte Genauigkeit der Modell-Kalibrierung war nur durch die Verwendung der Ringraumbeschreibung möglich. Die Verwendung von Punktquellen (Randbedingung 4. Art) führte dagegen zu sehr viel größeren Fehlern, die in direkter Abhängigkeit von der Ortsdiskretisierung im Nahbereich der Bohrlokationen standen. Als Fazit kann somit gesagt werden, daß für die numerische Simulation von Betriebsdaten einer GHZ mit dem Ziel der Abbauüberwachung die Ringraumbeschreibung der Bohrungen ein geeignetes Werkzeug darstellt.

4.3 Betriebssimulationen

4.3.1 Modellerweiterung

Die numerischen Simulationen ausgewählter Betriebsperioden mit dem Ziel, den Einfluß der Kaltwasserausbreitung auf die Speicherdrücke numerisch nachvollziehen und somit Aussagen über eine geeignete Abbauüberwachung machen zu können, erfordert zwei wesentliche Arbeitsschritte. Zunächst muß für den gesamten Betrachtungszeitraum (11/94 – 05/98) das Be-

triebsregime auf der Basis von gemittelten Monatswerten für Volumenstrom und Injektionstemperatur simuliert werden, um anschließend für ausgewählte Betriebsperioden detaillierte Simulationen durchführen zu können. Als thermische Initialisierung werden dann für diese Detailstudien die in der Gesamtsimulation zuvor berechneten Temperatur- und Druckverteilungen zu den jeweiligen Zeitpunkten (thermische und hydraulische History) genutzt.

Zusätzlich zur Modellkalibrierung sollte für die Kurzzeitsimulation der konduktive Wärmeaustausch zwischen Aquifer und Umgebungsschichten berücksichtigt werden. Vereinfachte 2D-Horizontalmodellierung vernachlässigen diese vertikale Wärmezufuhr, die jedoch beim langfristigen Wärmeextraktionsprozeß eine nicht zu vernachlässigende Größe darstellt. Das Programmpaket FEFLOW beinhaltet ein Wärmetransferkonzept [Kolditz, 1995; Diersch, 1989], das auf der Lösung der 1D-Wärmeleitungsgleichung in den Umgebungsschichten (U) basiert. Dabei wird der vertikale Wärmestrom

$$q_T = -\lambda_U \frac{\partial T_U}{\partial z} = -\frac{\lambda_U}{\sqrt{\pi\alpha_U t}} (T_{u_0} - T) \quad \text{mit } \alpha_U = \frac{\lambda_U}{c_U \rho_U} \quad (17)$$

durch eine Cauchy-Randbedingung 3. Art ausgedrückt durch:

$$q_T^{total} = -\Phi_T (T_{U_0} - T) \quad (18)$$

wobei die Wärmetransferfunktion

$$\Phi_T = \frac{2\lambda_U}{\sqrt{\pi\alpha_U t}} \quad (19)$$

als zeitabhängige Materialbeziehung modelliert wird. Diese Beziehung beinhaltet die zeitliche Entwicklung der instationären konduktiven Temperaturverteilung in den Umgebungsschichten in Abhängigkeit von der Kaltwasserausbreitung.

Dabei ist

- T_u = Temperatur der Umgebungsschichten
- T_{u_0} = Referenztemperatur der Umgebungsschichten
- T = Temperatur an der Kontaktstelle zwischen Aquifer und Umgebungsschichten
- λ_U = Wärmeleitfähigkeit der Umgebungsschichten
- $c_U \rho_U$ = spez. Wärmekapazität der Umgebungsschichten.

Die Abbildung 4-3 a) zeigt die monatsgemittelten Injektionstemperaturen und Volumenströme sowie Abbildung 4-3 b) die damit berechneten Injektionsdrücke im Speicher über den Gesamtzeitraum von 42 Monaten.

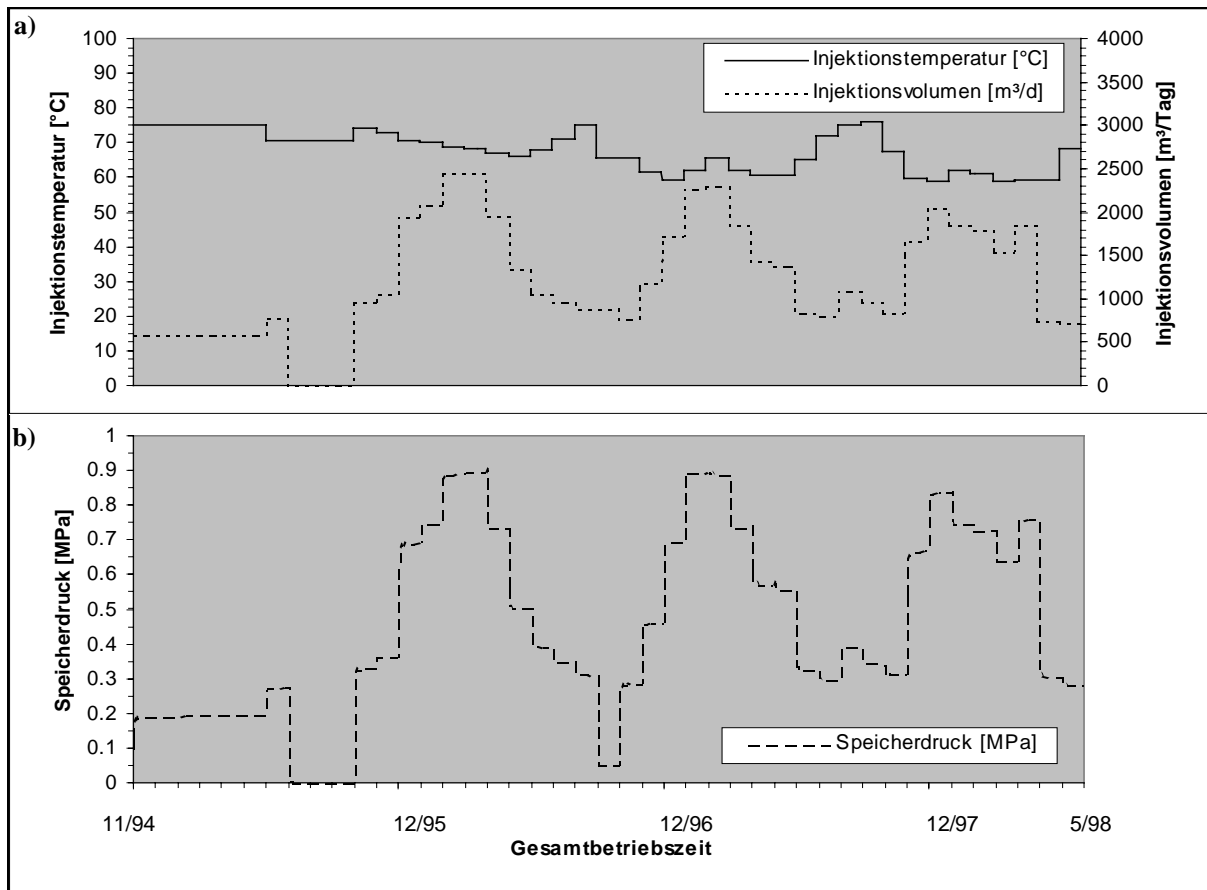


Abb. 4-3: Injektionstemperaturen und -volumenströme für die numerische Berechnung der Gesamtbetriebsdauer von Nov. 1994 - Mai 1998 (a) sowie der daraus resultierende Fließdruck (b)

Basierend auf diesem Datensatz wurden die Detailsimulationen durchgeführt, denen eine Aufbereitung und Interpretation der vorhandenen Daten voranging.

4.3.2 Meßdatenerfassung und -interpretation

Im laufenden Betrieb der GHZ Neustadt-Glewe werden neben den Parametern der Förderseite und des Heiznetzes am Kopf der Injektionsbohrung Temperatur, Volumenstrom und Kopfdruck kontinuierlich gemessen. Besonderer Bedeutung kommt der Druckmessung zu. Ein kapazitiver Druckaufnehmer (PMC135 der Firma Endress+Hauser) mit Keramikmembran Al_2O_3 mißt kontinuierlich den Absolutdruck am Kopf des Injektionsstranges in einem Meßbereich von 0 .. 10 bar (absolut) mit einer Genauigkeit von 0.2%. Alle Meßdaten werden zentral aufgezeichnet. In bestimmten Intervallen erfolgt eine Verdichtung der Daten durch Mittelwertbildung (Tagesmittelwerte), nach der die Primärdaten gelöscht werden. Dies hat zur Interpretation der Betriebsdaten dahingehend Bedeutung, daß durch die (Tages-) Mittelwertbildung eine eindeutige Zuordnung zu bestimmten Systemzuständen (Druck, Volumenstrom und Temperatur) nicht mehr gegeben ist.

Bedingt durch die abnehmerseitig noch nicht erreichte maximale Anschlußleistung, wird die Anlage größtenteils im Teillastbereich betrieben. So betrug der mittlere Volumenstrom im Jahr 1996 lediglich 60 m³/h. Auf der anderen Seite erfolgt die Injektion aufgrund der guten Aufnahmefähigkeit des Speichers und der Lage des Ruhespiegels größtenteils drucklos. Erst bei Volumenströmen von ca. 100 m³/h werden positive Kopfdrücke registriert. Da die Meß-

werte des Manometers im Unterdruckbereich (-1 ... 0 bar relativ) aufgrund der physikalischen Zusammenhänge in der Bohrung nicht eindeutig einem bestimmten dynamischen Spiegel zugeordnet werden können, führt die (zweifelsfrei für den Anlagenbetrieb günstige) drucklose Reinjektion zu einem nur geringen auswertbaren Datenbestand. Es können daher nachfolgend nur Volumenstrom-Druck-Temperatur-Verläufe zur Interpretation herangezogen werden, die

- als hochfrequentes Datenquadrupel verfügbar sind,
- quasistationäre Verhältnisse durch hinreichend lange, stabile Regime charakterisieren und
- bei denen positive Kopfdrucke auftraten.

Die Aufbereitung der vorliegenden Daten unter den o. g. Aspekten ergab nur einen äußerst geringen Datenbestand, der zur modelltechnischen Nachinterpretation geeignet war. Die Ursachen dafür liegen

- in der geringen Zahl leider nur grafisch aufbereiteter Zeitreihen, die von den Betreibern erstellt und archiviert wurden und
- in der überwiegend im Unterdruckbereich betriebenen Injektion.

So erwiesen sich lediglich vier Perioden im Zeitraum Dezember 1995 – April 1998 für eine Nachinterpretation als geeignet (06.-08.12.95; 09.-17.01.96; 02.02.96; 26.11.97). Um den Effekt der Horizontalkühlung numerisch nachvollziehen zu können, wurden die beiden, am weitesten zeitlich auseinander liegenden Zeitreihen für die detaillierte Interpretation verwendet. Die Abbildungen 4-4 und 4-5 stellen die Verläufe der gemessenen Volumenströme, Kopftemperaturen und -drücke dar.

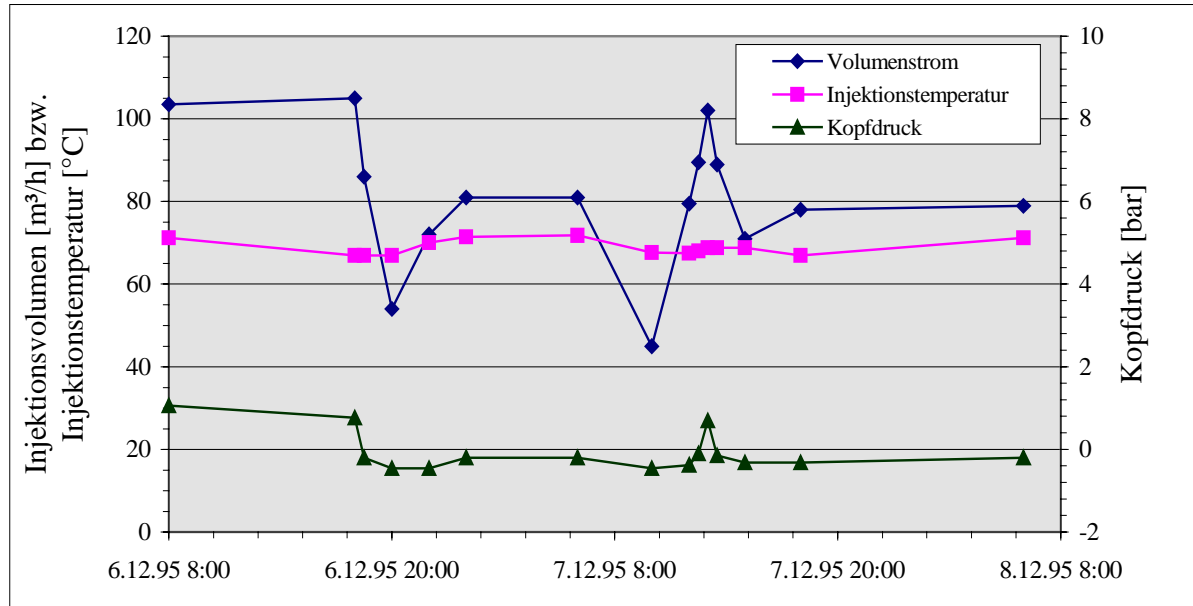


Abb. 4-4: Kopfinjektionstemperaturen, -volumenströme und -drücke im Zeitraum 6.-8.12.1995

Beide Abbildungen machen deutlich, daß die Kopfdrucke nur in sehr begrenzten Zeiträumen positive Werte erreichen, die die Basis für einen sinnvollen Vergleich mit den numerisch berechneten Drücken darstellen.

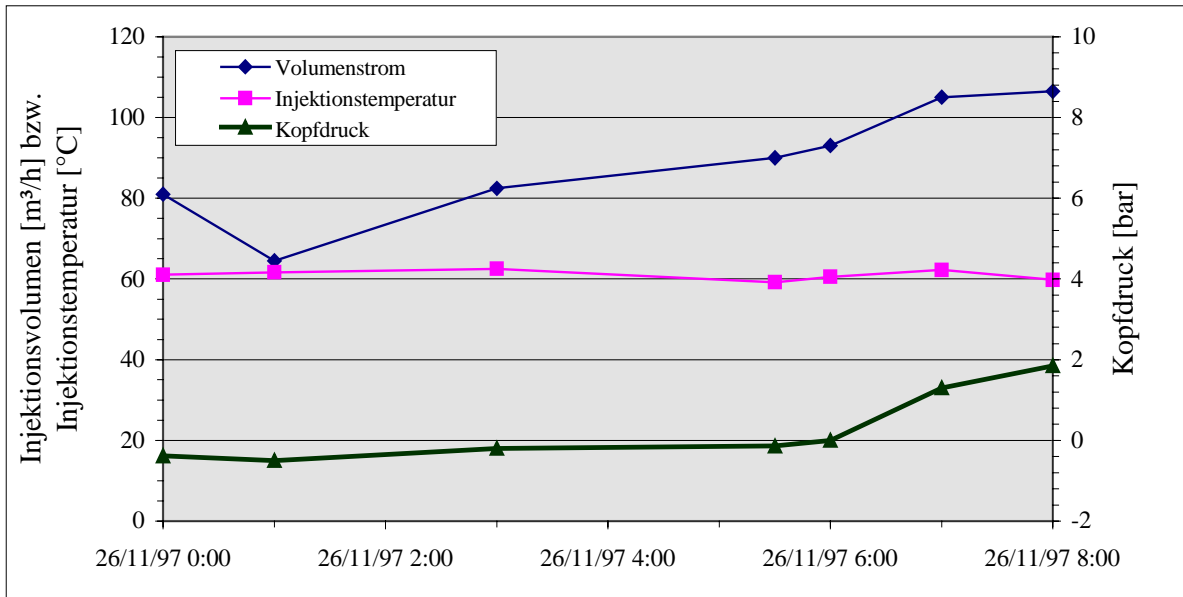


Abb. 4-5: Kopfinjektionstemperaturen, -volumenströme und -drücke vom 26.11.1997

4.3.3 Ergebnisse

Abbildung 4-6 zeigt einen Vergleich der gemessenen Kopfdruckdaten vom 6.-8.12.95 mit den numerisch berechneten Speicherdrücken, die unter Verwendung der Gleichungen (11,12) in die entsprechenden Kopfdrücke umgerechnet wurden.

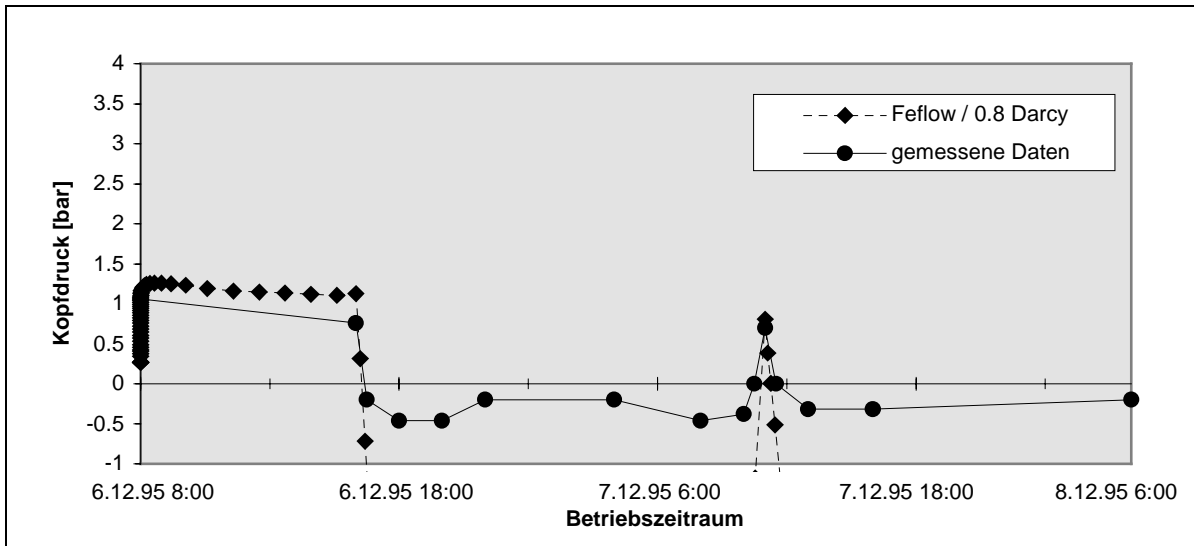


Abb. 4-6: Vergleich der gemessenen und berechneten Kopfdruckdaten vom 6.-8.12.95

Im Überdruckbereich zeigen beide Graphen eine gute Übereinstimmung, die sowohl den Entwicklungstrend des Druckes als auch die Absolutwerte betrifft. Im Unterdruckbereich hingegen zeigt sich die bereits beschriebene deutliche Abweichung zwischen den Ergebnissen, die durch einen sehr viel höheren Unterdruck in den berechneten Werten im Vergleich zu den gemessenen Werten dokumentiert ist.

Abbildung 4-7 zeigt den Vergleich der Kopfdrücke für den 26.11.97.

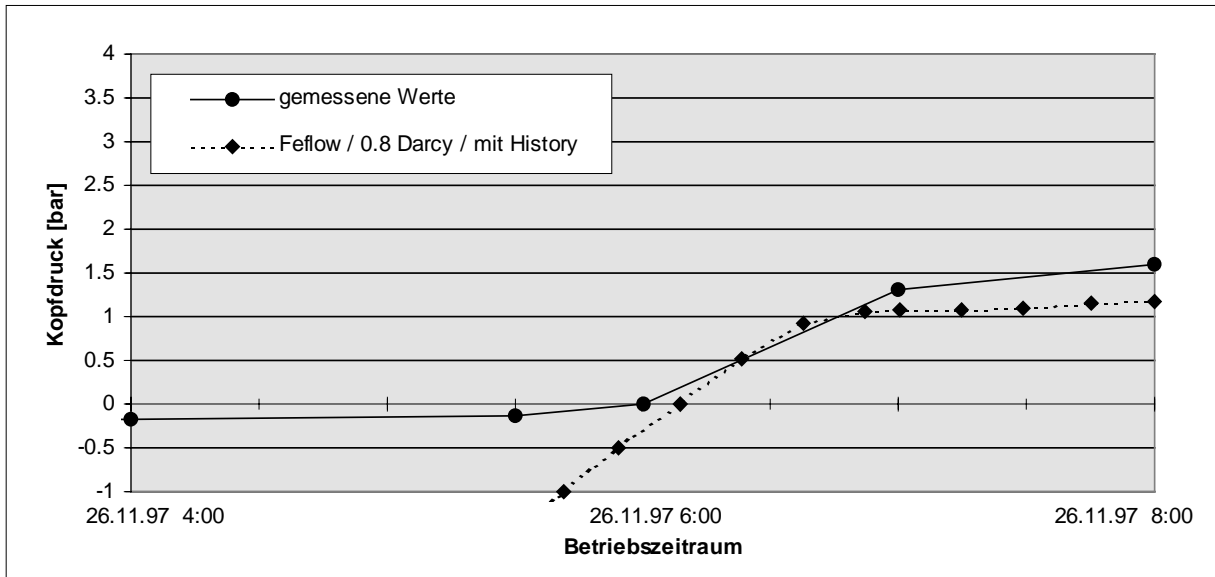


Abb. 4-7: Vergleich der gemessenen und berechneten Kopfdruckdaten vom 26.11.97

Auch hier besitzen die Ergebnisse eine gute Übereinstimmung hinsichtlich Trendentwicklung und Absolutwert. Um den Einfluß der fortschreitenden Kaltwasserausbreitung auf die Injektionsdruckentwicklung zu dokumentieren, wurde in einer weiteren Simulation die “Kaltwasser-History” als Initialbedingung der Simulation entfernt. Dies bedeutet, daß das Reservoir zu Beginn dieser Simulation die ursprüngliche Temperatur von 99 °C aufweist und ist somit gleichbedeutend zu der Annahme, dieses Regime drei Jahre zuvor (im November 1994) gefahren zu haben. Das Ergebnis ist in einem Vergleich mit den bereits gezeigten Ergebnissen in Abbildung 4-8 dargestellt. Deutlich zu erkennen sind die um mehr als 50 % reduzierten Kopfdrücke, die den Einfluß der dreijährigen Auskühlung charakterisieren.

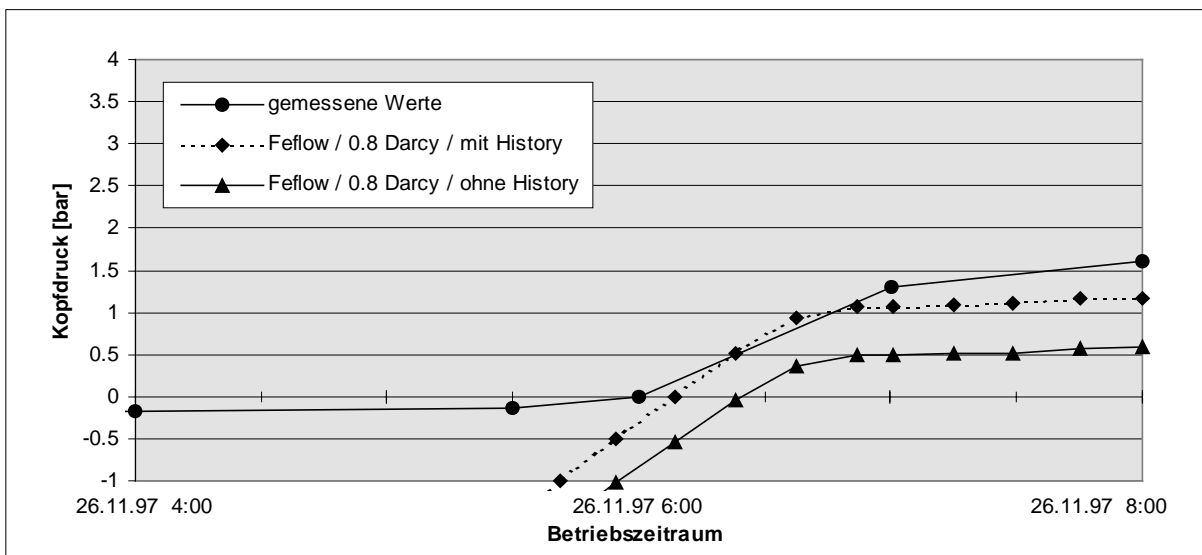


Abb. 4-8: Vergleich der gemessenen und berechneten Kopfdruckdaten mit und ohne Berücksichtigung der thermische History des Reservoirs vom 26.11.97.

Die thermische Beeinflussung des Reservoirs führt aufgrund der höheren dynamischen Viskosität des Porenfluids im Vergleich zum ungestörten Reservoir zu einem nachweisbar höheren

Druckaufwand für die Injektion. Dieser Einfluß ist somit im Sinne einer Abbauüberwachung numerisch nachvollziehbar.

Die Ergebnisse haben jedoch auch gezeigt, daß eine vollständige Deckungsgleichheit zwischen gemessenen Daten und numerischen Berechnungen nicht erreicht werden kann. Diese Tatsache ist auf verschiedene Einflußfaktoren zurückzuführen. Zum einen erlaubt die vorhandene Datengrundlage der Simulationen nur eine Näherung der tatsächlichen Betriebsregime, die somit zwangsläufig zu einem Fehler in den Ergebnissen führt.

Zum anderen haben die analytischen Berechnungen die hohe Sensitivität der Eingangsparameter auf den Kopfdruck, der sich durch Summation dreier Größen vergleichbarer Anteile berechnen läßt, verdeutlicht. Bereits geringe Fehler in der Approximation dieser drei Größen können zu deutlichen Abweichungen in der Kopfdruckberechnung führen.

Die o. g. Ergebnisse machen jedoch unabhängig von der Qualität der Ergebnisse deutlich, daß der Effekt der Horizontalkühlung erfaßt und modelltechnisch interpretiert werden kann. Die Simulation der Betriebszustände kann somit als ein potentiell Werkzeug zur Abbauüberwachung herangezogen werden.

5 Zusammenfassung

Die Untersuchungen haben gezeigt, daß der Kopfdruckanstieg infolge nichtisothermer Injektion unter der Voraussetzung konstanter Injektionstemperaturen und -volumenströme mit Hilfe analytischer Lösungen quantifizierbar ist. Diese Berechnungen können als Grundlage für Sensitivitätsuntersuchungen und die Kalibrierung numerischer Modelle eingesetzt werden. Letztere ermöglichen die Simulation zeitlich veränderlicher Betriebsregime und somit die Simulation von GHZ-Betriebszuständen. Der verwendete Simulator FEFLOW erwies sich dabei als geeignet, wobei die Untersuchungen ergaben, daß bei gekoppelten Druck- und Temperaturberechnungen die Diskretisierung der Bohrungen unter Verwendung der „Ringraum-Beschreibung“ eine gute Approximation der realen Strömungs- und Transportprozesse ermöglicht.

Am Beispiel der GHZ in Neustadt-Glewe konnte das Verfahren überprüft und der thermische Einfluß auf das Injektionsverhalten verifiziert werden. Damit steht ein Werkzeug zur Verfügung, daß während des GHZ-Betriebs (1) zur Abbau- und (2) zur Betriebsüberwachung eingesetzt werden kann. Letztere verfolgt dabei das Ziel, potentielle, mechanische Schädigungen des Reservoirs von thermisch induzierten Injektivitätsverringerungen unterscheiden und somit gegebenenfalls frühzeitig technische Maßnahmen zur Stabilisierung der Injektion durchführen zu können. Darüber hinaus kann die Numerik für zukünftige Betriebsszenarien eingesetzt werden, um die thermische und hydraulische Entwicklung im Speicher zu prognostizieren und die Anlagenfahrweise entsprechend zu optimieren.

Die Auswertung der Meßwerte aus Neustadt-Glewe ergab nur eine begrenzte Datenbasis, die für eine Nachrechnung der Betriebsdaten geeignet waren. Aufgrund der Tatsache, daß die Qualität numerischer Ergebnisse im Wesentlichen von der Datengrundlage abhängig ist, wäre daher eine kontinuierliche Datenerfassung und -archivierung ohne Mittelwertbildung für die Bewertung von Betriebszuständen und die Ableitung von Prognosen von Vorteil.

6 Literatur

- Benson, S.M. et al., Analysis of Thermally Induced Permeability Enhancement in Geothermal Injection Wells, Proc. Twenty-second Workshop on Geothermal Reservoir Engineering, Stanford University, Stanf., Ca. January 20-22, 1987, SGP-TR-109 57-65, 1987.
- Diersch, H.-J.G., Modellierung und numerische Simulation geohydrodynamischer Transportprozesse, Habilitation (Dissertation B), Akademie der Wissenschaften der DDR, Berlin 1985; Nachdruck WASY GmbH, Berlin 1991; 267 S., 1985.
- Diersch, H.-J., O. Kolditz und J. Jesse, Finite element analysis of geothermal circulation processes in hot dry rock fractures, Zeitsch. Angew. Math. Mech., 69, 3, 139-159, 1989.
- Diersch, H.-J.G., FEFLOW - An interactive graphics-based finite-element simulation system for groundwater contamination-processes, User's Manual; WASY GmbH Berlin; 79 S., 1991.
- Diersch, H.-J.G., FEFLOW - Physical Basis of Modeling; WASY GmbH Berlin; 81 S., 1996.

