

Strömungsmechanische Betrachtung des Thermalwasserkreislaufs der Geothermieanlage Neustadt-Glewe

Manfred Rinke, GeoForschungsZentrum Potsdam

Inhaltsverzeichnis

| | |
|--|-----------|
| 1. Einleitung, Aufgabenstellung..... | 40 |
| 2 Methodik und Lösungsweg | 40 |
| 2.1. Beschreibung der Anlage | 40 |
| 2.1.1 Untertageteil..... | 41 |
| 2.1.2 Obertageteil..... | 41 |
| 2.2 Hydraulisches Modell zur Berechnung der Kopfdrücke und Spiegeländerungen in der Förder- und Injektionsbohrung | 42 |
| 2.2.1 Berechnung der Ruhewasserspiegel | 45 |
| 2.2.2 Berechnung der Kopfdrücke an der Injektionssonde..... | 45 |
| 2.3. Auswertung von Betriebsdaten der GHZ Neustadt-Glewe..... | 49 |
| 2.3.1 Abschnitt Unterwasser-Motor-Pumpe bis Sondenkopf Förderbohrung | 49 |
| 2.3.2 Strömungsvorgänge am Rohrkrümmer der Fördersonde..... | 49 |
| 2.3.3 Strömungsvorgänge am und im Behälter B 01 | 50 |
| 2.3.4 Strömungsvorgänge in den Filterbatterien..... | 50 |
| 2.3.5 Strömungsvorgänge am Regelventil im Filterhaus II und im Verpreßstrang der Injektionsbohrung..... | 50 |
| 2.3.6 Typische Druckverläufe in der Injektionsbohrung | 50 |
| 2.3.7 Volumenstrommessungen am Filterhaus I und Filterhaus II..... | 52 |
| 2.3.8 Pumpencharakteristik der UWM-Pumpe in der Förderbohrung NGI-1 | 52 |
| 2.4. Berechnung des Druckverlaufs im Obertageteil des Thermalwasserkreislaufs in Abhängigkeit der Druckreaktionen im Untertageteil..... | 53 |
| 2.5 Druckhaltung in der Injektionsbohrung | 57 |
| 2.5.1 Betrachtung und Wertung von Druckhaltesystemen | 58 |
| 2.5.2 Bewertungsmatrix der vorgeschlagenen Druckhaltesysteme | 59 |
| 3. Zusammenfassung / Schlußfolgerungen | 60 |
| 4. Literatur..... | 60 |
| 5. Anlage 1: Prinzipschema des Thermalwasserkreislaufs der GHZ Neustadt-Glewe.... | 62 |

Abstract

The streaming mechanical state of the thermal water loop of the geothermal heating plant of Neustadt-Glewe was investigated. For this, the pressure decrease along technical components were calculated. The compilation with operation data allows considerations of changes of gas solubility due to pressure release. Alternative technical solutions to prevent these effects were developed.

1. Einleitung, Aufgabenstellung

Die Berechnung der Druckverläufe und Geschwindigkeitsprofile des Thermalwasserkreislaufs der GHZ Neustadt-Glewe verlangt die komplexe Betrachtung der Druckänderungen im Reservoir an der Förder- und Injektionsseite sowie die Strömungsvorgänge in den Rohrleitungen und Armaturen unter- und obertägig. Weiter wurde der Einfluß von Richtungsänderungen des Strömungsmediums an Rohrkrümmern und Rohrbögen betrachtet. Es kommen die Rechenverfahren für quasistationäre reibungsbehaftete Strömungsvorgänge in inkompressiblen Flüssigkeiten zur Anwendung.

Des weiteren werden die Druck-Geschwindigkeitsverläufe dahingehend untersucht, ob an kritischen Stellen unter den gegebenen Temperaturbedingungen im Thermalwasserkreislauf Gasentlösungen bzw. Zweiphasenfluß auftreten kann.

Für die Modellrechnungen wurden folgende Betriebsdaten und Unterlagen herangezogen:

- Bohrlochmessung in der Gt NG 2/90 vom 05.12. – 08.12.1995 (Primärdaten),
- Meßwerte aus den Tagesprotokollen der GHZ von 1996 (gemittelte Prozeßdaten über den Tag),
- ausgewählte Meßwertdiagramme der GHZ, die den zeitabhängigen Verlauf der Prozeßdaten Volumenstrom, Pumpendrehzahl, Kopfdrücke an den Steig- und Ringräumen der Förder- und Verpreßsonde sowie die Kopftemperaturen an Förder- und Verpreßsonde darstellen,
- Rohr- und Installationsschema des Thermalwasserkreislaufs der GHZ Neustadt-Glewe.

Im laufenden Betrieb der GHZ Neustadt-Glewe werden die Drücke, Durchflußmengen und Temperaturen an der Förder- und Injektionsbohrung kontinuierlich gemessen und zentral aufgezeichnet. Diese Daten werden zu Tagesmittelwerten verdichtet und in Form von Tagesmeldungen dokumentiert. Die Primärdaten werden nach ca. 150 Tagen gelöscht. Zur Auswertung wurden die Tagesmittelwerte des Jahres 1996 verwendet, ergänzt durch Datendiagramme aus den Jahren 1996, 1997 und 1998. Mit diesen Daten sind nur langfristig wirkende Tendenzen zu erfassen. Für Detailbetrachtungen von Systemzuständen des Druck-, Temperatur- und Volumenstromverhalten sind diese Daten nicht geeignet.

2 Methodik und Lösungsweg

2.1. Beschreibung der Anlage

(siehe Anlage 1: Prinzipschema des Thermalwasserkreislaufs der Geothermischen Heizentrale (GHZ) Neustadt-Glewe, FS: Fördersonde, RR: Ringraum, FH Filterhaus, WÜ: Wärmetauscher und FF Feinfilter)

2.1.1 Untertage teil

Für die Berechnung der hydraulischen Verluste wurden folgende Konstruktionen zugrunde gelegt:

| Rohrtour | Dimension | Länge | Reibungsbeiwert λ |
|----------------|-------------|--------|---------------------------|
| | Zoll | m | - |
| Schutzrohrtour | 5 1/2 | 13,2 | 0,045 |
| Schutzrohrtour | 7 | 1824,8 | 0,045 |
| Schutzrohrtour | 9 5/8 | 130,7 | 0,045 |
| RR Pumpe x RT | 9 5/8 x 143 | 9 | 0,045 |
| Steigleitung | 5 1/2 GFK | 246 | 0,02 |

Tab. 2-1: Komplettierungselemente der Förderbohrung NGI-1

| Rohrtour | Dimension | Länge | Reibungsbeiwert λ |
|-----------------|-----------|--------|---------------------------|
| | Zoll | m | - |
| Filter | 4 1/2 | 11,5 | |
| Schutzrohrtour | 5 | 407,1 | 0,045 |
| Schutzrohrtour | 7 | 1705,1 | 0,045 |
| Verpressleitung | 4 1/2 GFK | 144 | 0,02 |

Tab. 2-2: Komplettierungselemente der Injektionsbohrung NGI-2

2.1.2 Obertage teil

Die Thermaltrasse ist in DN 200 und in den Filterhäusern und in der GHZ in DN 150 ausgeführt.

| Rohrtour | Dimension | Länge | Reibungsbeiwert λ | Temperatur |
|---------------------|-----------|-------|---------------------------|------------|
| | DN | m | - | °C |
| FS-FH I (GF) | 150 | 25 | 0,02 | 97 |
| FH I (GF)-Ausg.FH I | 150 | 25 | 0,02 | 97 |
| FH I-GHZ | 200 | 575 | 0,02 | 97 |
| GHZ-PWÜ | 150 | 45 | 0,02 | 97 |
| PWÜ-Ausg GHZ | 150 | 30 | 0,02 | ausgekühlt |
| GHZ-FH II | 200 | 1160 | 0,02 | ausgekühlt |
| FH II -FF | 150 | 20 | 0,02 | ausgekühlt |
| FF-IS | 150 | 20 | 0,02 | ausgekühlt |

Tab. 2-3: Komplettierungselemente der Obertageanlage

2.2 Hydraulisches Modell zur Berechnung der Kopfdrücke und Spiegeländerungen in der Förder- und Injektionsbohrung

Von grundlegender Bedeutung für die Auslegung einer GHZ ist die exakte Bestimmung der Ruhewasserspiegel bzw. Speicherruhedrucke in der Förder- und Verpreßbohrung.

Der jeweilige Ruhedruck wird im Zuge der Testarbeiten in den Bohrungen mittels Tiefenmanometer ermittelt. Dieser Ruhedruck repräsentiert den Gleichgewichtszustand der Thermalwassersäule mit dem Speicherdruck.

Das Gewicht der Thermalwassersäule wird im wesentlichen von dessen Temperatur bestimmt. Durch die Arbeiten in der Bohrung während des bohrtechnischen und installationstechnischen Aufschlusses wird der ursprüngliche Temperaturverlauf entsprechend des Temperaturgradienten in der Bohrung dauerhaft gestört. Aus diesem Grund läßt sich der Ruhewasserspiegel nur indirekt bestimmen, indem der Ruhedruck an der Oberkante des Speichers gemessen und die Höhe der Thermalwassersäule entsprechend der Temperaturgradientenverteilung berechnet wird.

Der **statische Wasserspiegel** wird wie folgt ermittelt :

$$W_{sp} = L_s - \frac{p_{RWS} \cdot 10^5}{\rho_{sw} \cdot g} \quad (1)$$

| | | | |
|-----|--------------------|----------------------------|-----------------------|
| mit | W_{sp} | statischer Wasserspiegel | [m], |
| | L_s | Meßteufe Speicherruhedruck | [m], |
| | p_{RWS} | Speicherruhedruck | [bar], |
| | $\rho_{sw} f(T,P)$ | Schichtwasserdichte | [Kg/m ³], |
| | g | Erdbeschleunigung | [m/s ²], |

Die **Schichtwasserdichte** wird im wesentlichen von der Temperatur und untergeordnet vom Druck (Kompressibilität) bestimmt. Die Kompressibilitätsabhängigkeit kann mit hinreichender Genauigkeit durch die Mittelung des Druckes, angenommen über die gesamte Wassersäule, berücksichtigt werden.

Für die Berechnung der **Schichtwasserdichte** wird nach [Allen, Rowe, Jr. und James, 1979] die folgende empirische Formel verwendet [Koeffizienten dokumentiert in Bendzko, 1991]:

$$v = A(T) - p \cdot B(T) - p^2 \cdot C(T) + \beta \cdot D(T) + \beta^2 \cdot E(T) - \beta \cdot p \cdot F(T) - \beta^2 \cdot p \cdot G(T) - \frac{1}{2} \beta \cdot p^2 \cdot H(T) \quad (2)$$

$$\rho_{sw} = \frac{1000}{v} \quad (3)$$

| | | | |
|-----|-------------|---------------------|------------------------|
| mit | A(T)...H(T) | Koeffizienten | |
| | β | Mineralisation | [Masse%/100], |
| | T | Temperatur | [K], |
| | p | Druck | [Kp/cm ²], |
| | ρ_{sw} | Schichtwasserdichte | [Kg/m ³] |

| | | |
|----------------------|-----------------|----------------------------|
| Gültigkeitsbereich : | Temperatur: | 0 – 150 °C |
| | Druck: | 1 - 350 Kp/cm ² |
| | Mineralisation: | 0 - 25 Masse% NaCl |

Für die Berechnung der **Schichtwasserviskosität** wird nach [Ershagi et al., 1983] die folgende empirische Formel verwendet [Koeffizienten dokumentiert in Bendzko, 1991]:

$$\eta = e^{-4} \cdot (A + B \cdot T + C \cdot T^2 + D \cdot T^3 + 241,4 \cdot 10^{247,8/(T-140)}) \quad (4)$$

mit A...D Koeffizienten
T Temperatur [K],

Für die Bedingungen in Neustadt-Glewe wird mit den vereinfachten Gleichungen (5) und (6) für Dichte und Viskosität aus (2), (3) und (4) weiter gerechnet.

$$\rho_{sw} = -0,6071 \cdot T + 1157 \quad (5)$$

ρ_{sw} Schichtwasserdichte [Kg/m³]
T Temperatur [C],

$$\eta = 0,0268 \cdot T^{-0,8803} \quad (6)$$

η dyn. Viskosität [Pa s]
T Temperatur [C],

Zur Berechnung der **Fließdrücke** in der Förder- und Injektionsbohrung wird die Gleichung nach [Poppei und Wenderoth, 1998] verwendet.

$$\Delta p(r_w, t) = \frac{q \eta_r}{2 \pi \rho_r \cdot k H} \left[\ln \left(\frac{D - r_w}{r_w} \right) + \left(\frac{\eta_i \rho_r}{\eta_r \rho_i} - 1 \right) \ln \left(\frac{r_f}{r_w} \right) \right] \quad (7)$$

Die **Rohrreibungsdruckverluste** werden nach [Förster und Köckritz, 1989] berechnet.

$$\Delta p = 62,544 \frac{\lambda \cdot L \cdot \dot{V}^2 \cdot \rho}{d^5} \quad (8)$$

mit Δp Rohrreibungsdruckverlust [MPa]
 λ Rohrreibungsbeiwert [-],
L Rohrlänge [m],
 \dot{V} Volumenstrom [m³/h],
 ρ_{sw} Schichtwasserdichte [Kg/m³],
d Rohrinne Durchmesser [mm].

Ermittlung des **Rohrreibungsbeiwertes** λ :

für laminare Strömung $Re \leq 2320$ gilt :

$$\lambda = \frac{64}{\text{Re}} \quad (9)$$

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

$$\lambda = \left[1,74 - 2 \cdot \lg \left(\frac{2 \cdot k}{d} + \frac{18,7}{\text{Re} \sqrt{\lambda}} \right) \right]^{-2} \quad (10)$$

Die Berechnung von λ erfolgt iterativ.

Für turbulente Strömung im hydraulisch rauhen Bereich $\frac{k}{d} > 225 \cdot \text{Re}^{-0,875}$ gilt :

$$\lambda = \left[2 \cdot \lg \left(\frac{d}{k} \right) + 1,14 \right]^{-2} \quad (11)$$

mit Re Reynoldszahl [-],
 k Rauigkeit [m].

Die **Reynoldszahl** ergibt sich aus :

$$\text{Re} = \frac{w \cdot d \cdot \rho_{\text{sw}}}{\eta_{\text{sw}}} \quad (12)$$

mit η_{sw} - dynamische Viskosität des Thermalwassers [Pa·s].
 w - Strömungsgeschwindigkeit [m/s]

Der Temperaturgradient errechnet sich aus :

$$T_{\text{grad}} = \frac{T_{\text{Sp}} - T_{\text{O}}}{L} \quad (13)$$

mit T_{Sp} - Temperatur im Speicherhorizont [°C]
 T_{O} - durchschn. Temperatur an der Oberfläche [7,5 °C]

Druckverluste in **Rohrleitungselementen und Armaturen:**

wie Krümmer, Rohrbögen, T-Stücke, Armaturen, Ventile, Diffusoren, Filter, Wärmetauscher usw.

Druckverluste für Einbauten werden mit Hilfe des Verlustbeiwertes ξ ermittelt.

$$\Delta p = \xi \cdot \rho/2 \cdot w^2 \quad (14)$$

Typische ξ - Werte:

| | | |
|--------------------------------------|-------|-----|
| Krümmmer | 1,5 d | 0,3 |
| T-Stück | | 1,3 |
| Diffusor d_2/d_1 | 1,4 | 0,3 |
| Membranventil DN 125 mit Auskleidung | | 2,5 |
| Membranventil DN 150 mit Auskleidung | | 2,7 |

Über eine Filtereinheit wird ein Druckverlust von insgesamt 2 bar zugelassen.

Beim Durchströmen der Plattenwärmeübertrager entsteht ein mengenstromabhängiger Druckverlust:

| | |
|-----------------------------|----------|
| 40 – 60 m ³ /h: | 0,2 bar |
| 60 – 90 m ³ /h: | 0,35 bar |
| 90 – 120 m ³ /h: | 0,55 bar |

2.2.1 Berechnung der Ruhewasserspiegel

Die Ruhewasserspiegel in der Förder- und Injektionsbohrung wurden anhand der Druck- und Temperaturmessungen des Injektionstestes in der Bohrung NGI-2 vom 05.12.-08.12.1995 berechnet. In die Bohrung wurde auf Teufe 2245 m eine Meßkombination Druck/Temperatur eingegangen und Injektionsraten von 45, 80 und 105 m³/h gefahren. Mit den gemessenen Drücken während der Injektion und den berechneten Rohrreibungsverlusten, Fließdrücken und den Thermalwasserdichten wurde der Ruhespiegel bei 124,5 m korreliert. Ebenfalls war es möglich, den Ruhespiegel in der NG-2 im Zusammenhang mit einer Kameraeinfahrt am 7.7.98 zu bestimmen (Spiegel gemessen bei 104,5 m; Temperatur der Wassersäule: 70 °C; Speicheroberkante: 2279 m; Ruhewasserdruck an Speicheroberkante bei 70 °C: 237,63 bar). Mit der Schichttemperatur von 98 °C und der Oberflächentemperatur von 7,5 °C berechnet sich nach (13) die mittlere Thermalwassertemperatur zu 54,8 °C. Dieser Temperatur entspricht einer Thermalwasserdichte von 1123,7 kg/m³. Diese Dichte in (1) eingesetzt ergibt einen Ruhewasserspiegel von 123,3 m. Die weiteren Berechnungen gehen von einem Ruhewasserspiegel von 124 m aus.

2.2.2 Berechnung der Kopfdrücke an der Injektionssonde

Die Entwicklung der dynamischen Wasserspiegel in der Förder- und Injektionsbohrung sind die entscheidenden Parameter zur Auslegung des gesamten Thermalwasserkreislaufs. Die Wasserspiegel sind abhängig von:

- den Fließdrücken im Speicher,
- den Rohrreibungsverlusten der Untertagekomplettierung,
- dem Speicherruhedruck.

Der Kopfdruck in der Injektionsbohrung wird wie folgt berechnet:

- Es wird vom Ruhewasserspiegel ausgegangen (Thermalwassersäule hat Temperatur entsprechend Gradientenverlauf).
- Dann wird ein Volumenstrom injiziert mit Temperatur₂ ≠ Temp.Grad.
- Die Druckverluste $P_{\text{fließ}}$ und $P_{\text{Rohrreibung}}$ werden in äquivalenten Wassersäulen mit Temp.₂ umgerechnet.
- Die Thermalwassersäule vom Ruhewasserspiegel bis zur Speicheroberkante wird ebenfalls mit Temp.₂ umgerechnet.

Die Spiegelaufhöhung ergibt sich somit zu:

Spiegelaufhöhung = RWSp.-Wassersäule $P_{\text{fließ}}$ - Wassersäule $P_{\text{Rohrreibung}}$ $\pm \Delta$ Wassersäule ($T_2 \neq T_{\text{Grad}}$)

$$L_{\text{Spiegelaufh.}} = L_{\text{RWS}} - L_{\text{WS}_{P_{\text{fließ}}}} - L_{\text{WS}_{P_{\text{Rohrreib}}}} \pm L_{\text{WS}_{T_2 \neq T_{\text{Grad}}}} \quad [\text{m}] \quad (15)$$

Die Umrechnung der Spiegelaufhöhung in Druck erfolgt nach folgender Beziehung:

$$P_{\text{Kopf}} = \frac{(L_{\text{Spiegelaufh.}} - L_{\text{RWS}}) \cdot \rho_{\text{SW}} \cdot 0,981}{10^4} \quad [\text{bar}] \quad (16)$$

Mit den Beziehungen (1) – (16) wurden die Kopfdrücke an der Injektionssonde bestimmt und sind in der Abbildung 2-1 dargestellt.

Berechnung der Kopfdrücke in Abhängigkeit von der Injektionsrate - NGI-2

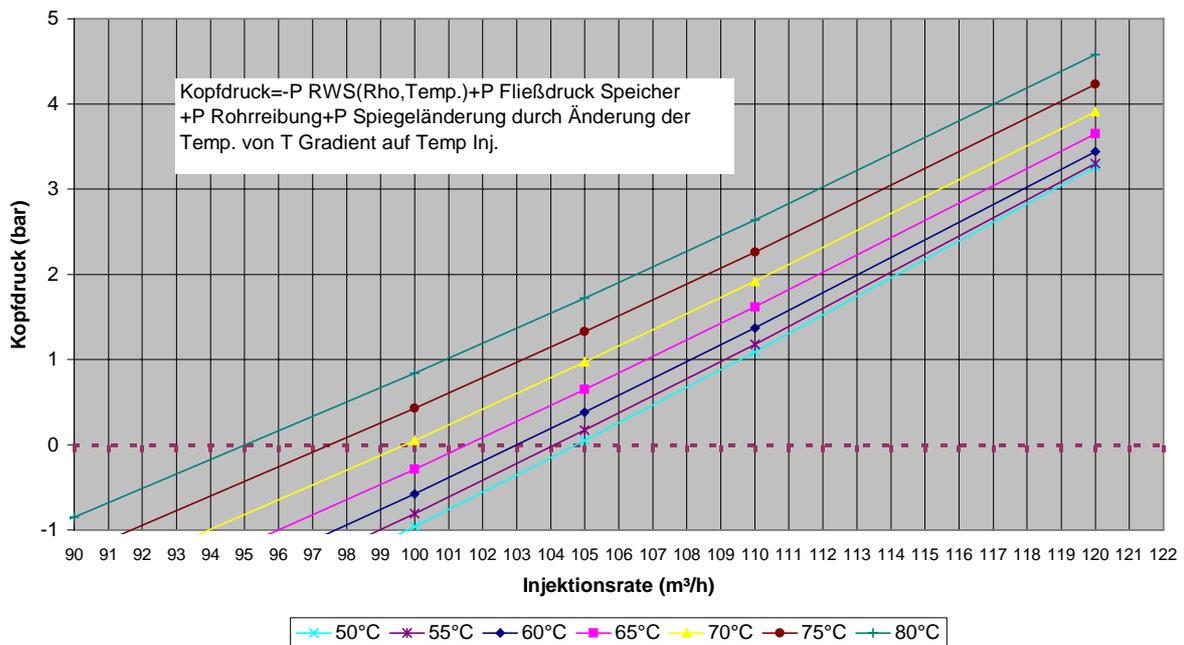


Abb. 2-1: Berechnete Kopfdrücke in der NG-2 in Abhängigkeit vom Volumenstrom und der Injektionstemperatur

Aus Abbildung 2-1 geht hervor, daß erst ab ca. 95 m³/h Kopfdrücke über den Außenluftdruck auftreten. Die Kopfdrücke werden deutlich von der Temperatur und der Dichte des Thermalwassers beeinflusst.

In Abbildung 2-2 sind für unterschiedliche Volumenströme und Temperaturen die Wasserspiegelhöhen in der Bohrung aufgetragen.

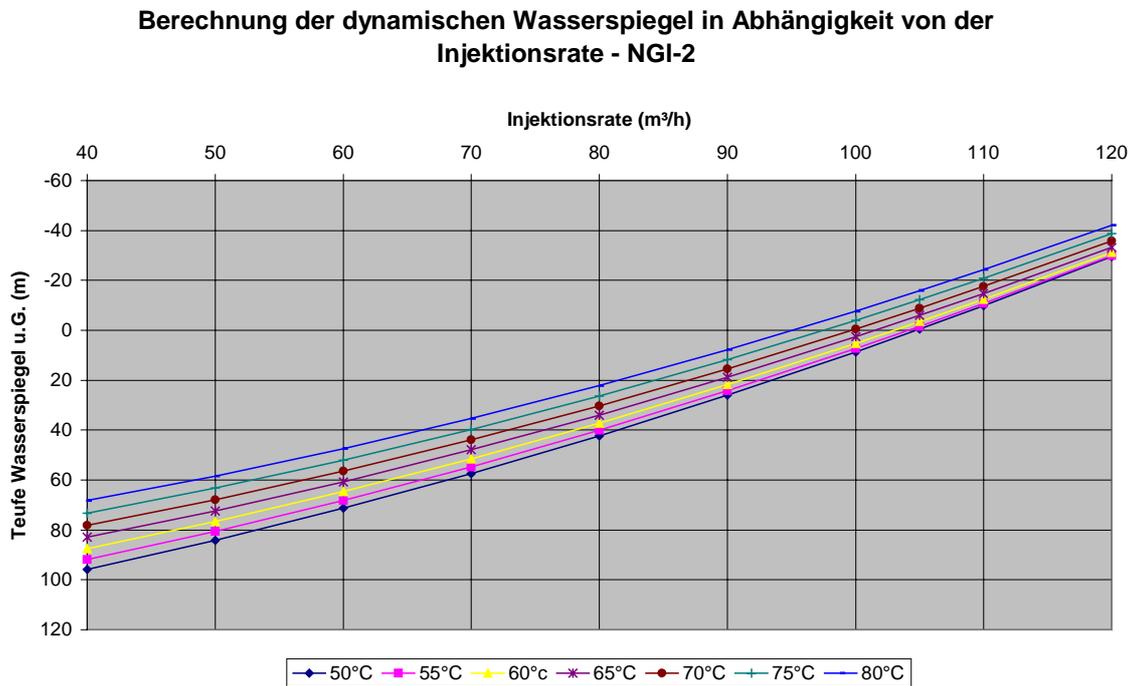


Abb. 2-2: Berechnete Wasserspiegel in der NG-2 in Abhängigkeit vom Volumenstrom und der Injektionstemperatur

Aus Abbildung 2-2 wird deutlich, daß bei Volumenströmen $< 95 \text{ m}^3/\text{h}$ „Unterdruck“ in der Injektionsbohrung auftritt. Vom Regelventil vor dem Sondenkopf bis zum jeweiligen dynamischen Wasserspiegel stellt sich dann der Dampfdruck des Thermalwasser-/Gasgemisches ein. Aus dem [VDI-Wärmeatlas, 8. Aufl., 1997] sind die Dampfdrücke über wäßrigen Salzlösungen entnommen und in Abbildung 2-3 dargestellt.

**Dampfdrücke über ungesättigten Salzlösungen (NaCl) in
Abhängigkeit von der Salzkonzentration und Temperatur nach
VDI-Wärmeatlas 8. Aufl. 1997**

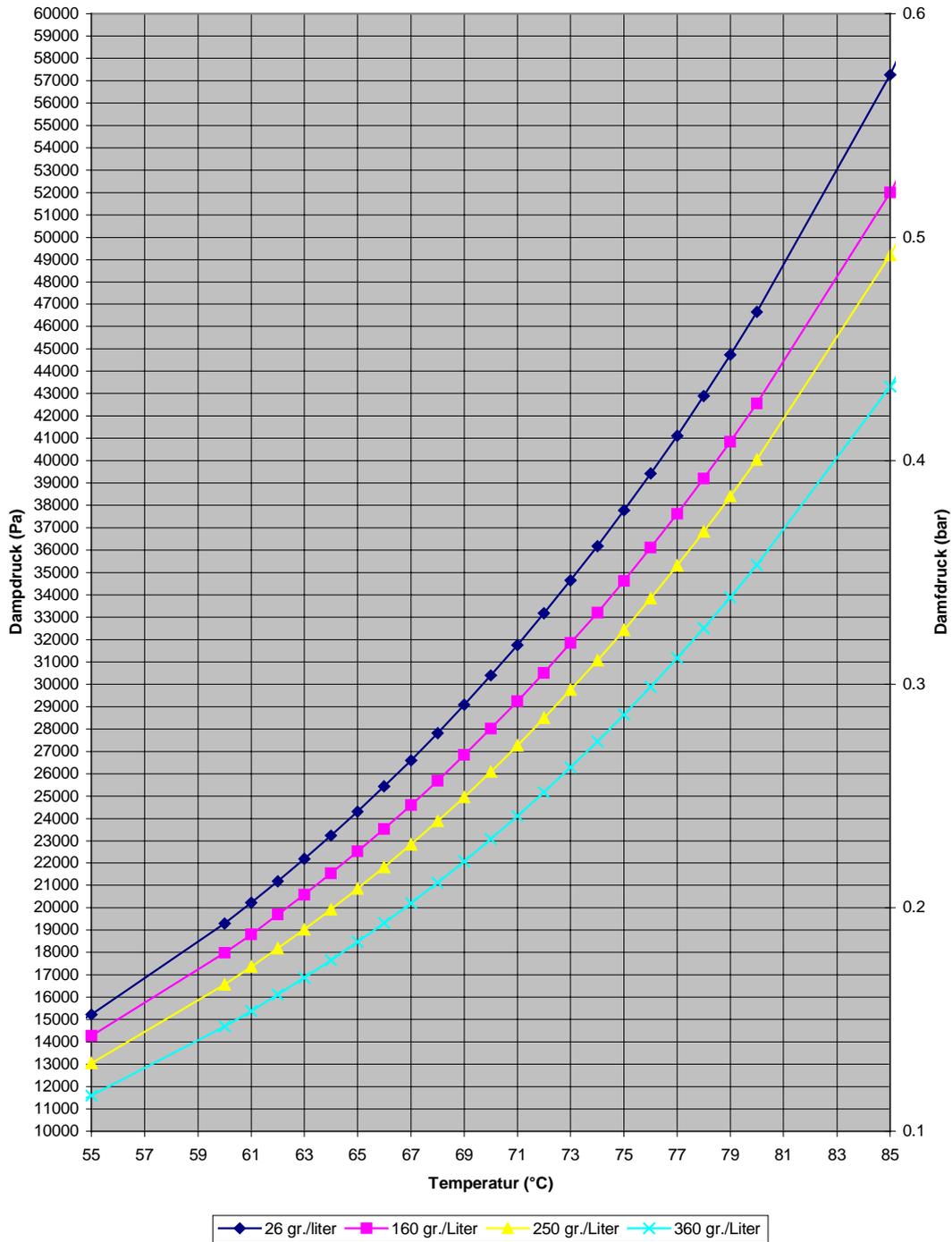


Abb. 2-3: Dampfdrücke über ungesättigten Salzlösungen (NaCl)

2.3. Auswertung von Betriebsdaten der GHZ Neustadt-Glewe

Zur Auswertung kamen überwiegend Betriebsdaten, der über den Tag gemittelten Tagesprotokolle, aus Datendiagrammen und vom Test (5.12.-8.12.95). Es war zu untersuchen, ob im Thermalwasserkreislauf Druck- und Temperaturbedingungen existieren, die zu einer Gasentlösung führen. Für den Gasanteil von 10 % im Thermalwasser von Neustadt-Glewe und einer Temperatur von 98 °C ist der Entlösungsdruck ca. 2,4 bar [Seibt, Naumann und Hoth, 1998].

2.3.1 Abschnitt Unterwasser-Motor-Pumpe bis Sondenkopf Förderbohrung

In Abbildung 2-4 ist der dynamische Wasserspiegel in Abhängigkeit von der Förderrate dargestellt. Der Pumpeneinlauf befindet sich bei 246 m. Die maximale Absenkung in der Förderbohrung reicht bei 120 m³/h bis 152 m. Die Überdeckung der Pumpe mit einer Thermalwassersäule ist ausreichend, so daß es in der Pumpe zu keiner Gasentlösung kommen kann.

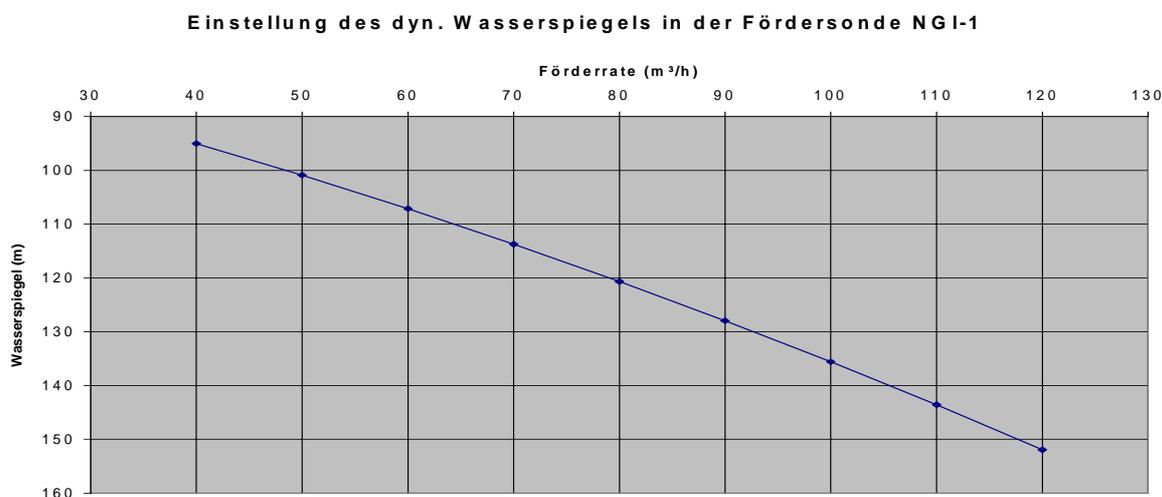


Abb. 2-4: Dynamischer Wasserspiegel in der Förderbohrung NGI-1

2.3.2 Strömungsvorgänge am Rohrkrümmer der Fördersonde

In Rohrkrümmern entstehen neben den Reibungsverlusten noch Ablöseverluste durch Wirbelbildung und einer der Längsströmung überlagerten Sekundärströmung [Bohl, 1978]. Diese Sekundärströmung verbindet sich mit der Längsströmung zu einer schraubenförmigen Strömung.

Durch die Umlenkung der Strömung wird durch die Zentrifugalkraft $= \rho \frac{\omega^2}{r}$ ein nach außen zunehmender Druck erzeugt. Nach der Bernoulli-Gleichung nimmt die Geschwindigkeit bei zunehmenden Druck ab und umgekehrt zu. Im Zentrum eines Potential-Wirbel wäre demnach die Geschwindigkeit theoretisch unendlich hoch. Praktisch bewegt sich die Flüssigkeit in der Wirbelachse wie ein fester Körper mit ($w/r=\text{konst}$).

Die Druckzunahme in radialer Richtung ist: [Recknagel, Sprenger und Schramek, 1995].

$$\frac{\Delta p}{\Delta r} = \frac{\rho \cdot \omega^2}{r} \quad (17)$$

Für einen Krümmer DN 150 mit $r=0,5$ m beträgt der Druckverlust bei einem Volumenstrom von 110 m³/h zwischen innerer und äußerer Berandung 0,01 bar. Dieser geringe Druckunterschied kann somit nicht ursächlich für eine Gasentlösung am Rohrkrümmer sein.

Inwieweit innerhalb eines einzelnen Potential-Wirbel solche Druckverluste auftreten, die zu einer Gasentlösung führen, konnte innerhalb des Themas nicht geklärt werden.

2.3.3 Strömungsvorgänge am und im Behälter B 01

Der Behälter B 01 dient vorrangig zum Abfangen von Druckstößen im Thermalwassersystem. Der Behälter wird mit einem Stickstoffpolster beaufschlagt. Während des Betriebes muß in regelmäßigen Abständen Gas, das aus dem Thermalwasser entweicht, abgelassen werden. Die Zyklen zum Ablassen des Gases sind abhängig vom Druck am Kopf der Förderbohrung. Zum Beispiel wurde der Kopfdruck an der Förderbohrung am 7.7.98 von 3,5 bar auf 4,5 erhöht, was zu einer deutlichen Verlängerung der Zyklen zum Gasablassen geführt hat. Es ist anzumerken, daß selbst bei einem Druck von 3,5 bar der Gasentlösungsdruck noch nicht erreicht ist. Die Ursachen für die Gasentlösung schon bei 3,5 bar können eventuell in der vorher dargelegten Potential-Wirbel-Theorie liegen.

2.3.4 Strömungsvorgänge in den Filterbatterien

Die Filter werden bis zu einem maximalen Differenzdruck von 2 bar gefahren (Auslegung bis 4 bar). Die Grobfilter werden kaum beladen und wurden im bisherigem Betrieb max. mit 0,2 bar gefahren. An den Feinfiltern treten Druckverluste bis 2 bar auf, was zur Folge hat, daß hinter den Feinfiltern bis zum Regelventil der Druck unter den Gasentlösungsdruck von 2,4 bar fällt.

2.3.5 Strömungsvorgänge am Regelventil im Filterhaus II und im Verpreßstrang der Injektionsbohrung

Wie in Abbildung 2-2 gezeigt, bewegt sich der dynamische Wasserspiegel je nach Injektionsvolumen und Temperatur von 95 m bis übertage. Bis zum Wasserspiegel fällt die Wassersäule im freien Fall und reißt ab. Der Druck fällt dabei auf den Verdampfungsdruck. Trifft das Wasser-Dampf-Gemisch auf den Wasserspiegel, kondensiert der Wasserdampf und es kommt dabei zu starken Druckschwankungen. Der Dampfdruck setzt sich bis zum Regelventil fort, wobei der Differenzdruck über das Regelventil bis 3,5 bar betragen kann.

2.3.6 Typische Druckverläufe in der Injektionsbohrung

Typische Druckverläufe in der Injektionsbohrung zeigen die folgenden Diagramme, die während des Testes vom 5.12.-8.12.95 aufgezeichnet wurden:

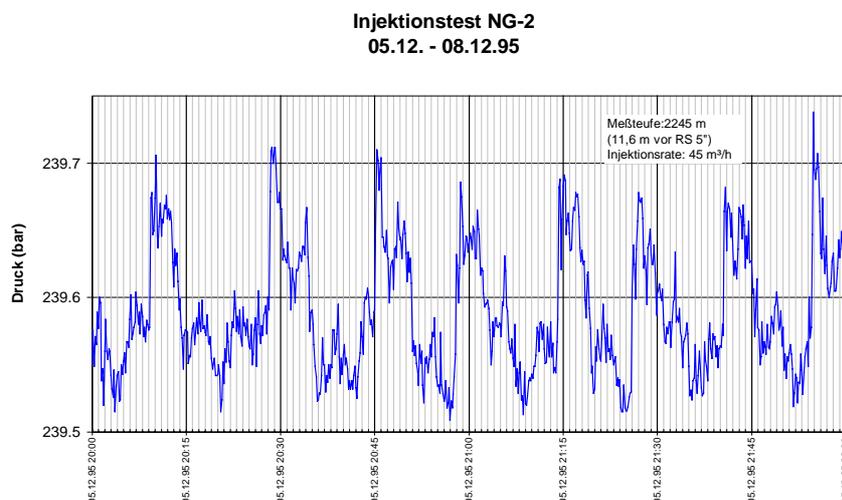


Abb. 2-5: Druckverlauf bei 45 m³/h

**Injektionstest NG-2
05.12. - 08.12.95**

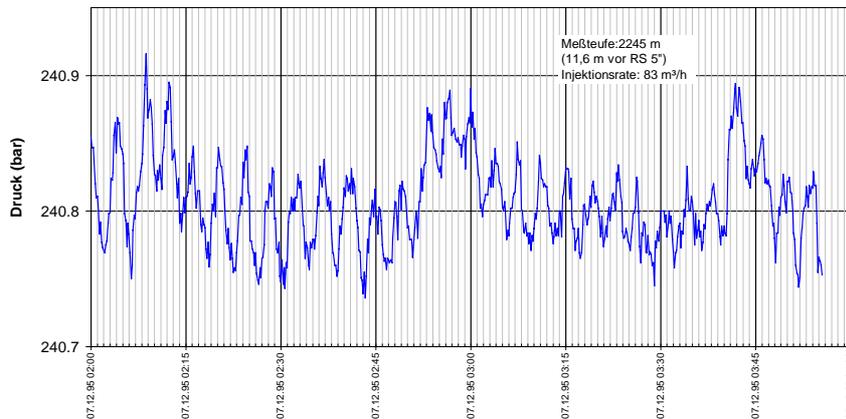


Abb. 2-6: Druckverlauf bei 83 m³/h

**Injektionstest NG-2
05.12. - 08.12.95**

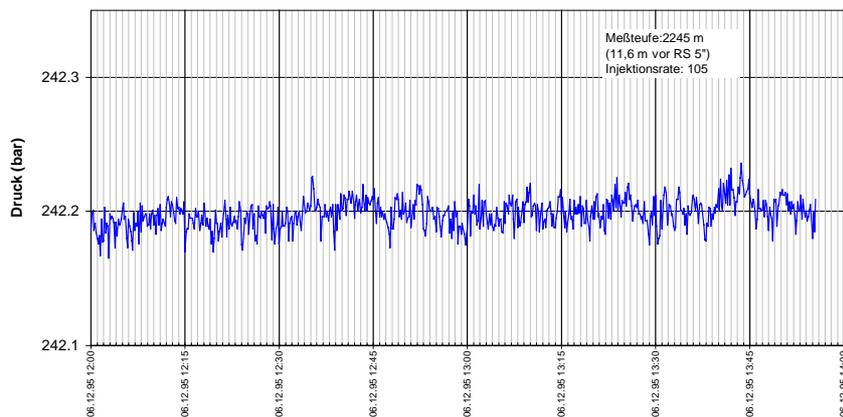


Abb. 2-7: Druckverlauf bei 105 m³/h

Die Abbildungen 2-5 bis 2-7 zeigen den Einfluß der Zweiphasenströmung. Bei der hohen Rate von 105 m³/h lag am Sondenkopf ein Druck von 0,98 bar an. Die Druckamplitude ist hier deutlich geringer und zeigt damit einen ruhigeren Strömungsverlauf an. Bei 45 und 83 m³/h zeigte das Druckmeßgerät negative Werte an. Der zyklische Druckverlauf in Abbildung 2-5 wird von der schwankenden Temperatur nach den Wärmeübertragern hervorgerufen. Diese Druckschwankungen in Abhängigkeit des Volumenstroms zeigen sich auch an der Förder-sonde für die Durchflußmengenmessung.

In der Abbildung 2-8 ist das Druckbild bei Meßteufe 60 m und einem Volumenstrom von 75 m³/h dargestellt. Hier wird die Temperaturabhängigkeit des Druckes deutlich.

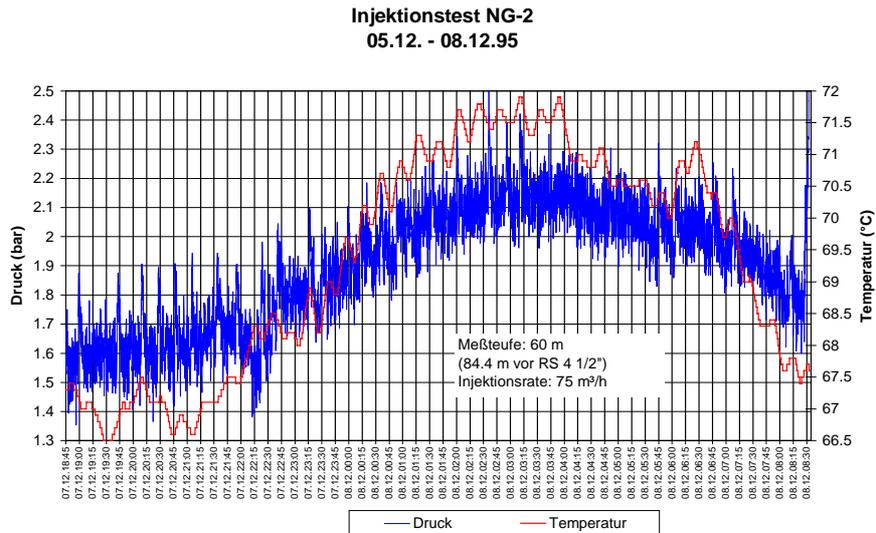


Abb. 2-8: Druckverlauf in Meßteufe 60 m bei 75 m³/h

2.3.7 Volumenstrommessungen am Filterhaus I und Filterhaus II

In Abbildung 2-9 ist der prozentuale Mehranteil der Fördermenge im Filterhaus II zur Fördermenge im Filterhaus I aufgetragen. Mit niedrigeren Thermalwassertemperaturen nach dem Wärmetauscher steigt der Mehranteil im Filterhaus II. Hier zeigt sich die Tendenz, daß mit sinkender Temperatur des Injektionsmediums der Dampfdruck in der Injektionsbohrung sich verringert und damit der „Unterdruck“ größer wird, was dann zu verstärktem Zweiphasenfluß führt.

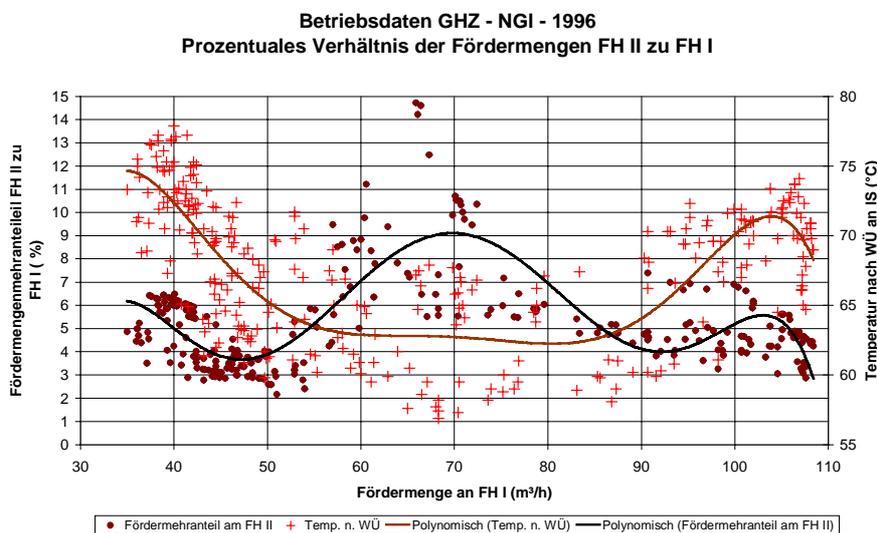


Abb. 2-9: Verhältnis der gemessenen Durchflußmengen am Filterhaus I und II

2.3.8 Pumpencharakteristik der UWM-Pumpe in der Förderbohrung NGI-1

In der Abbildung 2-10 sind die Pumpenkennlinien der UWM-Pumpe dargestellt. Es wurde die Gesamtförderhöhe in Meter Wassersäule zur Fördermenge aufgetragen. Die Gesamtförderhöhe setzt sich aus der geodätischen Höhe des Wasserspiegels + Rohrreibungsverluste im Pumpensteigrohr + dem Kopfdruck an der Fördersonde zusammen. Es sind die Kennlinien des Pumpenlieferanten (Centrilift) und die mit diesem Modell berechnete eingetragen. Aus den

Betriebsdaten der „Tagesprotokolle - 1996“ wurden gemessene Drehzahlen (Hz) der Pumpe zur Fördermenge (m³/h) in das Pumpenkennlinienfeld eingetragen. Der Zeitraum vom 13.3. – 4.8.96 wurde gesondert dargestellt (Pumpe hatte einen Defekt). Bis zu einer Förderrate von ca. 65 m³/h stimmt die Kennlinie mit den berechneten Werten gut überein. Bei den höheren Förderraten nimmt die Effektivität der Pumpe deutlich ab. Da die Rohrreibungsdruckverluste und die Kopfdrücke sicher zu berechnen sind, müßte die zusätzlich erforderliche Förderhöhe nur durch einen tiefer liegenden dynamischen Wasserspiegel hervorgerufen werden. Dadurch könnte der Überdeckungsdruck an der Pumpe bei hohen Förderraten unter den Gasentlösungsdruck fallen und eine Gasentlösung in der Pumpe auftreten. Eine weitere Ursache für das Verhalten der Pumpenkennlinie bei höheren Volumenströmen könnte in der Pumpe selbst liegen.

Pumpencharakteristik und Betriebsdaten der UWM-Pumpe 14-HC 19000 (675 Serie) in der Förderbohrung NGL-1

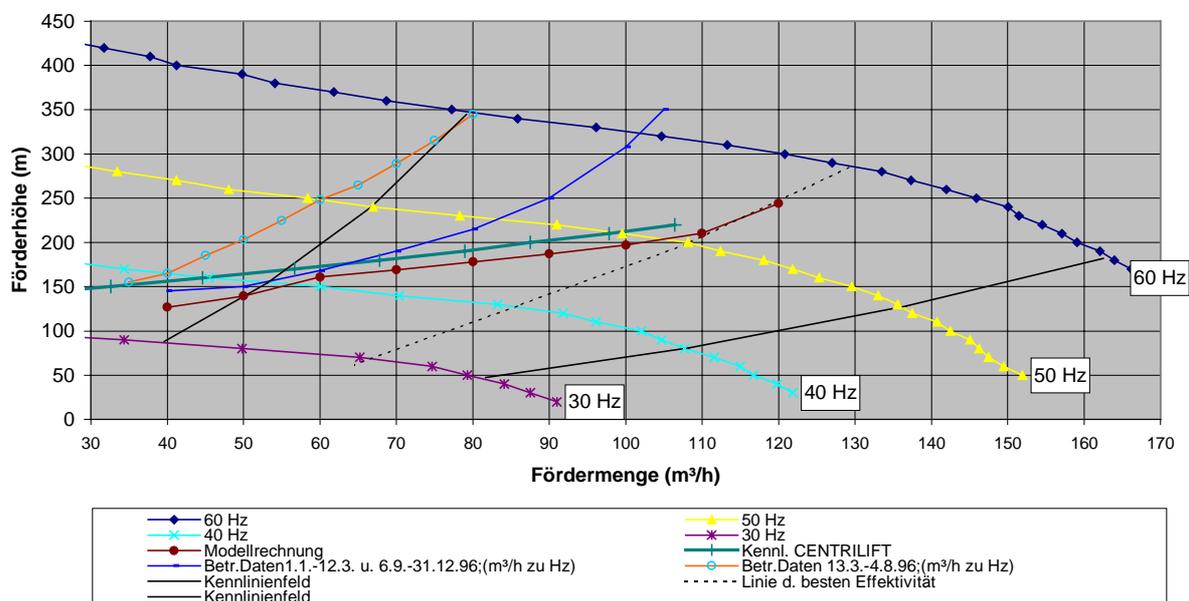


Abb. 2-10: Pumpencharakteristik der UWM-Pumpe der NGL-1

2.4. Berechnung des Druckverlaufs im Obertageteil des Thermalwasserkreislaufs in Abhängigkeit der Druckreaktionen im Untertageteil

Für die in 2.1 beschriebene Anlage wurde das in 2.2 dargestellte mathematische Werkzeug zur komplexen Betrachtung des Druckverhaltens angewendet. Ausgehend von den Fließdrücken im Speicher, den Rohrreibungsdruckverlusten im Untertageteil wurde die Druckentwicklung im Obertageteil des Thermalwasserkreislaufs berechnet. Das Langzeitverhalten für die Injektion blieb dabei unberücksichtigt.

Die Drücke im obertägigen Thermalwassersystem werden vom Sondenkopf der Förderbohrung bis zum Sondenkopf der Injektionsbohrung für insgesamt 11 Positionen berechnet. Entscheidend für die Druckhaltung ist die Stellung des Regelventils im Filterhaus II an der Injektionsbohrung und die Druckentwicklung in der Injektionsbohrung selber, da erst ab einem Volumenstrom von ca. 100 m³/h ein Überdruck (über Atmosphärendruck = 101325 Pa = 1,01325 bar) auftreten. Die Stellung des Regelventils wird so angenommen, daß am Sondenkopf der Förderbohrung ein Druck von 4,5 bar einstellen kann.

Die Druckverluste über die Filterbatterien (Grobfilter im Filterhaus I; Feinfilter im Filterhaus II) werden mit den Betriebszuständen Beladen und Nichtbeladen berücksichtigt. Für Nichtbeladen geht der Differenzdruck mit 0,2 bar in die Rechnung und für Beladen der Differenzdruck 2,0 bar. Da im bisherigem Betrieb an den Grobfiltern keine Beladung aufgetreten ist, wird die Beladung nur für den Feinfilter angenommen.

In der Abbildung 2-11 sind für den Zeitraum vom 13.3. – 4.8.96 (Pumpe förderte mit verringerter Leistung) die Druckverläufe dargestellt.

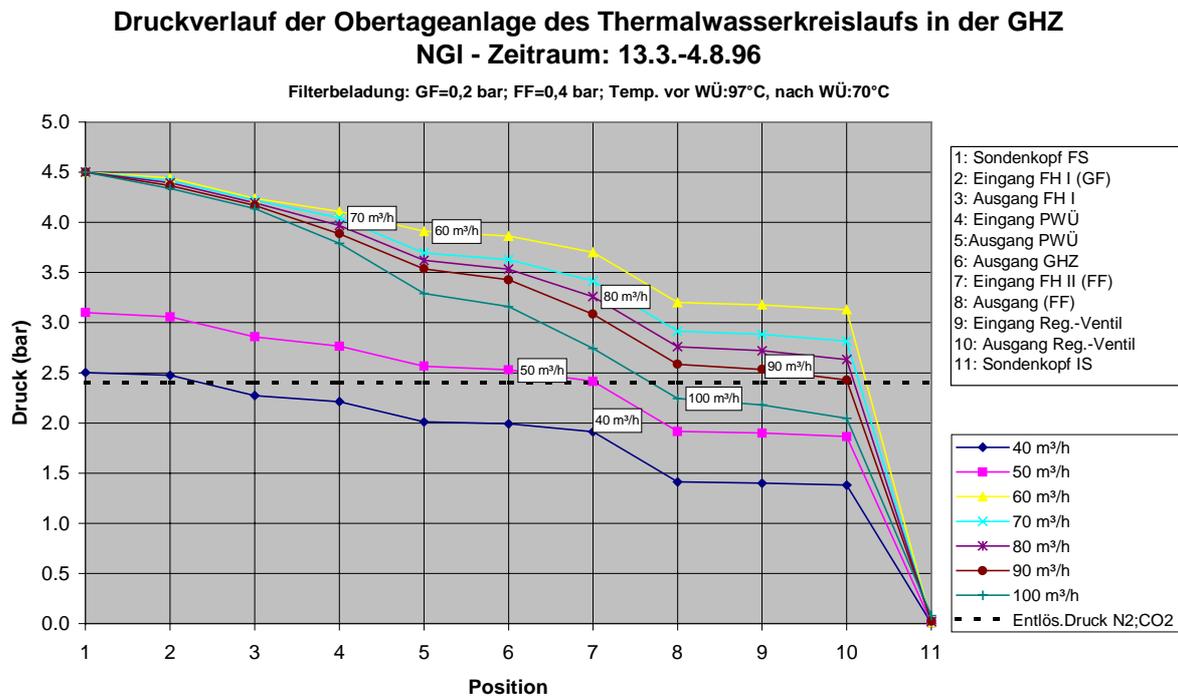


Abb. 2-11: Druckverlauf im Obertagesystem des Thermalwasserkreislaufs (Werte für Kopfdruck an der Fördersonde und Filterbelastung sind den Tagesprotokollen im Zeitraum vom 13.3.-4.8.96 entnommen; für 40 m³/h wurde ein Kopfdruck von 2,5 bar und für 50 m³/h: 3,2 bar, > 50 m³/h=4,5 bar angesetzt)

Es ist zu erkennen, daß bei der geringen Förderrate von 40 m³/h und einem Kopfdruck an der Fördersonde von 2,5 bar, der Druck bis zum Förderhaus I unter dem Gasentlösungsdruck von 2,4 bar fällt.

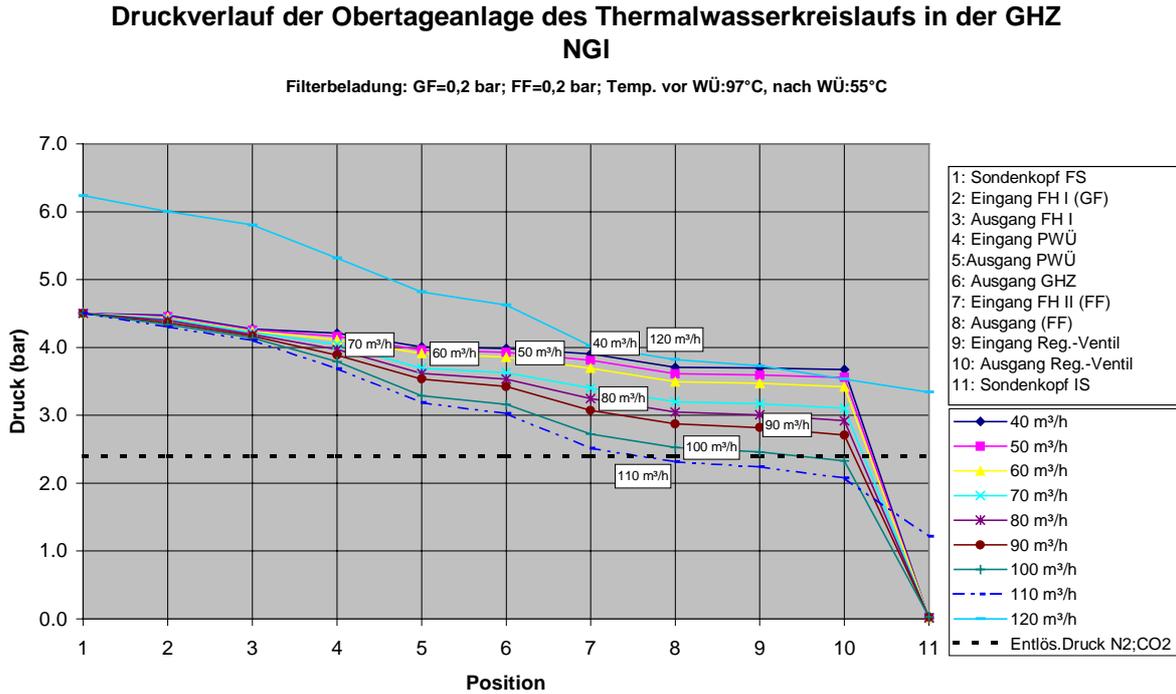


Abb. 2-12: Druckverlauf im Obertagesystem des Thermalwasserkreislaufs für Thermalwassertemperatur nach dem Wärmeübertrager von 55 °C; Filterbelastung 0,2 bar; Sondenkopfdruck 4,5 bar

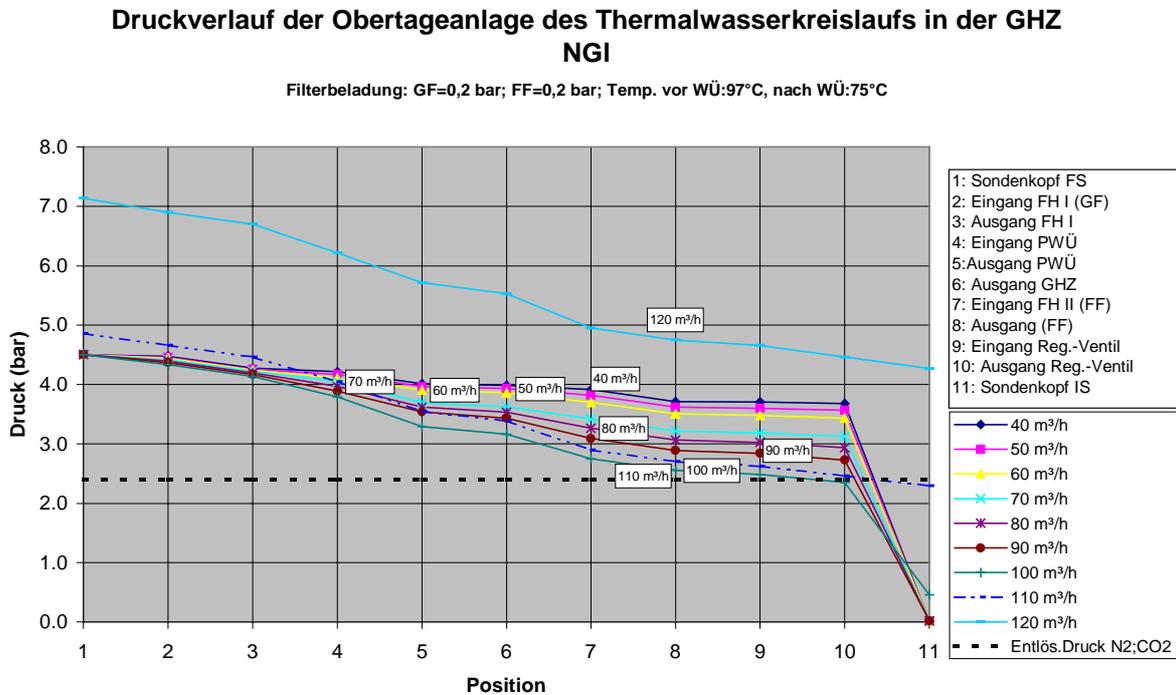


Abb. 2-13: Druckverlauf im Obertagesystem des Thermalwasserkreislaufs für Thermalwassertemperatur nach dem Wärmeübertrager von 75 °C; Filterbelastung 0,2 bar; Sondenkopfdruck 4,5 bar

Die Abbildungen 2-12 und 2-13 zeigen, daß nur bei hohen Volumenströmen und hohen Temperaturen des Injektionswassers die Drücke im Filterhaus II in die Nähe des Gasentlösesdruckes gelangen.

In den folgenden Abbildungen 2-14 und 2-15 sind die Druckverläufe bei beladenem Feinfilter dargestellt.

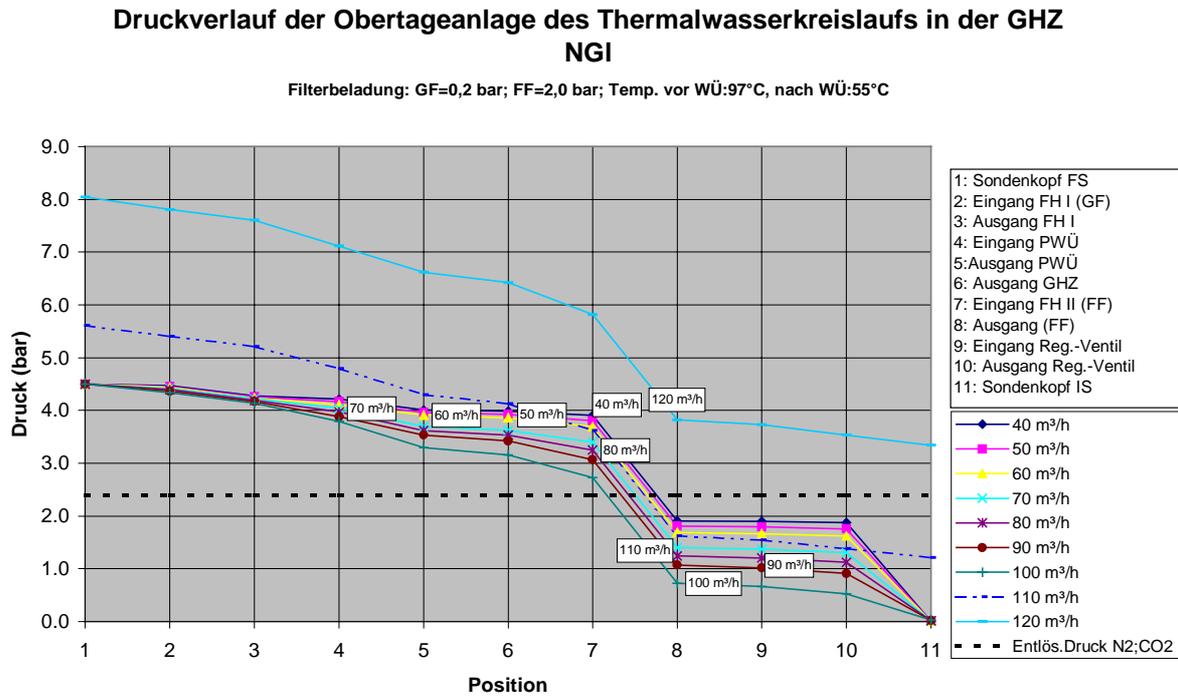


Abb. 2-14: Druckverlauf im Obertagesystem des Thermalwasserkreislaufs für Thermalwassertemperatur nach dem Wärmeübertrager von 55 °C; Filterbelastung 2,0 bar; Sondenkopfdruck 4,5 bar

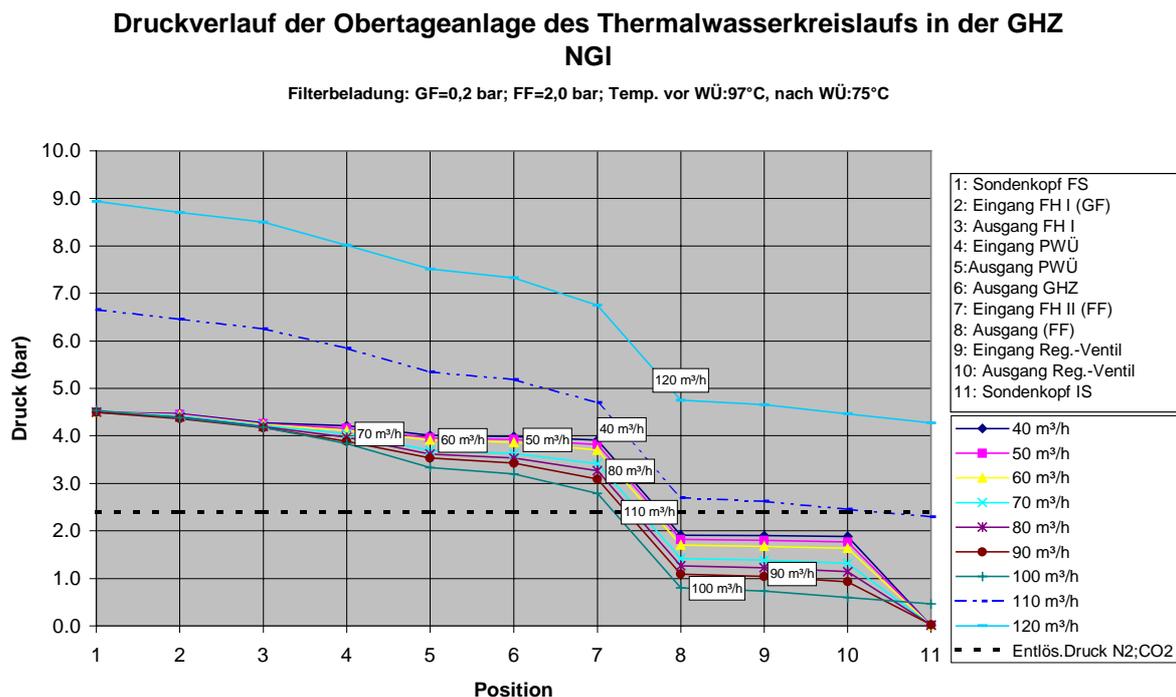


Abb. 2-15: Druckverlauf im Obertagesystem des Thermalwasserkreislaufs für Thermalwassertemperatur nach dem Wärmeübertrager von 75 °C; Filterbelastung 2,0 bar; Sondenkopfdruck 4,5 bar

Aus den Abbildungen 2-14 und 2-15 geht hervor, daß nach dem Druckabfall in den Feinfiltern der Druck bei Volumenströmen bis 110 m³/h unter den Gasentlösungsdruck fällt.

Bewertung der Druckberechnungen des Obertageteils

- Der Druck an der Fördersonde und im Filterhaus I ist nur während der Betriebsphase vom 13.3. – 4.8.96 (Defekt der UWM-Pumpe) und da nur bei Volumenströmen von 40 – 50 m³/h in die Nähe des Gasentlösungsdruckes von 2,4 bar gelangt.
- In allen weiteren Betriebsphasen liegen die Drücke im Thermalwassersystem an der Fördersonde und im Filterhaus I deutlich über den Gasentlösungsdruck.
- Die Druckverläufe an der Fördersonde und am Behälter B 01 geben keine Erklärung für die Gasentstehung an diesen Stellen.

2.5 Druckhaltung in der Injektionsbohrung

Der Zustand, daß in der Injektionssonde bis zu Volumenströmen von 100 m³/h Unterdrücke zum Außenluftdruck auftreten, führt zu einer Reihe von Schwierigkeiten im Prozeßablauf des Thermalwasserkreislaufs

- Zweiphasenfluß vom Regelventil bis zum dynamischen Wasserspiegel in der Injektionssonde.
- Ausgasung des Thermalwassers und dadurch Änderung des chemischen Gleichgewichtszustandes (Ausfällungsreaktionen).
- Gefahr von unerkannten Undichtigkeiten im Rohrleitungssystem (Eintrag von Luftsauerstoff).
- Starke Druckschwankungen, besonders im dynamischen Spiegelbereich.

Zur Vermeidung dieser Schwierigkeiten ist eine Druckhaltung an der tiefsten Stelle des Wasserspiegels in der Injektionsbohrung angebracht worden. Das heißt, die Vorrichtung für die Druckhaltung sollte unterhalb von 124 m eingebaut werden. Es ist davon auszugehen, daß der Wasserspiegel bei Stillstand der Anlage sich bei maximal 124 m einstellt. Eine abgekühlte Wassersäule von 124 m erzeugt einen Druck von ca. 14 bar. Diesen Druck muß das Druckhaltesystem im Anlagenstillstand halten. Mit steigenden Injektionsraten steigt der Wasserspiegel in der Injektionsbohrung und erzeugt einen Gegendruck, der bei Erreichen einer Injektionsrate von ca. 100 m³/h ausgeglichen ist.

Ein Vorrichtung, die diese Bedingungen erfüllt ist z. Z. nicht auf dem Markt.

2.5.1 Betrachtung und Wertung von Druckhaltesystemen

1. *Einbau eines 2 3/8“-Drosselstranges in den vorhandenen Injektionsstrang*

Die Anlage müßte dann so betrieben werden, daß kleine Volumenströme über den Steigraum des 2 3/8“-Drosselstranges gefahren werden und die großen Volumenströme über den Ringraum 2 3/8“ x 4 1/2“.

- Regelbereich 2 3/8“: 40 –45 m³/h
- Regelbereich 2 3/8“ x 4 1/2“: 10 –70 m³/h

Die Zielstellung, den Unterdruck in allen Betriebsphasen zu verhindern, wird hiermit nicht erreicht. Die Zielstellung wird nur für den Volumenstrom von 40 – 45 m³/h durch den 2 3/8“-Drosselstrang erreicht. Bei der Zirkulation über den Ringraum entsteht weiter Unterdruck.

2. *Einbau von auswechselbaren Drosselementen in den 4 1/2“ Injektionsstrang*

Mit Hilfe der Wire-Line-Technik könnten Düsen in den Strang plaziert werden. Zuvor müßte der 4 1/2“ Injektionsstrang ausgebaut und eine Aufnahmevorrichtung an den Strang angebracht werden.

- Regelbereich 20 mm-Düse: 40 –45 m³/h
- Regelbereich 22 mm-Düse: 45 –50 m³/h
- Regelbereich 25 mm-Düse: 50 –60 m³/h
- Regelbereich 30 mm-Düse: 60 –70 m³/h
- Regelbereich 35 mm-Düse: 70 –80 m³/h
- Regelbereich 40 mm-Düse: 80 –90 m³/h

Auf Grund der engen Regelbereiche ist diese Variante nicht praktikabel.

3. *Einbau eines federbelasteten Rückschlagventils in den 4 1/2“ Injektionsstrang*

Der 4 1/2“ Injektionsstrang müßte ausgebaut und das Rückschlagventil an den Strang angebracht werden. Da nur eine Feder mit einer fest vorgegebenen Federkonstante eingebaut werden kann, ist dieses Ventil nicht regelbar.

4. *Einbau einer Unterwassermotorpumpe als Drosselement*

Die UWM-Pumpe müßte so ausgelegt werden, daß sie drehzahlgesteuert den entsprechenden Gegendruck in der Injektionsbohrung hält. Entsprechend der potentiellen Energie des Thermalwassers wäre es möglich, Strom zu erzeugen. Da diese Pumpen für die Förderung ausgelegt sind, würde der Verschleiß der Pumpe bei gegenläufiger Durchströmung höher sein. Deshalb müßte solch eine Pumpe überdimensioniert werden. Hierfür fehlt der Platz in der Injektionsbohrung.

5. Einbau eines Überströmers [SAMSON]

Um den Druck vor dem Druckregler konstant zu halten, kommen sogenannte Überströmventile zum Einsatz. Diese Geräte bestehen aus einem Stellventil und einem Stellantrieb (vorgespannte Feder), der das Ventil öffnet, wenn der konstant zu haltende Druck steigt. Der zu regelnde Druck erzeugt an einer Membranfläche A eine Kraft $F=p \cdot A$. Diese, dem Istwert entsprechende Kraft wird mit der Federkraft verglichen und verstellt den Ventilkegel solange, bis die Kräfte der Federkraft und die von der Membranfläche mit dem Regeldruck erzeugte Kraft gleich sind. Die Federkraft wird an einem Sollwertsteller eingestellt. Die Federkonstante der Stellfeder bestimmt den Regelbereich.

Handelsübliche Überströmer haben einen großen Platzbedarf und sind nicht für den Einbau in engen Rohrtouren konzipiert. Ein Überströmer der die Anforderungen für die Druckhaltung in der NG1-2 zuverlässig erfüllt, müßte speziell entwickelt und gebaut werden.

6. Entwicklung einer regelbaren Düse

Aus der Tiefbohrtechnik sind sogenannte Annular Blow Out Preventer (BOP) bekannt [CAMERON IRON WORKS USA]. Diese BOP besitzen ein ringförmiges Gummielement, welches mittels Keil hydraulisch zusammengepreßt wird und damit seinen Durchmesser verengt. Dieses Prinzip ließe sich auch als regelbare Düse anwenden. Zur Steuerung dieser Düse müßten zwei Steuerleitungen bis übertage geführt werden. Damit ließen sich alle Volumenströme regeln. Es wäre auch möglich, dieses Bauteil mit einer Verriegelungsvorrichtung auszurüsten und mittel Wire-Line-Technik in den Strang abzusetzen und wieder zu ziehen. Von Vorteil wäre der freie Durchgang im Injektionsstrang, der eine Bohrlochbefahrung ermöglicht.

2.5.2 Bewertungsmatrix der vorgeschlagenen Druckhaltesysteme

Note: 4 = sehr gut; 3 = gut; 2 = befriedigend; 1 = mangelhaft; 0 = ungenügend

| Druckhaltesystem | Erfüllung der Zielstellung | Regelbarkeit | Zuverlässigkeit, Lebensdauer | Einbindung ins Gesamtsystem | Rückgriff auf vorhandene Systeme | Entwicklungsaufwand | Befahrbarkeit der Bohrung | Summe = Gewichtung x Punkte |
|----------------------|----------------------------|--------------|------------------------------|-----------------------------|----------------------------------|---------------------|---------------------------|-----------------------------|
| Gewichtung (%) | 50 | 20 | 10 | 5 | 5 | 5 | 5 | 100 |
| 2 3/8"-Drosselstrang | 1 | 0 | 4 | 1 | 4 | 3 | 4 | 1,5 |
| Düsen | 0 | 0 | 3 | 0 | 4 | 2 | 2 | 0,7 |
| Rückschlagventil | 0 | 0 | 2 | 0 | 4 | 2 | 0 | 0,5 |
| UWM-Pumpe | 3 | 3 | 2 | 2 | 1 | 1 | 0 | 2 |
| Überströmer | 3 | 3 | 2 | 2 | 3 | 1 | 0 | 2,6 |
| regelbare Düse | 4 | 4 | 3 | 3 | 2 | 1 | 4 | 3,6 |

3. Zusammenfassung / Schlußfolgerungen

Von wesentlicher Bedeutung für die Auslegung des obertägigen Thermalwasserkreislaufs ist die Kenntnis der untertägigen Druckreaktionen im Speicher und in den Förder- und Verpreßleitungen. Ausgangspunkt ist hierbei die exakte Bestimmung der Ruhewasserspiegel in der Förder- und Injektionsbohrung. Die Abhängigkeit der dynamischen Wasserspiegel ist für die Förder- und Injektionsbohrung dahingehend unterschiedlich, daß auf der Injektionsseite die Temperatur variiert und eine Auskühlung des Reservoirs erfolgt. In der Injektionsbohrung existiert bis zu einer Volumenstromrate von 95 bis 105 m³/h (Temperaturabhängigkeit des Injektionsmediums) ein Unterdruck gegenüber dem Atmosphärenluftdruck. Bis zum jeweiligen dynamischen Wasserspiegel stellt sich dann in der Injektionsbohrung der temperaturabhängige Dampfdruck des Thermalwasser-/Gasgemisches ein. Dieser Dampfdruck beträgt bei einer Injektionswassertemperatur von 55 °C: ca. 0,135 bar und bei 70 °C: ca. 0,275 bar. In diesem Rohrabschnitt erfolgt eine fast vollständige Gasentlösung. Beim Auftreffen des Gas-/Wasserdampfgemischs auf den dynamischen Wasserspiegel kondensiert dieses und es kommt dabei zu starken Druckschwankungen.

Für den Gasanteil von ca. 10% im Thermalwasser von Neustadt-Glewe und einer Temperatur von 98 °C ist der Entlösungsdruck ca. $2,4 \pm 0,3$ bar. Auf der Förderseite des Thermalwassersystems ergaben die Druckberechnungen keine signifikanten Abhängigkeiten für das Auftreten von Gasentlösungen am Sondenkopf der Förderbohrung als auch am Behälter B 01 (außer im Zeitraum vom 13.3.-4.8.96 bei Förderraten von 40-50 m³/h und Kopfdrücken von 2,5 bar).

Da die Gasentlösungsdrücke unter statischen Bedingungen bestimmt werden, kommen für das Auftreten von Gasentlösungen bei Drücken über dem Gasentlösungspunkt mögliche dynamische Bedingungen in Frage (Verwirbelung der Strömung; Potential-Wirbel etc., wie sie z. B. an Rohrkrümmern, Armaturen, plötzliche Rohrdurchmessererweiterungen, Rohrverzweigungen entstehen).

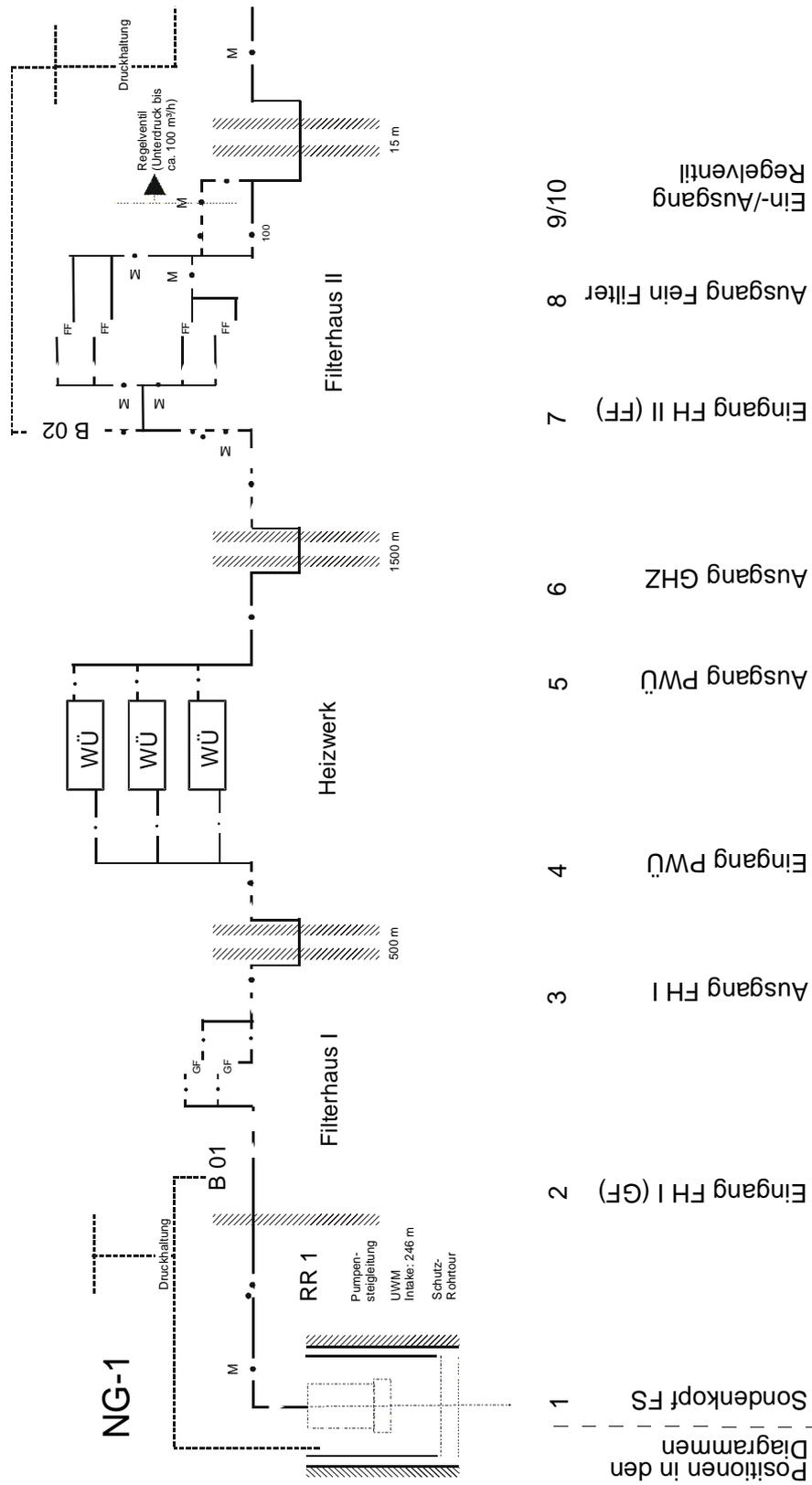
Die in 2.3.8 aufgezeigte Pumpencharakteristik der UWM-Pumpe weist bei höheren Förderraten eine abnehmende Effektivität aus. Die Ursache für diesen Kennlinienverlauf konnte nicht geklärt werden. Da der Wasserspiegel in der Förderbohrung nicht kontinuierlich und zweifelndfrei gemessen wird, kann nicht ausgeschlossen werden, daß der Wasserspiegel bei höheren Förderraten tiefer abgesenkt wird, als die ermittelte Produktivität zulassen würde.

Der Umstand, daß in der Injektionssonde bis zu Volumenströmen von 100 m³/h Unterdrücke zum Außenluftdruck auftreten, macht eine Druckhaltung in der Injektionssonde erforderlich. Ein Druckhaltesystem das allen Anforderungen für die GHZ Neustadt-Glewe genügt, ist z. Z. nicht verfügbar. Es kommen hierfür regelbare Druckhaltesysteme, die unterhalb des Ruhewasserspiegels plaziert werden, in Frage. Aussichtsreiche Druckregelsysteme, die den Anforderungen weitgehend entsprechen würden, sind sogenannte Überströmer bzw. regelbare Düsen nach dem Prinzip des Annular Blow Out Preventer (BOP).

4. Literatur

Allen, M., Rowe, Jr., C.S. James, Pressure – Volumen – Temperature – Concentration Relation of Aqueous NaCl Solution, Journal of Chemical and Engineering Data, School of Mechanical Engineering, Oklahoma University, Stillwater, 1, 1979.

- Bendzko, T., Vergleich analytischer Lösungen zur Berechnung der Temperaturverteilung in Bohrungen bei der Einphasenströmung (Wasser oder Öl) und eine Anwendungsmöglichkeit für die Auswertung des Kapazitätstestes von hydrothermalen Lagerstätten, Diplomarbeit, Bergakademie Freiberg, 1991.
- Bohl, W., Technische Strömungslehre: Stoffeigenschaften von Flüssigkeiten u. Gasen, Hydrostatik, Aerostatik, Inkompressible Strömungen, Kompressible Strömungen, Strömungsmeßtechnik, 3., durchges. Aufl., Würzburg: Vogel, 1978.
- Cameron Iron Works USA, Inc., World Headquarters, Houston, Texas, Katalog, 1990.
- Centrilift, De Bie, J., A Baker Hughes company, 1948 RB Beverwijk, Netherlands, Telefaxmitteilung, 1998.
- Ershaghi, I., D. Abdassah, M.R. Bonakdar and S. Akmad, Estimation of Geothermal Brine Viskosity, Journal of Petroleum Technology, Dallas/Texas, 3, 1983.
- Förster, S. und V. Köckritz, Aufschluss und Gewinnung flüssiger und gasförmiger Rohstoffe, Reihe: Fördertechnik, Formelsammlung, 3. erg. Auflage, Bergakademie Freiberg, 1989.
- Poppei, J. und F. Wenderoth, Modelltechnische Interpretation der Betriebsdaten der GHZ Neustadt-Glewe als Beitrag zur Abbauüberwachung, in Geothermie Report 99-1, K. Schallenberg, K. Erbas, E. Huenges und H. Menzel (eds.): Geothermisches Heizwerk Neustadt-Glewe: Zustands- und Stoffparameter, Prozeßmodellierungen, Betriebserfahrungen und Emissionsbilanzen, Scientific Technical Reports, STR99/xx, (dieses Heft), 1998.
- Recknagel, H., E. Sprenger und E.R. Schramek, Taschenbuch für Heizung und Klimatechnik, 67. Aufl., R. Oldenburg Verlag München Wien, 1995.
- SAMSON AG, Mess- und Regeltechnik, Regler ohne Hilfsenergie, Katalog, 1996.
- Seibt, A., D. Naumann und P. Hoth, Lösung und Entlösung von Thermalwassergasen – Konsequenzen für den Anlagenbetrieb, Abschlußbericht 1998, GeoForschungsZentrum Potsdam, in Geothermie Report 99-1, K. Schallenberg, K. Erbas, E. Huenges und H. Menzel (eds.): Geothermisches Heizwerk Neustadt-Glewe: Zustands- und Stoffparameter, Prozeßmodellierungen, Betriebserfahrungen und Emissionsbilanzen, Scientific Technical Reports, STR99/xx, (dieses Heft), 1998.
- VDI-Wärmeatlas: Berechnungsblätter für den Wärmeübergang, Hrsg.: Verein Deutscher Ingenieure; VDI-Gesellschaft, Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen (GVC), 8. Überarbeitete und erweiterte Aufl., Düsseldorf, VDI-Verl., 1997.



Anlage 1: Prinzipschema des Thermalwasserkreislaufes der GHZ Neustadt-Glewe