Leistungssteigerung einer direkt solarthermisch angetriebenen Diffusions-Absorptionskältemaschine

Fabian Schmid, Bernd Bierling, Klaus Spindler

schmid@itw.uni-stuttgart.de

Institut für Thermodynamik und Wärmetechnik (ITW)
Universität Stuttgart
Pfaffenwaldring 6, 70550 Stuttgart

Kurzfassung

Der Diffusions-Absorptionskälteprozess bietet die Möglichkeit einer verschleißfreien, strom- und geräuschlosen Kälteanlage. Am Institut für Thermodynamik und Wärmetechnik wird auf Grundlage dieses Prozesses eine dezentrale solare Kälteanlage entwickelt. Der Austreiber und die Thermosiphonpumpe des Prozesses sind im Kollektor integriert und werden somit direkt beheizt. Durch einen zweiten Kreislauf im Kollektor kann dieser auch zur Brauchwassererwärmung eingesetzt werden. Pro Solarkollektor (ca. 2,5 m²) wird eine Kälteleistung von 400 W angestrebt. Für höhere Kälteleistungen können mehrere Kälteanlagen modular miteinander verschaltet werden.
Im Rahmen der DKV-Tagung 2011 wurden der Aufbau der Anlage, die ersten Messdaten und Betriebsergebnisse vorgestellt. Seitdem konnte sowohl die Kälteleistung als auch die Leistungszahl der Diffusion-Absorptionskälteanlage deutlich gesteigert werden. Hierfür wurden Lösungsmittelwärmeübertrager, Verdampfer, Absorber und Gaswärmeübertrager hinsichtlich der Anlageneffizienz optimiert. Zusätzlich konnte mit einer Bypassleitung ein stabiler Anlagenbetrieb erreicht werden. Über diese Leitung wird bereits im Lösungsmittelwärmeübertrager ausgetriebenes Kältemittel abgeführt. Zusätzlich wurde zur Wirkungsgradsteigerung ein Kondensatvorkühler integriert. Zur detaillierten Untersuchung des Hilfsgas-kreislaufs wurden mit einem Ultraschallsensor der Volumenstrom und die Konzentration des Hilfsgaskreislaufs untersucht. Um die Einflussfaktoren mittels einer Parameterstudie bewerten zu können, wurde die Stoffübertragung im Hilfsgaskreislauf, basierend auf dem Zweifluidmodell, simuliert. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sowie der aktuelle Anlagenaufbau und die aktuellen Messergebnisse werden im Folgenden vorgestellt.

Stichworte*: Solare Kühlung, Diffusion-Absorptionskälteprozess, Hilfsgaskreislauf, Thermosiphonpumpe*

1. Einleitung

Ein stetig wachsender Energie- und Strombedarf, einhergehend mit begrenzten nutzbaren Ressourcen, macht Deutschland derzeit und in naher Zukunft besonders abhängig von kostenintensiven Energieimporten aus dem Ausland. Zum Anstieg des Energie- bzw. Strombedarfs trägt unter anderem der wachsende Klimatisierungsbedarf von Gebäuden bei. Um dabei Energie bzw. Strom effizient und umweltschonend zu nutzen, stellt die solare Kühlung eine vielversprechende Alternative dar. Bei der solaren Kühlung wird eine Kältemaschine mit Solarenergie angetrieben, was sich aufgrund eines deckungsgleichen Verlaufs des Klimatisierungsbedarfs von Gebäuden und der globalen Einstrahlung der Sonne anbietet.
Am Institut für Thermodynamik und Wärmetechnik (ITW) wird derzeit an einer direkt angetriebenen Diffusions-Absorptionskältemaschine (DASKA) geforscht [1]. Ziel der Forschung ist die Entwicklung einer stromlosen Kälteanlage, die unabhängig von Energieimporten ist. Als Grundidee des Projekts steht die Ausführung als dezentrales System, wobei der Austreiber der Kälteanlage in einen Solarkollektor integriert ist.
Als besonders einflussreich beim Diffusions-Absorptionsprozess hat sich der Hilfsgaskreislauf herauskristallisiert. Der Hilfsgaskreislauf, welcher aus Absorber, Verdunster und Gaswärmeübertrager besteht, wird durch die Stoffübertragung der Arbeitsstoffe dominiert. Hierbei ist Ammoniak das Kältemittel, Wasser das Lösungsmittel und Helium das druckausgleichende Hilfsgas. Letzteres sorgt für eine Absenkung des Partialdrucks des Kältemittels im Verdunster. Dies ermöglicht die Verdunstung des Kältemittels in die Hilfsgasatmosphäre bei der vorherrschenden Temperatur des Kälteträgerfluids. Der Umlauf des Lösungsmittelkreislaufs erfolgt durch Dichteunterschiede aufgrund eines Zweiphasen-Thermosiphoneffekts. Die Dichteunterschiede, die zum Umlauf des Hilfsgaskreislaufs führen, beruhen auf der Stoffübertragung und daraus resultierenden Konzentrationsunterschieden. Da das Kältemittel unter Einfluss der Schwerkraft vom Kondensator in den Verdunster fließt, benötigt die Anlage keine mechanischen Bauteile. Somit ist ein weiterer wesentlicher Vorteil solch einer Kältemaschine ein geräuscharmer sowie verschleißfreier Betrieb.

2. Anlagenschema

In Abbildung 2.1 ist das Prozessschema der Diffusions-Absorptionskältemaschine dargestellt. Die Lösung mit einem hohen Ammoniak-Massenanteil, im Folgenden reiche Lösung genannt, strömt vom Reservoir (1) zum Lösungsmittelwärmeübertrager (2), (3). Dort fließt die reiche Lösung im Gegenstrom zur heißen, ammoniak-

armen Lösung, im Folgenden arme Lösung genannt, und wird von dieser erwärmt. Im Lösungsmittelwärmeübertrager ausgetriebener Ammoniakdampf strömt über den Bypass (3), (5) zum Abscheider des Austreibers (siehe Kapitel 3.2.1). Die verbleibende reiche Lösung strömt in den Austreiber. Dieser ist in den Kollektor integriert, sodass die Beheizung direkt durch die Solarstrahlung erfolgt. Um eine höhere Flexibilität bei den Messungen zu ermöglichen, wird der Austreiber der Laboranlage über Heizbänder elektrisch beheizt. Der ausgetriebene Ammoniakdampf bewirkt eine Absenkung der Dichte im Austreiber und die Lösung wird durch den Zweiphasen-Thermosiphoneffekt gefördert. Im Abscheider des Austreibers (4) kommt es zu einer Auftrennung in Ammoniakdampf und arme Lösung.

Die arme Lösung wird im Lösungsmittelwärmeübertrager und im nachfolgenden Rippenrohr abgekühlt, bevor sie in den Absorber strömt. Im Dephlegmator wird der Ammoniakdampf durch Wärmeabgabe an die Umgebung über ein Rippenrohr abgekühlt. Dadurch kondensiert das im Ammoniakdampf enthaltene restliche Wasser aus. Annähernd reines Ammoniak tritt in den Kondensator (9), der ebenfalls als Rippenrohr ausgeführt ist, ein und kondensiert dort unter Wärmeabgabe. Dem nun flüssigen Ammoniak (10) wird am Eintritt des Verdunsters (13) ein Gasgemisch beigefügt. Dieses Gasgemisch besteht größtenteils aus Helium mit einem geringen Anteil an Ammoniak. Es wird im Folgenden als armes Gas bezeichnet. Durch das arme Gas wird der Ammoniakpartialdruck bei gleichbleibendem Gesamtdruck im Verdunster reduziert. Dadurch kann das Ammoniakkondensat in die Gasatmosphäre verdunsten. Der Verdunster ist als Doppelrohwärmeübertrager ausgeführt. Im Kernrohr findet der Verdunstungsprozess statt und im Ringspalt strömt im Gegenstrom das Kälteträgerfluid, dem Wärme entzogen wird. Durch die Erhöhung des Ammoniakmassenanteils steigt die Dichte im Gasgemisch an, was ein Absinken des Gasgemisches vom Verdunster (14) in den Gaswärmeübertrager (15) zur Folge hat.

Im Gaswärmeübertrager nimmt das aus dem Verdunster kommende Gasgemisch Wärme vom im Ringspalt strömenden, armen Gas auf. Zusätzlich verdunstet das restliche Ammoniakkondensat. Am Austritt des Gaswärmeübertragers (16) ist der Ammoniakmassenanteil im Gasgemisch am größten und wird im Folgenden als reiches Gas bezeichnet. Das reiche Gas sinkt nun über ein Fallrohr (17) in das Reservoir und tritt in den Absorber (18) ein. Dort wird das Ammoniak des reichen Gases von der im Gegenstrom fließenden armen Lösung absorbiert. Die entstandene Absorptionswärme wird über Rippenrohre an die Umgebung abgegeben. Durch die Absorption des Ammoniaks aus dem reichen Gas sinkt sowohl der Ammoniakmassenanteil als auch die Dichte des Gasgemisches, welches im Absorber nach oben (8) steigt. Vom Austritt des Absorbers steigt das nun arme Gas nach oben und gelangt durch den Gaswärmeübertrager (19), (20) zum Eintritt in

den Verdunster (13). Die Zirkulation im Hilfsgaskreislauf erfolgt somit ausschließlich aufgrund von Dichteunterschieden.

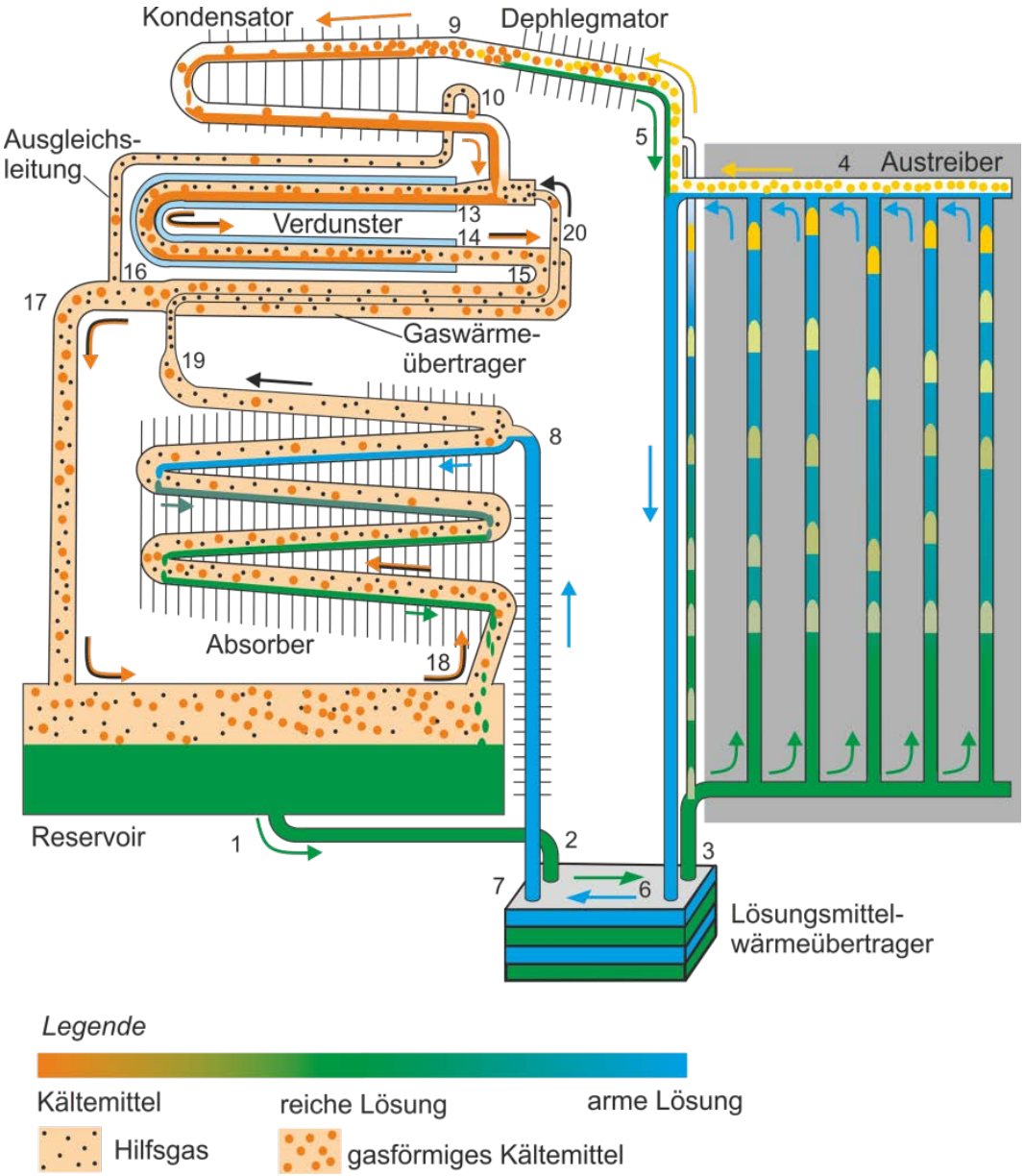

Abbildung 2.1: Prozessschema der Diffusions-Absorptionskältemaschine

3. Anlagenoptimierung

Im Rahmen der DKV-Tagung 2011 [1] wurden die ersten Ergebnisse der am Institut für Thermodynamik und Wärmetechnik entwickelten Diffusionsabsorptions-kältemaschine vorgestellt. Im Laborbetrieb wurde der direkt solar beheizte Austreiber durch elektrische Heizbänder simuliert. Dabei konnte mit einer elektrischen Heiz-leistung von P_{Heiz} = 1578 W eine Kälteleistung von $\dot{Q}_{Kälte}$ = 167 W erreicht werden.

Als Problem beim Betrieb der Anlage stellten sich die periodischen Schwankungen der Kälteleistung, des Massenstroms der armen Lösung und des Massenstroms des Kältemittels dar. Selbst über eine längere Betriebsdauer stabilisierte sich der Prozess nicht.
In diesem Kapitel soll zum einen auf Maßnahmen eingegangen werden, mit welchen der Wirkungsgrad der Anlage gesteigert werden konnte. Zum anderen soll erläutert werden, wie mit Hilfe des Bypasses zwischen Lösungsmittelwärmeübertrager und Abscheider ein stabiler Anlagenbetrieb realisiert werden kann.

3.1 Wirkungsgradsteigerung

Betrachtet man die Wärmekapazitätsströme des armen und des reichen Gases im Gaswärmeübertrager zeigt sich, dass sich diese deutlich unterscheiden. Nimmt man beispielsweise einen Massenstrom des armen Gases von $\dot{M}_{aG}$ = 1 kg/h bei einem Ammoniakmassenanteil des armen Gases von ξ_{aG} = 0,6 und des reichen Gases von ξ_{rG} = 0,8 an, folgt ein Massenstrom des reichen Gases von $\dot{M}_{rG}$ = 2 kg/h. Die Wärmekapazitätsströme ergeben sich damit zu:

$$\dot{W}_{rG} = \dot{M}_{rG} \cdot c_{p,rG} = 1{,}50 \; \frac{W}{K} \qquad 3\text{-}1$$

$$\dot{W}_{aG} = \dot{M}_{aG} \cdot c_{p,aG} = 0{,}92 \; \frac{W}{K} \qquad 3\text{-}2$$

Im reichen Gas befindet sich meist noch Ammoniakkondensat, welches im Gaswärmeübertrager nachverdunsten kann. Dadurch wird der Wärmekapazitätsstrom des reichen Gases weiter erhöht. Dies führt dazu, dass die Temperatur des reichen Gases am Austritt des Gaswärmeübertragers lediglich zwei bis drei Kelvin oberhalb der Verdunstertemperatur liegt. Das Ammoniakkondensat tritt normalerweise mit Umgebungstemperatur in den Verdunster ein. Ein Kondensatvorkühler ermöglicht eine Abkühlung des Kondensats vor dem Eintritt in den Verdunster durch Wärmeabgabe an das reiche Gas, was eine Wirkungsgradsteigerung des Diffusion-Absorptionskälteprozesses zur Folge hat. Der in der Anlage eingesetzte Kondensatvorkühler ist in Abbildung 3.1 dargestellt. Dessen Bauweise ist, wie auch der Gaswärmeübertrager und der Verdunster, ein Doppelrohrwärmeübertrager. Um eine kompakte Anlage zu realisieren und die Wärme- und Druckverluste zu minimieren, bildet eine durchgehende Rohrwendel das Innenrohr der drei Wärmeübertrager (siehe Abbildung 3.1). Der Wärmeübertrager wurde in den Prozess (siehe Abbildung 2.1) an den Punkten (10), (8) und (17) eingefügt. Das Kondensat strömt vom Kondensator kommend im Gegenstrom zum reichen Gas, wobei Wärme an dieses

abgegeben wird. Vom Austritt des Kondensatvorkühlers strömt das Kondensat zum Eintritt des Verdunsters (13).

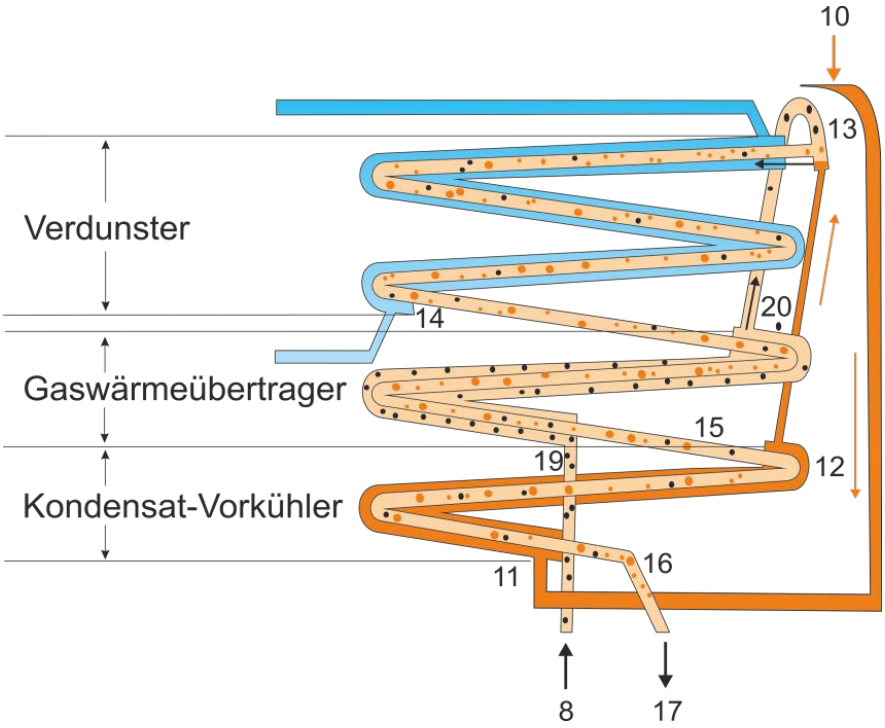

Abbildung 3.1: kombinierter Kondensatvorkühler, Gaswärmeübertrager und Verdunster

Des Weiteren fand beim Umbau der Anlage ein Austausch des Lösungsmittelwärmeübertragers statt. Die Plattenanzahl und die damit vebundene Wärmeübertragungsfläche blieben konstant. Dahingegen wurde die Gängigkeit und dementsprechend die Strömungsgeschwindigkeit in den einzelnen Plattenspalten erhöht. Der Wirkungsgrad des Plattenwärmeübertragers liegt im Bereich von $0{,}85 \leq \varepsilon_{LWÜ} \leq 0{,}91$.
Die aktuelle Anlage erreichte mit den beschriebenen Verbesserungen, bei einer elektrischen Heizleistung von $P_{Heiz} = 1563$ W, eine Kälteleistung von $\dot{Q}_{Kälte} = 302$ W, wobei die Umgebungstemperatur $\vartheta_{amb} = 27$ °C und die Verdunstertemperatur $\vartheta_{Verd} = 15$ °C betrug.

3.2 Prozessstabilisierung

In diesem Kapitel wird auf das Problem des in Abbildung 3.2 dargestellten instabilen Betriebsverhaltens der Diffusions-Absorptionskältemaschine eingegangen. Der geförderte Massenstrom der armen Lösung schwankt zwischen 5 kg/h und 31 kg/h. Grund hierfür ist die ebenfalls stark schwankende Temperatur der armen Lösung am Eintritt in den Lösungsmittelwärmeübertrager. Die ebenfalls dargestellte Siedetemperatur der reichen Lösung berechnet sich aus dem Ammoniakmassenanteil sowie dem Anlagendruck. In einem Zeitabschnitt mit geringer Förderung, beispiels-

weise von Minute 70 bis Minute 80, kommt es zu einem Temperaturanstieg im Austreiber und zu einer Vergrößerung der Entgasungsbreite. Das Rohrvolumen zwischen Austreiber und dem Eintritt in den Lösungsmittelwärmeübertrager beträgt circa 0,8 l. Bis ein Temperaturanstieg der armen Lösung aufgrund des geringen Fördermassenstroms am Eintritt des Lösungsmittelwärmeübertragers gemessen werden kann, kommt es zu einer zeitlichen Verschiebung. Die Temperatur der armen Lösung steigt bis circa 130 °C an. Da die Siedetemperatur der reichen Lösung bei 90 °C bis 95 °C liegt und der Wirkungsgrad des Lösungsmittelwärmeübertragers sehr hoch ist, wird hier bereits Ammoniak ausgetrieben. Dies führt zu einem starken Anstieg des geförderten Massenstroms. Daraus resultieren eine sinkende Austreibertemperatur und eine geringere Entgasungsbreite. Die kältere arme Lösung führt mit zeitlicher Verzögerung wiederum zu einem Rückgang der geförderten armen Lösung. Anschließend beginnt der Prozesszyklus wieder von vorn, das Betriebsverhalten der Anlage stabilisiert sich nicht.

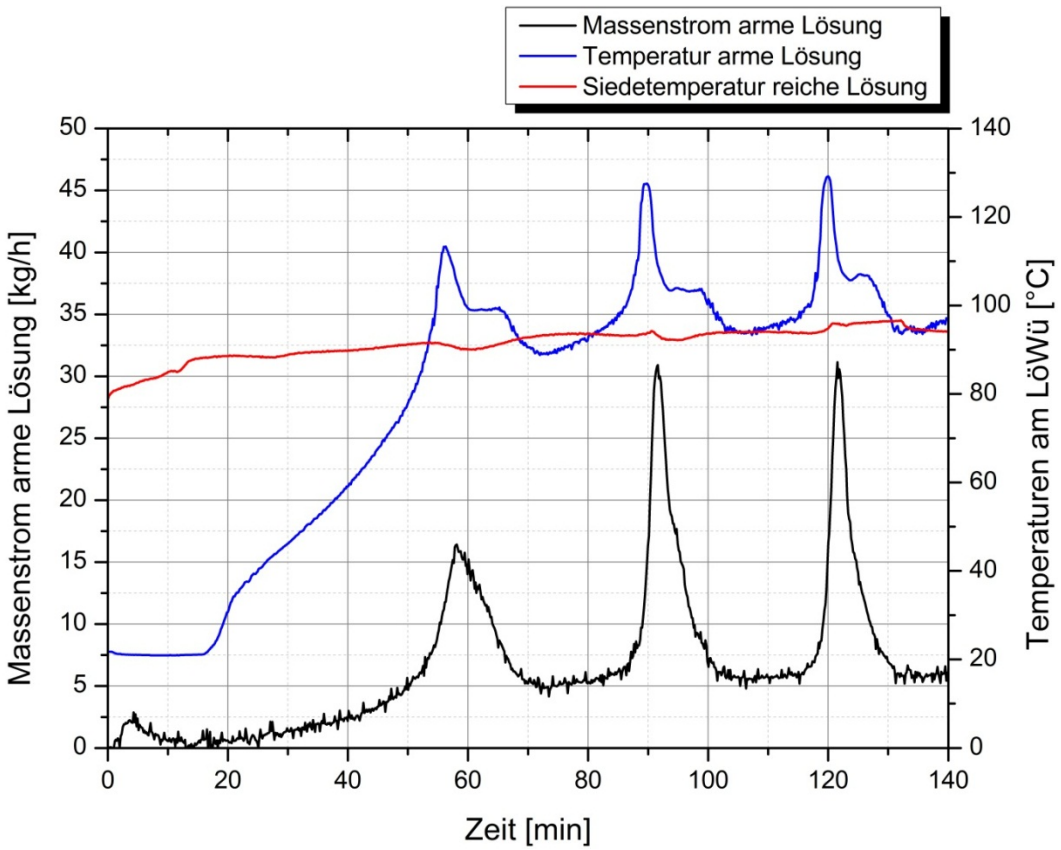

Abbildung 3.2: instabiles Betriebsverhalten der Anlage

Im Folgenden wurde der Prozess mit zwei Maßnahmen stabilisiert:

- Bypass zwischen dem Austritt der reichen Lösung aus dem Lösungsmittelwärmeübertrager und dem Abscheider
- Geringeres Rohrvolumen zwischen Austreiber und Lösungsmittelwärmeübertrager

3.2.1 Bypass

Zur Stabilisierung des Prozesses wurde eine Bypassleitung vom Austritt der reichen Lösung aus dem Lösungsmittelwärmeübertrager zum Abscheider des Austreibers eingebaut. Über diesen Bypass kann im Lösungsmittelwärmeübertrager ausgetriebener Ammoniakdampf am Austreiber vorbeigeführt werden. Dies hat zur Folge, dass der komplette Ammoniakdampf abgeschieden wird und stets gerade siedende Ammoniak-Wasserlösung in den Austreiber gelangt. Durch die konstanten Eintrittsbedingungen in den Austreiber sind das Förderverhalten der Thermosiphonpumpe und dadurch der geförderte Massenstrom sowie die Entgasungsbreite stabil. In
Abbildung 3.3 ist der Einfluss des Bypasses dargestellt. Bis Minute 125 ist der Bypass geschlossen. Der Massenstrom der armen Lösung und die Kälteleistung schwanken stark. Nach Öffnen des Bypasses stabilisieren sich der geförderte Massenstrom bei circa 25 kg/h und die Kälteleistung bei 140 W. Aufgrund dieser konstanten Betriebsbedingungen ist nun eine Optimierung des Prozesses hin zu höheren Kälteleistungen möglich.

3.2.2 Geringeres Rohrvolumen

Durch eine Verkleinerung des Rohrdurchmessers und eine Verkürzung der Wegstrecke konnte das Rohrvolumen zwischen Austreiber und Lösungsmittelwärmeübertrager um 20 % reduziert werden. Abbildung 3.2 zeigt das Prozessverhalten der ursprünglichen Anlage, wohingegen in
Abbildung 3.3 bis Minute 120 das Verhalten der umgebauten Anlage dargestellt ist. Das Zeitintervall pro Zyklus hat sich durch das veränderte Volumen von circa 32 min auf 28 min verkürzt. Gleichzeitig hat sich die Amplitude der Schwingung reduziert. Da die Schwingung durch die Bypassleitung ohnehin verhindert wird, ist der Hauptvorteil die Verbesserung des Startverhaltens der Diffusions-Absorptionskältemaschine aufgrund des geringeren Rohrvolumens. Eine nennenswerte Kälteleistung liegt vor, sobald die reiche Lösung im Lösungsmittelwärmeübertrager von der armen Lösung vorgewärmt wird. Die Verzögerung zwischen Beginn der Austreiberbeheizung und Start des Kälteprozesses ist somit proportional zum Rohrvolumen zwischen Austreiber und Lösungsmittelwärmeübertrager.

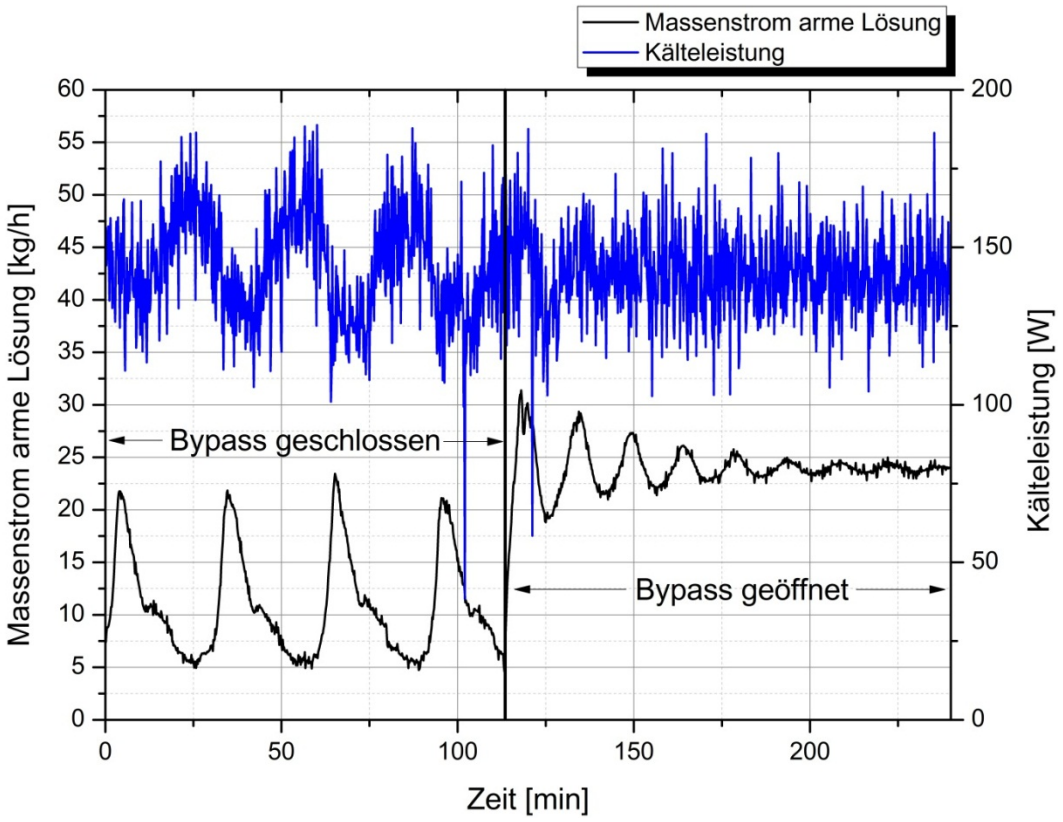

Abbildung 3.3: Einfluss der Bypassleitung auf die Prozessstabilität der Anlage

4. Detaillierte Untersuchung des Hilfsgaskreislaufs

Der Hilfsgaskreislauf ist sowohl für die Kälteleistung als auch für den Wirkungsgrad des Diffusions-Absorptionskälteprozesses von besonderer Bedeutung. Das Verständnis der Stoffübertragungsvorgänge in Verdunster und Absorber ist wichtig für eine weitere Verbesserung des Prozesses. Aus diesem Grund wurde zum einen eine Simulation des Hilfsgaskreislaufs mit dem numerischen Gleichungs-lösungsprogramm EES (Engineering Equation Solver) erstellt [2]. Zum anderen wurden erstmals mittels Ultraschall-Clamp-On-Sensoren der Ammoniakmassenanteil und der Volumenstrom innerhalb des Hilfsgaskreislaufs ermittelt.

4.1 Simulation des Hilfsgaskreislaufs

Die Modellierung beschränkt sich im Absorber und im Verdunster ausschließlich auf die Stoffübertragung, wohingegen beim Gaswärmeübertrager nur der Wärme-übergang berücksichtigt wird (siehe Abbildung 4.1). Das Modell der Stoffübertragung wird im Folgenden beispielhaft anhand des Absorbers beschrieben. Der Verdunster lässt sich in einem analogen Modell darstellen.

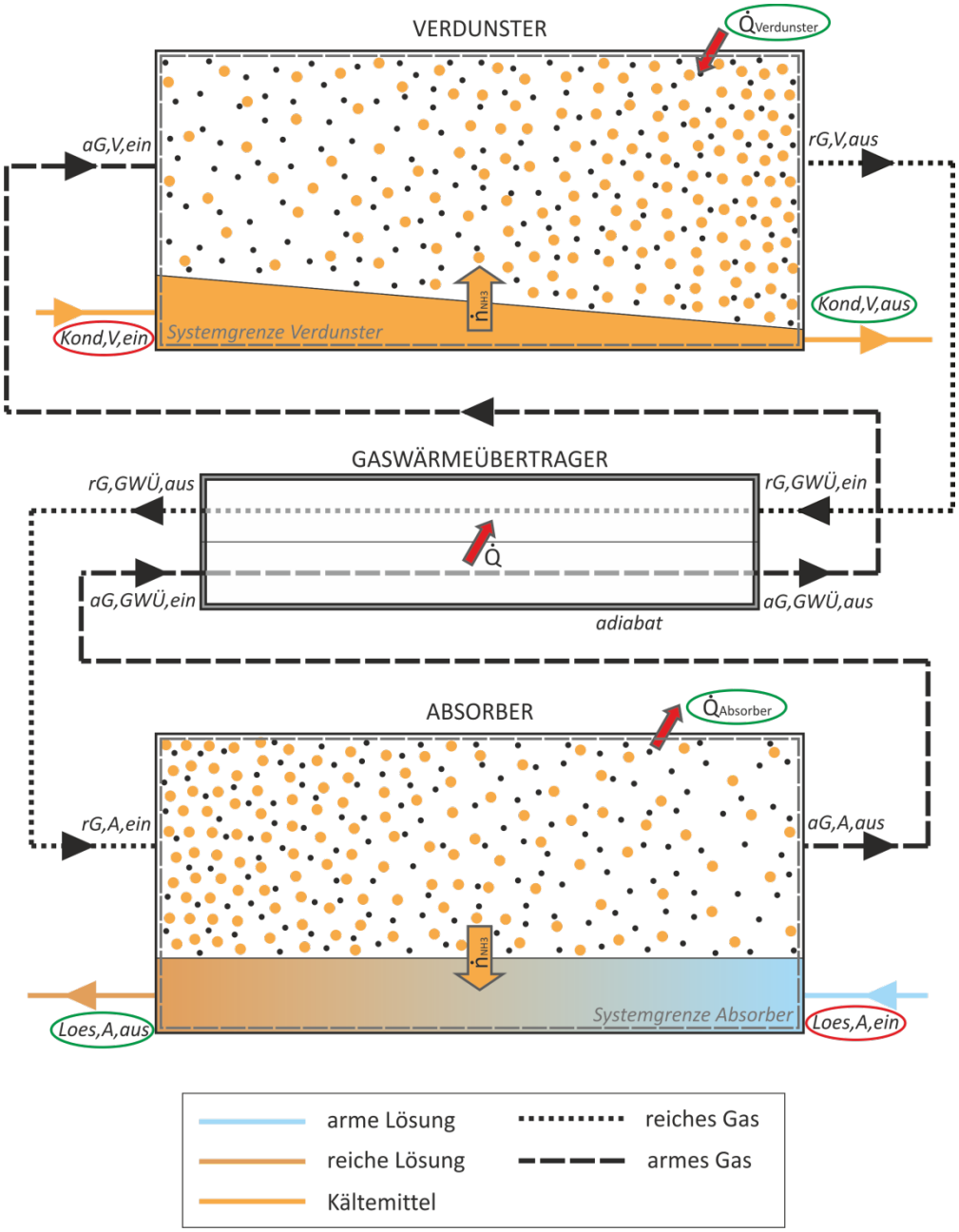

Abbildung 4.1: Prozessschema des Hilfsgaskreislaufs

In beiden Modellen handelt es sich um eine zweiphasige Rohrströmung mit Phasenwechsel. Es gilt die Annahme, dass an der Phasengrenze Gleichgewicht hinsichtlich des Stoffaustausches herrsche [3]. Einen Ansatz zur Modellierung des Stoffübergangs bei solch einer Problemstellung ist „ein sogenanntes Zweifluidmodell […], wonach [das Gas] und die Flüssigkeit […] als zwei künstlich getrennte Phasen gedacht und separat behandelt werden“ [4]. Betrachtet man somit ausschließlich den Stoffübergangswiderstand von einer Oberfläche (Phasengrenzfläche) in ein strömendes Fluid (Phase) oder umgekehrt, berechnet sich die Massenstromdichte

für den konvektiven Stoffübergang von Ammoniak ($\dot{m}_{NH3}$) nach dem Ansatz in Abhängigkeit der Massenkonzentrationsdifferenz $\Delta\zeta_{NH3}$:

$$\dot{m}_{NH3} = \beta \cdot \Delta\zeta_{NH3} = \beta \cdot \left(\zeta_{NH3,Grenz} - \zeta_{NH3,Kern}\right) \qquad 4\text{-}1$$

Die Stoffübergangskoeffizienten der Gasphase (β_{vapor}) sowie der Flüssigphase (β_{liquid}) sind voneinander unabhängig und werden über die Sherwood-Zahl (Sh) nach folgendem Zusammenhang berechnet:

$$Sh = \frac{\beta \cdot L}{D_{AB}} = f(Re, Sc) \qquad 4\text{-}2$$

Im Absorber liegt eine Gasabsorption in eine Flüssigkeitsströmung vor, sodass die von Higbie im Jahre 1935 entwickelte Penetrationstheorie als Stoffübergangstheorie zur Berechnung der Sherwood-Zahl zu Grunde gelegt werden kann:

$$Sh_L = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \sqrt{\frac{w_{max} \cdot L}{D_{AB}}} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \sqrt{Re \cdot Sc} \qquad 4\text{-}3$$

Dabei wird angenommen, dass sich die Strömung der jeweiligen Phase an der Phasengrenzfläche wie an einer ebenen Platte ausbildet. Somit ist die Länge des Absorbers L als charakteristische Länge einzusetzen. D_{AB} ist der Diffusionskoeffizient von Ammoniak in Wasser bzw. Helium.
Hayduk und Laudie entwickelten im Jahre 1974 eine Korrelation zur Bestimmung des flüssigseitigen Diffusionskoeffizienten [5]. Bezogen auf das verwendete Modell lautet diese in Abhängigkeit von der dynamischen Viskosität (η_{H2O}) und vom molaren Volumen (V_{NH3}):

$$D_{NH3/H2O} = \frac{13{,}26 \cdot 10^{-5}}{{\eta_{H2O}}^{1,4} \cdot {V_{NH3}}^{0,589}} \quad \left[\frac{cm^2}{s}\right] \qquad 4\text{-}4$$

Der gasseitige Diffusionskoeffizient errechnet sich über die theoretisch-empirische Beziehung, welche von der Temperatur T, dem Druck p_{ges}, den jeweiligen molaren Massen der Komponenten Ammoniak und Helium, sowie den Lennard-Jones-Parametern ($\sigma_{NH3/He}$, Ω_D) abhängig ist. Bei Anwendung des idealen Gasgesetzes gilt [6]:

$$D_{NH3/He} = 1{,}858 \cdot 10^{-3} \cdot T^{3/2} \frac{\sqrt{\frac{M_{NH3} + M_{He}}{M_{NH3} \cdot M_{He}}}}{p_{ges} \cdot {\sigma_{NH3/He}}^2 \cdot \Omega_D} \qquad 4\text{-}5$$

Wird Ammoniak von der Lösung absorbiert, bilden sich Konzentrationsunterschiede in der Flüssigphase. Die Stoffübertragung von der Phasengrenzfläche ins Innere

bzw. den Kern der flüssigen Phase berechnet sich lokal über der Länge nach folgendem linearen Ansatz mit der molaren Dichte c_{H2O} und den flüssigseitigen Molanteilen x_{NH3}:

$$\dot{n}_{NH3,liquid} = c_{H2O} \cdot \beta_{liquid} \cdot (x_{NH3,Grenz} - x_{NH3,Kern}) \qquad 4\text{-}6$$

Durch die Stoffübertragung des Ammoniaks in die flüssige Phase hinein, entstehen ebenfalls Konzentrationsunterschiede in der Gasphase. Die aus der Gasphase übertragene Stoffstromdichte lässt sich analog zu Gleichung 4-6 bestimmen ($\dot{n}_{liquid} = \dot{n}_{vapor}$).

$$\dot{n}_{NH3,vapor} = c_{He} \cdot \beta_{vapor} \cdot (y_{NH3,Kern} - y_{NH3,Grenz}) \qquad 4\text{-}7$$

Mit den Gleichungen für den gasseitigen und flüssigkeitsseitigen Stoffübergang und den Zusammenhängen an der Phasengrenze kann der gesamte übertragene Ammoniakstoffstrom berechnet werden. Der mathematische Zusammenhang an der Phasengrenzfläche zwischen Ammoniakpartialdruck p_{NH3}, Ammoniakmassenanteil in der Lösung ξ_{NH3} und lokaler Temperatur im Absorber T wird in der Simulation durch die in EES von der Hochschule Zittau/Görlitz hinterlegte Funktion nach Tillner-Roth und Friend abgebildet.
Um letztlich das numerische Gleichungssystem lösen zu können, werden zusätzlich die Massenstrombilanzen am Absorber benötigt.

4.2 Simulationsergebnisse

Abbildung 4.2 vergleicht die Kurven des im Verdunster und Absorber übertragenen NH_3-Massenstroms ($\dot{M}_{NH3}$) über der dimensionslosen Phasengrenzfläche im Absorber, der Temperatur, des dimensionslosen Massenstroms und des dimensionslosen Massenanteils. Ausgehend vom selben Referenzpunkt, der anhand eines stabilen Betriebspunktes der Anlage aus Messergebnissen festgelegt wurde, erfolgt die Parametervariation der Temperatur, des Massenstroms und des Ammoniakmassenanteils. Die Phasengrenzfläche im Absorber wurde hingegen ausgehend von einem minimalen Schätzwert vergrößert. Eine exakte Bestimmung der Phasengrenzfläche ist aufgrund einer komplizierten Rohrgeometrie sowie der unbekannten Strömungsform und -geschwindigkeit nach aktuellem Kenntnisstand kaum möglich. Es zeigt sich aber, dass die Phasengrenzfläche im Absorber einen großen Einfluss auf den Stoffübergang, den NH_3-Massenstrom und damit auf die Kälteleistung hat.

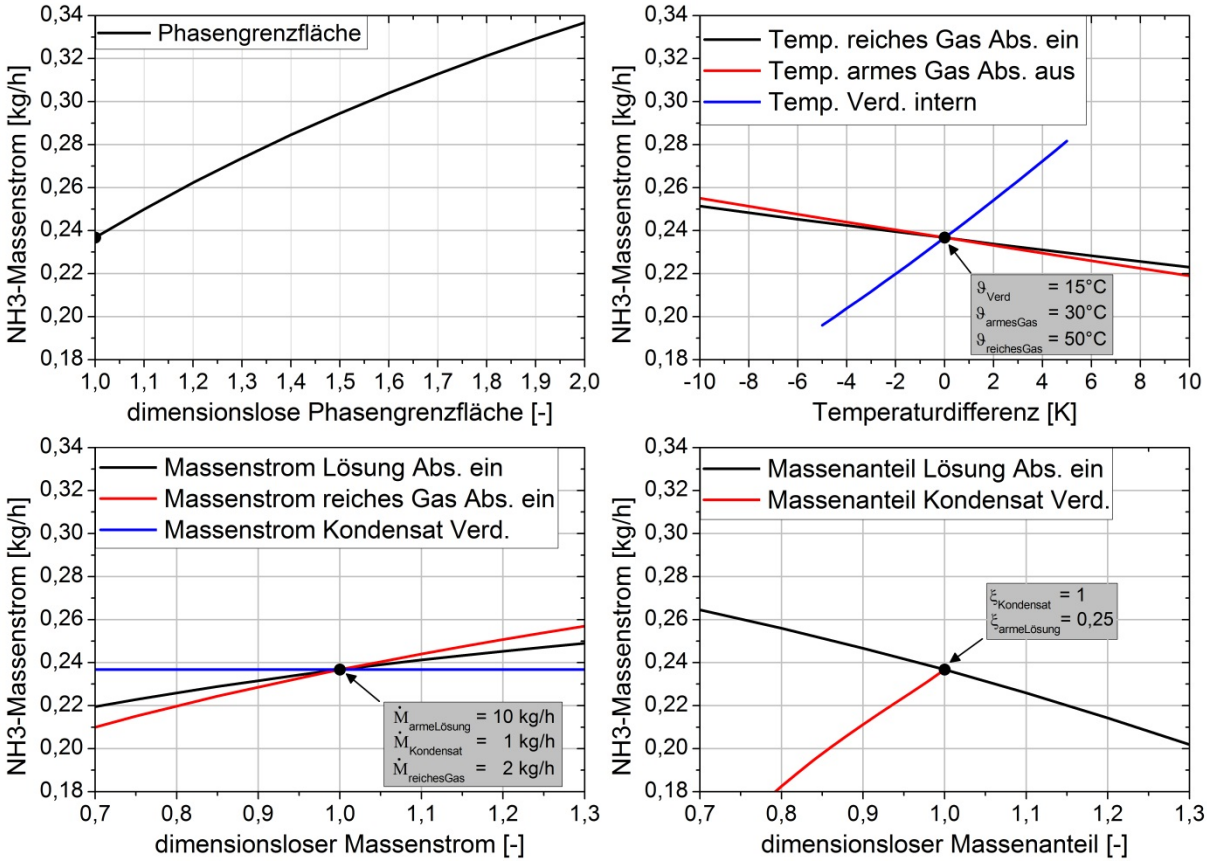

Abbildung 4.2: Einfluss der Parametervariation auf die Stoffübertragung im Hilfsgaskreislauf

4.3 Vermessung des Hilfsgaskreislaufs

Die Vermessung des Hilfsgaskreislaufs einer Diffusions-Absorptionskältemaschine ist sehr anspruchsvoll. Das verwendete Messgerät darf keinen Druckverlust verursachen, da sonst die Naturzirkulation des Hilfsgaskreislaufs beeinträchtigt wird. Des Weiteren muss das Messgerät bei circa 20 bar Betriebsdruck dicht gegenüber Helium und ammoniakbeständig sein. Die aus der Literatur bekannten Messungen des Hilfsgaskreislaufs beschränken sich meist auf Temperaturen und den Anlagendruck. In der Laboranlage des ITW wurde deshalb erstmals versucht mit Hilfe eines Ultraschall-Clamp-On-Durchflussmessers (PIOX-S) der Firma Flexim sowohl die Strömungsgeschwindigkeit als auch die Schallgeschwindigkeit im Hilfsgaskreislauf zu messen. Über die Strömungsgeschwindigkeit w kann der Hilfsgasvolumenstrom berechnet werden:

$$\dot{V}_{Gas} = f(w) \qquad 4\text{-}8$$

Zusätzlich kann über die Schallgeschwindigkeit c des Gasgemisches mit Hilfe von Stoffwertkorrelationen der Ammoniakmassenanteil berechnet werden:

$$\xi_{NH3} = f(c, T, p) \qquad 4\text{-}9$$

Problematisch ist bei der Messung die große Dichtedifferenz zwischen dem Edelstahlrohr und dem Hilfsgas. Daraus resultieren eine große Schallkennimpedanz an der Rohrinnenwand und eine starke Reflektion des Ultraschallsignals. Das Messsignal ist infolgedessen sehr schwach und von starken Störschallwellen überlagert. Die Positionierung von Sender und Empfänger erfordert daher eine hohe Präzision. Zusätzlich ist der Rohrdurchmessers (19 mm) gering und die daraus resultierende Messstrecke sehr kurz. Somit muss mit einem großen absoluten Messfehler gerechnet werden. Da eine kontinuierliche Messung des Massen- bzw. Molanteils und des Volumenstroms des Hilfsgaskreislaufs bisher nicht möglich war, ist eine qualitative Messung des Hilfsgases ein Novum.

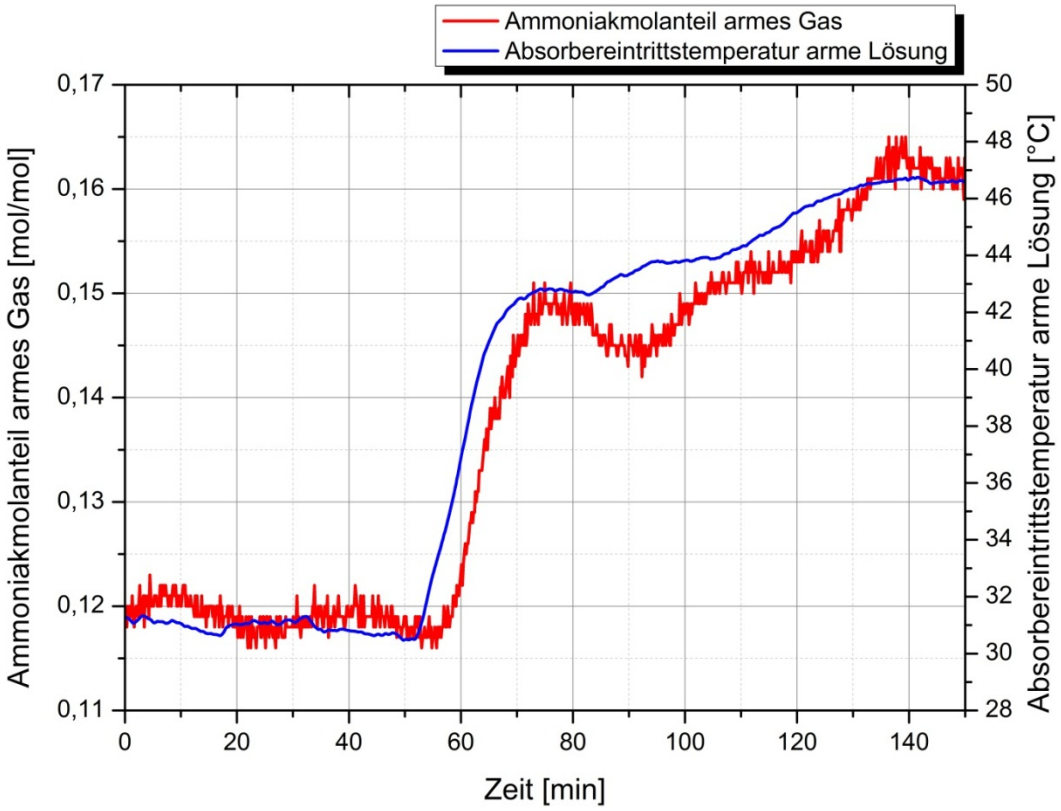

Abbildung 4.3: Einfluss der Absorbertemperatur auf die Zusammensetzung des armen Gases

In Abbildung 4.3 ist eine Messung des Ammoniakmolanteils des armen Gases am Austritt des Absorbers dargestellt. Während der Messung wurde die Eintrittstemperatur der armen Lösung in den Absorber durch Abschalten der Lüfter am

Absorbervorkühler erhöht. Eine höhere Absorbertemperatur führt zu einer schlechteren Absorption und folglich zu einem höheren Ammoniakmolanteil im armen Gas. In der Messung wird dieser Zusammenhang bestätigt. Der Ammoniakmassenanteil im armen Gas steigt mit der Eintrittstemperatur der armen Lösung an, jedoch tritt ein zeitlicher Versatz von etwa 5 min auf. Diese Verzögerung liegt an der unterschiedlichen Position der beiden Messstellen. Die Temperatur der armen Lösung wird am Eintritt in den Absorber, der Molanteil des armen Gases hingegen erst im Verbindungsrohr zwischen Absorberaustritt und Gaswärmeübertragereintritt gemessen.
Die Funktion des Messgerätes bzw. –verfahrens wurde ebenfalls anhand von Variationen des Ammoniakmassenanteils in der Lösung, des Anlagendrucks und des Gasvolumenstroms nachgewiesen. Somit ist es nun möglich, den Ammoniakmassenanteil im Hilfsgaskreislauf kontinuierlich zu messen.

5. Zusammenfassung/Ausblick

Ziel des Forschungsvorhabens ist eine solare Kälteanlage auf Basis des Diffusions-Absorptionskälteprozesses zu entwickeln. Die Konzeptidee beruht auf einem direkt beheizten Austreiber, welcher in einen Solarkollektor integriert ist. Zum einen wird der Kälteprozess anhand einer elektrisch beheizten Laboranlage untersucht. Zum anderen erfolgt eine separate Entwicklung des direkt solar beheizten Austreibers. Durch eine Veränderung des Lösungsmittelwärmeübetragers und eines zusätzlich integrierten Kondensatvorkühlers konnte eine Steigerung des Wirkungsgrades erzielt werden (vgl. [1]). Die aktuelle Kälteleistung beträgt 302 W bei einer elektrischen Heizleistung von 1563 W. Gleichzeitig ermöglicht eine Bypassleitung, über die im Lösungsmittelwärmeübertrager ausgetriebener Ammoniakdampf abgeleitet werden kann, eine Stabilisierung des Kälteprozesses. Da der Hilfsgaskreislauf den größten Einfluss auf die Kälteleistung der Anlage aufweist, wurde dieser in einer Simulation detailliert abgebildet. Diese ermöglicht eine Gewichtung der Parametereinflüsse auf die Stoffübertragung im Hilfsgaskreislauf. Zur Validierung der Simulationsergebnisse wurden Messungen durchgeführt, bei denen das Hauptaugenmerk auf Ammoniakmassenanteilen und dem Gasvolumenstrom lag. Mittels eines Ultraschalldurchflussmessgerätes ist es erstmals möglich, die genannten Größen kontinuierlich im Betrieb zu erfassen. Die Simulations- und Messergebnisse zeigen einen übereinstimmenden qualitativen Verlauf der Messgrößen bei variierenden Randbedingungen.
Aus der Laboranlage und dem entwickelten Austreiber soll im Weiteren eine Gesamtanlage gebaut und in einem Außenprüfstand vermessen werden.

6. Literatur

[1] Schmid, F.; Zetzsche, M.; Spindler, K.: *Entwicklung einer direkt solar angetriebenen Kälteanlage auf Basis des Diffusions-Absorptions-Kälteprozesses*. DKV Jahrestagung Aachen 2011, Band II.1.

[2] Bierling, B.: *Experimentelle Untersuchung und Simulation des Hilfsgaskreislaufs einer Diffusions-Absorptionskältemaschine.* Diplomarbeit 2012-6, Institut für Thermodynamik und Wärmetechnik, Universität Stuttgart 2012, (nicht veröffentlicht).

[3] Baehr, H.D.; Stephan, K.: *Wärme- und Stoffübertragung*, 7. Edition. Heidelberg: Springer, 2010.

[4] Köhler, J.: *Wärme- und Stoffübertragung in Zweiphasenströmungen*. Braunschweig: Vieweg, 1996.

[5] Hayduk, W.; Laudie, H.: *"Prediction of Diffusion Coefficients for Nonelectrolytes in Dilute Aqueous Solutions", AIChE Journal*, vol. 20, no. 3, pp. 611-615, Mai 1974.

[6] Reid, R.C.; Prausnitz, J.M.; Sherwood, T.K.: *The Properties of Gases and Liquids*, 3rd ed. New York, USA: McGraw Hill, 1977.

Danksagung

Das diesem Bericht zugrundeliegende Vorhaben wird mit Mitteln des *Bundesministeriums für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit* (BMU) unter dem Förderkennzeichen 0325965A gefördert.