

Leistungssteigerung einer Diffusions-Absorptionskältemaschine durch Erhöhung des Hilfgasvolumenstroms

Johannes Brunder*, Klaus Spindler, Konstantinos Stergiaropoulos

Universität Stuttgart, Institut für Gebäudeenergetik, Thermotechnik und Energiespeicherung (IGTE)

Pfaffenwaldring 6, 70569 Stuttgart

Tel.: 0049-711-685-63225, Fax: 0049-711-685-53225

Johannes.Brunder@igte.uni-stuttgart.de

* Korrespondenzautor

Kurzfassung

Diffusions-Absorptionskältemaschinen (DAKM) werden durch Wärme angetrieben und arbeiten strom- und geräuschlos. Als Hotel- und Campingkühlschränke sind DAKMs mit Kälteleistungen bis ca. 100 W weit verbreitet. Eine DAKM in einem größeren Kälteleistungsbereich hat bei einer Beheizung durch Abwärme, Fern- oder Nahwärme sowie solarer Wärme das Potenzial beispielsweise für die Gebäudekühlung klimafreundlich Kälte bereit zu stellen.

Am Institut für Gebäudeenergetik, Thermotechnik und Energiespeicherung (IGTE) wird an der Skalierung des Diffusions-Absorptionskälteprozesses zu größeren Kälteleistungen geforscht. Im Gegensatz zu beispielsweise Kompressionskältemaschinen wird das Kältemittel einer DAKM nicht durch Drosselung auf einen niedrigeren Absolutdruck verdampft, sondern durch Partialdruckabsenkung in eine Hilfgasatmosphäre verdunstet. Um kontinuierlich Kälteleistung zu erzeugen, muss das gasförmige Kältemittel in einem weiteren Prozessschritt wieder aus dem Hilfgas absorbiert werden. Der Transport des Hilfgas vom Verdunster zum Absorber im sogenannten Hilfgaskreislauf beruht auf dem Dichteunterschied zwischen dem mit Kältemittel angereichertem und dem an Kältemittel armen Hilfgas. Untersuchungen in der Literatur belegen die entscheidende Bedeutung einer Steigerung des Hilfgasumlaufs für eine Erhöhung der Kälteleistung der DAKM.

Es werden experimentelle Untersuchungen an einem Prototyp einer DAKM vorgestellt. Der Hilfgasvolumenstrom wird kontinuierlich und eingriffsfrei mittels Clamp-On Ultraschallmessverfahren gemessen. Der Hilfgasvolumenstrom kann sowohl durch Steigerung der Antriebskräfte als auch Reduzierung der Druckverluste im Hilfgaskreislauf erhöht werden. Es werden Entwicklungsschritte des Prototyps zur Steigerung des Hilfgasvolumenstroms vorgestellt und evaluiert.

Stichwörter:

Diffusions-Absorptionskältemaschine, Hilfgaskreislauf, Clamp-On Ultraschallmessung, Ammoniak-Wasser

1 Einleitung

Die Diffusions-Absorptionskältemaschine (DAKM) wird ausschließlich durch Wärme angetrieben und arbeitet verschleißfrei und geräuschlos. Dazu wird ein druckausgleichendes Hilfs gas verwendet, sodass Kälte durch Verdunstung entstehen kann ohne mechanisch bewegte Komponenten wie Ventile, Pumpen oder Kompressoren zu benötigen. Die in der DAKM verwendeten Arbeitsstoffe Ammoniak, Wasser und Helium weisen weder ein Ozonabbaupotential noch ein Treibhausgaspotential auf. Somit kann der Diffusions-Absorptionskälteprozess zur nachhaltigen Kälteerzeugung verwendet werden, insbesondere wenn die Antriebswärme aus Solarthermie, Abwärme oder anderweitig nicht genutzten Wärmequellen stammt.

Bisher wird der Diffusions-Absorptionskälteprozess hauptsächlich im kleinen Kälteleistungsbereich in Camping- und Hotelkühlschränken verwendet, wo sich der stromlose und geräuschfreie Betrieb zu Nutze gemacht wird. Am Institut für Gebäudeenergetik, Thermotechnik und Energiespeicherung (IGTE) an der Universität Stuttgart wird an der Skalierung des Diffusions-Absorptionskälteprozesses hin zu größeren Kälteleistungen geforscht. Diese Forschung wird durch ein Promotionsstipendium der Deutschen Bundesstiftung Umwelt (DBU) ermöglicht. In diesem Forschungsprojekt soll eine DAKM mit Plattenaustreiber und einer Kälteleistung von 1 – 2 kW entwickelt werden. Mit dem Plattenaustreiber können beliebige Wärmequellen zum Antrieb verwendet werden und es wird eine höhere Leistungsdichte erzielt. Voraussetzung für einen sinnvollen Einsatz eines Plattenaustreibers ist allerdings die Verbesserung des Hilfs gaskreislaufs. Nur so kann aus der erhöhten Antriebsleistung auch eine erhöhte Kälteleistung resultieren.

2 Grundlagen und Stand der Technik

2.1 Prozessbeschreibung des Diffusions-Absorptionskälteprozesses

In Bild 1 ist das Prozessschema der Diffusions-Absorptionskältemaschine gezeigt. Die Farbgebung zeigt schematisch die lokale Zusammensetzung der Arbeitsstoffe an. In grün gezeigten Bereichen liegt eine reiche Lösung vor, bestehend aus einem verhältnismäßig hohen Anteil Kältemittel und einem geringeren Anteil des Lösungsmittels. Im Reservoir (1) liegt eine reiche Lösung vor und strömt von dort durch den Lösungsmittelwärmeübertrager (2-3) zum Austreiber. Dieser besteht aus einem Förderrohr, welches im unteren Bereich mit elektrischen Heizwendeln (4a) umwickelt ist. Mittels der Heizwendeln wird die Antriebswärme zugeführt, wodurch es im Förderrohr zur partiellen Verdampfung der Lösung kommt. Die dampfförmige Phase besteht aus einem hohen Anteil des Kältemittels, die verbleibende flüssige Phase enthält im Vergleich zur reichen Lösung einen geringeren Anteil des Kältemittels und wird daher als arme Lösung bezeichnet und in blauer Farbe dargestellt. Durch den Thermosiphoneffekt wird das Zweiphasengemisch durch das Förderrohr (4b) in den Abscheider (4c) gefördert, in welchem eine Phasentrennung stattfindet. Die gasförmige Phase steigt in den Dephlegmator auf, in dem unter Wärmeabgabe eine Teilkondensation stattfindet (5). Aufgrund des geringeren Dampfdrucks des Lösungsmittels kondensiert dieses überproportional aus, sodass der Kältemittelanteil im Dampf erhöht wird. Das im Dephlegmator entstandene Kondensat rinnt zurück in den Abscheider und vermischt sich mit der flüssigen Phase. Der verbleibende Dampf besteht nahezu ausschließlich aus Kältemittel, wird im Kondensator (9 – 10) verflüssigt und tritt an der Stelle 11 in den Verdunster ein. Ebenfalls tritt das arme Gas an dieser Stelle in den Verdunster ein. Das arme Gas besteht in zulässiger Vereinfachung aus Hilfs gas und gasförmigem Kältemittel, wobei der Partialdruck des Kältemittels im armen Gas geringer ist, als im reichen Gas. Durch den geringen Partialdruck des Kältemittels in der Gasphase beginnt das flüssige Kältemittel zu verdunsten, wobei die nutzbare Kälteleistung entsteht. Diese wird an einen externen Wasserkreislauf abgegeben, der den Verdunster umströmt. Durch die Verdunstung wird der Kältemittelpartialdruck im Gas erhöht und das arme Gas wird zum reichen Gas. Das reiche Gas tritt aus dem Verdunster aus und strömt hinab zum Reservoir (13). Aus dem Reservoir tritt das reiche Gas von unten in den Absorber ein, in dem es mit der Lösung in Kontakt gebracht wird.

Nach der Phasentrennung im Abscheider strömt die arme Lösung durch den Lösungsmittelwärmeübertrager (6-7) und wird dabei durch Wärmeabgabe an die reiche Lösung abgekühlt. Bevor die arme Lösung von oben in den Absorber eintritt (8) wird diese im Absorbervorkühler durch Wärmeabgabe an die Umgebung weiter abgekühlt.

Im Absorber strömen Gas und Lösung im Gegenstrom, wobei gasförmiges Kältemittel aus der Gasphase in die Lösung übergeht. Dadurch wird die arme Lösung im Absorber zur reichen Lösung und das reiche Gas zum armen Gas. Das arme Gas strömt aus dem Absorber nach oben in Richtung Verdunster (12), wodurch der Hilfsgaskreislauf geschlossen wird. Optional kann der Hilfsgaskreislauf zusätzlich einen Gaswärmeübertrager und einen Kondensatorkühler enthalten, wodurch die innere Wärmerückgewinnung verbessert und so die Effizienz der Anlage gesteigert werden kann [1]. Zugunsten einer schnelleren Entwicklung wurde für diesen Beitrag auf deren Einsatz verzichtet.

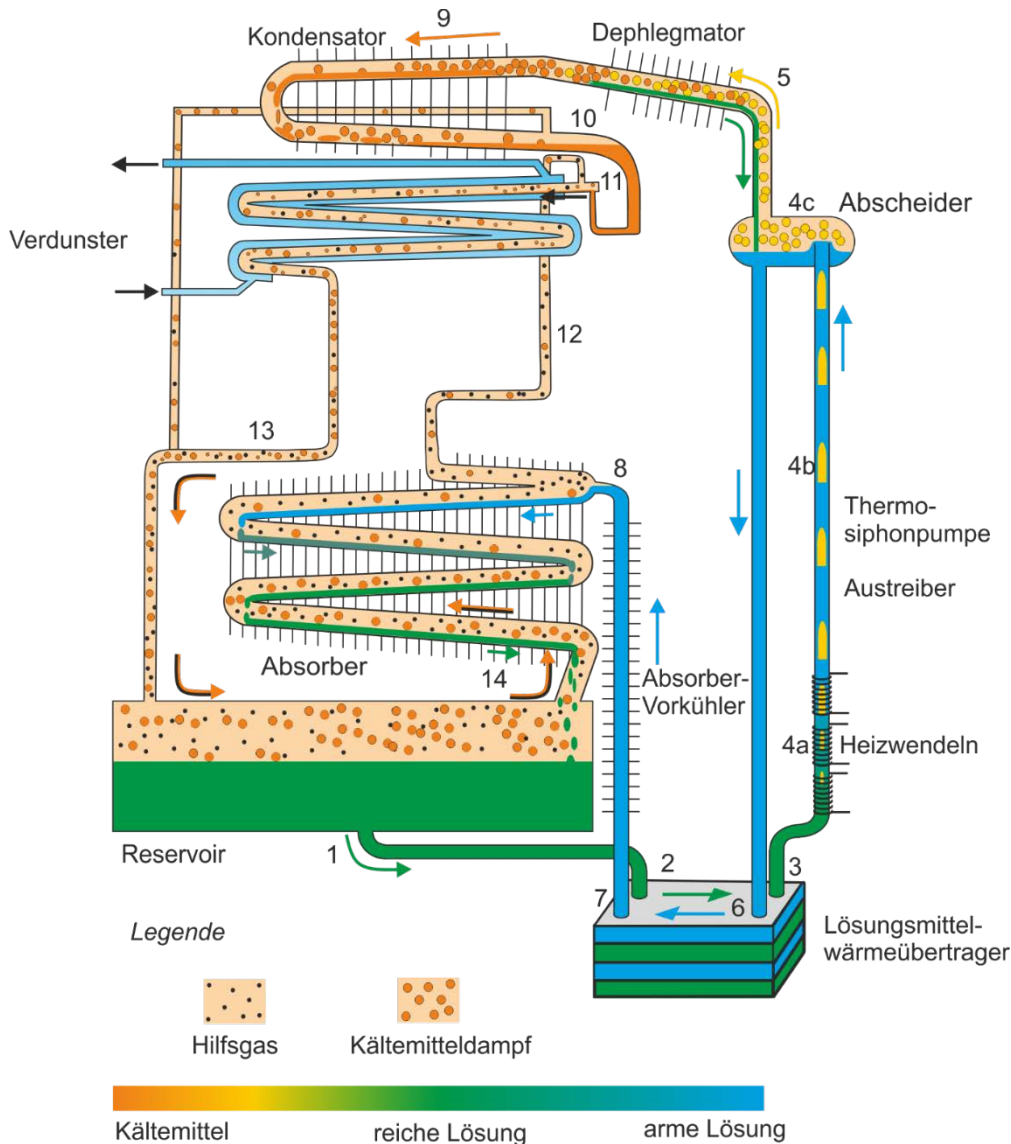


Bild 1: Prozessschema der Diffusions-Absorptionskältemaschine

Wie bereits beschrieben, ermöglicht der Hilfsgaskreislauf die Verdunstung des Kältemittels. Die Kälteleistung kann als proportional zum verdunsteten Ammoniakstoffstrom $\dot{N}_{NH_3,verd}$ angesehen werden. Gleichung (1) setzt den verdunsteten Ammoniakstoffstrom $\dot{N}_{NH_3,verd}$ in eine Beziehung mit Hilfsgasstoffstrom \dot{N}_{He} , dem Systemdruck p_{sys} und den Ammoniakpartialdrücken im armen und reichen Gas, $p_{NH_3,aG}$ und $p_{NH_3,rG}$.

$$\dot{Q}_{Kälte} \sim \dot{N}_{NH_3,verd} = \dot{N}_{He} \cdot \left(\frac{p_{NH_3,rG}}{p_{sys} - p_{NH_3,rG}} - \frac{p_{NH_3,aG}}{p_{sys} - p_{NH_3,aG}} \right) \quad (1)$$

Der Systemdruck und die Ammoniakpartialdrücke sind an die extern vorgegebenen Temperaturen des Austreibers, des Kondensators und Absorbers sowie des Verdunsters gekoppelt und können durch Komponentenoptimierung lediglich einem vorgegebenen Grenzwert angenähert werden. Im Gegensatz dazu unterliegt der Stoffstrom des Hilfsgases \dot{N}_{He} keiner natürlichen Beschränkung und ist proportional zum verdunsteten Ammoniakstoffstrom sowie der Kälteleistung. Somit stellt die Steigerung des Hilfsgasumlaufs das größte Potential für eine Steigerung der Kälteleistung dar, weshalb im Folgenden genauer auf das Zustandekommen des Hilfsgasumlaufs und dessen Limitierungen eingegangen wird.

Der Hilfsgaskreislauf wird dabei ausschließlich durch den Dichteunterschied zwischen armen und reichen Gas angetrieben. Aufgrund der höheren Molmasse von Ammoniak (ca. 17 g/mol) im Vergleich zu Helium (ca. 4 g/mol) ist die Dichte des Gasgemisches umso höher, je höher der Ammoniakanteil ist. Folglich ist die Dichte des reichen Gases höher als die des armen Gases. Die Antriebskraft des Hilfsgaskreislaufs lässt sich anhand von Gleichung (2) berechnen. Dafür wird die Dichte des armen und reichen Gases über der wirksamen Höhe des Hilfsgaskreislaufs integriert. Dabei ist die Dichte des armen und reichen Gases ebenfalls eine Funktion der Höhe. Die wirksame Höhe des Hilfsgaskreislaufs erstreckt sich vom oberen Ende des Verdunsters (Stelle 11) bis zum oberen Rand des Reservoirs (14).

$$\Delta p_{Antrieb} = g \cdot \left(\int_h \rho_{rG}(h) - \int_h \rho_{aG}(h) \right) \quad (2)$$

Wenn sich der Hilfsgaskreislauf in einem stationären Zustand befindet, stehen die Antriebskräfte und die im Hilfsgaskreislauf auftretenden Druckverluste im Gleichgewicht, siehe Gleichung (3).

$$\Delta p_{Antrieb} = \Delta p_{Verl} \quad (3)$$

Der im Hilfsgaskreislauf auftretende Druckverlust lässt sich aus der Summe vieler Einzeldruckverluste errechnen, die eine Abhängigkeit von der Strömungsgeschwindigkeit w , der dynamischen Viskosität μ und geometrischen Faktoren aufweisen (4).

$$\Delta p_{Verl} = \frac{1}{2} \cdot \mu \cdot \sum (\zeta \cdot w^2) \quad (4)$$

2.2 Bisherige Untersuchungen des Hilfsgaskreislaufs

In der Literatur sind einige Modellierungen des Hilfsgaskreislaufs oder einzelner Komponenten zu finden. Die Modelle beruhen auf Massen- und Energiebilanzen. Von MAIYA wurde in einer Simulation des Hilfsgaskreislaufs der Einfluss des Anlagendrucks, verschiedener Gasvolumenströme und der Art des Hilfsgas (He und H₂) untersucht [2]. Rattner und Garimella bildeten in einer Simulation alle Komponenten einer DAKM ab, welche mit dem Lösungsmittel Natriumthiocyanat arbeitete. Mittels des Modells wurden Kälteleistung und Hilfsgasvolumenstrom prädictiert [3]. Von Koremenos et al. wurde lediglich der Verdunstungsprozess betrachtet. Dazu wurde ein dreidimensionales Modell der Verdunstung von Ammoniak in eine Inertgasatmosphäre basierend auf der Finite-Differenzen-Methode aufgebaut [4].

Experimentelle Untersuchungen im Hilfsgaskreislauf lassen sich in zwei grundlegende Messaufbauten unterteilen. Zum einen in Untersuchungen, in denen eine Beeinflussung des Hilfsgaskreislaufs toleriert wird, zum anderen in Untersuchungen, in denen der unbeeinflusste Hilfsgaskreislauf betrachtet wird. Zu den Untersuchungen mit Beeinflussung des Hilfsgaskreislaufs zählt der Versuchsaufbau von OSIPOV ET AL., in dem die Zusammensetzung von Hilfsgas und Lösung gezielt konditioniert wurde, um den Verdunstungs- und Absorptionsprozess unter reproduzierbaren Bedingungen betrachten zu können [5]. In den Untersuchungen von STIERLIN wurde ein Teil des Hilfsgaskreislaufs zur Untersuchung abgetrennt [6].

Die experimentelle Untersuchung des Hilfsgaskreislaufs, ohne dass dieser durch den Messaufbau beeinflusst wird, ist sehr anspruchsvoll. Soll der Hilfsgasumlauf nicht beeinflusst werden, darf die Messtechnik keine zusätzlichen Druckverluste im Hilfsgaskreislauf verursachen. Zur Erfassung des Hilfsgasvolumenstroms sind in der Literatur Versuche mit verschiedenen Messverfahren zu finden. EICKER ET AL. versuchten den Hilfsvolumenstrom mittels eines Temperaturflanken-Verfahrens zu bestimmen [7]. Dieses Messverfahren erwies sich allerdings

aufgrund der niedrigen Wärmekapazität des Gases als nicht praxistauglich. Die Temperaturflanken wurden durch die Wärmeleitung in der Rohrwand überlagert. Die einzige bekannte experimentelle Untersuchung bei der der Hilfsgasumlauf und die Zusammensetzung des armen Gases ohne Beeinflussung des Hilfsgaskreislaufs gemessen wurde, stammt von SCHMID UND SPINDLER [8]. Dabei wurde mit Clamp-On-Ultraschallsensoren die Strömungs- und Schallgeschwindigkeit des armen Gases ermittelt. Neben diesem messtechnischen Fortschritt wurde der Einfluss des Hilfsgaskreislaufs auch durch eine Zwangsumwälzung untersucht. Dazu wurde ein drehzahl geregelter Propeller in den Hilfsgaskreislauf eingebracht. In Bild 2 sind die Ergebnisse dieser Untersuchung dargestellt. Der Hilfsgasvolumenstrom wurde durch die stufenweise Erhöhung der Propellerdrehzahl schrittweise erhöht. Die Auswirkung des gesteigerten Hilfsgasvolumenstroms ist anhand der Kälteleistung und des Ammoniakpartialdrucks des armen Gases gezeigt. Der Ammoniakpartialdruck des armen Gases ist ein Indikator für die Absorbereffizienz. Die Messergebnisse zeigen, dass bei einer Erhöhung des Hilfsgasvolumenstroms bis ca. $\dot{V}_{aG} \approx 0,1 \text{ m}^3/\text{h}$ die Kälteleistung steigt, ohne dass der Ammoniakpartialdruck des armen Gases steigt. Daraus lässt sich folgern, dass zunächst nur der Hilfsgasvolumenstrom die Kälteleistung limitiert. Bei weiterer Erhöhung des Hilfsgasvolumenstroms steigt die Kälteleistung weiterhin, allerdings steigt auch der Ammoniakpartialdruck des armen Gases. SCHMID interpretiert dies als Begrenzung der Kälteleistung durch die Größe der Phasengrenzfläche im Absorber.

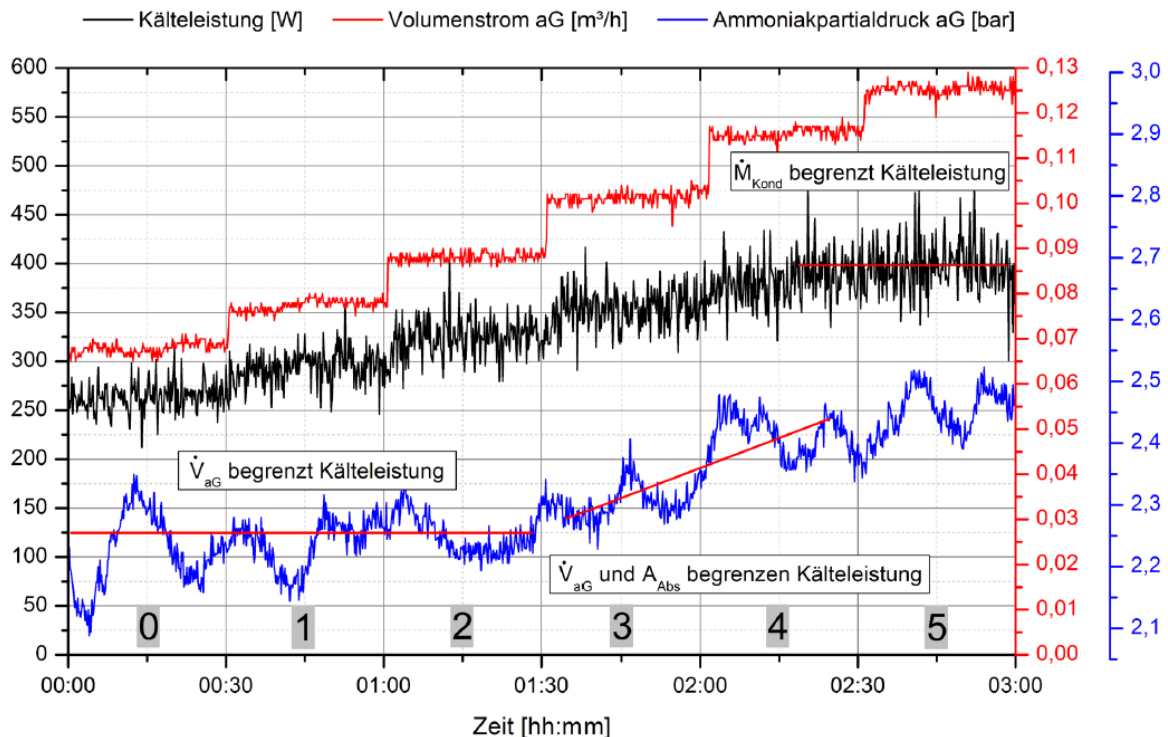


Bild 2: Auswirkung eines erhöhten Hilfsgasvolumenstroms durch Zwangsumwälzung auf Kälteleistung und armes Gas [1]

Aus dem aktuellen Stand des Wissens lässt sich ableiten, dass zur Steigerung der Kälteleistung eine Erhöhung des Hilfsgasvolumenstroms nötig ist. Bei einer Steigerung der Kälteleistung und des Hilfsgasvolumenstroms sollte darüber hinaus der Absorber betrachtet werden. Im Gegensatz zu dem von SCHMID gewählten Aufbau sollte die Erhöhung des Hilfsgasvolumenstroms ohne den Einsatz von Hilfsenergie gelingen.

3 Versuchsanlage und verwendete Messtechnik

Die Antriebswärme der verwendeten Versuchsanlage wird durch drei elektrische Heizwendelpatronen, die um das Förderrohr gewickelt sind, bereitgestellt. Diese können individuell zu- und abgeschaltet werden und können im Heizleistungsbereich von 0 – 2070 W eingestellt werden. Die Wärmeabfuhr an den Komponenten Dephlegmator, Kondensator, Absorbervorkühler und Absorber geschieht über Rippenrohre an die Umgebungsluft. Zur Verbesserung der Wärmeabfuhr werden die Rippenrohre von PC-Lüftern angeströmt. Die Umgebungsluft im Labor kann im Bereich vom 15°C bis 35°C temperiert werden. Der Verdunster ist als Koaxialrohrwärmeübertrager

ausgeführt, dessen Mantelspalt von einem externen Wasserkreislauf durchströmt wird. Dieser wird durch ein Heizthermostat temperiert, welches die Kältelast emuliert. Zur inneren Wärmerückgewinnung im Lösungskreis wird als Lösungsmittelwärmeübertrager ein viergängiger Plattenwärmeübertrager mit 32 Platten verwendet.

Da in diesem Beitrag der Hilfsgaskreislauf im Fokus steht, werden im Folgenden einige Daten zu den vom Hilfsgaskreislauf durchströmten Komponenten angegeben: Der Absorber ist schlaufenförmig aufgebaut, hat eine Länge von ca. 5 m und besteht aus Rippenrohren mit einem Innendurchmesser von 22 mm. Das Gefälle beträgt zwischen 1° und 3°. Der Verdunster hat ebenfalls eine Länge von ca. 5 m und in der ersten Anlagenkonfiguration einen Innendurchmesser von 11 mm. Die Verbindungsstücke zwischen den Bauteilen Verdunster und Absorber sind Rohre mit einem Innendurchmesser von mindestens 17 mm.

Die Versuchsanlage ist mit umfangreicher Messtechnik ausgestattet. Die Ein- und Austrittstemperaturen aller Bauteile, die Temperaturverläufe entlang des Verdunsters und Absorbers sowie die Lufttemperatur werden mit Pt-100 Temperaturfühler erfasst. Aus Sicherheitsgründen werden im Kältekreis Anlegefühler der Genauigkeitsklasse 1/3 B, die zur besseren thermischen Anbindung mit Wärmeleitpads aus Graphen unterlegt sind, verwendet. Im externen Wasserkreislauf, der den Verdunster durchströmt, werden Pt-100 Tauchfühler der Genauigkeitsklasse 1/10 B verwendet. Zur Bilanzierung der Kälteleistung ist im externen Wasserkreislauf ein Magnetischer Induktiver Durchflussmesser verbaut. Der Systemdruck wird mittels eines Drucktransmitters (Omega; PAA21Y-V-25) gemessen. Im Kältekreis sind zwei Coriolis Durchflussmesser (Endess + Hauser C300 DN4 und Emercon CMF025) zur Erfassung von Massenstrom und Dichte des flüssigen Kältemittelkondensats sowie der armen Lösung. Über eine Zustandsgleichung für das Ammoniak/Wasser-Gemisch können aus den Größen Dichte, Temperatur und Druck die Ammoniakmassenanteile von armer Lösung und Kältemittelkondensat bestimmt werden. Während der Anlagenentwicklung wurde ein Clamp-On Ultraschall Durchflussmessgerät der Firma Siemens (SITRANS FS 230) in Betrieb genommen. Die Sensoren sind an dem vom armen Gas durchströmten Rohr angebracht. Mittels Laufzeitverfahren wird die Schallgeschwindigkeit c und mittels Laufzeitdifferenzverfahren die Strömungsgeschwindigkeit w des armen Gases ermittelt. Bei einer ausgebildeten Rohrströmung und bekannten Druck- und Temperaturwerten können daraus der Volumenstrom und die Zusammensetzung des armen Gases berechnet werden, siehe Gleichung (5) und (6).

$$\dot{V}_{aG} = f(w) \quad (5)$$

$$p_{NH_3,aG} = f(c, T, p_{sys}) \quad (6)$$

Die Schallgeschwindigkeit des Gasgemischs wird aus der idealen Mischung der Gase Ammoniak und Helium berechnet. Dafür werden die realen Stoffdaten der Reinstoffe verwendet.

4 Anlagenentwicklung

In diesem Beitrag werden zwei Entwicklungsschritte durchgeführt, die zum Ziel haben den Hilfsgasvolumenstrom zu erhöhen. Bevor diese Entwicklungsschritte ausgeführt werden, wird zunächst der Ausgangszustand analysiert und anhand einer Untersuchung des Absorbervorkühlers die mit dem Clamp-On Ultraschallmessgerät erzielten Messergebnisse plausibilisiert. Die Anlagenversion des Ausgangszustands wird als Version „V1“ bezeichnet. Die Anlagenversion „V1“ wird in einem ersten Schritt durch die Steigerung der Antriebskräfte im Hilfsgaskreislauf zur Anlagenversion „V2“ weiterentwickelt. Abschließend erfolgt durch die Verringerung der Druckverluste im Hilfsgaskreislauf die Weiterentwicklung zur Anlagenversion „V3“.

4.1 Plausibilisierung und Einfluss des Absorbervorkühlers

Der Absorbervorkühler wird verwendet um die arme Lösung vor dem Eintritt in den Absorber weiter abzukühlen. Ziel ist es die Absorptionsfähigkeit zu verbessern und so den Ammoniakpartialdruck im armen Gas zu senken. Eine erste Untersuchung des Absorbervorkühlers ist von SCHMID bekannt, wobei auch der Einfluss des Absorbervorkühlers auf den Ammoniakpartialdruck des armen Gases gezeigt wurde [9]. Die detaillierte Auswirkung des Absorbervorkühlers auf die Kälteleistung wurde allerdings nicht veröffentlicht.

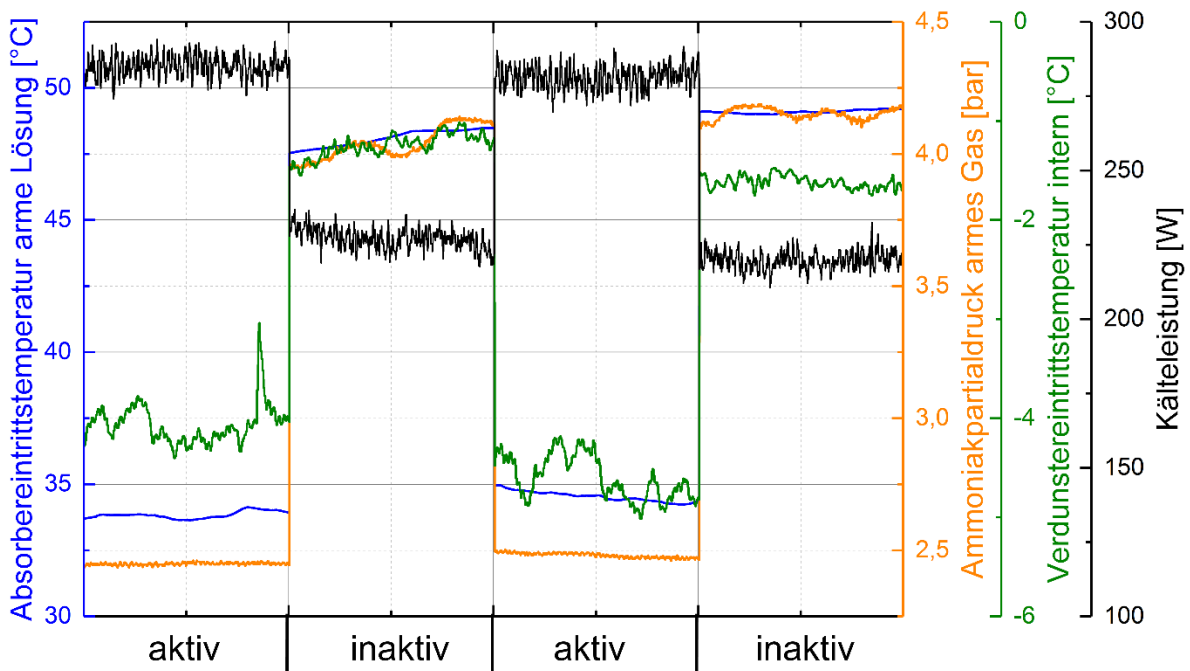


Bild 3: Einfluss des Absorbervorkühlers

Der Einfluss des Absorbervorkühlers wurde untersucht, indem das Rippenrohr phasenweise durch Lüfter ungehindert angeströmt wurde („aktiv“) und phasenweise diese Luftströmung verschattet wurde („inaktiv“). In Bild 2 sind je zwei Zeitabschnitte gezeigt, in denen der Absorbervorkühler aktiv angeströmt und nicht angeströmt wurde. Jeder dieser Abschnitte umfasst eine Messdauer von 30 min und wurde aufgenommen, nachdem sich konstante Betriebsbedingungen eingestellt hatten. In Bild 2 sind vier Größen gezeigt mit denen die Funktionsweise und Auswirkung des Absorbervorkühlers analysiert wird. In blau ist die Eintrittstemperatur der armen Lösung in den Absorber gezeigt, welche bei aktiver Anströmung mit $\vartheta_{aL,Abs,ein} \approx 34^\circ\text{C}$ deutlich niedriger ist als in den Messabschnitten ohne aktive Anströmung ($\vartheta_{aL,Abs,ein} \approx 48^\circ\text{C}$). Wie erwartet beeinflusst die Eintrittstemperatur der armen Lösung in den Absorber die Absorptionsfähigkeit und damit den Ammoniakpartialdruck im armen Gas welcher in orange dargestellt ist. Bei ungehinderter Anströmung des Absorbervorkühlers beträgt der Ammoniakpartialdruck $p_{NH_3,aG} \approx 2,5 \text{ bar}$, wird die Anströmung jedoch verschattet steigt dieser auf $p_{NH_3,aG} \approx 4,0 - 4,2 \text{ bar}$. Die interne Eintrittstemperatur in den Verdunster, welche sich nach der Mischung von Kältemittelkondensat und armen Gas einstellt, ist ein indirekter Indikator für den Ammoniakpartialdruck des armen Gases. Die interne Eintrittstemperatur in den Verdunster (in grün gezeigt) ist bei aktiver Anströmung des Absorbervorkühlers deutlich geringer als bei verschattetem Absorbervorkühler. Dies plausibilisiert den mittels dem Clamp-On Ultraschallmessgeräts ermittelten Ammoniakpartialdruck des armen Gases. In schwarz ist die gemessene Kälteleistung dargestellt, welche bei aktiv angeströmtem Absorbervorkühler ca. $\dot{Q}_{Kälte} \approx 280 \text{ W}$ beträgt und damit die Kälteleistung bei verschattetem Absorbervorkühler von ca. $\dot{Q}_{Kälte} \approx 225 \text{ W}$ um etwa 25 % übertrifft.

Anhand der gezeigten Messreihe wurde die Auswirkung des Absorbervorkühlers auf die Kälteleistung aufgezeigt und die vom Clamp-On Ultraschallmessgerät ermittelte Zusammensetzung des armen Gases plausibilisiert.

4.2 Messablauf und Anlagenversion „V1“

Zum Vergleich verschiedener Anlagenversionen wird jeweils die Kälteleistung bei verschiedenen Verdunstertemperaturen betrachtet. Damit ist immer die Eintrittstemperatur des externen Wasserkreislaufs in den Verdunster gemeint. Abhängig von der Verdunstertemperatur ist der maximal erreichbare Ammoniakpartialdruck des reichen Gases $p_{NH_3,rG}$. Unter der Annahme von reinem Kältemittel kann bei einer Verdunstertemperatur von 5°C maximal $p_{NH_3,rG} = 5,16 \text{ bar}$ erreicht werden, bei einer Verdunstertemperatur von 25°C nahezu der doppelte Ammoniakpartialdruck von $p_{NH_3,rG} = 10,03 \text{ bar}$. Daher eignet sich die Variation der Verdunstertemperatur um

unterschiedliche Beladungen des Hilfsgases und Dichteunterschiede zwischen dem armen und dem reichen Gas zu betrachten.

Die Umgebungstemperatur beträgt bei allen Messungen 25 °C, in der Nähe wärmeabgebender Bauteile treten allerdings lokal deutlich höhere Temperaturen auf. Die Heizleistung wird zwischen 800 W und 1200 W so variiert, dass die höchste Kälteleistung erzielt wird.

In Bild 4 ist die Kälteleistung aller Anlagenversionen über der Verdunstertemperatur aufgetragen. In schwarz ist die Kälteleistung der Ausgangsanlage Anlagenversion „V1“ eingetragen. Im Verdunstertemperaturbereich 5 °C bis 25 °C beträgt die Kälteleistung zwischen 87 W und 380 W. Die Kälteleistung erreicht umso höhere Werte, je höher die Verdunstertemperatur ist.

4.3 Steigerung des Hilfsgaskreislaufs durch Erhöhung der Antriebskräfte

Im ersten Weiterentwicklungsschritt werden die Erhöhung der Antriebskräfte im Hilfsgaskreislauf erhöht. Wie in Gleichung (2) gezeigt, ist die für den Antrieb des Hilfsgaskreislaufs verantwortliche Druckdifferenz von den Dichten des armen und reichen Gases sowie von der wirksamen Höhe des Hilfsgaskreislaufs abhängig. Die Dichten des armen und reichen Gases sind, bei idealer Absorption und Verdunstung, von extern vorgegebenen Temperaturen abhängig. Die Höhendifferenz im Hilfsgaskreislauf ist jedoch unabhängig von diesen Parametern. Beschränkt wird die maximale Höhendifferenz im Hilfsgaskreislauf zum einen durch den für den Betrieb der Thermosiphonpumpe mindestens nötigen Füllstand im Reservoir, welcher die untere Grenze des Hilfsgaskreislaufs darstellt. Somit bietet eine Verbesserung der Förderfähigkeit der Thermosiphonpumpe, wenn diese zur Absenkung des nötigen Vorlagedrucks genutzt wird, die Möglichkeit den Hilfsgasumlauf zu steigern. Zum anderen wird die Höhendifferenz des Hilfsgaskreislaufs durch die obere Grenze, den Verdunstereintritt begrenzt. Damit das Kondensat in den Verdunster eintreten kann, ist eine Mindesthöhendifferenz zur Überwindung der Druckverluste zwischen den Bauteilen Kondensator und Verdunster nötig.

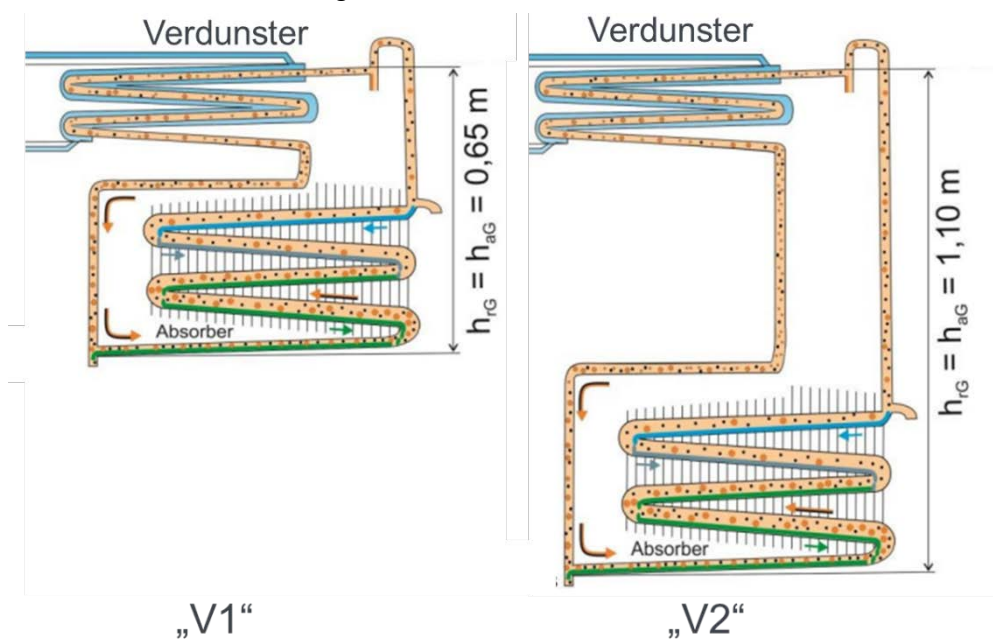


Bild 4: Gegenüberstellung der Höhenverhältnisse im Hilfsgaskreislauf für die Anlagenversionen „V1“ und „V2“

Zusammenfassend sollte somit die gesamte Anlagenhöhe, abzüglich des Mindestfüllstands im Reservoir und dem Mindestabstand zwischen Kondensator und Verdunster, als wirksame Höhendifferenz des Hilfsgaskreislaufs genutzt werden. An dieser Stelle besteht in der Anlagenversion „V1“ Optimierungspotential.

In Bild 3 sind die Höhenverhältnisse im Hilfsgaskreislauf der Anlagenversionen „V1“ und „V2“ gegenübergestellt. In der Anlagenversion „V1“ beträgt die wirksame Höhendifferenz im Hilfsgaskreislauf 0,65 m, welche in der Anlagenversion „V2“ auf 1,10 m gesteigert wird. Dies wird durch eine Reduzierung der Förderhöhe der Thermosiphonpumpe erreicht, die eine Absenkung der Reservoirfüllhöhe ermöglicht. Der Abscheider wird hierfür abgesenkt und ein größerer Anteil der Höhendifferenz zum Kondensator als reine Gasströmung überwunden. Auf diese Aspekte des Umbaus soll an dieser Stelle nicht weiter eingegangen werden.

Unter der Annahme, dass sich die mittlere Dichte des armen und reichen Gases durch den Umbau nicht verändert, lässt sich durch Zusammenführen der Gleichungen (2) bis (4) das in Gleichung (5) gezeigte Verhältnis der Hilfsgasvolumenströme der Anlagenversionen „V1“ und „V2“ herleiten.

$$\frac{\dot{V}_{HG,V2}}{\dot{V}_{HG,V1}} \sim \sqrt{\frac{\Delta h_{HGK,V2}}{\Delta h_{HGK,V1}}} = \sqrt{\frac{1,10 \text{ m}}{0,65 \text{ m}}} \approx 1,3 \quad (7)$$

Nach dieser vereinfachten Betrachtung wird der Hilfsgasvolumenstrom durch die Vergrößerung der Höhendifferenz im Hilfsgaskreislauf um ca. 30 % ansteigen. Zum Zeitpunkt als die Anlagenversion „V1“ untersucht wurde, konnten mit dem Clamp-On-Ultraschallmessgerät noch keine reproduzierbaren Ergebnisse erzielt werden. Daher muss auf die Steigerung des Hilfsgasvolumenstroms zwischen den Anlagenversionen „V1“ und „V2“ aus den Kälteleistungen rückgeschlossen werden.

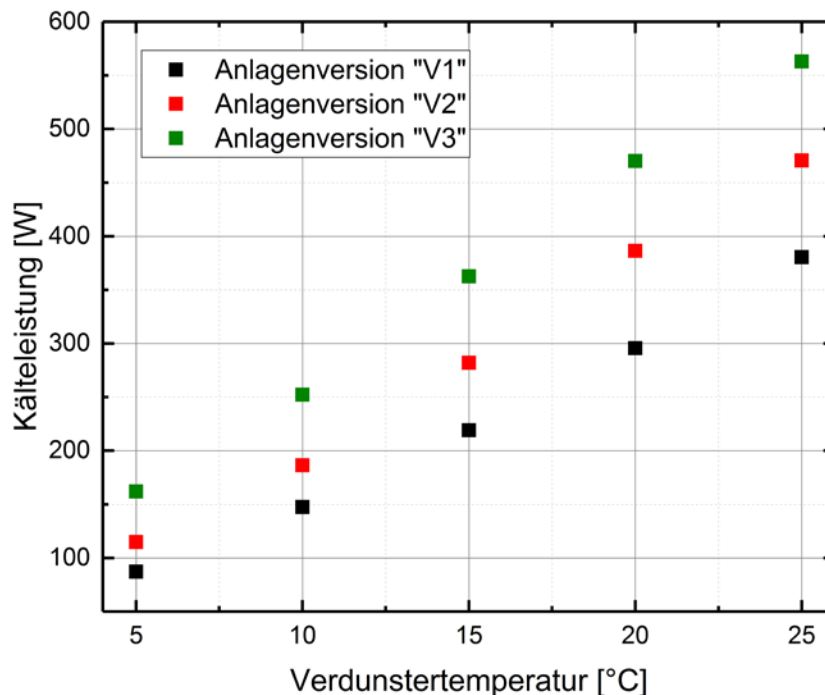


Bild 5: Kälteleistung über der Verdunstertemperatur für alle drei untersuchten Anlagenversionen „V1“, „V2“ und „V3“ bei einer Umgebungstemperatur von 25°C

In Bild 4 ist die Kälteleistung der Anlagenversionen „V1“ und „V2“ gegenübergestellt. Im Vergleich zur Anlagenversion „V1“ weist die Anlagenversion „V2“ in jedem Betriebspunkt eine um 23 % bis 31 % höhere Kälteleistung auf. Damit erscheint die mittels Gleichung (5) prognostizierte Steigerung des Hilfsgasvolumenstroms um ca. 30 % als plausibel. Ab der Anlagenversion „V2“ ist das Clamp-On Ultraschallmessgerät einsatzbereit und ermittelt für diese Anlagenversion einen Volumenstrom des armen Gases von ca. $\dot{V}_{aG} \approx 0,1 \text{ m}^3/\text{h}$. In der von SCHMID durchgeführten Messreihe, siehe Bild 2, zeigt sich, bei Verwendung ähnlicher Komponenten ebenfalls bis zu einem Volumenstrom des armen Gases von $\dot{V}_{aG} \approx 0,1 \text{ m}^3/\text{h}$ eine Proportionalität zwischen Hilfsgasvolumenstrom und Kälteleistung. Dies untermauert die Vermutung eines um etwa 30 % gesteigerten Hilfsgasvolumenstroms zusätzlich.

4.4 Steigerung des Hilfsgaskreislaufs durch Senkung der Druckverluste

Wie Gleichung (3) zeigt, steht bei stationärem Betrieb die Antriebsdruckdifferenz im Gleichgewicht mit der Summe der Druckverluste im Hilfsgaskreislauf. Bei der Weiterentwicklung zur Anlagenversion „V3“ werden die Druckverluste gesenkt und so der Hilfsgasvolumenstrom erhöht. Der Druckverlust in beispielsweise einem Rohrabschnitt ist nach Gleichung (4) abhängig vom Quadrat der Strömungsgeschwindigkeit. Die Strömungsgeschwin-

digkeit ist bei inkompressibler Strömung und konstantem Volumenstrom abhängig vom Quadrat des Rohrdurchmessers. Damit korreliert der Reibungsdruckverlust in einem Rohrabschnitt mit laminarer Strömung näherungsweise mit dem Reziproken der vierten Potenz des Rohrdurchmessers, siehe Gleichung (6).

$$\Delta p_{\text{Verl}} \sim \frac{1}{d_i^4} \quad \text{bei } \dot{V}_{HG} = \text{const.} \quad (8)$$

Der Hilfsgaskreislauf durchströmt Bauteile mit verschiedenen Rohrdurchmessern. Der engste Innendurchmesser liegt im Verdunster mit $d_{i,Verd,V2} = 11 \text{ mm}$ vor. Zusätzlich wird der Strömungsquerschnitt durch das flüssige Kondensat, welches das Verdunsterrohr hinunterrinnt, eingeengt. Dieser Anteil des für die Gasströmung verblockten Querschnitts ist schwer zu quantifizieren. Eine messtechnische Untersuchung hierzu ist lediglich für das Absorberrohr bekannt, in dem eine vergleichbare Strömungsverteilung zwischen Gas- und Flüssigphase vorliegt [10]. Für die Weiterentwicklung zur Anlagenversion „V3“ wird der Verdunster ausgetauscht und durch ein neues Modell mit einem Innendurchmesser des Verdunsterrohrs von $d_{i,Verd,V2} = 17 \text{ mm}$ ersetzt. Gleichung (7) zeigt eine überschlägige Abschätzung der Steigerung des Hilfsgasvolumenstroms durch die Querschnittserweiterung des Verdunsterrohrs. Dabei wird die Annahme getroffen, dass die Flüssigphase im Verdunster vernachlässigt werden kann und der Druckverlust im Verdunster allein im Gleichgewicht mit der Antriebsdruckdifferenz steht.

$$\frac{\dot{V}_{HG,V3}}{\dot{V}_{HG,V2}} \sim \sqrt{\frac{d_{i,Verd,V3}^4}{d_{i,Verd,V2}^4}} = \sqrt{\frac{(17 \text{ mm})^4}{(11 \text{ mm})^4}} = 2,39 \quad (9)$$

Nach dieser Abschätzung lässt sich der Hilfsgasvolumenstrom zwischen den Anlagenversionen „V2“ und „V3“ um den Faktor 2,39 steigern. Durch den ab Anlagenversion „V2“ funktionstüchtigen Clamp-On Ultraschallsensor kann die Steigerung des Hilfsgasvolumenstroms durch die Senkung der Druckverluste direkt messtechnisch validiert werden.

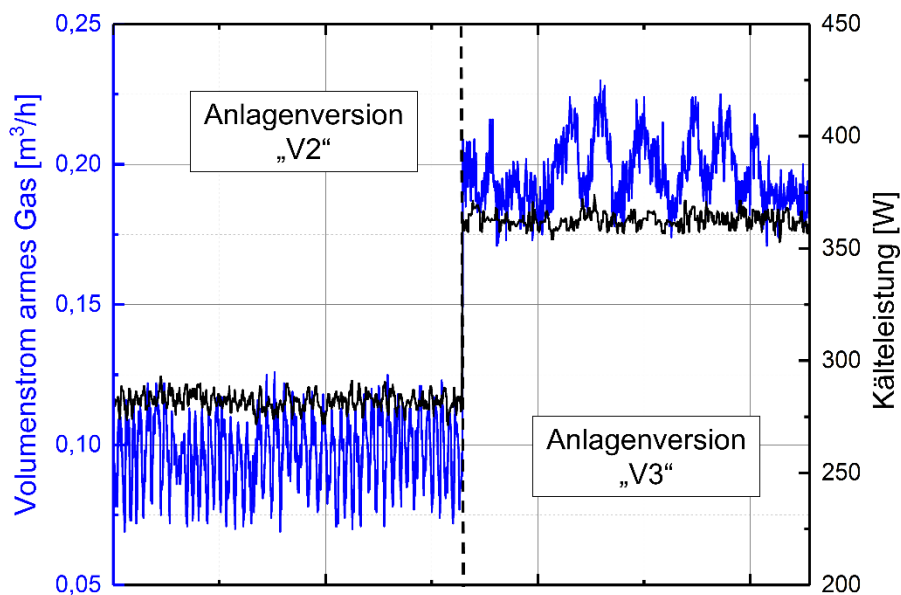


Bild 6: Messtechnische Erfassung der Steigerung des Hilfsgasumlaufs zwischen Anlagenversion „V2“ und „V3“ bei einer Verdunstertemperatur von 15 °C

Bild 5 zeigt einen Vergleich der Anlagenversionen „V2“ und „V3“ anhand des Volumenstrom des armen Gases und der Kälteleistung bei einer Verdunstertemperatur von 15 °C. Der Volumenstrom des armen Gases hat sich durch den Austausch des Verdunsters von $\dot{V}_{AG,V2} \approx 0,1 \text{ m}^3/\text{h}$ auf $\dot{V}_{AG,V3} \approx 0,2 \text{ m}^3/\text{h}$ ungefähr verdoppelt. Damit ist die in Gleichung (7) getroffene Abschätzung größenordnungsmäßig zutreffend. Die Kälteleistung steigt in diesem Betriebspunkt von $\dot{Q}_{Kälte,15^\circ\text{C},V2} = 282 \text{ W}$ auf $\dot{Q}_{Kälte,15^\circ\text{C},V3} = 363 \text{ W}$, was einer Steigerung um 28 % ent-

spricht. Wie in Bild 4 zu sehen ist, steigt die Kälteleistung auch in den übrigen Betriebspunkten prozentual vergleichbar. Damit steigt die Kälteleistung nicht mehr proportional zum Hilfgasvolumenstrom. Aus Gleichung (1) lässt sich folgern, dass der Systemdruck oder der Ammoniakpartialdruck des armen oder reichen Gases dem gestiegenen Hilfgasumlauf entgegenwirken muss. Der Systemdruck wird gemessen und ist in beiden Anlagenversionen vergleichbar. Somit müssen entweder der Verdunster, welcher den Ammoniakpartialdruck des reichen Gases bestimmt, oder der Absorber, welcher den Ammoniakpartialdruck des armen Gases bestimmt, die Kälteleistung limitieren.

Mittels des Clamp-On Ultraschallmessgeräts kann der Ammoniakpartialdruck des armen Gases ermittelt werden. Im Folgenden soll das verbleibende Absorberpotential $\Delta\xi_{Abs}^{id}$, als Maß für die Absorbereffizienz, der Anlagenversionen „V2“ und „V3“ gegenübergestellt werden. Das verbleibende Absorberpotential ist in Gleichung (8) als Differenz zwischen dem realen Ammoniakpartialdruck des armen Gases $\xi_{NH3,aG,real}$ und dem idealen Ammoniakpartialdruck des armen Gases definiert.

$$\Delta\xi_{Abs}^{id} = \xi_{NH3,aG,real} - \xi_{NH3,aG,ideal} \quad (10)$$

Der ideale Ammoniakpartialdruck des armen Gases $\xi_{NH3,aG,ideal}$ wird nach Gleichung (9) aus dem Siededruck der armen Lösung am Absorbereintritt mittels der Zustandsgleichung von TILLNER-ROTH und FRIEND berechnet [11].

$$\xi_{NH3,aG,ideal} = p'(\xi_{aL}, T_{aL,Abs,ein}) \quad (11)$$

In Bild 6 ist das verbleibende Absorberpotential über der Kälteleistung für die Anlagenversionen „V2“ und „V3“ aufgetragen. Die Messpunkte agglomerieren je Anlagenversion in fünf Gruppen, in welchen die gleiche Verdunstertemperatur vorliegt. Das verbleibende Absorberpotential steigt mit steigender Verdunstertemperatur bzw.

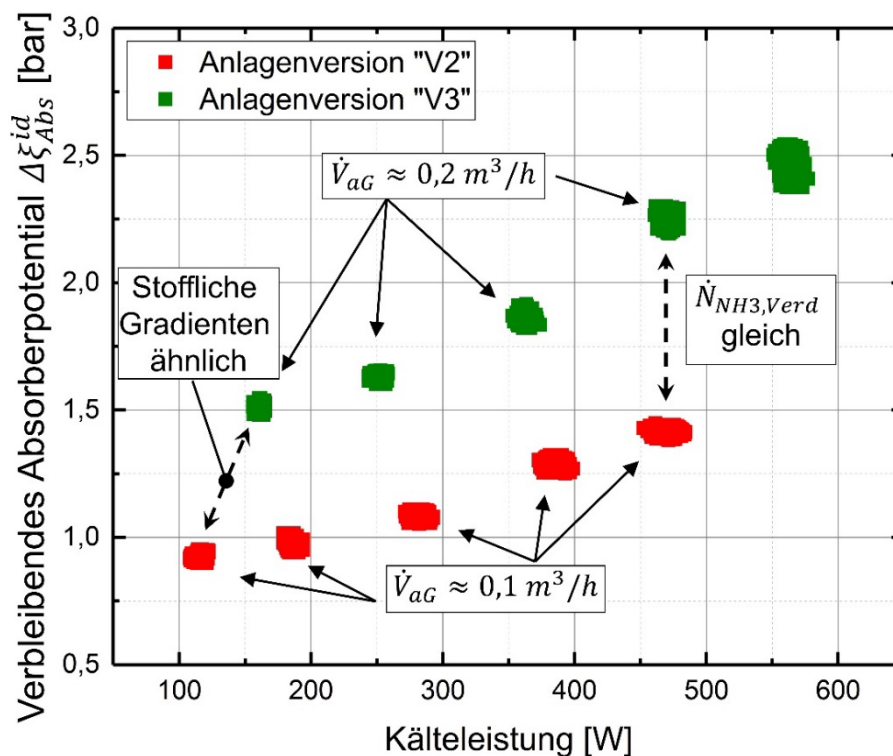


Bild 7: Verbleibendes Absorberpotential über der Kälteleistung für die Anlagenversionen „V2“ und „V3“

Kälteleistung. Das verbleibende Absorberpotential der Anlagenversion „V2“ liegt im Bereich $0,9 \text{ bar} < \Delta\xi_{Abs,V2}^{id} < 1,4 \text{ bar}$ und damit deutlich niedriger als bei der Anlagenversion „V3“ mit $1,5 \text{ bar} < \Delta\xi_{Abs,V3}^{id} < 2,5 \text{ bar}$. Somit ist die Absorbereffizienz in der Anlagenversion „V3“ gegenüber der Anlagenversion „V2“ deutlich verschlechtert, da mehr gasförmiges Ammoniak den Absorber durchströmt ohne in die Flüssigphase absorbiert zu werden.

Im Folgenden werden einige die Absorption beeinflussende Faktoren verglichen, um die Ursache für die verschlechterte Absorption einzugrenzen. Die Phasengrenze zwischen Gas- und Flüssigphase, kann nicht direkt gemessen werden, ist allerdings eine Funktion des Rohrgefälles und des Massenstroms der armen Lösung, welche den Absorber durchströmt [10]. In beiden Anlagenversionen war der Einbau des Absorbers und auch der Massenstrom der armen Lösung gleich. Daher kann von einer ähnlich großen und turbulenten Phasengrenze ausgegangen und diese als Ursache für die verschlechterte Absorption ausgeschlossen werden. Auch die absorbierte Stoffmenge und die dabei freiwerdende Absorptionswärme ist gleich, wenn die Kälteleistung identisch ist. Trotzdem unterscheidet sich die Absorbereffizienz deutlich. Die Absorption wird stark beeinflusst durch die stofflichen Gradienten zwischen Gas- und Flüssigphase. Die größte Veränderung der stofflichen Gradienten kommt durch die Variation der Verdunstertemperatur zustande, die den Ammoniakpartialdruck des armen Gases bestimmt. Trotzdem ist das verbleibende Absorberpotential der Anlagenversion „V3“ auch bei gleicher Verdunstertemperatur deutlich größer als in der Anlagenversion „V2“.

Zusammenfassend sind die Phasengrenze und Turbulenz der Flüssigphase, die freiwerdende Absorptionswärme und der Wärmetransport sowie veränderte stoffliche Gradienten als Ursache für verschlechterte Absorption unplausibel. Eine offensichtliche Veränderung zwischen den Anlagenversionen „V2“ und „V3“ ist der erhöhte Volumenstrom des armen Gases. Dadurch verringert sich die Verweildauer des Gasgemischs im Absorber und damit die Zeit für die Diffusion des gasförmigen Ammoniaks durch die Gasphase zur Phasengrenze. Es erscheint somit plausibel, dass die Diffusion des gasförmigen Ammoniaks durch die Gasphase den limitierenden Faktor darstellt und für die Verschlechterung der Absorption verantwortlich ist.

5 Zusammenfassung und Ausblick

Im Beitrag wurden Entwicklungsschritte zur Steigerung der Kälteleistung einer Diffusions-Absorptionskältemaschine (DAKM) vorgestellt. Die DAKM verwendet natürliche Kältemittel und wird ausschließlich durch Wärme angetrieben. Somit kann die DAKM einen Beitrag zur klimafreundlichen Bereitstellung von Kälte leisten.

Die Literatur und theoretische Betrachtungen zeigen, dass zur Steigerung der Kälteleistung der Hilfgasvolumenstrom gesteigert werden muss. Der Volumenstrom und die Zusammensetzung des Hilfgases wurden mittels eines Clamp-On Ultraschallsensors gemessen. Der Hilfgasumlauf wird bestimmt durch das Gleichgewicht von Antriebskräften und Reibungsdruckverlusten. Es wurden zwei verbesserte Anlagenversionen entwickelt und bewertet. Zunächst wurden die Antriebskräfte durch eine Erhöhung der wirksamen Höhendifferenz im Hilfgaskreislauf gesteigert. In einem zweiten Entwicklungsschritt wurden die Druckverluste im Hilfgaskreislauf durch eine Vergrößerung des Strömungsquerschnitts im Verdunster gesenkt. Insgesamt konnte der Hilfgasvolumenstrom mehr als verdoppelt und die Kälteleistung um 65 % gesteigert werden. Der Hilfgasvolumenstrom beträgt nun ca. $0,2 \text{ m}^3/\text{h}$. Dies ist deutlich mehr als die bisher in der Literatur untersuchten Volumenströme.

Durch die Betrachtung des Ammoniakpartialdrucks des armen Gases wurde festgestellt, dass nach dem abschließenden Entwicklungsschritt deutlich mehr gasförmiges Ammoniak aus dem Absorber austritt, folglich sich die Absorption verschlechtert hat. Als Ursache können zahlreiche Faktoren wie die Phasengrenze, der Wärmetransport und die stofflichen Gradienten ausgeschlossen werden. Die plausibelste Hypothese ist eine limitierende Diffusionsgeschwindigkeit in der Gasphase.

Zur weiteren Steigerung der Kälteleistung bietet eine Verbesserung des Absorbers großes Potential. Aktuell bleiben bis zu 39 % der theoretisch möglichen Differenz des Ammoniakpartialdrucks zwischen dem armen und reiche Gas allein durch eine unvollständige Absorption ungenutzt. Zur Verbesserung der Absorption soll in Zukunft ein Absorber mit innenstrukturierten Rohren für die stärkere Durchmischung der Gasphase untersucht werden. Auch eine parallele Durchströmung mehrerer Absorberrohre zur Erhöhung der Verweildauer erscheint aussichtsreich.

6 Danksagung

Diese Arbeit wird im Rahmen eines Promotionsstipendiums (FZ: 200019/630-45) der Deutschen Bundesstiftung Umwelt (DBU) durchgeführt. Die Autoren bedanken sich ganz herzlich für die Unterstützung.

7 Nomenklatur

Formelzeichen

c	Schallgeschwindigkeit	$m \cdot s^{-1}$
d	Durchmesser	m
g	Erdbeschleunigung	$m^2 \cdot s^{-1}$
h	Höhe im Hilfgaskreislauf	m
\dot{N}	Stoffstrom	$mol \cdot s^{-1}$
p	Druck	bar
Δp	Druckdifferenz	bar
\dot{Q}	Wärmestrom	W
T	thermodynamische Temperatur	K
\dot{V}	Volumenstrom	$m^3 \cdot s^{-1}$
w	Strömungsgeschwindigkeit	$m \cdot s^{-1}$
ϑ	Temperatur	$^{\circ}C$
ρ	Dichte	$kg \cdot m^{-3}$
μ	dynamische Viskosität	$kg \cdot m^{-1} \cdot s^{-1}$
ζ	Widerstandsbeiwert	-
ξ	Ammoniakmassenanteil	$kg \cdot kg^{-1}$
Δh	Höhedifferenz im Hilfgaskreislauf	m
$\Delta \xi_{Abs}^{id}$	verbleibendes Absorberpotential	bar

Abkürzungen

DAKM	Diffusions-Absorptionskältemaschine
DBU	Deutsche Bundesstiftung Umwelt
IGTE	Institut für Gebäudeenergetik, Thermotechnik und Energiespeicherung
LMWÜ	Lösungsmittelwärmeübertrager
MID	Magnetisch-Induktiver Durchflussmesser
PWÜ	Plattenwärmeübertrager

Indizes

Abs	Absorber
aG	armes Gas
aL	arme Lösung
Antrieb	Antriebskraft
d	dampfförmig
ein	Eintritt
ext	extern
fl	flüssig
He	Helium
HG	Hilfgas
HGK	Hilfgaskreislauf
i	innen
ideal	Idealzustand
Kälte	Kälteleistung
NH ₃	Ammoniak
real	realer Zustand
rG	reiches Gas
sys	System
V1	Anlagenversion „V1“
V2	Anlagenversion „V2“
V3	Anlagenversion „V3“
Verd	Verdunster
Verl	Verlust

8 Literatur

- SCHMID, F. Entwicklung einer direkt solarthermisch angetriebenen Diffusions-Absorptionskältemaschine. Dissertation. Stuttgart, 2016.
- MAIYA, M.P. Studies on Gas Circuit of Diffusion Absorption Refrigerator. In: 21st International Congress of Refrigeration, 2003.
- RATTNER, A.S. und S. GARIMELLA. Low-source-temperature diffusion absorption refrigeration. Part I [online]. Modeling and cycle analysis. International Journal of Refrigeration, 2016, 65, 287-311. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.ijrefrig.2015.10.010
- KOUREMENOS, D.A., A. STEGOU-SAGIA und K.A. ANTONOPOULOS. Three-dimensional evaporation process in aqua-ammonia absorption refrigerators using helium as inert gas [online]. International Journal of Refrigeration, 1994, 17(1), 58-67. Verfügbar unter: doi:10.1016/0140-7007(94)90087-6
- OSIPOV, Y.V., N.P. TRET'YAKOV und N.N. NEKRASOV. Heat and mass transfer during absorption of ammonia by an aqueous solution of ammonia from a hydrogen-ammonia mixture. Heat Transfer - Soviet Research, 1972, 4(4), 1-8.
- STIERLIN, H. Diffusions-Absorptions-Wärmepumpe. NEFF (Nationaler Energieforschungsfond) Schlussbericht, 1992.
- EICKER, U., D. SCHNEIDER, A. TEUßER, A. BIESINGER und T. PÄßLER. Optimierung einer Diffusions-Absorptionskältemaschine mittlerer Leistung. Abschlussbericht, 2007.

8. SCHMID, F. und K. SPINDLER. Experimental investigation of the auxiliary gas circuit of a diffusion absorption chiller with natural and forced circulation [online]. International Journal of Refrigeration, 2016, 70, 84-92. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.ijrefrig.2016.07.012
9. SCHMID, F., B. BIERLING und K. SPINDLER. Leistungssteigerung einer direkt solarthermisch angetriebenen Diffusions-Absorptionskältemaschine. In: Jahrestagung des Deutschen Kälte- und Klimatechnischen Vereins, 2012, AA.II.1.13.
10. FUHS, F., J. BRUNDER und K. STERGIAROPOULOS. Untersuchung der Strömungseigenschaften im Absorber einer Diffusions-Absorptionskältemaschine. In: DKV Tagung 2021.
11. TILLNER-ROTH, R. und D.G. FRIEND. A Helmholtz Free Energy Formulation of the Thermodynamic Properties of the Mixture {Water + Ammonia} [online]. Journal of Physical and Chemical Reference Data, 1998, 27(1), 63-96. ISSN 00472689. Verfügbar unter: doi:10.1063/1.556015