

Luft/Wasser-Wärmepumpe: thermodynamische Analyse und Messungen

Autor(en): **Kopp, Jakob A.**

Objektyp: **Article**

Zeitschrift: **Schweizer Ingenieur und Architekt**

Band (Jahr): **107 (1989)**

Heft 27-28

PDF erstellt am: **07.05.2024**

Persistenter Link: <https://doi.org/10.5169/seals-77141>

Nutzungsbedingungen

Die ETH-Bibliothek ist Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Inhalten der Zeitschriften. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern.

Die auf der Plattform e-periodica veröffentlichten Dokumente stehen für nicht-kommerzielle Zwecke in Lehre und Forschung sowie für die private Nutzung frei zur Verfügung. Einzelne Dateien oder Ausdrucke aus diesem Angebot können zusammen mit diesen Nutzungsbedingungen und den korrekten Herkunftsbezeichnungen weitergegeben werden.

Das Veröffentlichen von Bildern in Print- und Online-Publikationen ist nur mit vorheriger Genehmigung der Rechteinhaber erlaubt. Die systematische Speicherung von Teilen des elektronischen Angebots auf anderen Servern bedarf ebenfalls des schriftlichen Einverständnisses der Rechteinhaber.

Haftungsausschluss

Alle Angaben erfolgen ohne Gewähr für Vollständigkeit oder Richtigkeit. Es wird keine Haftung übernommen für Schäden durch die Verwendung von Informationen aus diesem Online-Angebot oder durch das Fehlen von Informationen. Dies gilt auch für Inhalte Dritter, die über dieses Angebot zugänglich sind.

noch ein unabhängiges, ebenfalls rein passiv funktionierendes Hilfswärmeabfuhrsystem, bestehend aus einem Natrium-Natrium-Wärmetauscher im Reaktortpool und einem Natrium-Luft-Wärmetauscher. Im Gegensatz zum PRISM hat der SAFR auch zwei unabhängige, in ihrem Aufbau unterschiedliche Abschaltsysteme, wie das bei grossen Reaktoren üblich ist. Starke Ähnlichkeiten mit den grossen Reaktoren bestehen auch bei der Anordnung der Komponenten und beim Containment.

Aufgrund von Wirtschaftlichkeitsüberlegungen schlagen die Vertreter des SAFR einen grösseren Modul als den PRISM vor. Die Begrenzung der Modulgrösse nach oben ergab sich durch die Forderungen nach einer genügenden Wirksamkeit der direkten Luftkühlung des Sicherheitstanks und der Transportierbarkeit auf dem Wasserweg.

PRISM und SAFR benützen als Referenzbrennstoff eine ternäre Uran-Plu-

tonium-Zirkon-Legierung, können aber auch mit Oxidbrennstoff betrieben werden. Der ternäre Brennstoff ist eine Weiterentwicklung des Metallbrennstoffs, der in der Anfangszeit der Schnellen Reaktoren benützt wurde.

Der Vorteil dieses Brennstoffs ist die hohe thermische Leitfähigkeit. Durch eine niedrige Schmierdichte wird der Nachteil des niedrigen Abbrandes, der beim früheren Metallbrennstoff einschränkend war, vermieden. Der Brennstoff wurde im EBR-II-Versuchsreaktor in Idaho erprobt und hat Spitzenabbrände von 150 000 MWd/t erreicht. Von der vorgeschlagenen pyrometallurgischen Wiederaufbereitung erhofft man sich bedeutende Einsparungen bei den Brennstoffzykluskosten sowie die Möglichkeit, den Brennstoff in kleineren Anlagen am Standort der Reaktoranlagen aufarbeiten zu können. Dadurch könnten längere Transporte und damit zusammenhängende Sicherungsprobleme vermieden wer-

den. Es ist jedoch darauf hinzuweisen, dass dieser Brennstoffzyklus bis jetzt nicht in einem grösseren Massstab demonstriert wurde und die Kommerzialisierung des Metallbrennstoffs noch ein grösseres Forschungs- und Entwicklungsprogramm erfordert.

Nach dem Entscheid, welches der beiden Modulkonzepte weiterzuverfolgen ist, wird das weitere Schicksal des Flüssigmetall-Modulreaktors in den USA von der Privatwirtschaft abhängen, die dann die Projektierung und den Bau eines Prototyps weitgehend selber tragen muss.

Anmerkung der Verfasser:

In der Zwischenzeit hat sich das US Department of Energy entschieden, nur noch das PRISM-Konzept zu unterstützen.

Adresse der Verfasser: R. Brogli, und P. Wyder, Paul Scherrer Institut, 5232 Würenlingen.

Luft/Wasser-Wärmepumpe

Thermodynamische Analyse und Messungen

Weil am Markt erhältliche Luft/Wasser-WP (Leistungsbereich EFH) unter thermodynamisch-analytischen Gesichtspunkten nicht zu befriedigen vermögen, wurde eine Maschine im Hinblick auf bestmögliche Wirkungsgrade bei tiefen Aussentemperaturen ausgelegt, gebaut und mit umfassenden Messeinrichtungen ausgerüstet. Der erzielte Wirkungsgrad liegt deutlich über den marktüblichen Werten. Auswertung der Messungen und thermodynamische Analyse erfolgen mittels Rechnerprogramm inform einer Exergiebilanz. Das Rechenverfahren ist auf jeden Kreisprozess übertragbar.

Ein 1981 bezogenes Einfamilienhaus (EFH) (760 m ü.M., etwa 4400 HGT) wurde von Anfang an monovalent mit einer

VON JAKOB H. KOPP,
ZÜRICH

Luft/Wasser-Wärmepumpe (LW-WP) (Monobloc-Ausführung für Aussenaufstellung, Nennleistung 8 kW_{th}) beheizt und zum Teil mit Warmwasser versorgt. Im Lauf der Behebung von Kinderkrankheiten ergab sich beiläufig die Frage nach der Verteilung der offenbar gewichtigen, thermodynamischen Verluste (Exergieverluste, Irreversibilitäten) auf die einzelnen Komponenten des Kreisprozesses.

Von 1982 bis 1986 bestand Gelegenheit, im Rahmen eines aufgrund dieser Sachlage vorgeschlagenen, vom Nationalen Energieforschungs-Fonds (NEFF) finanzierten Projekts [1] zusammen mit dem Institut für Thermodynamik der EPFL eine thermodynamische Analyse für LW-WP zu entwickeln, wobei u.a. die vorerwähnte Maschine als Experimentieranlage zur Verifizierung der Rechenverfahren diente. Es ergab sich, dass diese Maschine mit

$$0,28 \leq \text{ETA} \leq 0,34$$

bereits im besten Bereich des Spektrums dessen lag, was am Markt an solchen kleinen Monobloc-Einheiten erhältlich war. ETA (η) ist das Verhältnis der jeweils gemessenen Leistungsziffer

EPS (ϵ) zu derjenigen einer idealen Maschine (ohne Irreversibilitäten) unter den herrschenden Temperaturverhältnissen in Umgebungsluft und Heizungswasser:

$$\text{ETA} = \text{EPS}_{\text{ist}} / \text{EPS}_{\text{ideal}}$$

Obwohl es sich also um eine vergleichsweise gute Maschine handelte, konnten die erzielten Werte nicht befriedigen. Die aus der Bearbeitung erwachsenen Erkenntnisse liessen (nun bereits ausserhalb des NEEF-Projektes) den Wunsch entstehen, eine Anlage von Grund auf neu aufzubauen, und zwar unter mehr oder weniger ausschliesslich thermodynamischen, d.h. Gesichtspunkten des Wirkungsgrades, mit *Schwerpunkt der Auslegung bei tiefen Aussentemperaturen*.

Die neue Anlage in Split-Ausführung (nur noch Verdampfer im Freien) ist seit Sommer 1988 im Betrieb. Gegenüber herkömmlichen Fabrikaten unterscheidet sie sich zur Hauptsache durch folgende Merkmale (Bild 1):

- Halbhermetischer, vierpoliger Kompressor anstelle der hermetischen, zweipoligen Einheit; keine Flüssigkühlung.
- Elektronisch geregelte Einspritzung anstelle der gerade bei tiefen Aussentemperaturen schlechten Kapillarenregelung.

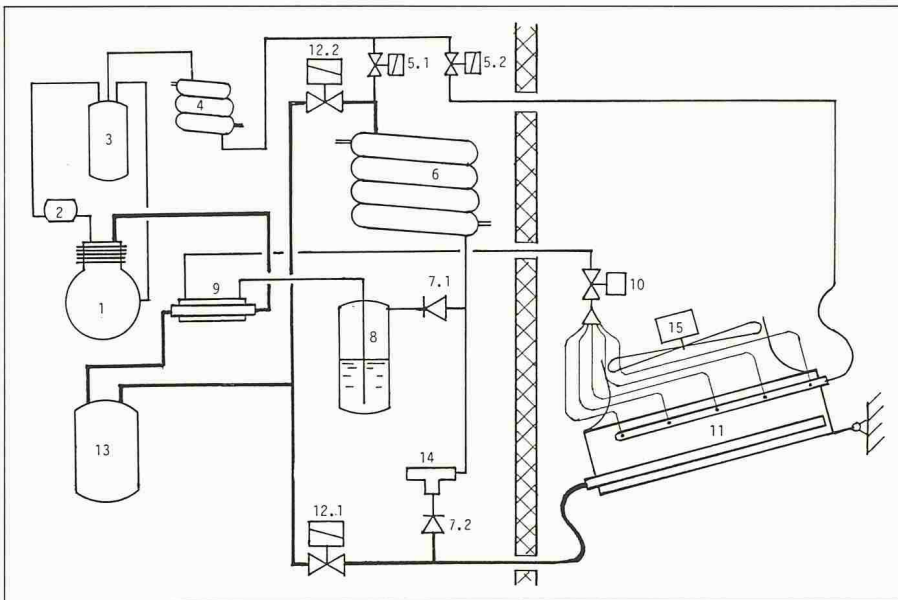


Bild 1. 1 Kompressor, 2 Muffler, 3 Ölabscheider, 4 Enthitzer, 5 Druckgas-Magnetventile (.1 WP-Betrieb, .2 Abtauen), 6 Kondensator, 7 Rückschlagventil, 8 Flüssigkeits-sammler, 9 Zwischentauscher, 10 elektronisch gesteuertes Einspritzventil, 11 Aussen-verdampfer vertikal schwenkbar, 12 Sauggas-Magnetventile, 13 Saugakkumulator, 14 Abtauregler, 15 Axialventilator mit zwei Drehzahlen (Stern/Dreieck) umschaltbar

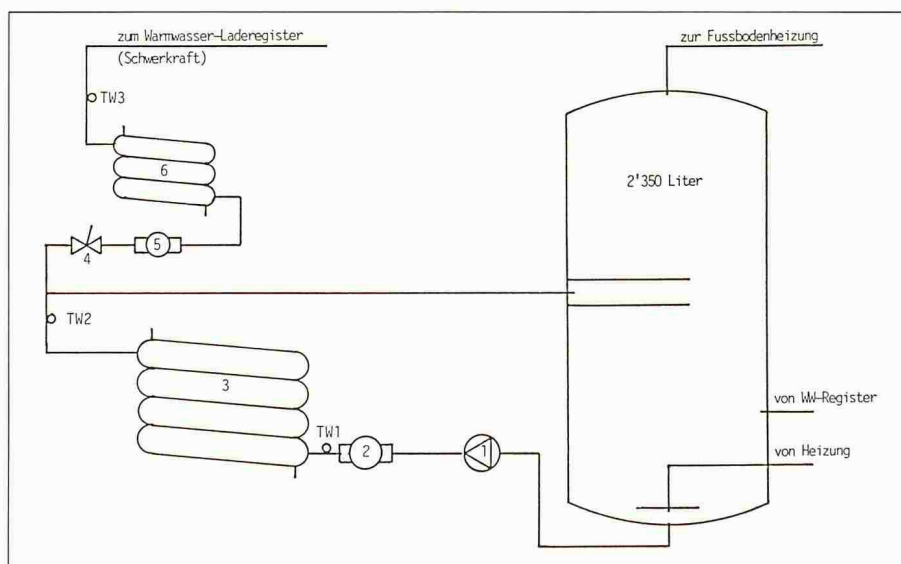


Bild 2. Heizwasserseitige Schaltung. 1 Kondensatorpumpe, 2 Kondensatorwasserzähler, 3 Kondensator, 4 Drosselorgan, 5 Enthitzerwasserzähler, 6 Enthitzer

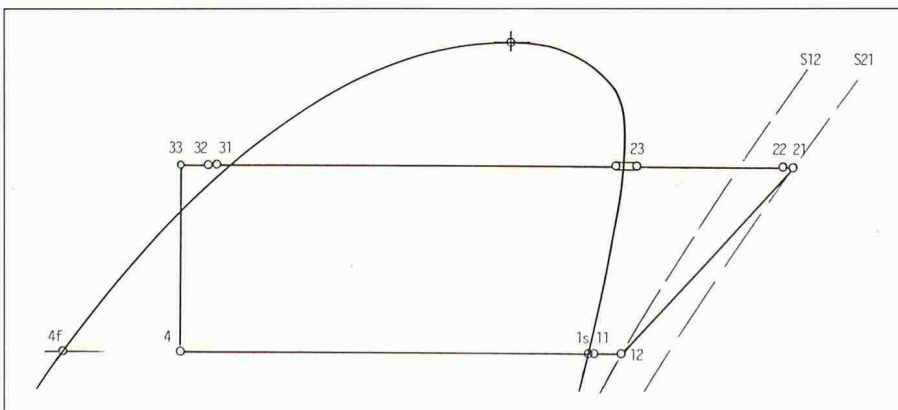


Bild 3. $h - \log p$ -Diagramm. 12-21 Kompressor, 22-31 Enthitzer + Kondensator, 32-33 = 11-12 Zwischentauscher, 33-4 adiabatische Expansion, 4-11 Verdampfer, 21-22 und 31-32 sind Wärmeverluste QV

- Abtauung durch Kreisumkehr mittels vier einzelner Magnetventile anstelle des Wärme und etwas Gas von der Druck- auf die Saugseite verleitenden Vierwegventils.
- Auslösung der Abtauung durch Temperaturdifferenz zwischen Luft und Sauggas, wobei diese Differenz mit abnehmender Aussentemperatur kleiner wird, anstelle der sturen Einleitung nach einer Stunde bei Sauggastemperatur $\leq -8^{\circ}\text{C}$.
- Aussenverdampfer mit kleiner spezifischer Flächenbelastung, Lamellentteilung 4 mm anstelle von 1,5 mm. Gelenkige Montage und Anschluss mittels Schläuchen zur Erprobung des für die Abtauung günstigsten Winkels.
- Zwischentauscher zwischen Flüssigkeit und Sauggas zur Verbesserung der Thermodynamik bzw. Verminderung des Verlustes bei der Expansion.
- Warmwasseraufbereitung mittels separaten Enthitzers; Entfall der ohmschen Endaufwärmung.
- Dank des elektronischen Einspritzventils und der vier Kreis-Magnetventile kann am jeweiligen Betriebsende die Saugseite leergesaugt werden, sodass die penible Carterre-Heizung entfällt.

Die Analyse

Es sollen nun die mit dieser Anlage erzielten Ergebnisse anhand einer Aufteilung des thermodynamischen Gesamtverlustes auf die einzelnen Komponenten des Kreisprozesses analysiert werden. Der – letztlich aus dem Zweiten Hauptsatz der Thermodynamik sich ergebende – Grundgedanke ist folgender: *Die aus dem Bilanzgebiet in Form von Nutzwärmeleistung austretende Nutz-exergie ist gleich der zugeführten Exergie (elektrische Antriebsleistung) vermindert um die Summe der in den einzelnen Komponenten des Kreisprozesses durch Irreversibilitäten auftretenden Exergieverluste.*

Es geht nun darum, diese Einzelverluste aufgrund von Messwerten jeweils zu berechnen, aufzusummieren, und – zusammen mit der gewonnenen Nutzexergie – der zugeführten elektrischen Leistung in Form einer *Exergiebilanz* gegenüberzustellen (Tabelle 1).

Als erstes werden im Programm die Nutzwärmeleistungsanteile an Kondensator (QK) und Enthitzer (QH) berechnet (Bild 2). Mit der Lufttemperatur TL als Basis beträgt in diesem einfachen Fall der Wasseraufwärmung das Differential der Nutzexergie: $dE = (1 - T_L/T_W) \cdot dQ$ worin $dQ = c \cdot GW \cdot dT_W$. Die Integration ergibt für Kon-

LW-WP - R22

DAT.: 1.01.1989, NR. 1.

Äussere Messung:

TW1 = 36,9000	°	Wassereintrittstemp. Kondensator [°C]
TW2 = 39,3500	°	Austrittstemp. Kond. = Eintr. Enth. [°C]
TW3 = 60,6000	°	Wasseraustrittstemp. Enthitzer [°C]
TME20L = 30,0200	°	Zeit für 20 Liter [s]
QK = 6,8455	°	Leistung Kondensator [kWth]
TME1L = 31,8000	°	Zeit für 1 Liter [s]
QH = 2,7736	°	Leistung Enthitzer [kWth]
QN = 9,6192	°	= QK + QH, Nutzwärmeleistung [kWth]
TME5U = 34,5100	°	Zeit für 5 Zählerumdrehungen [s]
NEL = 3,4773	°	elektrische Antriebsleistung [kWel]
EPS EX = 2,7663	°	Leistungsziffer ϵ = QN/NEL [-]
TL = -3,3000	°	Lufttemp. vor Verdampfer [°C]
EK = 0,9110	°	Nutzexergie Kondensator [kWex]
EH = 0,4565	°	Nutzexergie Enthitzer [kWex]
EN = 1,3674	°	= EK + EH, Nutzexergie [kWex]
ETA = 0,3933	°	= EN/NEL = $\epsilon/\epsilon_{ideal}$ [-]
PV = 3,3000	°	Verdampfungsdruck [bar abs.]
TSV = -11,9681	°	Verdampfungstemp. [°C]
PK = 17,5200	°	Kondensationsdruck [bar abs.]
TSK = 45,7557	°	Kondensationstemp. [°C]
PK/PV = 5,3091	°	Druckverhältnis [-]
T11 = -4,0000	°	Kältemittel
T12 = 6,0000	°	Temperaturen
T21 = 111,0000	°	an den
T22 = 108,0000	°	betreffenden
T31 = 42,0000	°	Stellen
T32 = 41,0000	°	[°C]
T33 = 35,0000	°	[°C]
TR = 22,0000	°	[°C] Raumtemperatur
T01 = -4,0000	°	[°C]
T23 = 43,0000	°	[°C] Überhitzung [K]
TD = 1,0000	°	am Einspritzregler eingestellte
α = 15,6000	**	Winkel des Verdampfers gegen die [Horizontale [°]
H1S = 400,3691		Kältemittel-
H4F = 185,7225		Enthalpien an den
H11 = 405,3979		betreffenden
H12 = 411,7084		Stellen
H21 = 473,8443		[kJ/kg]
H22 = 471,3063		[kJ/kg]
H31 = 251,7267		[kJ/kg]
H32 = 250,4677		[kJ/kg]
H33 = 242,9420		[kJ/kg]
ΔS_{12-21} = 0,0411		Entropiezuwachs im Kompr. [kJ/kg K]
ΔS_{22-31} = 0,6734		Entropiediff. Enth. + Kond. [kJ/kg K]
M = 0,0445		Kältemitteldurchsatz [kg/s]

Enth., Kond.

QV = 0,1626
 EV = 0,3190
 V = 0,0917

ZWT.

Q = 0,3353
 = 0,2811 ?
 EV = 0,0361
 V = 0,0104

EXP.

EV = 0,2530
 V = 0,0728

VERD.

EV = 0,2367
 V = 0,0681

VENTI.

NV = 0,3526
 V = 0,1014

KOMPR.

NEL = 3,1247**
 QV = 0,3566
 ETA = 0,7277
 EV = 0,8508
 V = 0,2447

Q-VERL.

21-22: 0,1131
 31-32: 0,0561
 EV = 0,0413
 V = 0,0119

ΣQV = 0,6884

WT VERD.

Q0 = 7,1829
 A = 80,0700
 q0 = 0,0897
 αL = 0,0103

BILANZ:

ΣEV = 2,0895
 ΣE = 3,4570
 ΣV = 0,6009
 PRB = 0,9942

Enthitzer, Kondensator
 Wärmeverlust an Umgebung [kWth]
 Exergieverlust [kWex]
 = EV/NEL, Exergieverlustanteil [-]

Zwischentauscher
 WT-Leistung [kWth]
 Kontrolle am Gegenstrom [kWth]
 Exergieverlust [kWex]
 = EV/NEL [-]

Expansion (adiabatisch)
 Exergieverlust [kWex]
 = EV/NEL [-]

Aussenverdampfer
 Exergieverlust [kWex]
 = EV/NEL [-]

Ventilatormotor [[kWel]]
 verlorene elektrische Antriebsleistung
 = NV/NEL [-]

Kompressor [[kWel]]
 zugeführte elektrische Leistung**
 Wärmeabgabe an Oberfläche [kWth]
 = (NEL - NV - EV)/(NEL - NV) [-]
 Exergieverlust [kWex]
 = EV/NEL [-]

Wärmeverluste (in Heizraum)
 [kWth]
 [kWth]
 Exergieverlust [kWex]
 = EV/NEL [-]

Summe aller Wärmeverluste

Wärmetausch am Verdampfer
 Verdampferleistung [kWth]
 Austauschfläche luftseitig [m²]
 = Q0/A [kW/m²]
 Alphawert luftseitig [kW/m² K]

Summe der Exergieverluste [kWex]
 = ΣEV + EN (theoret. = NEL)

Summe der Exergieverlustanteile [-]
 = ΣV + ETA (theoret. = 1)

Tabelle 1. Programm zur Auswertung auf HP-41CV

° bei jeder Messung abgelesene Werte

°* einmal abgelesene oder bestimmte Werte

** elektrische Leistung am Kompressor allein (ohne Ventilator-Leistung)

densator und Enthitzer die Nutzexergieanteile:

$$EK = \left[1 - TL \cdot \frac{\ln(TW2/TW1)}{(TW2-TW1)} \right] \cdot QK,$$

bzw.

$$EH = \left[1 - TL \cdot \frac{\ln(TW3/TW2)}{(TW3-TW2)} \right] \cdot QH.$$

Die äussere Leistungsziffer (ϵ) errechnet sich bekanntlich als Verhältnis von Nutzwärmeleistung zu zugeführter elektrischer Leistung:

$$EPS EX = (QK + QH)/NEL = QN/NEL.$$

Weiterhin kann der thermodynamische Wirkungsgrad (η) definiert werden als das Verhältnis des mit der realen Ma-

schine erzielten Nutzens zu dem - niemals erreichbaren - idealen Wert:

$$ETA = (EK + EH)/NEL = EN/NEL.$$

Mittels einfacher Interpolationsgleichungen werden nun aus den gemessenen Drücken die entsprechenden Verdampfungs- und Kondensationstemperaturen TSV und TSK sowie das Druckverhältnis PK/PV berechnet. In ähnlicher Weise werden aus den rund um den Kreisprozess (Bild 3) gemessenen Kältemitteltemperaturen die jeweiligen Enthalpien ermittelt, und ausgedruckt, sowie die Entropiedifferenzen am Kompressor (ΔS_{12-21}) und über Enthitzer und Kondensator (ΔS_{22-31}).

Aus der Wärmebilanz über Enthitzer und Kondensator ergibt sich der mo-

mentane Kältemitteldurchsatz M (das Programm berücksichtigt auch noch einen kleinen Wärmeverlust QV) - wonach zur Berechnung der Einzelverluste geschritten werden kann.

Der an Enthitzer und Kondensator auftretende Exergieverlust ist offenbar gleich der Differenz zwischen der mit dem Kältemittel zugeführten Exergie und der mit dem Heizungswasser gemäss vorstehender Berechnung abgeführten Nutzexergie:

$$EV = M \cdot [(H22-H31) - TL \cdot (\Delta S_{22-31})] - EN.$$

Setzt man diesen Verlustanteil ins Verhältnis zur zugeführten Exergie NEL, so resultiert, als Bruchteil von 1, der dimensionslose Verlustanteil:

$V = EV/NEL$.

In ähnlicher Weise werden nun aus den gespeicherten Messwerten und Daten die Verluste weiterer Komponenten berechnet, was hier übergangen werden soll. Die (einmal gemessene) elektrische Antriebsleistung des Axialventilators (NV) ist thermodynamisch als reiner Verlust zu qualifizieren.

Am Kompressor entsteht der grösste Verlustanteil:

$$EV = QV + M \cdot TL \cdot (\Delta S_{12-21}),$$

worin mit QV der an der Kompressoroberfläche auftretende, berechnete Wärmeverlust erfasst ist. (In Wirklichkeit kommen diese Abwärme wie auch alle übrigen QV-Anteile dem Heizraum zugute.)

Gegen Schluss des Programms wird die Summe der im UG-Raum freiwerdenden Wärmeverluste angegeben und der Wärmetausch am Aussenverdampfer berechnet. In der anschliessenden Bilanz werden zuerst die Summe der Exergieverluste, und weiterhin diese zur Nutzexergie addiert, ausgedrückt. Der letztgenannte Wert muss theoretisch gleich sein der zugeführten elektrischen Leistung. Analog wird dann mit den dimensionslosen Verlust- bzw. Nutzanteilen verfahren, deren Summe – im Sinne einer Probe – sich als 1 zu ergeben hat.

Erkenntnisse

Wie eingangs erwähnt wurde diese Versuchsanlage geplant in der Absicht, im Leistungsbereich EFH eine gute Maschine zu bauen, ohne primär auf die Kosten Rücksicht zu nehmen. Damit sollte bewiesen werden, dass – geeignete Auslegung des Heiz- und Warmwassersystems vorausgesetzt – die monovalente Luft/Wasser-Wärmepumpe auch weiterhin eine praktikable Variante der umweltschonenden Komfortwärmebeschaffung darstellt. Mit $0,36 \leq \eta \leq 0,40$ ist dies auch ein Stück weit gelungen. Dennoch lassen sich, ausgehend vom

Der vollständige Satz der verwendeten Gleichungen samt Herleitungen und das Rechnerprogramm auf HP 41CV können beim Verfasser angefordert werden.

Erreichten, mittels der hier vorgestellten Untersuchung noch *Verbesserungsmöglichkeiten* ausmachen.

Trotz sorgfältiger Auslegung entsprechen nämlich nicht alle Teile den gestellten Anforderungen. Bei der Auswahl der Komponenten ist insbesondere die Tatsache hinderlich, dass einige Hersteller solcher Komponenten der Kältetechnik (und damit natürlich auch ihre Schweizer Vertretungen) mit technischen Spezifikationen eher zurückhalten oder gar – im festen und tausendfach erprobten Vertrauen darauf, dass ja in der Branche kaum je etwas nachgemessen wird – geradezu unrealistische Werte angeben.

Der Zwischentaucher beispielsweise, bei dem in der Dokumentation von einem Leistungsgewinn auf der Kälte-seite von $700 W_{th}$ die Rede ist, setzt in Wirklichkeit bestenfalls $350 W_{th}$ durch. Weiterhin ist im Koaxialenthitzer der kältemittelseitige Druckabfall zu hoch. Es gibt in der Dokumentation dazu keinerlei Hinweise, ebenso wenig wie für Muffler und Ölabscheider, weswegen auf die – an sich ausreichende – Stützendimension $\frac{3}{8}''$ abgestellt werden musste. Für den Verdampferventilator werden Verbräuche von 200 bzw. 300 W_{el} (Stern/Dreieck) angegeben – die Wirklichkeit liegt bei 230 bzw. 353 W_{el} .

Die elektronische Einspritzregulierung ist – gegenüber einer Kapillarenregulierung ebenso wie gegenüber herkömmlichen thermostatischen Einspritzventilen – insofern als bedeutender Fortschritt zu werten, als damit im Beharrungszustand knappste Überhitzung von 1 bis 2 K gefahren werden kann. Leider aber ist das regelnde EPROM für die tausendfache Anwendung im Kältebereich mit nur langsamen und eher seltenen Änderungen der Temperaturverhältnisse programmiert. Es steuert die eingestellte Überhitzung zwar mit letzter Perfektion an, aber für die Verhältnisse an einer LW-WP viel zu langsam. Dies hat zur Folge, dass am Anfang jedes Schaltzyklus und nach dem Abtauen während etwa einer halben Stunde völlig unnötigerweise einige Grad zu tief verdampft wird. Die Herstellerfirma hat nun zugesagt, für LW-WP geeignete Software bereitzustellen.

Im bezüglich Austauschfläche reichlich dimensionierten Aussenverdampfer ist

Literatur

[1] NEFF-Projekt 235, Rendement des Pompes à Chaleur, janvier 1988

der Druckabfall mit etwa 0,2 bar zu gross (12 parallele Kreise zu je 14 Pässen). Erschwerend wirkt sich aus, dass bei Schrägstellung (zur Erleichterung des Wasserablaufs während des Abtauens) vor den leicht aufsteigenden Umkehrbögen flüssiges Kältemittel liegenbleibt, und sich dort die Zweiphasenströmung zu druckverzehrender Turbulenz aufschauelt. Es soll nun eine neue Einheit mit 17 parallelen Kreisen zu je 12 Pässen mit ausschliesslich abwärts geneigten Umkehrbögen eingebaut werden. Damit kann auch der Kältemittelinhalt von gegenwärtig etwa 2 kg etwas verringert werden, was sich auf die Regulierung günstig auswirken dürfte.

Positives ist zu berichten vom halbhermetischen Kompressor. Seine Arbeitsweise entspricht den Unterlagen in allen Bereichen, mit kleinen Abweichungen ausschliesslich auf die gute Seite. Auch die Zweipunkt-Abtauregulierung mit aussentemperaturabhängiger Auslösung vermag voll zu befriedigen. Sie ermöglicht ein optimiertes Abtauen bei allen Temperatur- und Feuchtigkeitsverhältnissen.

Mit der Quantifizierung und Verteilung der thermodynamischen Verluste auf die einzelnen Komponenten von Wärmepumpen und ähnlichen Kreisprozessen soll das vorgestellte Rechenverfahren (vgl. Tabelle 1) zur Schaffung von *Transparenz* beitragen. Es kann insbesondere helfen, im Einzelfall jeweils jene Bauteile ausfindig zu machen, an denen sich Verbesserungen am ehesten lohnen.

Adresse des Verfassers: Dr. Jakob H. Kopp, dipl. Masch.-Ing. ETH/SIA, Postfach, 8049 Zürich.