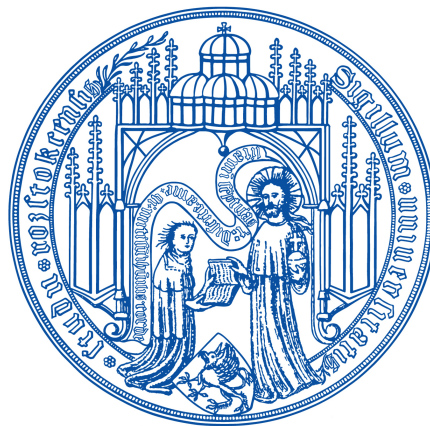

Einfluss von Kältemaschinenöl auf die Wärmeübertragung an strukturierten Rohren im Bereich der Kälte- und Klimatechnik



Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

der Fakultät für Maschinenbau und Schiffstechnik
der Universität Rostock

vorgelegt von

Marco Marcel Möhrle, M.Sc.

Lehrstuhl für Technische Thermodynamik
Universität Rostock

2025

Gutachter	Prof. Dr.-Ing. habil. Karsten Müller Lehrstuhl für Technische Thermodynamik Universität Rostock
	Prof. Dr.-Ing. Arne Speerforck Lehrstuhl für Technische Thermodynamik Technische Universität Hamburg
Datum der Einreichung	10.04.2025
Datum der mündlichen Prüfung	12.12.2025

Kurzfassung

In der vorliegenden Arbeit wird der Einfluss von Kältemaschinenöl auf die Wärmeübertragung an strukturierten Rohren in Rohrbündelwärmeübertragern untersucht. Hierfür werden die Kältemittel R134a, R1234ze(E) und Propan verwendet. Es werden Öltypen mit unterschiedlicher Viskosität mit variierenden Konzentrationen eingesetzt. Dies sind die Polyolesteröle SE170 (additiviert / nicht additiviert), SEZ100 und SE55 sowie die Polyalkylenglykole PAG150 und PAG100. Als Wärmeübertragertypen werden die Rohrbündelwärmeübertrager als Verflüssiger, Trockenexpansionsverdampfer und der überflutete Verdampfer betrachtet.

Die Untersuchungen wurden an einem Kältekompressionskreislaufprüfstand und einem Einzelrohrprüfstand durchgeführt. Der Wärmedurchgangskoeffizienten mindert sich durch den Öleinfluss von SE170 mit R134a auf den Verflüssiger wird mit bis zu 15 % bei einem Ölmassenanteil $w_{\text{Öl}}$ von 8 m%. Im Trockenexpansionsverdampfer ist die Minderung mit bis zu 44 % beim selben Ölmassenanteil deutlich signifikanter. Das im überfluteten Verdampfer vorherrschende Blasensieden wird an einem Einzelrohrprüfstand untersucht. Das strukturierte Verdampferrohr GEWA B6H und das niederberippte GEWA K Rohr werden betrachtet. Die Wärmedurchgangskoeffizienten mit Propan liegen über denen von R134a, gefolgt von R1234ze(E). Das GEWA B6H Rohr weist bis zu 400 % größere k-Werte als das GEWA K Rohr auf. Der Einfluss des Öls wirkt sich nahezu linear zur Ölmassenkonzentration aus. Bei R134a und SE170 wird eine kältemittel- und ölreiche Phase ab $w_{\text{Öl}} > 1 \text{ m\%}$ erkannt, welche sich stark negativ auf den k-Wert auswirkt. Der meist negative Einfluss des Öls wird auf den limitierten Stofftransport zurückgeführt. Hier spielt die Viskosität eine tragende Rolle.

Die gewonnenen Erkenntnisse für das Blasensieden werden in prädiktive Methoden überführt. Die Wärmeübergänge werden mittels entwickelter Korrelation und Neuronalem Netz vorhergesagt. Das untersuchte Neuronale Netz weist innerhalb des untersuchten Bereichs bessere Vorhersagegenauigkeiten auf, jedoch ist die Extrapolierfähigkeit gegenüber der Korrelation deutlich geringer.

Die Arbeit liefert einen Beitrag zum besseren Verständnis des Einflusses von Kältemaschinenöl auf die Wärmeübertragung an strukturierten Rohren. Der Öleinfluss auf die Kondensation fällt, verglichen mit der Verdampfung, relativ moderat aus. Die Ölsensitivität ist beim Blasensieden am höchsten und wenn eine Phasenseparation auftritt.

Abstract

This dissertation investigates the influence of refrigeration oil on heat transfer on structured tubes in shell and tube heat exchangers. The refrigerants R134a, R1234ze(E) and propane are used for this purpose. Different oil types and oil viscosities with varied concentrations are utilized. These are the polyol ester oils SE170 (additive / non-additive), SEZ100 and SE55 as well as the polyalkylene glycols PAG150 and PAG100. The heat exchanger types considered are shell and tube heat exchangers like condensers, dry expansion evaporators and flooded evaporators.

The investigations are carried out on a refrigeration compression cycle test rig and a single tube test rig. The reduction of the heat transfer coefficient due to the oil influence of SE170 with R134a on the condenser is determined to be up to 15 % with an oil mass fraction w_{Oil} of 8 wt%. The influence of oil in the dry expansion evaporator is much more significant at the same oil mass fraction up to 44 %. The flooded evaporator in pool boiling conditions is examined at a single tube test rig. The utilized tube are the enhanced evaporator tube GEWA B6H tube and the low finned GEWA K tube. The heat transfer coefficient with propane is higher than those with R134a and followed by R1234ze(E). The performance of the enhanced GEWA B6H tube is up to 400 % higher compared to the GEWA K tube. The oil influence is nearly linear. For the refrigerant oil combination of R134a and SE170 and oil mass fractions over 1 wt% a refrigerant- and oil-rich phase can be observed. The phase separation affects the heat transfer strongly. The main negative observed influence of the oil is attributed to the limited mass transfer. Viscosity plays a fundamental role here.

The knowledge gained for pool boiling is transferred to predictive methods. The heat transfer coefficient are predicted by using developed correlation and neural networks. Within the examined boundary conditions, the neuronal network performs in terms of accuracy better. For extrapolation the correlation based method is much better than the examined neuronal network.

The dissertation contributes to a better understanding of the influence of refrigeration oil on heat transfer on enhanced and low finned tubes. The influence of oil on condensation is relatively moderate compared to evaporation. The oil sensitivity is highest at pool boiling and if a liquid phase separation occurs.

Danksagung

Im Rahmen meiner beruflichen Tätigkeit bei der BITZER Kühlmaschinenbau GmbH wurde die vorliegende Arbeit am Lehrstuhl für Technische Thermodynamik der Universität Rostock erstellt. Vorab gilt mein Dank der Unterstützung während dieser Zeit meinem Umfeld durch meine Familie, Kollegen, Freunde sowie dem Unternehmen.

Mein besonderer Dank geht an Herrn Prof. Dr. Karsten Müller, meinen Doktorvater, welcher mich in einer herausragenden Weise durch die Zeit der Arbeit betreut hat. Ich danke ihm für die bereichernden Diskussionen, das stets offene Ohr und seine Menschlichkeit. All diese Punkte ermöglichten mir ein sehr angenehmes Arbeitsumfeld. Auch die Distanz von rund 880 km stellten keine Hürde dar. Weiterhin möchte ich Herrn Prof. Dr. Arne Speerforck von der Technischen Universität Hamburg für die Bereitschaft zur Übernahme des Zweitgutachtens danken.

Weiterhin möchte ich mich bei den Kollegen der BITZER Kühlmaschinenbau GmbH bedanken. Im Speziellen bei Herr Dr. Christoph Krieger, Dr. Frank Vetter sowie Herr Dieter Merz. Danke für die zahlreichen Diskussionen und die Unterstützung in jeglicher Form, sodass diese Arbeit in der Art und Weise entstehen konnte. Weiterhin möchte ich meinem Team von Stefanie Gräschick und Alexander Bader sowie den Studenten und Praktikanten Alex Reimer, Jennifer Frick, Jakob Fünfgeld, Mergim Murati, Helen Osthof und Lukas Reinhardt für die herausragende Arbeit und Unterstützung bedanken.

Ein besonderer Dank gilt meiner Mama Hildegard, Walter und meiner Schwester Julia. Durch ihre große und fortwährende Unterstützung auf meinem gesamten Lebensweg wurde der Grundstein für diese Arbeit gelegt. Zudem möchte ich einen Dank an meine besten Freunde aus Kindheits- und Jugendtagen Marcel Schilling und Thomas Waidelich für all die Unterstützung richten.

Mein herzlichster Dank meiner Ehefrau Rebecca. Danke für die unerschütterliche Unterstützung, Geduld und Liebe auf diesem Weg. Ohne die Ermutigung und das Vertrauen in mich wäre diese Arbeit nicht möglich gewesen. Danke für das Verständnis, wenn auch die Freizeit durch das Vorhaben reduziert werden musste.

- *Soli Deo Gloria*

Publikationen

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit sind folgende Paper veröffentlicht worden:

1. M. Möhrle, J. Frick, C. Krieger und K. Müller, „A Correlation-Based Prediction Method of Heat Transfer Coefficients for Flooded Evaporation on Enhanced Tubes“, *Chemie Ingenieur Technik*, vol. 96, 2024, doi: [10.1002/cite.202300149](https://doi.org/10.1002/cite.202300149).
2. M. Möhrle, C. Krieger und K. Müller, „Investigation of the influence of POE oil on heat transfer to R134a and R1234ze(E) at enhanced tubes for pool boiling“, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 230, 2024, p. 125776, doi: [10.1016/j.ijheatmasstransfer.2024.125776](https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2024.125776).

Nomenklatur

Lateinische Formelzeichen

A	m^2	Wärmeübertragungsfläche
A	-	Koeffizient
B	-	Koeffizient
b	-	Bias
C	-	Koeffizient
$\dot{Q}$	kW	Wärmemenge
G	kg/s/m^2	Massenstromdichte
H	kg/J	Verdampfungsenthalpie
M	g/mol	Molare Masse
N	$1/\text{mol}$	Avogadro Konstante
P	Pa	Druck
$\dot{Q}$	kW	Wärmestrom
R	J/mol/K	Universelle Gaskonstante
R^2	-	Bestimmtheitsmaß
R_p	μm	Rohrrauigkeit
T	$^{\circ}\text{C}$	Temperatur
$\dot{V}$	m^3/h	Volumenstrom
X	-	Stoffmengenanteil
X	-	Messwert
X	$\text{m}\%$	Dampfmassenanteil des flüssigen Kältemittels
X	m	Laufänge des Wärmeübertragers
a	m^2/s	Temperaturleitfähigkeit
a	-	Eingangsparameter
b	-	Bias
c_p	J/kg/K	isobare spezifische Wärmekapazität
d	m	Durchmesser
f	$1/\text{s}$	Frequenz
f	-	Funktion
g	m/s^2	Gravitationskonstante = $9,81 \text{ m}^2/\text{s}$
h	kJ/kg	Enthalpie
k	$\text{W/m}^2\text{K}$	Wärmedurchgangskoeffizient

$\dot{m}$	kg/s	Massenstrom
n	-	Anzahl
$\dot{q}$	kW/m ²	Wärmestromdichte
r	m	Radius
u	variabel	Unsicherheit
v	m/s	Geschwindigkeit
w	m/s	Blasenaufstiegsgeschwindigkeit
w	m%	Ölmassenanteil eines Gemischs
w	kg	Gewicht

Griechische Formelzeichen

α	W/m ² K	Wärmeübergangskoeffizient
β	rad	Kältemittel Kontaktwinkel
Δ	-	Differenz
ϵ	-	Dampfvolumenanteil nach Feenstra et al.
λ	W/m/K	Wärmeleitfähigkeit
$\vartheta_{\log}$	K	logarithmische Temperatur
ν	m ² /s	kinematische Viskosität
ρ	kg/m ³	Dichte
σ	N/m	Oberflächenspannung
η	Pa · s	dynamische Viskosität
Ψ	-	Stoffmengenanteil

Indizes

1	Eingang
2	Ausgang
/	Bedingung an der Siedelinie
//	Bedingung an der Taulinie
a	Rohraußenseite
A	Fehlertyp A
A	Koeffizient des Stoffgrößenmodells
AF	Aktivierungsfunktion
B	Boiling
B	Fehlertyp B
B	Koeffizient des Stoffgrößenmodells
Blase	Dampfblase
Bündel	Rohrbündel
c	Verflüssigung
C	Koeffizient des Stoffgrößenmodells

char	charakteristisch
EH	Enthitzung des Kältemittels
Film	Filmkondensation
Flüssigkeit	flüssiges Kältemittel
G	gasförmiges Kältemittel
i	Rohrinnenseite
j	Zählvariable
K	Konvektion
KM	Kältemittel
KW	Kaltwasser
log	logarithmisch
mix	Gemisch
n,m	Zählvariable
o	Verdampfer
Öl	Kältemaschinenöl
R	Rohr
sat	Sättigungsbedingung
ÜH	Überhitzung
UK	Unterkühlung
W	Wasser
Wand	Rohrwand
Wilson	Wilson Plot Koeffizient

Besondere Zeichen

∂	partieller Differentialoperator
$:=$	definiert durch
$\sim$	ungefähr

Dimensionslose Kennzahlen

Ca	-	Kapillaritätszahl
NTU		Number of Transferunits
Nu		Nusselt-Zahl
Re		Reynolds-Zahl
Pr		Prandtl-Zahl
P_r		Reduzierter Druck

Abkürzungen

AAPE	mittlere relative Abweichung (englisch: absolute average percentage error)
CAD	rechnergestützte Konstruktion (englisch: Computer Aided Design)
GEWA	Gewalztes Rohr
GWP	Global Warming Potenzial
HFKW	teihalogenierte Fluorkohlenwasserstoffe
LMTD	mittlere logarithmische Temperaturdifferenz
LOO	Leave-One-Out
NTU	Number of Transfer Units
PAG	Polyalkylenglykol
POE	Polyolester

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	iii
Abstract	v
Danksagung	vii
Publikationen	ix
Nomenklatur	xi
Nomenklatur	xi
1. Motivation und Aufbau der Arbeit	1
2. Theoretische Grundlagen	5
2.1. Kältekomppressionskreislauf	5
2.1.1. Arbeitsstoffe	6
2.1.2. Wärmeübertragerbauarten	8
2.2. Wärmeübertragung und deren energetische Bewertung	10
2.3. Behältersieden	12
2.3.1. Physikalische Zusammenhänge des Blasensiedens	13
2.3.2. Korrelationen und Erkenntnisse zum Blasensieden aus der Literatur	17
2.3.3. Gemischsieden	20
2.3.4. Behältersieden von Kältemittel-/Ölgemischen	21
2.4. Strömungssieden	23
2.4.1. Allgemeine Zusammenhänge beim Strömungssieden	23
2.4.2. Öleinfluss auf das Strömungssieden	25
2.5. Kondensation	28
2.6. Künstliche neuronale Netze	29
3. Experimentelle Durchführung	33
3.1. Prüfstand und Prüflinge des Blasensiedens	33
3.1.1. Messmittel und Messgenauigkeiten	34
3.1.2. Vorgehen zur Ölkonzentrationsänderung	35
3.1.3. Aufbau der Messreihen	36
3.2. Prüfstand und Prüflinge des Strömungssiedens und der Kondensation . .	37

4. Methodik zur Datenanalyse und Entwicklung von Vorhersagemethoden	39
4.1. Datenanalyse	39
4.2. Korrelationserstellung	42
4.2.1. Rohrinneenseite	42
4.2.2. Rohraußenseite	43
4.3. Modelle der Gemischstoffgrößen	43
4.4. Korrelationsvalidierung	44
4.5. Neuronales Netz	45
5. Kondensation	49
5.1. Sensitivitätsanalyse	49
5.2. Einfluss von SE170 auf die Kondensation	59
6. Strömungssieden	65
6.1. Sensitivitätsanalyse	65
6.2. Einfluss von SE170 auf das Strömungssieden	69
7. Blasensieden	75
7.1. Sensitivitätsanalyse des strukturierten GEWA B6H Rohres	75
7.2. Kältemittel-/Ölkombinationen an strukturierten Rohren	79
7.2.1. Kältemittel R134a	80
7.2.2. Kältemittel R1234ze(E)	82
7.2.3. Kältemittel Propan	84
7.2.4. Vergleich von Kältemittel-/Ölgemischen	87
7.2.5. Einfluss einer Additivierung	90
7.3. Sensitivitätsanalyse des niederberippten GEWA K Rohres	91
7.4. Kältemittel-/Ölkombinationen an niederberippten Rohren	93
8. Prädiktive Methoden für das Blasensieden	97
8.1. Korrelation für Kältemittel	97
8.2. Korrelation für Kältemittel-/Ölgemische	101
8.3. Neuronales Netz	106
9. Zusammenfassung	111
A. Anhang	143
A.1. Prüfstand HEX100	143
A.2. Rohrspezifikationen	146
A.3. Messunsicherheiten	150
A.4. Stoffdaten und Stoffdatenmodelle	152
A.5. Aufbau des Neuronalen Netzes	158
A.6. Ergebnisse Kältemittel-/Ölkombinationen	160
A.6.1. R134a	160

A.6.2. R1234ze	160
A.7. Ergebnisse der Prädiktiven Methoden	163
A.8. Mischungslückendiagramme	165
A.9. Messdaten für den Verflüssiger	172
A.10. Messdaten für den Verdampfer	176
A.11. Messdaten des Blasensiedens mit reinen Kältemitteln	181
A.12. Messdaten für das Blasensieden	187
A.12.1. R134a	187
A.12.2. R1234ze(E)	193
A.12.3. R290	198
A.13. Messdaten des GEWA K Rohres	201
B. Eigenständigkeitserklärung	209

1. Motivation und Aufbau der Arbeit

Eines der bedeutendsten Systeme zur Kühlung und Klimatisierung stellt der Kältekomppressionskreislauf dar. Der Aufbau dieses Kreislaufs kann als linksläufiger Kreisprozess mit den vier Hauptkomponenten Verdichter, Verflüssiger, Expansionsorgan und Verdampfer verstanden werden. Die Weiterentwicklung der jeweiligen Komponenten wird durch die geforderten Effizienzbestimmung und Verordnungen in Bezug auf die Beschränkung der zu verwendenden Fluide bestimmt. So werden Letztere durch die Europäische Union durch die F-Gas Verordnung [1] reguliert. Der Einsatz von Kältemitteln, welche ein hohes Treibhauspotenzial aufweisen, werden zunächst beschränkt und anschließend verboten. Somit kann ein Trend hin zu natürlichen Kältemitteln wie CO₂, Ammoniak oder Kohlenwasserstoffen (z.B. Propan) beobachtet werden.

Neben der Regularien zur Verwendung von Kältemitteln wird die Entwicklung nach effizienteren Produkten, welche die Betriebskosten der Anlagen reduzieren sollen, vorangetrieben. Die im Kältekomppressionskreislauf vorkommenden Wärmeübertrager und deren Wärmeübertragungsflächen, wie beispielsweise Rohre, Platten oder Lamellen, werden durch fortschreitende Entwicklung und wachsende technische Möglichkeiten den Anforderungen im Wärmeübertrager angepasst. Im Falle der Prozesskühlung oder der Klimatisierung spielen Rohrbündelwärmeübertrager als Verflüssiger und Verdampfer in Kälteanlagen, vor allem hin zur höheren Leistungen, eine bedeutende Rolle. Die Verbesserung der Wärmeübergänge auf der Rohrrinnen- und Rohraußenseite ist ein kontinuierlicher Prozess. Hierbei kann die Weiterentwicklung von zunächst Glattröhren über Rippenrohre hin zu sogenannten Hochleistungsrohren mit komplexen dreidimensionalen Geometrien auf der Rohraußen- und Rohrrinnenseite beobachtet werden. Eine Anpassung der Rohrstruktur an die vorliegende Wärmeübertragung kann eine Effizienzsteigerung um Faktor 11 bis 15 gegenüber eines unberippten Rohres mit sich bringen [2]. Somit wird die ständige Untersuchung neuer Rohrgeometrien im Blick auf gegenwärtige und zukünftige Fluide notwendig. Einen Überblick über den aktuellen Forschungsstand zum Blasensieden (siehe Kapitel 2.3.2ff), Strömungssieden (siehe Kapitel 2.4) und Kondensation (siehe Kapitel 2.5) wird in den Theoretischen Grundlagen dargestellt.

Um die Effizienz des gesamten Kältekomppressionskreislaufs zu steigern, muss neben dem Einfluss des Kältemittels selbst, das zweite im Kreislauf vorliegende Fluid, das Kältemaschinenöl, berücksichtigt werden. Die Einflüsse des Öls auf die Wärmeübertra-

gung, im Speziellen bei der Verflüssigung und dem Blasensieden, sind nicht eindeutig oder bekannt (siehe Abschnitt 2.3.4 und 2.5).

Die vorliegende Arbeit soll einen Beitrag zum besseren Verständnis des Einflusses von Kältemaschinenöl in Rohrbündelwärmeübertragern an berippten Rohren leisten. Hierfür werden Rohrbündelwärmeübertrager im Blick auf die Sensitivität des Kältemittels und Kältemaschinenöls untersucht. Es wird die Wärmeübertragung im Verflüssiger und den zwei möglichen Verdampferbauarten, dem Trockenexpansionsverdampfer (links) und dem überfluteten Verdampfer (rechts), wie in Abbildung 1.1 dargestellt, betrachtet. Der Verflüssiger sowie der Trockenexpansionsverdampfer werden sowohl im

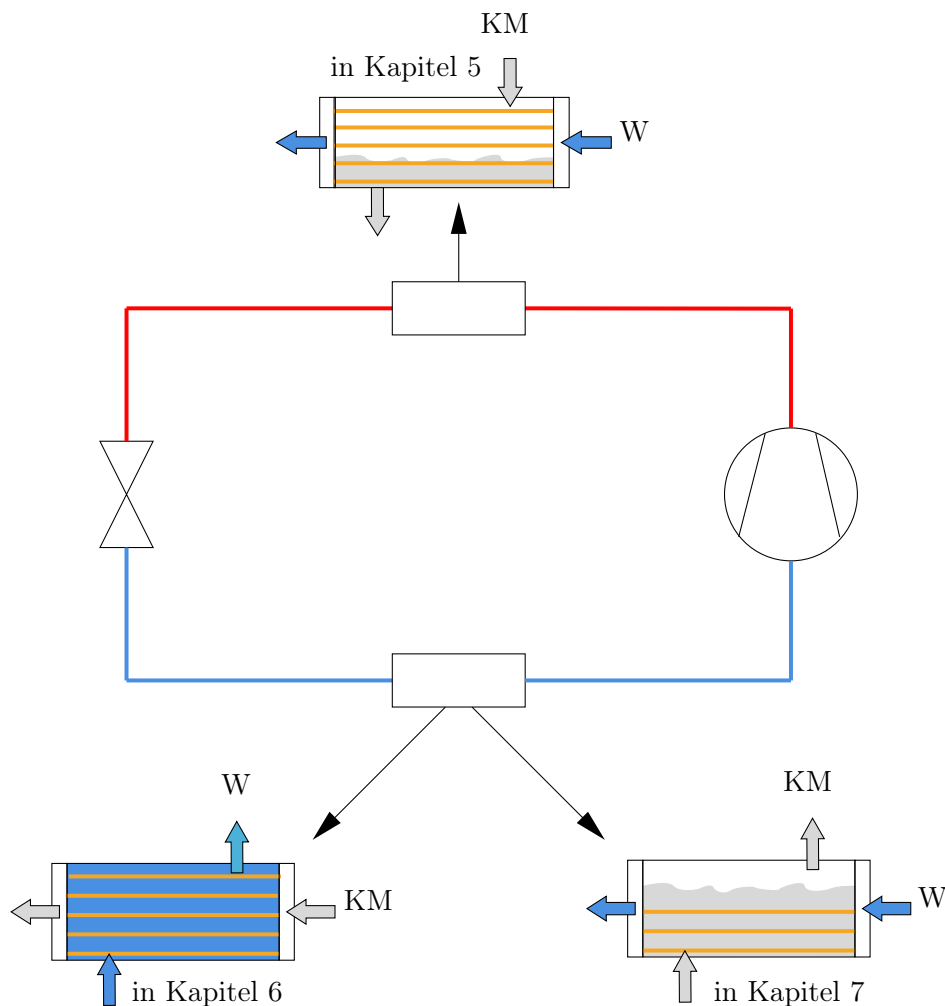


Abbildung 1.1.: Vereinfachter Aufbau des Kältekomppressionskreislaufs mit den Hauptkomponenten und Schemata der untersuchten Rohrbündelwärmeübertrager als Verflüssiger, überfluteter Verdampfer und Trockenexpansionsverdampfer

Hinblick auf den Einfluss des Öls auf die latente Wärmeübertragung als auch auf die sensible Wärmeübertragung betrachtet. Hier sind für den Verflüssiger die Enthitzung und Unterkühlung des Kältemittels zu nennen und für den Trockenexpansionsverdamp-

fer die Überhitzung des Kältemittels. Die überflutete Verdampfung und der Einfluss des Öls auf die latente Wärmeübertragung stellen den größten Anteil der Arbeit dar. Hierfür wird der Einfluss von verschiedenen Ölen auf drei Kältemittel untersucht. Um die daraus gewonnenen Erkenntnisse für technische Anwendungen nutzen zu können, werden prädiktive Methoden entwickelt und in Kapitel 8 vorgestellt. Thome et al. empfehlen die Entwicklung solcher Methoden, da die ihnen bekannten Korrelationen keine verlässlichen Vorhersagen für die unterschiedlichen Rohrstrukturen liefern [2].

Neben den experimentell ermittelten Daten und deren Interpretation wird der Haupteinfluss des Kältemaschinenöls auf die Wärmeübertragung benannt. Durch die Vorhersagemethoden für die überflutete Verdampfung und die Betrachtung des Verflüssigers und Trockenexpansionsverdampfers ist eine gesamtheitliche Optimierung des Kältekomppressionskreislaufts und eine Abstimmung zwischen den Wärmeübertragern und der Ölabscheidung möglich. Somit liefert die vorliegende Arbeit einen Beitrag zum besseren Verständnis des Einflusses von Kältemaschinenöl an strukturierten Rohren für die im Kältekomppressionskreislauf vorliegenden Wärmeübertragungsarten von Kondensation, Strömungssieden und dem Blasensieden.

2. Theoretische Grundlagen

In der Kältetechnik sind Kältekomppressionsanlagen Systeme, die weitverbreitet die Kühlung von Fluiden oder Feststoffen übernehmen. Die verwendeten Fluide innerhalb einer Kälteanlage sind zum einen das Kältemittel und zum anderen meist das Kältemaschinenöl. Letzteres wird notwendig, wenn im Verdichter tribologische Notwendigkeiten aufkommen. Die theoretischen Hintergründe der Verdampfung und Verflüssigung in einem Rohrbündelwärmeübertrager werden im Folgenden beschrieben. Weiterhin werden der bekannte Einfluss des Öls auf die Wärmeübertragung dargestellt und Vorhersagemethoden beschrieben, die zur Auslegung solcher Wärmeübertrager notwendig wird.

2.1. Kältekomppressionskreislauf

Das Ziel von Kälteanlagen ist es, ein Temperaturniveau unterhalb der Umgebung zu erreichen und dieses zu halten. Um das Temperaturniveau eines Fluids oder eines Raums zu senken, muss diesem Energie entzogen werden. Hierfür kann ein Kältekomppressionskreislauf verwendet werden, welcher auf Grund der Änderung von Aggregatzuständen und unterschiedlichen Druckniveaus ein Kältemittel entweder verflüssigt oder verdampft. Das Verdampfen oder Verflüssigen findet in einem Wärmeübertrager statt. Die unterschiedlichen Druckniveaus werden durch die Drucksteigerung vom Verdichter und die Drucksenkung vom Expansionsorgan erreicht. Ein idealer Kältekomppressionskreislauf wird in Abbildung 2.1 gezeigt. Von Punkt 1 nach 2 findet die Drucksteigerung durch die Kompression des Kältemittels von p_o nach p_c statt. Von Punkt 2 nach 3 wird das gasförmige Kältemittel bis zur Taulinie enthitzt. Bis zur Siedelinie an Punkt 3' wird das Kältemittel verflüssigt und anschließend bis Punkt 3 unterkühlt. Die Unterkühlung ist für einen stabilen Betrieb des Expansionsventils notwendig. Durch die Expansion von Punkt 3 zu Punkt 4 wird der Druck von p_c nach p_o abgesenkt. Das zweiphasige Gemisch aus flüssigem und gasförmigen Dampf wird bis zu Punkt 1' verdampft und danach bis Punkt 1 überhitzt. Die Überhitzung wird als Maßnahme gegen Flüssigkeitsschläge für einen sicheren Betrieb des Verdichters benötigt.

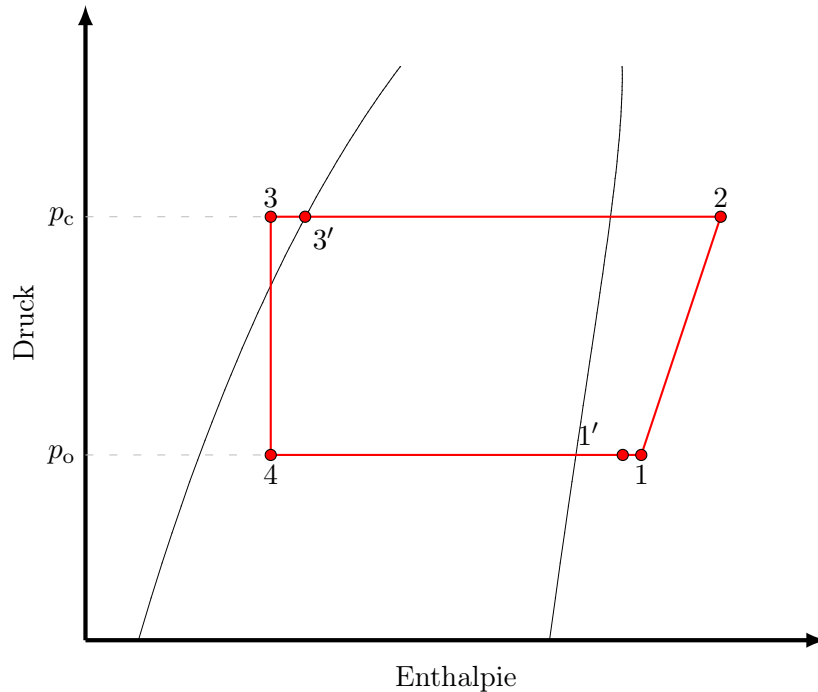


Abbildung 2.1.: Idealer Kältekomppressionskreislauf im $\log(p),h$ -Diagramm - Kältemittel R134a

2.1.1. Arbeitsstoffe

Im Kältekomppressionskreislauf kommen Kältemittel und Kältemaschinenöle zum Einsatz. Kältemittel sind Arbeitsstoffe, welche die Wärmeübertragung im Kältekomppressionskreislauf übernehmen [3]. Diese nehmen bei niedrigen Temperaturen und Drücken Wärme auf und geben diese bei höheren Druck- und Temperaturniveaus an die Umgebung wieder ab [4]. Das Kältemaschinenöl, welches sich als zweites Fluid im Kreislauf befindet, übernimmt neben der Schmierung von bewegten Anlagenteilen die Kühlung des Verdichtungsprozesses und teilweise abdichtende Aufgaben innerhalb des Verdichters.

Kältemittel

Für Kältekomppressionsanlagen kommen in der EU teilhalogenierte Fluorkohlenwasserstoffe (HFKW) und natürliche Kältemittel wie Ammoniak, Kohlenstoffdioxid, Kohlenwasserstoffe oder Wasser als Kältemittel zum Einsatz [5, 6, 7]. Diese Fluide unterliegen, bezüglich der erlaubten Nutzung, verschiedenen Regularien, welche sich global unterscheiden. So sind seit 2015 beispielsweise teilhalogenierte Chlorfluorkohlenwasserstoffe (HFCKW) auf Grund des Ozonabbaupotenzials in der EU verboten. Als internationale Abkommen sind hier das Montreal-Protokoll und das Kyoto-Protokoll zu nennen [5]. Innerhalb der europäischen Union wird durch die F-Gase Verordnung [1] der Ausstieg aus den teilfluorierten Kohlenwasserstoffen (HFKW) definiert. So dürfen ab Januar 2025 keine fluorierten Treibhausgase mit einem GWP > 2500 in ortsfesten Kälteanlagen ver-

Tabelle 2.1.: Kriterien zur Auswahl von Kältemitteln [11]

globale Umweltaspekte	Ozonabbaupotenzial Treibhauspotenzial
thermodynamische Eigenschaften	Dampfdruckkurve kritische und Gefriertemperatur volumetrische Kälteleistung Kompressionsarbeit Endtemperatur der Kompression
Sicherheit	Entzündbarkeit Toxizität Leckagesicherheit
technische Randbedingungen	Werkstoffverträglichkeit chemische Stabilität
ökonomische Aspekte	Verfügbarkeit des Kältemittels Kosten des Kältemittels Endkosten der Kälteanlage Energiebedarf

wendet werden. Ab dem 1. Januar 2030 wird dieser Grenzwert auf 150 gesenkt. Auf Grund hoher Treibhauspotenziale herkömmlicher Kältemittel werden diese zunehmend durch natürliche Kältemittel wie Kohlenstoffdioxid, Ammoniak oder Kohlenwasserstoffe oder Fluide mit deutlich geringeren GWP ersetzt [8, 9, 10]. In Tabelle 2.1 werden einige Kriterien bezüglich der Kältemittelwahl für Kältekomppressionsanlagen dargestellt. In der vorliegenden Arbeit werden die Kältemittel R134a, ein Fluorkohlenwasserstoff, R1234ze(E), ein halogenierter Kohlenwasserstoff sowie Propan (Kohlenwasserstoff) als ein natürliches Kältemittel untersucht. Trotz der Regularien in der Europäischen Union wird das Kältemittel R134a weltweit noch häufig eingesetzt. Um aktuelle und zukünftige Kältemittel zu untersuchen, welche auch innerhalb der EU zukünftig eingesetzt werden können, sind hier R1234ze(E) und R290 zu nennen.

Kältemaschinenöle

In den meisten Kältekomppressionskreisläufen werden, neben dem Kältemittel, Kältemaschinenöle zur Schmierung von bewegten Maschinenteilen im Verdichter und zur Abführung von Wärme eingesetzt. Darüber hinaus dichtet das Öl den Kompressionsraum und gegebenenfalls die Arbeitsventile ab. Diese Öle variieren je nach Kältemittel, Verdichterbauart und Anwendung z.B in einer Wärmepumpe oder einem Flüssigkeitskühlsatz. Grundsätzlich sollen Schmierstoffe im Einsatzgebiet der Kältetechnik gute Kältefließeigenschaften aufweisen, thermisch und chemisch stabil sein und eine hohe Alterungsbeständigkeit aufweisen. Die verbreiteten Kältemaschinenöle können in Mineralöle sowie in synthetische Kältemaschinenöle auf Alkylbenzolbasis (AB), Polyolesterbasis (POE), Polyalkylenglykolbasis (PAG) oder Polyvinyletherbasis (PVE) und Polyalphaolefine (PAO) auf Kohlenwasserstoffbasis eingeteilt werden [3].

Vor allem die Öle auf Polyolesterbasis spielen in der Kältetechnik in Verbindung mit polaren Kältemitteln eine bedeutende Rolle [12]. In der vorliegenden Arbeit werden Polyolesteröle (POE) und Polyalkylenglykole (PAG) verwendet, welche näher beschrieben werden.

Polyolesteröle (POE) weisen eine gute Löslichkeit und eine hinreichend gute Mischbarkeit z.B. mit halogenierten Fluorkohlenwasserstoffe (R134a) oder Hydrofluorolefin-Kältemitteln (R1234ze(E)) auf. POE-Öle zeichnen sich durch sehr gute Schmiereigenschaften, einen hohen Verschleißschutz sowie eine gute Netzfähigkeit zum Ausbilden eines tragfähigen Schmierfilms aus. Weiterhin sind diese Öle gut materialverträglich z.B mit Wicklungen des Motors und Isolationsmaterialien bei sauggasgekühlten Verdichtern. Ein Nachteil des Öls ist die hygroskopische Eigenschaft, welche bei einem zu hohen Wasseranteil und unter thermischer Belastung eine Zersetzung des Öls hervorruft [3].

Polyalkylenglykole (PAG) bestehen meist aus den Grundstoffen Propylen- und Ethylenoxid, welche je nach Verteilung der Molekülkette unterschiedliche Eigenschaften mit sich bringen. Besonders eignen sich PAG-Öle für Anwendungen im höheren Temperaturbereich bis ca. 160 °C und darüber. Sie weisen ein sehr gutes Viskositäts-Temperaturverhalten auf, hierbei ändert sich die Viskosität des Öls mit der Temperatur nur wenig. Die Materialverträglichkeit ist eingeschränkt und muss auf die Auswahl von Komponenten, Metallegierungen oder Elastomeren abgestimmt sein. In der Regel muss diese Art von Öl mit Additiven versehen werden, um eine ausreichende Oxidationsstabilität zu gewährleisten. Auf Grund der hohen Polarität und des daraus resultierenden hygroskopischen Verhaltens sind diese Öle wasseranziehend. Dies kann zu Zersetzungsreaktionen führen und muss vermieden werden [3].

2.1.2. Wärmeübertragerbauarten

Als Wärmeübertrager wird im Folgenden ein kalorischer Apparat verstanden, bei dem ein Arbeitsmedium im thermischen Kontakt mit einem weiteren Medium steht und Wärme durch eine feste Wand überträgt [13]. Wie die räumliche Trennung der Medien zueinander umgesetzt wird, also die Bauart des Wärmeübertragers, ist meist charakterisierend für die Benennung. Es kann unter den vorliegenden Strömungsführung im Wärmeübertrager zwischen Gleich-, Gegen- oder Kreuzstromwärmeübertragern und Kombinationen daraus unterschieden werden. Weiterhin wird zwischen Rekuperatoren und Regeneratoren unterschieden. Letztere übertragen Wärme diskontinuierlich, während Rekuperatoren kontinuierlich arbeiten [14]. Wärmeübertrager können beispielsweise nach den konstruktiven Kriterien der Wärmeübertragungsart, der Oberflächenkompaktheit oder der Strömung der Fluide klassifiziert werden [15]. Gängige rekuperative Wärmeübertrager sind zum Beispiel Rohrbündel-, Platten-, Lamellen- und Spiralwärmeübertrager sowie Microchannelwärmeübertrager [14]. Für die Auswahl ei-

ner geeigneten Bauform des Wärmeübertragers sind Parameter wie Fluide, Druckverlust, Leistungsdichte, Preis, Langlebigkeit oder Wartungsmöglichkeit entscheidend. In der vorliegenden Arbeit werden Rohrbündelwärmeübertrager untersucht. Da diese verschiedenste Konfigurationen aufweisen können, sei an dieser Stelle auf die DIN 28183 [16] verwiesen, welche die gängigsten Varianten beschreibt. Die verwendeten Rohre werden häufig entsprechend der Anwendung optimiert, welche deutliche Steigerungen der Wärmeübertragung mit sich bringen [17, 18, 19, 20, 21]. Dies können beispielsweise Umfangsrippen oder hinterschnittene Oberflächenstrukturen sein [22]. Auch die Umlenkung der Fluidströmung auf der Mantelseite durch Umlenkbliche wird häufig zur Steigerung der Wärmeübertragung eingesetzt. In einem gängigen Verflüssiger und Verdampfer mit einer mantelseitigen Verdampfung strömt das Kältemittel auf der Rohraußenseite und das Sekundärfluid auf der Rohrrinnenseite. Dies kann umgekehrt werden. Im Falle der Verdampfung strömt das Kältemittel innerhalb des Rohres und verdampft, wobei das Sekundärfluid auf der Rohraußenseite strömt. Der Vorteil dieser Ausführung ist die bedeutend geringere Kältemittelfüllmenge. Zudem kann, verglichen mit einem überfluteten Verdampfer, auf eine aktive Ölrückführung verzichtet werden. Jedoch erreicht jener deutlich höhere Wärmeübergangskoeffizienten. Die unterschiedlichen Ausführungen an Rohrbündelverdampfern in Bezug auf die Durchströmung der Fluide wird in Abbildung 2.2 gezeigt. Zu den gezeigten Varianten gibt es einen Typ an teilüberfluteten Verdampfern, welcher dem überfluteten Verdampfer ähnelt. Jedoch strömt das Kältemittel über ein Verteilsystem, wie beispielsweise Düsen, in den Wärmeübertrager und benetzt die Rohre. In einem solchen Verdampfer wird der überflutete Anteil reduziert. Dies wird zur Reduzierung der Kältemittelfüllmenge und Steigerung der Effizienz eingesetzt [23].

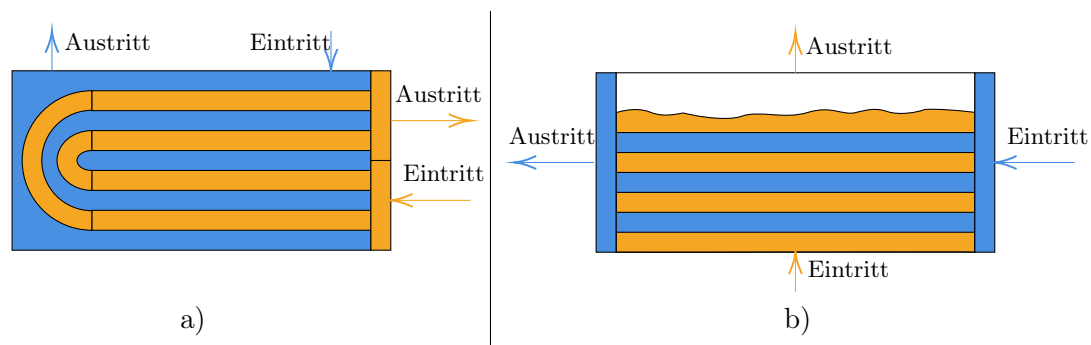


Abbildung 2.2.: Unterscheidung der Verdampferart von Rohrbündelwärmeübertragern. a) Trockenexpansionsverdampfung: Kältemittel (orange) strömt innerhalb der Rohre, Sekundärfluid (blau) strömt im Außenraum. b) überfluteter Verdampfer: Kältemittel (orange) befindet sich im Außenraum und bedeckt vollständig die oberste Rohrreihe, Sekundärfluid strömt innerhalb der Rohre

2.2. Wärmeübertragung und deren energetische Bewertung

Wärmeübertragung beschreibt den Vorgang eines Energietransports aufgrund einer Temperaturdifferenz. Der Energietransport hat eine Entropieänderung zur Folge [24, S. 1]. Die Wärmeübertragung kann in zwei Übertragungsformen unterteilt werden: Zum einen in Wärmeleitung und zum anderen in Strahlung. Die Wärmeleitung wird nochmals spezifiziert. So kann die Wärme in einem Festkörper oder auch auf ein zusätzliches Medium in einen anderen Aggregatzustand, wie gasförmig oder flüssig, übertragen werden. Hierbei wird häufig von einer konvektiven Wärmeübertragung gesprochen.

Beide Formen der Wärmeübertragung finden sich in einem Wärmeübertrager wieder. Jedoch ist der Einfluss und der Anteil an der Wärmeübertragung ungleich verteilt. Die Wärmeleitung nimmt einen größeren Anteil an der Wärmeübertragung ein als der Einfluss der Strahlung. Im Falle eines Wärmeübertragers (Durchmesser = 0,2 m; Länge = 1,5 m) bei einer $T_{\text{sat}}=7^\circ\text{C}$ und 20°C würde die Strahlungswärme rund 65 W betragen. Die Strahlung wird nicht weiter betrachtet. In Abbildung 2.3 ist schematisch ein Ge-

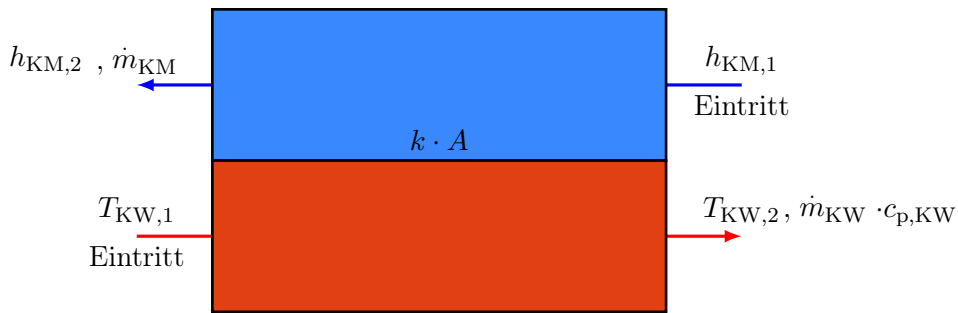


Abbildung 2.3.: Schematischer Gegenstromwärmeübertrager

genstromwärmeübertrager dargestellt. Innerhalb des Wärmeübertragers befinden sich zwei räumlich getrennte Stoffströme. In der Kältetechnik sind dies meist ein Kältemittel und ein Sekundärfluid. Die übertragene Wärmemenge $\dot{Q}$ wird für die Sekundärfluidseite, hier Wasser, wie folgt berechnet

$$\dot{Q}_{KW} = \dot{m}_{KW} \cdot c_{p,KW} (T_{1,KW} - T_{2,KW}) \quad (2.1)$$

und seitens des Kältemittels folgendermaßen

$$\dot{Q}_{KM} = \dot{m}_{KM} \cdot (h_{o2} - h_{o1}). \quad (2.2)$$

Der Wärmeübertrager weist eine spezifische Wärmeübertragungsfläche A auf, welche sich zwischen den Stoffströmen befindet. Zudem beschreibt der Wärmedurchgangskoeffizient k die übertragene Wärmemenge pro Fläche und pro Kelvin Temperaturdifferenz. Im stationären Betrieb kann eine mittlere Temperaturdifferenz von den anliegenden Temperaturen gebildet werden. Somit kann der Wärmedurchgangskoeffizient als ein Kriterium zur energetischen Bewertung herangezogen werden. Alternativ könnte die

Methode der Number of Transfer Units (kurz: NTU) [25, 26, 15, 27] verwendet werden. Hierbei wird die übertragene Wärmemenge zur maximal möglichen Wärmemenge ins Verhältnis gesetzt und durch einen Wirkungsgrad ausgedrückt. Die NTU-Methode wird dann vorzugsweise eingesetzt, wenn nicht alle Ein- und Austrittstemperaturen bekannt sind [26]. Durch die, in der Literatur stärker verbreitete Methode des Wärmedurchgangs k_0 , wird diese im Folgenden zur Bewertung herangezogen.

Die Wärmeübertragung wird im Folgenden anhand einer mantelseitigen Verdampfung durch eine Rohrwand dargestellt. Der Wärmedurchgangskoeffizient durch eine Rohrwand kann als ein Zusammenschluss aus Wärmewiderständen angesehen werden. Hierbei gibt es zwei konvektive Wärmeübergänge von dem jeweiligen Fluid zur Rohrwand und die Wärmeleitung durch den Feststoff, der Rohrwand. Wärme wird ausschließlich vom Fluid mit einem höheren Temperaturniveau an ein Fluid mit einem niederen Temperaturniveau übertragen, gemäß dem zweiten Hauptsatz der Thermodynamik. Abbildung 2.4 zeigt den Temperaturverlauf über der Lauflänge X . Der dargestellte

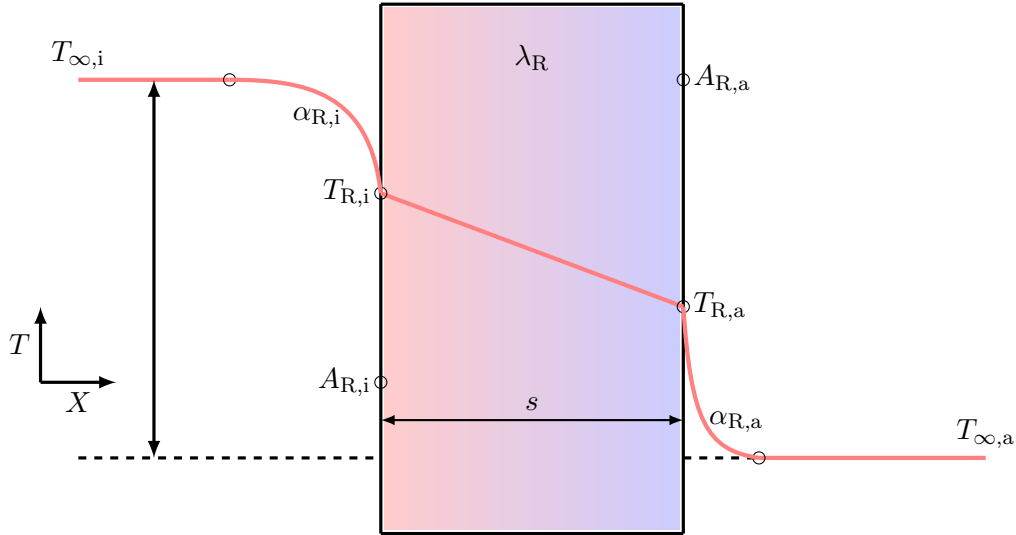


Abbildung 2.4.: schematischer Wärmedurchgang durch eine Rohrwand nach [28]

Wärmeübergang kann für eine Platte, Zylinder oder eine Kugel berechnet werden. Der gesamte Wärmedurchgang kann als Zusammenschluss der jeweiligen Wärmewiderstände wie folgt berechnet werden

$$\frac{1}{k} = \frac{1}{\alpha_i} + \sum_j \frac{s_j}{\lambda_j} + \frac{1}{\alpha_a} \quad (2.3)$$

bzw. für die Wärmeübertragung durch ein Rohr

$$\frac{1}{k \cdot d_a} = \frac{1}{\alpha_i \cdot d_i} + \frac{\ln\left(\frac{d_a}{d_i}\right)}{\lambda_s} + \frac{1}{\alpha_a \cdot d_a}. \quad (2.4)$$

Diese Art der Wärmeübertragung findet im Kältekomppressionskreislauf im Verflüssi-

ger durch die Enthitzung, Kondensation und Unterkühlung sowie im Verdampfer statt. Letztere kann als Strömungssieden oder Behältersieden vorliegen. Beim Strömungssieden wird das Kältemittel innerhalb der Rohre verdampft. Das Sekundärfluid strömt auf der Rohraußenseite. Beim Blasensieden ist die Anordnung umgekehrt. Diese Arten der Wärmeübertragung werden im Folgenden beschrieben.

2.3. Behältersieden

Durch siedende Flüssigkeiten, wie beispielsweise beim Behältersieden, können hohe Wärmestromdichten bei kleinen Temperaturdifferenzen zwischen dem Fluid und der benetzten Wand übertragen werden. Dies findet in technischen Anwendungen der Wärmeübertragung eine hohe Relevanz. Zum Verdampfen von Fluiden muss zwischen der Wärmeübertragungsfläche und dem in Kontakt stehenden Fluid eine Temperaturdifferenz vorherrschen. Voraussetzung dafür ist, dass sich das flüssige Fluid in einem Druck- und Temperaturbereich befindet, in welchem ein Phasenübergang von flüssig zu gasförmig möglich ist. Somit befindet es sich an der Phasengrenzlinie. Durch sogenannte Keimstellen können bei ausreichender Temperaturdifferenz bzw. Rohrwandüberhitzung Blasen entstehen. Das Sieden eines Fluids in einem ruhenden Behälter bei freier Konvektion wird als Behältersieden bezeichnet. Hierbei kann zwischen dem stillen Sieden, Blasensieden und Filmsieden unterschieden werden, welche sich durch übertragene Wärmemenge in Abhängigkeit der Wandüberhitzung differenzieren. In Abbildung 2.5 wird eine solche Siedekurve auch benannt als Nukijama-Kurve für Wasser beispielhaft dargestellt.

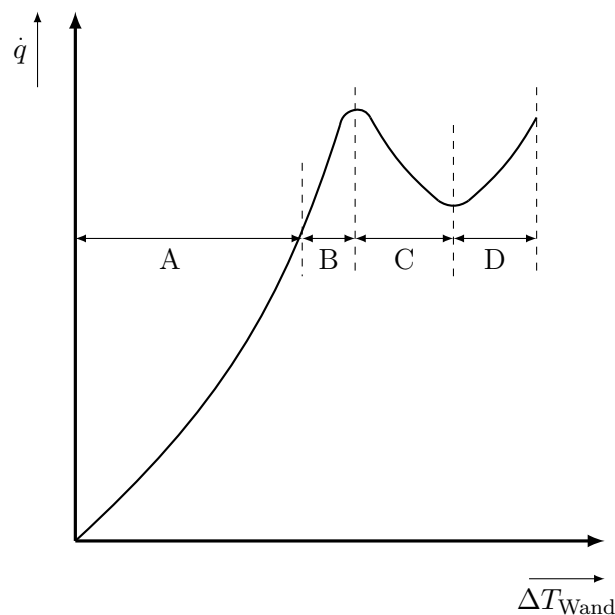


Abbildung 2.5.: Beispielhafte Nukijama-Kurve: A - stilles Sieden, B - Blasensieden, C - instabiler Bereich, D - Filmsieden nach [29]

Bei geringen Wandüberhitzungen wird die eingebrachte Wärmemenge durch die Flüssigkeit an die Phasengrenze gebracht, wo das Fluid verdampft. Dies wird als stilles Sieden bezeichnet. Bei steigender Wandüberhitzung werden sogenannte Keimstellen, also Stellen an Wärmeübertragungsflächen, die das Wachstum von Blasen begünstigen, aktiviert. An diesen Stellen entstehen Dampfblasen und steigen auf, sobald die Auftriebskräfte die Haftkräfte übersteigen. In diesem Bereich wird die Wärmeübertragung durch die zunehmende Turbulenz des umgebenden Fluids signifikant verbessert, bis ein Maximum erreicht wird [5]. Es wird von einer kritischen Wärmestromdichte gesprochen. In der Literatur sind zur Vorhersage dieser Wärmestromdichten verschiedene Modelle zu finden [30, 31, 32, 33, 34]. Bei sehr hohen Wandüberhitzungen bildet sich ein Dampffilm auf der Wärmeübertragungsfläche, welcher sich thermisch isolierend auswirkt. Ist dieser Dampffilm stabil auf der Wärmeübertragungsfläche, wird vom Filmsieden gesprochen. Wird ausgehend von diesem Zustand die Wandüberhitzung abgesenkt bis zu der Temperatur, bei welcher wieder Flüssigkeit die Wärmeübertragungsfläche berührt, ist die Grenztemperatur oder Leidenfrosttemperatur erreicht. Zwischen der Grenztemperatur und der Temperatur, welche zur maximalen Wärmestromdichte führt, gibt es einen instabilen Bereich zwischen dem Film- und Blasensieden [35].

2.3.1. Physikalische Zusammenhänge des Blasensiedens

Zunächst soll dargestellt werden, wie Dampfblasen entstehen und welche Bedingungen dazu vorherrschen müssen. Es wird davon ausgegangen, dass sich ein Fluid thermisch an der Phasengrenze in einem, im Vergleich zu den Dampfblasen, signifikant größeren Behälter mit einer Wärmeübertragungsfläche befindet. Damit eine Dampfblase stabil und somit überlebensfähig ist, muss das mechanische Gleichgewicht [36]

$$p_{\text{Blase}} = p_{\text{Flüssigkeit}} + \frac{2 \cdot \sigma_{\text{KM}}}{r_{\text{Blase}}} \quad (2.5)$$

zwischen dem Druck der Dampfblase, dem Druck der Flüssigkeit und der Oberflächenspannung gegeben sein. Wird zudem die Bedingung des Stoffaustauschs zwischen der gasförmigen und flüssigen Phase berücksichtigt, gilt für den Druck in der Flüssigkeit

$$P_{\text{Flüssigkeit}} = P_o - \frac{\rho_{\text{KM}}'}{\Delta\rho_{\text{KM}}} \cdot \frac{2 \cdot \sigma_{\text{KM}}}{r_{\text{Blase}}} \quad (2.6)$$

und für den Druck in der Dampfphase

$$P_{\text{Blase}} = P_o - \frac{\rho_{\text{KM}}''}{\Delta\rho_{\text{KM}}} \cdot \frac{2 \cdot \sigma_{\text{KM}}}{r_{\text{Blase}}} \quad (2.7)$$

nach Baehr [37]. In Abbildung 2.6 werden diese Drücke veranschaulicht. In dem Druck-Temperatur Diagramm wird der Sättigungsdruck $P_{\text{sat}}(T)$ gezeigt. Durch die Gleichungen 2.6 und 2.7 und dem mechanischen Gleichgewicht nach Gleichung 2.5 können die Drücke der Flüssigkeit und des Dampfes einer Blase dargestellt werden. Es gilt für den

Druck der Flüssigkeit

$$P_{\text{Flüssigkeit}} = P_o - \frac{\rho_{\text{KM}}''}{\Delta\rho_{\text{KM}}} \cdot \frac{2 \cdot \sigma_{\text{KM}}}{r_{\text{Blase}}} - \frac{2 \cdot \sigma_{\text{KM}}}{r} \quad (2.8)$$

sowie für den Druck des Dampfes

$$P_{\text{Blase}} = P_o - \frac{\rho_{\text{KM}}'}{\Delta\rho_{\text{KM}}} \cdot \frac{2 \cdot \sigma_{\text{KM}}}{r_{\text{Blase}}} + \frac{2 \cdot \sigma_{\text{KM}}}{r}. \quad (2.9)$$

Es wird ersichtlich, dass zur Entstehung einer Dampfblase bei konstantem Druck die Flüssigkeit um ΔT überhitzt sein muss. Für Stoffe welche auf Grund der Stoffdaten kleinere Dampfblasen ausbilden und somit der Blasenradius r kleiner wird und $r^* < r$ gilt, muss eine größere Wandüberhitzung ΔT^* vorliegen.

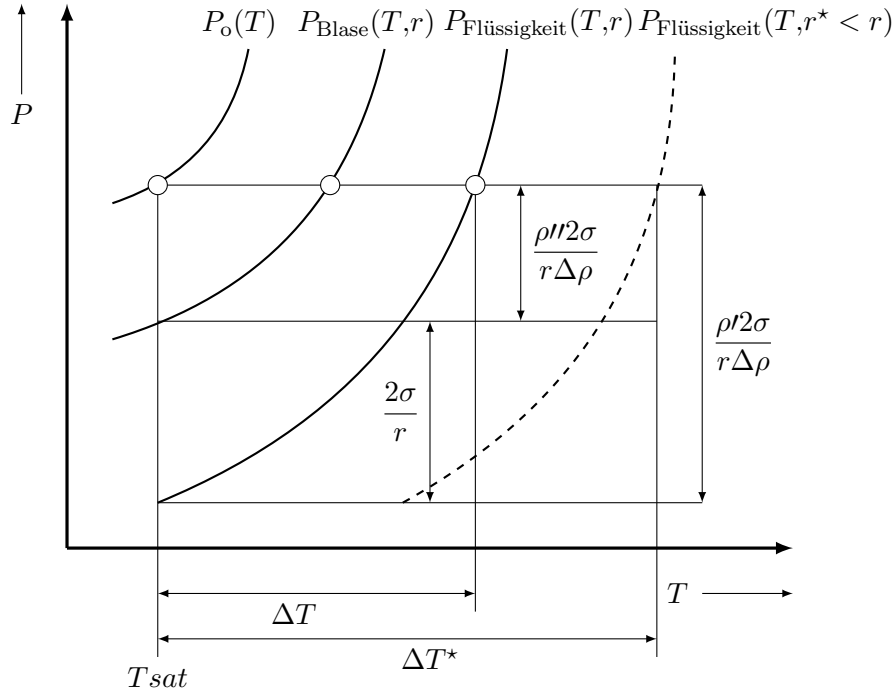


Abbildung 2.6.: Vorherrschende Drücke zwischen einer Dampfblase und des umgebenden Fluids nach Stephan [38]

Mit Hilfe der Gleichung von Clausius-Clapeyron kann näherungsweise ein Blasenradius als Funktion der Überhitzung entwickelt werden zu

$$r_{\text{Blase}} = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{KM}} \cdot T_{\text{sat}}}{\rho_{\text{KM}}'' \cdot \Delta h_{\text{KM}} \cdot \Delta T}. \quad (2.10)$$

Hierbei ist ΔT die Flüssigkeitsüberhitzung, in welcher die Blase in einem Gleichgewicht steht [39]. Wird dieser Radius überschritten, ist die Blase überlebensfähig und würde beim anschließenden Aufsteigen nicht wieder kondensieren.

Neben der Entstehung von Blasen müssen die Wärmeübertragungsmechanismen um die

Blase betrachtet werden. Hierfür kann der Bereich zwischen Wärmeübertragungsfläche und der Blase bzw. des umgebenden Fluids betrachtet werden. Eine solche Einteilung wird in Abbildung 2.7 und 2.8 veranschaulicht. Das nachfolgend beschriebene Modell der Zoneneinteilung wurde von Stephan und Hammer 1994 publiziert [40]. In Abbildung 2.7 wird eine Dampfblase auf einer beheizten Wand dargestellt. Hierbei ist diese durch eine Flüssigkeit umgeben. Die Zone um die Dampfblase wird als Makrozone bezeichnet. In dieser Zone wird die Wärme konvektiv übertragen und von der Blasenbildung und vom Blasenanstieg sowie der freien Konvektion beeinflusst [41]. Die Krümmung kann als nahezu konstant und kugelförmig angesehen werden. Zwischen der beheizten Wand und der Dampfblase wird von einem adsorbierenden Film ausgegangen, welcher auf Grund von Anziehungskräften nicht verdampft. In der Literatur sind Modelle zur Berechnung des adsorbierenden Films bei der kritischen Wärmestromdichte zu finden [42, 43, 44]. Die vorliegende Krümmung der Dampfblase ist an dieser Stelle nahezu null. Weitaus mehr Wärme wird in der Mikrozone übertragen. Diese wird vergrößert in Abbildung 2.8 dargestellt. Die Zone befindet sich zwischen der Makrozone und dem adsorbierenden Film. Hierbei durchläuft die Krümmung der Dampfblase ein Maximum, was zu extremen Änderungen des Kapillardrucks σK führt. Durch das Druckgefälle kommt es zu einer starken Flüssigkeitsströmung zur Phasengrenze, welche anschließend verdampft [45]. Da dieser Bereich nur etwa $0,1\,\mu\text{m}$ schmal ist, werden extrem hohe Wärmestromdichten erreicht. Die Mikrozone ist eine verhältnismäßig kleine Fläche, welcher jedoch bis zu 60 % der übertragenen Wärme vom Einflussbereich der Blase zugeschrieben wird [45]. Generell kann davon ausgegangen werden, dass Dampfblasen stets an begünstigten Stellen von festen Oberflächen (Keimstellen) entstehen und somit eine heterogene Keimbildung vorliegt [39].

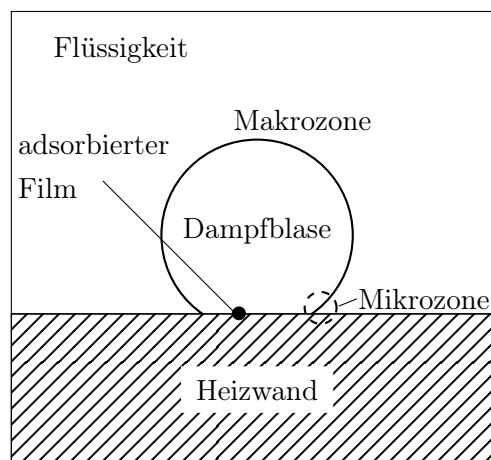


Abbildung 2.7.: Blase an einer beheizten Wand mit umgebender Flüssigkeit nach Baehr [39]

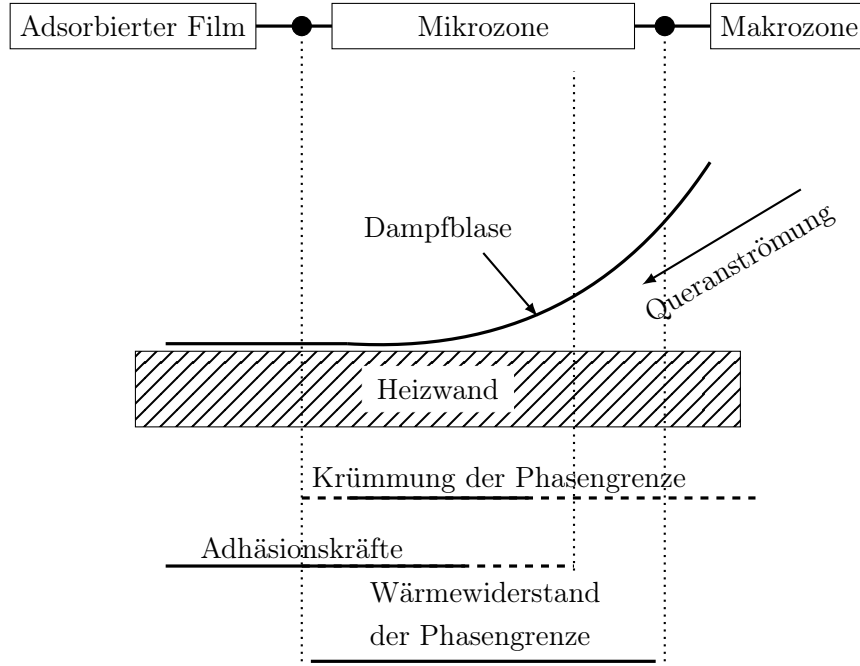


Abbildung 2.8.: Zonen an einer haftenden Dampfblase an der Wärmeübertragungsfläche nach Baehr [39]

Wächst die Blase aufgrund einer höheren Überhitzung weiter an, kann mit der Laplace-Konstante ein Abreißdurchmesser wie folgt berechnet werden

$$d_{\text{Blase}} = 0,851 \cdot \beta \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \sigma_{\text{KM}}}{g \cdot \Delta \rho_{\text{KM}}}}. \quad (2.11)$$

Hierbei beschreibt β den Kontaktwinkel zwischen der Blase und einer ebenen Platte und wird abhängig vom Fluid gewählt. Bei halogenierten Kohlenwasserstoffen, welche als Kältemittel verwendet werden, kann aus der Literatur ein Winkel von $\beta = 35^\circ$ entnommen werden [45]. Um eine Aussage über die Blasenfrequenz treffen zu können, muss zunächst unterschieden werden, ob sich die Blasen auf Grund einer höheren Wärmestromdichte gegenseitig beeinflussen oder nicht. Auf Grund optischer Beobachtungen wird in der Arbeit von einer Interaktion der Blasen ausgegangen. Die Frequenz berechnet sich, nach Baehr und Stephan [39], unter der Annahme wie folgt:

$$f = \frac{1}{d_{\text{Blase}} \cdot \pi} \left(1 + \frac{\dot{q}_{\text{oa}}}{\rho'' \cdot \Delta H \cdot w_{\text{Blase}}} \right) \cdot w_{\text{Blase}} \quad (2.12)$$

mit der Blasenauftiegeschwindigkeit

$$w = \left[\frac{d_{\text{Blase}} \cdot g \cdot \Delta \rho}{2 \cdot (\rho_{\text{KM}}' + \rho_{\text{KM}}'')} + \frac{2 \cdot \sigma}{d_{\text{Blase}} \cdot (\rho_{\text{KM}}' + \rho_{\text{KM}}'')} \right]^{1/2}. \quad (2.13)$$

2.3.2. Korrelationen und Erkenntnisse zum Blasensieden aus der Literatur

Auf Grund der hohen Wärmeübergänge beim Blasensieden wird diesem eine hohe technische Relevanz in der Kältetechnik zuteil. Durch eine ständige Weiterentwicklung von Rohroberflächen, Verwendung verschiedener Fluide und neuer Einsatzbereiche, ist es wichtig, auch das Verhalten der aktuellen Bedingungen beschreiben zu können. Durch die komplexen Geometrien und deren signifikantem Einfluss auf die Wärmeübertragung werden experimentelle Untersuchungen, hinsichtlich relevanter Parameter wie die Wärmestromdichte oder der Sättigungstemperatur, notwendig [46, 47, 48, 49]. Liegen Strömungen mit Ablösungen an komplexeren Geometrien vor, wie bei umströmten Zylindern oder Kugeln, sind diese nur schwer oder gar nicht exakt physikalisch berechenbar und müssen experimentell ermittelt werden. Derartige Strömungen sind im Behältersieden wiederzufinden. Die experimentellen Erkenntnisse werden in empirische Korrelationen mittels Nusselt-Ansatz $Nu = f(Re, Pr)$ überführt, welche zur Zusammenfassung von Versuchsergebnisse oder zur Vorhersage von Wärmeübergängen verwendet werden [39]. Es können der Literatur eine Vielzahl von Korrelationen entnommen werden. Eine Auswahl dieser Korrelationen für reine Kältemittel ist in Tabelle 2.2 dargestellt. Diese Korrelationen basieren auf einem regressiertem Potenzialansatz, welcher verschiedene Faktoren zur Beschreibung des Wärmeübergangs beinhaltet.

In der Arbeit von van Rooyen et al. [50] wird das GEWA B5H Rohr untersucht, welches ähnlich dem Rohr ist, das in der vorliegenden Arbeit verwendet wird. Hierbei wird der Sättigungstemperatur eine untergeordnete Rolle zugewiesen. Hingegen wirkt sich eine steigende Wärmestromdichte meist negativ auf den Wärmeübergang aus. Zudem sei es nicht möglich, eine einzelne physikalische Größe der Auswirkung auf die Wärmeübertragung zuzuschreiben. Grund sind Zusammenhänge mehrerer gleichzeitig auftretender Effekte. Die Fluide wirken sich signifikant auf die Wärmeübertragung aus. Für die Vorhersage wählt van Rooyen et al. einen rohrspezifischen Vorfaktor sowie Exponenten. Die Basis berücksichtigt ein Verhältnis der Hamaker Konstante nach Lifshitz [59] zur Temperaturdifferenz $T_{\text{Wand}} - T_{\text{sat}}$ sowie ein Verhältnis von Stoffdaten und der Sättigungstemperatur.

Die vorgeschlagene Korrelation für Glattrohre von Cooper [51, 52] berücksichtigt den reduzierten Druck, die molare Masse, die Wärmestromdichte sowie die Oberflächenrauigkeit des Rohres. Stoffdaten des Fluids werden, mit Ausnahme der molaren Masse, nicht berücksichtigt. Cooper entwickelt die Struktur der Korrelation hinsichtlich der Einfachheit auch in Bezug auf die praktische Anwendung.

Die Korrelation von Touhami et al. [53] basiert auf einem erweitertem Nusselt-Ansatz mit $Nu = C \cdot Re^n \cdot Pr^m$, welcher um den reduzierten Druck, das Verhältnis zwischen der

Tabelle 2.2.: Korrelationen zum Blasensieden aus der Literatur

Autor	Korrelation	Fluid
van Rooyen et al. [50]	$Nu = 967 \cdot \left(\left(\frac{8,6 \cdot 10^{-21}}{T_{\text{Wand}} - T_{\text{sat}}} \right)^{1/3} \cdot \frac{(\rho_{\text{liq}} \cdot \Delta H)^{1/3}}{(\lambda_{\text{liq}} \cdot \mu_{\text{liq}})^{0,5} \cdot (T_{\text{sat}} + 273,15)^{1/6}} \right)^{1,06}$	R134a, R1234ze(E), R246fa
Cooper [51, 52]	$\alpha = 1,7 \cdot 55 \cdot p_r^{0,12-0,4343 \cdot \ln(R_a)} \cdot (-0,4343 \cdot \ln(p_r))^{-0,55} \cdot M^{-0,5} \cdot q_{\text{oa}}^{0,67}$	-
Touhami et al. [53]	$Nu = 0,5 \cdot \left(\frac{q_{\text{oa}} \cdot d_{\text{Blase}}}{\mu_{\text{liq}} \cdot \Delta H} \right)^{0,67} \cdot Pr^{0,4} \cdot p_r^{-0,1} \cdot \left(\frac{R_a}{d_{\text{Blase}}} \right)^{0,07} \cdot \left(\frac{\sqrt{\frac{\sigma}{9,81 \cdot \Delta \rho}}}{d_{\text{Rohr}}} \right)^{-0,2}$	Dimethyläther, R134a, R717, R141b, R32
Ribatski et al. [54]	$\alpha = 110 \cdot p_{\text{crit}}^{0,9-0,3p_r^{0,2}} \cdot p_r^{0,45} \cdot [-\log(p_r)]^{-0,8} \cdot R_p^{0,2} \cdot M^{-0,5}$	R11, R12, R113, R22, R134a
Cornwell et al. [55]	$Nu = 9,7 \cdot p_{\text{crit}}^{0,5} \cdot (1,8 \cdot p_r^{0,17} + 4 \cdot p_r^{1,2} + 10 \cdot p_r^{10}) \left(\frac{q_{\text{oa}} \cdot d_{\text{Blase}}}{\mu_{\text{liq}} \cdot \Delta H} \right)^{0,67} \cdot Pr^{0,4}$	Wasser, R11, R113
Rohsenow [56]	$\frac{\alpha \cdot d_{\text{Blase}}}{\lambda_{\text{liq}}} = \frac{1}{0,006} \cdot \left(\frac{q_{\text{oa}} \cdot d_{\text{Blase}}}{\mu_{\text{liq}} \cdot \Delta H} \right)^{1-0,33} \cdot Pr^{0,7}; d_{\text{Blase}} = \sqrt{\frac{\sigma}{9,81 \cdot \Delta \rho}}$	Wasser, Ethanol, Pentan
Stefan et al. [57]	$\frac{\alpha \cdot d_{\text{Blase}}}{\lambda_{\text{liq}}} = 0,0546 \cdot \left(\left(\frac{\rho_g}{\rho_{\text{liq}}} \right)^{0,5} \cdot \left(\frac{q_{\text{oa}} \cdot d_{\text{Blase}}}{\lambda_{\text{liq}} \cdot T_{\text{sat}}} \right)^{0,67} \cdot \left(\frac{\Delta \rho}{\rho_g} \right)^{-4,33} \cdot \left(\frac{\Delta H \cdot d_{\text{Blase}}^2}{a_{\text{liq}}^2} \right)^{0,248}$	Kohlenwasserstoffe
Stefan et al. [57]	$\frac{\alpha \cdot d_{\text{Blase}}}{\lambda_{\text{liq}}} = 207 \cdot \left(\frac{\rho_g}{\rho_{\text{liq}}} \right)^{0,581} \cdot \left(\frac{q_{\text{oa}} \cdot d_{\text{Blase}}}{\lambda_{\text{liq}} \cdot T_{\text{sat}}} \right)^{0,745} \cdot \left(\frac{\mu_{\text{liq}}}{\rho_{\text{liq}} \cdot a_{\text{liq}}} \right)^{0,533}$	Kältemittel
Mostinski [2]	$0,00417 \cdot \alpha_{\text{Bündel}} = q_{\text{oa}}^{0,7} \cdot p_c^{0,69} \cdot (1,8p_r^{1,7} + 4 \cdot p_r^{1,2} + 10)$	verschiedene Fluide
Robinson [2, 58]	$\alpha = 30944 \cdot q_{\text{oa}}^{-0,042} \cdot (1,41 - 2,66 \cdot p_r) \cdot (1,15 - 2 \cdot (0,4 - \epsilon)^2)$	R134a, R507A, R410A

Oberflächenrauigkeit und des Durchmesser sowie eine dimensionslose Kennzahl, welche die Oberflächenspannung und die Dichten von Flüssigkeit und Dampf berücksichtigt. Weiterhin wird auf den Einfluss von Rohrdurchmessern auf die Wärmeübertragung eingegangen. Hierbei wirkt sich ein kleiner Durchmesser positiv auf die Wärmeübertragung aus und kann mit dem Zusammenhang $\alpha \propto d^{-0,2}$ beschrieben werden.

Ribatski et al. [54] untersuchen Edelstahl-, Stahl- und Kupferrohre mit unterschiedlichen Rauigkeiten von $0,02\,\mu\text{m}$ bis $3,3\,\mu\text{m}$ mit verschiedenen Kältemitteln und reduzierten Drücken von 0,008 bis 0,26. Als generelle Aussage benennen Ribatski et al., dass mit Kältemitteln, welche höhere Drücke aufweisen, größere k-Werte gemessen werden. Deren publizierte Korrelation berücksichtigt Größen wie die Wärmestromdichte, den reduzierten Druck, die Oberflächenbeschaffenheit und die Molare Masse. Für die untersuchten Werkstoffe werden entsprechende Faktoren angegeben.

Auch Cornwell et al. [55] greifen zur Vorhersage der experimentellen Daten auf einen Nusselt-Ansatz zurück. Dieser beinhaltet neben der Reynolds-Zahl für das Blasensieden mit dem Rohrdurchmesser die Prandtl-Zahl sowie eine Funktion des reduzierten Drucks nach Mostinski [2]. Zudem wird der kritische Druck sowie ein Vorfaktor verwendet. Neben der Korrelation wird der gemessene k-Wert um den Umfang des Rohres ermittelt. Die Wärmeübertragung an der Rohrunterseite ist geringer als auf der Rohroberseite. Am meisten Wärme wird an den Seiten übertragen. Dies wird auf die größere Blasengeschwindigkeit und die höhere Turbulenz des Fluids zurückgeführt.

Rohsenow [56] publiziert 1952 eine Nusselt-Korrelation mit einem Vorfaktor abhängig vom Sekundärfluid und Rohrmaterial (Kupfer - Wasser = 0,006) wie der Reynolds-Zahl für das Blasensieden mit dem Blasendurchmesser und der Prandtl-Zahl. Als Durchmesser in der Nusselt-Zahl wird der Blasendurchmesser d_{Blase} anstatt des Rohrdurchmessers dargestellt.

Stefan et al. [57] entwickeln für die Stoffgruppen Kältemittel, Kohlenwasserstoffe, kryogene Stoffe und Wasser Korrelationen. Hierbei werden verschiedenste dimensionslose Kennzahlen entwickelt und mit Vorfaktoren und Exponenten gepaart. So werden beispielsweise die Wärmestromdichte, Sättigungstemperatur und weitere Stoffdaten in dimensionslosen Verhältnissen verwendet.

Die Korrelation nach Mostinski [2] berücksichtigt keine Oberflächeneigenschaften und korreliert die Daten mittels der Wärmestromdichte, dem kritischen Druck sowie einer Funktion des reduzierten Drucks, welche auch von Cornwell et al. [55] verwendet wird.

Robinson et al. [2] entwickeln eine erweiterte Korrelation, welche die Korrelation nach Robinson [58] beinhaltet. Die experimentellen Ergebnisse basieren auf den Kältemitteln

R134a, R410A und R507A sowie einem Turbo-BII HP Rohr, welches eine optimierte Rohrstruktur besitzt. Die ursprüngliche Korrelation ist um Funktionen des reduzierten Drucks und dem Blasenanteil im Rohrbündel nach Feenstra et al. [60] erweitert.

2.3.3. Gemischsieden

In Kältekomppressionskreisläufen werden neben Einstoffkältemitteln auch Kältemittelgemische eingesetzt. Diese Kältemittelgemische können aus zwei oder mehreren Fluiden bestehen und weisen ein zeotropes oder nahezu azeotropes Verhalten auf. Da azeotrope Kältemittel sich am azeotropen Punkt ähnlich wie Reinstoffe verhalten, wird im Folgenden auf zeotrope Gemische eingegangen. Beim Verdampfen von zeotropen Gemischen kommt es während des Phasenübergangs zu einer Temperaturänderung, auch Temperaturgleit genannt. Dieser Gleit wird durch den Unterschied der Dampfdrücke der einzelnen Komponenten bei gleichem Druckniveau hervorgerufen. Der Stoff mit einem höheren Dampfdruck beginnt früher zu siedeln, als die Komponente mit einem niedrigeren Dampfdruck und wird als Leichtsieder bezeichnet. Somit kommt es zu einer Konzentrationsänderung der Stoffe in der Dampf- und Flüssigkeitsphase. Während der gesamten Verdampfung der Stoffe ändert sich die Temperatur innerhalb der Siedelinse, wie in Abbildung 2.9 dargestellt.

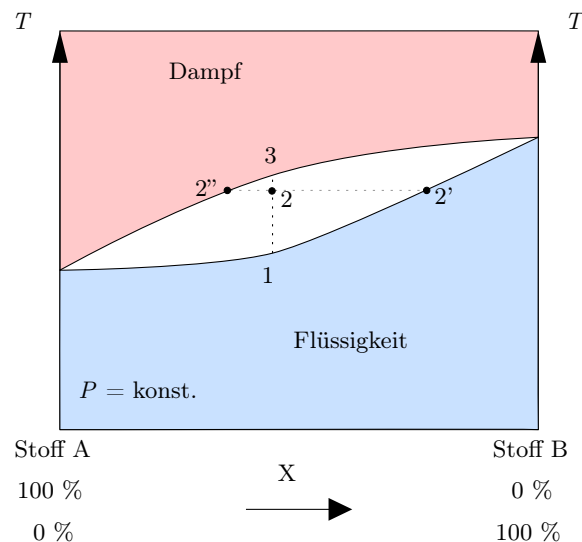


Abbildung 2.9.: Temperaturabhängiges Siedediagramm eines Zweistoffgemischs bei konstantem Druck nach [61]

Der Wärmeübergang beim Sieden von Gemischen ist meist schlechter als der des einzelnen Stoffes. Eine Ausnahme stellen Stoffe dar, welche stark oberflächenaktiv sind [39]. Solche Stoffe verringern die Oberflächenspannung und wirken sich auf die Blasenfrequenz aus (vgl. Gleichung 2.12). Durch die gesteigerte Frequenz wird die Wärmeübertragung verbessert. Ist dies nicht der Fall, wird auf Grund einer höheren benötigten

Wandüberhitzung des Gemischs im Vergleich zum jeweiligen reinen Stoff die Wärmeübertragung schlechter [39].

Ein Gemischsieden liegt nicht nur bei Stoffen vor, bei deren die Dampfdrücke in ähnlichen Größenordnungen liegen, wie es zum Beispiel bei zeotropen Kältemitteln der Fall ist. Es liegt auch dann vor, wenn die Dampfdrücke große Unterschiede aufweisen, wie beispielsweise bei Kältemittel-/Ölgemischen. Hierbei liegt der Dampfdruck des Öls weit unterhalb dem des Kältemittels.

2.3.4. Behältersieden von Kältemittel-/Ölgemischen

Im folgenden Abschnitt werden die Erkenntnisse des Einflusses von Kältemaschinenöl auf das Behältersieden aus der Literatur dargelegt. Hung et al. untersuchen den Wärmeübergang von R134a und R1234ze(E) mit acht unterschiedlichen POE-Ölen an einer ebenen Platte [62]. Für geringe Ölmassenanteile wird eine Steigerung des Wärmeübergangs und eine Verringerung des Blasendurchmessers verzeichnet. Hin zu größeren Ölmassenanteilen sinkt der Wärmeübergang signifikant. Die Einflüsse des Öls wirken sich auf R134a stärker aus als auf R1234ze(E). Der Ölmassenanteil wirkt sich negativ auf die Wartezeit bis zur Blasenentstehung und die Abreißphase der Blase aus, hingegen positiv auf das Blasenwachstum [63]. Ebenfalls postuliert Kedzierski einen positiven Effekt von viskoserem Öl und geringerem Ölmassenanteil an einem strukturierten Rohr [64]. Jensen und Jackman stellen einen negativen Effekt fest und führen diesen auf eine Diffusion in einer ölrreichen Schicht um die Dampfblase herum zurück. Größere Ölmassenanteile und höhere Viskositäten des Öls wirken sich negativ auf den Wärmeübergang aus [65]. Untersuchungen von Kumar et al. zu R134a und POE-Öl an einem Glattrohr zeigen eine Steigerung des Wärmeübergangs für mittlere Ölmassenkonzentrationen von 3 bis 5 %, sowohl für Öle mittlerer als auch höherer Viskositätsklassen. Weiterhin wird der Einfluss des Öls mit steigender Wärmestromdichte bis zu einem mittleren Bereich intensiviert [66]. Weitere Untersuchungen von Kumar et al. an einem berippten GEWA B5H-Rohr zeigen einen Zusammenhang zwischen der Ölmassenkonzentration und der Sättigungstemperatur und dessen Einfluss auf den Wärmeübergang. Der Blasenabreißdurchmesser wird infolge des Öls reduziert, jedoch die Anzahl an aktiven Keimstellen erhöht. Allgemeine Zusammenhänge für reine Kältemittel, wie der positive Einfluss einer höheren Sättigungstemperatur und Wärmestromdichte, werden ebenfalls benannt [67]. Eine Verbesserung des Wärmeübergangs durch Öl kann durch dessen Einfluss auf die Oberflächenspannung erreicht werden. Beinhaltet das Öl oberflächenaktive Komponenten und die Oberflächenspannung des Gemischs ist niedriger als die des reinen Kältemittels, können für niedrige Ölmassenkonzentrationen Steigerungen des Wärmeübergangs erreicht werden [68].

Untersuchungen von Chien et al. [69] an einem Rippenrohr und einem R245fa/-Ölgemisch zeigen eine Steigerung der Wärmeübertragungskoeffizienten mit zunehmender Ölkonzentration. Auch Mohrlok [70] stellt Steigerungen des Wärmeübergangs mit

einem niederviskosem POE Öl an einem berippten GEWA B Rohr bei geringen Ölmasseanteilen fest. Hingegen stellen Zheng et al. [71] in einem überfluteten Verdampfer sowohl eine Steigerung als auch eine Reduktion der Wärmeübertragung mit R717 und einem PAG-Öl fest. Spindler und Hahne [72] untersuchen den Einfluss von SE55 und SE170 an einem sandgestrahlten und einem berippten Rohr. Der Einfluss des Öls wird allgemein als negativ benannt. Eine Ausnahme stellt das sandgestrahlte Rohr mit einem niederviskosen Öl dar. Neben der Oberflächenstruktur als Einflussparameter werden die Blasengröße, der Blasenabrissschwermetall, die Anzahl aktiver Keimstellen und Stoffgrößen wie die Dichte, Viskosität, Oberflächenspannung sowie Parameter wie die effektive Ölkonzentration, Sättigungstemperatur und der Wärmestrom beschrieben. Kim et al. [73] untersuchen berippte Rohre mit unterschiedlichen Porengrößen in der Oberfläche sowie ein Glattrohr. Die verwendeten Arbeitsstoffe sind R123 und ein niederviskoses Mineralöl. Der Einfluss von Öl wirkt sich auf berippte Rohrgeometrien im Vergleich zu Glattrohren stärker aus. Es können folgende Ergebnisse festgehalten werden: Je größer die Porengröße, desto geringer die Reduktion des Wärmedurchgangs infolge des Öls. Die mittlere Porengröße weist den höchsten Wärmedurchgangskoeffizienten auf. Shah et al. [74] untersuchen unter anderem das Kältemittel R134a mit einem niederviskosem POE Öl auf einer glatten und berippten Oberfläche und stellen einen negativen Einfluss des Öls fest. Zudem untersuchen Shah et al. blasenspezifische Parameter wie den Blasenabreißschwermetall, die Blasenfrequenz sowie die Keimstellendichte, die allesamt mit zunehmender Ölkonzentration abnehmen.

Ein weiterer Effekt, der durch das Sieden des Kältemittels aus dem Gemisch kommen kann, ist eine Schaumbildung an der Grenzfläche zwischen Flüssigkeit und Dampf. Die Schaumbildung tritt bei geringen Ölmasseanteilen auf und wird durch Steigerung der Ölkonzentration verstärkt. Hin zu höheren Temperaturen nimmt die Schaumbildung ab [75]. Eine Schaumbildung verringert den Wärmeübergang in einem Rohrbündel [76]. Generell wird empfohlen, den Ölmasseanteil im Verdampfer so gering wie möglich zu halten, da sich dieser meist negativ auf die Wärmeübertragung auswirkt und somit auch auf die gesamtheitliche Effizienz des Kreislaufs [77, 78, 79, 80]. Aus der dargelegten Literatur geht hervor, dass der Einfluss von Öl auf die Wärmeübertragung abhängig von Viskosität, Kältemittel, Öl oder Oberflächenbeschaffenheit des Rohres meist negativ, unter gewissen Bedingungen auch positiv sein kann. Wang et al. [81] beschreibt die Literatur als verwirrend und inkonsistent. Durch die ständige Weiterentwicklung der verwendeten Rohroberflächen, der Kältemaschinenöle und der Reglementierung herkömmlicher Kältemittel sind Untersuchungen von Öleinflüssen mit aktuellen Kältemitteln sowie aktuellen Rohrgenerationen, mit neuen Oberflächengeometrien, notwendig. Um überflutete Verdampfer korrekt auslegen zu können, ist es notwendig, die gewonnenen Erkenntnisse in Vorhersagemethoden zu transferieren, um Fehlinterpretationen einer Kälteanlage zu vermeiden. Um diesen Einfluss prädiktiv vorherzusagen, sind Vorhersagemethoden, meinst basierend auf empirische Gleichungen, in der Literatur zu finden. In Tabelle 2.3 werden drei solcher Korrelationen aufgeführt, welche im Folgenden der

Arbeit in Ihrer Vorhersagegenauigkeit und Anpassungsfähigkeit überprüft werden.

Tabelle 2.3.: Korrelationen zum Blasensieden von Kältemittel-/ölgemischen aus der Literatur

Autor	Korrelation	Fluid
Chongrungreong et al. [82]	$\alpha = 0,05253 \left(\frac{q_{oa} \cdot d_{Rohr}}{\Delta H} \right)^{0,569} \cdot P_r^{0,395} \cdot P^{1,695} \cdot \left(\frac{d_{Rohr}}{0,01588} \right)^{-0,444} \cdot \left(\frac{\phi_{KM} \cdot \rho_{liq}}{\rho_g} \right)^{1,579}$	R11, R12, R13, R21, R22, R123, R114, R717
Ivanov [83]	$\alpha = 0,22 \cdot 10^{6,3 \cdot w_{Öl}} + 10^{6,3 \cdot w_{Öl}} \cdot 26 w_{Öl}^2 \cdot 1,0197 \cdot P_{sat} \cdot q_{oa}^{0,75-2 \cdot w_{Öl}}$	Freon12
Jensen et al. [65]	$\alpha = \alpha_{KM} \cdot \exp^{-4,095 \cdot C_{eff} - 55,11 \cdot C_{eff}^2}$ mit $\alpha_{KM} = 0,00122 \cdot \left(\frac{\lambda_{KM}^{0,79} \cdot c_{p,KM}^{0,45} \cdot \rho_{liq}^{0,49}}{\sigma_{KM}^{0,5} \cdot \mu_{KM}^{0,29} \cdot \Delta H_{KM}^{0,24} \cdot \rho_g^{0,24}} \right) \cdot (T_{Wand} - T_{sat})^{0,24} \cdot \left(\frac{P_{sat,(T_{Wand})}}{P_{sat,(T_{sat})}} \right)^{0,75}$ und $C_{eff} = w_{Öl}(1 + 0,0317 \cdot (T_{Wand} - T_{sat})^{0,753})$	R113

2.4. Strömungssieden

Neben der überfluteten Verdampfung, mittels des Blasensiedens, können Rohrbündelwärmeübertrager auch als strömungssiedende Verdampfer betrieben werden. Hierbei verdampft das Kältemittel innerhalb der Rohre und das Sekundärfluid umströmt die Wärmeübertragerrohre im Mantelraum.

2.4.1. Allgemeine Zusammenhänge beim Strömungssieden

Durch die Verdampfung des Kältemittels innerhalb des Rohres und dem zugleich geförderten Kältemittelmassenstrom in das Rohr ergibt sich eine Strömung. Während der Durchströmung verdampft das Kältemittel und wirkt sich, aufgrund der zwei Phasen, auf die Art der Strömung aus [84]. Eine Übersicht der Strömungsformen in horizontalen Rohren wird in Abbildung 2.10 bei moderaten Massenstromdichten gezeigt. Weiterhin wird der Wärmeübergang des Strömungssiedens bei einer niedrigen Wärmestromdichte durch α_K dargestellt. Der Wärmeübergang α_B gilt für höhere Wärmestromdichten.

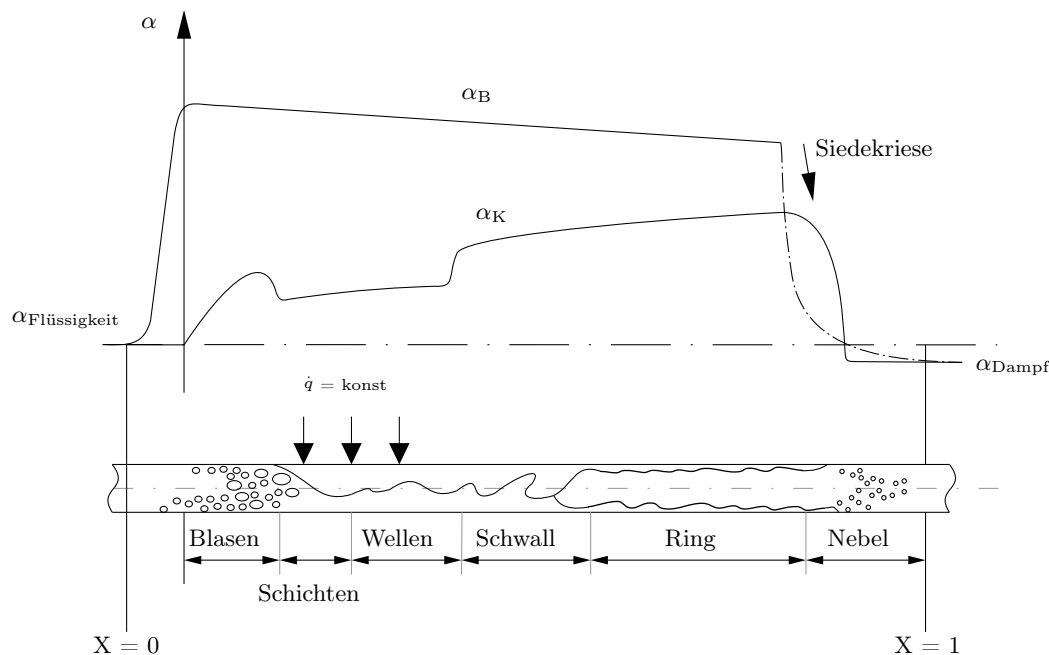


Abbildung 2.10.: Schematische Strömungsformen und Wärmeübergangskoeffizienten in einem horizontalen Rohr nach [85]

Zunächst wird der Wärmeübergang bei niedrigeren Wärmestromdichten betrachtet. Bei niedrigem Dampfgehalt und ausreichend hoher Wandüberhitzung entstehen Blasen an der Rohrrinnenwand, wobei der Wärmeübergang verbessert wird. Durch den steigenden Dampfanteil innerhalb des Rohres ändert sich die Strömung zu einer Schichten- und Wellenströmung. Diese Strömungsformen wirken sich auf Grund schlechterer Benetzung der Rohrrinnenwand auf der Rohroberseite negativ auf den Wärmeübergang aus. Durch die nachfolgende Schwall- und Ringströmung wird die Benetzung des Rohres deutlich verbessert. Dies wird durch den gesteigerten Dampfgehalt und somit der größeren Strömungsgeschwindigkeit infolge des höheren Volumenstroms erreicht. Somit sind diese Strömungsformen stark von der vorliegenden Massenstromdichte abhängig [86]. Ist das Fluid nahezu vollständig verdampft, kommt es zu einer Austrocknung der Rohrrinnenwand und der Wärmeübergang fällt ab. Eine große Abhängigkeit des Wärmeübergangs zur vorliegenden Strömungsform ist zu erkennen [86].

Liegt eine größere Wärmestromdichte vor, ergibt sich während des Blasensiedens im vorderen Teil des Rohres eine deutliche Steigerung des Wärmeübergangs. Diese nimmt durch die folgenden Strömungsformen leicht ab, bis es schließlich zur Siedekrise kommt [87]. Dabei fällt der Wärmeübergangskoeffizient stark ab. Das Strömungssieden und das Auftreten der Siedekrise hängt von der vorliegenden Strömungsform und der Ausrichtung des Rohres ab. Hier kann zwischen vertikalen, horizontalen und geneigten Ausrichtungen unterschieden werden [88]. Dessen Einfluss hin zu hohen Massenstromdichten vernachlässigbar wird und mit einem Modell nach Wallis abgeschätzt werden kann [87].

Um den Wärmeübergang des Strömungssiedens zu verbessern, kann die Rohrrinnenseite mit einer Porosität oder Struktur, beispielsweise mit einer Helixstruktur, versehen werden. Eine Modifikation der Oberfläche wirkt sich signifikant auf die Steigerung des Wärmeübergangs aus [89, 90, 91, 92, 93]. Der positive Effekt einer Strukturierung ist auf die Vergrößerung der Wärmeübertragungsfläche sowie auf die gesteigerte Turbulenz im Rohr zurückzuführen. Letztere wirkt sich positiv auf die Benetzung aus. Somit wird der Einfluss der Strukturierung bei geringeren Massenstromdichten sowie kleinen Dampfmassenanteilen verstärkt [89, 91].

Mit steigender Massenstromdichte wird der Wärmeübergang verbessert. Steigt der Dampfmassenanteil, ist der Einfluss der Massenstromdichte auf den Wärmeübergang reziprok [91, 88, 94, 95, 96]. Weiterhin wirkt sich eine höhere Wärmestromdichte, wie die Massenstromdichte, positiv auf den Wärmeübergang aus. Dieser Einfluss ist bei Glattrohren weniger stark ausgeprägt als bei innenstrukturierten Rohren.

Hingegen wirken sich geringere Sättigungstemperaturen positiv auf den Wärmeübergang aus. Dies wird nach Vidhyarthi et al. [91, 97] auf die Änderungen der Wärmeleitfähigkeit zurückgeführt. Untersuchungen von Zhao et al. [94] mit Propan und R600a zum Einfluss der Sättigungstemperatur zeigen jedoch einen konträren Verlauf in Bezug auf den Wärmeübergang. Hier wirkt sich eine größere Sättigungstemperatur leicht positiv aus. Dies wird auf die Änderung der Verdampfungsenthalpie und der Oberflächenspannung und deren Einfluss auf das Blasenwachstum zurückgeführt. Weitere Untersuchungen an einem Glattrohr zeigen, dass der Einfluss der Sättigungstemperatur von der Wärmestromdichte und der Massenstromdichte abhängig ist. Bei niedrigen Massenstrom- und Wärmestromdichten wird ein positiver Effekt festgestellt. Bei steigender Massenstromdichte nimmt dieser ab. Bei zunehmender Wärmestromdichte wird der positive Effekt der Sättigungstemperatur in ein negatives Verhalten umgekehrt [98]. Quibén et al. [99] stellen in den Untersuchungen fest, dass abgeflachte Wärmeübertragerröhrchen mit kleinerem äquivalenten Durchmesser höhere Wärmeübergänge aufweisen. Dies wird auf eine bessere konvektive Wärmeübertragung in kleineren Rohrgeometrien aufgrund einer besseren Rohrbenetzung zurückgeführt.

2.4.2. Öleinfluss auf das Strömungssieden

Neben den Einflussgrößen von Massen- und Wärmestromdichte, Dampfmassenanteil oder Sättigungstemperatur, spielt der Einfluss von Öl durch die Ölkonzentration und Ölrückhaltung im Rohr eine signifikante Rolle [100]. Eine konsistente Aussage, ob der Einfluss von Öl positiv oder negativ ist, kann nicht getroffen werden [101]. Wang et al. [81] beschreiben den Einfluss des Öls als nicht schlüssig. Wenn eine Verbesserung der Wärmeübertragung vorliegt, ist dies bei niedrigen bis mittleren Dampfmassenanteilen zu beobachten. Hin zu größeren Dampfanteilen ist durch die Aufkonzentrierung des Öls in der Flüssigphase meist ein negativer Einfluss zu sehen. An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass das Öl neben dem Einfluss auf die Wärmeübertragung oder

Gesamteffizienz der Kälteanlage auch einen negativen Einfluss auf den Druckverlust mit sich bringt [102, 103, 104]. Weiterhin sollte berücksichtigt werden, dass Strömungssieden einen Teil der Wärmeübertragung im Verdampfer darstellt. Hinzu kommt eine benötigte Überhitzung des Kältemittels für einen sicheren Betrieb der Kälteanlage. Hierzu sind Untersuchungen notwendig, die sowohl die Verdampfung als auch die Überhitzung im Verdampfer unter dem Einfluss von Öl berücksichtigen.

Tabelle 2.4.: Literatur zum Strömungssieden von Kältemittel-/Ölgemischen

Autor	Kältemittel / Öl	Rohrtyp / - durchmesser	Ergebnisse
Momenifar et al. [105]	R600a / Naphthen- öl	Glattrohr 8,7 mm	Für geringe Dampfmassenanteile steigt der Wärmeübergang mit Öl, bei höheren Anteilen fällt dieser ab
Li et.al [106]	R290 / Mineralöl NM100P	Glattrohr / 4 mm, 6 mm, 8 mm	Ein geringer Rohrdurchmesser ist positiv für die Wärmeübertragung; Wärmeübergänge von Kältemittel-/Ölgemischen sind deutlich geringer im Vergleich zu reinen Kältemitteln
Guo et.al [107]	R447A / Mineralöl NM100P	Glattrohr / 10 mm	Mit zunehmender Dampfqualität wird die Benetzung durch das Öl verbessert bis das Öl in der Flüssigphase dominiert, dann wird ein negativer Effekt messbar.
Hambraeus [108]	R134a / Esteröle	Glattrohr / -	Ein niederviskoses Öl kann bei geringen Massenströmen einen positiven Effekt auf die Wärmeübertragung mit sich bringen. Es werden positive als auch negative Einflüsse erkannt.
Gao et al. [109]	R717 / PAG	Glattrohr / 8 mm	Grundsätzlicher negativer Einfluss von Öl auf die Wärmeübertragung; Bei steigendem Dampfmassenanteil steigt der negative Einfluss.
Hu [110]	R410A / Esteröl	Glattrohr / 7 mm	Für niedrige und mittlere Dampfqualitäten wird die Wärmeübertragung mit einem Ölmassenanteil von 2 - 4 % verbessert.
Dang et al. [103]	R744 /	Glattrohr / 2 mm - 6 mm	Generellere Reduktion des Wärmeübergangs durch Öl. Ein kleiner Durchmesser ist für den Wärmeübergang vorteilhaft.
Han et al. [104]	R161 / POE	Beripptes Rohr / 7 mm	Steigerung des Wärmeübergangs bei geringen Dampfqualitäten. Negativer Einfluss für hohe Dampfmassenanteile.

2.5. Kondensation

Kommt gesättigter Dampf mit einer Oberfläche in Kontakt, die eine geringere Temperatur als der Dampf aufweist, geht der Dampf vom gasförmigen in den flüssigen Aggregatzustand über. In vielen technischen Anwendungen findet die Kondensation an festen Flächen statt [111]. Im Falle eines Rohrbündelverflüssigers ist dies das Wärmeübertragerrohr. Die Kondensation findet zunächst an Kondensationskeimen statt, die den Ausgangspunkt zur Flüssigkeitsbildung darstellen. Hierbei wird von einer Tropfenkondensation [112] gesprochen. Wird mehr Dampf kondensiert, gibt es keinen direkten Kontakt mit der Kondensationsstelle an der Wand und der Dampf kondensiert an der Flüssigkeitsoberfläche. Es wird von einer Filmkondensation gesprochen [111]. In Abbildung 2.11 a) wird der entstehende Flüssigkeitsfilm am Umfang eines Rohres veranschaulicht. Die Filmdicke γ wächst mit zunehmendem Winkel β , bis der Tropfen auf Grund der Gravitation nach unten fällt. Die Größe des Tropfens ist von spezifischen Stoffdaten wie der Dichtedifferenz, der Oberflächenspannung und der Flüssigkeitsviskosität abhängig [2, 113]. Zur Berechnung der Turbulenz wird eine angepasste Reynolds-Zahl [114] wie folgt verwendet:

$$Re_{\text{Film}} = \frac{\dot{m}_{\text{KM}}}{\pi \cdot d_{\text{Rohr}} \cdot n_{\text{Rohr}} \cdot \mu_{\text{KM}}} \quad (2.14)$$

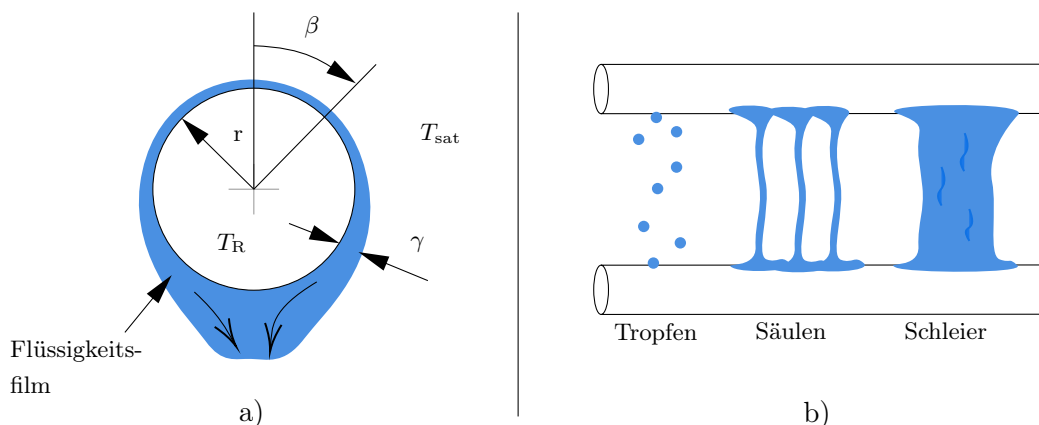


Abbildung 2.11.: a) Modell der Filmkondensation um ein Rohr nach [115, 2] b) Abfließverhalten des Kondensats zwischen untereinander liegenden Rohrreihen nach [2]

Wird nicht der Umfang des Rohres sondern die Länge betrachtet, wird in der Art und Weise des Abfließverhaltens des Kondensats unterschieden. Hierbei entsteht eine Interaktion zwischen den übereinanderliegenden Rohre. Bei kleineren Massenstromdichten fließt das kondensierte Fluid tropfenförmig auf die darunterliegende Rohrreihe. Wird die Massenstromdichte erhöht, kommt es zu einer säulenartigen Ausbildung des Kondensatabflusses, welche sich durch weitere Steigerung der Massenstromdichte bis zu

flächigen Schleiern ausbilden. Diese Effekte beeinflussen die Wärmeübertragung und treten in Abhängigkeit der erwähnten Massenstromdichte sowie der Position des betrachteten Rohrs im Rohrbündel auf.

In Folge des zunehmenden Kondensats wird die Wärmeübertragung verschlechtert, da es durch die Filmbildung zu einem zusätzlichen Wärmewiderstand kommt [116, 117]. Dem kann durch eine Berippung des Rohres entgegengewirkt werden [118]. Jedoch wird durch die Rippenstruktur und Kapillareffekte Kondensat am Rohr zurückgehalten. Hierbei wirkt sich die Anzahl der untereinanderliegenden Rohre sowie der Abstand zwischen den Rippen stark auf die Wärmeübertragung aus [119, 120, 121]. Der Inundationseffekt, also das Abtropfverhalten, wirkt sich bei Rohren mit komplexerer Geometrie stärker aus als bei Rohren ohne Struktur [122]. Zur Reduktion des Inundationseffekts und die allgemeine Verbesserung der Kältemittelströmung werden häufig Umlenkbleche auf der Mantelseite eingesetzt, um die latente und sensible Wärmeübertragung zu steigern [123]. An dieser Stelle sei erwähnt, dass sich durch das Betreiben einer Kältekompressionsanlage Gase sammeln können, die bei den vorliegenden Druck- und Temperaturniveaus nicht kondensieren. Diese Gase nehmen einen negativen Einfluss auf die Wärmeübertragung [124].

Untersuchungen zum Einfluss von Öl auf die Kondensation fokussieren meist den Einfluss innerhalb der Rohre. Die Untersuchungen zeigen eine negative Auswirkung auf die Kondensation innerhalb der Rohre, welche mit zunehmender Ölkonzentration zunimmt [81]. Williams und Sauer [125] untersuchen den Einfluss von Ölen mit einer Viskositätsklasse von $150 \text{ mm}^2/\text{s}$ und $500 \text{ mm}^2/\text{s}$ zusammen mit dem Kältemittel R11. Hierbei wird ein negativer Einfluss mit Glattrohren bei Ölmassenanteilen über 6 % festgestellt. Der Einfluss des Öls auf die Kondensation an der Rohraußenseite wird von Cavallini et al. [126] als gering vermutet. Jedoch empfehlen Cavallini et al. diesbezüglich Untersuchungen. Weiterhin beeinflusst das Vorhandensein des Öls neben der Wärmeübertragung auch den Druckverlust meist negativ [127].

In der Literatur wird die Kondensation häufig als solche betrachtet. Jedoch liegt in einem Kältekompressionskreislauf die Kondensation nicht separiert im Wärmeübertrager vor. In dem selben Apparat wird das Kältemittel enthitzt und nach der Kondensation unterkühlt. In der vorliegenden Arbeit soll der Einfluss des Öls auf den Verflüssiger als gesamtheitliches System betrachtet werden.

2.6. Künstliche neuronale Netze

Als Alternative zu korrelationsbasierten Vorhersagemethoden sollen die experimentell ermittelten Daten mit Hilfe eines neuronalen Netzes vorhergesagt werden. Sind die Netze tief und beinhalten eine Vielzahl von Parametern, wird von Deep Learning gesprochen. Letzteres kann als Teil des maschinellen Lernens angesehen werden, welches eine hohe Flexibilität und Leistung erreichen kann. Das maschinelle Lernen (oder machine learning) kann wiederum als Verfahren angesehen werden, welches durch Computersys-

teme mit Daten und Erfahrungen, anpassen kann [128, 129]. Verbreitete Anwendung findet Deep Learning beispielsweise in der automatischen Sprach- und Bilderkennung oder der Entwicklung von Medikamenten bzw. Bioinformatik [130, 131, 132]. Neuronale Netze gewinnen in technischen Anwendungen zunehmend an Bedeutung [133]. Vor allem in Bereichen der Sprach- und Objekterkennung sind konventionelle maschine learning Methoden, dem Deep Learning meist unterlegen [134]. Im Bereich der Wärmeübertragung und der Auslegung von Wärmeübertragern werden Neuronale Netze eingesetzt. So können Wärmeübertrager ausgelegt oder Wärmeübergänge vorausgesagt werden [135, 136, 137, 138]. Als Vorbild für neuronale Netze dient hierbei das biologische Gehirn [139]. Jedes neuronale Netz, unabhängig von biologischer oder künstlicher Herkunft, basiert auf der Verarbeitung von zuvor erhaltenen Informationen sowie einer Reaktion (Ausgabe) darauf. Das Netz ist dabei in der Lage, während der Verarbeitung die enthaltenen Parametern anzupassen [140]. Das Neuron, das auch als Einheit bzw. Knoten benannt wird, stellt den Hauptbestandteil eines neuronalen Netzes dar. Diese Neuronen können in unterschiedliche Arten eingeteilt werden, welche durch ihre Anordnung definiert sind. So gibt es Eingabe-, verborgene und Ausgabeschichten (auch layer genannt). Eingabeschichten sind Neuronen, die Informationen von außen erhalten. Hingegen geben die Ausgabeschichten die verarbeiteten Informationen als Zahlenwert aus. Verborgene Schichten befinden sich zwischen den bereits genannten Units [140]. Anders ausgedrückt kann zwischen einer Eingabeschicht, einer verborgenen Schicht und einer Ausgabeschicht unterschieden werden. Ein vereinfachter Aufbau wird in Abbildung 2.12 gezeigt. Wie dargestellt, kann die verborgene Schicht aus mehreren Schichten mit einer unterschiedlicher Anzahl von Neuronen bestehen.

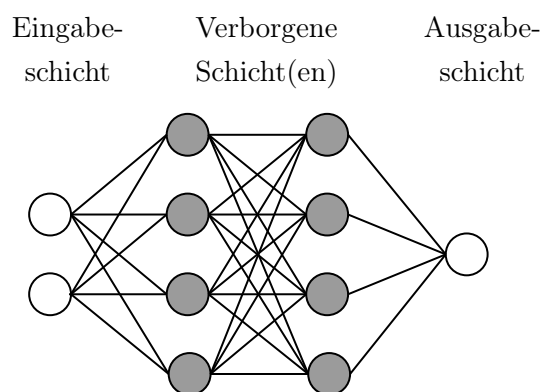


Abbildung 2.12.: Beispielhafter Aufbau eines Neuronalen Netzes

Jedes Neuron empfängt nach der Gewichtung von ankommenden Informationen einen Wert, welcher abhängig von der Aktivierungsfunktion weitergeleitet wird oder nicht. Je größer diese Werte sind, umso stärker wirken sich diese auf das nachfolgende Neuron aus. Letzteres kann mehrere solcher Informationen erhalten und verarbeiten [140]. Häufig wird eine Linearkombination verwendet, bei welcher jeder Summand aus Input

des vorausgegangenen Neurons und Gewicht w aufaddiert wird und somit folgendem mathematischem Ausdruck entspricht:

$$Input_i = \sum_j a_j \cdot w_{ij} + b. \quad (2.15)$$

Der Parameter b steht für den Bias, welcher es dem Netz ermöglicht, auch Entscheidungen zu treffen, welche nicht direkt aus den Ursprungsdaten hervor gehen. Hierbei entspricht der Index i dem des empfangenden und j dem des sendenden Neurons. Bevor der berechnete Netzininput an das nachfolgende Neuron gesendet wird, wird mit einer Aktivierungsfunktion ein Aktivitätslevel zugeordnet. Hierbei gibt es verschiedene Aktivierungsfunktionen f_{AF} wie beispielsweise die lineare Aktivierungsfunktion mit und ohne Schwelle sowie binäre, sigmoide oder normalverteilte Aktivierungsfunktionen [140, 141]. Also kann der Ausgang des Neurons wie folgt beschrieben werden:

$$Output_i = f_{AF} \left(\sum_j a_j \cdot w_{ij} + b \right). \quad (2.16)$$

Der Ablauf des Informationsflusses, welcher an einem Neuron vorliegt, wird in Abbildung 2.13 dargestellt.

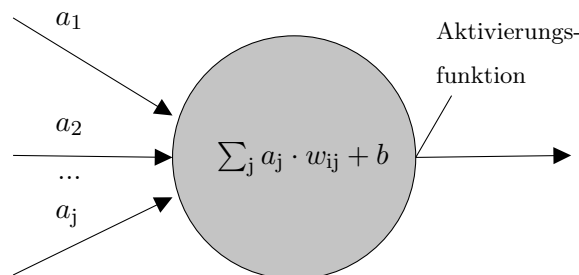


Abbildung 2.13.: Beispielhafter Ablauf von Informationen durch ein Neuron

Ist die Architektur des Netzes und die Auswahl der Funktionen festgelegt, folgt die Trainings- und Testphase. Das Netz wird in der Trainingsphase an gewünschte Bedingungen oder Informationen angelernet, was letztlich die Anpassung der Gewichte w_{ij} bedeutet. Das Vorgehen der Gewichtsangpassung kann verschiedenartig geschehen. Hier sind Verfahren wie das überwachtes, verstärktes oder unbeaufsichtigtes Lernen zu nennen, welche eine Änderung der Gewichte vornehmen [140]. Wird der Output des Netzes mit dem Solloutput verglichen und entsprechend der Abweichung die Gewichte w_{ij} angepasst, wird von einem überwachtem Lernen gesprochen.

Nach der Trainingsphase wird mit Hilfe von Daten der Lernfortschritt des Netzes überprüft. Während der Testphase werden keine Gewichte angepasst. Es können die Daten der Trainingsphase oder Daten, welche nicht zum Trainieren des Netzes verwendet wurden, herangezogen werden [140]. Wird die gewünschte Genauigkeit erreicht, folgt die

Anwendungsphase des Netzes. Als verbreitetes Verfahren zur Bestimmung der Gradienten zur Weiterverarbeitung von Optimieren, ist hier die Backpropagation zu nennen. Hierbei wird jede Anpassung der Gewichte in drei Schritte, den Forward-Pass, die Fehlerbestimmung und den Backward-Pass unterteilt. In dem Forward-Pass werden die Daten durch das Netz und den darin enthaltenen Funktionen berechnet bis hin zu der Ausgabeschicht. Die Abweichung zwischen dem vorgegebenen Ergebnis, welcher vorhergesagt werden soll und dem vom Netz ermittelten Ergebniss wird durch ein Fehlermaß berechnet. Im Backward-Pass werden mit Hilfe eines Optimierungsalgorithmus die Gewichte angepasst. Dieses Vorgehen wird bis zu einer bestimmten Abweichung der Soll- und Istergebnisse wiederholt. Zur Optimierung der Gewichte können verschiedene Algorithmen, wie der Adaptive Moment Estimation Algorithmus (ADAM) oder Stochastic gradient descent (SGD) verwendet werden [142]. Weiterhin sollten die Daten in stark unterschiedlichen Wertebereichen normalisiert werden, um die Lerngeschwindigkeit des Netzes zu erhöhen [143, 144]. An dieser Stelle sei erwähnt, dass Neuronale Netze aufgrund der hohen Anzahl an Modellparametern, den Gewichten, zu einem Overfitting führen können [145]. Goodfellow et al. definiert das Overfitting als eine große Abweichung zwischen Ergebnissen von Test- und Trainingsdaten [134].

3. Experimentelle Durchführung

Zur Untersuchung des Einflusses von Kältemaschinenöl auf die Wärmeübertragung beim Blasensieden wurde ein Prüfstand gebaut, welcher es ermöglicht, ein einzelnes Wärmeübertragerrohr kalorisch zu vermessen. Im Folgenden wird auf den experimentellen Aufbau sowie auf die Durchführung eingegangen. Zur Untersuchung des Einflusses von Öl auf das Strömungssieden und auf die Verflüssigung wird ein Prüfstand verwendet, welcher einen kompletten Kältekomppressionskreislauf beinhaltet.

3.1. Prüfstand und Prüflinge des Blasensiedens

Wird ein Wärmeübertrager in einer Kälteanlage betrieben, wird dieser bei unterschiedlichen Betriebsbedingungen eingesetzt. Die Änderung der Betriebspunkte wirkt sich auf die gesamte Kälteanlage aus. Um die überflutete Verdampfung zu untersuchen, wird ein Prüfstand gebaut, welcher auf der natürlichen Konvektion beruht. Hierbei verdampft und kondensiert das Kältemittel auf demselben Druckniveau. In Abbildung 3.1 wird ein Rohr- und Instrumentenfließschema des Prüfstands für die überflutete Verdampfung gezeigt. Der Prüfstand besteht aus dem Prüfling (1), welcher ein beripptes GEWA-B6H [146] als Verdampferrohr (siehe im Anhang Produktspezifikation Abbildung A.4) und ein beripptes GEWA-C6H [147] als Verflüssigerrohr (siehe im Anhang Produktspezifikation Abbildung A.6) der Firma Wieland mit einer Länge von 1300 mm enthält. Anstelle des GEWA B6H Rohes wird zudem ein niederberipptes GEWA K [148] Rohr (siehe im Anhang Produktspezifikation Abbildung A.5 im Anhang) als Verdampferrohr verwendet. Der Verdampfer und Verflüssiger sind als Doppelrohrwärmeübertrager ausgeführt, welche über zwei Steigleitungen kältemittelseitig miteinander verbunden sind. Zur Beobachtung des Behältersiedens und der Kondensation befinden sich mehrere Schaugläser im Prüfling. Ein CAD-Modell des Prüflings wird im Anhang in Abbildung 3.2 gezeigt. Zur Verdampfung und Kondensation des Kältemittels wird ein Wasser bzw. Wasser-/Glykolkreislauf als Wärmequelle bzw. Wärmesenke verwendet. Die Wasserkreisläufe selbst sind mit einer frequenzgeregelten Pumpe (2), einem Dreiwegemischventil mit Stellmotor (3) und einem Wärmeübertrager (4) für externe Wärmequellen oder -senken ausgeführt. Die Wassereintrittstemperaturen in den Prüfling werden mittels PID-Regler geregelt. Der in rot dargestellte Kreislauf stellt die Wärmequelle dar und wird als Verdampferkreislauf bezeichnet. Der blau ausgeführte Kreislauf dient als Wärmesenke und wird als Verflüssigerkreislauf bezeichnet. Das Sekundärfluid strömt sowohl im Verdampfer als auch im Verflüssiger auf der Rohrrinnen-

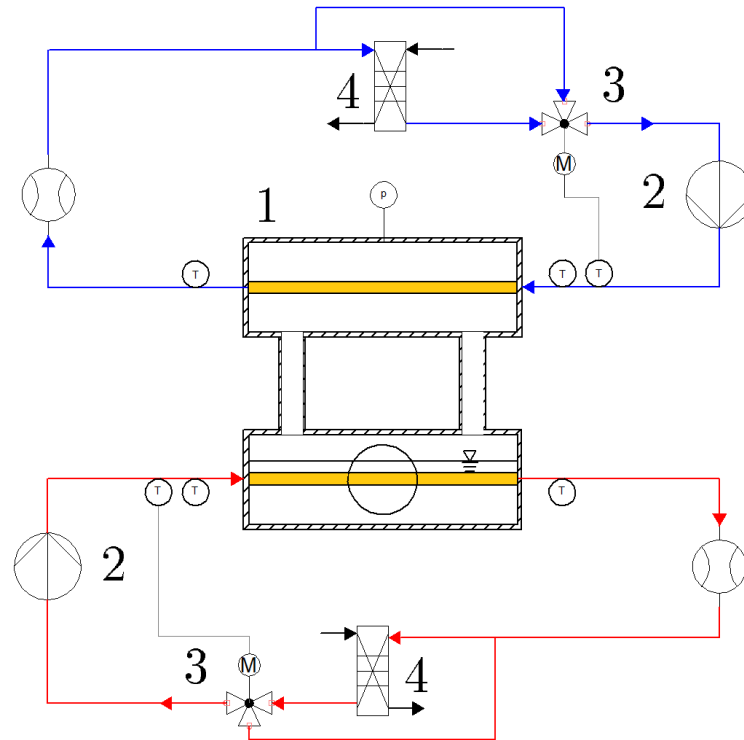


Abbildung 3.1.: Rohr und Instrumentendiagramm des Prüfstands HEXTube zur kalorischen Einzelrohrvermessung; die Wärmeübertragerrohre sind in gelb dargestellt

seite. Die Strömungsgeschwindigkeit v_W wird durch die Pumpenfrequenz gesteuert und soll laut Rohrerhersteller nicht eine Geschwindigkeit von 2,5 m/s überschreiten. Die Eintrittstemperatur des Sekundärfluids in den Verdampfer/Verflüssiger wird durch einen Regler eingestellt und ist abhängig vom Betriebspunkt. Soll die Wärmestromdichte $\dot{q}_{oa}$ angepasst werden, wird die Spreizung der Wassertemperaturen der Kreisläufe geändert. Die Sättigungstemperatur des Kältemittels wird durch das Ändern der Temperaturniveaus angepasst. Somit erlaubt das Prüfstandskonzept die Größen der Wärmestromdichte, Sättigungstemperatur des Kältemittels sowie die Strömungsgeschwindigkeit des Sekundärfluids separat voneinander zu untersuchen.

3.1.1. Messmittel und Messgenauigkeiten

Zur kalorischen Bewertung werden die Wasserein- und Wasseraustrittstemperatur, der Wasservolumenstrom sowie der Sättigungsdruck gemessen. Die Messgrößen werden mit Hilfe eines Messwerterfassungssystems ermittelt, dargestellt und aufgezeichnet. Die Temperaturen werden mit zueinander gepaarten PT100 Sensoren gemessen. Der Wasservolumenstrom wird mit einem Durchflussmesser OPTIFLUX 2100 der Firma Krohne und der statische Druck mit einem piezoresistiven Sensor gemessen. Weiterhin wird der wasserseitige Differenzdruck über das strukturierte Wärmeübertragerrohr gemessen sowie der statische Druck in den Wasserkreisläufen und auf 2 bar(a) eingestellt.

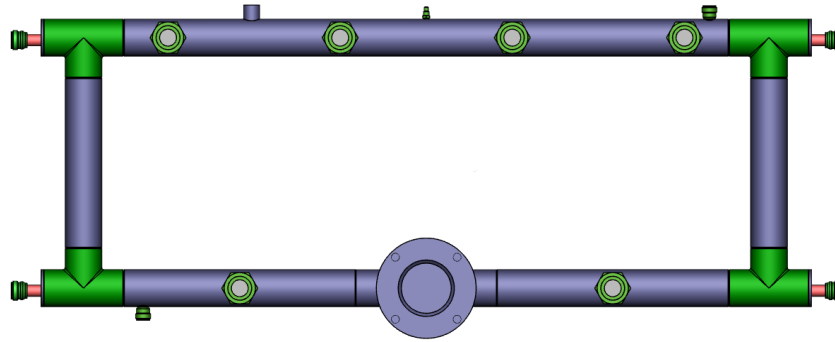


Abbildung 3.2.: Prüfling zur kalorischen Vermessung eines überfluteten Verdampferrohres [149]

Tabelle 3.1.: Verwendete Messmittel im Prüfstand

Messmittel	Messbereich	Genauigkeit	Erweiterungsfaktor
Temperatur	0 - 25 °C	$\pm 0,2$ K	2
Temperaturdifferenz	0 - 25 °C	$\pm 0,05$ K	2
Druckaufnehmer	0 - 19 bar (a)	1 %	2
Differenzdruckaufnehmer	0 - 2 bar(a)	2 %	2
Volumenstromzähler	0 - 2,5 m ³ /h	1 %	1
Kern PLS 510-3	bis 510 g	0,0033 g	2,05
Kern 572-49	bis 12 kg	0,1 g	2,1

Zur Bestimmung der Kältemittel und Ölmenge werden Waagen (Kern PLS 510-3 und Kern 572-49) mit unterschiedlichen Messbereichen und Genauigkeiten eingesetzt. Die Messgenauigkeit wird durch eine jährliche Kalibrierung sichergestellt. Die Messmittel und deren Genauigkeiten werden in Tabelle 3.1 dargestellt.

3.1.2. Vorgehen zur Ölkonzentrationsänderung

Um den Einfluss des Kältemaschinenöls auf die Wärmeübertragung beim Blasensieden untersuchen zu können, wird die Massenkonzentration des Kältemaschinenöls im Kältemittel des Prüflings geändert. Das Vorgehen der Erhöhung des Ölmassenanteils im Prüfling wird im Folgenden beschrieben und in Abbildung 3.3 schematisch dargestellt. Der Behälter (1) ist mit reinem Kältemittel gefüllt und befindet sich vor dem Befüllen auf einem höheren Druckniveau als der Prüfling. Der Ölprobenzylinder (2) wird vorab gereinigt, evakuiert und mit der entsprechenden Ölmenge befüllt. Jeder dieser Behälter sowie die Verbindungselemente werden vor dem Befüllen gewogen. Durch das Öffnen der Kugelventile (3) strömt Kältemittel vom Behälter (1) über den Ölprobenzylinder in den Prüfling und reißt dabei das im Probenzylinder befindliche Öl in den Prüfling. Nach dem Befüllvorgang wird eine Wägung der Behälter durchgeführt und dessen Gewichtsunterschied dokumentiert. Das eingebrachte zusätzliche Kältemittel wird im Nachgang wieder abgesaugt. Dadurch wird die Kältemittelmenge im Prüfling konstant

gehalten. Nach Beendigung einer Kältemittel-/Ölkombination wird mittels Probenziehen und Wägung die vorliegende Ölkonzentration geprüft. Das Prüfen der Ölkonzentration wird im stationären Zustand bei vollständig optischer Mischbarkeit durchgeführt. Die vorherrschende Ölkonzentration bezieht sich auf den Massenanteil von Kältemittel

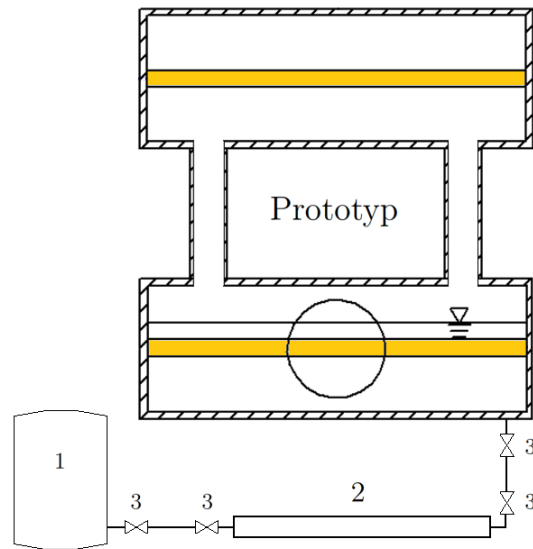


Abbildung 3.3.: Schema des Aufbaus zur Änderung der Ölkonzentration; Wärmeübertragerrohre werden in gelb dargestellt

und Öl und wird folgendermaßen berechnet:

$$w_{\text{Öl}} = \frac{m_{\text{Öl}}}{m_{\text{Öl}} + m_{\text{KM}}}. \quad (3.1)$$

3.1.3. Aufbau der Messreihen

Zur Untersuchung der konvektiven Wärmeübergänge am Wärmeübertragerrohr werden relevante Einflussgrößen möglichst unabhängig voneinander variiert. Um die Wärmeübertragung am Rohr untersuchen zu können, wird auf der Rohrrinnenseite die Strömungsgeschwindigkeit des Sekundärfluids variiert und auf der Rohraußenseite die Sättigungstemperatur bzw. -druck und die Wärmestromdichte konstant gehalten. Für Untersuchungen der Rohraußenseite wird die Strömungsgeschwindigkeit des Sekundärfluids konstant gehalten. Für Untersuchungen auf der Rohrrinnenseite werden die Einflüsse auf der Rohraußenseite möglichst nicht verändert. Aufgrund der Vielzahl an Parametern die auf der Rohraußenseite variiert werden, neben den genannten Größen seien hier noch die Kältemittel-/Ölkombinationen, Ölmassenkonzentrationen und Rohrgeometrien zu nennen, wird die Strömungsgeschwindigkeit des Sekundärfluids konstant bei 2,5 m/s gehalten. Dies entspricht der maximal zulässigen Strömungsgeschwindigkeit des Sekundärfluids, vorgegeben durch den Rohrhersteller. Die maximale Strömungsgeschwindigkeit wird deshalb so gewählt, dass der Wärmewiderstand auf der Rohrrinnenseite möglichst gering wird und somit Änderungen auf der Rohraußenseite stärker

hervortreten und mit größerer Genauigkeit untersucht werden können.

3.2. Prüfstand und Prüflinge des Strömungssiedens und der Kondensation

Die experimentelle Untersuchung des Kältemaschinenöls SE170 auf die Wärmeübertragung im Verflüssiger und Trockenexpansionsverdampfer wird an einem Prüfstand (siehe Abschnitt A.1) mit vollständigem Kältekompressionskreislauf untersucht. Da die Kondensation sowie das Strömungssieden meist nicht einzeln im Wärmeübertrager stattfinden, sondern durch sensible Wärmeübergänge wie der Enthitzung, Unterkühlung oder Überhitzung des Kältemittels begleitet werden, bietet hier ein vollständiger Kältekompressionskreislauf Vorteile. Somit kann eine Aussage über den Einfluss der Wärmeübertragungsarten und dem Kältemaschinenöl auf den Wärmeübertrager getroffen werden. Der Prüfstand wird mit dem Kältemittel R134a und dem Kältemaschinenöl SE170 betrieben. Ein Rohr- und Instrumentendiagramm wird im Anhang in Abbildung A.1 gezeigt. Durch den vollständigen Kältekompressionskreislauf ist es aufgrund des Einsatzes eines Verdichters nicht möglich, ölfreie Messbedingungen zu erreichen. Durch den Einsatz des externen Ölabscheiders und der Möglichkeit diesen byzupassen, kann die Ölkonzentration geändert werden. Die Bestimmung der vorliegenden Ölkonzentration wird durch das Ziehen von Proben im flüssigen Zustand des Kältemittels ermittelt. Hierzu wird der Probenbehälter parallel zur Flüssigkeitsleitung durchströmt. Der untersuchte Verflüssiger beinhaltet 19 GEWA C6H Verflüssigerrohre der Firma Wieland Werke AG (siehe im Anhang Abbildung A.4) mit einem Außendurchmesser von $3/4''$. Zur Verdampfung des Kältemittels wird ein Trockenexpansionsverdampfer mit innenberippten Rohren (siehe im Anhang Abbildung A.7) verwendet.

Zur Untersuchung der im Verflüssiger vorliegenden Wärmeübertragungsarten von Enthitzung, Kondensation und Unterkühlung wird eine Sensitivitätsanalyse durchgeführt. Im Verflüssiger liegt zum einen die Enthitzung und Unterkühlung als sensible Wärmeübertragung vor; zum anderen die latente Wärmeübertragung in Form der Kondensation. Es wird der Kältemittelmassenstrom zur Untersuchung des Einflusses der Strömungsgeschwindigkeit auf die Wärmeübertragungsmechanismen variiert. Zudem wird der Einfluss der Enthitzung, der Unterkühlung sowie des Temperaturniveaus und der Messungen mit einem höheren sensiblen und latenten Anteil untersucht. Die Ölmassenkonzentration von SE170 mit dem Kältemittel R134a wird primär durch das Verwenden oder Bypassen des externen Ölabscheiders erreicht. Die experimentell ermittelten Daten mit einem höheren Ölmassenanteil werden mit den Messungen, welche geringere Ölmengen aufweisen, verglichen. Auf die Änderung des wasserseitigen Volumenstroms wird verzichtet. Um den Wärmewiderstand des Sekundärfluids möglichst

gering zu halten, wird der maximal mögliche Volumenstrom eingestellt. Dieser wird durch die Pumpenleistung limitiert. Eine beispielhafte Messung wird in Tabelle 3.2 dargestellt. Der variierende Parameter innerhalb einer Messreihe wird mit dem Index X gekennzeichnet, hier die Massenstromdichte G_c . Der Index Y wird für die Parameter gewählt, welche nicht definiert sind und somit Freiheitsgrade zum Erreichen des Messpunkts darstellen. Dies ist die Verflüssigungstemperatur T_c und die Wasseraustrittstemperatur $T_{W,2}$. Dies ergibt sich aus dem Zusammenhang, dass die Wärmemenge des Kältemittels der Wärmemenge des Sekundärfluids entspricht. ΔT_{EH} und ΔT_{UK} stehen für die Enthitzung und die Unterkühlung des Kältemittels. Zudem werden das Strömungs-

Tabelle 3.2.: Beispielhafte Messreihe des Verflüssigers

Messreihe	ΔT_{EH} K	T_c °C	ΔT_{UK} K	G_c kg/h/m ²	$T_{W,1}$ °C	$T_{W,2}$ °C
1	25	Y	4	X	35	Y

sieden und der Einfluss des Kältemaschinenöls SE170 mit R134a untersucht. Es wird ein Rohrbündelwärmeübertrager mit 30 Wärmeübertragerrohren in U-Form mit einem Rohraußendurchmesser von 9,52 mm und einer Gesamtlänge von 1,487 m untersucht. Ein CAD-Modell wird im Anhang in Abbildung A.2 gezeigt. Die Spezifikation des Rohres wird in Abbildung A.7 (Anhang) dargestellt. Das Strömungssieden wird in Blick auf den Kältemittelmassenstrom, die Sättigungstemperatur, den Dampfmassenanteil und den Ölmassenanteil untersucht. Das Strömungssieden kann aufgrund des Prüfstandkonzeptes nicht einzeln betrachtet werden. Eine Überhitzung des Kältemittels wird zur korrekten Wärmebilanzierung und Gewährleistung eines sicheren Betriebs des Verdichters vorgesehen. Der Einfluss der Überhitzung und somit der vorliegenden sensiblen Wärmeübertragung wird ebenfalls untersucht. Abhängigkeiten der Wärmeübertragung in Blick auf die Strömungsgeschwindigkeit des Sekundärfluids werden nicht betrachtet. In Tabelle 3.3 wird beispielhaft eine Messreihe der Verdampferuntersuchungen dargestellt. Es wird die Verdampfungstemperatur und die Austrittstemperatur des Sekundärfluids

Tabelle 3.3.: Beispielhafte Messreihe des Verdampfers

Messreihe	X_{KM} %	T_o °C	$\Delta T_{ÜH}$ K	G_o kg/h/m ²	$T_{W,1}$ °C	$T_{W,2}$ °C
1	15	Y	5	X	12	Y

als variabler Parameter definiert und mit Y gekennzeichnet. X_{KM} kennzeichnet den Dampfmassenanteil des Kältemittels am Verdampfereintritt. Die Kältemittelüberhitzung wird durch den Ausdruck $\Delta T_{ÜH}$ repräsentiert. Die Massenstromdichte G_o , bezogen auf die theoretisch unbebripte Wärmeübertragungsfläche der Rohrrinnenseite, wird innerhalb der Messreihe variiert und mit X definiert. Die Eintrittstemperatur des Sekundärfluids wird durch den Index $T_{W,1}$ ausgedrückt.

4. Methodik zur Datenanalyse und Entwicklung von Vorhersagemethoden

Im folgenden Kapitel wird das Vorgehen der Weiterverarbeitung von experimentell ermittelten Daten dargestellt. Hierbei liegt der Fokus auf den prädiktiven Methoden in Form einer korrelationsbasierten Vorhersage sowie mittels neuronalen Netzes. Zudem wird auf die Bewertung und den Vergleich bestehender und der eigens entwickelten Korrelation eingegangen.

4.1. Datenanalyse

Zunächst wird das Vorgehen zur Bestimmung des Wärmedurchgangskoeffizienten des Blasensiedens am Naturumlaufprüfstand und nachfolgend für den Verflüssiger sowie den Trockenexpansionsverdampfer dargestellt. Der in Kapitel 3.1 dargestellte Naturumlaufprüfstand nimmt die zur Bewertung des Wärmedurchgangs erforderlichen physikalischen Größen auf. Um die Effektivität der Verdampfung am überfluteten Rohr zu bewerten, werden die physikalisch notwendigen Messgrößen wie die Wasserein- und Wasseraustrittstemperatur, der Wasservolumenstrom sowie der Sättigungsdruck gemessen. Letzterer kann mit Hilfe einer Stoffdatenbank in eine Sättigungstemperatur umgerechnet werden. Durch die wasserseitigen Größen kann nach Gleichung 2.1 die übertragene Wärmemenge berechnet werden. Hierbei werden die Größen der spezifischen Wärmekapazität $c_{p,KW}$ und der Dichte ρ_{KW} mit einer Stoffdatenbank berechnet. Als Berechnungstemperatur für die Stoffgrößen werden die Wassertemperaturen arithmetisch gemittelt. Für die Auswertung der experimentell ermittelten Ergebnisse wird das Programm Engineering Equation Solver (V10.648) und dessen Stoffdatenbank [150] verwendet.

Weiterhin kann die übertragene Wärmemenge auch über folgenden Zusammenhang berechnet werden:

$$\dot{Q} = k \cdot A \cdot \Delta\vartheta_{\log}. \quad (4.1)$$

Die mittlere logarithmische Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_{\log}$ kann für Gleich- und Gegenstromübertrager angewandt werden. Da auf der Kältemittelseite die Verdampfungstemperatur konstant ist, kann die Konfiguration als Gleich- oder Gegenstromwärme-

übertrager angesehen werden. Die logarithmische Temperaturdifferenz wird zwischen den Wassertemperaturen und der Sättigungstemperatur gebildet. Die mittlere logarithmische Temperaturdifferenz [39] berechnet sich, beispielhaft für die Verdampfung, wie folgt:

$$\Delta\vartheta_{\log} = \frac{(T_{0W,1} - T_{\text{sat}}) - (T_{0W,2} - T_{\text{sat}})}{\ln\left(\frac{T_{0W,1} - T_{\text{sat}}}{T_{0W,2} - T_{\text{sat}}}\right)}. \quad (4.2)$$

Die Temperaturverläufe des überfluteten Verdampfers werden in Abbildung 4.2 a) dargestellt. Eine Überhitzung des Kältemittels beim Blasensieden wird vernachlässigt. Somit kann ein Wärmedurchgangskoeffizient (k-Wert) auf Basis experimentell ermittelter Daten berechnet und zur Bewertung der Wärmeübertragung herangezogen werden. Wird nach Gleichung 2.3 für den Wärmedurchgang durch das Rohr und für einen der beiden konvektiven Wärmeübergänge eine empirische Gleichung verwendet, kann auf einen der beiden Wärmeübergänge geschlossen werden.

An dieser Stelle sei erwähnt, dass die Berechnung der mittleren logarithmischen Temperaturdifferenz für die Untersuchungen des Verflüssigers und Trockenexpansionsverdampfers nur mit Vereinfachungen durchgeführt werden können. In Abbildung 4.1 wird ein T-x-Diagramm für den untersuchten Zweipass-Verflüssiger gezeigt. Das Sekundärfluid durchströmt den Wärmeübertrager zweimal in voller Länge. Im Umlenkdeckel wird der Strom auf die andere Hälfte der Rohre umgelenkt. Die Unterkühlung des Kältemittels erfolgt auf der gesamten Lauflänge des Wärmeübertragers. Jedoch wird Wärme bei der Unterkühlung nur im ersten Pass übertragen und vereinfacht isotherm dargestellt. Die örtliche Trennung der Enthitzung und Kondensation kann ebenfalls nicht exakt für verschiedene Betriebsbedingungen vorhersagt werden. Es wird zur Vereinfachung des Systems die mittlere logarithmische Temperaturdifferenz mit der Verflüssigungstemperatur, der Wassereintrittstemperatur und Wasseraustrittstemperatur gebildet. Um die Abweichungen in den Messreihen möglichst gering zu halten, werden Bedingungen zur sensiblen Wärmeübertragung (Enthitzung/Unterkühlung) möglichst konstant gehalten. Ähnlich wird im Falle des Trockenexpansionsverdampfers vorgegangen. Es wird die mittlere logarithmische Temperaturdifferenz mit den gemessenen Wassertemperaturen und der Verdampfungstemperatur berechnet. Die Überhitzung sowie die Umlenkung der Wärmeübertragerrohre wird nicht berücksichtigt. Es wird davon ausgegangen, dass die geringste Temperaturdifferenz im Wärmeübertrager zwischen der Wassereintrittstemperatur und dem überhitzten Kältemittel am Verdampferaustritt vorliegt. Hierdurch wirkt eine Änderung der Überhitzung mit direktem Einfluss auf die Verdampfungstemperatur und auf die Berechnung der mittleren logarithmischen Temperaturdifferenz. Weiterhin werden Änderungen der Verdampfungstemperatur aufgrund des Druckverlusts vernachlässigt. Die Temperaturverläufe der Fluide werden in Abbildung 4.2 b) gezeigt. Um den Fehler auf Grund dieses direkten Einflusses und die Vereinfachung der Berechnung gering zu halten, wird die Überhitzung möglichst kon-

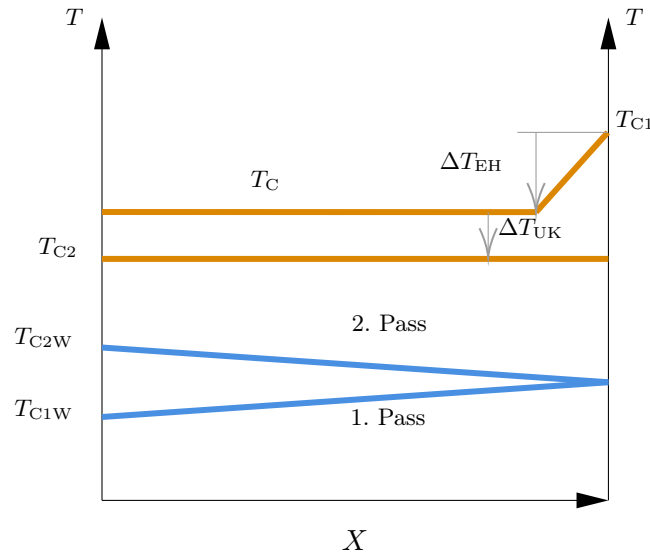


Abbildung 4.1.: Schematisches T-X Diagramm des verwendeten Zweipassverflüssigers

stant gehalten. Die zur Berechnung des Wärmedurchgangskoeffizienten herangezogene

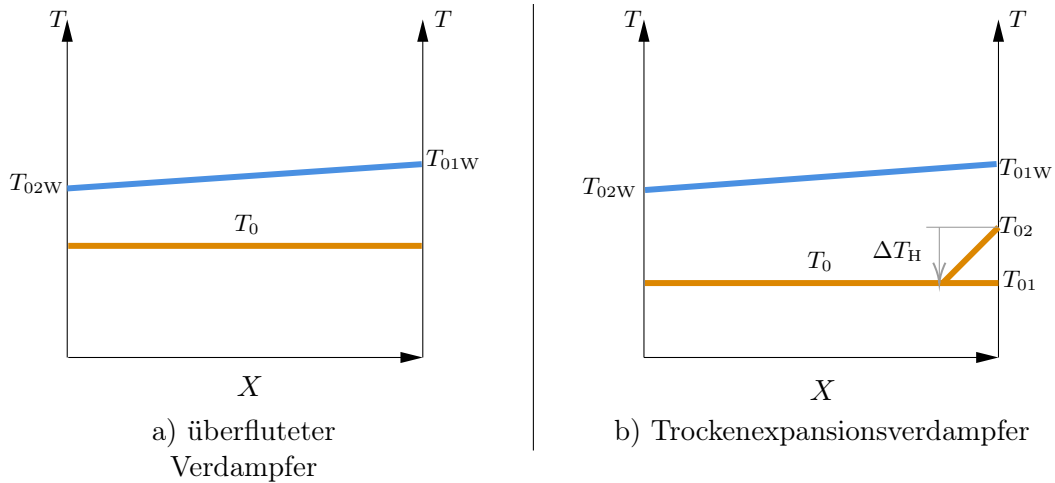


Abbildung 4.2.: Schematisches T-X Diagramm für einen überfluteten Verdampfer a) und einen Trockenexpansionsverdampfer b)

Größen wie den Sättigungsdruck für die Sättigungstemperatur, die Wassertemperaturen und den Volumenstrom sind fehlerbehaftet. Es kann zwischen statistischen und zufälligen Fehlern unterschieden werden. Zufällige Fehler einer Messung können durch eine Wiederholung der Messung, systematische Fehler durch eine Kalibrierung der Größen, minimiert werden [151]. Weiterhin können zwischen Fehler des Typs A und Typs B unterschieden werden. Die Fehler des Typs A beziehen sich auf die Änderungen der Werte innerhalb einer Messung und können wie folgt berechnet werden:

$$u_A = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (q_i - \bar{q})^2} \quad (4.3)$$

mit

$$\bar{q} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n q_i. \quad (4.4)$$

Zur Bestimmung der Unsicherheiten aufgrund Typ B-Fehlern kann eine kombinierte Messunsicherheit der entsprechenden Größen berechnet werden. Die Fehler sind aus Kalibrierprotokollen oder Datenblättern zu entnehmen [151]. Die Unsicherheit des Typs B kann wie folgt berechnet werden:

$$u_B = \sqrt{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial f}{\partial x_i} \right)^2 u^2(x_i)}. \quad (4.5)$$

Hierbei wird die Funktion f nach jeder darin enthaltenen Größe partiell abgeleitet, quadriert und mit dem quadrierten Fehler der Größe multipliziert. Diese Faktoren werden aufsummiert und aus der Summe die Wurzel gezogen. Weiterhin kann eine erweiterte Messunsicherheit berechnet werden in dem die Unsicherheit u_B mit einem Erweiterungsfaktor k multipliziert wird [151]. Die Erweiterungsfaktoren k können aus Datenblättern oder Kalibrierprotokollen entnommen werden. Üblicherweise liegen diese Faktoren zwischen 2 und 3 [151]. Die Fehler der verwendeten Sensoren und dessen Erweiterungsfaktoren werden in Tabelle 3.1 dargestellt.

Eine repräsentative Berechnung der Messunsicherheit wird im Anhang in Abschnitt A.3 gezeigt. Es wird ersichtlich, dass der Fehler des Typs A im Vergleich zum Fehlertyp B gering ist. Daher wird dieser im Folgenden vernachlässigt.

4.2. Korrelationserstellung

Zur Vorhersage von konvektiven Wärmeübergängen werden häufig empirische Korrelationen mittels Nusselt-Ansatz $Nu = f(Re, Pr)$ entwickelt (vgl. Kap. 2.3.2). Diese werden benötigt, um Wärmeübertrager für bestimmte Betriebspunkte auszulegen oder sie richtig zu dimensionieren. Im Folgenden wird das Vorgehen der Anpassung der Korrelation auf die Struktur der Rohrrinnenseite zur Berechnung des inneren Wärmeübergangs α_i dargestellt. Zudem wird die Entwicklung der Korrelation zur Vorhersage des äußeren Wärmeübergangskoeffizienten α_a beschrieben.

4.2.1. Rohrrinnenseite

Wie in den theoretischen Grundlagen beschrieben, ist der experimentell ermittelte k -Wert ein Zusammenschluss aus insgesamt drei Wärmewiderständen (Verschmutzungen ausgeschlossen): die beiden konvektiven Wärmeübergänge und die Wärmeleitung durch die Rohrwand. Die Wärmeübergänge auf der Rohrrinnen- und Rohraußenseite werden durch empirische Korrelationen berechnet. In der vorliegenden Arbeit wird der Wärmeübergang auf der Rohrrinnenseite mit der Korrelation nach Gnielinski [5] berechnet. Die-

se Korrelation gilt für Rohrströmungen mit glatten Wänden und wird in Gleichung 4.6 und 4.7 dargestellt. Das untersuchte Wärmeübertragerrohr weist neben der Berippung auf der Rohraußenseite auch eine turbulenzsteigende Rohrstruktur auf der Innenseite auf. Die Anpassung der Korrelation wird mittels eines linearen Regressionsmodells der Wilson-Plot Methode [152] angepasst. Hierfür werden Messungen durchgeführt, welche sich in der Strömungsgeschwindigkeit des Sekundärfluids unterscheiden. Die Parameter auf der Rohraußenseite werden nicht verändert, sodass der äußere Wärmewiderstand als konstant angenommen werden kann.

$$Nu_{Gnielinski} = \frac{(\zeta/8) \cdot Re_W \cdot Pr_W}{1 + 12,7 \cdot \sqrt{(\zeta/8)} \cdot (Pr_W^{(2/3)} - 1)} \left[1 + \left(\frac{d_i}{l} \right)^{2/3} \right] \quad (4.6)$$

mit

$$\zeta = (1,8 \cdot \log_{10}(Re_W) - 1,5)^{-2} \quad (4.7)$$

Der mittels der Wilson-Plot Methode bestimmte Korrekturfaktor zur Berücksichtigung der Rohrrinnenstruktur beträgt $C_{Wilson} = 1/2,82 \cdot 10^{-1}$. Somit wird der Wärmeübergang folgendermaßen berechnet:

$$Nu = C_{Wilson} \cdot Nu_{Gnielinski} \quad (4.8)$$

4.2.2. Rohraußenseite

Durch die Verwendung der angepassten Gnielinski Korrelation für den Wärmeübergang α_i und die bekannten Rohrrinnen- (16,71 mm) und Rohraußendurchmesser (18,86 mm inkl. Rippen) sowie der Wärmeleitfähigkeit des Kupfers von 310 W/K/M zur Berechnung der Wärmeleitung, kann mittels Gleichung 2.4 auf den äußeren Wärmeübergang α_a geschlossen werden. Der Effekt der größeren Wärmeübertragungsfläche durch die Berippung geht damit in den Wärmedurchgangskoeffizienten ein. Es wird mit einer Fläche gerechnet, als wäre das Rohr unberippt. Um die gewonnen Erkenntnisse in prädiktive Methoden zu überführen, werden eine korrelationsbasierte Vorhersagemethode sowie ein neuronales Netz entwickelt. Die gemessenen Punkte werden für die Korrelationserstellung in zwei Datensets, dem Trainings- und Testset aufgeteilt. Die Entwicklung der Korrelation wird in Kapitel 8.1 ausgeführt. Die Parameter des Exponentialansatzes der entwickelten Korrelation werden mit Hilfe des Levenberg Marquardt Algorithmus [153] angepasst. Mittels des Testsets wird die entwickelte Korrelationsstruktur und dessen Koeffizienten validiert.

4.3. Modelle der Gemischstoffgrößen

Durch das Kältemaschinenöl im Kältemittel, welches im stationären ruhenden Zustand vollständig mischbar ist, handelt es sich um ein Gemisch, welches verän-

derte Stoffdaten aufweist als das Kältemittel oder Öl selbst. An dieser Stelle sei erwähnt, dass das Öl vereinfacht als Einstofffluid angesehen wird, jedoch in Realität selbst ein Gemisch darstellt. Zur Berechnung der Gemischstoffgrößen, abhängig von der Ölmassenkonzentration, werden die in Tabelle 4.1 dargestellten Modelle verwendet.

Die Stoffdaten der verwendeten Öle liegen als temperaturabhängige Messdaten vor. Diese sind durch den Ölhersteller gemessen und werden zur Verfügung gestellt. Alle Stoffgrößen werden mit einem linearen Ansatz in Bezug auf den Massenanteil, abhängig von der Temperatur, vorhergesagt. Mit Ausnahme der Viskosität und des Öldampfdrucks. Die Viskosität wird mit einem doppellogarithmischen Ansatz wie folgt modelliert:

$$\ln(\ln(\nu_{\text{Öl}})) = A + B \cdot \ln(T). \quad (4.9)$$

Der Dampfdruck wird mit dem folgendem Ansatz modelliert:

$$\log P = A - \frac{B}{T}. \quad (4.10)$$

Die angepassten Parameter der Modelle werden in Tabelle A.2 (Anhang) aufgeführt.

Tabelle 4.1.: Verwendete Modelle zur Berechnung von Gemischstoffgrößen

Stoffgrößenmodell	Quelle
$\rho_{\text{mix}} = \rho_{\text{Öl}} \cdot w_{\text{Öl}} + \rho_{\text{KM}} \cdot (1 - w_{\text{Öl}})$	[65]
$cp_{\text{mix}} = cp_{\text{Öl}} \cdot w_{\text{Öl}} + cp_{\text{KM}} \cdot (1 - w_{\text{Öl}})$	[154]
	[155]
$\lambda_{\text{mix}} = (1 - w_{\text{Öl}}) \cdot \lambda_{\text{KM}} + \lambda_{\text{Öl}} \cdot w_{\text{Öl}} - (\lambda_{\text{Öl}} - \lambda_{\text{KM}})(1 - w_{\text{Öl}}^2) \cdot w_{\text{Öl}}$	[156]
$\nu_{\text{mix}} = \exp(\ln(\nu_{\text{Öl}}) \cdot w_{\text{Öl}} + \ln(\nu_{\text{KM}}) \cdot (1 - w_{\text{Öl}}))$	[157]
$\sigma_{\text{mix}} = (1 - \psi_{\text{KM}}) \cdot \sigma_{\text{Öl}} + \psi_{\text{KM}} \cdot \sigma_{\text{KM}} - \frac{A}{2 \cdot R \cdot T} (\sigma_{\text{Öl}} - \sigma_{\text{KM}})^2 + \psi_{\text{KM}} \cdot (1 - \psi_{\text{KM}})$	[157]
	[158]
mit: $A = \frac{1}{2} \left[\left(\frac{M_{\text{KM}}}{\rho_{\text{KM}}} \right)^{2/3} + \left(\frac{M_{\text{Öl}}}{\rho_{\text{Öl}}} \right)^{2/3} \right] N_o^{1/3}$	

4.4. Korrelationsvalidierung

Die in der Literatur vorliegenden Korrelationen sind häufig nicht auf andere Systeme ohne Anpassungen zu übertragen. Durch die ständige Weiterentwicklung von Oberflächen und Arbeitsstoffen ergeben sich eine Vielzahl an Korrelationen, die in ihrer Übertragbarkeit auf andere Systeme meist eingeschränkt sind. Um dennoch eine Aussage über die Eignung der bereits bestehenden Korrelationen treffen zu können, werden diese durch eine Kreuzvalidierung mit der *Leave-one-out* Methode [159] bewertet und verglichen. In Abbildung 4.3 wird das prinzipielle Vorgehen der *Leave-one-out* Methode dargestellt.

Aus dem zur Verfügung stehenden Datensatz wird ein Messpunkt entnommen und als



Abbildung 4.3.: Beispielhaftes Vorgehen der *Leave-one-out* Methode; Abbildung nach James et al. [160]

Testpunkt definiert. Der restliche Teil der Daten bildet einen Trainingsdatensatz, welcher zur Anpassung der Modellparameter verwendet wird. Mit dem Testpunkt wird das Modell überprüft und eine Abweichung bestimmt. Dieses Vorgehen wird mit der Anzahl an Messpunkten, welche zur Verfügung stehen, wiederholt. Als Alternative zur *Leave-one-out* Methode ist die *Leave-many-out* Methode zu nennen, welche mehr als einen Messpunkt im Testdatenset beinhaltet. Bei einer zufälligen Auswahl der Messpunkte zur Bildung des Testsets ist die Reproduzierbarkeit nur eingeschränkt möglich. Damit diese gegeben ist, wird auf die *Leave-one-out* Methode zurückgegriffen.

Weiterhin werden zur Bewertung von Vorhersagegenauigkeiten unterschiedliche Fehlermaße verwendet. Zum einen die mittlere relative Abweichung (eng. absolute avarrage percentage error) kurz AAPE, welche das Maß der Genauigkeit in Prozent ausdrückt und somit eine gute Einschätzung mit sich bringt [159]. Der AAPE wird wie folgt berechnet:

$$AAPE = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n \left| \frac{X_i^{\text{gemessen}} - X_i^{\text{modelliert}}}{X_i^{\text{gemessen}}} \right| \cdot 100 \%. \quad (4.11)$$

Zum anderen wird das Bestimmtheitsmaß R^2 als gängiges Bewertungskriterium verwendet und wird wie folgt berechnet:

$$R^2 = 1 - \frac{\sum_{i=1}^n (X_i^{\text{gemessen}} - X_i^{\text{modelliert}})^2}{\sum_{i=1}^n (X_i^{\text{gemessen}} - \bar{X}^{\text{experimentell}})^2} \quad (4.12)$$

4.5. Neuronales Netz

Als Alternative zur Vorhersage des Wärmedurch- und Wärmeübergangs beim Blasen-sieden mittels Exponentialansatzes und dimensionsloser Kennzahlen wird ein Neuronales Netz entwickelt. Hierfür wird Anconda (Python 3.11.7) [161] sowie die Bibliothek

PyTorch [162] zur Entwicklung des neuronalen Netzes verwendet. Die zur Vorhersage verwendeten Größen sind Folgende:

- Kältemittel
- Kältemaschinenöl
- Sättigungsdruck
- Wassereintrittstemperatur
- Wasseraustrittstemperatur
- Wasservolumenstrom
- Ölmassenkonzentration

Diese bilden nach einer Normalisierung des Datensatzes die Eingabeschicht mit insgesamt sieben Neuronen. Nachfolgend wird der verwendete Datensatz in drei Datenpakete, den Trainingssatz, Testsatz und Validierungssatz, zufällig mit einer 75/15/5 Verteilung geteilt. Die Architektur des Netzes wird durch eine Eingabeschicht mit sieben Neuronen, drei verborgene Schichten mit acht, zehn und zwölf Neuronen sowie einer Ausgabeschicht mit einem Neuron gebildet. Das Netz wird vereinfacht in Abbildung 4.4 dargestellt. In der Ausgabeschicht wird die Vorhersage des Netzes mit

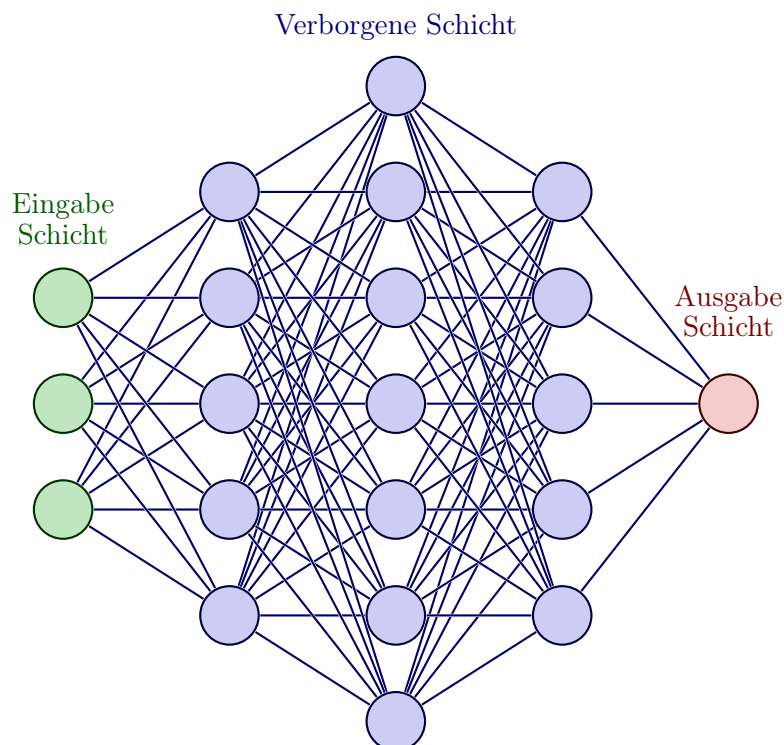


Abbildung 4.4.: Beispielhafter Aufbau eines Neuronalen Netzes [163].

dem experimentell ermittelten Wärmedurchgangskoeffizienten mittels des mittleren

quadratischen Fehlers bestimmt. Zur Optimierung wird ein gradientenabstiegsbasiertes Optimierungsverfahren, genannt Adam-Optimizer, verwendet. Dieser passt die jeweiligen Gewichte der Neuronen während der Backpropagation an. Wie in Abschnitt 2.6 benannt werden nachfolgend der Aufsummierung von ankommenden Daten im Neuron Aktivierungsfunktionen verwendet. Hierfür wird die Rectified Linear Unit (kurz ReLU) Funktion implementiert. Diese setzt negative Eingabewerte auf null, während positiver Eingaben verstärkt werden. Nach Abschluss der Trainingsphase wird das trainierte Netz anhand des Testdatensatzes auf die Vorhersagegenauigkeit überprüft. Hierzu wird die mittlere relative Abweichung verwendet. Weitere Informationen zum Neuronalen Netz sowie die verwendete Programmcode wird im Anhang in Kapitel A.5 dargestellt. Zum Vergleich der Vorhersage mittels Neuronalem Netzes und der korrelationsbasierten Methode, durch dimensionslosen Kennzahlen, werden die Messpunkte aus dem Validierungssatz verwendet.

Im Folgenden werden die gewonnenen Erkenntnisse der vorliegenden Arbeit dargestellt und diskutiert.

5. Kondensation

Im vorliegenden Kapitel werden anhand unterschiedlicher Parameter die latente Wärmeübertragung sowie die sensible Wärmeübertragung durch die Enthitzung und Unterkühlung durch Variation verschiedener Parameter untersucht. Weiterhin werden Messungen mit einem höheren Ölmassenanteil mit Messungen mit niedrigerem Ölmassenanteil gegenübergestellt und somit der Einfluss von SE170 auf die Wärmeübertragung untersucht. Als Kältemittel wird R134a verwendet. Die Untersuchung des Einflusses der Sekundärfluidseite, hier Wasser, wird nicht betrachtet. Der Wasservolumenstrom wird über alle Messungen hinweg nicht geändert und fördert das Wasser mit der maximal möglichen Geschwindigkeit, limitiert durch die Pumpendrehzahl des Prüfstands. Der verwendete Prüfstand wird in Kapitel 3.2 beschrieben. Die experimentell ermittelten Daten werden im Anhang in Kapitel A.9 dargestellt.

5.1. Sensitivitätsanalyse

Die in Abbildung 5.1 gezeigten experimentell ermittelten Daten zeigen Messpunkte mit einem hohen latenten Anteil und einem höheren sensiblen Anteil der Wärmeübertragung. Somit repräsentieren die Messpunkte mit einem hohen latenten Anteil das Verhalten der Kondensation an sich und die Messpunkte mit einem höheren Anteil an sensibler Wärmeübertragung eine gesamtheitliche Betrachtung des Verflüssigers, durch den Einfluss der Enthitzung und der Unterkühlung. Werden zunächst die Messpunkte mit einem hohen latenten Anteil betrachtet, wird ein Absinken des Wärmedurchgangskoeffizienten in Folge steigender Massenstromdichte ersichtlich. Dies kann, wie in Abschnitt 2.5 dargestellt, durch eine steigende Kondensatfilmdicke am Wärmeübertragerrohr erklärt werden. Hierbei stellt der zunehmende Kondensatfilm einen größeren werdenden Wärmewiderstand dar. Zudem wird dieser Effekt auf darunterliegende Rohrreihen auf Grund des Abtropfens verstärkt.

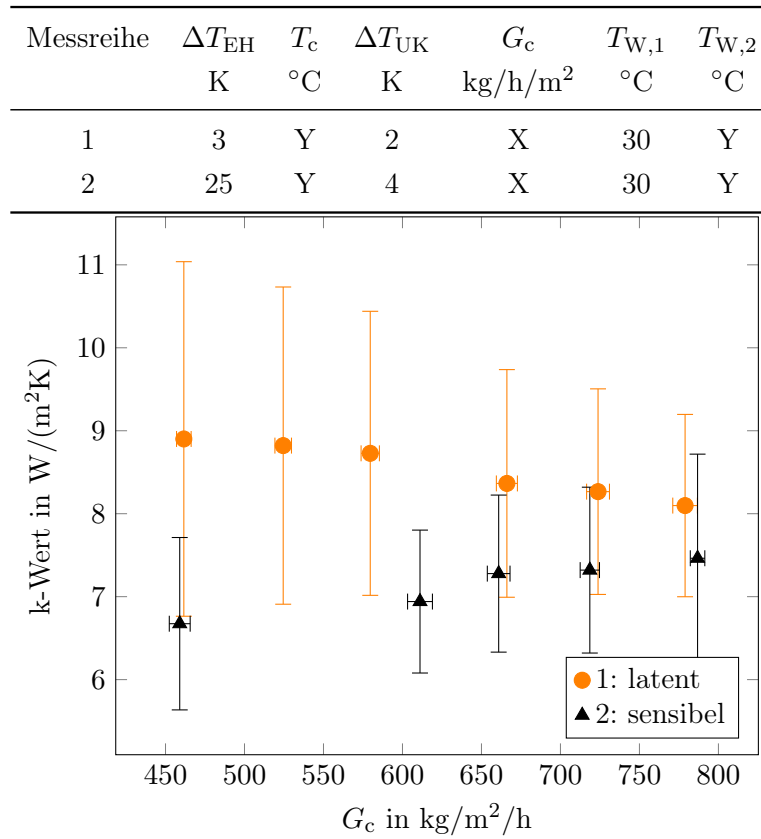


Abbildung 5.1.: Gegenüberstellung von Messpunkten mit einem höheren sensiblen Anteil zu einem höheren Anteil an latenter Wärmeübertragung auf den k -Wert bei unterschiedlichen Massenstromdichten

Wird hingegen die Kondensation zusammen mit der Enthitzung und Unterkühlung betrachtet, kann ein positiver Effekt der Massenstromdichte auf die Wärmeübertragung benannt werden. Dies führt zu der Annahme, dass die sensible Wärmeübertragung, in Form der Enthitzung und Unterkühlung, positiv von der Strömungsgeschwindigkeit des Kältemittels beeinflusst wird. Weiterhin ist davon auszugehen, dass sensible Wärmeübertragung einen deutlich limitierenden Faktor im Vergleich zur Kondensation darstellt, obwohl diese nur 18 % (bei 4 K Unterkühlung und 25 K Enthitzung) der übertragenen Wärmemenge entspricht.

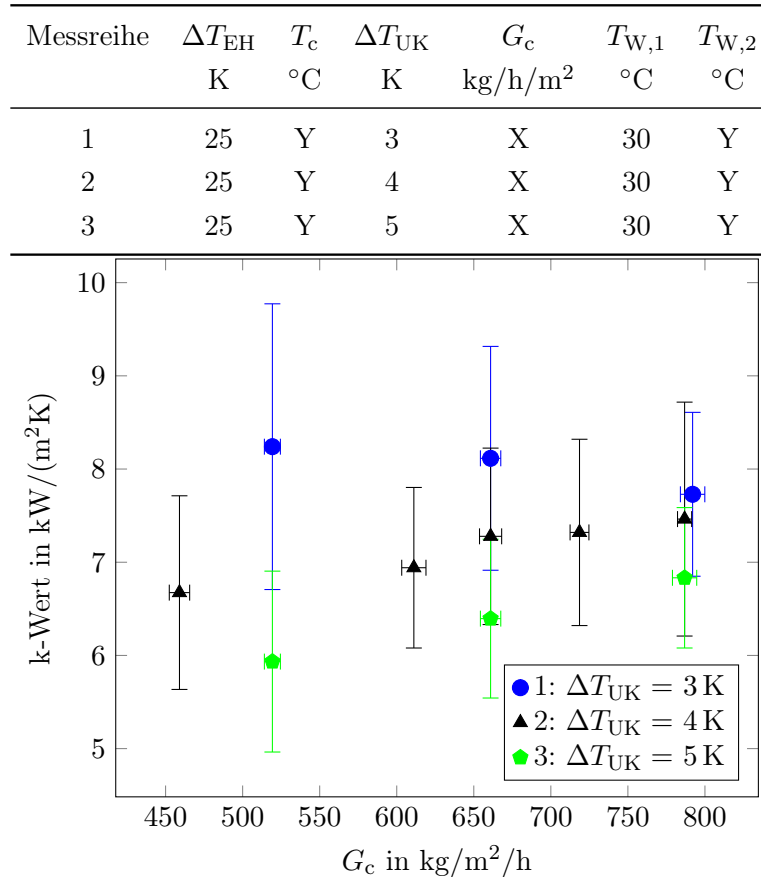


Abbildung 5.2.: Einfluss der Unterkühlung auf den k-Wert bei unterschiedlichen Massenstromdichten

Zur Identifikation des Einflusses der Unterkühlung auf die Wärmeübertragung im Verflüssiger wird diese zwischen 3 K und 5 K variiert und bei unterschiedlichen Massenstromdichten miteinander verglichen. Es kann festgehalten werden, dass abhängig von der Unterkühlung, der Wärmedurchgangskoeffizient mit der Massenstromdichte steigt oder fällt. Bei geringerer Unterkühlung von 3 K ist ein fallender Verlauf bei zunehmender Massenstromdichte zu beobachten. Ein reziprokes Verhalten ist bei höheren Unterkühlungswerten zu erkennen. Bei einer geringen Unterkühlung kommt der Effekt der steigenden Kondensatfilmstärke in Folge einer größeren Massenstromdichte zum Tragen. Hin zu höheren Unterkühlungswerten spielt dieser Effekt eine untergeordnete

Rolle. Es überwiegt der Wärmewiderstand der Unterkühlung selbst. So verringert sich der k-Wert mit 5 K um 26,5 % bei 520 kg/h/m² im Vergleich zu der Messung mit 3 K. Es kann somit festgehalten werden, dass der sensible Anteil der Wärmeübertragung in Form der Unterkühlung einen signifikanten Wärmewiderstand darstellt. Im Blick auf den Verflüssiger als Wärmeübertrager kann davon ausgegangen werden, dass die Unterkühlung einen starken Einfluss auf die dafür benötigte Fläche im Wärmeübertrager hat. Dieser Platzbedarf führt dazu, dass für die Kondensation und Enthitzung weniger Fläche zur Verfügung steht. Dies wirkt sich in Form einer Reduzierung des Wärmeübergangs aus, da eine größere Wandunterkühlung benötigt wird. Die prinzipielle Änderung der Flächenverhältnisse von Unterkühlung zur Enthitzung und Kondensation wird in Abbildung 5.3 veranschaulicht. Da die Unterkühlung eine sensible Wärmeübertragung darstellt und diese stark von der Strömungsgeschwindigkeit beeinflusst wird, wirken sich die langsamen Geschwindigkeiten im Mantelraum stark auf den Wärmeübergang vom Kältemittel auf die Rohraußenwand aus.

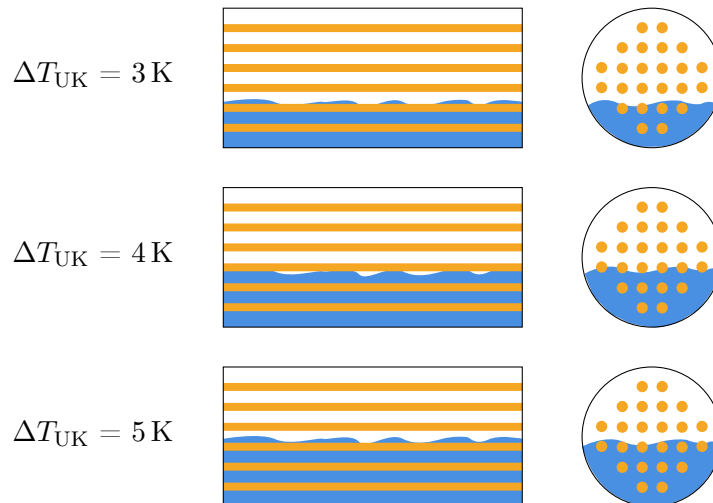


Abbildung 5.3.: Schematische Darstellung der Füllstandsänderung von Kältemittel im Verflüssiger bei steigender Unterkühlung. In orange werden die Wärmeübertragerrohre und in blau der Kältemittelfüllstand dargestellt

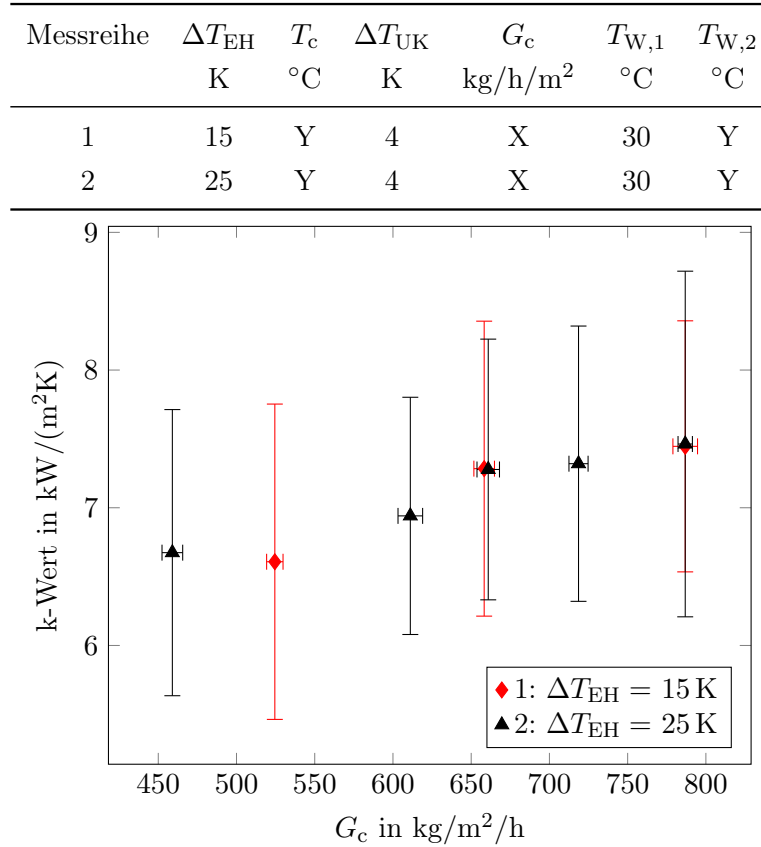


Abbildung 5.4.: Einfluss der Enthitzung auf den k-Wert bei unterschiedlichen Massenstromdichten

Als weiterer Einflussparameter ist die Enthitzung des Kältemittels zu nennen. Hierbei wird das Kältemittel von der Druckgastemperatur nach der Verdichtung bis zur Phasengrenzlinie gekühlt und stellt somit eine weitere Art der sensiblen Wärmeübertragung dar. Aus Abbildung 5.4 wird ersichtlich, dass sich eine Änderung der Enthitzung bei mittleren und höheren Massenstromdichten kaum auf den Wärmedurchgang auswirkt. Bei kleineren Massenstromdichten wirkt sich eine höhere Enthitzung leicht positiv aus. Dies kann auf die größere Temperaturdifferenz zwischen der Rohraußenwand und dem Kältemitteldampf zurückgeführt werden. Unterschiede der Strömungsgeschwindigkeit des Dampfes und dessen Einfluss auf den äußeren Wärmeübergang, werden auf Grund der ähnlichen Massenstromdichten als gering eingeschätzt. Auf Grund des Berechnungsmodells der mittleren logarithmischen Temperaturdifferenz (siehe Abschnitt 4.1), welche sich vereinfacht auf die Verflüssigungstemperatur und den Ein- und Austrittstemperaturen des Wassers bezieht, wird dieser Effekt nur indirekt durch die Messpunkte repräsentiert. Im Allgemeinen kann auf die Enthitzung im Verflüssiger nur indirekt Einfluss genommen werden, da sich diese aus der Überhitzung des Kältemittels nach dem Verdampfer und der Kompression ergibt.

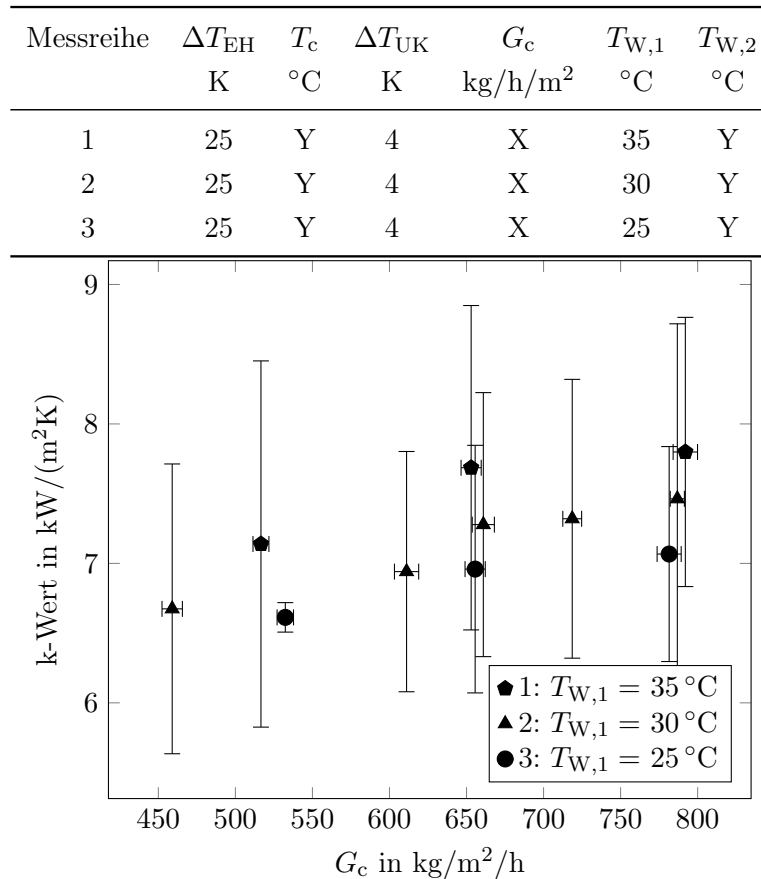


Abbildung 5.5.: Einfluss des Wassereintrittstemperaturniveaus auf den k-Wert bei unterschiedlichen Massenstromdichten

Der Einfluss der Wassereintrittstemperatur in den Verflüssiger wirkt sich sowohl auf das Sekundärfluid, als auch auf das Kältemittel aus. Der Einfluss wird in Abbildung 5.5 dargestellt. Eine Steigerung der Temperatur wirkt sich auf die Stoffdaten des Sekundärfluids und des Kältemittels aus. Es wird für die Flüssigkeit die Reynolds-Zahl gesteigert und die Prandtl-Zahl gesenkt. Untersuchungen zum Einfluss der Sättigungstemperatur auf das Blasensieden (siehe Abschnitt 7.1) haben gezeigt, dass die Änderung des Wärmedurchgangs auf die Rohrinneiseite zurückgeführt werden kann. Weiterhin kann die Enthitzung, Kondensation und Unterkühlung des Kältemittels durch die Temperaturänderung den Wärmedurchgang beeinflussen. Im Folgenden werden diese vier Parameter auf den Temperatureinfluss untersucht.

Sekundärfluid

Zur Untersuchung des Temperatureinflusses auf das Sekundärfluid, im Verflüssiger wird bei einer Massenstromdichte von ca. 660 kg/h/m^2 die Strömungsgeschwindigkeit so angepasst, dass die Reynolds-Zahlen der Punkte von 30°C und 35°C der Reynolds-Zahl bei 25°C entsprechen. Die Änderungen im k-Wert werden in Abbildung 5.6 gezeigt. Da sich die gemessenen k-Werte bei angepassten Reynolds-Zahlen zu denen mit konstanter Strömungsgeschwindigkeit gering unterscheiden (maximal 3,3 %), wird daraus geschlossen, dass der positive Einfluss des Temperaturniveaus hauptsächlich durch das Kältemittel beeinflusst wird.

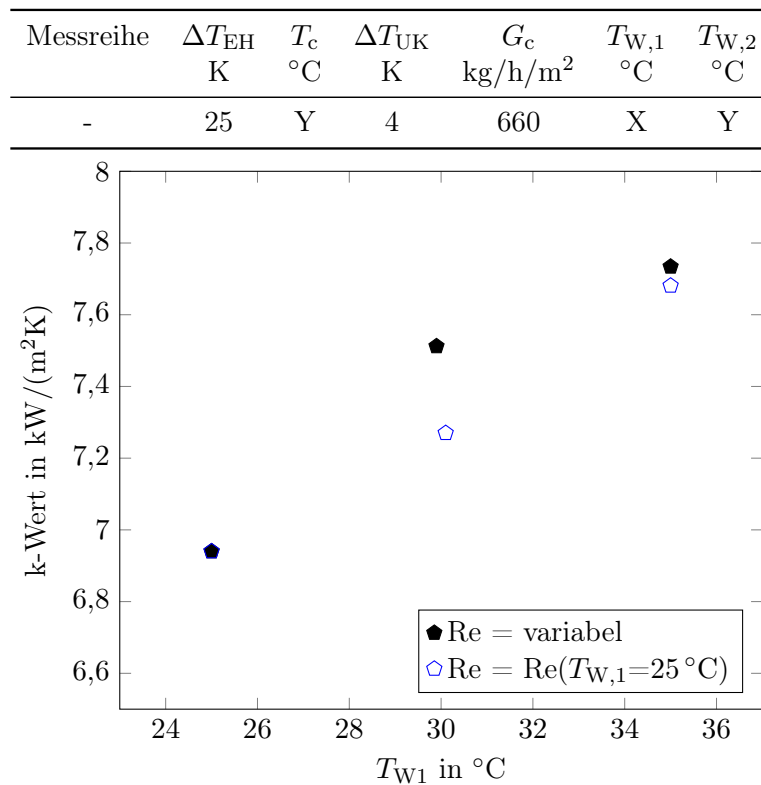


Abbildung 5.6.: Temperaturabhängige Änderung der Reynolds-Zahl sowie des k-Werts und die gemessenen k-Werte bei konstanter Reynolds-Zahl bei $T_{\text{CW}1} = 25^\circ\text{C}$

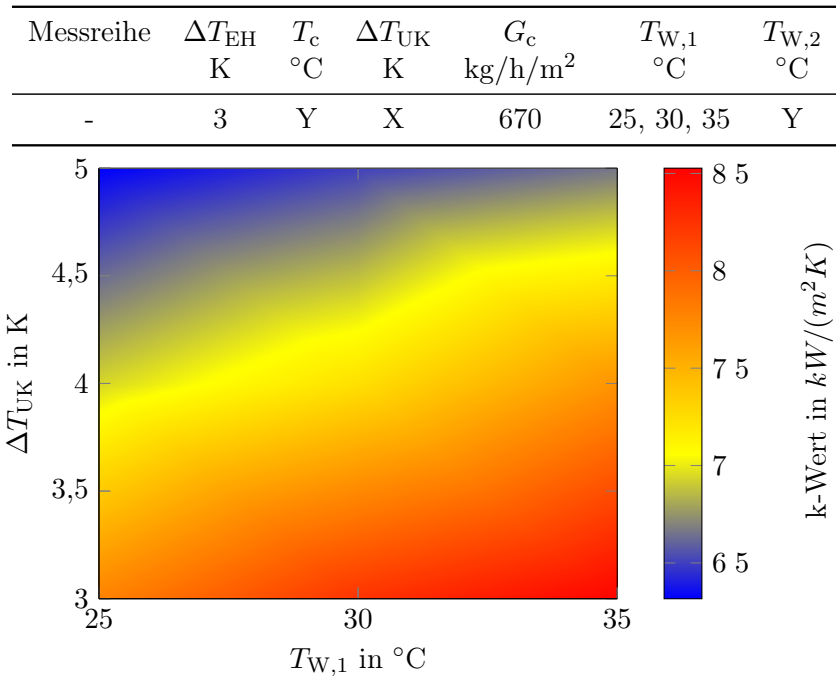
Unterkühlung

Abbildung 5.7.: Einfluss des Wassereintrittstemperaturniveaus auf den k -Wert bei variierenden Unterkühlungswerten

Zur Untersuchung des Temperatureinflusses auf die Unterkühlung wird diese und die Wassereintrittstemperatur bei einer konstanten Massenstromdichte variiert. Die Enthitzung soll mit 3 K die Wärmeübertragung möglichst gering beeinflussen. In Abbildung 5.7 wird die Änderung des Wärmedurchgangs durch das Temperaturniveau und die Unterkühlung dargestellt. Hierfür werden neun Messpunkte bei den Sättigungstemperaturen 25 °C, 30 °C, 35 °C bei Unterkühlungen von jeweils 3 K, 4 K, 5 K verwendet. Es wird ersichtlich, dass der Temperatureinfluss abhängig von der Unterkühlung stark auftritt. Jedoch ist die Änderung des k -Wertes durch die Unterkühlung bedeutend stärker als durch das Temperaturniveau.

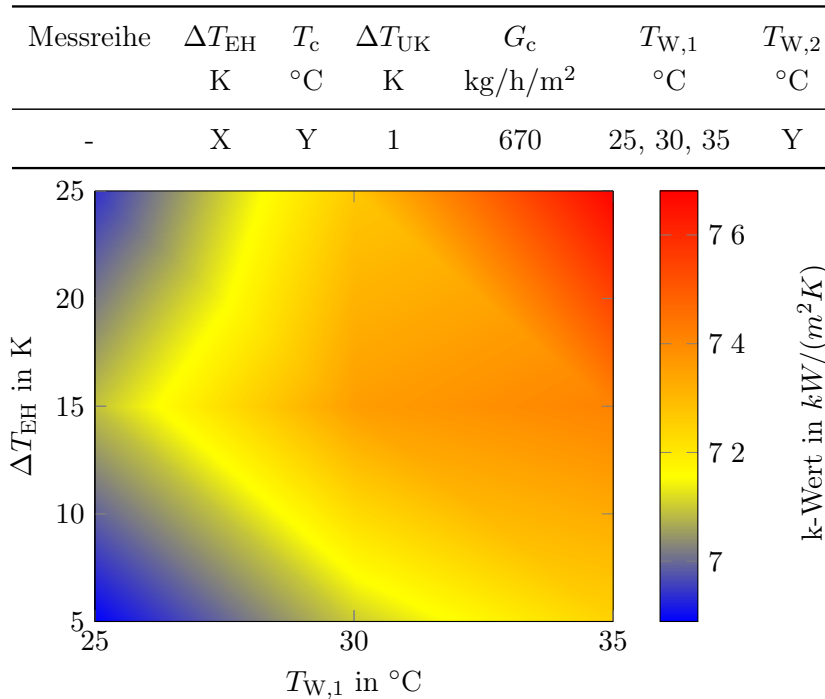
Enthitzung

Abbildung 5.8.: Einfluss des Wassereintrittstemperaturniveaus auf den k-Wert bei variierenden Enthitzungswerten

Die Wirkung der Temperaturänderung auf die Enthitzung des Kältemittels wird in Abbildung 5.8 veranschaulicht. Hierfür werden neun Messpunkte bei den Sättigungstemperaturen 25 °C, 30 °C, 35 °C bei Enthitzungen von jeweils 5 K, 15 K, 25 K verwendet. Es werden Enthitzungswerte und die Wassereintrittstemperatur variiert. Für eine stärkere Enthitzung des Kältemittels wird ein größerer Temperatureinfluss festgestellt, verglichen mit der Unterkühlung. An dieser Stelle sei erwähnt, dass die Änderung des k-Wertes zudem durch die geänderte Strömungsgeschwindigkeit, verursacht durch die Dichteänderung des Kältemittels und konstanter Massenstromdichte, hervorgerufen werden kann.

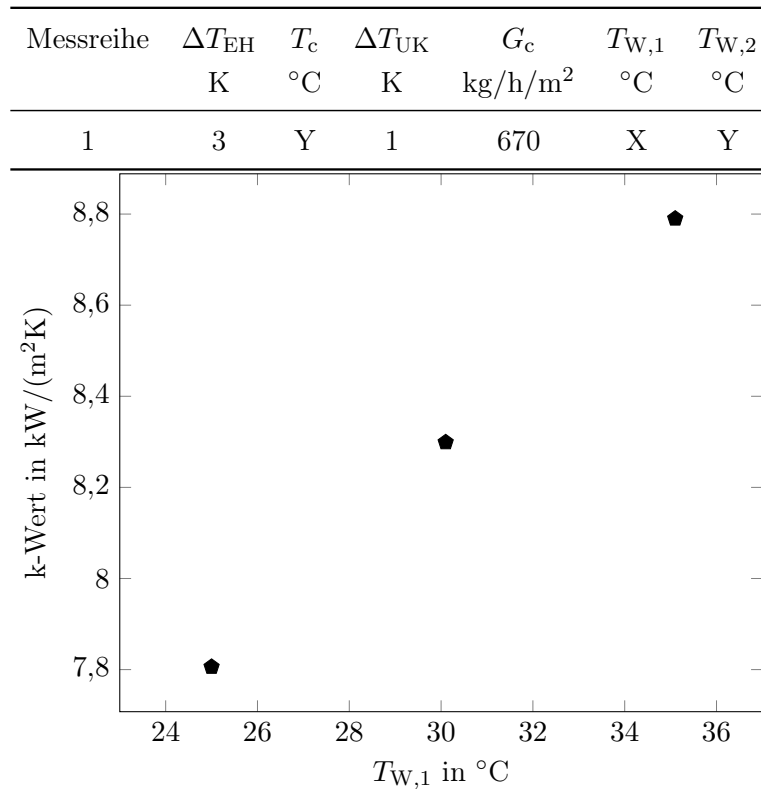
Kondensation

Abbildung 5.9.: Einfluss des Wassereintrittstemperaturniveaus auf den k-Wert bei einem hohen Anteil latenter Wärmeübertragung

In Abbildung 5.9 werden Messpunkte dargestellt, mit nahezu ausschließlicher latenter Wärmeübertragung und variierendem Wassereintrittstemperaturen. Ein größerer Wärmedurchgangskoeffizient ist mit steigendem Temperaturniveau zu erkennen. Die Änderung des k-Wertes stellt die größte, im Vergleich zu den vorangegangenen Untersuchungen zum Temperatureinfluss, dar. Durch die steigende Temperatur wird die Reynolds-Zahl des Filmkondensats, in Folge der geringeren Viskosität, erhöht. Nach Korrelationen für die Kondensation von [118, 81, 113] wird ein positiver Exponent für die Reynolds-Zahl ermittelt. Wird davon ausgegangen, dass dies für den untersuchten Fall ebenfalls gilt, kann der positive Einfluss des Temperaturniveaus erklärt werden. Somit beeinflussen sowohl die Unterkühlung, Enthitzung und Kondensation den Wärmedurchgang mit steigendem Temperaturniveau positiv. Die Kondensation kann im vorliegenden Fall als größter Einflussparameter benannt werden.

5.2. Einfluss von SE170 auf die Kondensation

Im Folgenden wird der Einfluss des Kältemaschinenöls SE170 mit dem Kältemittel R134a auf die Wärmeübertragung im Verflüssiger dargestellt. Durch veränderte Betriebspunkte transportiert der Verdichter unterschiedlich viel Öl in den Kreislauf. Um einen geringeren Ölmassenanteil zu erreichen, wird ein nachgeschalteter Ölabscheider verwendet. An dieser Stelle sei erwähnt, dass der verwendete Verdichter einen integrierten Ölabscheider verwendet. Die Ölabscheidung des Verdichters basiert auf einem Drahtgestrick, welches bei hohen Geschwindigkeiten an Abscheideeffizienz verliert.

Messreihe	ΔT_{EH} K	T_c °C	ΔT_{UK} K	G_c kg/h/m ²	$T_{\text{W},1}$ °C	$T_{\text{W},2}$ °C
1	3	Y	2	X	30	Y
2	25	Y	4	X	30	Y

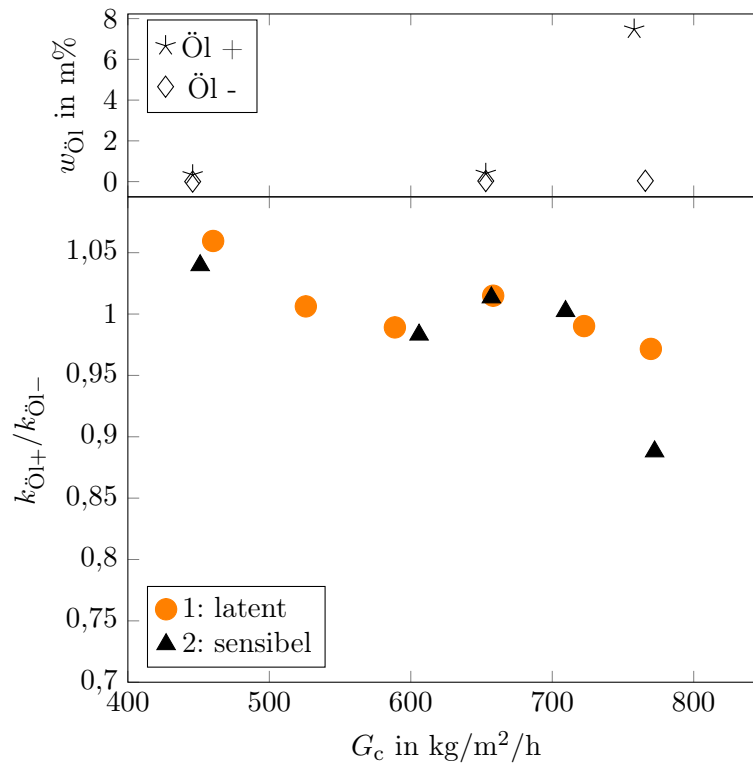


Abbildung 5.10.: Einfluss von SE170 auf den Wärmedurchgang mit einem hohen sensiblen Anteil zu einem hohen Anteil an latenter Wärmeübertragung auf den k-Wert bei unterschiedlichen Massenstromdichten

In Abbildung 5.10 wird der Ölmassenanteil $w_{\text{Öl}}$ sowie das Verhältnis zwischen dem k-Wert mit höherem und verringertem Ölmassenanteil dargestellt. Es werden Messungen mit hohem latenten Anteil mit solchen mit höherem sensiblen Anteil verglichen. Messungen mit einem dominanten Anteil an latenter Wärmeübertragung repräsentieren den Einfluss auf die Kondensation des Gemischs. Es kann festgehalten werden, dass

der Einfluss des Öls in Bereichen geringerer Massenstromdichte einen leicht positiven Effekt mit sich bringt. Hin zu höheren Massenstromdichten und dem steigendem Öl-massenanteil wird der Einfluss des Öls signifikanter. Durch das ständige Abfließen von Kondensat am Wärmeübertragerrohr und der Mischbarkeit des Öls im Kältemittel, findet bei der Filmkondensation ein kontinuierlicher Abtransport von diesem statt. So wird eine Aufkonzentration von Öl am Wärmeübertragerrohr verhindert. Bei kleinen Massenstromdichten und einem geringen Ölmassenanteil wird die leichte Steigerung des k -Werts durch verbesserte Wärmeleitfähigkeit von SE170 im Vergleich zu R134a vermutet (siehe im Anhang Tabelle A.3).

Messpunkte mit einem größeren Anteil an sensibler Wärmeübertragung repräsentieren den realen Betrieb eines Verflüssigers, in welchem die Enthitzung und die Unterkühlung des Kältemittels vor bzw. nach der Kondensation stattfindet. Im Blick auf den Einfluss des Öls auf die Wärmeübertragung im Verflüssiger ist ein deutlich größerer Einfluss des Öls bei höheren Ölmassenanteilen zu erkennen. Für geringe Ölmassenkonzentrationen kann keine verlässliche Aussage auf Grund der Messunsicherheit und Reproduzierbarkeit der Messpunkte getroffen werden. Aus dem vorliegenden Vergleich wird ein größerer negativer Einfluss des Öls auf die sensible als auf die latente Wärmeübertragung festgestellt.

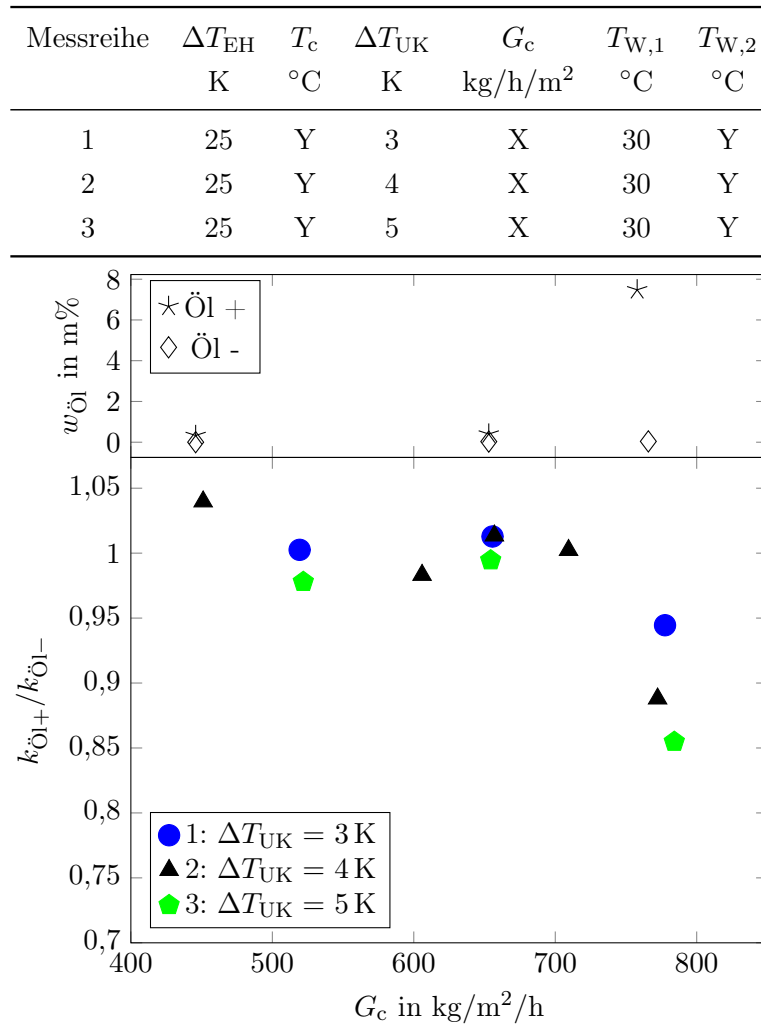


Abbildung 5.11.: Einfluss des Öls SE170 auf den k-Wert bei unterschiedlichen Massenstromdichten und Unterkühlungen

Neben dem Anteil an latenter zu sensibler Wärmeübertragung kann in der Sensitivitätsanalyse die Unterkühlung als signifikanter Einflussparameter auf die Wärmeübertragung im Verflüssiger benannt werden. Der Einfluss des Kältemaschinenöls SE170 auf die Wärmeübertragung mit unterschiedlichen Unterkühlungen und Massenstromdichten wird in Abbildung 5.11 dargestellt. Für geringe bis mittlere Massenstromdichten ist kein signifikanter Einfluss von unterschiedlichen Unterkühlungen zu erkennen. Für höhere Ölmassenanteile wird eine deutliche Reduktion des k-Wertes festgestellt. Bei zunehmendem Ölmassenanteil wird aufgrund der starken Viskositätsänderung des Gemischs im Vergleich zum reinen Kältemittel von einer zunehmender Reduktion der Turbulenz, primär in der Unterkühlung, ausgegangen. Durch die experimentell ermittelten Daten kann für höhere Ölmassenanteile ein zunehmend negativer Einfluss des Öls bei steigender Unterkühlung festgestellt werden.

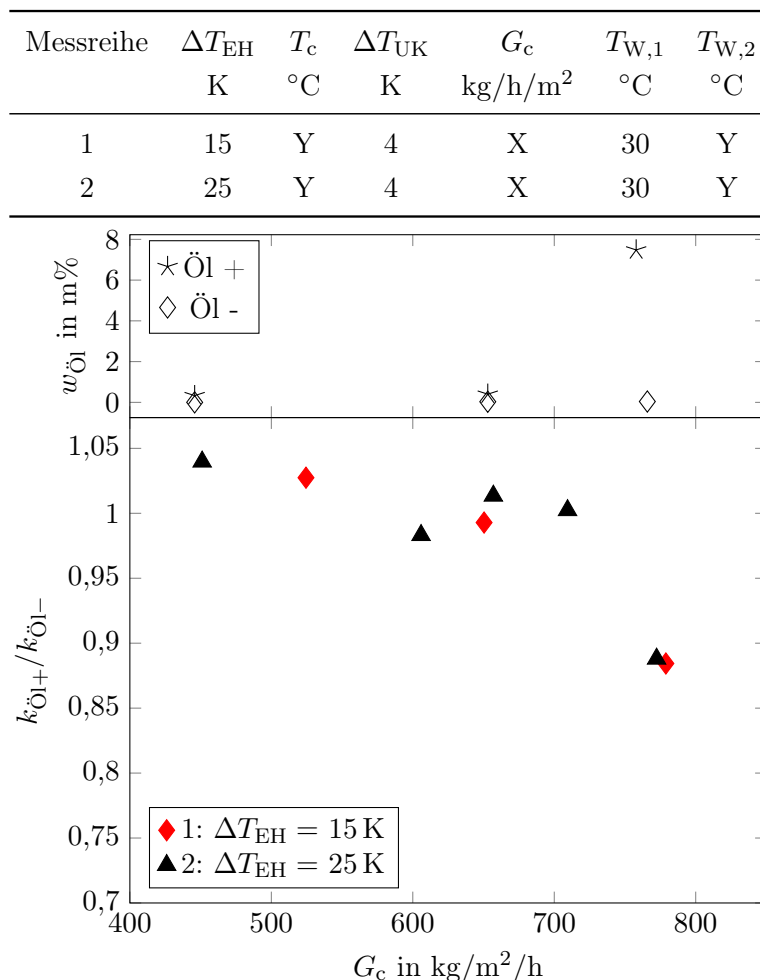


Abbildung 5.12.: Einfluss des Öls SE170 auf den k-Wert bei unterschiedlichen Massenstromdichten und Enthitzungswerten

Der Einfluss des Öls SE170 auf den Wärmedurchgang im Verflüssiger bei variierten Massenstromdichten und Enthitzungswerten wird in Abbildung 5.12 dargestellt. Wird der Quotient $k_{\text{Öl}+}/k_{\text{Öl}-}$ über der Massenstromdichte aufgetragen, ist der negative Einfluss des Öls für höhere Ölmasseanteile ersichtlich. Dieser Einfluss wird sowohl für eine Enthitzung von 15 K als auch für 25 K festgestellt und somit kein kausaler Zusammenhang zwischen der Enthitzungsänderung und dem Ölmasseanteil erkannt. Das Öl kann auf Grund der höheren Temperaturen und infolgedessen der geringeren Viskosität einfacher von der Rohroberfläche abfließen. Zudem kann das Öl durch veränderte Strömungsgeschwindigkeit, in Folge der Dichteänderung des Kältemittels bei konstanter Massenstromdichte, besser abtransportiert werden. Weiterhin wird davon ausgegangen, dass der Öleinfluss auf die Enthitzungszone im Wärmeübertrager durch größere Wärmewiderstände wie der Unterkühlung nicht sichtbar wird. Ein weiterer Aspekt für den Verlauf der Messpunkte liegt in der Vereinfachung, welche aus der Berechnung des k-Wertes resultiert. Durch die Konfiguration des Verflüssigers als Zweipass-Wärmeübertrager liegt die Enthitzungszone auf der gegenüberliegenden Seite der Temperaturmessstellen des

Wassers (siehe Abbildung 4.1). Somit werden Einflüsse der Enthitzungszone im Temperaturmodell nicht unmittelbar erfasst. Die höhere Temperaturdifferenz gleicht die geringere Wärmeübergänge der Enthitzung aus.

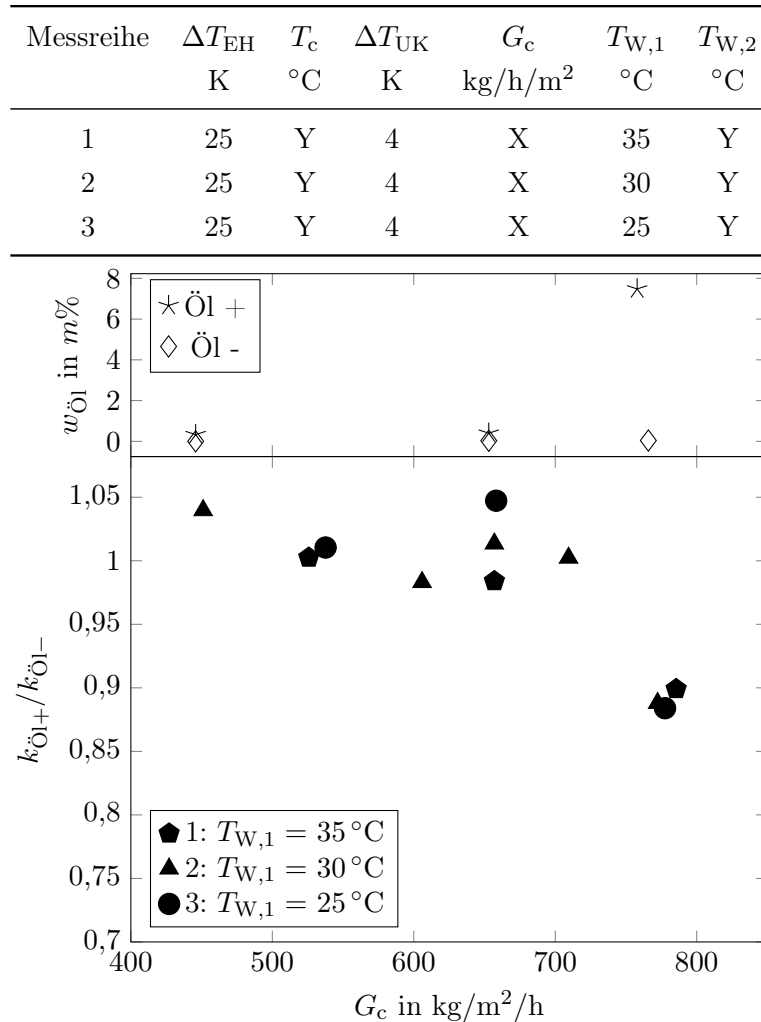


Abbildung 5.13.: Einfluss des Öls SE170 auf den k-Wert bei unterschiedlichen Massenstromdichten und Temperaturniveaus

In Abbildung 5.13 wird die Wirkung des Öls auf die Wärmeübertragung im Verflüssiger bei unterschiedlichen Temperaturniveaus und Massenstromdichten dargestellt. Weiterhin wird der Ölmasseanteil im Kältemittelmassenstrom gezeigt. Für geringe Ölmasseanteile kann keine belastbare Aussage über den Einfluss des Öls in Abhängigkeit der Temperaturniveauänderung getroffen werden. Die Wirkung des Öls zeigt sich bei höheren Ölmasseanteilen, in welchen das Temperaturniveau eine untergeordnete Rolle spielt. Unterschiede bei kleineren bis mittleren Massenstromdichten werden als ein Rauschen der Messpunkte interpretiert.

Durch die Sensitivitätsanalyse und der Untersuchung zum Öleinfluss von SE170 mit dem Kältemittel R134a, können folgende Erkenntnisse innerhalb des betrachteten Bereichs festgehalten werden:

- Die Kondensation als latente Wärmeübertragung weist im untersuchten Bereich um bis zu 33 % höhere Wärmedurchgangskoeffizienten auf als eine Kombination aus Enthitzung, Kondensation und Unterkühlung. Mit steigender Massenstromdichte nimmt der Unterschied durch den zunehmenden Wärmewiderstand durch die Kondensatdicke und höheren Geschwindigkeiten ab (siehe Seite 50).
- Als bedeutender Wärmewiderstand im Verflüssiger kann die Kältemittelunterkühlung benannt werden. Geringe Änderungen der Unterkühlung wirken sich stark auf den durchschnittlichen Wärmeübertragungskoeffizienten aus. Die geringen Strömungsgeschwindigkeiten und Temperaturdifferenzen führen zu einem limitierenden Faktor im Wärmeübertrager (siehe Seite 51f).
- Eine vergrößerte Enthitzungszone sowie ein verändertes Temperaturniveau wirken sich in einer untergeordneten Rolle verhältnismäßig schwach auf die Effizienz des Wärmeübertragers aus (siehe Seite 53-58).
- Der Effekt einer höheren Ölmassenkonzentration im Kältemittel wirkt sich auf die latente Wärmeübertragung weniger stark aus, als eine Kombination aus sensibler und latenter Wärmeübertragung. Die Unterkühlung wird am stärksten durch das Öl beeinflusst.
- Der Öleinfluss auf den Verflüssiger wird mit bis zu 15 % bei maximal 7,5 m% Öl als moderat interpretiert. Es wird davon ausgegangen, dass durch das ständige Abfließen des Kondensats mit Öl keine Anreicherung dessen am Rohr stattfindet.

6. Strömungssieden

Eine Bauweise von Rohrbündelverdampfern ist der Trockenexpansionsverdampfer, in welchem das Kältemittel innerhalb der Rohre verdampft und das Sekundärfluid, hier Wasser, auf der Rohraußenseite strömt. Es wird auch von einem Strömungssieden gesprochen. Im Folgenden werden Ergebnisse zu einer Sensitivitätsanalyse mit Blick auf die Massenstromdichte, die Kältemittelüberhitzung, den Dampfmassenanteil am Eintritt und das Temperaturniveau vorgestellt. Weiterhin wird der Einfluss des Kältemaschinenöls SE170 mit dem Kältemittel R134a diskutiert. Der verwendete Prüfstand wird in Kapitel 3.2 beschrieben. Die experimentell ermittelten Daten werden im Anhang in Kapitel A.10 dargestellt. Der Volumenstrom des Sekundärfluids wird nicht aktiv variiert und wird auf den maximal möglichen Volumenstrom eingestellt, der durch die Pumpe im Prüfstand gefördert werden kann.

6.1. Sensitivitätsanalyse

Im Verdampfer wird das Kältemittel sowohl verdampft als auch überhitzt. Dies ist zur Gewährleistung eines sicheren Betriebs des Verdichters notwendig. Die Verdampfung des Kältemittels repräsentiert die latente Wärmeübertragung. Die Überhitzung stellt die sensible Wärmeübertragung dar. Der Einfluss der Massenstromdichte sowie der Überhitzung auf den Wärmedurchgangskoeffizienten wird in Abbildung 6.1 dargestellt. Es ist zu erkennen, dass sich eine steigende Massenstromdichte positiv auf den Wärmedurchgang auswirkt. Wie in Abschnitt 2.4 beschrieben, wirkt sich eine vollständige Benetzung der Rohrwand positiv aus. Aufgrund der steigenden Massenstromdichte wird die Turbulenz der Rohrströmung erhöht und somit die Benetzung des Rohres verbessert. Die spiralförmige Rippenstruktur auf der Rohrinneinnenseite (siehe Abbildung A.7) begünstigt ebenfalls diesen Effekt. Dies trifft primär auf die Schwall- und Ringströmung zu. Ein Austrocknen der Rohroberfläche hat einen signifikanten Einfluss auf die Wärmeübertragung (siehe im Anhang Abbildung 2.10). Um das Kältemittel zu überhitzen, wird eine Austrocknung der Rohre zwangsläufig erforderlich. Es bedarf einen hohen Flächenanteil im Rohr aufgrund des geringeren Wärmeübergangs. Dadurch kann der sinkende Wärmedurchgangskoeffizient mit steigender Überhitzung erklärt werden. Mit höherer Massenstromdichte nimmt dieser Einfluss ab, da die sensible Wärmeübertragung in Form der Überhitzung stark geschwindigkeitsabhängig ist. Dadurch sinkt der Unterschied zwischen den Wärmeübergangskoeffizienten von der Verdampfung zur Überhitzung. Durch das vereinfachte LMTD-Modell wird die tatsächliche mittlere log-

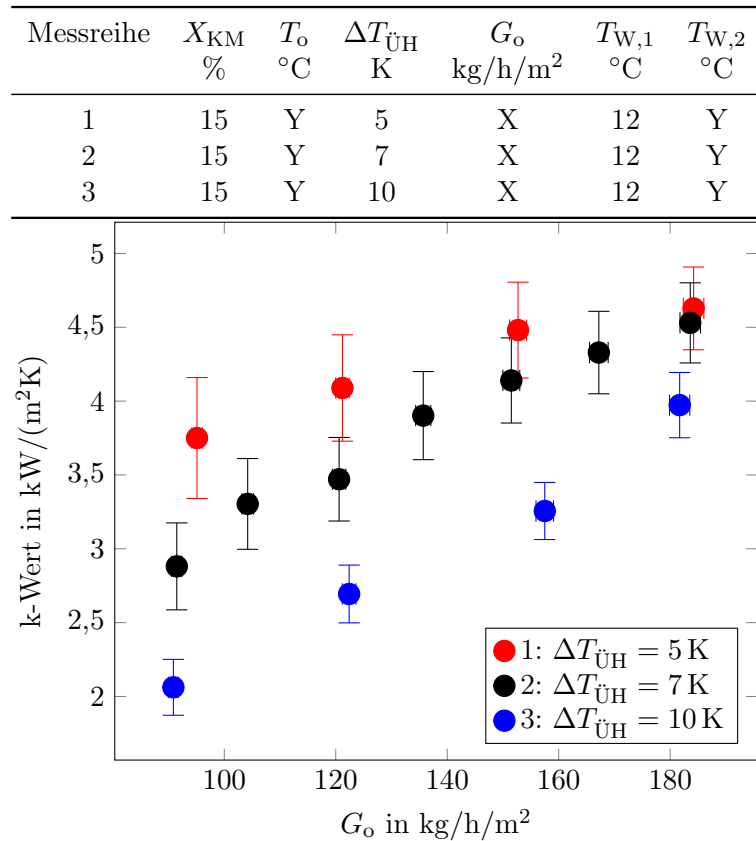


Abbildung 6.1.: Einfluss der Überhitzung des Kältemittels auf den Wärmedurchgang im Verdampfer mit R134a bei Variierung der Massenstromdichte

arithmische Temperaturdifferenz der Überhitzung für höhere Überhitzungswerte überschätzt. Hierdurch würde bei der tatsächlichen LMTD für die Überhitzung ein höherer Wärmedurchgangskoeffizient erwartet werden und somit ein größerer k-Wert des gesamten Verdampfers. Nach dieser Überlegung wird ein geringerer Einfluss der Überhitzung auf die Wärmeübertragung, als im Diagramm zu erkennen, erwartet.

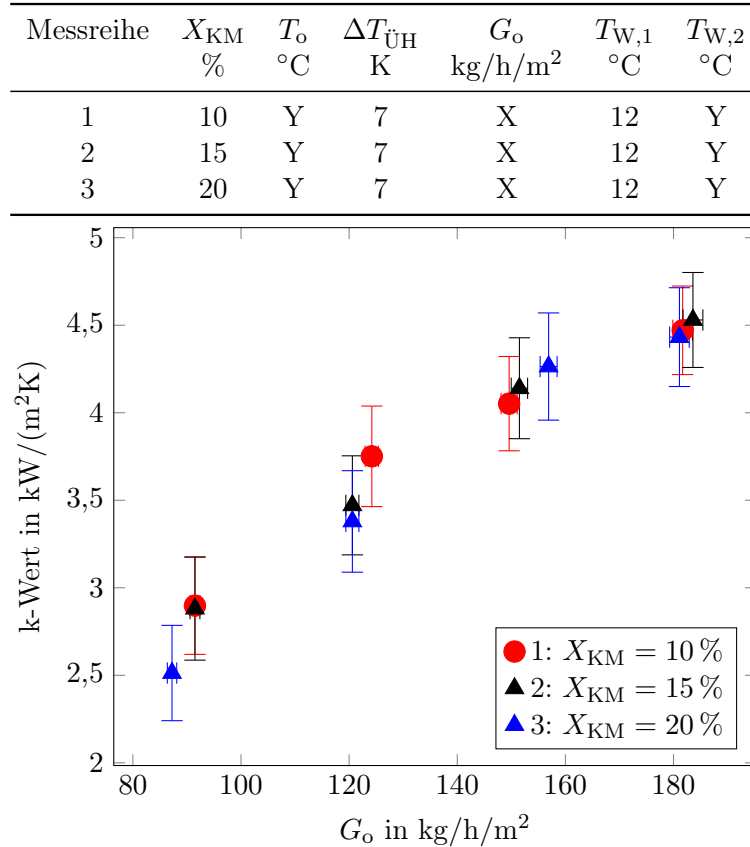


Abbildung 6.2.: Einfluss des Dampfmassenanteils auf den Wärmedurchgang im Verdampfer mit R134a bei Variierung der Massenstromdichte

In Abbildung 6.2 wird der Einfluss des Dampfmassenanteils und der Massenstromdichten auf den Wärmedurchgangskoeffizienten dargestellt. Für kleinere bis mittlere Massenstromdichten kann tendenziell ein positiver Effekt bei niedrigen Dampfmassenanteilen erkannt werden. Es wird davon ausgegangen, dass bei geringen Dampfmassenanteilen eine Blasenströmung vorliegt. Steigt dieser an, wird der Bereich der Blasenströmung geringer und die Eintrittsbedingung entspricht mehr einer Schichtenströmung. Da für kleinere Wärmestromdichten die Blasenströmung höhere Wärmedurchgangskoeffizienten aufweist als die Schichtenströmung, wird ein höherer gesamter k-Wert für geringere Wärmestromdichten gemessen (siehe Abbildung 2.10). Für höhere Massenstromdichten wird der Einfluss des Dampfmassenanteils geringer. Nimmt die Wärmestromdichte durch die steigende Massenstromdichte zu, wird sich dem Verlauf der Kurve α_B in Abbildung 2.10 angenähert und die Eintrittsströmung spielt eine untergeordnete Rolle.

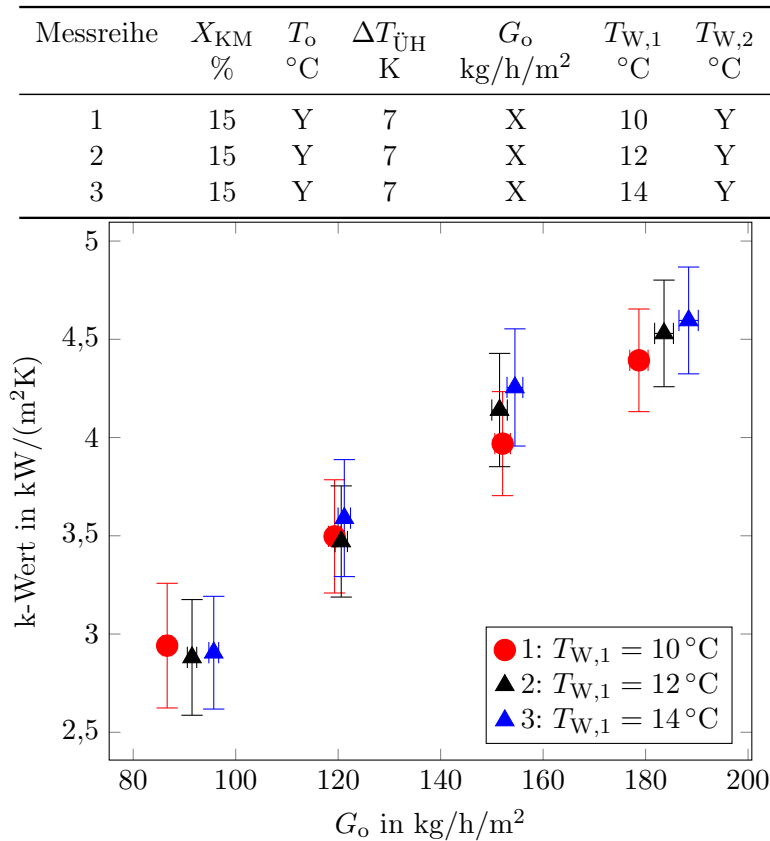


Abbildung 6.3.: Einfluss des Temperaturniveaus auf den Wärmedurchgang im Verdampfer mit R134a bei Variierung der Massenstromdichte

Durch Änderungen der Wassereintrittstemperatur $T_{\text{W},1}$ wird die Verdampfung des Kältemittels im Verdampfer in Bezug auf das Temperaturniveau geändert. Neben dieser wird auch die Massenstromdichte variiert und in Abbildung 6.3 dargestellt. Bei einer Änderung der Temperatur um maximal 4 K wird ein vergleichsweise geringer Einfluss festgestellt. Weiterhin ist kein klarer Trend für die Änderung des Temperaturniveaus erkennbar. Für die überflutete Verdampfung (siehe Abschnitt 7.1) oder die Verflüssigung (siehe Abbildung 5.5) sind Änderungen des Temperaturniveaus signifikanter. Es wird davon ausgegangen, dass die Änderung der Temperatur und deren Einfluss auf die Stoffgrößen von Sekundärfluid und Kältemittel gegenüber von Strömungsformen, Massenstromdichten und Überhitzungen eine untergeordnete Rolle spielen.

6.2. Einfluss von SE170 auf das Strömungssieden

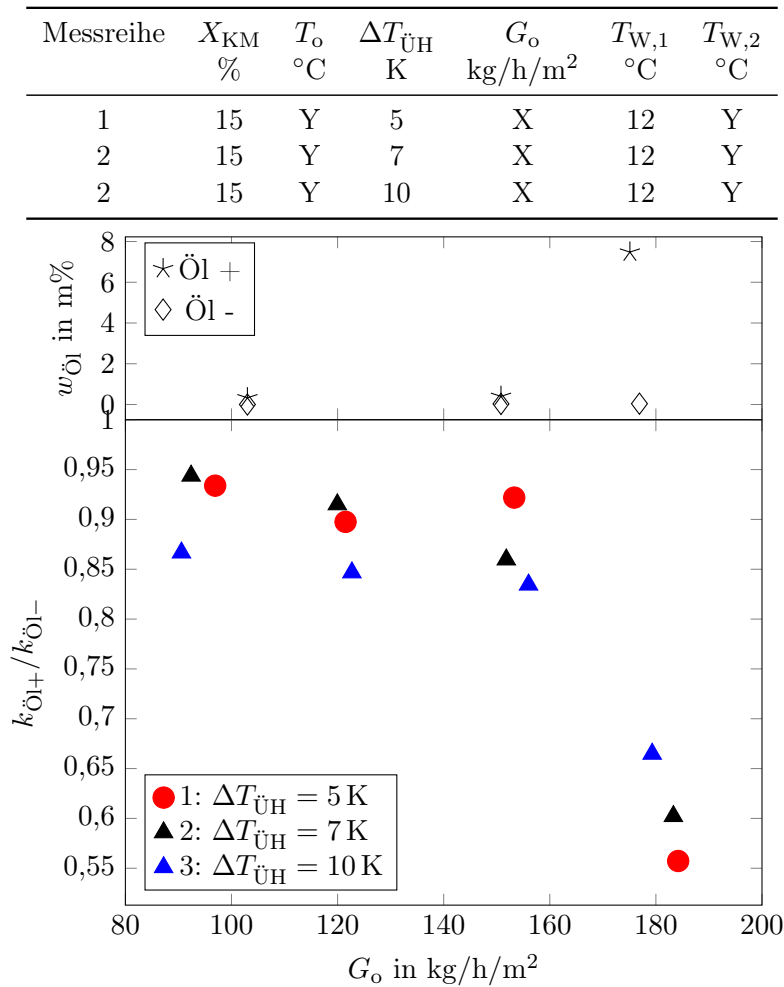


Abbildung 6.4.: Einfluss von SE170 auf die Wärmeübertragung im Verdampfer mit R134a bei unterschiedlichen Überhitzungswerten und Massenstromdichten; Ölmasseanteil des Gemischs im Betrieb ohne und mit externem Ölabscheider

Wird der Einfluss des Öls SE170 auf die Wärmeübertragung im Verdampfer untersucht, werden Messungen mit einem höheren Ölmasseanteil mit niedrigeren Konzentrationen verglichen. In Abbildung 6.4 werden die gemessenen Ölmasseanteile der Anlage mit ($k_{\ddot{O}l+}$) und ohne ($k_{\ddot{O}l-}$) externem Ölabscheider in Abhängigkeit der Massenstromdichte im Verdampfer dargestellt. Des Weiteren wird der Einfluss des Öls auf den Wärmedurchgangskoeffizienten bei unterschiedlichen Überhitzungswerten und Massenstromdichten dargestellt. Im Blick auf Letzteres kann stets eine negative Auswirkung des Öls erkannt werden. Hierbei wirkt sich das Öl bei höheren Überhitzungen stärker aus als bei kleineren. Steigt der Ölmasseanteil bei größeren Massenstromdichten an, wird der Einfluss signifikant und der k-Wert fällt um bis zu 44 %. Für kleinere Ölmasseanteile und höhere Kältemittelüberhitzungen ist der Öleinfluss sensibler. Aufgrund

der deutlich geringeren Wärmeübergangskoeffizienten der Überhitzung zur Verdampfung wird der dort ersichtliche Öleinfluss der Überhitzungszone zugeschrieben. Bei einer steigenden Überhitzung wird mehr Fläche zur Wärmeübertragung notwendig und mehr Öl benetzt die Wärmeübertragungsfläche, welche nicht zusätzlich mit flüssigem Kältemittel in Kontakt steht. Das Öl wirkt im Bereich der Überhitzung als zusätzlicher Wärmewiderstand an der Rohrwand. Steigt der Ölmassenanteil signifikant an, wird die latente Wärmeübertragung (also die Verdampfung des Kältemittels) stark beeinflusst. Bei der vorliegenden Kältemittel-/Ölkombination wird eine Phasentrennung in eine öl- und kältemittelreiche Phase erwartet. Dies wird im Prüfstand zur Untersuchung des Blasensiedens (überflutete Verdampfung) in einem Schauglas beobachtet (siehe Abbildung 7.7) und Mischungslückendiagramm A.17 (Anhang). Es wird davon ausgegangen, dass das Öl nicht nur die Überhitzung sondern auch die Verdampfung selbst beeinflusst und die ölreiche Phase Wärmeübertragungsfläche der latenten Wärmeübertragung minimiert. Bei geringeren Überhitzungen ist das Flächenverhältnis zwischen latenter Wärmeübertragung größer. Der Öleinfluss auf die Verdampfung, also der Wärmeübergang mit einem hohen Wärmeübergangskoeffizienten wird stärker. Die Reduktion des k -Werts wird signifikanter als bei Messungen mit 10 K Überhitzung. In diesem Fall ist das Flächenverhältnis zwischen Verdampfung und Überhitzung kleiner und somit auch der Einfluss der ölreichen Phase auf die Verdampfung.

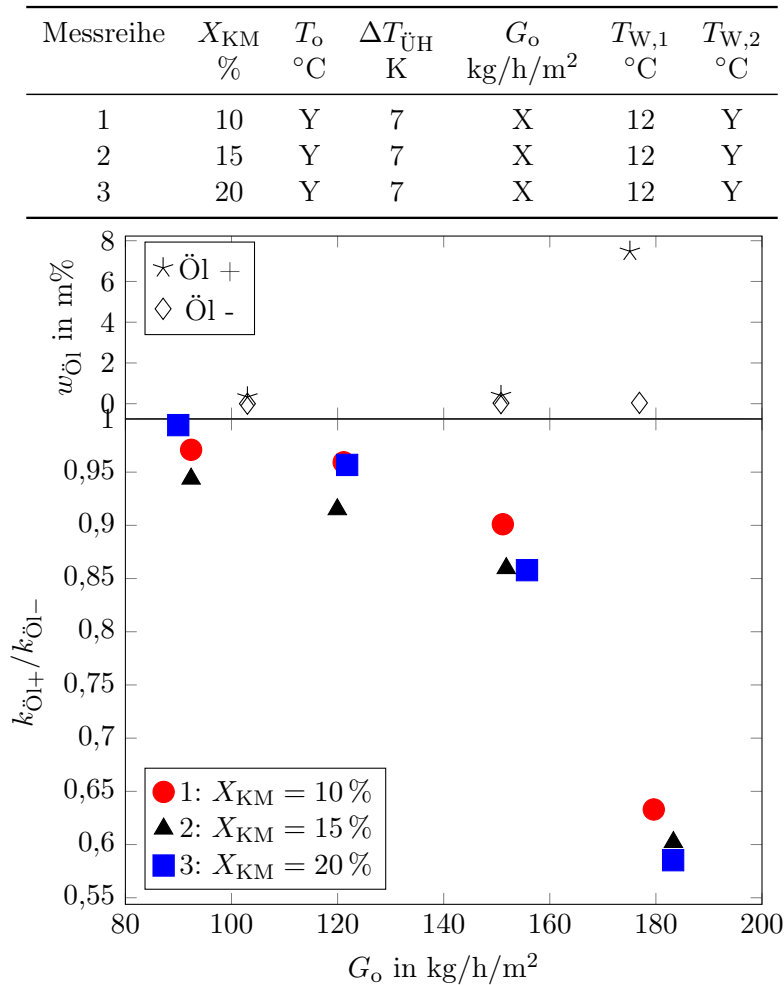


Abbildung 6.5.: Einfluss von SE170 auf die Wärmeübertragung im Verdampfer mit R134a bei unterschiedlichen Dampfmassenanteilen und Massenstromdichten; Ölmasseanteil des Gemischs im Betrieb ohne und mit externem Ölabscheider

In Abbildung 6.5 wird der Einfluss des Ölmasseanteils, sowie dieser selbst, abhängig von der Massenstromdichte dargestellt. Neben der Massenstromdichte wird die Eintrittsbedingung des Kältemittels durch Änderung des Dampfmasseanteils variiert. Der Wärmedurchgangskoeffizient des Verdampfers nimmt mit steigender Massenstromdichte und Ölgehalt ab. Der Einfluss des Öls in Bezug auf den Dampfgehalt ist nicht klar zu erkennen. Die geringen Unterschiede werden als Rauschen von Messdaten interpretiert. Als weiterer Einflussparameter wird das Temperaturniveau untersucht. Es werden Wasservorlauftemperaturen im Verdampfer variiert, welche sich auf die Verdampfungstemperatur auswirken. Neben den Temperaturen wird die Massenstromdichte und der Ölmasseanteil geändert. Die experimentell ermittelten Ergebnisse sowie das Verhältnis zwischen Messungen mit einem höheren Ölmasseanteil zu Messungen mit niedrigem Ölmasseanteil werden in Abbildung 6.6 gezeigt. Für geringe Massenstromdichten von rund 90 kg/h/m² weisen die Messpunkte des Temperatureinflusses unterschiedlich

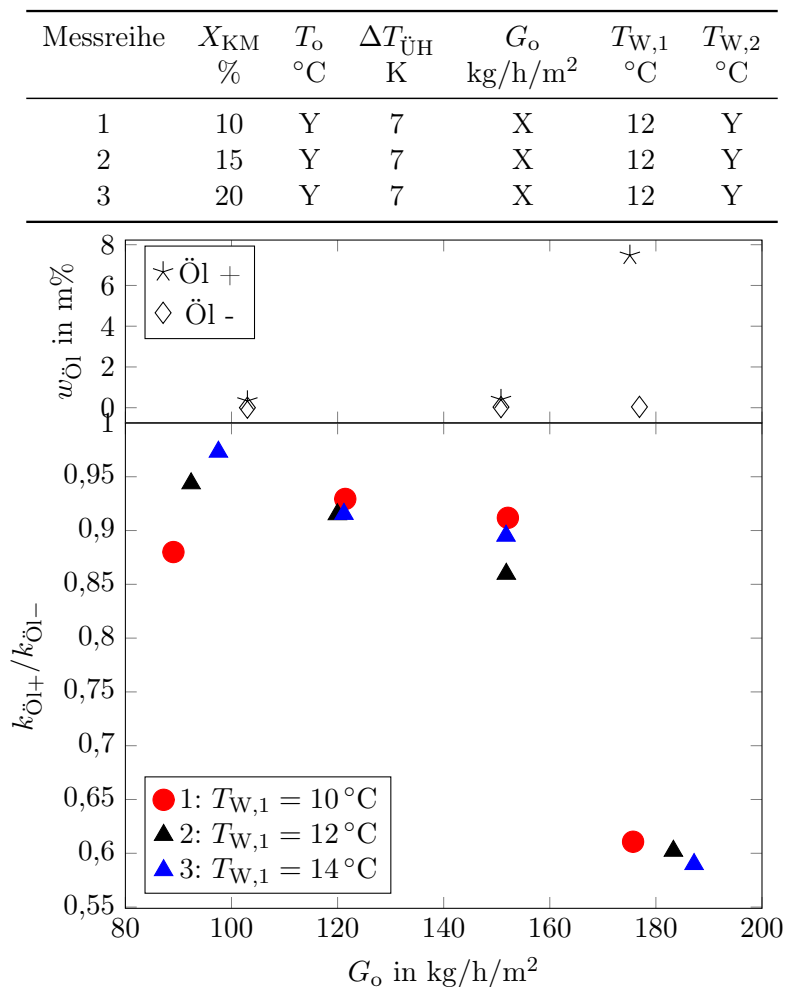


Abbildung 6.6.: Einfluss von SE170 auf die Wärmeübertragung im Verdampfer mit R134a unterschiedlicher Temperaturniveaus und Massenstromdichten; Ölmasseanteil des Gemischs im Betrieb ohne und mit externem Ölabscheider

sensitive Reaktionen in Bezug auf die Ölmassekonzentration auf. Messungen mit niedrigem Temperaturniveau und geringen Massenstromdichten werden stärker durch das Öl beeinflusst als bei höheren Temperaturniveaus. Es liegt die Vermutung nahe, dass die Phasenseparation in eine kältemittel- und öltreiche Phase bei geringeren Temperaturen ausgeprägter vorliegt. In Kombination mit der kleineren Massenstromdichte und der somit schlechteren Benetzung der Rohrrinnenseite, werden geringere Wärmedurchgangskoeffizienten gemessen. Steigt die Massenstromdichte an, spielt dieser Effekt eine untergeordnete Rolle. Steigt die Ölmassekonzentration stark an, wird der Effekt des Öls dominant und der Temperatureinfluss rückt in den Hintergrund.

Durch die Sensitivitätsanalyse und der Untersuchung zum Öleinfluss von SE170 mit dem Kältemittel R134a auf die Wärmeübertragung im Verdampfer können folgende Erkenntnisse innerhalb des betrachteten Bereichs festgehalten werden:

- Änderungen der Massenstromdichte wirken sich signifikant auf den Wärmedurchgang aus. Dies kann auf die verbesserte Benetzung der Rohrinneiseite mit Kältemittel bei höheren Massenstromdichten zurückgeführt werden (siehe Seite 65-66).
- Die Größe der Überhitzungszone des Kältemittels als sensible Wärmeübertragung wirkt sich stark sensitiv auf den k-Wert aus. Die Überhitzung des Kältemittels, als sensible Wärmeübertragung weist signifikant schlechtere Wärmeübergangskoeffizienten im Vergleich zur latenten Wärmeübertragung auf (siehe Seite 65).
- Die Änderung von Dampfmassenanteilen am Eintritt oder dem Temperaturniveau spielen eine untergeordnete Rolle im Vergleich zu den anderen Einflussgrößen (siehe Seite 67-68).
- Mit steigendem Ölmassenanteil im Kältemittel wird ein stets negativer Einfluss, mit einer Reduktion bis zu 44 % auf die Wärmeübertragung, festgestellt. Es wird davon ausgegangen, dass bei geringen Ölmassenanteilen die sensible Wärmeübertragung stärker als die latente Wärmeübertragung beeinflusst wird. Für höhere Massenstromdichten und Ölmassenanteile wirkt sich das Öl zunehmend auf die latente Wärmeübertragung aus (siehe Seite 69f).
- Die maximalen Reduktionen durch höhere Ölkonzentrationen des k-Werts werden bei niedrigen Überhitzungen, hohen Dampfmassenanteilen und geringen Temperaturniveaus ermittelt.

7. Blasensieden

Im folgenden Kapitel werden die experimentell ermittelten Ergebnisse der untersuchten Kältemittel-/Ölkombinationen beim Blasensieden dargestellt und diskutiert. Es werden Ergebnisse für die Kältemittel R134a, R1234ze(E) und Propan gezeigt. Es wird der Einfluss der Wärmestromdichte $\dot{q}_{\text{oa}}$, der Sättigungstemperatur T_{sat} , der Strömungsgeschwindigkeit des Sekundärfluids v_{W} und der Ölmassenkonzentration $w_{\text{Öl}}$ dargestellt und diskutiert. Der Einfluss der Polyolesteröle SE170, SE170 mit Additivierung, SEZ100 und SE55 und Polyalkylenglykole PAG150 und PAG100 auf die überflutete Verdampfung wird bei unterschiedlichen Ölmassenkonzentrationen untersucht. Die Untersuchungen des strukturierten GEWA B6H Rohres und des niederberippten GEWA K Rohres werden am Prüfstand für das Blasensieden (siehe Abschnitt 3.1) durchgeführt. Die experimentell ermittelten Daten werden im Anhang in den Kapiteln A.11, A.12 und A.13 dargestellt.

7.1. Sensitivitätsanalyse des strukturierten GEWA B6H Rohres

Zur Untersuchung der strukturierten Rohrrinnenseite und deren Einfluss auf den inneren Wärmeübergang wird die Strömungsgeschwindigkeit des Sekundärfluids bei den Sättigungstemperaturen 3 °C, 7 °C und 11 °C bei unterschiedlichen Wärmestromdichten variiert. In Abbildung 7.1 wird der Einfluss der Strömungsgeschwindigkeit des Sekundärfluids auf der Rohrrinnenseite beispielhaft für $T_{\text{sat}} = 7\text{ °C}$ gezeigt. Der Wärmedurchgang wird um 23 % in Folge der Reduzierung der Strömungsgeschwindigkeit von 2,5 m/s auf 1,5 m/s gemessen. Im Vergleich zur Wärmestromdichte kann der Einfluss als signifikant angesehen werden. Durch die Änderung der Strömungsgeschwindigkeit wird die Turbulenz des Sekundärfluids der vorherrschenden Strömung beeinflusst. Hierbei wirkt sich diese positiv auf die Wärmeübertragung aus. Durch den starken Einfluss der Strömungsgeschwindigkeit, kann davon ausgegangen werden, dass der innere Widerstand als der Limitierende am Rohr angesehen werden kann.

Um den Einfluss von Betriebspunkten mit unterschiedlicher Leistung zu untersuchen, wird die Wärmestromdichte variiert. Es kann festgehalten werden, dass sich bei den Kältemitteln R1234ze(E) und R134a eine Steigerung der Wärmestromdichte positiv auswirkt. Bei Propan wird ein solches Verhalten im untersuchten Bereich deutlich schwächer beobachtet. Durch die Steigerung der Wärmestromdichte wird die Temperaturdifferenz zwischen der Rohraußenwand und der Sättigungstemperatur erhöht.

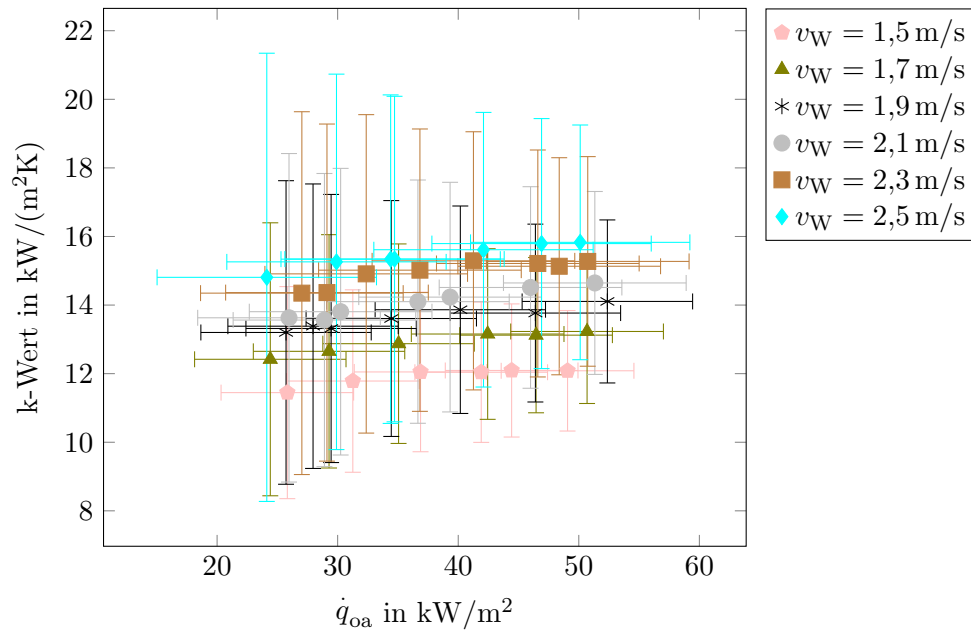


Abbildung 7.1.: Einfluss der Strömungsgeschwindigkeit des Sekundärfluids auf den Wärmedurchgang bei R134a und $T_{\text{sat}} = 7^\circ\text{C}$

Dies führt dazu, dass mehr potenzielle Keimstellen zur Entstehung von Blasen aktiv sind. Durch eine höhere Keimstellenanzahl wird die Wärmeübertragung verbessert. Zudem nimmt die Wärmemenge pro Keimstelle mit zunehmender Wärmestromdichte und Temperatur zu. Mit Hilfe der Gleichungen 2.11, 2.12 und 2.13 sowie der Verdampfungsenthalpie ΔH kann eine Wärmeleistung bezogen auf eine Keimstelle berechnet werden. Abbildung 7.3 veranschaulicht diese. Nach Gleichung 2.11 wird für R134a bei $T_{\text{sat}} = 7^\circ\text{C}$ und $\dot{q}_{oa} = 45 \text{ W/m}^2/\text{K}$ ein Blasendurchmesser von 0,92 mm berechnet für Propan liegt dieser bei 1,0 mm, der Durchmesser von R1234ze(E) liegt noch unterhalb von dem von R134a. Durch die höhere Verdampfungsenthalpie von R290 zu R134a kann trotz der geringeren Dichte des Dampfes mehr Wärme pro Blase übertragen werden. Weiterhin ist für die Entstehung von großen Blasen eine geringere Wandüberhitzung notwendig (siehe Abschnitt 2.3.1). Jedoch neigen die Dampfblasen von Propan eher zur Akkumulation mit benachbarten Blasen aufgrund der geringeren Oberflächenspannungen.

Die Untersuchung der Sättigungstemperatur auf den Wärmedurchgang wird beispielhaft in Abbildung 7.4 mit R134a dargestellt. Es kann festgehalten werden, dass der Wärmedurchgang bei steigender Sättigungstemperatur verbessert wird. Da die Änderung der Sättigungstemperatur sowohl Einfluss auf den äußeren als auch auf den inneren Wärmeübergang mit sich bringt, wird in Abbildung 7.4 zudem der Wärmedurchgang bei konstantem inneren Wärmeübergang dargestellt. Da die Sättigungstemperatur des Kältemittels primär durch das vorherrschende Temperaturniveau des Wassers beeinflusst wird, muss der Einfluss auf den äußeren Wärmeübergang und der gesamte Wärmedurchgang differenziert betrachtet werden. Durch die Änderung der Wassertemperatur und deren Einfluss auf die Stoffgrößen des Wassers wird bei steigender Temperatur

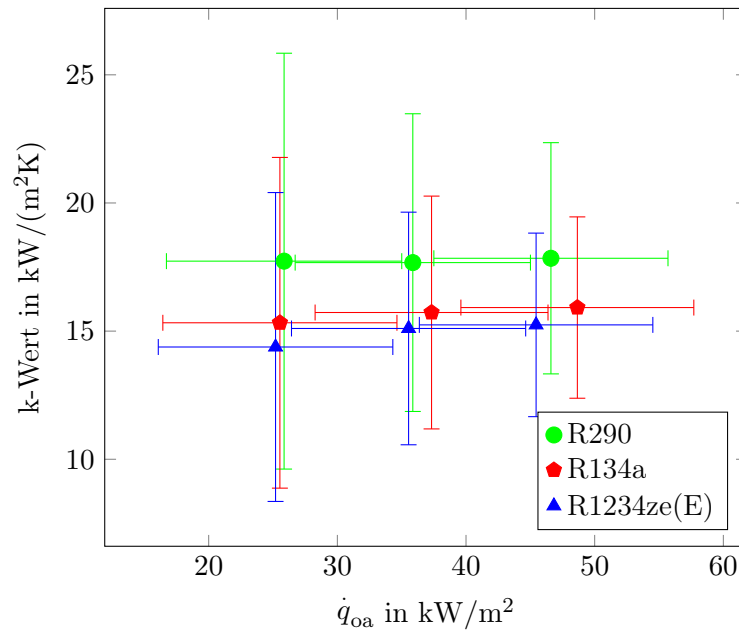


Abbildung 7.2.: Einfluss der Wärmestromdichte auf den Wärmedurchgang bei R134a, R1234ze(E) und Propan bei $T_{\text{sat}} = 7^\circ\text{C}$

die Reynolds-Zahl erhöht und die Prandtl-Zahl gesenkt. Nach Gleichung 4.6 wird die Nusselt-Zahl in Folge der Temperaturerhöhung gesteigert, was sich letztlich in einer signifikanten Änderung des inneren Wärmeübergangs ausdrückt. Um die Frage nach dem Einfluss der Sättigungstemperatur zu beantworten, wird die Wärmeübertragung auf der Innenseite durch die Anpassung der Strömungsgeschwindigkeit des Wassers konstant gehalten. Dies geschieht unter der Annahme, dass die Korrelation den inneren Wärmeübergang fehlerfrei abbildet. Durch die steigende Temperatur steigt die Reynolds-Zahl und sinkt die Prandtl-Zahl. Wird zur Erläuterung des Verlaufs die entwickelte Korrelation (Gleichung 8.6) für reine Kältemittel (siehe Kapitel 8.1) herangezogen, wird durch die Betrachtung der Exponenten von Reynolds- und Prandtl-Zahl ersichtlich, dass der Einfluss Letzterer bedeutend größer ist. Da der größere Wärmewiderstand auf der Rohrinnenseite liegt, wie in der Untersuchung zur Strömungsgeschwindigkeit gezeigt, wirken sich Änderungen auf der Rohrinneite stärker auf den Wärmedurchgang aus, als Änderungen des äußeren Wärmeübergangs. Somit kann festgehalten werden, dass sich für den Wärmedurchgang eine höhere Sättigungstemperatur positiv auswirkt, wohingegen sie sich für den Wärmeübergang im Kältemittel negativ auswirkt.

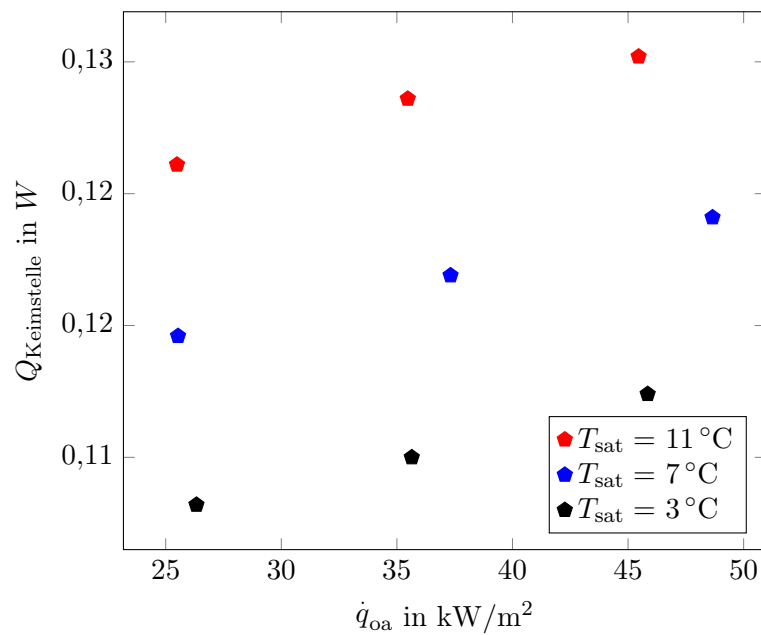


Abbildung 7.3.: Übertragene Wärmemenge an einer Keimstelle von R134a bei unterschiedlichen Sättigungstemperaturen und Wärmestromdichten

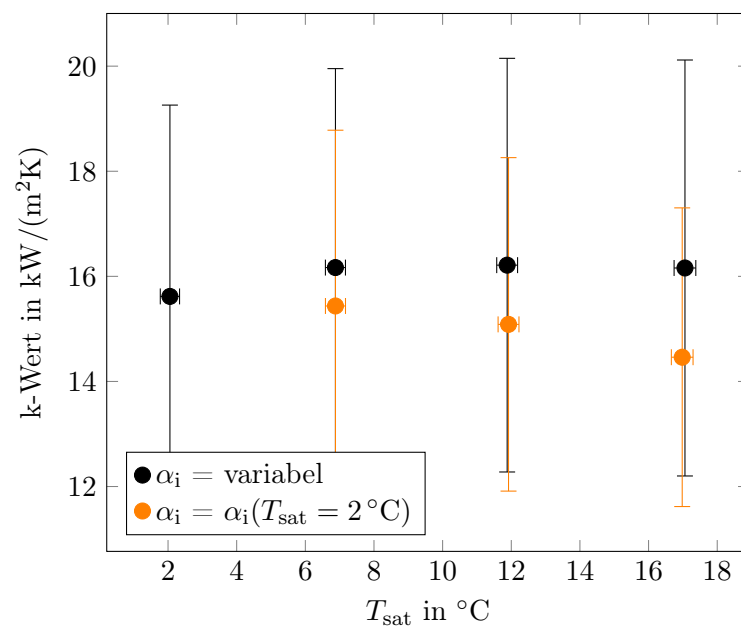


Abbildung 7.4.: Einfluss der Sättigungstemperatur auf den Wärmedurchgang bei R134a mit $\dot{q}_{oa} = 45 \text{ kW/m}^2$

7.2. Kältemittel-/Ölkombinationen an strukturierten Rohren

Im Folgenden werden die experimentell ermittelten Daten für R134a und R1234ze(E) mit unterschiedlichen Ölmassenkonzentrationen der Kältemaschinenöle SE170, SEZ100 und SE55 dargestellt. Die ermittelten k-Werte der unterschiedlichen Ölmassenkonzentrationen werden durch die Messungen des reinen Kältemittels im Verhältnis dargestellt. Der Wirkung des Öls auf den Wärmedurchgang wird im Blick auf die Wärmestromdichte und der Sättigungstemperatur untersucht. Die Messpunkte werden stets von hoher zu geringer Wärmestromdichten gemessen. Liegt eine Kältemittel-/Ölkombination vor, wird der Prüfstand vor den Messungen bei einer hohen Wärmestromdichte ($\dot{q}_{\text{oa}} = 60 \text{ kW/m}^2$) betrieben, sodass sichergestellt wird, dass die gesamte Wärmeübertragungsfläche zur Verdampfung beiträgt. Wird auf dieses Vorgehen verzichtet kommt es am Rohr zu Bereichen, an welche keine Blasenentstehung zu beobachten ist. In diesem Fall ist keine Reproduzierbarkeit der Messergebnisse möglich. Dies wird beispielhaft in Abbildung 7.5 gezeigt.

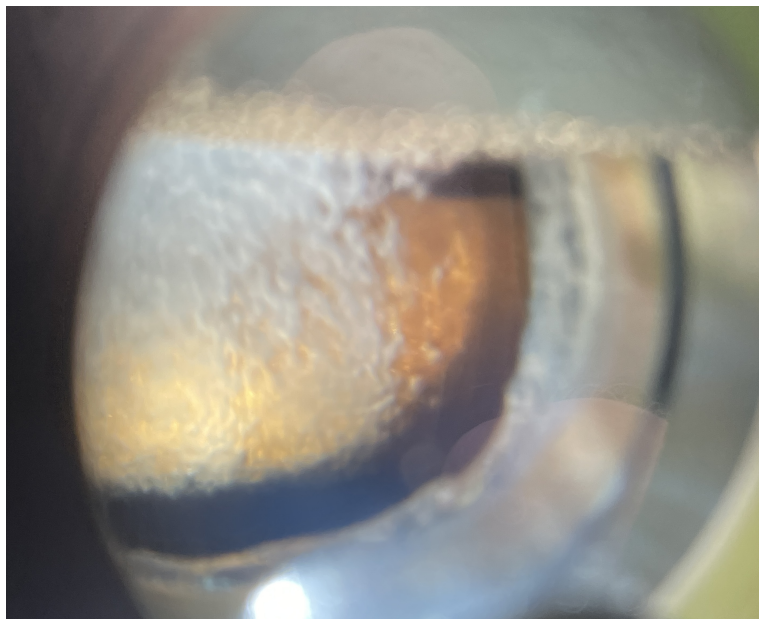


Abbildung 7.5.: Keine Blasenbildung an Teilen des Wärmeübertragerrohres GEWA B6H bei Kältemittel-/Ölgemischen

7.2.1. Kältemittel R134a

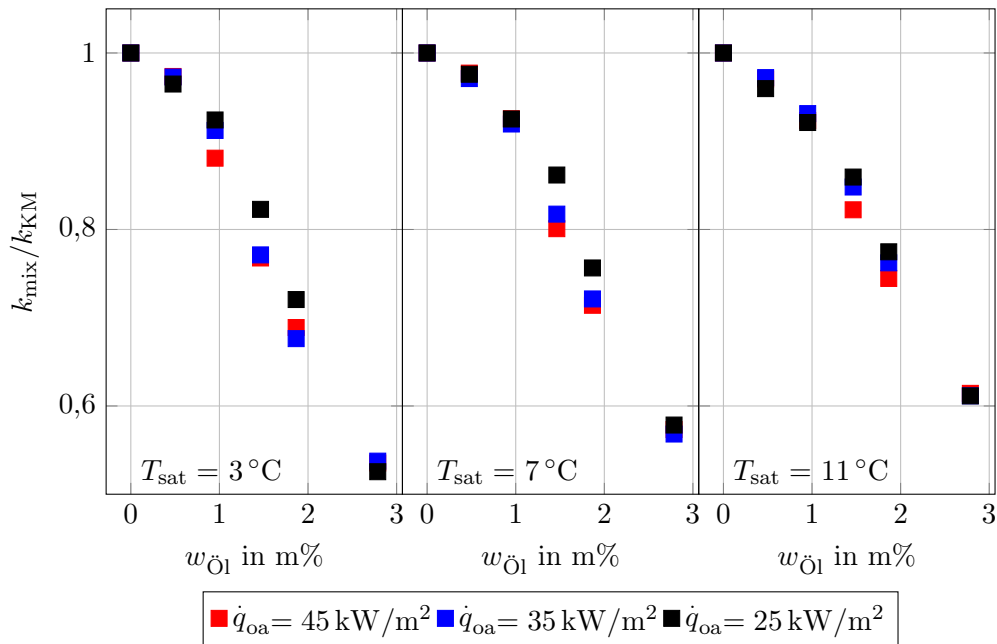


Abbildung 7.6.: Einfluss von SE170 auf den Wärmeübergang mit R134a bei unterschiedlicher Sättigungstemperatur und $v_W = 2,5 \text{ m/s}$

In Abbildung 7.6 wird der Einfluss von SE170 auf die Wärmeübertragung für R134a gezeigt. Das Öl beeinflusst die Wärmeübertragung stets negativ und reduziert den k-Wert bei 2,8 m%, $T_{\text{sat}} = 3^\circ\text{C}$ und $\dot{q}_{\text{oa}} = 25 \text{ kW/m}^2$ auf rund 52,5 % des k-Werts ohne Kältemaschinenöl. Bei steigender Sättigungstemperatur nimmt der Einfluss ab. Dies könnte auf die Viskositätsänderung des Öls infolge der Temperaturerhöhung zurückzuführen sein, welche hin zu höheren Temperaturen sinkt. Somit wird der signifikante Einfluss der Ölviskosität auf die Gemischviskosität verringert. Die Wärmestromdichte weist keinen signifikanten Einfluss auf. Ab einer Ölmassenkonzentration von 1 m% kann eine ölrreiche Phase im Schauglas des Prüflings beobachtet werden. Hierbei wird eine stärkere Trübung des Kältemittel-/Ölgemischs bei kleineren Sättigungstemperaturen und höheren Wärmestromdichten wie in Abbildung 7.7 dargestellt. Mit Blick auf das Mischungslückendiagramm A.17 (Anhang) wird ersichtlich, dass die untersuchten Betriebspunkte nahe der vom Hersteller ermittelten Phasenseparationslinie liegen. Es wird davon ausgegangen, dass sich bei einer starken Trübung das Kältemaschinenöl nicht mehr im flüssigen Kältemittel löst und sich somit eine ölrreiche Phase auf der Rohroberfläche bildet. Durch die Geometrie in Form von Kanälen und Hinterschnidungen kann sich das Öl daran anreichern und behindert die Entstehung neuer Dampfblasen. Der Wärmeübergang am Rohr wird stark beeinträchtigt. Dieses Phänomen wird bei anderen Kältemittel-/Ölkombinationen ebenfalls erwartet, jedoch ist eine bessere Mischbarkeit in den untersuchten Betriebspunkten gegeben und tritt daher in einer deutlich geringeren Intensität auf. Wird ein Vergleich der untersuchten POE-Öle mit dem Kältemittel

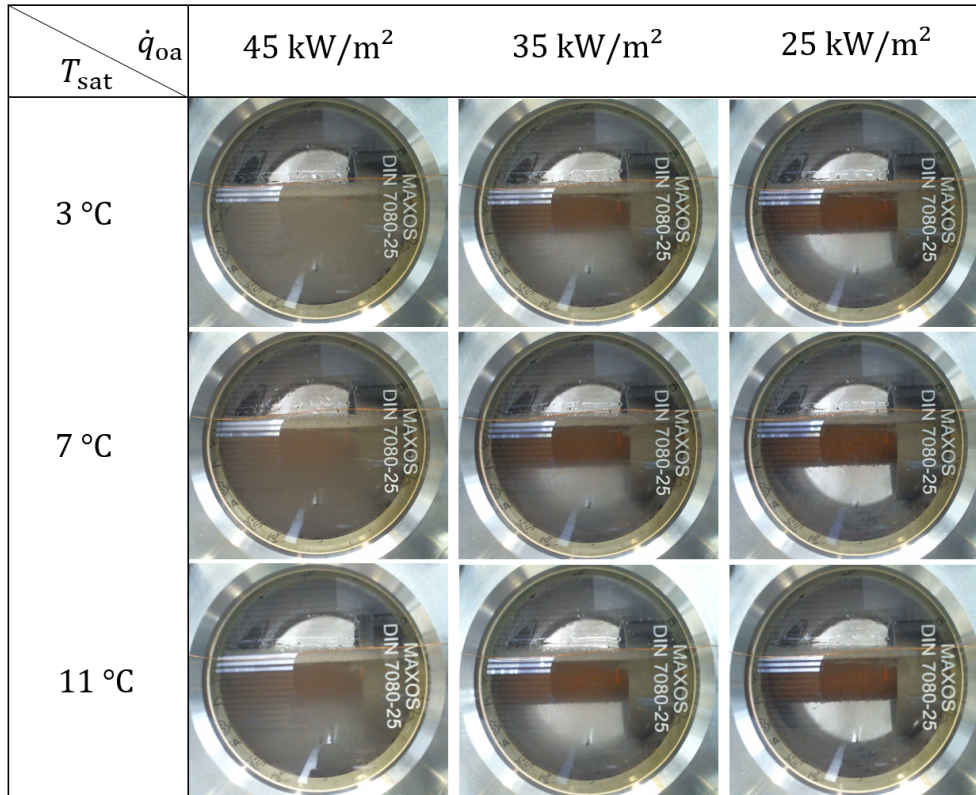


Abbildung 7.7.: Trübung des Kältemittel-/Ölgemischs von R134a und SE170 bei 1 m%

R134a durchgeführt, kann der zunehmende Einfluss von Kältemaschinenöl und steigender Viskosität des Öl benannt werden. Dies wird in Abbildung 7.8 dargestellt. Durch die Entmischung des Öls SE170 bei Ölmassenkonzentrationen ab einem Massenprozent wird hier der größte Einfluss festgestellt. Liegt keine sichtbare Trübung des Gemischs vor, wird der Einfluss auf die Wärmeübertragung mit kleinerer Viskosität des Öls geringer. Bei kleinen Ölmassenkonzentrationen und dem Gemisch R134a und SE55 kann bei größeren Wärmestromdichten eine geringe Verbesserung der Wärmeübertragung festgehalten werden. Diese Steigerung liegt bei maximal 1,4 %.

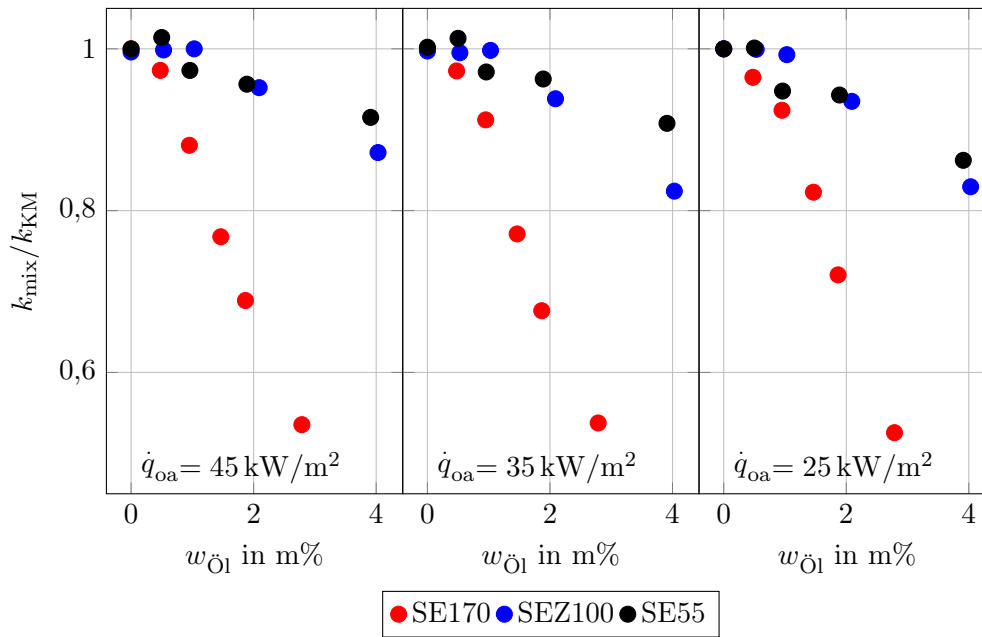


Abbildung 7.8.: Einfluss der POE Öle auf den Wärmeübergang mit R134a bei $T_{\text{sat}} = 3^\circ\text{C}$ und $v_W = 2,5 \text{ m/s}$

7.2.2. Kältemittel R1234ze(E)

Um den Effekt des Öls im Blick auf die Wärmestromdichte und Sättigungstemperatur auf den Wärmedurchgang mit R1234ze(E) zu untersuchen, werden Messungen mit SEZ100 in Abbildung 7.9 repräsentativ dargestellt. Es wird die Reduktion des Wärmedurchgangskoeffizienten über der Ölmassenkonzentration für verschiedene Sättigungstemperaturen und Wärmestromdichten gezeigt. Es kann festgehalten werden, dass die Sättigungstemperatur innerhalb des untersuchten Bereichs einen geringeren Einfluss auf die Reduktion des k -Wertes nimmt als die Wärmestromdichte. Wird Letztere verringert, wird der Einfluss des Öls auf die Wärmeübertragung stärker. Durch geringere Wärmestromdichten, wird die Wandüberhitzung abgesenkt und die Blasenbildung aufgrund der geringeren Anzahl von aktivierten Keimstellen verringert. Infolgedessen kommt es zu einer geringeren Turbulenz am Wärmeübertragerrohr. Wird davon ausgegangen, dass das Öl und dessen deutlich höhere Viskosität im Vergleich zum Kältemittel, den Stofftransport hemmt, kommt dieser Effekt bei geringen Turbulenzen stärker zu tragen. Abbildung 7.10 zeigt einen Vergleich der untersuchten Öle mit R1234ze(E) bei variierten Wärmestromdichten. Es wird die Reduktion des Wärmedurchgangskoeffizienten über dem Ölmassenanteil aufgetragen. Es kann eine stets negative Wirkung des Öls auf die Wärmeübertragung festgestellt werden. Umso höher die Viskositätsklasse des Öls desto stärker die Wirkung auf den Wärmedurchgang. Der größte Einfluss wird durch das Öl SE170 und SEZ100 hervorgerufen. Für mittlere und höhere Wärmestromdichten wirkt sich das Öl SEZ100 nahezu im gleichen Maß aus, wie das höherviskose Öl SE170. Es wird vermutet, dass die Stoffdaten, speziell die Wärmeleitfähigkeit des

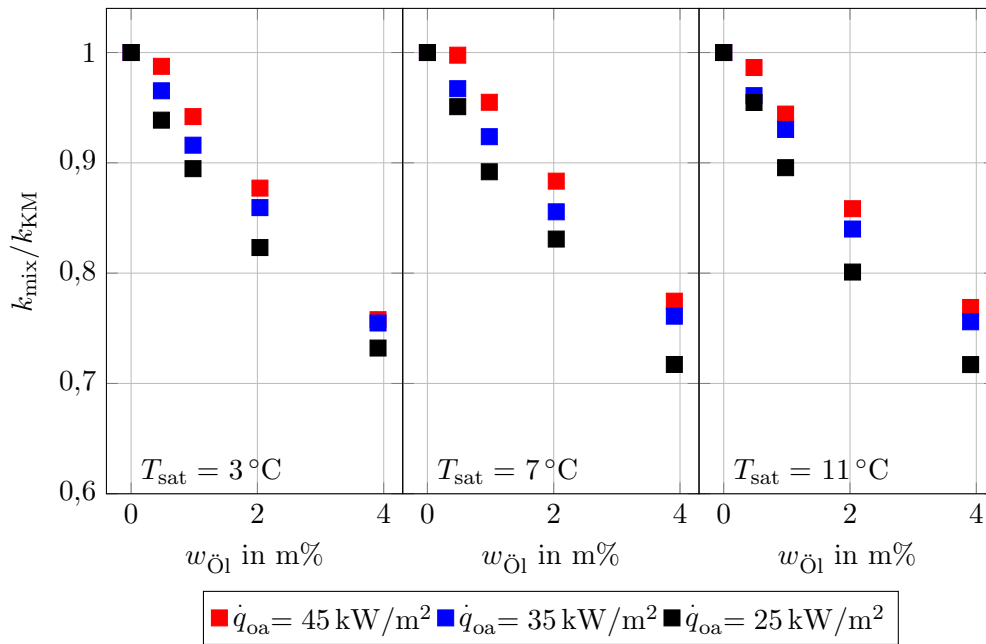


Abbildung 7.9.: Einfluss von SEZ100 auf den Wärmeübergang mit R1234ze(E) bei unterschiedlicher Sättigungstemperatur und Wärmestromdichte bei einer Strömungsgeschwindigkeit von 2,5 m/s

Öls SEZ100 zu diesem Verlauf betragen. In Kapitel 8.2 wird mittels einer Korrelation der Wärmeübergang des Kältemittel-/Ölgemischs vorhergesagt. In dieser stellt die Prandtl-Zahl durch den Exponenten einen starken Einfluss auf die Wärmeübertragung dar. Da das Öl SEZ100 die geringste Wärmeleitfähigkeit (siehe im Anhang Abschnitt A.4) aufweist und somit in Blick auf die Korrelation somit einen eher negativen Einfluss auf die Wärmeübertragung hat, kann diese Reduktion erklärt werden. Der Einfluss des Öls auf die Stoffdaten des Gemischs wirkt sich am stärksten auf die Viskosität aus, gefolgt von der Wärmeleitfähigkeit. Im Vergleich zu Messungen mit R134a wirkt sich das Öl SEZ100 weniger stark auf die Wärmeübertragung aus, da R134a eine um 12% bei 7°C höhere Wärmeleitfähigkeit als R1234ze(E) aufweist.

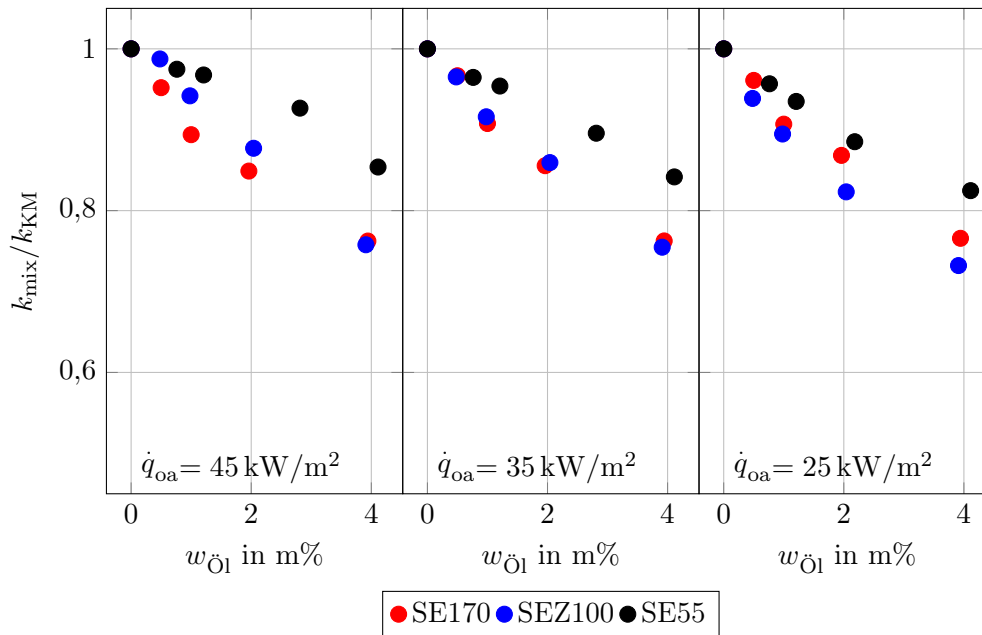


Abbildung 7.10.: Einfluss der POE Öle auf den Wärmeübergang mit R1234ze(E) bei $T_{\text{sat}} = 3^\circ\text{C}$ und $v_W = 2,5 \text{ m/s}$

7.2.3. Kältemittel Propan

Im Folgenden wird auf den Einfluss der Polyalkylenglykole (PAG) mit den Viskositätsklassen von 100 cSt und 150 cSt auf das Kältemittel Propan (R290) an dem berippten GEWA B6H Rohr eingegangen. Für das Kältemittel Propan wird ein anderer Öltyp verwendet, da sich dieses stark in den zuvor beschriebenen POE Ölen löst. Eine zu starke Löslichkeit des Kältemittels im Öl kann zu Schäden im Kältekomppressionskreislauf durch Mangelschmierung oder schlagartiges Verdampfen des Kältemittels während des Verdichtungsprozesses führen. Der Einfluss der Wärmestromdichte wird repräsentativ mit dem Kältemittel-/Ölgemisch R290 und PAG100 in Diagramm 7.11 dargestellt. Sowie die Wirkung der Sättigungstemperatur auf die Wärmeübertragung. Die Messergebnisse werden mit der Reduktion des k-Wertes durch das Öl mittels dem Verhältnis des Wärmedurchgangskoeffizienten mit und ohne Öl veranschaulicht. Auf der Abszisse ist der Ölmassenanteil aufgetragen. Für alle drei Sättigungstemperaturen ist zu erkennen, dass der Einfluss des Öls mit steigender Wärmestromdichte abnimmt. Dies ist in der Tendenz für die bisherig diskutierten Kältemittel-/Ölkombinationen ebenfalls zu erkennen. Weiterhin kann ein leicht steigender Einfluss des Öls mit höherer Sättigungstemperatur erkannt werden. Im Vergleich zum Einfluss der Wärmestromdichte, ist dieser der Sättigungstemperatur im untersuchten Bereich als gering zu bewerten. Die Ölmassenkonzentration reduziert den Wärmedurchgangskoeffizienten signifikant. Mit einem Ölmassenanteil von 4,7 % fällt der k-Wert um rund 18 % sowie bei einer Ölkonzentration von 1 % um bis zu 10 % ($T_{\text{sat}} = 11^\circ\text{C}$; $\dot{q}_{\text{oa}} = 25 \text{ W/(m}^2\text{K)}$).

Um Unterschiede des PAG-Öls auf die Wärmeübertragung mit Propan zu bewerten

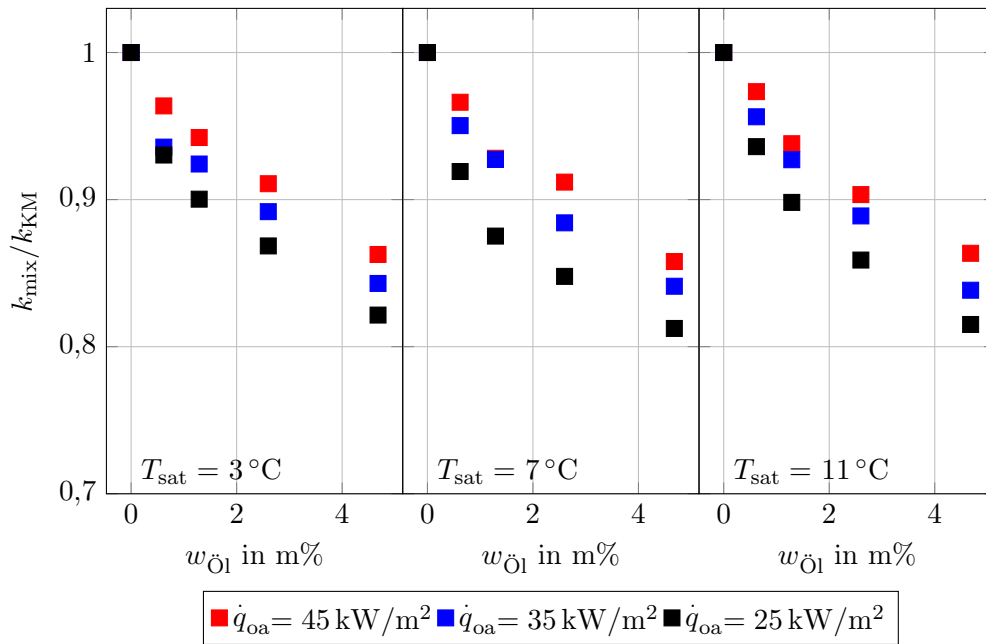


Abbildung 7.11.: Einfluss von PAG100 auf den Wärmeübergang mit R290 bei unterschiedlicher Sättigungstemperatur und $v_W = 2,5 \text{ m/s}$

wird der Messpunkt bei $T_{\text{sat}}=11^\circ\text{C}$ mit der größten Reduktion betrachtet. Es werden die Öle PAG100 und PAG150 miteinander bei unterschiedlichen Ölmassenanteilen und Wärmestromdichten verglichen. Die experimentell ermittelten Ergebnisse werden in Abbildung 7.12 dargestellt. Es kann festgehalten werden, dass das Öl mit einer höheren Basisviskosität den Wärmedurchgangskoeffizienten stärker negativ beeinflusst, als das niederviskosere Öl. Bei höheren Wärmestromdichten wird der Unterschied der Öle und deren Einfluss auf die Wärmeübertragung signifikanter. Wie auch bei den POE-Ölen wird davon ausgegangen, dass die Änderung der Viskosität des Gemischs im Vergleich zum reinen Kältemittel die Wärmeübertragung am stärksten beeinflusst.

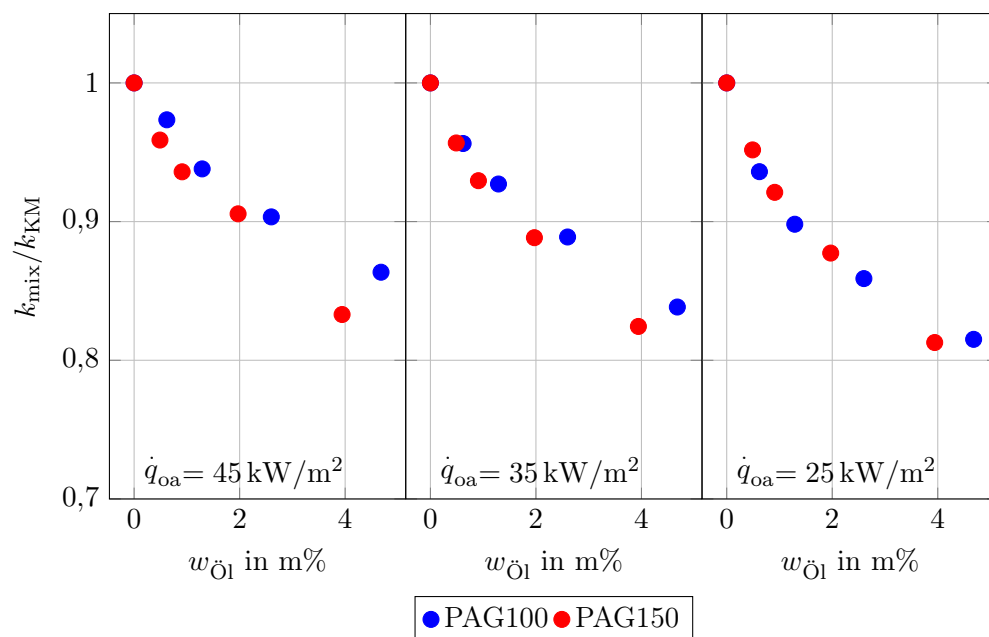


Abbildung 7.12.: Einfluss der PAG Öle auf den Wärmeübergang mit R290 bei $T_{\text{sat}} = 11^\circ\text{C}$ und $v_{\text{W}} = 2,5 \text{ m/s}$

7.2.4. Vergleich von Kältemittel-/Ölgemischen

In Abbildung 7.13 werden die k -Werte der untersuchten Kältemittel-/Ölkombinationen bei der Sättigungstemperatur $T_{\text{sat}}=11\text{ °C}$ und Wärmestromdichte $\dot{q}_{\text{oa}} = 45\text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ dargestellt. Es kann festgehalten werden, dass die Wärmedurchgänge mit dem Kältemittel R290 die größten k -Werte aufweisen, gefolgt von R134a. Das Kältemittel R1234ze(E) weist die niedrigsten Wärmedurchgangskoeffizienten bei ölfreien Messungen auf. Im Blick auf die Wärmeleistung einer Keimstelle wird in Abbildung 7.14 ersichtlich, dass die Leistung dieser mit dem Kältemittel Propan deutlich über denen von R134a und R1234ze(E) liegen. Hier kommt die deutlich geringere Dichte von Propan und die höhere Verdampfungsenthalpie des Kältemittels zum Tragen. Durch die geringere Dichte von Propan wird nach Gleichung 2.11 der Abreißdurchmesser der Dampfblase größer. Durch das größere Volumen und die ähnlichen Dichten der Kältemittel, ist die Masse der Dampfblase mit Propan am größten. Durch die höhere Verdampfungsenthalpie von R290 wird somit eine deutlich größere Wärmeleistung pro Keimstelle erreicht. Der geringere Einfluss der PAG-Öle im Vergleich zu den POE-Ölen, für ähnliche Viskositätsklassen, wird ebenfalls ersichtlich. Die Kältemittel-/Ölkombinationen mit R290 und den PAG-Ölen weisen bei größeren Ölmassenkonzentrationen einen ähnlichen Wärmedurchgangskoeffizienten auf wie R134a ohne Öl. Der Einfluss der POE-Öle auf die Kältemittel R134a und R1234ze(E) weist einen nahezu linearen Verlauf auf. In Tabelle 7.1 wird die prozentuale Änderung des k -Wertes pro Prozent Ölmassenkonzentration für die untersuchten Kältemittel-/Ölgemische angegeben. Somit wird ersichtlich, dass das Kältemittel R290 mit PAG-Öle die geringsten Einflüsse auf die überflutete Verdampfung ausweisen. Die höchste Sensitivität weisen Kältemittel-/Ölkombinationen mit R1234ze(E) auf. Ausnahme stellt die Kombination R134a und SE170 für höhere Ölmassenkonzentrationen ($> 1\text{ m\%}$ Ölmassenanteil) aufgrund der Entmischung dar. Bei vorhandener Entmischung in eine kältemittel- und ölleiche Phase, fällt der Wärme-

Tabelle 7.1.: Prozentuale Änderung des k -Wertes pro Prozent Ölmassenkonzentration für die untersuchten Kältemittel-/Ölgemische

Basisviskosität	R134a	R1234ze(E)	R290
55 cSt	-3,7	-4,7	
100 cSt	-4,8	-6,8	-3,0
170/150 cSt	-15,3	-6,6	-4,0

durchgangskoeffizient stark ab. Dies ist bei der Kältemittel-/Ölkombination von SE170 und R134a für Ölmassenkonzentrationen über $1\text{ m\%}$ zu beobachten. Die ölleiche Phase stellt vermutlich einen Transportwiderstand für das flüssige Kältemittel dar. Es kann festgehalten werden, dass Kältemaschinenöl im untersuchten Bereich grundsätzlich negativ die Wärmeübertragung beeinflusst. Ausnahme stellen Messungen mit R134a und SE55 für geringe Ölkonzentrationen dar. Prinzipiell wird davon ausgegangen, dass bei der Verdampfung des Kältemittels Öl auf der Rohroberfläche zurückgehalten wird und

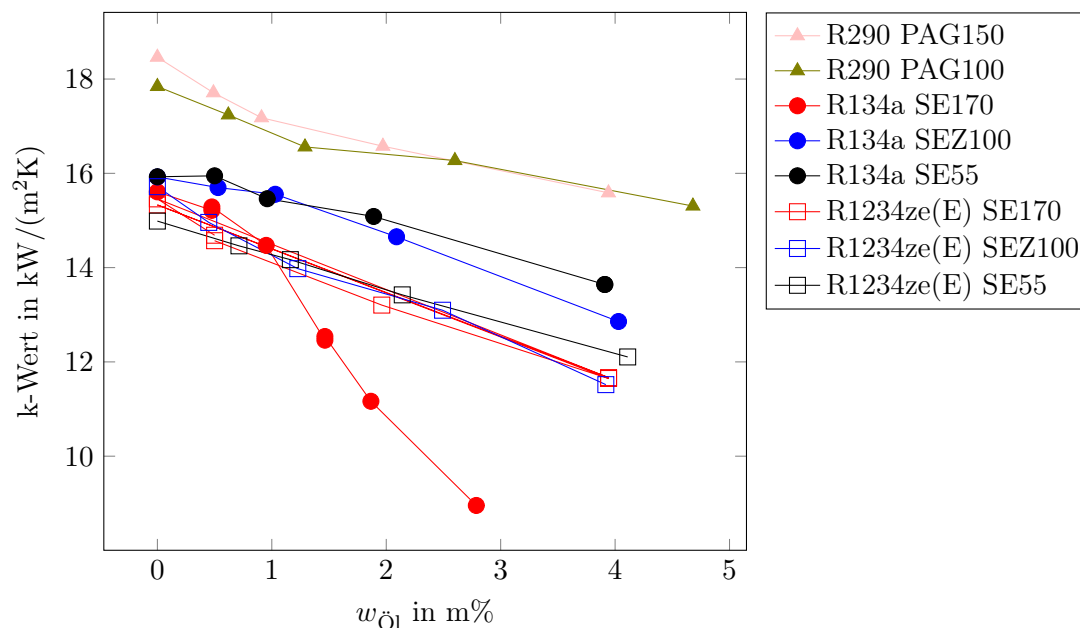


Abbildung 7.13.: Vergleich der untersuchten Kältemittel-/Ölkombinationen bei $T_{\text{sat}} = 7^\circ\text{C}$ und $\dot{q}_{\text{oa}} = 45 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ ¹

gegebenenfalls sich im nachströmenden Kältemittel-/Ölgemisch wieder löst. Zudem kann bei einer höheren Wärmestromdichte und infolgedessen einer größeren Blasenwachstumsfrequenz (siehe Gleichung 2.12) das Öl besser abtransportiert werden. Nach dieser Überlegung müsste der Stofftransport gehemmt werden. In Abbildung 7.14 wird die Wärmeleistung einer Keimstelle in Bezug auf die Ölmassekonzentration mit Ölen von 100 cSt Basisviskosität bei 40°C im Betriebspunkt 7°C und $\dot{q}_{\text{oa}} = 45 \text{ kW}/\text{m}^2$ dargestellt. Es kann festgehalten werden, dass die Wärmemenge die an einer Keimstelle durch die Blasenbildung (berechnet durch das Kältemittelvolumen der Dampfblase, die Blasenfrequenz und den Stoffdaten des Kältemittels) übertragen wird, sich durch das Kältemaschinenöl kaum ändert. Jedoch ist ein negativer Einfluss des Öls zu erkennen. Infolgedessen wird davon ausgegangen, dass die Anzahl der Keimstellen und der Stofftransport gehemmt werden. Wird die entwickelte Korrelation nach Gleichung 8.7 zur Argumentation herangezogen, kann die Prandtl-Zahl als signifikante dimensionslose Kennzahl, auf Grund des betragsmäßig hohen Exponenten, benannt werden, da diese das Verhältnis der Viskosität zur Temperaturleitfähigkeit ausdrückt. Letztere ändert sich durch die Gemischstoffgrößen weniger stark als die Viskosität. Ferner kann die Prandtl-Zahl auch als Verhältnis zwischen der Impulsübertragung zum Energietransport betrachtet werden [164]. Der Impuls- oder auch Stofftransport beinhaltet die Viskosität, welche sich aufgrund der Öleigenschaften am stärksten verändert. Somit kann festgehalten werden, dass Kältemaschinenöl aufgrund der höheren Viskosität einen großen Einfluss auf den Stofftransport nimmt. In Kapitel 8.2 wird die Argumenta-

¹Die gezeigten Linien haben keinen physikalischen Hintergrund und dienen der besseren Lesbarkeit

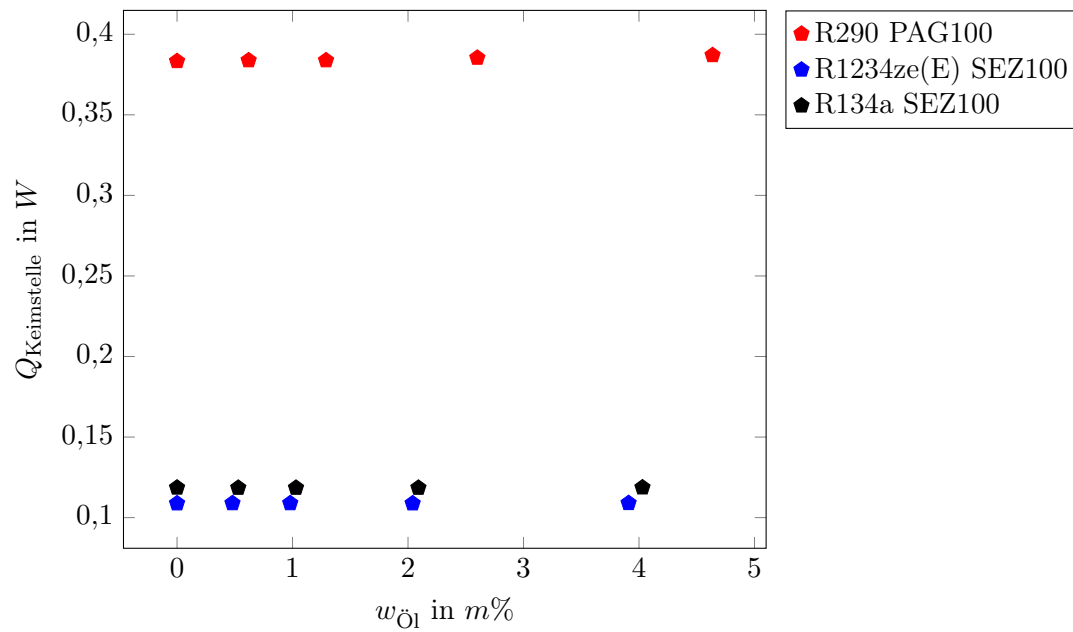


Abbildung 7.14.: Übertragene Wärmemenge an einer Keimstelle der Kältemittel-/Ölkombinationen in Abhängigkeit des Ölmassenanteils bei 7°C und $\dot{q}_{\text{oa}} = 45 \text{ kW/m}^2$

tion der Wirkung des Öls auf die Wärmeübertragung anhand der Korrelation detailliert diskutiert.

7.2.5. Einfluss einer Additivierung

Aus Sicht des Verdichters und der Lebenszeit des Öls kann es sinnvoll sein, das Kältemaschinenöl mit zusätzlichen Stoffen zu ergänzen. In der Arbeit wird der Einfluss eines Additivs als Verschleißschutz auf das Blasensieden untersucht. Die Untersuchung wird mit SE170 und den Kältemitteln R134a und R1234ze(E) durchgeführt. Das Basisöl SE170 wird mit einem additivierten Öl auf Basis von SE170 (bezeichnet als SE170mA) verglichen. Die ermittelten Reduktionen des Wärmedurchgangskoeffizienten durch die

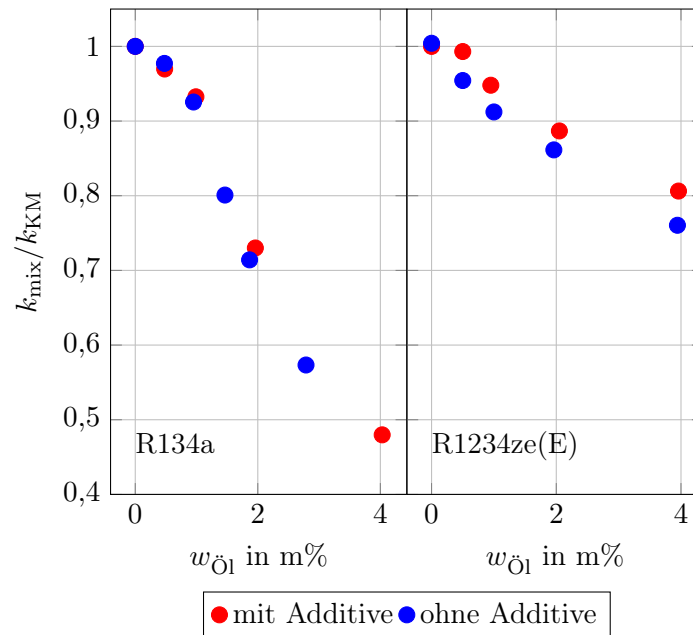


Abbildung 7.15.: Einfluss der Additivierung des Öls SE170 auf die Wärmeübertragung mit R134a und R1234ze(E) bei $T_{\text{sat}} = 11\text{ °C}$ und $\dot{q}_{\text{oa}} = 45\text{ kW/m}^2$

untersuchten Öle werden für R134a und R1234ze(E) in Abbildung 7.15 dargestellt. Für das Kältemittel R134a kann ein Einfluss der Additivierung nicht festgestellt werden. Wie in Abschnitt 7.2.1 beschrieben, kommt es für Ölmassenkonzentrationen über 1 % zu einer Phasenseparation in eine ölreiche- und kältemittelreiche Phase. Dies wirkt sich signifikant auf die Wärmeübertragung aus und der Einfluss der Additivierung nimmt eine untergeordnete Rolle ein. Wird der selbe Vergleich mit dem Kältemittel R1234ze(E) betrachtet, kann eine geringere Reduzierung des Wärmedurchgangskoeffizienten beobachtet werden, als Messungen mit einem additivierten Öl. Die Unterschiede des Verhältnisses $k_{\text{mix}}/k_{\text{KM}}$ betragen wenige einstellige Prozente. Da der Ölhersteller dieses Öl einzig für diese Untersuchung zur Verfügung gestellt hat, liegen keine gemessenen Stoffdaten des Öls vor. Es wird davon ausgegangen, dass die Stoffgrößen nicht stark durch die Additivierung beeinflusst werden. Da es sich um einen Verschleißschutz als Additiv handelt, wird neben der zu schützenden Oberflächen auch die Wärmeübertragungsfläche beeinflusst. Für die Kältemittel-/Ölkombination mit SE170mA und R1234ze(E) wirkt sich das Öl mit Verschleißschutz weniger stark auf die Wärmeübertrager aus.

7.3. Sensitivitätsanalyse des niederberippten GEWA K Rohres

In Abschnitt 7.2.4 wurde als einen möglichen Grund zur Reduktion des Wärmedurchgangskoeffizienten das Zurückhalten von Öl an der Rohroberfläche aufgeführt. Um diese These zu stützen werden im folgenden Kapitel der Einfluss des Kältemaschinenöls SEZ100 mit R134a und R1234ze(E) auf die Verdampfung an einem niederberippten Rohr GEWA K (siehe im Anhang Abbildung A.5) untersucht. Dieses Rohr weist eine Rippenstruktur ohne Hinterschneidungen oder Kavitäten auf. Durch die vereinfachte und offenere Rohrstruktur auf der Rohraußenseite und die glatte Rohrinneinnenseite, sind zunächst Messungen mit reinem Kältemittel sinnvoll. Weiterhin wird Propan im Blick auf das Blasensieden an einem niederberippten Rohr untersucht. Mittels der genannten Kältemittel, wird in Kapitel 8 zudem die Übertragbarkeit der entwickelten Korrelationsstruktur auf eine weitere Rohrstruktur untersucht. Die Untersuchungen werden am Prüfstand für das Blasensieden (siehe Abschnitt 3.1) durchgeführt. In Abbildung

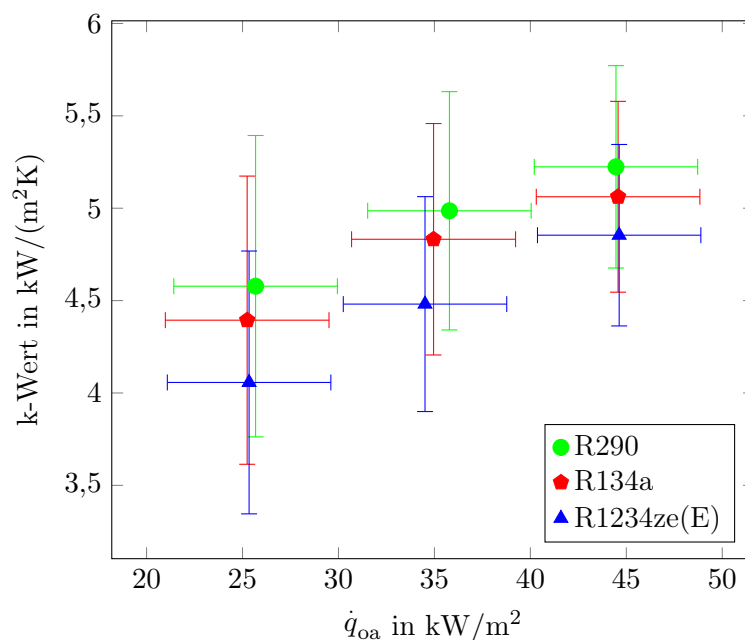


Abbildung 7.16.: Vergleich der Kältemittel R134a, R1234ze(E) und Propan bei $T_{\text{sat}} = 7^\circ\text{C}$ am GEWA K Rohr

7.16 wird das niederberippte GEWA K Rohr im Blick auf den Wärmedurchgangskoeffizienten durch die Variation der Wärmestromdichte mit den Kältemitteln R290, R134a und R1234ze(E) dargestellt. Das Kältemittel R1234ze(E) weist die niedrigsten Wärmedurchgangskoeffizienten auf, gefolgt von R134a und R290. Diese Reihenfolge ist ähnlich zu den diskutierten Ergebnissen am strukturierten GEWA B6H Rohr. Da die Rohrstruktur, in Form von Rippen auf der Rohraußenseite, im Vergleich zum Hochleistungsrohr einfacher ausgeführt ist, sind weniger potenzielle Keimbildungsstellen zur

Entstehung von Dampfblasen vorhanden. Der Einfluss der Wärmestromdichte auf die Wärmeübertragung erweist sich als positiv. Durch die Änderung der Wärmestromdichte von $\dot{q}_{\text{oa}} = 25 \text{ W/m}^2$ auf $\dot{q}_{\text{oa}} = 45 \text{ W/m}^2$ steigt der k-Wert für R134a um 15 %, R1234ze(E) um 19,6 % und für Propan um 14,1 %. Somit wirkt sich die Wärmestromdichte deutlich stärker auf die Wärmeübertragung aus als am GEWA B6H Hochleistungsrohr (maximal 6 % mit R1234ze(E)). Durch die komplexere Geometrie des GEWA B6H Rohres infolge von Hinterschneidungen, Kanten und Kanälen sind mehr potenzielle Stellen zur Blasenbildung vorhanden und die Wärmeübertragung kann bei geringen Wandüberhitzungen erfolgen. Die Anzahl der zur Verfügung stehenden Keimstellen zur Bildung von Dampfblasen wird zudem als Grund angesehen, dass die k-Werte von R290 sich weniger stark zu den Kältemitteln R134a und R1234ze(E) unterscheiden. Weiterer Einflusspara-

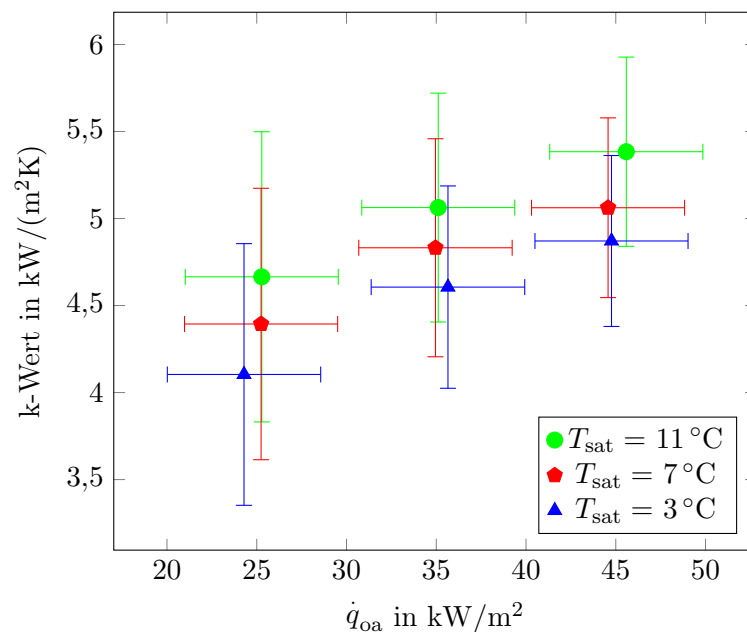


Abbildung 7.17.: Einfluss der Sättigungstemperatur auf den Wärmedurchgang von R134a am GEWA K Rohr

meter auf den Wärmedurchgang stellt die Sättigungstemperatur des Kältemittels dar. Diese wird durch die Temperaturänderung des Sekundärfluids erreicht. Diese Untersuchungen zum Einfluss auf die Rohrrinnen- und Rohraußenseite werden in Abschnitt 7.1 für das GEWA B6H Rohr diskutiert. Das Verhalten bezüglich der Änderung der Sättigungstemperatur vom GEWA K Rohr ist tendenziell gleich wie die des GEWA B6H Rohres. Für den gesamten Wärmedurchgangskoeffizienten kann festgehalten werden, dass sich eine höhere Sättigungstemperatur positiv auswirkt. Dies wird in Abbildung 7.17 dargestellt.

7.4. Kältemittel-/Ölkombinationen an niederberippten Rohren

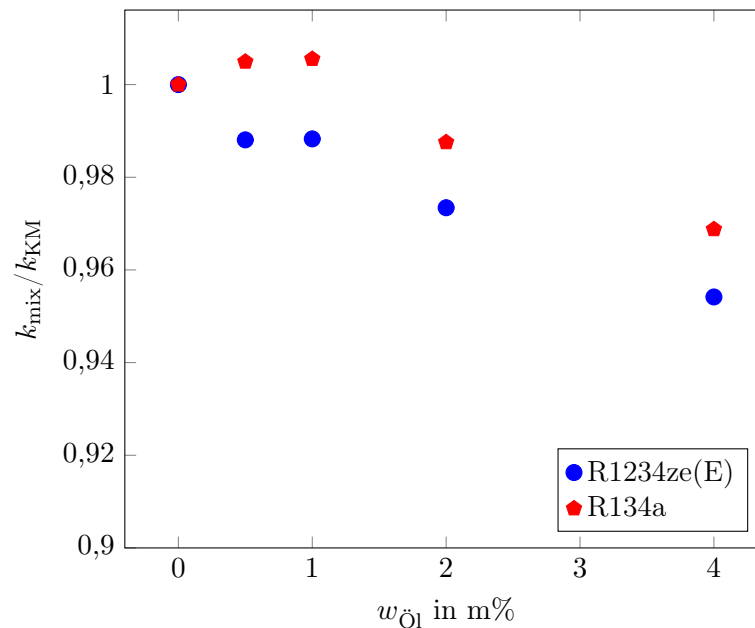


Abbildung 7.18.: Einfluss von SEZ100 mit R134a und R1234ze(E) auf den Wärmedurchgang am GEWA K Rohr

In Abbildung 7.18 wird die Reduktion des Wärmedurchgangskoeffizienten durch das Kältemaschinenöl SEZ100 mit den Kältemitteln R134a und R1234ze(E) auf das niederberippte Rohr dargestellt. Es wird ersichtlich, dass mit zunehmender Ölmassenkonzentration für das Kältemittel-/Ölgemisch mit R1234ze(E) ein negativer Einfluss besteht. Die Reduzierung des k-Wertes entspricht bis zu 5 % im Vergleich zu den ölfreien Wärmedurchgangskoeffizienten. Für das Kältemittel R134a kann für die Ölmassenkonzentrationen von 0,5 % und 1 % eine geringe Steigerung des k-Wertes mit Öl im Vergleich zu den ölfreien Messungen erkannt werden. Jedoch ist diese Steigerung mit bis zu 0,8 % sehr gering und liegt innerhalb der Reproduziergenauigkeit von Messungen. Somit kann über diesen Effekt keine verlässliche Aussage getroffen werden. Weiterhin ist zu erkennen, dass der Einfluss des Kältemaschinenöls SEZ100 mit dem Kältemittel R1234ze(E) größere Änderungen des k-Wertes mit sich bringt, als mit R134a. Im Vergleich zu den Untersuchungen der Kältemittel-/Ölgemische am GEWA B6H Rohr sind die Reduktionen signifikant geringer (siehe Abschnitt 7.9 und im Anhang A.8). Im Blick auf die Untersuchungen am GEWA B6H Rohr und der Vermutung, dass durch die komplexe Geometrie der Rohraußenseite der Stofftransport durch das Zurückhalten von Öl an der Rohrstruktur gehemmt ist, wird durch diese Untersuchungen bestätigt. Zudem wirken sich negative Effekte auf die Wärmeübertragung bei bereits sehr effizienten Wärmeübertragern stärker aus, als bei welchen die eine weniger gute Wärmeübertragung aufweisen. In Abbildung 7.19 wird der Reduktion des Wärmedurch-

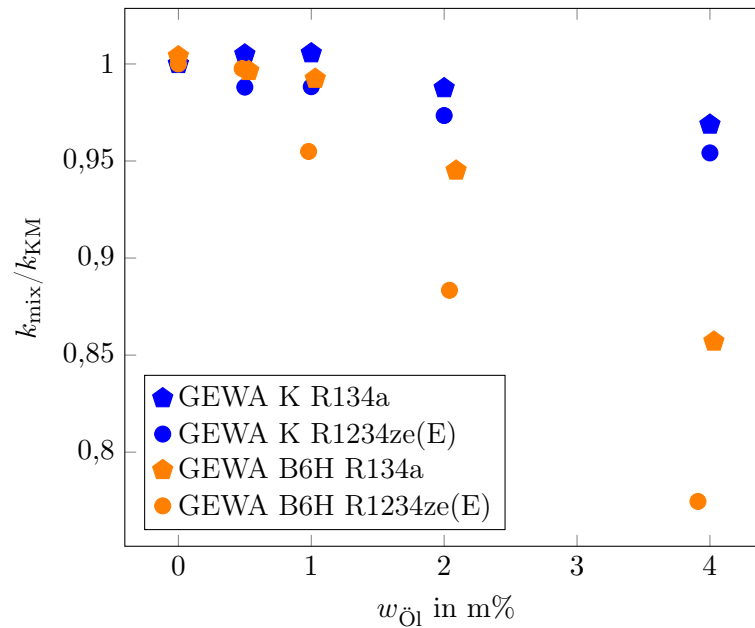


Abbildung 7.19.: Einfluss von SEZ100 mit R134a und R1234ze(E) auf den Wärmedurchgang am GEWA K und GEWA B6H Rohr

gangskoeffizienten durch das Kältemaschinenöl SEZ100 mit R134a und R1234ze(E) an einem GEWA K und GEWA B6H Rohr in Abhängigkeit der Ölmassenkonzentration gezeigt. Es kann eine geringere Sensitivität des Öls auf das niederberippte GEWA K Rohr festgestellt werden als mit dem Hochleistungsrohr GEWA B6H Rohr. Dies wird auf die vergleichsweise offenere Struktur des GEWA K Rohres zurückgeführt, welche einen besseren Stofftransport und das Abtransportieren von Öl von der Rohroberfläche begünstigt. Der Einfluss des Öls wirkt sich, für beide Rohrtypen mit dem Kältemittel R1234ze(E) stärker aus als mit R134a. Mit Blick auf den absoluten Wärmedurchgangskoeffizienten weist das GEWA B6H Rohr jedoch um bis zu $\sim 400\%$ (R290 , $T_{\text{sat}} = 3^\circ\text{C}$, $\dot{q}_{\text{oa}} = 25 \text{ W/m}^2/\text{K}$) höhere k -Werte auf als das GEWA K Rohr.

Durch die Sensitivitätsanalyse und der Untersuchung zum Öleinfluss verschiedener Kältemittel-/Ölkombinationen auf die Wärmeübertragung können folgende Erkenntnisse innerhalb des betrachteten Bereichs festgehalten werden:

- Mit steigender Wärmestromdichte, Sättigungstemperatur und Strömungsgeschwindigkeit des Sekundärfluids erhöht sich der Wärmedurchgangskoeffizient.
- Das Kältemittel R290 weist die größten k-Werte auf, gefolgt von R134a und R1234ze(E). Dies kann auf die übertragene Wärmemenge pro entstehender Blase zurückgeführt werden (siehe Seite 76).
- Kältemaschinenöl beeinflusst die Wärmeübertragung negativ. Eine Ausnahme stellt die Kältemittel-/Ölkombination R134a und SE55 bei niedrigen Ölmassenanteilen dar. Hier können leichte Steigerungen mit bis zu 1,4 % des k-Wertes beobachtet werden.
- Bei R134a und SE170 tritt bei Ölmassenanteilen über 1 m% eine Trübung des Gemischs auf und eine öl- und kältemittelreiche Phasen kann beobachtet werden. Dies bringt einen stark negativen Einfluss auf die Wärmeübertragung mit sich. Es wird davon ausgegangen, dass das Öl sich in der Rohrstruktur anreichert und dort zurückgehalten wird (siehe Seite 80f).
- Ein niederberipptes GEWA K Rohr wird weniger sensitiv durch das Kältemaschinenöl SEZ100 beeinflusst als das Hochleistungsrohr GEWA B6H. Die Struktur des GEWA K Rohres hält durch große Kanäle weniger Öl an der Rohrstruktur zurück. Zudem wirkt sich das Öl auf eine ohnehin schlechteren Wärmeübertragung (verglichen mit dem GEWA B6H Rohr) weniger stark aus (siehe Seite 92).
- Der Ölmassenanteil hat eine nahezu lineare Auswirkung auf die Wärmeübertragung. Das angereicherte Öl an der Rohrstruktur verschlechtert vermutlich den Stofftransport des flüssigen Kältemittels an die Rohroberfläche.
- Die Wärmedurchgangskoeffizienten des GEWA B6H Rohres liegen um bis zu Faktor vier ($R290$, $T_{\text{sat}} = 3^\circ\text{C}$, $\dot{q}_{\text{oa}} = 25 \text{ W/m}^2/\text{K}$) über den k-Werten des GEWA K Rohres.
- Die Wärmedurchgangskoeffizienten im Blasensieden mit einem GEWA B6H Rohr liegen signifikant über den k-Werten des Strömungssiedens (siehe Kapitel 6), auch wenn der Einfluss des Öls auf das Blasensieden deutlich sensitiver ist. Die komplexe Struktur des GEWA B6H Rohres auf der Rohraußenseite bringt eine höhere Anzahl an potenzieller Keimstellen mit sich, an denen sich Dampfblasen bilden können.

8. Prädiktive Methoden für das Blasensieden

Die im vorliegenden Kapitel dargestellten Korrelationen und deren Ergebnisse wurden bereits teilweise in eigenständigen Publikationen veröffentlicht [165, 166]. Die veröffentlichte Korrelation zur Vorhersage von Wärmeübergangskoeffizienten auf der Rohraußenseite wird im vorliegenden Kapitel um die Kältemittel-/Ölkombinationen mit Propan und PAG100 bzw. PAG150 erweitert und bezieht somit ein natürliches Kältemittel und einen weiteren Öltyp mit ein.

8.1. Korrelation für Kältemittel

Die experimentell ermittelten Daten werden herangezogen, um Vorhersagemodelle zu entwickeln. Es wird ein korrelationsbasierter Ansatz verwendet, welcher auf dem Nusselt-Zusammenhang basiert. Die Korrelationsentwicklung wird in Kapitel 4.2 dargestellt. Für das Blasensieden der Kältemittel R134a, R1234ze(E) und Propan wird folgende Korrelation entwickelt:

$$\frac{\alpha_a \cdot d_a}{\lambda_{KM}} = C1 \cdot Re^{C2} \cdot Pr^{C3} \cdot P_R^{C4}. \quad (8.1)$$

Hierbei wird eine angepasste Reynolds-Zahl für das Blasensieden verwendet, welche die Turbulenz beschreibt

$$Re = \frac{\dot{q}_{oa} \cdot l_{char}}{\mu_{KM} \cdot \Delta H}. \quad (8.2)$$

Als charakteristische Länge der Reynolds-Zahl wird der Blasendurchmesser

$$l_{char} = \sqrt{\frac{\sigma_{KM}}{\Delta \rho_{KM} \cdot g}} \quad (8.3)$$

verwendet. Durch die Prandtl-Zahl wird das Verhältnis zwischen der kinematischen Viskosität und dem Temperaturfeld beschrieben. Die Viskosität wird durch die Wärmeleitfähigkeit λ und durch die spezifische Wärmekapazität c_p dividiert.

$$Pr = \frac{\mu_{KM} \cdot c_{p,KM}}{\lambda_{KM}} \quad (8.4)$$

Die Division der Wärmeleitfähigkeit und spezifischen Wärmekapazität stellt die Temperaturleitfähigkeit dar. Der reduzierte Druck P_R ist das Verhältnis des Sättigungsdrucks zum kritischen Druck.

$$P_r = \frac{p_{\text{sat}}}{p_{\text{krit}}} \quad (8.5)$$

Die Koeffizienten der Gleichung 8.1 werden mit einem Trainingsset angepasst, welches aus Messdaten ohne die gemessenen Randpunkte in der Wärmestromdichte besteht. Die Randpunkte bilden das Testset der Korrelation. Abbildung 8.1 veranschaulicht dieses Vorgehen. Dadurch soll die Validierung der Korrelation im Blick auf die Extrapolierfähigkeit verbessert werden. Das Testset stellt einen Anteil von 24 % aller verfügbaren Messdaten dar. Nach Anpassung der Parameter ergibt sich folgende Korrelation:

$$\frac{h_o \cdot d_a}{\lambda_{\text{KM}}} = 3889 \cdot \frac{\dot{q}_{\text{oa}} \cdot l_{\text{char}}}{\mu_{\text{KM}} \cdot \Delta H}^{0,234} \cdot \frac{\mu_{\text{KM}} \cdot c_{p,\text{KM}}}{\lambda_{\text{KM}}}^{1,26} \cdot \frac{p_{\text{sat}}}{p_{\text{krit}}}^{0,3} \quad (8.6)$$

Die Notwendigkeit der Entwicklung einer neuen Korrelation wird durch den Vergleich

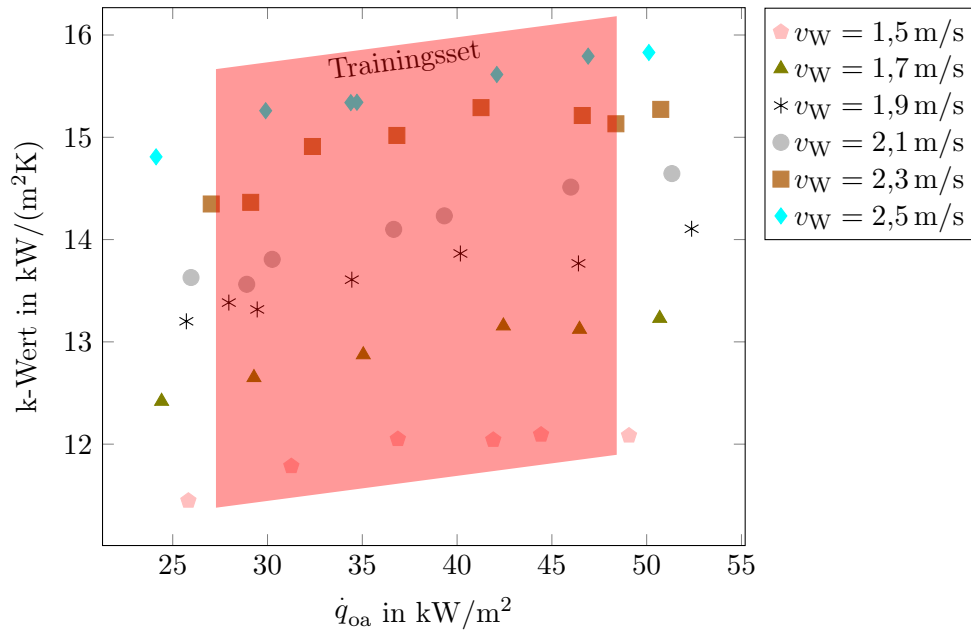


Abbildung 8.1.: Schematische Darstellung der Einteilung der Messpunkte in Trainings- (roter Bereich) und Testset am Beispiel von Messungen mit R134a bei 7 °C und $\dot{q}_{\text{oa}} = 45 \text{ kW/m}^2$

von Korrelationen aus der Literatur, welche auf die experimentell ermittelten Daten angepasst sind, deutlich. In Abbildung 8.2 werden die Korrelationen aus der Literatur verwendet, um die experimentell ermittelten Daten, ohne eine Anpassung der Koeffizienten vorherzusagen. Es wird deutlich, dass die Verwendung der Korrelationen ohne eine Anpassung der Koeffizienten auf die Messdaten nicht zu einem brauchbaren Ergebnis führt. Mit Hilfe der Kreuzvalidierung (siehe Abschnitt 4.4) soll die Anpassbarkeit der

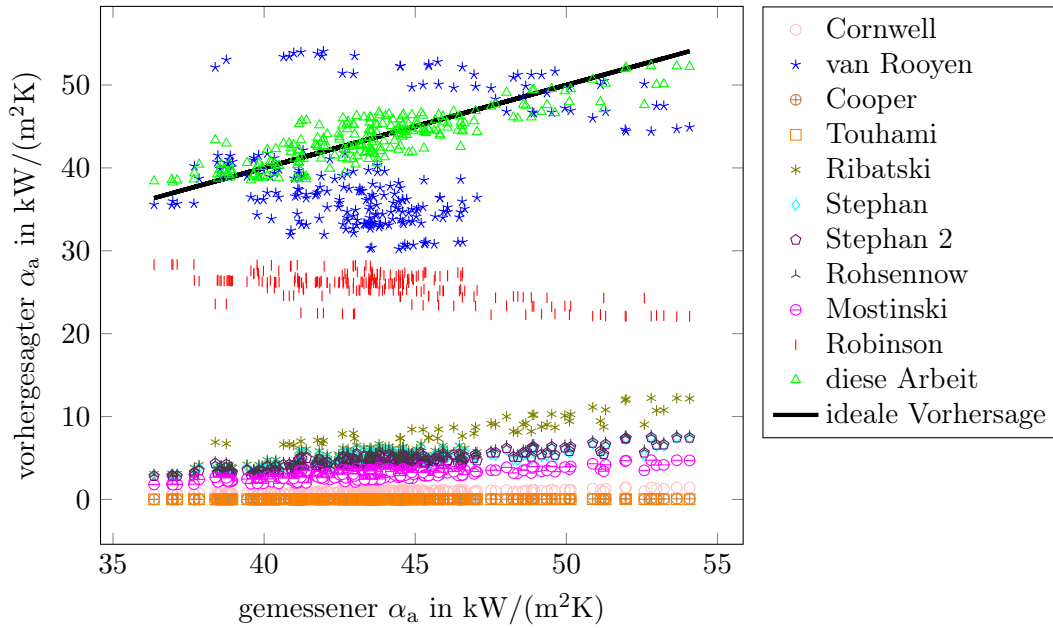


Abbildung 8.2.: Vergleich von Korrelationen aus der Literatur für die Vorhersage von Wärmeübergängen des Behältersiedens

Korrelationen auf den vorliegenden Fall überprüft werden. Hierfür wird das Fehlermaß des AAPE herangezogen. Je kleiner der mittlere relative Fehler ist, umso besser trifft die untersuchte Korrelation die Messergebnisse. Für einen sinnvollen Vergleich muss die Anzahl der zur Verfügung stehenden Koeffizienten mit in die Bewertung einfließen. Grundsätzlich gilt, je mehr Parameter zur Verfügung stehen, umso besser können die gemessenen Punkte wiedergegeben werden. Jedoch kann eine zu große Zahl an Parametern zu einem Overfit führen. Es würden die bereits bekannten Messpunkte zwar genauer getroffen werden, jedoch die Inter- und Extrapolierfähigkeit eingeschränkt werden. Abbildung 8.3 zeigt das Ergebnis der Leave one out Methode für die untersuchten Korrelationen. Es kann festgehalten werden, dass Korrelationen mit mehr Koeffizienten tendenziell bessere Vorhersageergebnisse aufweisen. Die untersuchten Modelle von Robinson [58], Rohsenow [56], Stephan et al. (2) [57] und Ribatski et al. [54] weisen die höchsten AAPE Werte auf. Die von Touhami et al. [53] veröffentlichte Korrelation, kann die experimentell ermittelten Daten ähnlich gut wie die entwickelte Korrelation nach Gleichung 8.6 abbilden. Die verwendete Anzahl der Koeffizienten liegt mit sechs Koeffizienten über der eigens entwickelten Korrelation.

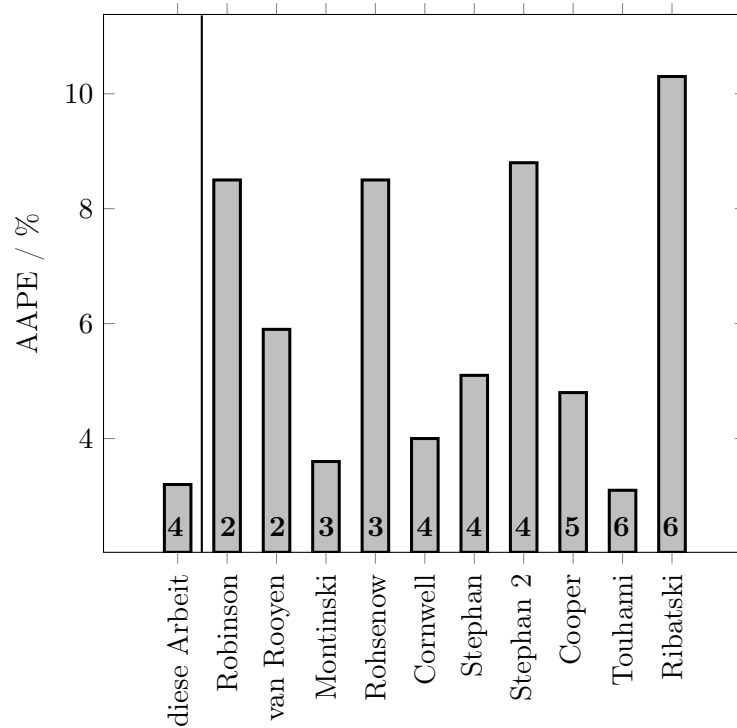


Abbildung 8.3.: Mittlerer relativer Fehler der untersuchten Korrelationen mittels Leave one out Methode; Parameteranzahl der Korrelation wird innerhalb des entsprechenden Balkens dargestellt

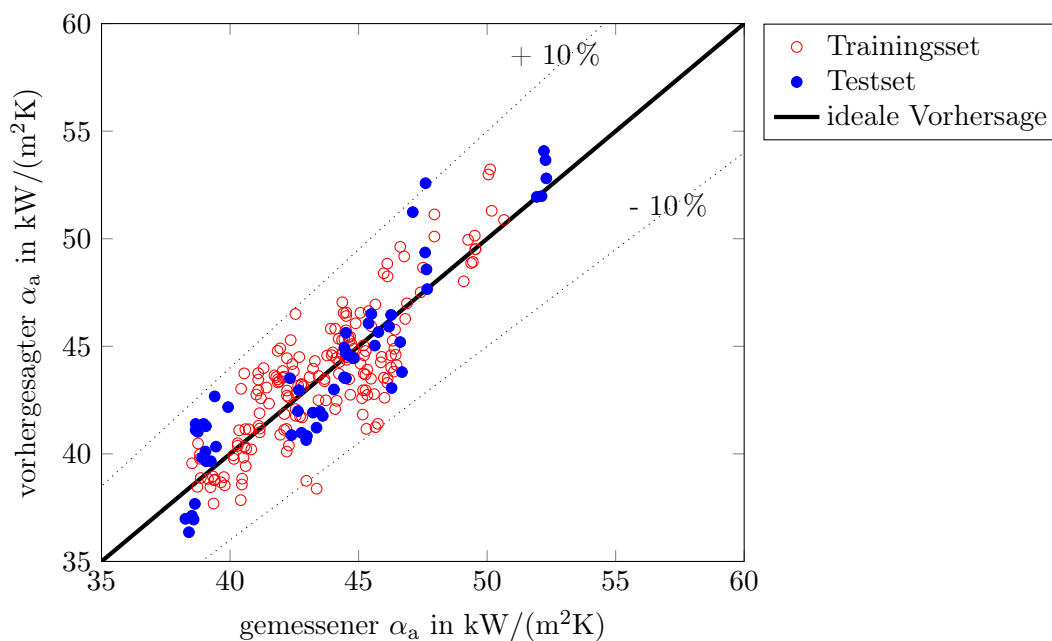


Abbildung 8.4.: Paritätsdiagramm des gemessenen und vorhergesagten Wärmeübergangskoeffizient

In Abbildung 8.4 wird in einem Paritätsdiagramm der mit der Korrelation nach Gleichung 8.1

chung 8.6 vorhergesagte Wärmeübergangskoeffizient und dem aus den Messungen ermittelten Wärmeübergangskoeffizient dargestellt. Die Vorhersagegenauigkeit liegt bei einem mittleren relativen Fehler von 3,1 % für das Trainingsset und 3,2 % für das Testset. Weiterhin liegen die gemessenen Daten nahezu vollständig innerhalb von 10 % Abweichung. Die Vorhersagegenauigkeit des Wärmedurchgangskoeffizienten wird in Abbildung A.12 (Anhang) gezeigt. Die Abweichungen sind deutlich kleiner und die vorhergesagten Wärmedurchgangskoeffizienten für die untersuchten Kältemittel liegen innerhalb von 5 %. Die verwendeten Messdaten und die Aufteilung in das Trainings- und Testset werden im Anhang in Abschnitt A.11 aufgeführt.

8.2. Korrelation für Kältemittel-/Ölgemische

Die in Abschnitt 8.1 vorgestellte Korrelation in Gleichung 8.6 wird für die Berücksichtigung des Öls um die Kapillar-Zahl erweitert. Diese beschreibt das Verhältnis von Viskositätskräften zu Oberflächenspannungen an Phasengrenzen zwischen Flüssigkeiten und Gasen. Die verwendeten Modelle zur Berechnung der Gemischstoffgrößen wird in Abschnitt 4.3 aufgezeigt.

$$\frac{h_o \cdot d_a}{\lambda_{\text{mix}}} = 328936 \cdot \frac{\dot{q}_{\text{oa}} \cdot l_{\text{char}}}{\mu_{\text{mix}} \cdot \Delta H_{\text{mix}}}^{0,216} \cdot \frac{\mu_{\text{mix}} \cdot c_{p,\text{mix}}^{-1,72}}{\lambda_{\text{mix}}} \cdot \frac{p_{\text{mix}}^{3,53}}{p_{\text{krit}}} \cdot \frac{\mu_{\text{mix}} \cdot w_{\text{Blase}}^{0,17}}{\sigma_{\text{mix}}} \quad (8.7)$$

Durch die Ermittlung des Vorfaktors und der Exponenten der dimensionslosen Kennzahlen durch den Levenberg-Marquardt Algorithmus kann im Blick auf die Prandtl-Zahl ein signifikanter Unterschied zur Korrelation für reine Kältemittel (siehe Gleichung 8.6) erkannt werden. Die Prandtl-Zahl geht mit einem negativen statt eines positiven Exponenten in die Berechnung ein. Dies ist auf die starke Änderung der Viskosität des Gemischs durch das Öl zurückzuführen. Für reine Kältemittel wirkt sich die Temperatur auf den Verlauf der Viskosität stark aus und somit auch auf die Prandtl-Zahl. Durch die deutlich höhere Ölviskosität im Vergleich zum Kältemittel, ist nicht die Temperaturänderung als dominanter Parameter zu benennen, sondern die Ölmassenkonzentration. Der reduzierte Druck P_r weist mit einem Exponenten von 3,53 den größten Faktor auf. Diese dimensionslose Kennzahl wird stark durch die verschiedenen Sättigungsdrücke durch die Temperaturänderung beeinflusst. Im Vergleich zur Korrelation für reine Kältemittel wird dieser Exponent um den Faktor 11,7 erhöht. Hier wird davon ausgegangen, dass der unterdrückte Temperatureinfluss in der Prandtl-Zahl durch das Öl nun im reduzierten Druck berücksichtigt wird und es hierdurch zu einer signifikanten Steigerung des Exponenten kommt. Die Änderung der Reynolds-Zahl und der Kapillar-Zahl durch den Einfluss des Öls kompensieren sich nahezu. Die Reynolds-Zahl sinkt in Folge steigender Ölmassenkonzentration, wohingegen die Kapillar-Zahl steigt. Dies ist primär auf die steigende Viskosität des Gemischs durch eine zunehmende Ölmassenkonzentra-

tion zurückzuführen, welche bei der Reynolds-Zahl im Nenner, bei der Kapillar-Zahl hingegen im Zähler des Quotienten zu finden ist.

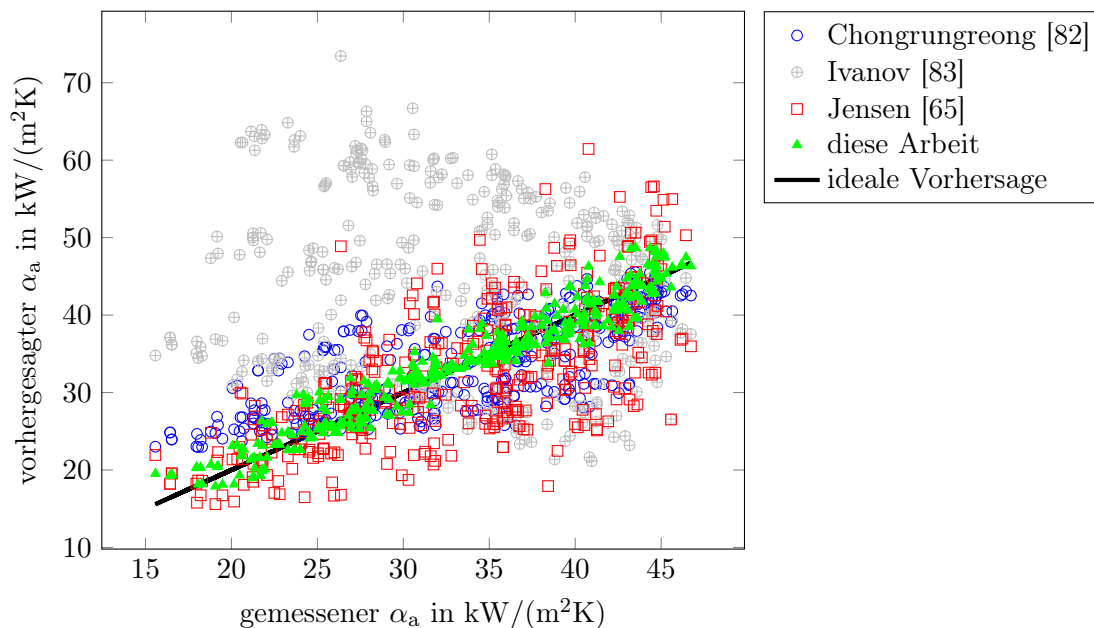


Abbildung 8.5.: Vergleich von angepassten Korrelationen aus der Literatur für die Vorhersage von Wärmeübergängen von Kältemittel-/Ölgemischen mit POE-Öle

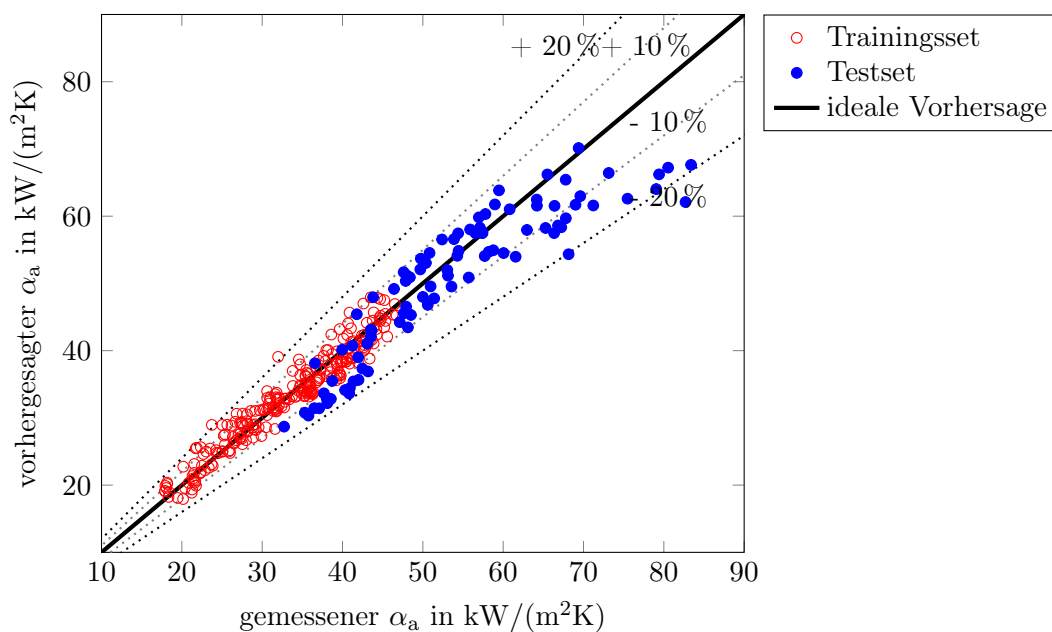


Abbildung 8.6.: Paritätsdiagramm des gemessenen und vorhergesagten Wärmeübergangskoeffizient der untersuchten Kältemittel-/Ölgemische

In Abbildung 8.6 wird im Paritätsdiagramm der vorhergesagte Wärmeübergangskoeff-

fizient mit dem berechneten Wärmeübergang aus den experimentell ermittelten Daten gegenübergestellt. In Abbildung 8.5 wird der Vergleich zu den Korrelationen aus der Literatur dargestellt. Das dargestellte Testset aus Abbildung 8.6 beinhaltet die Messdaten von R290 und PAG150 sowie R290 und PAG100. Somit wird das Testset aus einem Kältemittel und einem Öltyp gebildet, welche nicht zur Anpassung der Exponenten verwendet werden und stellt einen Anteil von 26,8 % aller Messdaten dar. Die Messpunkte im Testset können als unabhängig angesehen werden. Die restlichen Daten werden zur Ermittlung der Korrelationskoeffizienten herangezogen. Die mittlere relative Abweichung beträgt für das Trainingsset 4,7 %, für das Testset 8,3 %. Die Vorhersage nahezu aller Wärmeübergangskoeffizienten liegt innerhalb 20 % Abweichung. Bei höheren Wärmeübergangskoeffizienten kann eine Unterschätzung des vorhergesagten Koeffizienten erkannt werden. Diese Messpunkte repräsentieren Messungen mit R290 ohne Öl, welche im Testset vorliegen. Durch die Exponenten der Korrelation werden der Einfluss der Ölmassenkonzentration sowie die Temperaturänderungen durch die dimensionslosen Kennzahlen der Prandtl-Zahl und des reduzierten Drucks abgebildet. Propan weist im Vergleich zu den Kältemitteln R134a und R1234ze(E) eine signifikant geringere Dichte und eine deutlich höhere Verdampfungsenthalpie auf. Diese Stoffgrößen beeinflussen die Reynolds- sowie die Kapillar-Zahl stärker. Dies kann mit Blick auf die Berechnung des Wärmeübergangs und deren betragsmäßigen Exponenten erklärt werden, da diese neben der Prandtl-Zahl und dem reduzierten Druck eine untergeordnete Rolle einnehmen. Für den gesamten Wärmedurchgang ergibt sich ein AAPE für das Trainingsset 2,1 % und für das Testset 2,8 %. Das Bestimmtheitsmaß R^2 liegt für alle vorhergesagten Werte des Wärmedurchgangskoeffizienten bei 94,6 %. An dieser Stelle sei erwähnt, dass die Reproduktionsgenauigkeit innerhalb der Messpunkte eines Kältemittel-/Ölgemischs bei rund 1 % liegt. Die Reproduktionsgenauigkeit der k-Werte der reinen Kältemittel R134a, R1234ze(E) und Propan unter Verwendung unterschiedlicher Prüflinge liegt bei rund 3 %. Somit liegt die Vorhersage der Korrelation leicht unter der Reproduktionsgenauigkeit der Messpunkte. Auf das Einführen weiterer dimensionsloser Kennzahlen wird verzichtet. Es wird davon ausgegangen, dass die Vorhersagegenauigkeit der untersuchten Messpunkte verbessert würde, jedoch ein Overfitting verstärkt würde. Das Paritätsdiagramm für den Wärmedurchgang wird in Abbildung A.13 gezeigt.

Da die Rohrstruktur starken Einfluss auf die Wärmeübertragung nimmt, wie in den Untersuchungen zum Öleinfluss in Kapitel 7.3 und 7.4 gezeigt, soll die Anpassungsfähigkeit der entwickelten Korrelation nach Gleichung 8.7 validiert werden. Die experimentell ermittelten Daten des niederberippten GEWA K Rohres mit den Kältemitteln R134a, R1234ze(E) und Propan sowie den Kältemittel-/Ölkombinationen von R134a und SEZ100 und R1234ze(E) und SEZ100 werden hierfür herangezogen. Aufgrund der geringeren Anzahl von Messpunkten wird das Trainings- und Testset durch eine zufällige Aufteilung mit einem Anteil von 80 % für das Trainingsset (siehe im Anhang Tabelle A.54) und 20 % für das Testset (siehe im Anhang Tabelle A.55) gebildet. Der Vorfaktor sowie die Exponenten der dimensionslosen Kennzahlen werden mittels des

Levenberg-Marquardt Algorithmus an die Messdaten angepasst. Zur Vorhersage des Wärmeübergangs auf der Rohrrinnenseite wird die Korrelation nach Gnielinski 4.6 ohne eine Anpassung verwendet.

$$\frac{h_o \cdot d_a}{\lambda_{\text{mix}}} = 80,1 \cdot 10^4 \cdot \frac{\dot{q}_{\text{oa}} \cdot l_{\text{char}}}{\mu_{\text{mix}} \cdot \Delta H_{\text{mix}}}^{0,578} \cdot \frac{\mu_{\text{mix}} \cdot c_{p,\text{mix}}^{-1,1}}{\lambda_{\text{mix}}} \cdot \frac{p_{\text{sat}}^{1,102}}{p_{\text{krit}}} \cdot \frac{\mu_{\text{mix}} \cdot w_{\text{Blase}}^{1,161}}{\sigma_{\text{mix}}} \quad (8.8)$$

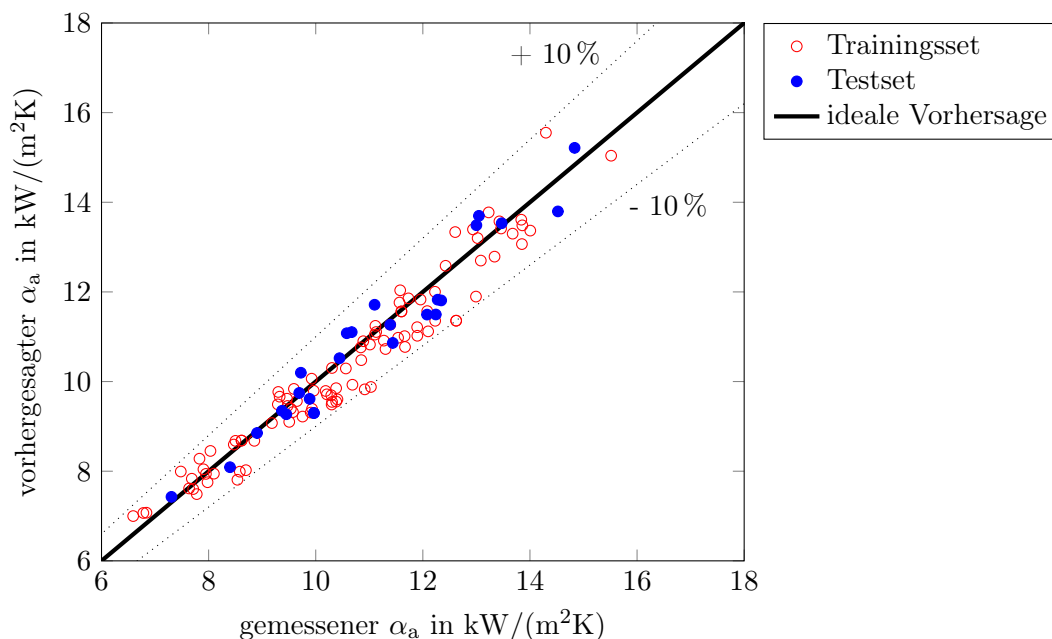


Abbildung 8.7.: Paritätsdiagramm des gemessenen und vorhergesagten Wärmeübergangskoeffizient der untersuchten Kältemittel-/Ölgemische für das niederberippte GEWA K Rohr

In Abbildung 8.7 werden in einem Paritätsdiagramm die mittels Gleichung 8.8 vorhergesagten Wärmeübergangskoeffizienten den aus den Messdaten berechneten Wärmeübergängen gegenübergestellt. Das Trainingsset, welches 80 % aller Messpunkte enthält, wird mit einer mittleren relativen Abweichung von 3,6 % vorhergesagt. Das Testset hingegen mit 3,7 %. Das Bestimmtheitsmaß R^2 liegt bei 93,8 % für das Trainingsset und 93,7 % für das Testset. Für den Wärmedurchgang, welcher in Abbildung A.14 (Anhang) gezeigt wird, kann mit einem AAPE von 3,6 % (Trainingsset) und 3,6 % (Testset) vorgesagt werden. Im Blick auf den Vorfaktor und die Exponenten der dimensionslosen Kennzahlen ist eine ähnliche Tendenz wie am GEWA B6H Rohr zu erkennen. Jedoch sind die Exponenten für die Prandtl-Zahl sowie für den reduzierten Druck betragsmäßig kleiner. Dies kann durch den geringeren Einfluss des Kältemaschinenöls auf die Wärmeübertragung zurückgeführt werden.

Durch die Diskussion um die Einflussgrößen auf den Wärmeübergang sowie durch die Interpretationen der Messergebnisse in Kapitel 7.2 wird die Viskosität und deren Einfluss auf den Stofftransport als Haupteinflussgröße benannt. Dies wird durch die korrelationsbasierte Vorhersage sowie den Untersuchungen zu einem Wärmeübertragerrohr (siehe Kapitel 7.3) mit einer offeneren und einfacheren Rohrstruktur gestützt. Durch diese Erkenntnisse wird die Korrelation nach Gleichung 8.7 vereinfacht, indem die Viskosität als alleinige Gemischstoffgröße verwendet wird und wird wie folgt ausgedrückt:

$$\frac{h_o \cdot d_a}{\lambda_{KM}} = 768762 \cdot \frac{\dot{q}_{oa} \cdot l_{char}}{\mu_{mix} \cdot \Delta H}^{0,194} \cdot \frac{\mu_{mix} \cdot c_{p,KM}}{\lambda_{KM}}^{-1,527} \cdot \frac{p_{KM}}{p_{krit}}^{2,79} \cdot \frac{\mu_{mix} \cdot w_{Blase}}{\sigma_{KM}}^{0,38} \quad (8.9)$$

Nach Anpassung des Vorfaktors sowie der Exponenten der dimensionslosen Kennzahlen kann ein AAPE für das Trainingsset von 4,71 % und 9,8 % für das Testset erreicht werden. Hierdurch wird ersichtlich, dass für eine Vorhersage des äußeren Wärmeübergangs innerhalb des Trainingssets ähnliche Vorhersagegenauigkeiten erreicht werden können. Für die Kältemittel-/Ölkombinationen, welche nicht im Testset enthalten sind und sich durch Stoffeigenschaften, neben der Viskosität, von den Kombinationen aus dem Trainingsset unterscheiden, nimmt die Vorhersagegenauigkeit ab. Wenn nur die Viskosität als Gemischstoffgröße berücksichtigt wird, könnte dies die Anwendung der Korrelation im industriellen Umfeld vereinfachen.

8.3. Neuronales Netz

Als weitere Vorhersagemethode zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten der Rohraußenseite, neben der korrelationsbasierten Vorhersage, wird ein Neuronales Netz verwendet. Der Aufbau des Netzes wird in Kapitel 4.5 beschrieben. Um die prädiktiven Methoden miteinander vergleichen zu können, werden die zur Verfügung stehenden Daten in verschiedene Datensätze eingeteilt. Zum Anpassen oder Trainieren der Korrelation bzw. des Neuronalen Netzes wird ein Trainingsset mit 75 % an zufällig gewählten Messpunkten verwendet. Zur Prüfung der daraus entwickelten Vorhersage wird ein Testset mit 20 % herangezogen. Um die Vorhersagemethoden miteinander vergleichen zu können, werden Messdaten, die weder im Trainings- noch im Testset enthalten sind, in einem Validierungsset verwendet. Dieses Set beinhaltet 5 % der Messdaten.

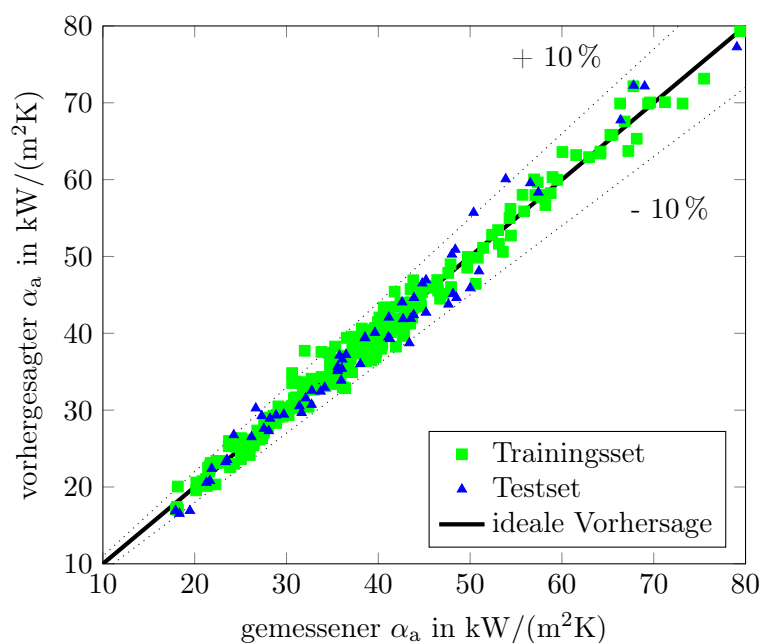


Abbildung 8.8.: Vorhersage des Wärmedurchgangs der Messpunkte aus dem Trainings- und Testset mit dem GEWA B6H Rohr mittels des Neuronalen Netzes

In Abbildung 8.8 wird ein Paritätsdiagramm der vorhergesagten Wärmeübergangskoeffizienten aus dem Trainings- und Testset dargestellt. Nahezu alle Wärmeübergangskoeffizienten werden innerhalb von $\pm 10\%$ vorhergesagt. Die mittlere relative Abweichung beträgt für das Trainingsset 3,5 % sowie für das Testset 4,2 %. Werden die Methoden der Korrelation mit dem Neuronalen Netz verglichen, kann eine genauere Vorhersage mittels Neuronalem Netz gegenüber der Korrelation (Trainingsset 5,4 %, Testset 5,3 %) erzielt werden. Dies wird auf die Vielzahl an Neuronen und deren Gewichtung zurückgeführt. Durch den Aufbau des Netzes und der Trainingsdauer (20000 Iterationen) wird eine solche Vorhersagegenauigkeit erreicht.

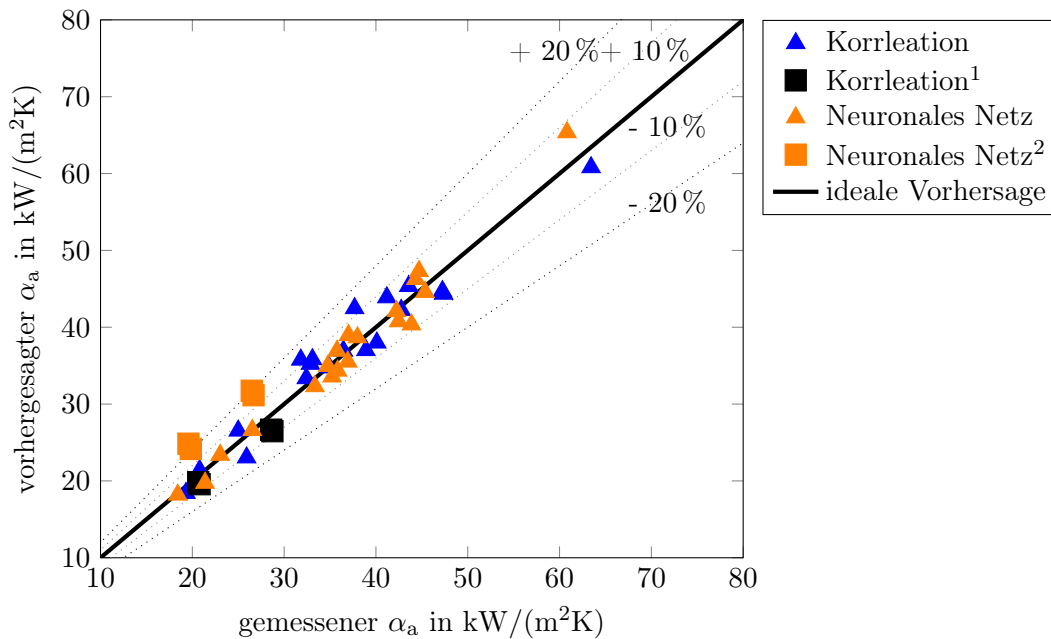


Abbildung 8.9.: Vorhersage des Wärmedurchgangs der Messpunkte aus dem Validierungsset mit dem Neuronalen Netz und der Korrelation nach Gleichung 8.7

Der Vergleich zwischen den Vorhersagemethoden des Neuronalen Netzes und der entwickelten Korrelation anhand des Validierungssets wird in Abbildung 8.9 dargestellt. Das Paritätsdiagramm veranschaulicht, wie nah die vorhergesagten Wärmeübergangskoeffizienten an den Koeffizienten, berechnet aus den Messdaten, liegen. Die mittlere relative Abweichung des Neuronalen Netzes beträgt für das Validierungssets 4,2 % und erzielt somit eine genauere Vorhersage als die Korrelation, welche die Messpunkte mit einem AAPE von 5,5 % vorhersagt. Wie im Vergleich des Trainings- und Testsets weist das Neuronale Netz Vorteile in der Vorhersagegenauigkeit gegenüber der Korrelation auf. Dies ist, wie bereits erwähnt, auf die Netzstruktur und die bedeutend größere Anzahl an anpassbaren Parametern zurückzuführen. Weiterhin muss der Aufteilung der verschiedenen Sets und deren Einfluss auf die Vorhersagegenauigkeit und dem Vergleich der Methoden Rechnung getragen werden. Durch die zufällige Auswahl der Messpunkte liegen Punkte des Test- oder Validierungssets zwischen Messpunkten, welche zum Trainieren des Netzes herangezogen werden. Somit sind keine unabhängigen Daten in den Sets vorhanden. Durch die bessere Anpassungsfähigkeit des Neuronalen Netzes liegen hier die Vorteile dieser Methode. Wird davon ausgegangen, dass das Modell für Betriebspunkte außerhalb des untersuchten Bereichs oder mit anderen Kältemittel-/Ölkombinationen angewendet wird, ist ein weiterer Vergleich der Methoden notwendig. Zu den Messdaten aus dem Validierungsset sind in Abbildung 8.9 vier Messpunkte enthalten, welche außerhalb des untersuchten Bereichs liegen. Hier liegt die

¹Messpunkt außerhalb der untersuchten Grenzen vorhergesagt mit der Korrelation

²Messpunkt außerhalb der untersuchten Grenzen vorhergesagt mit dem Neuronalen Netz

Wärmestromdichte anstatt bei maximal $\dot{q}_{\text{oa}} = 45 \text{ kW/m}^2$ bei $\dot{q}_{\text{oa}} = 60 \text{ kW/m}^2$. Wird die Vorhersagegenauigkeit der Modelle anhand der mittleren relativen Abweichung miteinander verglichen, wird der Vorteil der Korrelation gegenüber dem Neuronalen Netz ersichtlich. Für die vorhergesagten Punkte, welche außerhalb des untersuchten Bereichs liegen, ergibt sich ein AAPE der Korrelation 6,1 % und für das Neuronale Netz von 20,5 %. Die Vorhersage der Korrelation ist signifikant genauer als die des Neuronalen Netzes. Somit ergibt sich eine große Abweichung zwischen der Genauigkeit des Neuronalen Netzes aus dem Trainingsset und den vorhergesagten Wärmeübergängen mit höherer Wärmestromdichte. Nach Definition von Goodfellow et al. [134] kann dies als Overfitting angesehen werden. Im Blick auf die Vorhersagegenauigkeit der Korrelation wird nicht von einem Overfitting ausgegangen, da die mittleren relativen Abweichungen von Trainings-, Test-, Validierungs- und Extrapolationsset in ähnlichen Größenordnungen (Trainingsset 5,4 %, Testset 5,3 %, Validierungsset 5,5 %, Extrapolationsset 6,1 %) liegen. Sollen Kältemittel-/Ölkombinationen vorhergesagt werden, welche nicht zum Anpassen des Vorhersagemodells vorliegen, wird die Verwendung der Korrelation empfohlen. Die Vorhersagegenauigkeit der Korrelation mit einer nicht zur Anpassung herangezogener Kältemittel-/Ölkombination wird in Kapitel 8.2 gezeigt.

Folgende Punkte können in Bezug auf die Vorhersage von Wärmedurch- und Wärmeübergangskoeffizienten für das Blasensieden von Kältemittel-/Ölgemischen an einem GEWA B6H Hochleistungsrohr und einem niederberippten GEWA K Rohr mittels Korrelation und eines Neuronal Netzes festgehalten werden:

- Zur Vorhersage des Wärmeübergangskoeffizienten von reinen Kältemitteln wird folgende Korrelationsstruktur des Nusselt-Ansatzes verwendet $\frac{\alpha_a \cdot d_a}{\lambda_{KM}} = C1 \cdot Re^{C2} \cdot Pr^{C3} \cdot P_R^{C4}$.
- Zur Vorhersage von Kältemittel-/Ölgemischen wird die Korrelation für reine Kältemittel mit der Kapillar-Zahl und Gemischstoffmodellen erweitert.
- Die Vorhersagegenauigkeit für Kältemittel-/Ölgemische liegt mittels Korrelation bei 4,7 % für Messdaten, welche zur Anpassung der Koeffizienten herangezogen werden. Für einen unabhängigen Datensatz mit einem anderen Kältemittel und Öltyp wird eine Genauigkeit von 8,3 % erzielt.
- Die Übertragbarkeit der Korrelationsstruktur auf eine andere Rohrstruktur wurde nachgewiesen.
- Der Haupteinfluss des Kältemaschinenöls auf die Wärmeübertragung ist der Ölviskosität zuzuordnen. Es kann vereinfachend auch nur die Gemischviskosität als Gemischstoffgröße unter Einschränkung der Vorhersagegenauigkeit verwendet werden.
- Die Vorhersage von Wärmeübergangskoeffizienten mittels eines neuronalen Netzes bietet Vorteile hinsichtlich der Vorhersagegenauigkeit gegenüber der Vorhersage durch den Exponentialansatz mit dimensionslosen Kennzahlen. Dies gilt innerhalb des untersuchten Bereichs. Außerhalb der gefitteten Fluide liefert die Korrelation eine genauere Vorhersage.

9. Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit wird der Einfluss von Öl auf die Wärmeübertragung an strukturierten Rohren in Rohrbündelwärmeübertragern untersucht. Es werden sowohl der Verflüssiger als auch der Verdampfer in den Konfigurationen als Trockenexpansionsverdampfer und als überfluteter Verdampfer betrachtet. Es werden die Kältemittel R134a, R1234ze(E) mit jeweils den Kältemaschinenölen SE55, SEZ100, SE170 (mit und ohne Additivierung) an dem Hochleistungsrohr GEWA B6H untersucht. Das niederberippte GEWA K Rohr wird neben den reinen Kältemitteln mit Öl SEZ100 betrachtet. Weiterhin werden Untersuchungen mit dem natürlichen Kältemittel Propan und den Polyalkylenglykolen PAG100 und PAG150 am GEWA B6H Rohr untersucht. Diese Untersuchungen werden an einem Einzelrohr-Prüfstand für die überflutete Verdampfung untersucht. Der Trockenexpansionsverdampfer sowie der Verflüssiger werden an einem vollständigen Kältekomppressionskreislauf mit dem Kältemittel R134a und SE170 im Blick auf den Einfluss des Öls betrachtet.

Die Untersuchungen des Verflüssigers beinhalten zum einen eine Sensitivitätsanalyse des Kältemittels mit Blick auf die latente und sensible Wärmeübertragung bei variierenden Massenstromdichten, dem Einfluss der Unterkühlung und der Enthitzung sowie dem Temperaturniveau (siehe Kapitel 5.1). Zum anderen wird der Einfluss des Kältemaschinenöls auf diese Parameter untersucht. Die Ergebnisse zeigen, dass die latente Wärmeübertragung im Bereich der Verflüssigung, höhere Wärmedurchgangskoeffizienten aufweist als die sensible Wärmeübertragung, in Form der Enthitzung und Unterkühlung. Letztere kann als signifikanter Wärmewiderstand benannt werden. Dies wird vor allem durch die langsamen Strömungsgeschwindigkeiten des Kältemittels hervorgerufen. Die kleinen Temperaturdifferenzen der Fluide reduzieren zudem die Wärmeübertragung. Die naheliegende Vermutung, dass die Wärmeübertragung mit steigender Massenstromdichte verbessert wird, kann für die sensible Wärmeübertragung bestätigt werden. Für die latente Wärmeübertragung ist dies nicht der Fall. Eine steigende Massenstromdichte erhöht die Kondensatfilmdicke am Rohr und vergrößert den Wärmewiderstand. Der Einfluss des Öls SE170 auf das berippte Wärmeübertragerrohr GEWA C6H wirkt sich stets negativ auf die Wärmeübertragung aus. Der Wärmedurchgangskoeffizient k (kurz k -Wert) wird bei einem Ölmasseanteil von 8 m% mit bis zu 15 % reduziert. Durch das Verflüssigen des Kältemittels und der Löslichkeit des Öls im Kältemittel wird das Öl kontinuierlich aus dem Wärmeübertrager abtransportiert und wirkt sich somit moderat auf die Wärmeübertragung aus.

Im Rohrbündelwärmeübertrager kann das Kältemittel entweder auf der Rohraußenseite (Behältersieden) oder auf der Rohrinneenseite (Strömungssieden) verdampfen. Um den Einfluss des Kältemaschinenöls von SE170 mit R134a auf den Trockenexpansionsverdampfer, also auf das Strömungssieden, zu untersuchen, wird die Sensitivität der Massenstromdichte, die Überhitzung, des Dampfmassenanteils am Eintritt sowie des Temperaturniveaus auf den Wärmeübertrager bestimmt (siehe Kapitel 6.1). Änderungen der Massenstromdichte wirken sich stark auf den k-Wert des Verdampfers aus. Die Strömungsgeschwindigkeit beeinflusst die Benetzung der Rohrinne wand mit flüssigem Kältemittel und wirkt sich zudem stark auf die sensible Wärmeübertragung, in Form der Überhitzung, aus. Das Kältemaschinenöl SE170 beeinflusst den Wärmedurchgang des innenberippten Rohrs bei einem Ölmassenanteil von 8 m% mit bis zu 44 % stets negativ. Es wird davon ausgegangen, dass sich der Ölanteil an der Rohrinne wand befindet und im Bereich der Überhitzung einen zusätzlichen Wärmewiderstand darstellt. Bei höherem Ölmassenanteilen kommt es bei der untersuchten Kältemittel-/Ölkombination zu einer Phasenseparation. Es wird davon ausgegangen, dass dies zu einer schlechteren Verdampfung und Benetzung des Rohres führt.

Verdampft das Kältemittel auf der Rohraußenseite, liegt das Behältersieden vor. Diese Art der Verdampfung wird an einem Hochleistungsrohr GEWA B6H mit den Kältemitteln R134a und R1234ze(E) mit den Polyoesterölen (kurz POE-Öle) SE55, SEZ100 und SE170 mit und ohne Additivierung untersucht. Als weiteres Kältemittel wird R290 mit den Polyalkylenglykole (PAG) PAG100 und PAG150 betrachtet. Neben der Sensitivitätsanalyse (siehe Kapitel 7.1) wird der Einfluss der Öle auf die Wärmeübertragung betrachtet. Allgemein kann festgehalten werden, dass die höchsten k-Werte für Propan erreicht werden und mit dem Kältemittel R1234ze(E) die geringsten. Dies wird auf die Dampfblasengröße sowie die Verdampfungsenthalpie und Dichtedifferenz zwischen Dampf und Flüssigkeit der jeweiligen Kältemittel zurückgeführt. Der Einfluss des Öls wirkt sich nahezu linear auf die Wärmeübertragung aus (siehe Kapitel 7.2.4). Die Viskositätsänderung des Gemischs stellt einen signifikanten Einfluss auf die Wärmeübertragung dar, vermutlich auf Grund einer Hemmung des Stofftransports. Die Öladditivierung wirkt sich gering auf den k-Wert aus (Kapitel 7.2.5). Neben dem GEWA B6H Rohr, welches eine komplexe dreidimensionale Struktur auf der Rohraußenseite aufweist, wird ein niederbeipptes GEWA K Rohr ebenfalls im Blick auf die Sensitivität und des Öleinflusses untersucht. Durch die offenere Struktur, durch einfache Rippen, wird ein geringerer Einfluss des Öls festgestellt (siehe Kapitel 7.3 und 7.4). Die Wärmedurchgangskoeffizienten eines GEWA B6H Rohres liegen mit bis zu Faktor vier über den k-Werten eines GEWA K Rohres.

Mit den Messdaten aus dem Blasensieden wird eine Vorhersagemethode des äußeren Wärmeübergangskoeffizienten auf Basis von dimensionslosen Kennzahlen in einem Exponentialansatz für das strukturierte GEWA B6H Rohr entwickelt. Als weitere prädiktive Methode wird ein Neuronales Netz aufgebaut und mit dem Ansatz mittels dimensionsloser Kennzahlen verglichen. Letzteres Vorgehen ist zunächst zur Vorhersage der reinen Kältemittel ohne Kältemaschinenöl aufgebaut. Die auf dem Nusselt-Ansatz basierende Korrelation beinhaltet als dimensionslose Kennzahlen die Reynold-Zahl, die Prandtl-Zahl, sowie den reduzierten Druck (siehe Kapitel 8.1). Zur Vorhersage der Wärmeübergangskoeffizienten von Kältemittel-/Ölgemischen wird die Korrelation um die Kapillar-Zahl erweitert, sowie Gemischstoffgrößen verwendet. Alle experimentellen Daten werden in ein Trainings- und Testset aufgeteilt. Das Trainingsset beinhaltet alle Messungen mit den Kältemitteln R134a und R1234ze(E). Das Testset enthält die Messdaten mit Propan und den Ölen PAG100 und PAG150. Die mittlere relative Abweichung (kurz AAPE) liegt für das Trainingsset bei 4,7 %, für das Testset bei 8,3 % (siehe Kapitel 8.2). Die mittlere relative Abweichung des gesamten Wärmedurchgangs liegt für das Trainingsset bei 2,1 % und für das Testset bei 2,8 %. Zudem wird die Anpassungsfähigkeit an eine andere Rohrstruktur, dem niederberippten GEWA K Rohr, geprüft. Bei Regression der Koeffizienten kann aufgezeigt werden, dass die Funktionalität der Korrelation auf andere Strukturen übertragbar ist. Durch die Analyse der dimensionslosen Kennzahlen und deren Exponenten, wird davon ausgegangen, dass der Einfluss des Öls hauptsächlich auf eine Reduzierung des Stofftransports zurückzuführen ist (siehe Kapitel 8.2). Für den Wärmeübergang auf der Rohrrinnenseite wird eine Korrelation nach Gnielinski an die Rohrstruktur angepasst. Durch das Neuronale Netz gelingt es, die Wärmeübergänge in dem Trainingsset (75 % der Daten), dem Testset (20 % der Daten) und dem Validierungsset (5 % aller Daten), in einer zufälligen Aufteilung, mit einem AAPE von 3,5 %, 4,2 % und 4,2 % genauer vorherzusagen. Liegen die zu vorhersagenden Punkte außerhalb des untersuchten Bereichs, zeigen sich deutliche Vorteile der Vorhersage mittels dimensionsloser Kennzahlen.

Die vorliegende Arbeit leistet einen Beitrag zum Verständnis des Effekts von Kältemaschinenöl auf die Wärmeübertragung an strukturierten Rohren, welche in Rohrbündelwärmübertragern der Kältetechnik zu finden sind. Durch die Untersuchung des Verflüssigers und des Trockenexpansionsverdampfers mit den latenten und sensiblen Wärmeübertragungen kann ein moderater Einfluss des Öls auf den Verflüssiger festgestellt werden. Im Blick auf den Trockenexpansionsverdampfer wirkt sich das Öl hin zu höheren Ölmassenanteilen signifikant aus. Die überflutete Verdampfung mit dem Blasensieden weist bedeutend höhere k -Werte auf, wird jedoch durch das Öl am stärksten beeinflusst. Durch die Vorhersagemethoden können diese gewonnenen Erkenntnisse in die Auslegung von überfluteten Verdampfer einfließen. Diese Erkenntnisse können dazu verwendet werden, den kompletten Kältekreis zu optimieren und die benötigte Abscheideeffizienz des Ölabscheiders festzulegen.

Literatur

- [1] Europäisches Parlament. „VERORDNUNG (EU) 2024/573 DES EUROPÄISCHEN PARLAMENTS UND DES RATES vom 7. Februar 2024 über fluoriierte Treibhausgase, zur Änderung der Richtlinie (EU) 2019/1937 und zur Aufhebung der Verordnung (EU) Nr. 517/2014“. In: (Juli 2024). URL: https://eur-lex.europa.eu/legal-content/DE/TXT/PDF/?uri=OJ:L_202400573.
- [2] John R. Thome. *The Heat Transfer Data Book III: Enhanced heat transfer design methods for tubular heat exchangers*. Auflage 2016. Essen: Publico Publications, 2016. ISBN: 3-934736-37-8.
- [3] Wolfgang Bock. *Kältemaschinenöle*. Hrsg. von Christian Puhl. Berlin: VDE VERLAG GMBH, 2010. 1276 S. ISBN: 9783800738298.
- [4] *DIN EN 378-1:2021-06, Kälteanlagen und Wärmepumpen - Sicherheitstechnische und umweltrelevante Anforderungen - Teil 1: Grundlegende Anforderungen, Begriffe, Klassifikationen und Auswahlkriterien; Deutsche Fassung EN 378-1:2016+A1:2020*. Beuth Verlag GmbH. DOI: [10.31030/3252783](https://www.beuth.de/de/-/-/337408956). URL: <https://www.beuth.de/de/-/-/337408956> (besucht am 19.01.2024).
- [5] *VDI-Wärmeatlas*. 11., bearb. und erw. Aufl. SpringerLink. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg, 2013. 1760 S. ISBN: 9783642199813.
- [6] Zunipa Roy und Gopinath Halder. „Replacement of halogenated refrigerants towards sustainable cooling system: A review“. In: *Chemical Engineering Journal Advances* 3 (Nov. 2020), S. 100027. ISSN: 2666-8211. DOI: [10.1016/j.cej.2020.100027](https://doi.org/10.1016/j.cej.2020.100027).
- [7] James M. Calm. „The next generation of refrigerants – Historical review, considerations, and outlook“. In: *International Journal of Refrigeration* 31.7 (Nov. 2008), S. 1123–1133. ISSN: 0140-7007. DOI: [10.1016/j.ijrefrig.2008.01.013](https://doi.org/10.1016/j.ijrefrig.2008.01.013).
- [8] Naeem Abas, Ali Raza Kalair, Nasrullah Khan, Aun Haider, Zahid Saleem und Muhammad Shoaib Saleem. „Natural and synthetic refrigerants, global warming: A review“. In: *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 90 (Juli 2018), S. 557–569. ISSN: 1364-0321. DOI: [10.1016/j.rser.2018.03.099](https://doi.org/10.1016/j.rser.2018.03.099).
- [9] Sheila Mae R. Bantillo, Gen Aaron C. Callejo, Samantha Mariya Kaila G. Camacho, Mark Anthony Montalban, Raven E. Valderin und Rugi Vicente C. Rubi. „Future Trends of Natural Refrigerants: Selection, Preparation, and Evaluati-

- on“. In: *The 3rd International Electronic Conference on Processes*. Bd. 90. ECP 2024. MDPI, Aug. 2024, S. 9. DOI: [10.3390/engproc2024067009](https://doi.org/10.3390/engproc2024067009).
- [10] Dong Ho Kim, Ho Won Byun, Seok Ho Yoon, Chan Ho Song, Kong Hoon Lee und Ook Joong Kim. „The Latest Review of Low GWP (<100) HFO Refrigerants and Studies on the Pool Boiling Heat Transfer“. In: *International Journal of Air-Conditioning and Refrigeration* 24.04 (Dez. 2016), S. 1630009. ISSN: 2010-1333. DOI: [10.1142/s2010132516300093](https://doi.org/10.1142/s2010132516300093).
- [11] Peter von Böckh. *Technische Thermodynamik. Ein beispielorientiertes Einführungsbuch*. Hrsg. von Matthias Stripf. 2. Aufl. 2015. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2016. 1604 S. ISBN: 9783662468906.
- [12] Wolfgang Bock und Christian Puhl. *Compressor Oils*. Feb. 2017. DOI: [10.1002/9783527645565.ch12](https://doi.org/10.1002/9783527645565.ch12).
- [13] Rudi Marek. *Praxis der Wärmeübertragung. Grundlagen - Anwendungen - Übungsaufgaben ; mit 54 Tabellen, 50 vollständig durchgerechneten Beispielen sowie 136 Übungsaufgaben mit ausführlichen Lösungen auf CD*. Hrsg. von Klaus Nitsche. 4., neu bearbeitete Auflage. Auf der CD: Lösungen der Übungsaufgaben und Programmbeispiele. München: Fachbuchverlag Leipzig im Carl Hanser Verlag, 2015. 343 S. ISBN: 9783446444997.
- [14] Klaus Langeheinecke. *Thermodynamik für Ingenieure*. Hrsg. von André Kaufmann, Kay-Jochen Langeheinecke und Gerd Thieleke. 11. Auflage. Springer eBook Collection. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2020. 1541 S. ISBN: 9783658306441.
- [15] Thulukkanam Kuppan und T. Kuppan. *Heat exchanger design handbook*. Mechanical engineering 126. New York [u.a.]: Taylor und Francis, 2000. 1119 S. ISBN: 0824797876.
- [16] *DIN 28183:2007-09, Rohrbündel-Wärmeaustauscher_ - Benennungen*. DOI: [10.31030/9859707](https://doi.org/10.31030/9859707). URL: <https://www.dinmedia.de/de/-/-/99363345> (besucht am 09.01.2025).
- [17] Jin Sub Kim, Wookyoung Kim, Hak Soo Kim und Young Kim. „Pool boiling heat transfer of ammonia outside enhanced tubes with various fin structures“. In: *Applied Thermal Engineering* 247 (Juni 2024), S. 122986. ISSN: 1359-4311. DOI: [10.1016/j.applthermaleng.2024.122986](https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2024.122986).
- [18] S.B. Memory, D.C. Sugiyama und P.J. Marto. „Nucleate pool boiling of R-114 and R-114-oil mixtures from smooth and enhanced surfaces—I. Single tubes“. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 38.8 (Mai 1995), S. 1347–1361. ISSN: 0017-9310. DOI: [10.1016/0017-9310\(94\)00263-u](https://doi.org/10.1016/0017-9310(94)00263-u).

-
- [19] D. Gorenflo, P. Sokol und S. Caplanis. „Zum Wärmeübergang beim Blasensieden von Kohlenwasserstoffen und Halogen-Kältemitteln an einem Glattrohr und einem Hochleistungs-Rippenrohr“. In: *Wärme- und Stoffübertragung* 26.5 (Sep. 1991), S. 273–281. ISSN: 0042-9929. DOI: [10.1007/bf01589999](https://doi.org/10.1007/bf01589999).
- [20] Peter Hübner und Wolfgang Künstler. „Pool boiling heat transfer at finned tubes: influence of surface roughness and shape of the fins“. In: *International Journal of Refrigeration* 20.8 (Dez. 1997), S. 575–582. ISSN: 0140-7007. DOI: [10.1016/s0140-7007\(97\)00033-9](https://doi.org/10.1016/s0140-7007(97)00033-9).
- [21] Benjamin J. Jones, John P. McHale und Suresh V. Garimella. „The Influence of Surface Roughness on Nucleate Pool Boiling Heat Transfer“. In: *Journal of Heat Transfer* 131.12 (Okt. 2009). ISSN: 1528-8943. DOI: [10.1115/1.3220144](https://doi.org/10.1115/1.3220144).
- [22] Robert Stieglitz. *Thermische Solarenergie. Grundlagen, Technologie, Anwendungen*. Hrsg. von Volker Heinzl. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2013. 1703 S. ISBN: 9783642294754.
- [23] Wen-Tao Ji, Chuang-Yao Zhao, Ding-Cai Zhang, Shun Yoshioka, Ya-Ling He und Wen-Quan Tao. „Effect of vapor flow on the falling film evaporation of R134a outside a horizontal tube bundle“. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 92 (Jan. 2016), S. 1171–1181. ISSN: 0017-9310. DOI: [10.1016/j.ijheatmasstransfer.2015.09.023](https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2015.09.023).
- [24] Peter Böckh. *Wärmeübertragung. Grundlagen und Praxis*. Hrsg. von Thomas Wetzel. 7. Aufl. 2017. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2018. 1363 S. ISBN: 9783662554807.
- [25] J. P. Holman. *Heat transfer*. 10. ed. McGraw-Hill series in mechanical engineering. Boston, Mass. [u.a.]: McGraw-Hill Higher Education, 2010. 725 S. ISBN: 9780073529363.
- [26] Frank P. Incropera, David P. DeWitt, Theodore L. Bergman und Adrienne S. Lavine. *Fundamentals of heat and mass transfer*. 6. ed. 7. Aufl. ersch. u.d.T.: Internationale Ausg.: "Principles of heat and mass transfer"; US-Ausg.: "Fundamentals of heat and mass transfer". Hoboken, NJ [u.a.]: Wiley, 2007. 997 S. ISBN: 9780471457282.
- [27] Donald Q. Kern. *Process heat transfer*. 24. print. Chemical engineering series. Auckland [u.a.]: McGraw-Hill, 1988. 871 S. ISBN: 0070853533.
- [28] Moehrle. „Untersuchung und Verbesserung des Verteilungsverhaltens von Fallfilm- und Sprayverdampfern im Bereich der Kältetechnik“. In: (2020).
- [29] Peter Stephan. „B2 Berechnungsmethoden für Wärmeleitung, konvektiven Wärmeübergang und Wärmestrahlung“. In: *VDI-Wärmeatlas*. Springer Berlin Heidelberg, 2013, S. 23–36. ISBN: 9783642199813. DOI: [10.1007/978-3-642-19981-3_4](https://doi.org/10.1007/978-3-642-19981-3_4).

- [30] Warren M Rohsenow und Peter Griffith. *Correlation of maximum heat flux data for boiling of saturated liquids*. Techn. Ber. Cambridge, Mass.: Massachusetts Institute of Technology, Division of ..., 1955.
- [31] Novak Zuber. „On the Stability of Boiling Heat Transfer“. In: *Journal of Fluids Engineering* 80.3 (Apr. 1958), S. 711–714. ISSN: 0097-6822. DOI: [10.1115/1.4012484](https://doi.org/10.1115/1.4012484).
- [32] Y. Haramura und Y. Katto. „A new hydrodynamic model of critical heat flux, applicable widely to both pool and forced convection boiling on submerged bodies in saturated liquids“. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 26.3 (März 1983), S. 389–399. ISSN: 0017-9310. DOI: [10.1016/0017-9310\(83\)90043-1](https://doi.org/10.1016/0017-9310(83)90043-1).
- [33] T.G. Theofanous, T.N. Dinh, J.P. Tu und A.T. Dinh. „The boiling crisis phenomenon“. In: *Experimental Thermal and Fluid Science* 26.6–7 (Aug. 2002), S. 793–810. ISSN: 0894-1777. DOI: [10.1016/s0894-1777\(02\)00193-0](https://doi.org/10.1016/s0894-1777(02)00193-0).
- [34] Issaim Mudawar, Alicia H. Howard und Christopher O. Gersey. „An analytical model for near-saturated pool boiling critical heat flux on vertical surfaces“. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 40.10 (Juli 1997), S. 2327–2339. ISSN: 0017-9310. DOI: [10.1016/s0017-9310\(96\)00298-0](https://doi.org/10.1016/s0017-9310(96)00298-0).
- [35] Peter Stephan. „B2 Berechnungsmethoden für Wärmeleitung, konvektiven Wärmeübergang und Wärmestrahlung“. In: *VDI-Wärmeatlas*. Springer Berlin Heidelberg, 2013, S. 23–36. ISBN: 9783642199813. DOI: [10.1007/978-3-642-19981-3_4](https://doi.org/10.1007/978-3-642-19981-3_4).
- [36] Karl Stephan. *Wärmeübergang beim Kondensieren und beim Sieden*. Springer Berlin Heidelberg, 1988. ISBN: 9783642831591. DOI: [10.1007/978-3-642-83159-1](https://doi.org/10.1007/978-3-642-83159-1).
- [37] Hans Dieter Baehr und Karl Stephan. „Konvektiver Wärme- und Stoffübergang. Strömungen mit Phasenumwandlungen“. In: *Wärme- und Stoffübertragung*. Springer Berlin Heidelberg, 2016, S. 501–614. ISBN: 9783662496770. DOI: [10.1007/978-3-662-49677-0_4](https://doi.org/10.1007/978-3-662-49677-0_4).
- [38] Karl Stephan. „H1 Entstehung von Dampfblasen“. In: *VDI-Wärmeatlas*. Springer Berlin Heidelberg, 2013, S. 851–852. ISBN: 9783642199813. DOI: [10.1007/978-3-642-19981-3_52](https://doi.org/10.1007/978-3-642-19981-3_52).
- [39] Hans Dieter Baehr. *Wärme- und Stoffübertragung*. Hrsg. von Karl Stephan. 9., aktual. Aufl. 2016. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2016. 1808 S. ISBN: 9783662496770.
- [40] P. Stephan und J. Hammer. „A new model for nucleate boiling heat transfer“. In: *Wärme- und Stoffübertragung* 30.2 (Nov. 1994), S. 119–125. ISSN: 0042-9929. DOI: [10.1007/bf00715018](https://doi.org/10.1007/bf00715018).

-
- [41] M Mann, K Stephan und P Stephan. „Influence of heat conduction in the wall on nucleate boiling heat transfer“. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 43.12 (Juni 2000), S. 2193–2203. ISSN: 0017-9310. DOI: [10.1016/s0017-9310\(99\)00292-6](https://doi.org/10.1016/s0017-9310(99)00292-6).
- [42] Rajvanshi, A.K. and Saini, J.S. and Prakash, R. „Investigation of macrolayer thickness in nucleate pool boiling at high heat flux“. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 35.2 (Feb. 1992), S. 343–350. ISSN: 0017-9310. DOI: [10.1016/0017-9310\(92\)90272-t](https://doi.org/10.1016/0017-9310(92)90272-t).
- [43] T. Kumada und H. Sakashita. „Pool boiling heat transfer—II. Thickness of liquid macrolayer formed beneath vapor masses“. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 38.6 (Apr. 1995), S. 979–987. ISSN: 0017-9310. DOI: [10.1016/0017-9310\(94\)00225-k](https://doi.org/10.1016/0017-9310(94)00225-k).
- [44] Chappidi, P.R. and Unal, C. and Pasamehmetoglu, K.O. and Nelson, R.A. „On the relationship between the macrolayer thickness and the vapor-stem diameter in the high-heat-flux, pool nucleate boiling region“. In: *International Communications in Heat and Mass Transfer* 18.2 (März 1991), S. 195–205. ISSN: 0735-1933. DOI: [10.1016/0735-1933\(91\)90044-5](https://doi.org/10.1016/0735-1933(91)90044-5).
- [45] Hans Dieter Baehr. *Wärme- und Stoffübertragung*. Hrsg. von Karl Stephan. 7. Aufl. 2010. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2010. 1791 S. ISBN: 9783642101946.
- [46] M.M. Mahmoud und T.G. Karayiannis. „Pool boiling review: Part II – Heat transfer enhancement“. In: *Thermal Science and Engineering Progress* 25 (Okt. 2021), S. 101023. ISSN: 2451-9049. DOI: [10.1016/j.tsep.2021.101023](https://doi.org/10.1016/j.tsep.2021.101023).
- [47] M.M. Mahmoud und T.G. Karayiannis. „Pool boiling review: Part I – Fundamentals of boiling and relation to surface design“. In: *Thermal Science and Engineering Progress* 25 (Okt. 2021), S. 101024. ISSN: 2451-9049. DOI: [10.1016/j.tsep.2021.101024](https://doi.org/10.1016/j.tsep.2021.101024).
- [48] Afsaneh Mehralizadeh, Seyed Reza Shabanian und Gholamreza Bakeri. „Effect of modified surfaces on bubble dynamics and pool boiling heat transfer enhancement: A review“. In: *Thermal Science and Engineering Progress* 15 (März 2020), S. 100451. ISSN: 2451-9049. DOI: [10.1016/j.tsep.2019.100451](https://doi.org/10.1016/j.tsep.2019.100451).
- [49] Pritam Moharana und Rakesh Roushan. „A CRITICAL REVIEW OF PACHA-KA PITTA IN MODERN PHYSIOLOGICAL PERSPECTIVE“. In: *International Journal of Research in Ayurveda and Pharmacy* 10.1 (März 2019), S. 18–20. ISSN: 2277-4343. DOI: [10.7897/2277-4343.10015](https://doi.org/10.7897/2277-4343.10015).
- [50] E. van Rooyen und J.R. Thome. „Pool boiling data and prediction method for enhanced boiling tubes with R-134a, R-236fa and R-1234ze(E)“. In: *International Journal of Refrigeration* 36.2 (März 2013), S. 447–455. ISSN: 0140-7007. DOI: [10.1016/j.ijrefrig.2012.11.023](https://doi.org/10.1016/j.ijrefrig.2012.11.023).

- [51] Alangar Sathyabhama und Ramakrishna Hegde. „Prediction of nucleate pool boiling heat transfer coefficient“. In: *Thermal Science* 14.2 (2010), S. 353–364. ISSN: 2334-7163. DOI: [10.2298/tsci1002353s](https://doi.org/10.2298/tsci1002353s).
- [52] M.G. Cooper. „SATURATION NUCLEATE POOL BOILING - A SIMPLE CORRELATION“. In: *First U.K. National Conference on Heat Transfer*. Elsevier, 1984, S. 785–793. ISBN: 9780852951750. DOI: [10.1016/b978-0-85295-175-0.50013-8](https://doi.org/10.1016/b978-0-85295-175-0.50013-8).
- [53] Baki Touhami, Aris Abdelkader und Tebbal Mohamed. „Proposal for a correlation raising the impact of the external diameter of a horizontal tube during pool boiling“. In: *International Journal of Thermal Sciences* 84 (Okt. 2014), S. 293–299. ISSN: 1290-0729. DOI: [10.1016/j.ijthermalsci.2014.05.023](https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2014.05.023).
- [54] Gherhardt Ribatski und José M.Saiz Jabardo. „Experimental study of nucleate boiling of halocarbon refrigerants on cylindrical surfaces“. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 46.23 (Nov. 2003), S. 4439–4451. ISSN: 0017-9310. DOI: [10.1016/s0017-9310\(03\)00252-7](https://doi.org/10.1016/s0017-9310(03)00252-7).
- [55] K. Cornwell und S.D. Houston. „Nucleate pool boiling on horizontal tubes: A convection-based correlation“. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 37 (März 1994), S. 303–309. ISSN: 0017-9310. DOI: [10.1016/0017-9310\(94\)90031-0](https://doi.org/10.1016/0017-9310(94)90031-0).
- [56] W. M. Rohsenow. „A Method of Correlating Heat-Transfer Data for Surface Boiling of Liquids“. In: *Journal of Fluids Engineering* 74.6 (Aug. 1952), S. 969–975. ISSN: 0097-6822. DOI: [10.1115/1.4015984](https://doi.org/10.1115/1.4015984).
- [57] K. Stephan und M. Abdelsalam. „Heat-transfer correlations for natural convection boiling“. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 23.1 (Jan. 1980), S. 73–87. ISSN: 0017-9310. DOI: [10.1016/0017-9310\(80\)90140-4](https://doi.org/10.1016/0017-9310(80)90140-4).
- [58] Douglas M. Robinson und John R. Thome. „Local Bundle Boiling Heat Transfer Coefficients on a Turbo-BII HP Tube Bundle (RP-1089)“. In: *HVAC and R Research* 10.4 (Okt. 2004), S. 441–457. ISSN: 1938-5587. DOI: [10.1080/10789669.2004.10391113](https://doi.org/10.1080/10789669.2004.10391113).
- [59] Jacob N. Israelachvili. *Intermolecular and Surface Forces*. 3rd ed. Saint Louis: Elsevier Science, 2015. 1706 S. ISBN: 9780080923635.
- [60] P.A. Feenstra, D.S. Weaver und R.L. Judd. „An improved void fraction model for two-phase cross-flow in horizontal tube bundles“. In: *International Journal of Multiphase Flow* 26.11 (Nov. 2000), S. 1851–1873. ISSN: 0301-9322. DOI: [10.1016/s0301-9322\(99\)00118-4](https://doi.org/10.1016/s0301-9322(99)00118-4).
- [61] Guido Kickelbick. *Chemie für Ingenieure*. 2., aktualisierte Auflage. Always Learning. Hallbergmoos: Pearson, 2016. 1438 S. ISBN: 9783863267681.

- [62] Jung-Tsung Hung, Yu-Kai Chen, Hou-Kuang Shih, Shou-Ren Sheng und Chi-Chuan Wang. „The Effect of Refrigeration Lubricant Properties on Nucleate Pool Boiling Heat Transfer Performance“. In: *17th International Refrigeration and Air Conditioning Conference* (Juli 2018). URL: <https://docs.lib.purdue.edu/cgi/viewcontent.cgi?article=2920&context=iracc>.
- [63] Jung-Tsung Hung, Yu-Kai Chen, Hou-Kuang Shih und Chi-Chuan Wang. „A mechanistic model for nucleate boiling heat transfer performance with lubricant-refrigerant mixture“. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 159 (Okt. 2020), S. 120092. ISSN: 0017-9310. DOI: [10.1016/j.ijheatmasstransfer.2020.120092](https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2020.120092).
- [64] M.A Kedzierski. „The effect of lubricant concentration, miscibility, and viscosity on R134a pool boiling“. In: *International Journal of Refrigeration* 24.4 (Juni 2001), S. 348–366. ISSN: 0140-7007. DOI: [10.1016/s0140-7007\(00\)00030-x](https://doi.org/10.1016/s0140-7007(00)00030-x).
- [65] M. K. Jensen und D. L. Jackman. „Prediction of Nucleate Pool Boiling Heat Transfer Coefficients of Refrigerant-Oil Mixtures“. In: *Journal of Heat Transfer* 106.1 (Feb. 1984), S. 184–190. ISSN: 1528-8943. DOI: [10.1115/1.3246632](https://doi.org/10.1115/1.3246632).
- [66] Abhishek Kumar, Xiao-Zhe Wang, Boyapati Jaya Lakshmi, Jung-Tsung Hung, Yu-Kai Chen und Chi-Chuan Wang. „Nucleate boiling heat transfer of R-134a and R-134a/POE lubricant mixtures on smooth tube“. In: *Applied Thermal Engineering* 185 (Feb. 2021), S. 116359. ISSN: 1359-4311. DOI: [10.1016/j.applthermaleng.2020.116359](https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2020.116359).
- [67] Abhishek Kumar und Chi-Chuan Wang. „Nucleate pool boiling heat transfer of R-1234ze(E) and R-134a on GEWA-B5H and smooth tube with the influence of POE oil“. In: *Applied Thermal Engineering* 201 (Jan. 2022), S. 117779. ISSN: 1359-4311. DOI: [10.1016/j.applthermaleng.2021.117779](https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2021.117779).
- [68] J. Mitrovic. „Nucleate boiling of refrigerant–oil mixtures : bubble equilibrium and oil enrichment at the interface of a growing vapour bubble“. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 41.22 (Nov. 1998), S. 3451–3467. ISSN: 0017-9310. DOI: [10.1016/s0017-9310\(98\)00073-8](https://doi.org/10.1016/s0017-9310(98)00073-8).
- [69] Liang-Han Chien, Yue-Lin Tsai und Ching-Hung Chang. „A study of pool boiling and falling-film vaporization with R-245fa/oil mixtures on horizontal tubes“. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 133 (Apr. 2019), S. 940–950. ISSN: 0017-9310. DOI: [10.1016/j.ijheatmasstransfer.2018.12.176](https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2018.12.176).
- [70] Klaus Mohrlök. *Wärmeübertragung beim Behältersieden von Kältemittel/Öl-Gemischen an einem Glattrohr und einem Hochleistungsrohr*. Forschungsberichte des Deutschen Kälte- und Klimatechnischen Vereins 71. Zsfassung in engl. Sprache. Stuttgart: Deutscher Kälte- und Klimatechnischer Verein e.V. (DKV), 2005. 285 S. ISBN: 3932715748.

- [71] J.X. Zheng, G.P. Jin, M.-C. Chyu und Z.H. Ayub. „Boiling of ammonia/lubricant mixture on a horizontal tube in a flooded evaporator with inlet vapor quality“. In: *Experimental Thermal and Fluid Science* 30.3 (Jan. 2006), S. 223–231. ISSN: 0894-1777. DOI: [10.1016/j.expthermflusci.2005.06.001](https://doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2005.06.001).
- [72] Klaus Spindler und Erich Hahne. „The influence of oil on nucleate pool boiling heat transfer“. In: *Heat and Mass Transfer* 45.7 (Juli 2007), S. 979–990. ISSN: 1432-1181. DOI: [10.1007/s00231-007-0321-0](https://doi.org/10.1007/s00231-007-0321-0).
- [73] Nae-Hyun Kim, Ho-Won Byun und Eul-Jong Lee. „Convective boiling of R-123/oil mixtures on enhanced tube bundles having pores and connecting gaps“. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 54.25–26 (Dez. 2011), S. 5327–5336. ISSN: 0017-9310. DOI: [10.1016/j.ijheatmasstransfer.2011.08.010](https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2011.08.010).
- [74] Yousaf Shah und Nae-Hyun Kim. „Pool boiling of R-123/MO and R-134a/POE lubricant mixtures on pored surfaces“. In: *Journal of Mechanical Science and Technology* 36.1 (Jan. 2022), S. 467–478. ISSN: 1976-3824. DOI: [10.1007/s12206-021-1244-2](https://doi.org/10.1007/s12206-021-1244-2).
- [75] Fábio P. Fortkamp und Jader R. Barbosa. „Refrigerant desorption and foaming in mixtures of HFC-134a and HFO-1234yf and a polyol ester lubricating oil“. In: *International Journal of Refrigeration* 53 (Mai 2015), S. 69–79. ISSN: 0140-7007. DOI: [10.1016/j.ijrefrig.2015.01.015](https://doi.org/10.1016/j.ijrefrig.2015.01.015).
- [76] Kyoung-Min Koo u. a. „Heat transfer property of refrigerant-oil mixture in a flooded evaporator: The role of bubble formation and oil retention“. In: *Korean Journal of Chemical Engineering* 30.5 (Apr. 2013), S. 1029–1033. ISSN: 1975-7220. DOI: [10.1007/s11814-013-0024-9](https://doi.org/10.1007/s11814-013-0024-9).
- [77] Hongbo Xu, Chunchao Qian, Shuangquan Shao und Changqing Tian. „Investigation on the influence of lubricant oil to the spray cooling system based on refrigerant cycle“. In: *Energy Procedia* 142 (Dez. 2017), S. 3914–3919. ISSN: 1876-6102. DOI: [10.1016/j.egypro.2017.12.296](https://doi.org/10.1016/j.egypro.2017.12.296).
- [78] M. Youbi-Idrissi, J. Bonjour, C. Marvillet und F. Meunier. „Impact of refrigerant–oil solubility on an evaporator performances working with R-407C“. In: *International Journal of Refrigeration* 26.3 (Mai 2003), S. 284–292. ISSN: 0140-7007. DOI: [10.1016/s0140-7007\(02\)00129-9](https://doi.org/10.1016/s0140-7007(02)00129-9).
- [79] Lorenzo Cremaschi, Yunho Hwang und Reinhard Radermacher. „Experimental investigation of oil retention in air conditioning systems“. In: *International Journal of Refrigeration* 28.7 (Nov. 2005), S. 1018–1028. ISSN: 0140-7007. DOI: [10.1016/j.ijrefrig.2005.03.012](https://doi.org/10.1016/j.ijrefrig.2005.03.012).

- [80] O Lottin, P Guillemet und Jean-Marc Lebreton. „Effects of synthetic oil in a compression refrigeration system using R410A. Part I: modelling of the whole system and analysis of its response to an increase in the amount of circulating oil“. In: *International Journal of Refrigeration* 26.7 (Nov. 2003), S. 772–782. ISSN: 0140-7007. DOI: [10.1016/s0140-7007\(03\)00064-1](https://doi.org/10.1016/s0140-7007(03)00064-1).
- [81] Chi-Chuan Wang, Armin Hafner, Cheng-Shu Kuo und Wen-Der Hsieh. „An overview of the effect of lubricant on the heat transfer performance on conventional refrigerants and natural refrigerant R-744“. In: *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 16.7 (Sep. 2012), S. 5071–5086. ISSN: 1364-0321. DOI: [10.1016/j.rser.2012.04.054](https://doi.org/10.1016/j.rser.2012.04.054).
- [82] S. Chongrueangreong und H. J. Sauer. „Nucleate Boiling Performance of Refrigerants and Refrigerant-Oil Mixtures“. In: *Journal of Heat Transfer* 102.4 (Nov. 1980), S. 701–705. ISSN: 1528-8943. DOI: [10.1115/1.3244375](https://doi.org/10.1115/1.3244375).
- [83] O. P. Ivanov. *Gleichung zur Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten beim Sieden von Freon-Öl-Gemischen*. de. Techn. Ber. 1980. DOI: [10.18419/OPUS-5957](https://doi.org/10.18419/OPUS-5957).
- [84] Matthias Kind und Thomas Wetzel. „H3.2 Strömungssieden – Strömungsformen in Verdampferrohren“. In: *VDI-Wärmeatlas*. Springer Berlin Heidelberg, 2019, S. 965–971. ISBN: 9783662529898. DOI: [10.1007/978-3-662-52989-8_55](https://doi.org/10.1007/978-3-662-52989-8_55).
- [85] Matthias Kind und Thomas Wetzel. „H3.1 Strömungssieden – Einführung“. In: *VDI-Wärmeatlas*. Springer Berlin Heidelberg, 2019, S. 959–963. ISBN: 9783662529898. DOI: [10.1007/978-3-662-52989-8_54](https://doi.org/10.1007/978-3-662-52989-8_54).
- [86] Meijuan Chang, Qinglu Song, Xian Wang, Dechang Wang, Yunhua Wang und Shuo Guo. „Dynamic characteristics of R1234ze(E) boiling two-phase flow patterns and heat transfer in a horizontal tube“. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 236 (Jan. 2025), S. 126311. ISSN: 0017-9310. DOI: [10.1016/j.ijheatmasstransfer.2024.126311](https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2024.126311).
- [87] Oliver Herbst. „H3.6 Strömungssieden – Kritische Siedezustände“. In: *VDI-Wärmeatlas*. Springer Berlin Heidelberg, 2019, S. 1015–1060. ISBN: 9783662529898. DOI: [10.1007/978-3-662-52989-8_59](https://doi.org/10.1007/978-3-662-52989-8_59).
- [88] M. Isakhani Zakaria, M.A. Akhavan-Behabadi, B. Sajadi und M. Tohidi Moghadam. „An empirical investigation on flow pattern, heat transfer, and pressure drop during flow boiling of R1234yf in an inclined plain tube“. In: *International Journal of Thermal Sciences* 170 (Dez. 2021), S. 107100. ISSN: 1290-0729. DOI: [10.1016/j.ijthermalsci.2021.107100](https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2021.107100).
- [89] Reza Bahoosh Kazerooni, Maziar Alasvand Bakhtiarpour und Aminreza Noghrehabadi. „Experimental study of flow boiling heat transfer in horizontal rifled tube“. In: *Heat and Mass Transfer* (Aug. 2022). ISSN: 1432-1181. DOI: [10.1007/s00231-022-03252-9](https://doi.org/10.1007/s00231-022-03252-9).

- [90] Bartosz Dawidowicz und Janusz T. Cieśliński. „Heat transfer and pressure drop during flow boiling of pure refrigerants and refrigerant/oil mixtures in tube with porous coating“. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 55.9–10 (Apr. 2012), S. 2549–2558. ISSN: 0017-9310. DOI: [10.1016/j.ijheatmasstransfer.2012.01.005](https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2012.01.005).
- [91] Neeraj Kumar Vidhyarthi, Sandipan Deb, Sameer Sheshrao Gajghate, Sagnik Pal, Ajoy Kumar Das, Debabrata Barik und Milon Selvam Dennison. „Exploring novel approaches on impact of micro-fin tubes on flow boiling heat transfer using R134a refrigerant: A parametric case study“. In: *Case Studies in Thermal Engineering* 61 (Sep. 2024), S. 105101. ISSN: 2214-157X. DOI: [10.1016/j.csite.2024.105101](https://doi.org/10.1016/j.csite.2024.105101).
- [92] Zhi-Chuan Sun, Xiang Ma, Lian-Xiang Ma, Wei Li und David J. Kukulka. „Flow Boiling Heat Transfer Characteristics in Horizontal, Three-Dimensional Enhanced Tubes“. In: *Energies* 12.5 (März 2019), S. 927. ISSN: 1996-1073. DOI: [10.3390/en12050927](https://doi.org/10.3390/en12050927).
- [93] G.B. Jiang, J.T. Tan, Q.X. Nian, S.C. Tang und W.Q. Tao. „Experimental study of boiling heat transfer in smooth/micro-fin tubes of four refrigerants“. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 98 (Juli 2016), S. 631–642. ISSN: 0017-9310. DOI: [10.1016/j.ijheatmasstransfer.2016.03.024](https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2016.03.024).
- [94] Cong Zhao, Yuwei Sun, Hao Guo, Yanxing Zhao, Maoqiong Gong und Zhiqiang Yang. „Flow boiling heat transfer characteristics and correlation development of R290/R600a mixtures in an internally threaded tube“. In: *International Journal of Refrigeration* 162 (Juni 2024), S. 25–38. ISSN: 0140-7007. DOI: [10.1016/j.ijrefrig.2024.02.017](https://doi.org/10.1016/j.ijrefrig.2024.02.017).
- [95] Neeraj Kumar Vidhyarthi, Sandipan Deb, Sameer Sheshrao Gajghate, Elaine Maria Cardoso, Mantu Das, Sagnik Pal und Ajoy Kumar Das. „Influence of Microfin Tube on Heat Transfer during Flow Boiling of R134a Refrigerant“. In: *Journal of Engineering* 2024.1 (Jan. 2024). Hrsg. von Paolo Castaldo. ISSN: 2314-4912. DOI: [10.1155/2024/6824128](https://doi.org/10.1155/2024/6824128).
- [96] J. Chen und Wei Li. „Local flow boiling heat transfer characteristics in three-dimensional enhanced tubes“. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 121 (Juni 2018), S. 1021–1032. ISSN: 0017-9310. DOI: [10.1016/j.ijheatmasstransfer.2018.01.065](https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2018.01.065).
- [97] Neeraj Kumar Vidhyarthi, Ishita Karmakar, Vaishnav Pal, Sudip Chandra Das, Prashant Raj, Sandipan Deb, Sameer Sheshrao Gajghate, Sagnik Pal und Ajoy Kumar Das. „Micro-fin tubes for improved flow boiling heat transfer in refrigeration systems: a performance comparison with R134a and R407c refrigerants“. In: *Heat and Mass Transfer* 60.9 (Aug. 2024), S. 1629–1641. ISSN: 1432-1181. DOI: [10.1007/s00231-024-03511-x](https://doi.org/10.1007/s00231-024-03511-x).

- [98] Ernest Gyan Bediako, Petra Dančová und Tomáš Vít. „Flow Boiling Heat Transfer of R134a in a Horizontal Smooth Tube: Experimental Results, Flow Patterns, and Assessment of Correlations“. In: *Energies* 15.20 (Okt. 2022), S. 7503. ISSN: 1996-1073. DOI: [10.3390/en15207503](https://doi.org/10.3390/en15207503).
- [99] Jesús Moreno Quibén, Lixin Cheng, Ricardo J. da Silva Lima und John R. Thome. „Flow boiling in horizontal flattened tubes: Part II – Flow boiling heat transfer results and model“. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 52.15–16 (Juli 2009), S. 3645–3653. ISSN: 0017-9310. DOI: [10.1016/j.ijheatmasstransfer.2008.12.033](https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2008.12.033).
- [100] Wenxiao Chu, Gang Yan, Hao Zhang, Fufeng Zhao, Qingxian Wang und Qi-uwang Wang. „A review on experimental investigations of refrigerant/oil mixture flow boiling in horizontal channels“. In: *Applied Thermal Engineering* 196 (Sep. 2021), S. 117270. ISSN: 1359-4311. DOI: [10.1016/j.applthermaleng.2021.117270](https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2021.117270).
- [101] Enio P. Bandarra Filho, Lixin Cheng und John R. Thome. „Flow boiling characteristics and flow pattern visualization of refrigerant/lubricant oil mixtures“. In: *International Journal of Refrigeration* 32.2 (März 2009), S. 185–202. ISSN: 0140-7007. DOI: [10.1016/j.ijrefrig.2008.06.013](https://doi.org/10.1016/j.ijrefrig.2008.06.013).
- [102] Guoliang Ding, Haitao Hu, Xiangchao Huang, Bin Deng und Yifeng Gao. „Experimental investigation and correlation of two-phase frictional pressure drop of R410A–oil mixture flow boiling in a 5mm microfin tube“. In: *International Journal of Refrigeration* 32.1 (Jan. 2009), S. 150–161. ISSN: 0140-7007. DOI: [10.1016/j.ijrefrig.2008.08.009](https://doi.org/10.1016/j.ijrefrig.2008.08.009).
- [103] Chaobin Dang, Noburu Haraguchi, Takashi Yamada, Minxia Li und Eiji Hihara. „Effect of lubricating oil on flow boiling heat transfer of carbon dioxide“. In: *International Journal of Refrigeration* 36.1 (Jan. 2013), S. 136–144. ISSN: 0140-7007. DOI: [10.1016/j.ijrefrig.2012.09.020](https://doi.org/10.1016/j.ijrefrig.2012.09.020).
- [104] X.H. Han, Y.B. Fang, M. Wu, X.G. Qiao und G.M. Chen. „Study on flow boiling heat transfer characteristics of R161/oil mixture inside horizontal micro-fin tube“. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 104 (Jan. 2017), S. 276–287. ISSN: 0017-9310. DOI: [10.1016/j.ijheatmasstransfer.2016.08.043](https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2016.08.043).
- [105] M.R. Momenifar, M.A. Akhavan-Behabadi, M. Nasr und P. Hanafizadeh. „Effect of lubricating oil on flow boiling characteristics of R-600a/oil inside a horizontal smooth tube“. In: *Applied Thermal Engineering* 91 (Dez. 2015), S. 62–72. ISSN: 1359-4311. DOI: [10.1016/j.applthermaleng.2015.08.003](https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2015.08.003).
- [106] Keqiao Li, Guogeng He, Jingkai Jiang, Yang Li und Dehua Cai. „Flow boiling heat transfer characteristics and pressure drop of R290/oil solution in smooth horizontal tubes“. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 119 (Apr.

- 2018), S. 777–790. ISSN: 0017-9310. DOI: [10.1016/j.ijheatmasstransfer.2017.11.134](https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2017.11.134).
- [107] Qiang Guo, Minxia Li, Chaobin Dang und Xiangdong Tian. „Mechanism study on flow-boiling heat transfer of R447A/lubricating oil in a smooth horizontal tube“. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 158 (Sep. 2020), S. 119971. ISSN: 0017-9310. DOI: [10.1016/j.ijheatmasstransfer.2020.119971](https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2020.119971).
- [108] HAMBRAEUS K. „Heat transfer of oil-contaminated HFC134a in a horizontal evaporator“. In: *International Journal of Refrigeration - Revue Internationale du Froid - vol. 18 - n. 2* (1995). ISSN: 01407007.
- [109] Yuping Gao, Shuangquan Shao, Ye Feng und Changqing Tian. „Heat transfer and pressure drop characteristics of ammonia/miscible oil mixture during flow boiling in an 8 mm horizontal smooth tube“. In: *International Journal of Thermal Sciences* 138 (Apr. 2019), S. 341–350. ISSN: 1290-0729. DOI: [10.1016/j.ijthermalsci.2018.12.040](https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2018.12.040).
- [110] Haitao Hu, Guoliang Ding und Kaijian Wang. „Heat transfer characteristics of R410A–oil mixture flow boiling inside a 7mm straight microfin tube“. In: *International Journal of Refrigeration* 31.6 (Sep. 2008), S. 1081–1093. ISSN: 0140-7007. DOI: [10.1016/j.ijrefrig.2007.12.004](https://doi.org/10.1016/j.ijrefrig.2007.12.004).
- [111] Reiner Numrich und Jürgen Müller. „Filmkondensation reiner Dämpfe“. In: *Handbuch Vakuumtechnik*. Springer Fachmedien Wiesbaden, Nov. 2018, S. 1–20. ISBN: 9783658134037. DOI: [10.1007/978-3-662-52991-1_63-2](https://doi.org/10.1007/978-3-662-52991-1_63-2).
- [112] Alfred Leipertz. „J3 Tropfenkondensation“. In: *VDI-Wärmeatlas*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2013, S. 1041–1046. ISBN: 978-3-642-19981-3. DOI: [10.1007/978-3-642-19981-3_65](https://doi.org/10.1007/978-3-642-19981-3_65). URL: https://doi.org/10.1007/978-3-642-19981-3_65.
- [113] Ralph L. Webb. „Enhancement of film condensation“. In: *International Communications in Heat and Mass Transfer* 15.4 (Juli 1988), S. 475–507. ISSN: 0735-1933. DOI: [10.1016/0735-1933\(88\)90044-9](https://doi.org/10.1016/0735-1933(88)90044-9).
- [114] Reiner Numrich und Jürgen Müller. „J1 Filmkondensation reiner Dämpfe“. In: *VDI-Wärmeatlas*. Springer Berlin Heidelberg, 2019, S. 1097–1116. ISBN: 9783662529898. DOI: [10.1007/978-3-662-52989-8_63](https://doi.org/10.1007/978-3-662-52989-8_63).
- [115] M.W. Browne und P.K. Bansal. „An overview of condensation heat transfer on horizontal tube bundles“. In: *Applied Thermal Engineering* 19.6 (Juni 1999), S. 565–594. ISSN: 1359-4311. DOI: [10.1016/s1359-4311\(98\)00055-6](https://doi.org/10.1016/s1359-4311(98)00055-6).
- [116] Hafiz Muhammad Ali. „Condensation Heat Transfer on Geometrically Enhanced Horizontal Tube: A Review“. In: *Heat Exchangers - Advanced Features and Applications*. InTech, Apr. 2017. ISBN: 9789535130925. DOI: [10.5772/65896](https://doi.org/10.5772/65896).

- [117] Hiroshi Honda, Hiroshi Takamatsu, Nobuo Takada und Osamu Makishi. „Condensation of HCFC123 in bundles of horizontal finned tubes: effects of fin geometry and tube arrangement“. In: *International Journal of Refrigeration* 19.1 (Jan. 1996), S. 1–9. ISSN: 0140-7007. DOI: [10.1016/0140-7007\(95\)00071-2](https://doi.org/10.1016/0140-7007(95)00071-2).
- [118] W.Y Cheng, C.C Wang, Y.Z. Robert Hu und L.W Huang. „Film condensation of HCFC-22 on horizontal enhanced tubes“. In: *International Communications in Heat and Mass Transfer* 23.1 (Jan. 1996), S. 79–90. ISSN: 0735-1933. DOI: [10.1016/0735-1933\(95\)00086-0](https://doi.org/10.1016/0735-1933(95)00086-0).
- [119] H. Honda, S. Nozu und Y. Takeda. „A Theoretical Model of Film Condensation in a Bundle of Horizontal Low Finned Tubes“. In: *Journal of Heat Transfer* 111.2 (Mai 1989), S. 525–532. ISSN: 1528-8943. DOI: [10.1115/1.3250709](https://doi.org/10.1115/1.3250709).
- [120] Joseph B. Huber. „Shell-side condensation of HFC-134a and HCFC-123 on enhanced-tube bundles“. Diss. Iowa State University. DOI: [10.31274/rtd-180813-11526](https://doi.org/10.31274/rtd-180813-11526).
- [121] J.W. Rose. „An approximate equation for the vapour-side heat-transfer coefficient for condensation on low-finned tubes“. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 37.5 (März 1994), S. 865–875. ISSN: 0017-9310. DOI: [10.1016/0017-9310\(94\)90122-8](https://doi.org/10.1016/0017-9310(94)90122-8).
- [122] H. Honda, B. Uchima, S. Nozu, E. Torigoe und S. Imai. „Film Condensation of R-113 on Staggered Bundles of Horizontal Finned Tubes“. In: *Journal of Heat Transfer* 114.2 (Mai 1992), S. 442–449. ISSN: 1528-8943. DOI: [10.1115/1.2911293](https://doi.org/10.1115/1.2911293).
- [123] Ali Akbar Abbasian Arani und Reza Moradi. „Shell and tube heat exchanger optimization using new baffle and tube configuration“. In: *Applied Thermal Engineering* 157 (Juli 2019), S. 113736. ISSN: 1359-4311. DOI: [10.1016/j.applthermaleng.2019.113736](https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2019.113736).
- [124] Hongfang Gu, Qi Chen, Zhe Zhang und Haiyang Guo. „Study of Condensation Flow Patterns and Heat Transfer Characteristic on a Horizontal Tube Bundle“. In: *Volume 8: Heat Transfer and Thermal Engineering*. IMECE2016. American Society of Mechanical Engineers, Nov. 2016. DOI: [10.1115/imece2016-67459](https://doi.org/10.1115/imece2016-67459).
- [125] P.E Williams und H.J Sauer. „Condensation of refrigerant-oil mixtures on horizontal tubes“. In: *International Journal of Refrigeration* 4.4 (Juli 1981), S. 209–222. ISSN: 0140-7007. DOI: [10.1016/0140-7007\(81\)90052-9](https://doi.org/10.1016/0140-7007(81)90052-9).
- [126] A. Cavallini, G. Censi, D. Del Col, L. Doretto, G.A. Longo, L. Rossetto und C. Zilio. „Condensation inside and outside smooth and enhanced tubes — a review of recent research“. In: *International Journal of Refrigeration* 26.4 (Juni 2003), S. 373–392. ISSN: 0140-7007. DOI: [10.1016/s0140-7007\(02\)00150-0](https://doi.org/10.1016/s0140-7007(02)00150-0).

- [127] Bo Shen und Eckhard A. Groll. „Review Article : A Critical Review of The Influence of Lubricants on the Heat Transfer and Pressure Drop of Refrigerants—Part II: Lubricant Influence on Condensation and Pressure Drop“. In: *HVAC and R Research* 11.4 (Okt. 2005), S. 511–526. ISSN: 1938-5587. DOI: [10.1080/10789669.2005.10391152](https://doi.org/10.1080/10789669.2005.10391152).
- [128] Yoshua Bengio, Ian Goodfellow und Aaron Courville. *Deep learning*. Bd. 1. MIT press Cambridge, MA, USA, 2017.
- [129] Ian Goodfellow. *Deep learning*. Hrsg. von Aaron Courville und Yoshua Bengio. Adaptive computation and machine learning. Includes bibliographical references and index. Cambridge, Massachusetts: The MIT Press, 2016. 1775 S. ISBN: 9780262337373.
- [130] Nur Hordri, Siti Yuhani und Siti Mariyam Shamsuddin. „Deep Learning and Its Applications: A Review“. In: Okt. 2016.
- [131] Liangwei Zhang, Jing Lin, Bin Liu, Zhicong Zhang, Xiaohui Yan und Muheng Wei. „A Review on Deep Learning Applications in Prognostics and Health Management“. In: *IEEE Access* 7 (2019), S. 162415–162438. ISSN: 2169-3536. DOI: [10.1109/access.2019.2950985](https://doi.org/10.1109/access.2019.2950985).
- [132] Koosha Sharifani und Mahyar Amini. „Machine Learning and Deep Learning: A Review of Methods and Applications“. In: *World Information Technology and Engineering Journal* Volume 10.Issue 07 (2023), pp. 3897–3904.
- [133] Raul Rojas. *Theorie der neuronalen Netze: eine systematische Einführung*. Springer-Verlag, 2013.
- [134] Ian Goodfellow, Yoshua Bengio und Aaron Courville. *Deep Learning*. [http : //www.deeplearningbook.org](http://www.deeplearningbook.org). MIT Press, 2016.
- [135] Ricardo Romero-Méndez, Patricia Lara-Vázquez, Francisco Oviedo-Tolentino, Héctor Martín Durán-García, Francisco Gerardo Pérez-Gutiérrez und Arturo Pacheco-Vega. „Use of Artificial Neural Networks for Prediction of the Convective Heat Transfer Coefficient in Evaporative Mini-Tubes“. In: *Ingeniería, Investigación y Tecnología* 17.1 (Jan. 2016), S. 23–34. ISSN: 1405-7743. DOI: [10.1016/j.riit.2016.01.003](https://doi.org/10.1016/j.riit.2016.01.003).
- [136] Navid Zobeiry und Keith D. Humfeld. „A physics-informed machine learning approach for solving heat transfer equation in advanced manufacturing and engineering applications“. In: *Engineering Applications of Artificial Intelligence* 101 (Mai 2021), S. 104232. ISSN: 0952-1976. DOI: [10.1016/j.engappai.2021.104232](https://doi.org/10.1016/j.engappai.2021.104232).
- [137] Totok R. Biyanto, M. Ramasamy und H. Zabiri. „Modeling heat exchanger using neural networks“. In: *2007 International Conference on Intelligent and Advanced Systems*. IEEE, Nov. 2007, S. 120–124. DOI: [10.1109/icias.2007.4658359](https://doi.org/10.1109/icias.2007.4658359).

-
- [138] David Fadare, A Fatona und M Sc. „Artificial Neural Network Modeling of Heat Transfer in a Staggered Cross-flow Tube-type Heat Exchanger.“ In: *Pac. J. Sci. Technol.* 9 (Jan. 2008).
- [139] A.D.Dongare, R.R.Kharde und Amit D.Kachare. „Introduction to Artificial Neural Network“. In: 2012. URL: <https://api.semanticscholar.org/CorpusID:212457035>.
- [140] Günter Daniel Rey. *Neuronale Netze. Eine Einführung in die Grundlagen, Anwendungen und Datenauswertung*. Hrsg. von Karl F. Wender. 3., überarbeitete Auflage. Ciando library. Literaturverzeichnis: Seite 197-202. Bern: Hogrefe, 2018. 1209 S. ISBN: 9783456957968.
- [141] Sukanya Bag. „Activation Functions — All You Need To Know!“ In: (Feb. 2021). Aufruf: 21.01.2025. URL: <https://medium.com/analytics-vidhya/activation-functions-all-you-need-to-know-355a850d025e>.
- [142] Sebastian Ruder. *An overview of gradient descent optimization algorithms*. 2016. DOI: [10.48550/ARXIV.1609.04747](https://doi.org/10.48550/ARXIV.1609.04747).
- [143] Sergey Ioffe und Christian Szegedy. *Batch Normalization: Accelerating Deep Network Training by Reducing Internal Covariate Shift*. 2015. DOI: [10.48550/ARXIV.1502.03167](https://doi.org/10.48550/ARXIV.1502.03167).
- [144] Artem Oppermann. „Batch-Normalisierung in Deep Learning“. In: *KI Tutorials* (2021). URL: <https://artemoppermann.com/de/batch-normalisierung-in-deep-learning/>.
- [145] Trevor Hastie, Robert Tibshirani und Jerome Friedman. *The Elements of Statistical Learning*. Springer New York, 2009. ISBN: 9780387848587. DOI: [10.1007/978-0-387-84858-7](https://doi.org/10.1007/978-0-387-84858-7).
- [146] Wieland-Werke AG. „Wieland GEWA-B Evaporator Tubes“. In: (Mai 2024). URL: <https://www.wieland.com/en/content/download/12754/file/GEWA-B-Evaporator-Tubes.pdf>.
- [147] Wieland-Werke AG. „Wieland GEWA-C Condenser Tubes“. In: (Mai 2024). URL: <https://www.wieland.com/de/content/download/12755/file/GEWA-C-Condenser-Tubes.pdf>.
- [148] Wieland Group. *Wieland GEWA-K, GEWA-KS Low-finned Tubes*. URL: <https://www.wieland.com/en/media/files/brochures/wieland-gewa-k-gewa-ks-low-finned-tubes.pdf>.
- [149] Frank Marks. „CAD Zeichnung Prüfling Blasensieden“. In: *Interne Datei - Bitzer Kühlmaschinenbau GmbH* (2021).
- [150] S.A. Klein. *Engineering Equation Solver*. Version V10.648. 6. Juni 2019.

- [151] IFCC ILAC ISO IUPAC IUPAP BIPM IEC und OIML. „Evaluation of measurement data — Guide to the expression of uncertainty in measurement.“ In: *Joint Committee for Guides in Metrology JCGM 100:2008*. (2008). DOI: [10.59161/jcgm100-2008e](https://doi.org/10.59161/jcgm100-2008e).
- [152] José Fernández-Seara, Francisco J. Uhía, Jaime Sieres und Antonio Campo. „A general review of the Wilson plot method and its modifications to determine convection coefficients in heat exchange devices“. In: *Applied Thermal Engineering* 27.17–18 (Dez. 2007), S. 2745–2757. ISSN: 1359-4311. DOI: [10.1016/j.applthermaleng.2007.04.004](https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2007.04.004).
- [153] Wolfgang Dahmen. *Numerik für Ingenieure und Naturwissenschaftler*. Hrsg. von Arnold Reusken. 2. Aufl. 2008. Springer-Lehrbuch. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2008. 1633 S. ISBN: 9783540764939.
- [154] Wenjian Wei, Guoliang Ding, Haitao Hu und Kaijian Wang. „Models of thermodynamic and transport properties of POE VG68 and R410A/POE VG68 mixture“. In: *Frontiers of Energy and Power Engineering in China* 2.2 (Mai 2008), S. 227–234. ISSN: 1673-7504. DOI: [10.1007/s11708-008-0020-7](https://doi.org/10.1007/s11708-008-0020-7).
- [155] Y. Mermond, M. Feidt und C. Marvillet. „Propriétés thermodynamiques et physiques des mélanges de fluides frigorigènes et d’huiles“. In: *International Journal of Refrigeration* 22.7 (Nov. 1999), S. 569–579. ISSN: 0140-7007. DOI: [10.1016/S0140-7007\(99\)00015-8](https://doi.org/10.1016/S0140-7007(99)00015-8).
- [156] Bruce E. Poling. *Properties of Gases and Liquids, Fifth Edition*. Hrsg. von John M. Prausnitz und John P. O’Connell. Fifth edition. McGraw-Hill’s AccessEngineering. Includes bibliographical references and index. - Description based on e-Publication PDF. New York, N.Y.: McGraw-Hill Education, 2020. 1803 S. ISBN: 0070116822.
- [157] Manuel R. Conde. „Estimation of thermophysical properties of lubricating oils and their solutions with refrigerants: An appraisal of existing methods“. In: *Applied Thermal Engineering* 16.1 (Jan. 1996), S. 51–61. ISSN: 1359-4311. DOI: [10.1016/1359-4311\(95\)00011-2](https://doi.org/10.1016/1359-4311(95)00011-2).
- [158] F. B. Sprow und J. M. Prausnitz. „Surface tensions of simple liquid mixtures“. In: *Transactions of the Faraday Society* 62 (1966), S. 1105. ISSN: 0014-7672. DOI: [10.1039/tf9666201105](https://doi.org/10.1039/tf9666201105).
- [159] Karsten Müller. *Zielführende Weiterentwicklung Von Energietechnologien. Nutzung Von Stoffdatenscreening Zur Optimierung Von Thermochemischen Prozessen*. Description based on publisher supplied metadata and other sources. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH, 2018. 1177 S. ISBN: 9783658235994.

- [160] Gareth James, Daniela Witten, Trevor Hastie, Robert Tibshirani und Jonathan Taylor. *An Introduction to Statistical Learning: with Applications in Python*. Springer International Publishing, 2023. ISBN: 9783031387470. DOI: [10.1007/978-3-031-38747-0](https://doi.org/10.1007/978-3-031-38747-0).
- [161] *Anaconda Software Distribution*. Version Vers. 2-2.4.0. 2020. URL: <https://docs.anaconda.com/>.
- [162] Adam Paszke u. a. „PyTorch: An Imperative Style, High-Performance Deep Learning Library“. In: *Advances in Neural Information Processing Systems 32*. Curran Associates, Inc., 2019, S. 8024–8035. URL: <http://papers.neurips.cc/paper/9015-pytorch-an-imperative-style-high-performance-deep-learning-library.pdf>.
- [163] Izaak Neutelings. *Neuronal Network*. URL: https://tikz.net/neural_networks/ (besucht am 26.03.2024).
- [164] Frank P. Incropera, David P. DeWitt, Theodore L. Bergman und Adrienne S. Lavine, Hrsg. *Foundations to heat transfer*. 6. ed., internat. student version. Abweichender Titel der internationalen Ausg. - US-Ausg. weiterhin u.d.T.: Introduction to heat transfer. Singapore: Wiley, 2012. 960 S. ISBN: 9780470646168.
- [165] Marco Möhrle, Jennifer Frick, Christoph Krieger und Karsten Müller. „A Correlation-Based Prediction Method of Heat Transfer Coefficients for Flooded Evaporation on Enhanced Tubes“. In: *Chemie Ingenieur Technik* (Juli 2024). ISSN: 1522-2640. DOI: [10.1002/cite.202300149](https://doi.org/10.1002/cite.202300149).
- [166] Marco Möhrle, Christoph Krieger und Karsten Müller. „Investigation of the influence of POE oil on heat transfer to R134a and R1234ze(E) at enhanced tubes for pool boiling“. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 230 (Sep. 2024), S. 125776. ISSN: 0017-9310. DOI: [10.1016/j.ijheatmasstransfer.2024.125776](https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2024.125776).
- [167] Andrea Vinantee. „CAD-Modell Verdampfer“. In: *Interne Datei - Bitzer Kühlmaschinenbau GmbH* (2024).
- [168] Andrea Vinantee. „CAD-Modell Verflüssiger“. In: *Interne Datei - Bitzer Kühlmaschinenbau GmbH* (2023).
- [169] Wieland-Werke AG. „cuprofin®-EDX“. In: (Mai 2024). URL: https://www.wieland.com/en/media/files/data-sheets/cuprofin_edx_en.pdf.
- [170] Fuchs Lubricants Germany GmbH. „Stoffdaten der Kältemaschinenöle“. In: *interne Datei Bitzerkühlmaschinenbau GmbH* (2024).
- [171] Fuchs Schmierstoffe GmbH. *RENISO TRITON SE 55 Synthetic refrigeration oil based on polyol esters (POE)for HFC/FC and HFO refrigerants including HFO/HFCrefrigerant blends*. Sep. 20.

- [172] Fuchs Schmierstoffe GmbH. *RENISO TRITON SEZ100 Synthetic refrigeration oil based on polyol esters (POE)for HFC/FC and HFO refrigerants including HFO/HFCrefrigerant blends*. Sep. 20.
- [173] Fuchs Schmierstoffe GmbH. *RENISO TRITON SE170 Synthetic refrigeration oil based on polyol esters (POE)for HFC/FC and HFO refrigerants including HFO/HFCrefrigerant blends*. Sep. 20.
- [174] Fuchs Schmierstoffe GmbH. *RENISO TRITON SE/SEZ refrigeration oils For low GWP refrigerants based on HFO*. Okt. 18.
- [175] Stefanie Gräschick. „Messdaten zu Kältemittel-/Ölgemischen“. In: *interne Daten der Bitzer Kühlmaschinenbau GmbH* (2024).
- [176] Lukas Reinhardt. „Untersuchung des Eindflusses von Öl auf die Wärmeübertragung bei der Verdampfung und der Kondensation“. In: *Praktikum Bitzer Kühlmaschinenbau GmbH* (2025).
- [177] Jennifer Frick. „Untersuchung und Modellierung des Wärmedurchgangs strukturierter Verdampferrohre mit Kältemittel-Öl-Gemischen“. In: *Masterarbeit bei Bitzer Kühlmaschinenbau GmbH* (2022).
- [178] Jakob Fünfgeld. „Untersuchung und Modellierung des Wärmedurchgangskoeffizienten an strukturierten Verdampferrohren von Kältemittel-Öl-Gemischen“. In: *Masterarbeit Bitzer Kühlmaschinenbau GmbH* (2023).
- [179] Helen Osthof. „Untersuchung und Modellierung des Wärmedurchgangs strukturierter Verdampferrohre mit Kältemittel-Öl-Gemischen“. In: *Masterarbeit Bitzer Kühlmaschinenbau GmbH* (2024).
- [180] Mergim Murati. „Einfluss von Kältemaschinenöl auf das Blasensieden“. In: *Praktikum Bitzer Kühlmaschinenbau GmbH* (2024).

Abbildungsverzeichnis

1.1. Vereinfachter Aufbau des Kältekomppressionskreislaufts mit den Hauptkomponenten und Schemata der untersuchten Rohrbündelwärmeübertrager als Verflüssiger, überfluteter Verdampfer und Trockenexpansionsverdampfer	2
2.1. Idealer Kältekomppressionskreislauf im $\log(p)$, h -Diagramm - Kältemittel R134a	6
2.2. Unterscheidung der Verdampferart von Rohrbündelwärmeübertragern. a) Trockenexpansionsverdampfung: Kältemittel (orange) strömt innerhalb der Rohre, Sekundärfluid (blau) strömt im Außenraum. b) überfluteter Verdampfer: Kältemittel (orange) befindet sich im Außenraum und bedeckt vollständig die oberste Rohrreihe, Sekundärfluid strömt innerhalb der Rohre	9
2.3. Schematischer Gegenstromwärmeübertrager	10
2.4. Wärmedurchgang im Rohr	11
2.5. Nukijama-Kurve	12
2.6. Vorherrschende Drücke zwischen einer Dampfblase und des umgebenden Fluids nach Stephan [38]	14
2.7. Einzelblase	15
2.8. Zonen um eine Dampfblase	16
2.9. Gemischsieden	20
2.10. Strömungssieden	24
2.11. Kondensation am Rohr	28
2.12. Beispielhafter Aufbau eines Neuronalen Netzes	30
2.13. Beispielhafter Ablauf von Informationen durch ein Neuron	31
3.1. RI-Fließschema HEXTube	34
3.2. Prüfling HEXTube	35
3.3. Änderung der Ölkonzentration	36
4.1. Schematisches T-X Diagramm des verwendeten Zweipassverflüssigers . .	41
4.2. Schematisches T-X Diagramm für einen überfluteten Verdampfer a) und einen Trockenexpansionsverdampfer b)	41
4.3. Beispielhaftes Vorgehen der <i>Leave-one-out</i> Methode; Abbildung nach James et al. [160]	45

4.4. Beispielhafter Aufbau eines Neuronalen Netzes [163].	46
5.1. Gegenüberstellung von Messpunkten mit einem höheren sensiblen Anteil zu einem höheren Anteil an latenter Wärmeübertragung auf den k-Wert bei unterschiedlichen Massenstromdichten	50
5.2. Einfluss der Unterkühlung auf den k-Wert bei unterschiedlichen Massenstromdichten	51
5.3. Schematische Darstellung der Füllstandsänderung von Kältemittel im Verflüssiger bei steigender Unterkühlung. In orange werden die Wärmeübertragerrohre und in blau der Kältemittelfüllstand dargestellt	52
5.4. Einfluss der Enthitzung auf den k-Wert bei unterschiedlichen Massenstromdichten	53
5.5. Einfluss des Wassereintrittstemperaturniveaus auf den k-Wert bei unterschiedlichen Massenstromdichten	54
5.6. Temperaturabhängige Änderung der Reynolds-Zahl sowie des k-Werts und die gemessenen k-Werte bei konstanter Reynolds-Zahl bei $T_{CW1} = 25\text{ °C}$	55
5.7. Einfluss des Wassereintrittstemperaturniveaus auf den k-Wert bei variierenden Unterkühlungswerten	56
5.8. Einfluss des Wassereintrittstemperaturniveaus auf den k-Wert bei variierenden Enthitzungswerten	57
5.9. Einfluss des Wassereintrittstemperaturniveaus auf den k-Wert bei einem hohen Anteil latenter Wärmeübertragung	58
5.10. Einfluss von SE170 auf den Wärmedurchgang mit einem hohen sensiblen und latenten Anteil	59
5.11. Einfluss des Öls SE170 auf den k-Wert bei unterschiedlichen Massenstromdichten und Unterkühlungen	61
5.12. Einfluss des Öls SE170 auf den k-Wert bei unterschiedlichen Massenstromdichten und Enthitzungswerten	62
5.13. Einfluss des Öls SE170 auf den k-Wert bei unterschiedlichen Massenstromdichten und Temperaturniveaus	63
6.1. Einfluss der Überhitzung des Kältemittels auf den Wärmedurchgang im Verdampfer mit R134a bei Variierung der Massenstromdichte	66
6.2. Einfluss des Dampfmassenanteils auf den Wärmedurchgang im Verdampfer mit R134a bei Variierung der Massenstromdichte	67
6.3. Einfluss des Temperaturniveaus auf den Wärmedurchgang im Verdampfer mit R134a bei Variierung der Massenstromdichte	68
6.4. Einfluss von SE170 und der Überhitzung	69
6.5. Einfluss von SE170 und des Dampfmassenanteils	71
6.6. Einfluss von SE170 und des Temperaturniveaus	72

7.1. Einfluss der Strömungsgeschwindigkeit des Sekundärfluids auf den Wärmedurchgang bei R134a und $T_{\text{sat}} = 7^\circ\text{C}$	76
7.2. Einfluss der Wärmestromdichte auf den Wärmedurchgang bei R134a, R1234ze(E) und Propan bei $T_{\text{sat}} = 7^\circ\text{C}$	77
7.3. Übertragene Wärmemenge an einer Keimstelle von R134a bei unterschiedlichen Sättigungstemperaturen und Wärmestromdichten	78
7.4. Einfluss der Sättigungstemperatur auf den Wärmedurchgang bei R134a mit $\dot{q}_{\text{oa}} = 45 \text{ kW/m}^2$	78
7.5. Fehlende Blasenbildung am Wärmeübertragerrohr bei R1234ze(E)	79
7.6. Einfluss von SE170 auf den Wärmeübergang mit R134a bei unterschiedlicher Sättigungstemperatur und $v_W = 2,5 \text{ m/s}$	80
7.7. Trübung des Kältemittel-/Ölgemischs von R134a und SE170 bei 1 m%	81
7.8. Einfluss der POE Öle auf den Wärmeübergang mit R134a bei $T_{\text{sat}} = 3^\circ\text{C}$ und $v_W = 2,5 \text{ m/s}$	82
7.9. Einfluss Öl auf die Wärmeübertragung im Blick auf die Sättigungstemperatur und Wärmestromdichte	83
7.10. Einfluss der POE Öle auf den Wärmeübergang mit R1234ze(E) bei $T_{\text{sat}} = 3^\circ\text{C}$ und $v_W = 2,5 \text{ m/s}$	84
7.11. Einfluss von PAG100 auf den Wärmeübergang mit R290 bei unterschiedlicher Sättigungstemperatur und $v_W = 2,5 \text{ m/s}$	85
7.12. Einfluss der PAG Öle auf den Wärmeübergang mit R290 bei $T_{\text{sat}} = 11^\circ\text{C}$ und $v_W = 2,5 \text{ m/s}$	86
7.13. Vergleich der untersuchten Kältemittel-/Ölkombinationen bei $T_{\text{sat}} = 7^\circ\text{C}$ und $\dot{q}_{\text{oa}} = 45 \text{ W/(m}^2\text{K)}^1$	88
7.14. Übertragene Wärmemenge an einer Keimstelle der Kältemittel-/Ölkombinationen in Abhängigkeit des Ölmassenanteils bei 7°C und $\dot{q}_{\text{oa}} = 45 \text{ kW/m}^2$	89
7.15. Einfluss der Additivierung des Öls SE170 auf die Wärmeübertragung mit R134a und R1234ze(E) bei $T_{\text{sat}} = 11^\circ\text{C}$ und $\dot{q}_{\text{oa}} = 45 \text{ kW/m}^2$	90
7.16. Vergleich der Kältemittel R134a, R1234ze(E) und Propan bei $T_{\text{sat}} = 7^\circ\text{C}$ am GEWA K Rohr	91
7.17. Einfluss der Sättigungstemperatur auf den Wärmedurchgang von R134a am GEWA K Rohr	92
7.18. Einfluss von SEZ100 mit R134a und R1234ze(E) auf den Wärmedurchgang am GEWA K Rohr	93
7.19. Einfluss von SEZ100 mit R134a und R1234ze(E) auf den Wärmedurchgang am GEWA K und GEWA B6H Rohr	94
8.1. Erstellung des Trainings- und Testsets	98
8.2. Vergleich von Korrelationen aus der Literatur für die Vorhersage von Wärmeübergängen des Behältersiedens	99

8.3. Mittlerer relativer Fehler der untersuchten Korrelationen mittels Leave one out Methode; Parameteranzahl der Korrelation wird innerhalb des entsprechenden Balkens dargestellt	100
8.4. Paritätsdiagramm reine Kältemittel	100
8.5. Korrelationsvergleich von Kältemittel-/Ölgemischen	102
8.6. Paritätsdiagramm für Kältemittel-/Ölgemische	102
8.7. Paritätsdiagramm für Kältemittel-/Ölgemische	104
8.8. Vorhersage des Wärmedurchgangs der Messpunkte aus dem Trainings- und Testset mit dem GEWA B6H Rohr mittels des Neuronalen Netzes .	106
8.9. Neuronales Netz vs. Korrelation	107
A.1. RI-Schema Prüfstand	143
A.2. CAD Modell des untersuchten Trockenexpansionsverdampfers; Sekundärfluidanschlüsse befinden sich an der Oberseite, Kältemittelanschlüsse auf der Stirnseite [167]	144
A.3. CAD Modell des untersuchten Verflüssigers; Sekundärfluidanschlüsse Stirnseite, Kältemittelintritt befindet sich auf der Oberseite, der Austritt auf der Unterseite [168]	145
A.4. GEWA B Rohr	146
A.5. GEWA K Rohr	147
A.6. GEWA C Rohr	148
A.7. Trockenexpansionsrohr	149
A.8. Einfluss von SEZ100 auf den Wärmeübergang mit R134a bei unterschiedlicher Sättigungstemperatur und $v_W = 2,5 \text{ m/s}$	160
A.9. Einfluss von SE55 auf den Wärmeübergang mit R134a bei unterschiedlicher Sättigungstemperatur und $v_W = 2,5 \text{ m/s}$	161
A.10. Einfluss von SE55 auf den Wärmeübergang mit R1234ze(E) bei unterschiedlicher Sättigungstemperatur und $v_W = 2,5 \text{ m/s}$	161
A.11. Einfluss von SE170 auf den Wärmeübergang mit R1234ze(E) bei unterschiedlicher Sättigungstemperatur und $v_W = 2,5 \text{ m/s}$	162
A.12. Paritätsdiagramm des gemessenen und vorhergesagten Wärmedurchgangskoeffizient	163
A.13. Paritätsdiagramm für Kältemittel-/Ölgemische	164
A.14. Paritätsdiagramm für Kältemittel-/Ölgemische	164
A.15. Mischungslückendiagramm von R134a mit dem Kältemaschinenöl SE55 [171]	166
A.16. Mischungslückendiagramm von R134a mit dem Kältemaschinenöl SEZ100 [172]	167
A.17. Mischungslückendiagramm von R134a mit dem Kältemaschinenöl SE170 [173]	168

A.18.Mischungslückendiagramm von R1234ze(E) mit dem Kältemaschinenöl SE55 [174]	169
A.19.Mischungslückendiagramm von R1234ze(E) mit dem Kältemaschinenöl SEZ100 [174]	170
A.20.Mischungslückendiagramm von R1234ze(E) mit dem Kältemaschinenöl SE170 [174]	171

Tabellenverzeichnis

2.1. Kriterien zur Auswahl von Kältemitteln [11]	7
2.2. Korrelationen zum Blasensieden aus der Literatur	18
2.3. Korrelationen zum Blasensieden von Kältemittel-/ölgemischen aus der Literatur	23
2.4. Literatur zum Strömungssieden von Kältemittel-/Ölgemischen	27
3.1. Verwendete Messmittel im Prüfstand	35
3.2. Beispielhafte Messreihe des Verflüssigers	38
3.3. Beispielhafte Messreihe des Verdampfers	38
4.1. Verwendete Modelle zur Berechnung von Gemischstoffgrößen	44
7.1. Prozentuale Änderung des k-Wertes pro Prozent Ölmassenkonzentration für die untersuchten Kältemittel-/Ölgemische	87
A.1. Verwendete Daten zur Bestimmung der Messunsicherheit des Typ A . .	150
A.2. Modellparameter der Ölstoffdaten. Bei Stoffdaten, welche mit einem Stern ★ markiert sind, liegen keine gemessenen Stoffdaten des Herstellers vor. Es werden die selben Modellparameter des Öls verwendet, welches in der Viskositätsklasse am nächsten ist.	153
A.3. Stoffdaten der Wärmeleitfähigkeit der verwendeten Öle und Kältemittel; Ölstoffdaten aus [170]	154
A.4. Stoffdaten der spezifischen Wärmekapazität der verwendeten Öle und Kältemittel; Ölstoffdaten aus [170]	155
A.5. Stoffdaten der dynamischen Viskosität der verwendeten Öle und Kälte- mittel; Ölstoffdaten aus [170]l	156
A.6. Stoffdaten der Dichte der verwendeten Öle und Kältemittel; Ölstoffdaten aus [170]	157
A.7. Stoffdaten der Molekulargewichte und Oberflächenspannungen der ver- wendeten Öle und Kältemittel [170]	157
A.8. Aufbau des verwendeten Neuronalen Netzes	158
A.9. Experimentell ermittelte Daten des Verflüssigers mit R134a und SE170 [175, 176] ; $\Delta T_{EH} = 3\text{ K}$, $\Delta T_{UK} = 2\text{ K}$, ext. Ölabscheider = nein	172
A.10. Experimentell ermittelte Daten des Verflüssigers mit R134a und SE170 [175, 176]; $\Delta T_{EH} = 3\text{ K}$, $\Delta T_{UK} = 2\text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja	172

A.11.Experimentell ermittelte Daten des Verflüssigers mit R134a und SE170 [175, 176] ; $\Delta T_{EH} = 15 \text{ K}$, $\Delta T_{UK} = 4 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = nein	172
A.12.Experimentell ermittelte Daten des Verflüssigers mit R134a und SE170 [175, 176] ; $\Delta T_{EH} = 15 \text{ K}$, $\Delta T_{UK} = 4 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja	173
A.13.Experimentell ermittelte Daten des Verflüssigers mit R134a und SE170 [175, 176]; $\Delta T_{EH} = 25 \text{ K}$, $\Delta T_{UK} = 3 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = nein	173
A.14.Experimentell ermittelte Daten des Verflüssigers mit R134a und SE170 [175, 176] ; $\Delta T_{EH} = 25 \text{ K}$, $\Delta T_{UK} = 3 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja	173
A.15.Experimentell ermittelte Daten des Verflüssigers mit R134a und SE170 [175, 176] ; $\Delta T_{EH} = 25 \text{ K}$, $\Delta T_{UK} = 4 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = nein	173
A.16.Experimentell ermittelte Daten des Verflüssigers mit R134a und SE170 [175, 176] ; $\Delta T_{EH} = 25 \text{ K}$, $\Delta T_{UK} = 4 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja	174
A.17.Experimentell ermittelte Daten des Verflüssigers mit R134a und SE170 [175, 176] ; $\Delta T_{EH} = 25 \text{ K}$, $\Delta T_{UK} = 5 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = nein	174
A.18.Experimentell ermittelte Daten des Verflüssigers mit R134a und SE170 [175, 176] ; $\Delta T_{EH} = 25 \text{ K}$, $\Delta T_{UK} = 4 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja	174
A.19.Experimentell ermittelte Daten des Verflüssigers mit R134a und SE170 [175, 176] ; $\Delta T_{EH} = 25 \text{ K}$, $\Delta T_{UK} = 4 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = nein	175
A.20.Experimentell ermittelte Daten des Verflüssigers mit R134a und SE170 [175, 176] ; $\Delta T_{EH} = 25 \text{ K}$, $\Delta T_{UK} = 4 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja	175
A.21.Experimentell ermittelte Daten des Verflüssigers mit R134a und SE170 [175, 176] ; $\Delta T_{EH} = 25 \text{ K}$, $\Delta T_{UK} = 5 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = nein	175
A.22.Experimentell ermittelte Daten des Verflüssigers mit R134a und SE170 [175, 176] ; $\Delta T_{EH} = 25 \text{ K}$, $\Delta T_{UK} = 5 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja	175
A.23.Experimentell ermittelte Daten des Verdampfers mit R134a und SE170 [175, 176]; $X_{KM} = 10 \%$, $\Delta T_H = 7 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = nein	176
A.24.Experimentell ermittelte Daten des Verdampfers mit R134a und SE170 [175, 176]; $X_{KM} = 10 \%$, $\Delta T_H = 7 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja	176
A.25.Experimentell ermittelte Daten des Verdampfers mit R134a und SE170 [175, 176]; $X_{KM} = 15 \%$, $\Delta T_H = 5 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = nein	176
A.26.Experimentell ermittelte Daten des Verdampfers mit R134a und SE170 [175, 176]; $X_{KM} = 15 \%$, $\Delta T_H = 5 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja	177
A.27.Experimentell ermittelte Daten des Verdampfers mit R134a und SE170 [175, 176]; $X_{KM} = 15 \%$, $\Delta T_H = 7 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja	177
A.28.Experimentell ermittelte Daten des Verdampfers mit R134a und SE170 [175, 176]; $X_{KM} = 15 \%$, $\Delta T_H = 7 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja	177
A.29.Experimentell ermittelte Daten des Verdampfers mit R134a und SE170 [175, 176]; $X_{KM} = 15 \%$, $\Delta T_H = 7 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = nein	177
A.30.Experimentell ermittelte Daten des Verdampfers mit R134a und SE170 [175, 176]; $X_{KM} = 15 \%$, $\Delta T_H = 7 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja	178

A.31.Experimentell ermittelte Daten des Verdampfers mit R134a und SE170 [175, 176]; $X_{KM} = 15\%$, $\Delta T_H = 7\text{ K}$, ext. Ölabscheider = nein	178
A.32.Experimentell ermittelte Daten des Verdampfers mit R134a und SE170 [175, 176]; $X_{KM} = 15\%$, $\Delta T_H = 7\text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja	179
A.33.Experimentell ermittelte Daten des Verdampfers mit R134a und SE170 [175, 176]; $X_{KM} = 15\%$, $\Delta T_H = 10\text{ K}$, ext. Ölabscheider = nein	179
A.34.Experimentell ermittelte Daten des Verdampfers mit R134a und SE170 [175, 176]; $X_{KM} = 15\%$, $\Delta T_H = 10\text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja	179
A.35.Experimentell ermittelte Daten des Verdampfers mit R134a und SE170 [175, 176]; $X_{KM} = 20\%$, $\Delta T_H = 7\text{ K}$, ext. Ölabscheider = nein	179
A.36.Experimentell ermittelte Daten des Verdampfers mit R134a und SE170 [175, 176]; $X_{KM} = 20\%$, $\Delta T_H = 7\text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja	180
A.37.Trainingsset zur Anpassung der Korrelationskoeffizienten für eine Kältemittel (Gleichung 8.6) [177]	181
A.38.Testset zur Validierung der Korrelation für eine Kältemittel (Gleichung 8.6) [177]	185
A.39.Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel-/Ölgemischs R134a und SE55 [178]	187
A.40.Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel-/Ölgemischs R134a und SEZ100 [178, 175]	188
A.41.Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel-/Ölgemischs R134a und SE170 [177]	190
A.42.Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel-/Ölgemischs R134a und SE170 mit Additiven [179]	191
A.43.Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel-/Ölgemischs R1234ze(E) und SE55 [178]	193
A.44.Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel-/Ölgemischs R1234ze(E) und SEZ100 [175]	194
A.45.Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel-/Ölgemischs R1234ze(E) und SE170 [177]	195
A.46.Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel-/Ölgemischs R1234ze(E) und SE170 mit Additiven [179]	197
A.47.Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel-/Ölgemischs R290 und PAG100 [180]	198
A.48.Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel-/Ölgemischs R290 und PAG150 [180]	199
A.49.Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel R134a mit dem GEWA K Rohr [179]	201
A.50.Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel R1234ze(E) mit dem GEWA K Rohr [179]	201

A.51.Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel R290 mit dem GEWA K Rohr [179]	201
A.52.Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel-/Ölgemischs R134a und SEZ100 mit dem GEWA K Rohr [179]	202
A.53.Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel-/Ölgemischs R1234ze(E) und SEZ100 mit dem GEWA K Rohr [179]	203
A.54.Experimentell ermittelte Daten des Trainingssets zur Anpassung der Korrelation an das GEWA K Rohr [179]	204
A.55.Experimentell ermittelte Daten des Trainingssets zur Anpassung der Korrelation an das GEWA K Rohr [179]	207

A. Anhang

A.1. Prüfstand HEX100

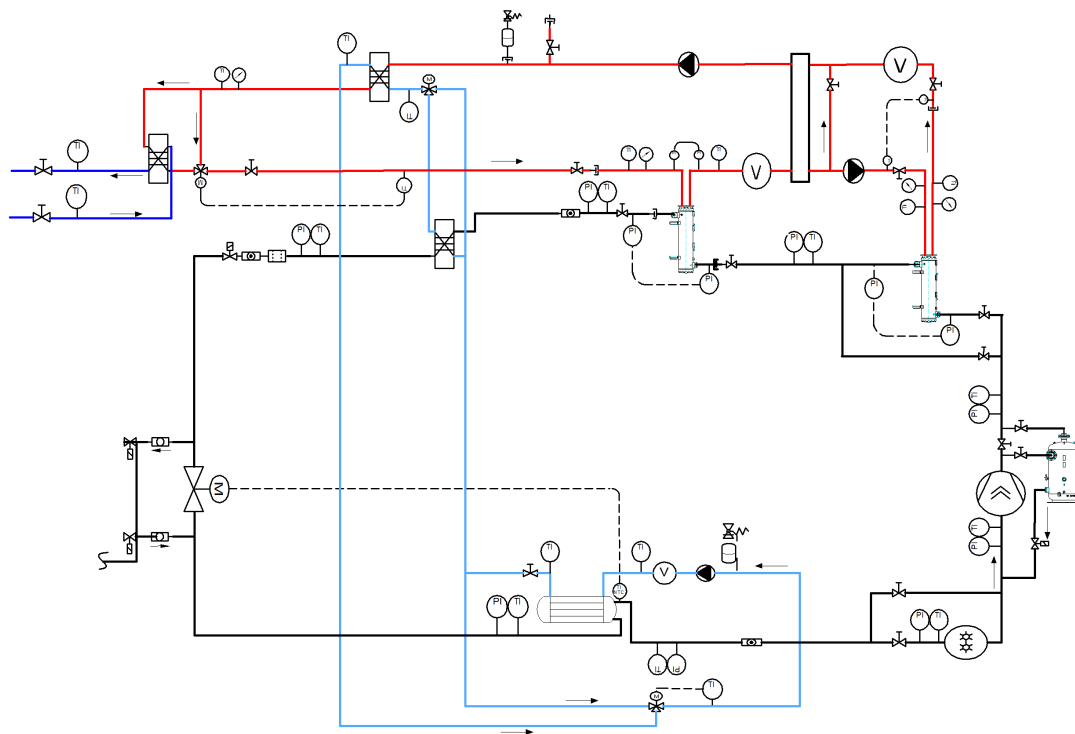


Abbildung A.1.: Rohr- und Instrumentendiagramm des Prüfstands als vollständige Kälteanlage zur Untersuchung des Strömungssiedens und der Verflüssigung

In Abbildung A.1 wird der verwendete vollständige Kältekreislauf zur Untersuchung des Trockenexpansionsverdampfers und des Verflüssigers dargestellt. Der Kältekompressionskreislauf beinhaltet drei Kreisläufe: der Kältemittelkreislauf (schwarz), der Warmwasserkreislauf (rot) und der Kaltwasserkreislauf (blau). Zur Untersuchung der sensiblen Wärmeübertragung (Enthitzung und Unterkühlung) wie die Verflüssigung als latente Wärmeübertragung kann der geförderte Kältemittelmassenstrom vor und nach dem Prüfling durch einen Enthitzer und/oder Unterkühler geleitet werden. Dadurch wird die Möglichkeit geschaffen unterschiedliche Wärmeübertragungsarten separat im Prüfling zu betrachten. Diese Möglichkeiten sind im Blick auf die Untersuchung des

Verdampfers nicht vorhanden. Die sensible Wärmeübertragung wird durch die Überhitzung des Kältemittels dargestellt und wird durch das elektronische Expansionsventil eingestellt.

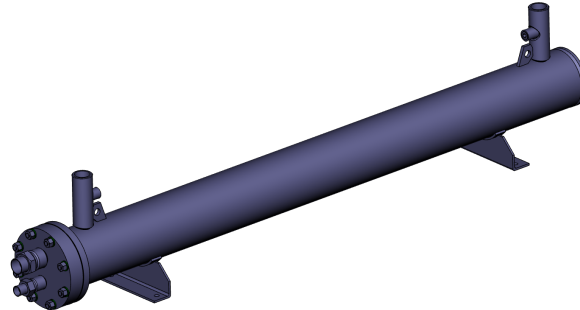


Abbildung A.2.: CAD Modell des untersuchten Trockenexpansionsverdampfers; Sekundärfluidanschlüsse befinden sich an der Oberseite, Kältemittelan-
schlüsse auf der Stirnseite [167]

In Abbildung A.2 wird ein CAD Modell des Trockenexpansionsverdampfers gezeigt. Das Kältemittel strömt auf der Stirnseite des Prüflings ein und durchströmt diesen auf der Rohrrinnenseite. Nach dem Verdampfen und Überhitzen des Kältemittels verlässt das Kältemittel den Prüfling ebenfalls auf der Stirnseite im überhitzten Zustand den Wärmeübertrager. Das Wassereintritt befindet sich auf der Mantelseite nahe dem Kältemittellein- und -austritt. Der Wasseraustritt befindet sich auf der gegenüberliegenden Seite.

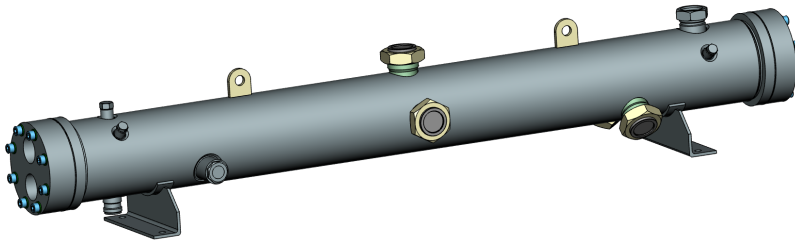


Abbildung A.3.: CAD Modell des untersuchten Verflüssigers; Sekundärfluidanschlüsse Stirnseite, Kältemiteleintritt befindet sich auf der Oberseite, der Austritt auf der Unterseite [168]

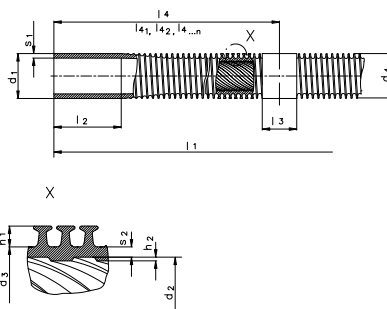
Der untersuchte Verflüssiger wird in Abbildung A.3 als CAD-Modell gezeigt. Der Wasserein- und -austritt befindet sich auf der Stirnseite nahe dem Austritt des Kältemittels auf der Mantelseite. Der Kältemiteleintritt liegt auf der gegenüberliegenden Seite der Wasseranschlüsse. Der wasserseitige Eintritt wird näher dem Kältemittelaustritt positioniert, sodass die kleinstmögliche Temperaturdifferenz zwischen Kältemittel und Wasser vorherrschen kann.

A.2. Rohrspezifikationen

Tube		Material	Plain End		Finned Section				Weight ¹⁾ G (kg/m)
			d _i (mm)	s _i (mm)	d _i (mm)	d _e (mm)	s _e (mm)	d _e (mm)	
GEWA-B6H 3/4"	x 0.63	K21	19.00	1.13	18.85	17.96	0.63	16.70	0.495
GEWA-B6H 3/4"	x 0.71	K21	19.00	1.20	18.85	17.97	0.71	16.55	0.526
GEWA-B6H 1"	x 0.63	K21	25.45	1.13	25.30	24.15	0.63	22.89	0.662
GEWA-B6H 1"	x 0.71	K21	25.45	1.24	25.30	24.15	0.71	22.73	0.718
GEWA-B5H 3/4"	x 0.63	K21	19.00	1.16	18.85	17.75	0.63	16.49	0.490
GEWA-B5H 3/4"	x 0.71	K21	19.00	1.24	18.85	17.75	0.71	16.33	0.551
GEWA-B5H 3/4"	x 0.89	K21	19.00	1.45	18.85	17.75	0.89	15.97	0.630
GEWA-B5H 1"	x 0.63	K21	25.45	1.20	25.30	24.20	0.63	22.94	0.710
GEWA-B5H 1"	x 0.71	K21	25.45	1.27	25.30	24.20	0.71	22.78	0.760
GEWA-B5LSL 3/4"	x 0.63 ²⁾	K21	19.00	1.13	18.85	17.85	0.63	16.59	0.477
GEWA-B5LSL 1"	x 0.63 ²⁾	K21	25.45	1.13	25.25	24.25	0.63	22.99	0.662
GEWA-B5LSL 1"	x 0.71 ²⁾	K21	25.45	1.24	25.25	24.25	0.71	22.83	0.713
GEWA-B5LSL 3/4"	x 0.71 ²⁾	K21	19.00	1.24	18.85	17.85	0.71	16.43	0.531
GEWA-B4HSL 3/4"	x 0.63	K21	19.00	1.12	18.85	17.85	0.63	16.59	0.478
GEWA-B4HSL 3/4"	x 0.71	K21	19.00	1.20	18.85	17.85	0.71	16.43	0.522
GEWA-B4HSL 3/4"	x 0.89	K21	19.00	1.45	18.85	17.75	0.89	15.97	0.630
GEWA-B4HSL 1"	x 0.55	K21	25.45	1.13	25.25	24.05	0.55	22.86	0.637
GEWA-B4HSL 1"	x 0.63	K21	25.45	1.13	25.25	24.25	0.63	22.99	0.679
GEWA-B4HSL 1"	x 0.71	K21	25.45	1.20	25.25	24.25	0.71	22.83	0.718
GEWA-B4HSL 1"	x 0.89	K21	25.45	1.45	25.25	24.05	0.89	22.27	0.874
GEWA-B4LSL 3/4"	x 0.63 ²⁾	K21	19.00	1.10	18.85	17.89	0.63	16.63	0.477
GEWA-B4LSL 3/4"	x 0.71 ²⁾	K21	19.00	1.20	18.85	17.89	0.71	16.47	0.518
GEWA-BLF 3/4"	x 0.80	K21	19.00	1.45	18.85	17.45	0.80	15.85	0.637
GEWA-BLF 3/4"	x 0.90	L10	19.00	1.55	18.85	17.45	0.90	15.65	0.680
GEWA-BLF 3/4"	x 0.90	CS	19.00	1.55	18.85	17.45	0.90	15.65	0.596
GEWA-BLF 3/4"	x 1.00	CS	19.00	1.75	18.80	17.40	1.00	15.40	0.638
GEWA-BHV 3/4"	x 0.80	K21	19.00	1.45	18.85	17.55	0.80	15.95	0.642
GEWA-BHV 1"	x 0.71	K21	25.45	1.20	25.25	24.35	0.71	22.93	0.742
GEWA-BPL 3/4"	x 0.90	L10	19.00	1.40	18.85	17.45	0.90	15.65	0.636

1) Approximate weight for tubes without unfinned intermediate parts
2) L = version for low pressure refrigerants

Length l ₁	Tolerances
< 2000	+ 2 mm
2000–8000	+ 1 ‰



wieland

Wieland-Werke AG | Graf-Arco-Straße 36 | 89079 Ulm | Germany
info@wieland.com | wieland.com

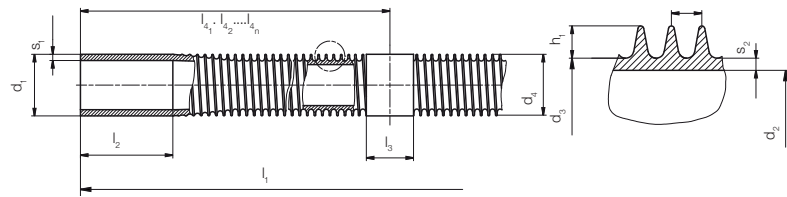
This brochure is for your general information only and is not subject to revision. No claims can be derived from it unless there is evidence of intent or gross negligence.
The data presented is not guaranteed and does not replace expert advice.

0323 | TSPMAUJRI | 2023

Abbildung A.4.: Verwendetes Verdampferrohr zur mantelseitigen Verdampfung [146]

Die in Abbildung A.4 gezeigt Tabelle beinhaltet geometrische Spezifikationen des verwendeten Rohres GEWA B6H in 3/4" und einer Wandstärke von 0,63 mm.

GEWA-K



Nomenclature			
A_o	Outside surface	l_1	Overall tube length
A_i	Inside surface	l_2	Length of plain end
A_o/A_i	Surface area ratio (outside to inside surface area within finned section)	l_3	Length of plain land
d_1	Outside diameter of plain section	$l_{4..n}$	Distance between n^{th} land centre and tube end
d_2	Inside diameter of finned section	m	Fin pitch
d_3	Root diameter	s_1	Wall thickness of plain end and unfinned portions
d_4	Diameter over fins	s_2	Root wall thickness
h_1	Fin height outside		

GEWA-K 11 fins/inch				Fin pitch $m = 2.20$ mm Fin height $h = 1.50$ mm			Average fin thickness $\sigma_R \approx 0.95$ mm Production length 18 m (max.)				
Tube No.	Material			Plain section			Finned section				Weight
	A179	A334	A213 T11/T5	d_1 inch	d_1 mm	s_1 mm	d_3 mm	s_2 mm	A_o m ² /m	A_o/A_i -	G_{CS} kg/m
K-1115.12150-00	•	•	•	5/8	15.88	2.11	12.70	1.50	0.091	3.00	0.653
K-1115.15150-00	•	•	•	3/4	19.05	2.11	15.90	1.50	0.111	2.743	0.825
K-1115.22220-00	•	•	•	1	25.40	2.77	22.20	2.20	0.152	2.72	1.480
K-1115.22245-00	•	•	•	1	25.40	3.05	22.20	2.45	0.152	2.80	1.590

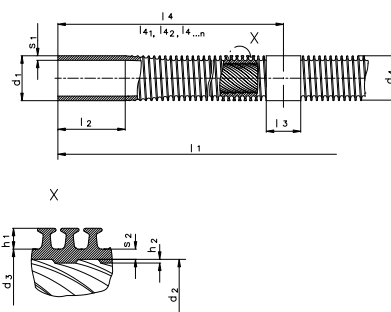
Abbildung A.5.: Verwendetes niederberipptes Verdampferrohr zur mantelseitigen Verdampfung [148]

Die in Abbildung A.5 gezeigt Tabelle beinhaltet geometrische Spezifikationen des verwendeten Rohres K-1115.15150-00 in 3/4".

Tube	Material	Plain End		Finned Section				Weight ¹⁾ G
		d _i (mm)	s _i (mm)	d _i (mm)	d _s (mm)	s _s (mm)	d _s (mm)	
GEWA-C6H 3/4" x 0.63	K21	19.00	1.12	18.85	16.95	0.63	15.69	0.470
GEWA-C5H 3/4" x 0.63	K21	19.00	1.10	18.85	16.95	0.63	15.69	0.487
GEWA-C5H 3/4" x 0.71	K21	19.00	1.20	18.85	16.95	0.71	15.53	0.516
GEWA-C5H 1" x 0.63	K21	25.45	1.16	25.25	23.35	0.63	22.09	0.687
GEWA-C5H 1" x 0.71	K21	25.45	1.24	25.25	23.35	0.71	21.93	0.723
GEWA-C+SL 3/4" x 0.63	K21	19.00	1.10	18.85	16.95	0.63	15.69	0.467
GEWA-C+SL 3/4" x 0.71	K21	19.00	1.16	18.85	16.95	0.71	15.53	0.495
GEWA-C+SL 3/4" x 0.90	K21	19.00	1.45	18.85	16.95	0.90	15.15	0.637
GEWA-C+LW 1" x 0.71	K21	25.45	1.25	25.25	23.35	0.71	21.93	0.697
GEWA-C+LW 1" x 0.63	K21	25.45	1.20	25.25	23.35	0.63	22.09	0.667
GEWA-CLF 5/8" x 0.63	K21	15.88	1.17	15.80	13.90	0.63	12.64	0.435
GEWA-CLF 5/8" x 0.63	L10	15.88	1.17	15.80	13.90	0.63	12.64	0.435
GEWA-CLF 5/8" x 0.80	K21	15.88	1.40	15.80	13.90	0.80	12.30	0.505
GEWA-CLF 5/8" x 0.80	L10	15.88	1.40	15.80	13.90	0.80	12.30	0.505
GEWA-CLF 3/4" x 0.71	K21	19.00	1.30	18.85	16.95	0.71	15.53	0.591
GEWA-CLF 3/4" x 0.90	K21	19.00	1.55	18.85	16.95	0.90	15.15	0.652
GEWA-CLF 3/4" x 0.71	L10	19.00	1.35	18.85	17.15	0.71	15.73	0.596
GEWA-CLF 3/4" x 0.71	L30	19.00	1.35	18.85	17.15	0.71	15.73	0.596
GEWA-CLF 3/4" x 0.90	L10	19.00	1.55	18.85	17.15	0.90	15.35	0.671
GEWA-CLF 3/4" x 0.90	CS	19.00	1.55	18.85	17.15	0.90	15.35	0.596
GEWA-CLF 3/4" x 0.90	S76	19.00	1.55	18.85	17.15	0.90	15.35	0.596
GEWA-CLF 3/4" x 1.00	L30	19.00	1.65	18.85	17.15	1.00	15.15	0.706
GEWA-CLF 1" x 0.89	L10	25.45	1.55	25.25	23.55	0.89	21.77	0.934
GEWA-CPL 3/4" x 0.90	K21	19.00	1.35	18.85	17.05	0.90	15.25	0.623
GEWA-CPL 3/4" x 0.90	L10	19.00	1.35	18.85	17.05	0.90	15.25	0.623

1) Approximate weight for tubes without unfinned intermediate parts
Low pressure version on request

Length l ₁	Tolerances
< 2000	+ 2 mm
2000–8000	+ 1 ‰



wieland

Wieland-Werke AG | Graf-Arco-Straße 36 | 89079 Ulm | Germany
info@wieland.com | wieland.com

This brochure is for your general information only and is not subject to revision. No claims can be derived from it unless there is evidence of intent or gross negligence.
The data presented is not guaranteed and does not replace expert advice.

0922 | TSPMUL/BI | 2022

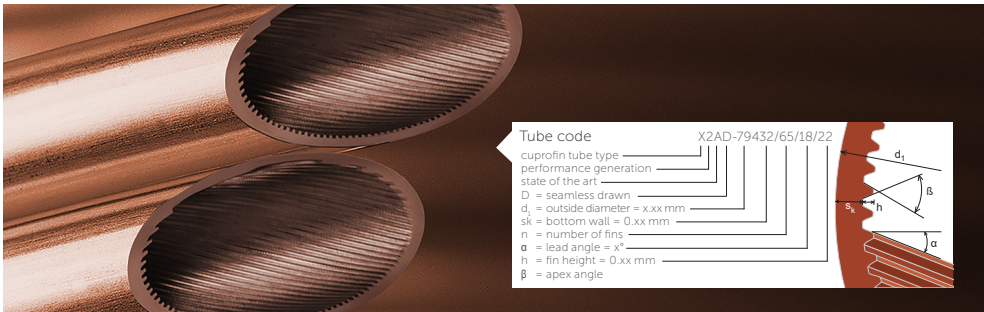
Abbildung A.6.: Verwendetes Verflüssigerrohr zur mantelseitigen Verflüssigung [147]

Die in Abbildung A.6 gezeigt Tabelle beinhaltet geometrische Spezifikationen des verwendeten Rohres GEWA C6H in 3/4" und einer Wandstärke von 0,63 mm.



cuprofin®-EDX

Inner-grooved seamless drawn copper tubes



Application

Wieland cuprofin-EDX tubes are highly efficient heat transfer tubes optimized for shell-and-tube dry expansion evaporators. The product range has been extended by new cuprofin-X2 and -X3 structures. 7 mm cuprofin-X2 tubes have been added to the portfolio to enable the

design of more compact heat exchangers. Also, Wieland offers a new high performance 7.94 mm cuprofin-X3 tube that facilitates the development of much more efficient and compact shell-and-tube evaporators.

Form of delivery

Level-wound coils			
Material	Copper Cu-DHP	Copper C1220	Copper SF-Cu
Standard	EN 12735-2*	ASTM SB 359	VdTUV 420/6*
Temper	annealed Y040	light annealed O50	annealed F22
Straight lengths			
Material	Copper Cu-DHP	Copper C 12200	Copper SF-Cu
Standard	EN 12735-1*	ASTM SB 359	VdTUV 420/7*
Temper	hard R 290	hard drawn H80	hard F 36

*Conforms to the Pressure Equipment Directive PED 2014/68/EU.

cuprofin-X2 tubes								
d ₁		s _{sk}	h	n	α	Weight approx. g/m		Tube code
mm	inch	mm	mm	–	°	LWC	Straight lengths	
7.00	–	0.35	0.20	60	18	77	–	X2CD-70035/60/18/20
7.94	5/16	0.35	0.15	70	18	83	–	X2CD-79435/70/18/15
9.52	3/8	0.40	0.25	60	18	120	–	X2AD-95240/60/18/25
9.52	3/8	0.40	0.25	60	18	–	123	X2CD-95240/60/18/25
9.52	3/8	0.40	0.20	74	19	116	–	X2LD-95240/74/19/20
9.52	3/8	0.45	0.25	60	18	132	–	X2AD-95245/60/18/25
9.52	3/8	0.45	0.25	60	18	–	135	X2CD-95245/60/18/25
9.52	3/8	0.45	0.20	74	19	128	–	X2LD-95245/74/19/25
cuprofin-X3 tubes								
7.94	5/16	0.32	0.15	85	11	78	–	X3CD-79432/85/11/15

Other types and wall thicknesses are available upon request.

cuprofin-EDX | BU Extruded Products | Wieland Group

Abbildung A.7.: Verwendetes innenberipptes Rohr Trockenexpansionsverdampfung [169]

Die in Abbildung A.6 gezeigt Tabelle beinhaltet geometrische Spezifikationen des verwendeten Rohres GEWA C6H in 9,52 mm Durchmesser.

A.3. Messunsicherheiten

Im Nachfolgenden wird die Berechnung der Unsicherheit des Typs A anhand einer repräsentativen Messung dargestellt. Die verwendeten Messdaten werden in Tabelle A.1 gezeigt. Wird nach Gleichung 4.3 und 4.4 die Unsicherheit berechnet beträgt diese $u_A = 0,75\%$.

Tabelle A.1.: Verwendete Daten zur Bestimmung der Messunsicherheit des Typ A

Zeit min	P_0 bar	T_{0W1} °C	T_{0W2} °C	$\dot{V}_{KW}$ m ³ /h	k-Wert W/m ² /K
00:00:00	3.76	10.92697	9.48316	1.9775	15209
00:00:07	3.76	10.92697	9.49312	1.985	15132
00:00:15	3.761	10.94688	9.52299	1.9825	14920
00:00:23	3.763	10.9668	9.51303	1.9825	15298
00:00:27	3.763	10.94688	9.52299	1.98	14978
00:00:31	3.763	10.9668	9.53295	1.9825	15031
00:00:35	3.763	10.9668	9.54291	1.9825	14898
00:00:43	3.765	10.9668	9.55286	1.9825	14842
00:00:47	3.765	10.98671	9.55286	1.985	15028
00:00:51	3.766	10.98671	9.55286	1.985	15066
00:00:55	3.766	11.00663	9.56282	1.985	15100
00:01:03	3.767	11.01659	9.57278	1.98	15051
00:01:07	3.768	11.01659	9.57278	1.9825	15109
00:01:11	3.769	11.01659	9.58274	1.9825	15015
00:01:19	3.77	11.0365	9.58274	1.98	15201
00:01:27	3.77	11.0365	9.58274	1.985	15239
00:01:35	3.771	11.04646	9.59269	1.9825	15209
00:01:39	3.772	11.0365	9.59269	1.9825	15165
00:01:47	3.772	11.04646	9.60265	1.9825	15115
00:01:51	3.771	11.04646	9.61261	1.985	14963
00:01:59	3.772	11.04646	9.59269	1.985	15267
00:02:07	3.772	11.04646	9.60265	1.9825	15115
00:02:15	3.77	11.04646	9.60265	1.985	15057
00:02:19	3.771	11.04646	9.60265	1.9875	15114
00:02:27	3.771	11.0365	9.59269	1.9825	15126
00:02:31	3.771	11.0365	9.59269	1.985	15145
00:02:35	3.771	11.02654	9.58274	1.985	15195
00:02:43	3.769	11.02654	9.59269	1.9825	14966
00:02:47	3.768	11.01659	9.58274	1.9825	14976
00:02:51	3.769	11.01659	9.59269	1.9825	14882

00:02:59	3.769	11.00663	9.57278	1.98	15045
00:03:07	3.769	10.98671	9.57278	1.9825	14897
00:03:11	3.768	10.99667	9.57278	1.98	14923
00:03:19	3.768	10.99667	9.56282	1.9825	15075
00:03:27	3.767	10.9668	9.54291	1.9825	15052
00:03:31	3.766	10.9668	9.55286	1.98	14861
00:03:39	3.766	10.97676	9.53295	1.9825	15231
00:03:47	3.766	10.95684	9.52299	1.9825	15198
00:03:51	3.765	10.94688	9.54291	1.9875	14844
00:03:55	3.764	10.95684	9.52299	1.985	15138
00:03:59	3.765	10.95684	9.52299	1.98	15139
00:04:07	3.763	10.94688	9.52299	1.9825	14997
00:04:15	3.762	10.92697	9.49312	1.985	15211
00:04:19	3.761	10.92697	9.51303	1.9875	14923
00:04:27	3.762	10.90705	9.49312	1.9825	15023
00:04:35	3.762	10.90705	9.49312	1.98	15004
00:04:43	3.76	10.91701	9.48316	1.98	15144
00:04:47	3.762	10.91701	9.49312	1.9825	15108
00:04:55	3.762	10.92697	9.50308	1.9825	15057
00:04:59	3.763	10.90705	9.49312	1.9825	15062
00:05:07	3.763	10.91701	9.50308	1.98	14993
00:05:15	3.764	10.92697	9.50308	1.9825	15136
00:05:19	3.764	10.92697	9.50308	1.98	15117
00:05:27	3.764	10.94688	9.50308	1.9875	15343
00:05:31	3.765	10.92697	9.52299	1.985	14924
00:05:35	3.765	10.93693	9.52299	1.985	15009
00:05:39	3.765	10.94688	9.52299	1.9825	15074
00:05:47	3.766	10.95684	9.52299	1.98	15179
00:05:51	3.765	10.9668	9.53295	1.9775	15070
00:05:59	3.766	10.9668	9.53295	1.9775	15109
00:06:07	3.767	10.97676	9.55286	1.985	15021
00:06:15	3.767	10.97676	9.54291	1.9825	15136
00:06:23	3.769	10.98671	9.55286	1.985	15183
00:06:27	3.768	10.99667	9.55286	1.9825	15209
00:06:35	3.769	10.99667	9.56282	1.98	15095
00:06:43	3.77	11.00663	9.56282	1.9825	15237
00:06:47	3.77	11.00663	9.57278	1.985	15122
00:06:55	3.772	11.02654	9.59269	1.9825	15081
00:06:59	3.772	11.0365	9.60265	1.9825	15031
00:07:07	3.773	11.0365	9.60265	1.985	15089
00:07:15	3.774	11.04646	9.61261	1.9825	15059

00:07:23	3.775	11.05641	9.62257	1.985	15067
00:07:27	3.776	11.05641	9.61261	1.9875	15259
00:07:31	3.776	11.06637	9.62257	1.985	15189
00:07:39	3.774	11.06637	9.63252	1.985	14979
00:07:47	3.776	11.05641	9.62257	1.9825	15086
00:07:51	3.775	11.06637	9.62257	1.9775	15093
00:07:59	3.776	11.06637	9.63252	1.98	15018
00:08:07	3.776	11.06637	9.61261	1.98	15285
00:08:11	3.775	11.04646	9.62257	1.9825	14964
00:08:19	3.776	11.05641	9.62257	1.9775	15048
00:08:27	3.774	11.04646	9.61261	1.9825	15059
00:08:35	3.775	11.05641	9.62257	1.98	15029
00:08:39	3.774	11.05641	9.59269	1.9825	15410
00:08:47	3.774	11.0365	9.61261	1.9825	14975
00:08:55	3.773	11.0365	9.61261	1.9775	14899
00:08:59	3.773	11.01659	9.59269	1.98	15017
00:09:07	3.772	11.01659	9.58274	1.9825	15131
00:09:15	3.772	11.00663	9.58274	1.9825	15047
00:09:19	3.771	11.01659	9.58274	1.98	15073
00:09:27	3.77	10.99667	9.58274	1.98	14867
00:09:35	3.77	10.98671	9.56282	1.9825	15069
00:09:43	3.768	10.9668	9.55286	1.985	14976
00:09:47	3.767	10.95684	9.54291	1.98	14949
00:09:55	3.767	10.94688	9.53295	1.9825	15018

A.4. Stoffdaten und Stoffdatenmodelle

In den folgenden Tabellen werden die Stoffdatenmodelle (siehe Tabelle A.2) sowie die von dem Ölhersteller zur Verfügung gestellten Stoffdaten dargestellt. Weiterhin werden die jeweiligen Stoffdaten für die verwendeten Kältemittel R134a, R234ze(E) und Propan neben den Ölstoffdaten gezeigt. Diese werden durch das verwendete Programm Engineering Equation Solver [150] berechnet.

Tabelle A.2.: Modellparameter der Ölstoffdaten. Bei Stoffdaten, welche mit einem Stern $\star$ markiert sind, liegen keine gemessenen Stoffdaten des Herstellers vor. Es werden die selben Modellparameter des Öls verwendet, welches in der Viskositätsklasse am nächsten ist.

Öl	Stoffgröße	A	B
SE55	ρ in kg/m ³	1022	-0,7494
	cp in kJ/kg/K	1819,04	1,872
	λ in W/m/K	0.1629	$-1,758 \cdot 10^{-5}$
	σ in N/m	31,786	-0,1623
	ν in kg/m/s	20,164	-3,267
	P in bar	0,888	680,67
SEZ100	ρ in kg/m ³	978,02	-0,7058
	cp in kJ/kg/K	1498,35	2,714
	λ in W/m/K	0.13	$-1,154 \cdot 10^{-5}$
	σ in N/m	27,644	-0,0335
	ν in kg/m/s	22,722	-3,689
	P in bar	0,455	601,22
SE170	ρ in kg/m ³	982,93	-0,6891
	cp in kJ/kg/K	1831,2	2,1621
	λ in W/m/K	0.1387	$-1,2527 \cdot 10^{-5}$
	σ in N/m	27,778	-0,0762
	ν in kg/m/s	21,365	-3,4299
	P in bar	0,471	601,22
PAG100	ρ in kg/m ³	1006,7	-0,759
	cp in kJ/kg/K	1668,6	3,6273
	λ in W/m/K	0.15373	$-1,1273 \cdot 10^{-5}$
	$\sigma \star$ in N/m	27,644	-0,0335
	ν in kg/m/s	18,798	-3,0012
	P in bar	1,237	813,36
PAG150	ρ in kg/m ³	978,02,7	-0,7058
	cp in kJ/kg/K	1706,8	4,1182
	λ in W/m/K	0.17027	$-8,5455 \cdot 10^{-6}$
	$\sigma \star$ in N/m	27,778	-0,0762
	ν in kg/m/s	16,831	-2,6462
	P in bar	1,944	1134,34

Tabelle A.3.: Stoffdaten der Wärmeleitfähigkeit der verwendeten Öle und Kältemittel; Ölstoffdaten aus [170]

T °C	λ_{SE55} W/m/K	λ_{SEZ100} W/m/K	λ_{SEI170} W/m/K	λ_{PAG100} W/m/K	λ_{PAG150} W/m/K	λ_{R134a} W/m/K	$\lambda_{R1234ze(E)}$ W/m/K	λ_{R290} W/m/K
-20	0.166	0.133	0.141	0.158	eingefroren	0.102	0.091	0.117
-10	0.165	0.131	0.140	0.156	eingefroren	0.098	0.087	0.111
0	0.163	0.131	0.139	0.154	0.170	0.094	0.083	0.105
10	0.161	0.129	0.137	0.153	0.169	0.089	0.079	0.099
20	0.159	0.127	0.136	0.151	0.169	0.085	0.075	0.093
30	0.158	0.126	0.135	0.150	0.168	0.080	0.071	0.089
40	0.156	0.125	0.134	0.149	0.167	0.076	0.068	0.085
50	0.154	0.124	0.133	0.148	0.166	0.071	0.065	0.081
60	0.152	0.123	0.131	0.147	0.165	0.066	0.063	0.079
70	0.151	0.122	0.130	0.146	0.165	0.062	0.061	0.078
80	0.149	0.121	0.129	0.145	0.163	0.057	0.059	0.078
90	0.147	0.12	0.127	0.144	0.162	0.052	0.058	0.079
100	0.145	0.119	0.126	0.142	0.162	0.048	0.058	0.082

Tabelle A.4.: Stoffdaten der spezifischen Wärmekapazität der verwendeten Öle und Kältemittel; Ölstoffdaten aus [170]

T °C	c_{pSE55} kJ/kg/K	$c_{pSEZ100}$ kJ/kg/K	c_{pSE170} kJ/kg/K	$c_{pPAG100}$ kJ/kg/K	$c_{pPAG150}$ kJ/kg/K	c_{pR134a} kJ/kg/K	$c_{pR1234ze(E)}$ kJ/kg/K	c_{pR290} kJ/kg/K
-20	1.78	1.46	1.79	1.64	eingefroren	1.334	1.412	2.367
-10	1.81	1.48	1.81	1.66	eingefroren	1.359	1.418	2.412
0	1.82	1.50	1.84	1.68	1.72	1.366	1.427	2.459
10	1.85	1.53	1.85	1.71	1.75	1.366	1.439	2.518
20	1.85	1.55	1.87	1.74	1.77	1.372	1.458	2.600
30	1.88	1.57	1.90	1.77	1.84	1.394	1.486	2.714
40	1.89	1.60	1.92	1.81	1.87	1.446	1.526	2.872
50	1.91	1.63	1.94	1.84	1.91	1.537	1.579	3.083
60	1.93	1.60	1.96	1.88	1.95	1.681	1.648	3.358
70	1.95	1.69	1.99	1.92	1.99	1.888	1.736	3.707
80	1.96	1.73	2.01	1.96	2.03	2.170	1.845	4.140
90	1.99	1.76	2.03	2.00	2.08	2.539	1.978	4.667
100	2.01	1.79	2.04	2.04	2.13	3.007	2.136	5.299

Tabelle A.5.: Stoffdaten der dynamischen Viskosität der verwendeten Öle und Kältemittel; Ölstoffdaten aus [170]

T °C	μ_{SE55} kg/m/s	μ_{SEZ100} kg/m/s	μ_{SE170} kg/m/s	μ_{PAG100} kg/m/s	μ_{PAG150} kg/m/s	μ_{R134a} kg/m/s	$\mu_{R1234ze(E)}$ kg/m/s	μ_{R290} kg/m/s
-40	44.2523	-	-	252.5186	0.0000	0.0004653	0.0004573	0.0001986
-30	10.3755	-	-	39.4399	41.1205	0.0003994	0.0003969	0.0001775
-20	3.2005	29.8296	66.8610	9.2264	10.6178	0.0003462	0.0003452	0.0001591
-15	1.9284	13.3901	29.7206	4.9870	5.9771	0.0003232	0.0003223	0.0001507
-10	1.2124	6.5793	14.4634	2.8735	3.5790	0.0003023	0.000301	0.0001429
-5	0.7917	3.4912	7.5785	1.7490	2.2533	0.0002832	0.0002814	0.0001355
0	0.5345	1.9731	4.2218	1.1117	1.4809	0.0002655	0.0002631	0.0001285
5	0.3708	1.1767	2.4654	0.7413	1.0133	0.0002492	0.0002463	0.0001218
10	0.2650	0.7408	1.5266	0.5129	0.7171	0.0002341	0.0002306	0.0001156
15	0.1939	0.4845	0.9823	0.3666	0.5225	0.00022	0.0002161	0.0001096
20	0.1454	0.3293	0.6574	0.2695	0.3910	0.0002068	0.0002026	0.0001039
25	0.1107	0.2306	0.4522	0.2032	0.2995	0.0001944	0.0001901	0.00009846
30	0.0861	0.1665	0.3211	0.1568	0.2342	0.0001827	0.0001784	0.00009326
40	0.0544	0.0931	0.1738	0.0992	0.1511	0.0001612	0.0001574	0.00008347
50	0.0364	0.0564	0.1021	0.0667	0.1034	0.0001416	0.000139	0.00007433
60	0.0254	0.0365	0.0642	0.0474	0.0743	0.0001236	0.0001226	0.00006566
70	0.0185	0.0249	0.0427	0.0351	0.0555	0.0001065	0.0001077	0.00005717
80	0.0139	0.0178	0.0298	0.0269	0.0429	0.00008992	0.00009377	0.00004842
90	0.0107	0.0132	0.0216	0.0212	0.0340	0.00007252	0.00007988	0.00003831
100	0.0085	0.0101	0.0161	0.0171	0.0276	0.00004777	0.00006447	

Tabelle A.6.: Stoffdaten der Dichte der verwendeten Öle und Kältemittel; Ölstoffdaten aus [170]

T °C	ρ_{SE55} kg/m ³	ρ_{SEZ100} kg/m ³	ρ_{SE170} kg/m ³	ρ_{PAG100} kg/m ³	ρ_{PAG150} kg/m ³	ρ_{R134a} kg/m ³	$\rho_{\text{R1234ze(E)}}$ kg/m ³	ρ_{R290} kg/m ³
-40	1053	-	-	1039	-	1418	1354	579
-30	1045	-	-	1031	1095	1388	1326	567.1
-20	1037	992.7	997.3	1023	1087	1358	1298	554.9
-15	1034	989	993.6	1019	1083	1343	1284	548.5
-10	1030	985.3	989.9	1015	1079	1327	1270	542.1
-5	1026	981.8	986.5	1011	1074	1311	1255	535.5
0	1022	978	982.9	1007	1070	1295	1241	528.7
5	1018	974.3	979.3	1003	1066	1278	1226	521.8
10	1014	970.9	976	999.1	1062	1261	1210	514.7
15	1010	967	972.3	995.4	1058	1243	1195	507.4
20	1007	963.6	969	991.5	1054	1225	1179	499.8
25	1003	959.8	965.3	987.7	1050	1207	1163	492.1
30	999.5	956.6	962	983.9	1046	1187	1146	484.1
40	992.4	949.6	955.1	976.2	1038	1147	1111	467.1
50	985.1	942.6	948.3	968.6	1030	1102	1073	448.5
60	977.7	935.6	941.5	961	1022	1053	1032	427.8
70	970.4	928.7	934.7	953.5	1014	996.3	985.6	403.7
80	963.1	921.8	928	946	1007	928.3	932.5	373.6
90	955.8	914.8	921.2	938.5	999.1	838.1	867.6	329.2
100	948.4	907.7	914.3	931	991.7	654.9	778.6	-

Tabelle A.7.: Stoffdaten der Molekulargewichte und Oberflächenspannungen der verwendeten Öle und Kältemittel [170]

Fluid	M in g/mol	$\sigma(20^\circ\text{C})$ in mN/m	$\sigma(7^\circ\text{C})$ in mN/m
SE55	860,1	28,54	30,65
SEZ100	738	26,98	27,41
SE170	1070,5	26,26	27,27
PAG100	5654	-	-
PAG150	3135	-	-
R134a	102	8,688	10,45
R1234ze(E)	114	9,561	11,38
R290	44,1	7,504	9,086

A.5. Aufbau des Neuronalen Netzes

Im Folgenden wird der Aufbau des Neuronalen Netzes aus Kapitel 4.5 näher beschrieben. In Tabelle A.8 wird die Netzarchitektur dargestellt. Die Anzahl der Iterationen liegt bei 20000. Es wird innerhalb des Neurons eine lineare Funktion verwendet, als Aktivierungsfunktion die Rectified Linear Unit (kurz: ReLU) Funktion verwendet. Der Optimierer ist der Adam-Optimizer, welcher ein gradientenabstiegsbasiertes Optimierungsverfahren darstellt, verwendet. Die Lernrate wurde auf 0,001 gesetzt. Der mittlere quadratische Fehler wird als Fehlermaß herangezogen. Nachfolgend wird der

Tabelle A.8.: Aufbau des verwendeten Neuronalen Netzes

Typ	Anzahl
Eingabeschicht	7 Neuronen
1. verborgene Schicht	8 Neuronen
2. verborgene Schicht	10 Neuronen
3. verborgene Schicht	12 Neuronen
Ausgabeschicht	1 Neuron

Python-Code zum Netzaufbau gezeigt:

```
import torch
import torch.nn as nn
import pandas as pd

hidden_1 = 8
hidden_2 = 10
hidden_3 = 12
output_size = 1
lr = 0.001
n_iter = 20000
class NeuronalNetwork(nn.Module):
    def __init__(self, input_size, output_size):
        super(NeuronalNetwork, self).__init__()
        self.ll = nn.Sequential(
            nn.Linear(input_size, hidden_1),
            nn.ReLU(),
            nn.Linear(hidden_1, hidden_2),
            nn.ReLU(),
            nn.Linear(hidden_2, hidden_3),
            nn.ReLU(),
            nn.Linear(hidden_3, output_size)
        )
```

```
def forward(self,X):
    out = self.ll(X)
    return out

criterion = nn.MSELoss()
optimizer = torch.optim.Adam(model.parameters(), lr)
x = 0
for epoch in range(n_iter):
    #forward
    Y_sim = model(X_train)
    #loss – Abweichung berechnen
    l = criterion(y_train, Y_sim)
    if epoch % 500 == 0:
        print(l)
    #backward – Backpropagation
    l.backward()
    #weights – Gewichte anpassen
    optimizer.step()
    #optimizer leeren
    optimizer.zero_grad()
```

A.6. Ergebnisse Kältemittel-/Ölkombinationen

Im Folgenden werden ergänzend die Ergebnisse der POE-Öle auf die Kältemittel R134a und R1234ze(E) dargestellt.

A.6.1. R134a

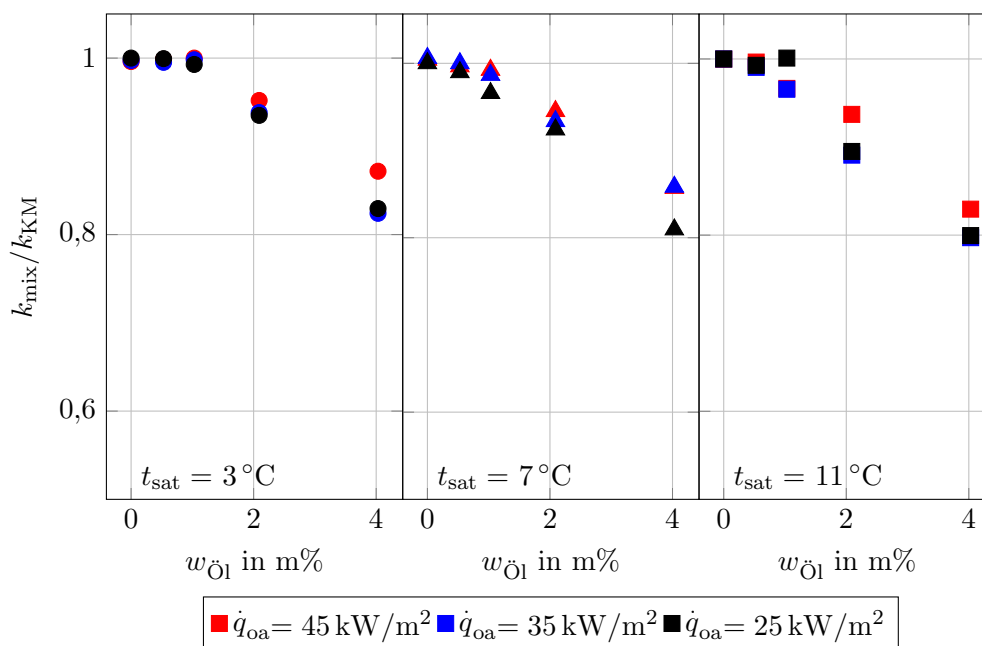


Abbildung A.8.: Einfluss von SEZ100 auf den Wärmeübergang mit R134a bei unterschiedlicher Sättigungstemperatur und $v_W = 2,5 \text{ m/s}$

Abbildung A.8 zeigt den Einfluss von SEZ100 auf den Wärmedurchgang mit dem Kältemittel R134a an einem GEWA B6H Rohr. Die Reduktion des k-Wertes steigt mit zunehmendem Ölmassenanteil und steigender Sättigungstemperatur an. Bei geringerer Wärmestromdichte nimmt der Einfluss des Öls ab. In Abbildung A.9 wird der Einfluss von SE55 auf den Wärmedurchgang mit dem Kältemittel R134a an einem GEWA B6H Rohr dargestellt. Der Einfluss des Kältemaschinenöls auf die Wärmeübertragung bei einer Ölmassenkonzentration fällt mit maximal 1,4 % bei 0,5 m% Öl leicht positiv aus. Steigt die Sättigungstemperatur an, ist keine Steigerung des k-Wertes durch das Öl zu erkennen. Der Einfluss der Wärmestromdichte sowie durch die Sättigungstemperatur ist gering, sodass keine Aussage, speziell für diese Kältemittel-/Ölkombination, getroffen werden kann.

A.6.2. R1234ze

Der Einfluss des Öls SE55 auf die Wärmeübertragung mit dem Kältemittel R1234ze(E) wird in Abbildung A.10 gezeigt. Der Einfluss des Öls steigt mit zunehmender Sättigungstemperatur leicht an. Die Wirkung der Wärmestromdichte auf die Kältemittel-

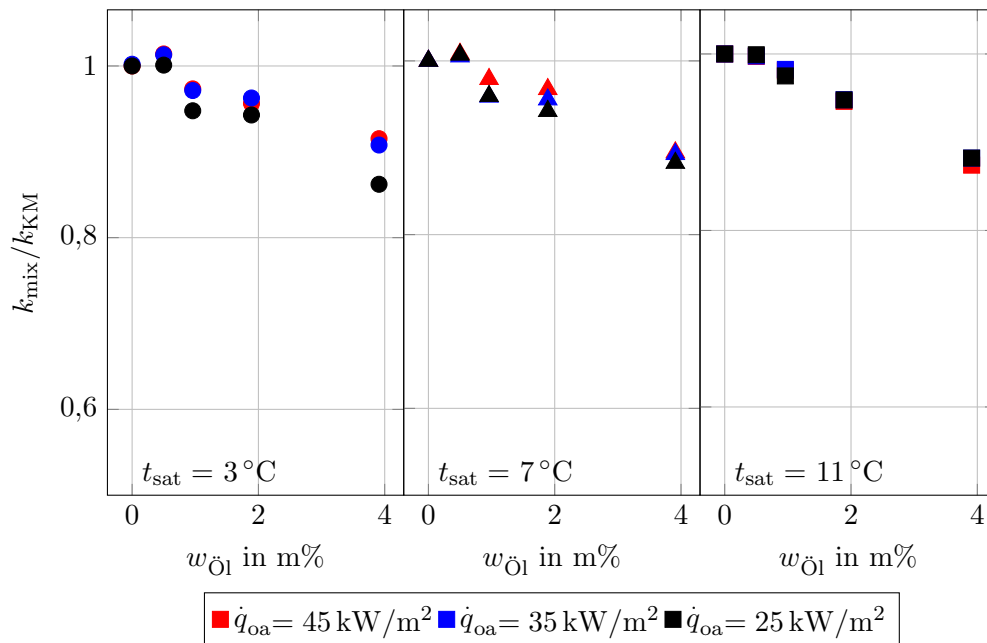


Abbildung A.9.: Einfluss von SE55 auf den Wärmeübergang mit R134a bei unterschiedlicher Sättigungstemperatur und $v_W = 2,5 \text{ m/s}$

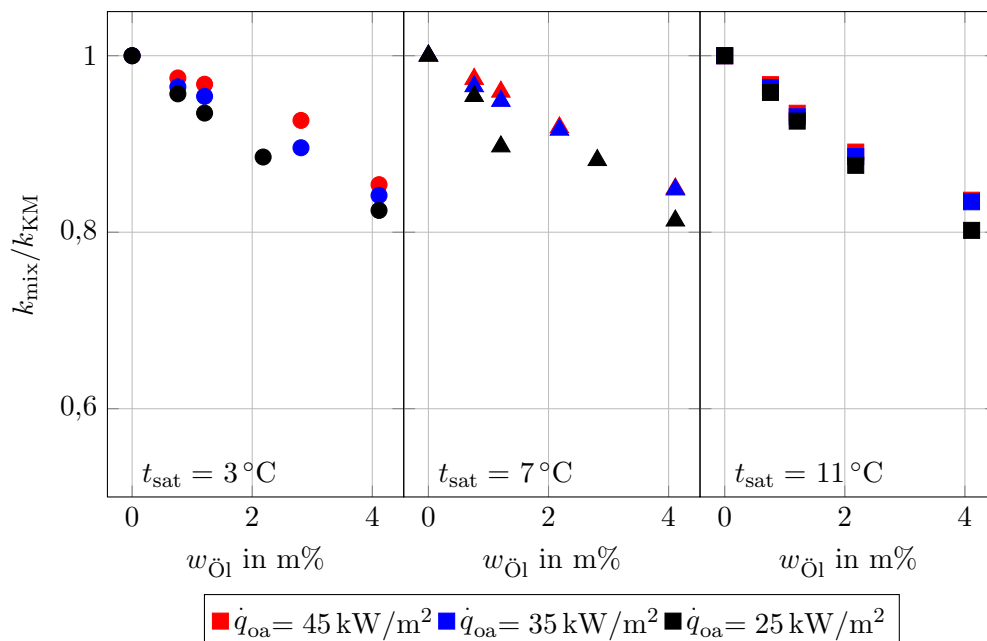


Abbildung A.10.: Einfluss von SE55 auf den Wärmeübergang mit R1234ze(E) bei unterschiedlicher Sättigungstemperatur und $v_W = 2,5 \text{ m/s}$

/Ölkombination ist wie der Einfluss der Sättigungstemperatur nicht signifikant. Die Tendenz zu einer größeren Reduktion des k-Wertes bei geringer Wärmestromdichte ist zu erahnen. In Abbildung A.11 wird der Einfluss von SE170 auf den Wärmedurchgang

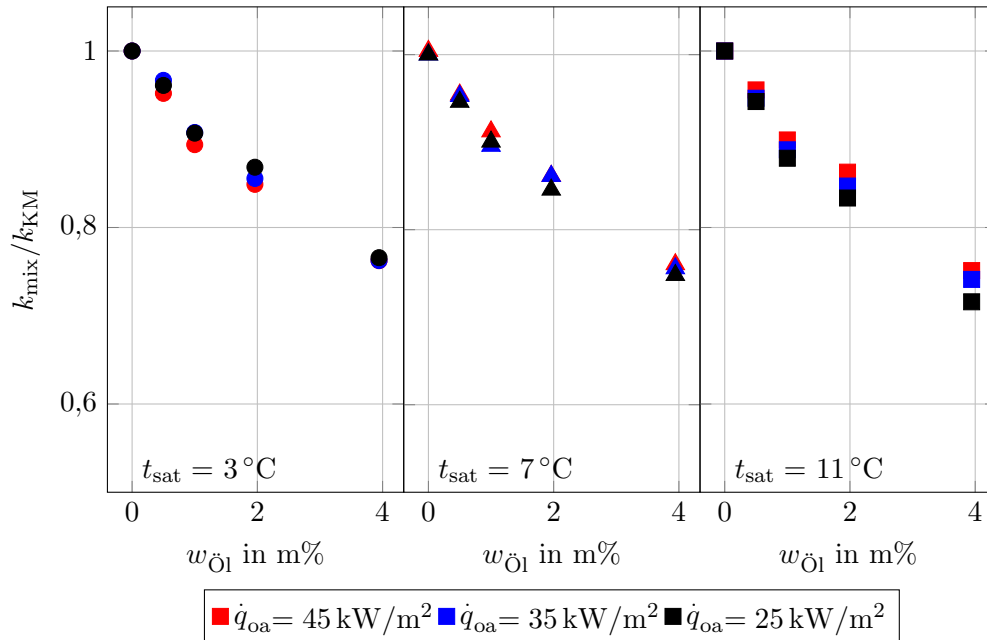


Abbildung A.11.: Einfluss von SE170 auf den Wärmeübergang mit R1234ze(E) bei unterschiedlicher Sättigungstemperatur und $v_W = 2,5 \text{ m/s}$

mit dem Kältemittel R1234ze(E) an einem GEWA B6H Rohr gezeigt. Die Wirkung des Öls auf den Wärmedurchgang ist stets negativ und nimmt mit steigendem Ölmassengehalt zu. Bei höherer Sättigungstemperatur wirkt sich das Öl geringfügig stärker aus als bei geringeren Sättigungstemperaturen. Der Einfluss der Wärmestromdichte spielt eine untergeordnete Rolle.

A.7. Ergebnisse der Prädiktiven Methoden

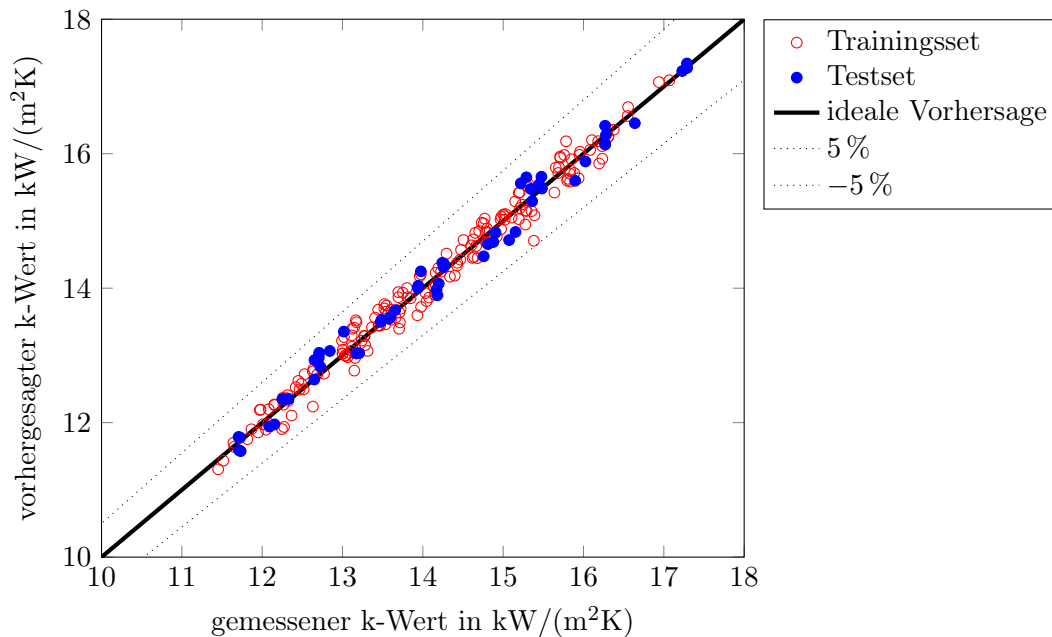


Abbildung A.12.: Paritätsdiagramm des gemessenen und vorhergesagten Wärmedurchgangskoeffizient

In Abbildung A.12 wird in einem Paritätsdiagramm der, mit der Korrelation nach Gleichung 8.6 vorhergesagte Wärmedurchgangskoeffizient und dem aus den Messungen ermittelten Wärmedurchgangskoeffizienten dargestellt. Die Vorhersagegenauigkeit liegt bei einem mittleren relativen Fehler von 1,0 % für das Trainingsset und 1,04 % für das Testset. In Abbildung A.13 wird in einem Paritätsdiagramm der, mit der Korrelation nach Gleichung 8.7 vorhergesagte Wärmedurchgangskoeffizient und dem aus den Messungen ermittelten Wärmedurchgangskoeffizienten dargestellt. Die Vorhersagegenauigkeit liegt bei einem mittleren relativen Fehler von 2,1 % für das Trainingsset und 2,8 % für das Testset. In Abbildung A.14 wird in einem Paritätsdiagramm der, mit der Korrelation nach Gleichung 8.8 vorhergesagte Wärmedurchgangskoeffizient und dem aus den Messungen ermittelten Wärmedurchgangskoeffizienten dargestellt. Der AAPE liegt für das Trainingsset bei 3,56 % und für das Testset bei 3,56 %.

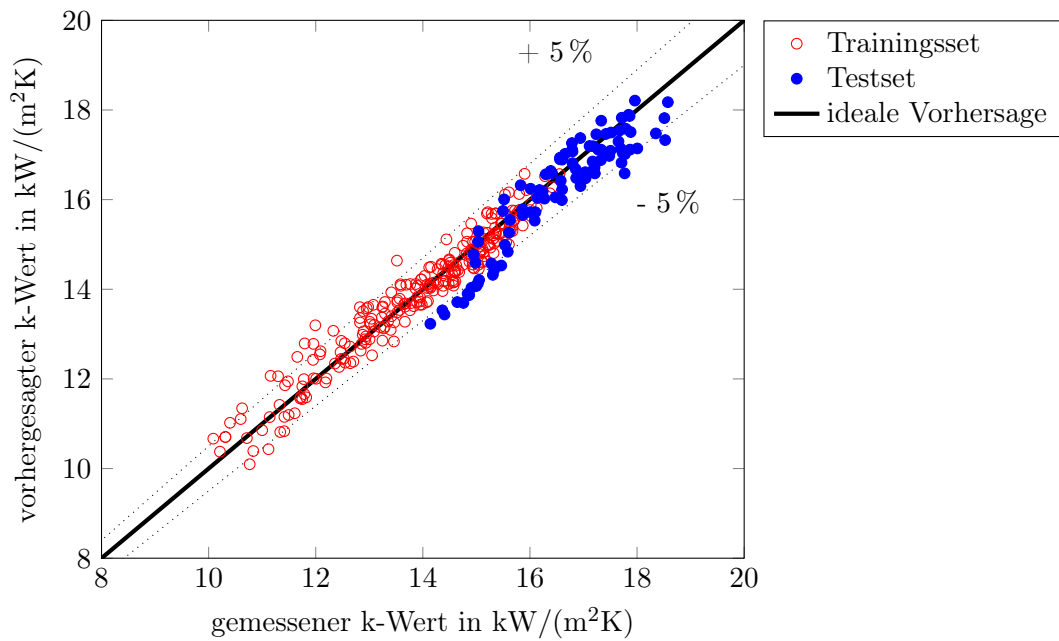


Abbildung A.13.: Paritätsdiagramm des gemessenen und vorhergesagten Wärmeübergangskoeffizient der untersuchten Kältemittel-/Ölgemische

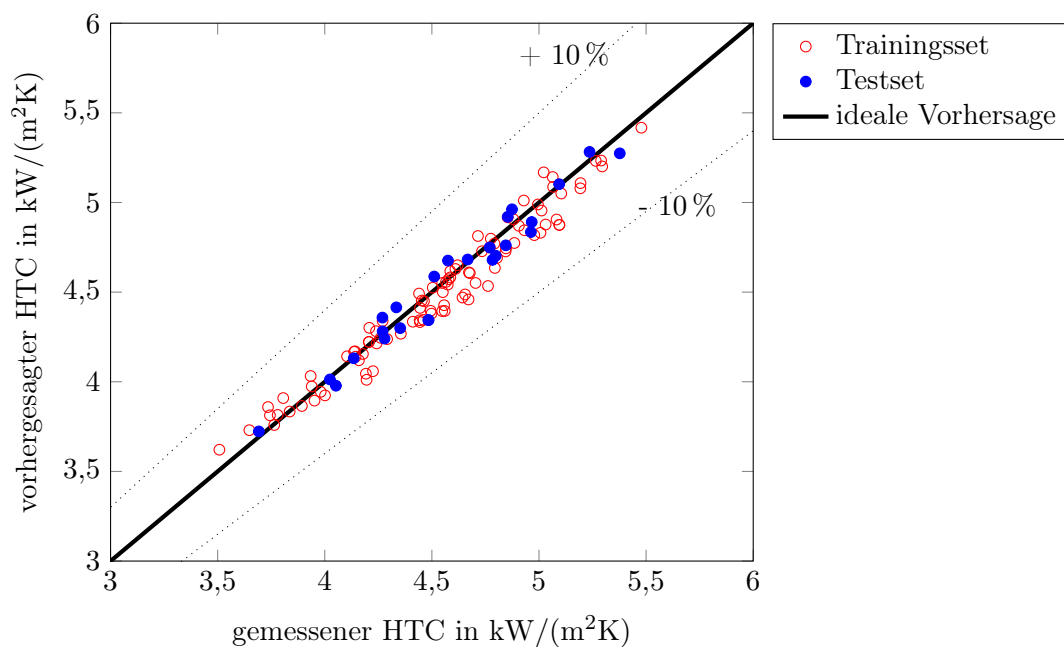


Abbildung A.14.: Paritätsdiagramm des gemessenen und vorhergesagten Wärmedurchgangskoeffizient der untersuchten Kältemittel-/Ölgemische für das niederberippte GEWA K Rohr

A.8. Mischungslückendiagramme

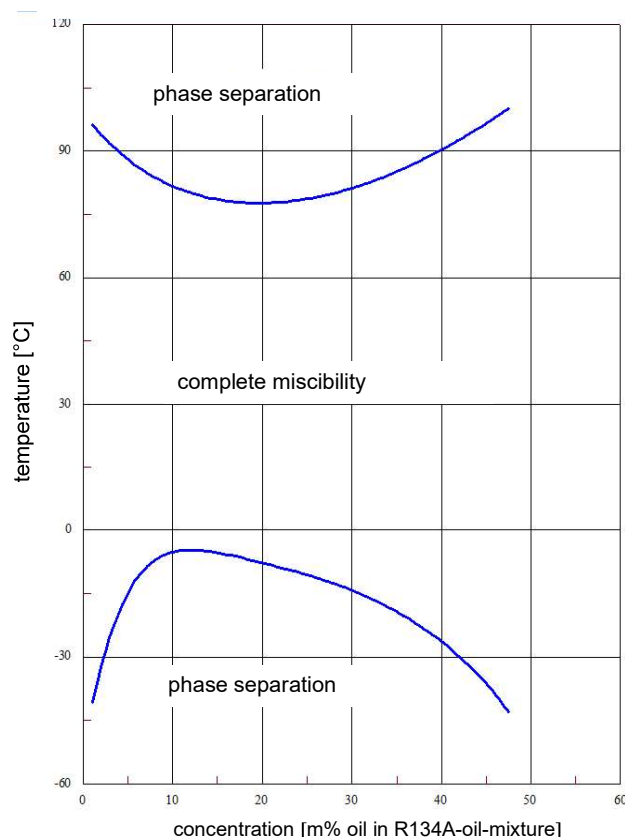
Für die verwendeten Kältemittel-/Ölkombinationen stellt der Ölhersteller Mischungslückendiagramme zur Verfügung. Diese Diagramme werden durch die Erwärmung von Probenzylindern mit definierten Ölmassenanteilen im Kältemittel und deren optische Bewertung einer Trübung bzw. Phasenseparation ermittelt. Die Diagramme werden mit Kältemittel-/Ölgemische in einem stationären Zustand (ohne Phasenübergang) ermittelt. Sollte eine Verdampfung des Gemischs vorliegen ist eine Phasenseparation nahe dem Bereich der Phasenseparationsline denkbar. Die Abbildungen A.15 bis A.20 stellen die verfügbaren Mischungslückendiagramme dar. Diagramme für Propan und die untersuchten PAG-Öle sind seitens der Hersteller nicht verfügbar.



RENISO TRITON SE 55

**Synthetic refrigeration oil based on polyol esters (POE)
for HFC/FC and HFO refrigerants – including HFO/HFC
refrigerant blends.**

Miscibility behaviour (miscibility gap): RENISO TRITON SE 55 and R134A



PI 4-1329, Page 9; PM 4 – 09.20

FUCHS SCHMIERSTOFFE GMBH
Friesenheimer Straße 19
68169 Mannheim

Phone +49 621 3701-0
Fax +49 621 3701-7000
zentrale-fs@fuchs.com

IATF 16949, ISO 14001
BS OHSAS 18001, ISO 50001
Reg. Nr. 2476



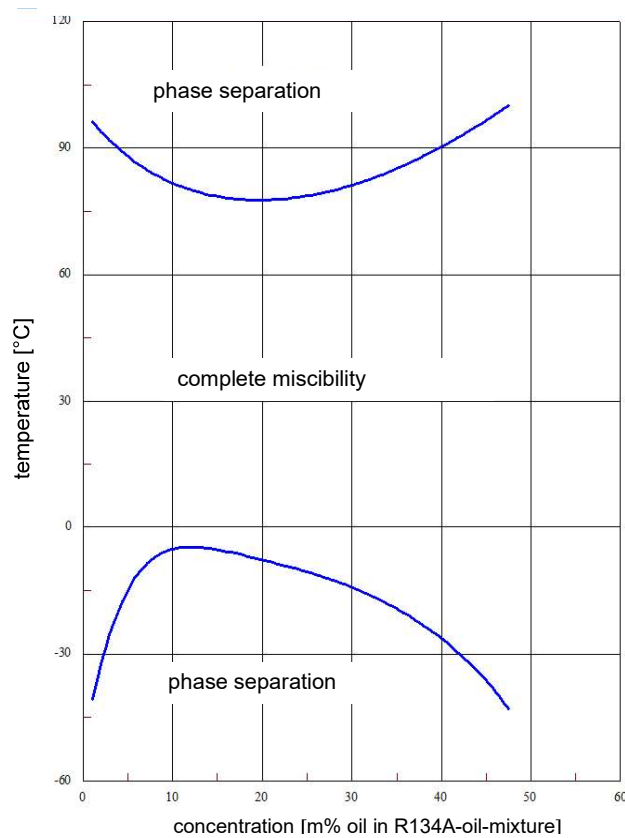
Abbildung A.15.: Mischungslückendiagramm von R134a mit dem Kältemaschinenöl
SE55 [171]



RENISO TRITON SE 55

Synthetic refrigeration oil based on polyol esters (POE)
for HFC/FC and HFO refrigerants – including HFO/HFC
refrigerant blends.

Miscibility behaviour (miscibility gap): RENISO TRITON SE 55 and R134A



PI 4-1329, Page 9; PM 4 – 09.20

FUCHS SCHMIERSTOFFE GMBH
Friesenheimer Straße 19
68169 Mannheim

Phone +49 621 3701-0
Fax +49 621 3701-7000
zentrale-fs@fuchs.com

IATF 16949, ISO 14001
BS OHSAS 18001, ISO 50001
Reg. Nr. 2476



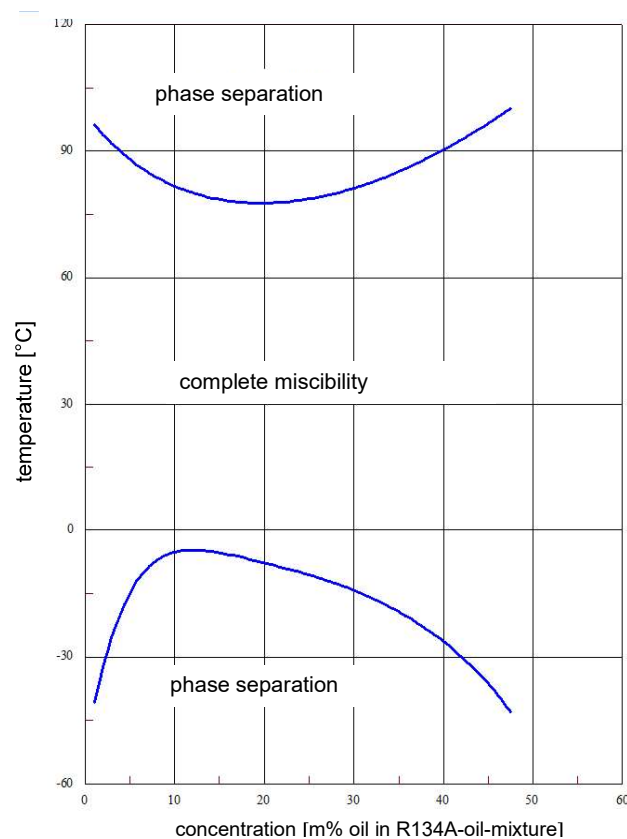
Abbildung A.16.: Mischungslückendiagramm von R134a mit dem Kältemaschinenöl
SEZ100 [172]



RENISO TRITON SE 55

Synthetic refrigeration oil based on polyol esters (POE)
for HFC/FC and HFO refrigerants – including HFO/HFC
refrigerant blends.

Miscibility behaviour (miscibility gap): RENISO TRITON SE 55 and R134A



PI 4-1329, Page 9; PM 4 – 09.20

FUCHS SCHMIERSTOFFE GMBH
Friesenheimer Straße 19
68169 Mannheim

Phone +49 621 3701-0
Fax +49 621 3701-7000
zentrale-fs@fuchs.com

IATF 16949, ISO 14001
BS OHSAS 18001, ISO 50001
Reg. Nr. 2476



Abbildung A.17.: Mischungslückendiagramm von R134a mit dem Kältemaschinenöl
SE170 [173]

- 20 -

RENISO TRITON SE 55:

Miscibility behaviour with **R1234ze** (miscibility gap)
 Kältemittelmischbarkeit mit **R1234ze** (Mischungslücke)

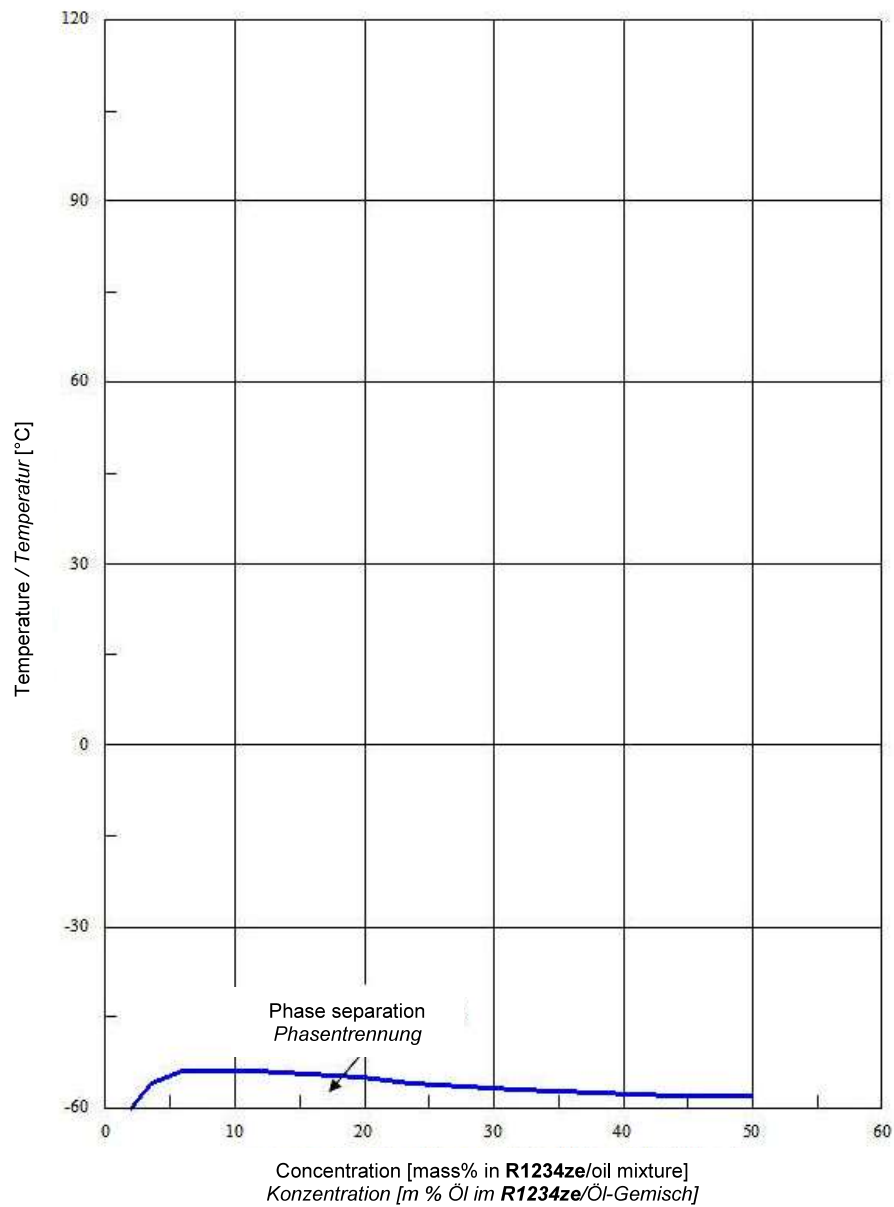


Abbildung A.18.: Mischungslückendiagramm von R1234ze(E) mit dem Kältemaschinenöl SE55 [174]

RENISO TRITON SEZ 100:

Miscibility behaviour with **R1234ze** (miscibility gap)
 Kältemittelmischbarkeit mit **R1234ze** (Mischungslücke)

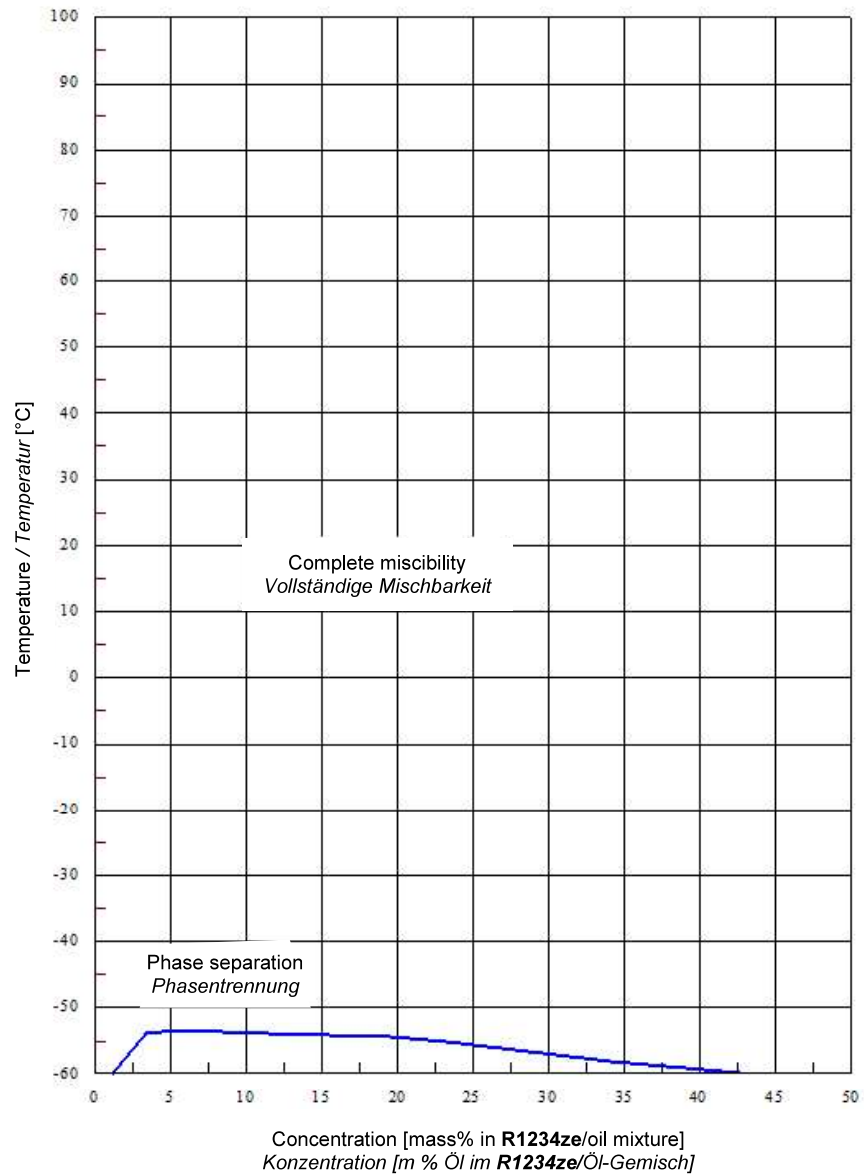


Abbildung A.19.: Mischungslückendiagramm von R1234ze(E) mit dem Kältemaschinenöl SEZ100 [174]

- 77 -

RENISO TRITON SE 170:

Miscibility behaviour with **R1234ze** (miscibility gap)
 Kältemittelmischbarkeit mit **R1234ze** (Mischungslücke)

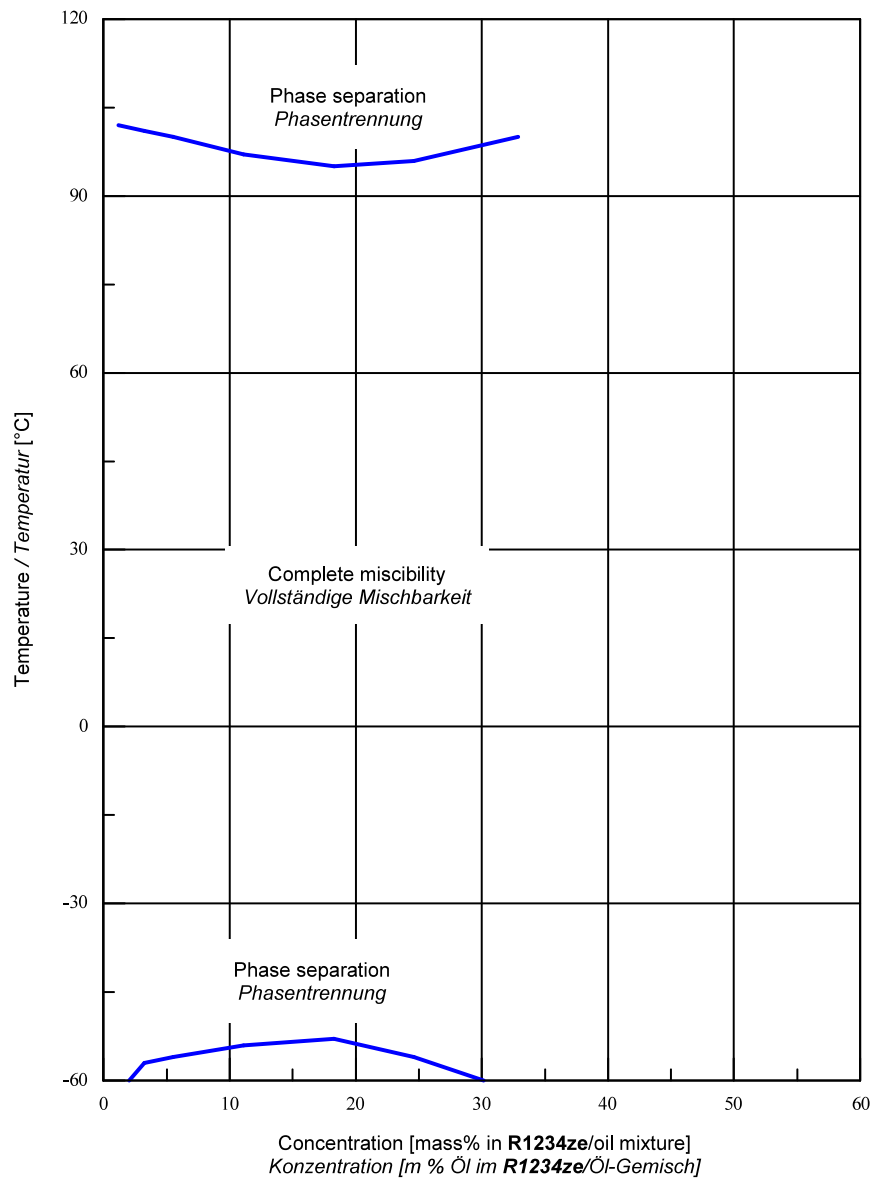


Abbildung A.20.: Mischungslückendiagramm von R1234ze(E) mit dem Kältemaschinenöl SE170 [174]

A.9. Messdaten für den Verflüssiger

Im Folgenden werden die Messdaten des untersuchten Verflüssigers dargestellt. Die Interpretation der Daten erfolgt in Kapitel 5. Das verwendete Kältemittel ist R134a und dem Kältemaschinenöl SE170.

Tabelle A.9.: Experimentell ermittelte Daten des Verflüssigers mit R134a und SE170
[175, 176] ; $\Delta T_{\text{EH}} = 3 \text{ K}$, $\Delta T_{\text{UK}} = 2 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = nein

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R134a	SE170	911356	0,29	29,7	32,57	15,24
R134a	SE170	904108	0,275	30,04	32,67	15,45
R134a	SE170	885914	0,248	29,99	32,3	16,03
R134a	SE170	873965	0,228	29,98	32,04	16,59
R134a	SE170	859783	0,201	29,9	31,89	15,11
R134a	SE170	848138	0,175	30,13	31,73	16,49

Tabelle A.10.: Experimentell ermittelte Daten des Verflüssigers mit R134a und SE170
[175, 176]; $\Delta T_{\text{EH}} = 3 \text{ K}$, $\Delta T_{\text{UK}} = 2 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R134a	SE170	917216	0,297	29,98	32,93	14,94
R134a	SE170	903230	0,276	30	32,64	15,54
R134a	SE170	892393	0,254	30,07	32,5	15,48
R134a	SE170	870491	0,221	30,01	32,02	16,43
R134a	SE170	862662	0,2	30,1	31,92	16,56
R134a	SE170	867148	0,176	30,71	32,44	15,24

Tabelle A.11.: Experimentell ermittelte Daten des Verflüssigers mit R134a und SE170
[175, 176] ; $\Delta T_{\text{EH}} = 15 \text{ K}$, $\Delta T_{\text{UK}} = 4 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = nein

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R134a	SE170	958736	0,294	29,98	33,01	15,99
R134a	SE170	911403	0,245	30	32,41	16,59
R134a	SE170	892018	0,2	30,06	32,06	16,3

R134a SE170 913097 0,247 30,01 32,47 16,29

Tabelle A.12.: Experimentell ermittelte Daten des Verflüssigers mit R134a und SE170
[175, 176] ; $\Delta T_{\text{EH}} = 15 \text{ K}$, $\Delta T_{\text{UK}} = 4 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R134a	SE170	941795	0,3	30,01	33,07	15,83
R134a	SE170	912447	0,251	29,94	32,41	16,54
R134a	SE170	893297	0,2	29,98	32,02	15,98

Tabelle A.13.: Experimentell ermittelte Daten des Verflüssigers mit R134a und SE170
[175, 176]; $\Delta T_{\text{EH}} = 25 \text{ K}$, $\Delta T_{\text{UK}} = 3 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = nein

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R134a	SE170	952488	0,291	30,01	33,18	15,96
R134a	SE170	908938	0,248	30,07	32,7	16,14
R134a	SE170	879646	0,198	30,09	32,14	16,59

Tabelle A.14.: Experimentell ermittelte Daten des Verflüssigers mit R134a und SE170
[175, 176] ; $\Delta T_{\text{EH}} = 25 \text{ K}$, $\Delta T_{\text{UK}} = 3 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R134a	SE170	950619	0,302	30,02	33,51	14,61
R134a	SE170	908442	0,252	30,01	32,57	16,69
R134a	SE170	877120	0,198	29,99	32,05	16,42

Tabelle A.15.: Experimentell ermittelte Daten des Verflüssigers mit R134a und SE170
[175, 176] ; $\Delta T_{\text{EH}} = 25 \text{ K}$, $\Delta T_{\text{UK}} = 4 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = nein

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
-------------	----	-----------	-------------------------------	-----------------------	-----------------------	---

R134a	SE170	862094	0,295	25,01	28,39	15,62
R134a	SE170	813213	0,252	24,89	27,82	15,92
R134a	SE170	791629	0,207	25	27,27	16,45

Tabelle A.16.: Experimentell ermittelte Daten des Verflüssigers mit R134a und SE170
[175, 176] ; $\Delta T_{\text{EH}} = 25 \text{ K}$, $\Delta T_{\text{UK}} = 4 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R134a	SE170	812424	0,25	24,99	27,85	15,3
R134a	SE170	838084	0,298	24,91	28,27	15,49
R134a	SE170	787096	0,203	25,04	27,22	16,26

Tabelle A.17.: Experimentell ermittelte Daten des Verflüssigers mit R134a und SE170
[175, 176] ; $\Delta T_{\text{EH}} = 25 \text{ K}$, $\Delta T_{\text{UK}} = 5 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = nein

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R134a	SE170	868592	0,169	29,8	31,53	16,63
R134a	SE170	891136	0,199	29,8	31,87	16,6
R134a	SE170	860518	0,229	27,7	30,09	16,61
R134a	SE170	918940	0,249	29,9	32,58	16,02
R134a	SE170	938052	0,267	30	33,05	15,27
R134a	SE170	965752	0,289	30	33,16	15,87

Tabelle A.18.: Experimentell ermittelte Daten des Verflüssigers mit R134a und SE170
[175, 176] ; $\Delta T_{\text{EH}} = 25 \text{ K}$, $\Delta T_{\text{UK}} = 4 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R134a	SE170	882707	0,175	30	31,89	15,87
R134a	SE170	908002	0,233	29,7	32,25	15,32
R134a	SE170	921471	0,252	30,1	32,64	16,62
R134a	SE170	936135	0,274	30,1	32,95	16,13
R134a	SE170	952629	0,3	30	33,26	15,76

Tabelle A.19.: Experimentell ermittelte Daten des Verflüssigers mit R134a und SE170
[175, 176] ; $\Delta T_{\text{EH}} = 25 \text{ K}$, $\Delta T_{\text{UK}} = 4 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = nein

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R134a	SE170	1078689	0,28	34,95	37,94	15,97
R134a	SE170	1043658	0,252	34,71	37,53	15,01
R134a	SE170	1094876	0,297	35,01	38,16	16,03
R134a	SE170	1024608	0,204	35,13	37,23	16,23

Tabelle A.20.: Experimentell ermittelte Daten des Verflüssigers mit R134a und SE170
[175, 176] ; $\Delta T_{\text{EH}} = 25 \text{ K}$, $\Delta T_{\text{UK}} = 4 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R134a	SE170	1074828	0,302	34,98	38,08	16,15
R134a	SE170	1040061	0,249	34,99	37,47	16,56
R134a	SE170	1011372	0,197	34,87	36,84	16,6

Tabelle A.21.: Experimentell ermittelte Daten des Verflüssigers mit R134a und SE170
[175, 176] ; $\Delta T_{\text{EH}} = 25 \text{ K}$, $\Delta T_{\text{UK}} = 5 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = nein

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R134a	SE170	956856	0,247	30,63	33,39	15,38
R134a	SE170	913222	0,2	29,92	32	16,58
R134a	SE170	999046	0,298	30,04	33,32	15,94
R134a	SE170	975093	0,275	29,99	32,97	15,93

Tabelle A.22.: Experimentell ermittelte Daten des Verflüssigers mit R134a und SE170
[175, 176] ; $\Delta T_{\text{EH}} = 25 \text{ K}$, $\Delta T_{\text{UK}} = 5 \text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R134a	SE170	968001	0,3	30,07	33,4	15,32
R134a	SE170	940820	0,252	30,05	32,65	16,57

R134a SE170 908926 0,198 29,95 32,02 16,36

A.10. Messdaten für den Verdampfer

Im Folgenden werden die Messdaten des untersuchten Verdampfers dargestellt. Die Interpretation der Daten erfolgt in Kapitel 6. Das verwendete Kältemittel ist R134a und dem Kältemaschinenöl SE170.

Tabelle A.23.: Experimentell ermittelte Daten des Verdampfers mit R134a und SE170
[175, 176]; $X_{\text{KM}} = 10\%$, $\Delta T_{\text{H}} = 7\text{ K}$, ext. Ölabscheider = nein

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R134a	SE170	322250	0,154	12,05	8,5	6,7
R134a	SE170	307439	0,195	11,92	7,33	6,66
R134a	SE170	282972	0,252	11,94	5,98	6,65
R134a	SE170	233416	0,293	12,14	5,06	6,51

Tabelle A.24.: Experimentell ermittelte Daten des Verdampfers mit R134a und SE170
[175, 176]; $X_{\text{KM}} = 10\%$, $\Delta T_{\text{H}} = 7\text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R134a	SE170	324395	0,151	11,9	8,41	6,73
R134a	SE170	311255	0,205	11,93	7,11	6,67
R134a	SE170	296955	0,247	11,96	6,23	6,71
R134a	SE170	278207	0,3	11,94	4,84	6,66

Tabelle A.25.: Experimentell ermittelte Daten des Verdampfers mit R134a und SE170
[175, 176]; $X_{\text{KM}} = 15\%$, $\Delta T_{\text{H}} = 5\text{ K}$, ext. Ölabscheider = nein

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R134a	SE170	342402	0,163	12,24	8,76	6,77
R134a	SE170	322192	0,201	12,17	7,8	6,75
R134a	SE170	305076	0,254	12,18	6,66	6,75
R134a	SE170	238041	0,304	12,28	5,93	6,64

Tabelle A.26.: Experimentell ermittelte Daten des Verdampfers mit R134a und SE170
[175, 176]; $X_{\text{KM}} = 15\%$, $\Delta T_{\text{H}} = 5\text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R134a	SE170	347204	0,157	12,01	8,65	6,783
R134a	SE170	329178	0,2	12,01	7,67	6,746
R134a	SE170	308867	0,252	11,91	6,37	6,696
R134a	SE170	289050	0,304	12,07	5,29	6,639

Tabelle A.27.: Experimentell ermittelte Daten des Verdampfers mit R134a und SE170
[175, 176]; $X_{\text{KM}} = 15\%$, $\Delta T_{\text{H}} = 7\text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R134a	SE170	314475	0,143	9,98	6,87	6,76
R134a	SE170	294937	0,197	9,92	5,6	6,733
R134a	SE170	277637	0,251	10,08	4,44	6,69
R134a	SE170	264715	0,295	9,92	3,28	6,69

Tabelle A.28.: Experimentell ermittelte Daten des Verdampfers mit R134a und SE170
[175, 176]; $X_{\text{KM}} = 15\%$, $\Delta T_{\text{H}} = 7\text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R134a	SE170	314475	0,143	9,98	6,87	6,76
R134a	SE170	294937	0,197	9,92	5,6	6,733
R134a	SE170	277637	0,251	10,08	4,44	6,69
R134a	SE170	264715	0,295	9,92	3,28	6,69

Tabelle A.29.: Experimentell ermittelte Daten des Verdampfers mit R134a und SE170
[175, 176]; $X_{\text{KM}} = 15\%$, $\Delta T_{\text{H}} = 7\text{ K}$, ext. Ölabscheider = nein

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m³/h
R134a	SE170	325705	0,154	12,1	8,76	6,76
R134a	SE170	320603	0,176	12,1	8,27	6,73
R134a	SE170	311197	0,197	12,09	7,78	6,72
R134a	SE170	300389	0,226	12,1	7,12	6,69
R134a	SE170	291694	0,251	12,22	6,65	6,7
R134a	SE170	263031	0,278	12,3	6,27	6,69
R134a	SE170	238626	0,302	12,17	5,59	6,63

Tabelle A.30.: Experimentell ermittelte Daten des Verdampfers mit R134a und SE170
[175, 176]; $X_{\text{KM}} = 15\%$, $\Delta T_{\text{H}} = 7\text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m³/h
R134a	SE170	331247	0,151	12	8,73	6,77
R134a	SE170	328995	0,172	12,09	8,33	6,75
R134a	SE170	314992	0,199	11,92	7,55	6,74
R134a	SE170	313308	0,224	12,05	7,16	6,74
R134a	SE170	304007	0,25	12,04	6,51	6,71
R134a	SE170	294969	0,276	11,97	5,86	6,69
R134a	SE170	286990	0,303	12,04	5,3	6,69

Tabelle A.31.: Experimentell ermittelte Daten des Verdampfers mit R134a und SE170
[175, 176]; $X_{\text{KM}} = 15\%$, $\Delta T_{\text{H}} = 7\text{ K}$, ext. Ölabscheider = nein

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m³/h
R134a	SE170	347371	0,164	14,21	10,66	6,76
R134a	SE170	337071	0,208	14,37	9,78	6,71
R134a	SE170	338916	0,2	14,36	10,01	6,75
R134a	SE170	319177	0,246	13,99	8,58	6,71
R134a	SE170	317666	0,245	14,02	8,62	6,7
R134a	SE170	256882	0,307	14,31	7,72	6,67

Tabelle A.32.: Experimentell ermittelte Daten des Verdampfers mit R134a und SE170
[175, 176]; $X_{\text{KM}} = 15\%$, $\Delta T_{\text{H}} = 7\text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m³/h
R134a	SE170	352112	0,158	14,04	10,64	6,786
R134a	SE170	342267	0,2	14,03	9,66	6,744
R134a	SE170	326734	0,255	13,98	8,37	6,684
R134a	SE170	306138	0,311	14,02	7,06	6,623

Tabelle A.33.: Experimentell ermittelte Daten des Verdampfers mit R134a und SE170
[175, 176]; $X_{\text{KM}} = 15\%$, $\Delta T_{\text{H}} = 10\text{ K}$, ext. Ölabscheider = nein

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m³/h
R134a	SE170	284577	0,149	11,95	8,64	6,72
R134a	SE170	269022	0,203	11,94	7,36	6,66
R134a	SE170	258791	0,255	12,03	6,32	6,63
R134a	SE170	234947	0,292	12,22	5,64	6,63

Tabelle A.34.: Experimentell ermittelte Daten des Verdampfers mit R134a und SE170
[175, 176]; $X_{\text{KM}} = 15\%$, $\Delta T_{\text{H}} = 10\text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m³/h
R134a	SE170	297444	0,15	11,99	8,61	6,75
R134a	SE170	288230	0,202	11,95	7,42	6,7
R134a	SE170	273637	0,26	12,01	6,13	6,68
R134a	SE170	274121	0,3	12,06	5,25	6,65

Tabelle A.35.: Experimentell ermittelte Daten des Verdampfers mit R134a und SE170
[175, 176]; $X_{\text{KM}} = 20\%$, $\Delta T_{\text{H}} = 7\text{ K}$, ext. Ölabscheider = nein

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m³/h
R134a	SE170	329508	0,153	12,06	8,94	6,8

R134a	SE170	315658	0,203	12,05	7,89	6,77
R134a	SE170	298556	0,255	12,04	6,76	6,74
R134a	SE170	241101	0,306	12,25	6,01	6,65

Tabelle A.36.: Experimentell ermittelte Daten des Verdampfers mit R134a und SE170
[175, 176]; $X_{\text{KM}} = 20\%$, $\Delta T_{\text{H}} = 7\text{ K}$, ext. Ölabscheider = ja

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R134a	SE170	329452	0,144	11,99	9,02	6,81
R134a	SE170	319316	0,199	11,92	7,82	6,78
R134a	SE170	307671	0,259	11,99	6,56	6,74
R134a	SE170	294204	0,299	12,02	5,76	6,71

A.11. Messdaten des Blasensiedens mit reinen Kältemitteln

Tabelle A.37.: Trainingsset zur Anpassung der Korrelationskoeffizienten für eine Kältemittel (Gleichung 8.6) [177]

Kältemittel	P Pa	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_W$ m ³ /h
R1234ze(E)	279923	9,89	8,77	1,98
R1234ze(E)	245936	6,31	5,2	1,98
R1234ze(E)	278358	10,46	9,03	1,98
R1234ze(E)	278420	8,94	8,15	1,98
R1234ze(E)	277889	10,41	8,99	1,98
R1234ze(E)	279675	9,7	8,65	1,98
R1234ze(E)	278660	10,45	8,86	1,36
R1234ze(E)	317634	13,49	12,39	1,98
R1234ze(E)	242612	5,48	4,54	1,98
R1234ze(E)	279769	9,88	8,76	1,98
R1234ze(E)	278291	10,45	9,02	1,98
R1234ze(E)	279344	9,62	8,46	1,36
R1234ze(E)	318613	13,58	12,47	1,98
R1234ze(E)	242080	6,61	5	1,36
R1234ze(E)	277745	10,32	8,93	1,98
R1234ze(E)	319877	13,81	12,67	1,98
R1234ze(E)	279744	11,54	9,49	1,36
R1234ze(E)	320735	14,46	12,88	1,36
R1234ze(E)	241557	5,33	4,41	1,98
R1234ze(E)	279670	9,65	8,49	1,36
R1234ze(E)	279094	8,97	8,2	1,98
R1234ze(E)	243623	6,09	4,95	1,98
R1234ze(E)	280177	11,57	9,52	1,36
R1234ze(E)	279744	11,54	9,49	1,36
R1234ze(E)	319928	14,41	12,81	1,36
R1234ze(E)	243123	6,21	4,83	1,36
R1234ze(E)	243609	6,38	4,97	1,36
R1234ze(E)	277411	10,35	8,75	1,36
R134a	378907	12,39	10,12	1,37
R134a	372466	10,78	9,23	1,97
R134a	323940	6,66	5	1,35
R134a	375905	10,13	8,76	1,19
R134a	377180	9,94	8,85	1,82

R134a	429160	15,02	13,17	1,36
R134a	321823	6,35	4,75	1,35
R134a	376630	9,99	8,81	1,53
R134a	373494	10,48	8,9	1,36
R134a	375798	12,59	10,02	1,2
R134a	374935	12,46	9,93	1,19
R134a	428998	14,19	12,84	1,65
R134a	429410	15,12	13,22	1,36
R134a	370705	11,61	9,32	1,19
R134a	370134	11,53	9,25	1,19
R134a	425681	14,22	12,63	1,36
R134a	372313	9,23	8,26	1,64
R134a	374846	10,56	9,09	1,64
R134a	380344	11,41	9,74	1,65
R134a	424485	13,37	12,24	1,65
R134a	373636	9,76	8,6	1,65
R134a	379702	11,76	9,92	1,65
R134a	377526	10,39	9,1	1,65
R134a	378146	12,05	9,93	1,36
R134a	376597	9,7	8,6	1,36
R134a	379558	10,4	9,08	1,36
R134a	372786	9,96	8,72	1,82
R134a	378708	10,75	9,36	1,82
R134a	376156	11,18	9,55	1,82
R134a	375328	9,41	8,5	1,82
R134a	380142	11,96	10,04	1,64
R134a	374119	10,78	9,29	1,97
R134a	371525	9,17	8,26	1,97
R134a	376280	11,79	9,71	1,37
R134a	372377	9,79	8,46	1,19
R134a	435319	14,21	13,12	1,98
R134a	433858	13,76	12,82	1,98
R134a	378666	10,97	9,35	1,36
R134a	426574	14,81	13,1	1,64
R134a	430707	15,7	13,57	1,35
R134a	368625	11,04	8,95	1,19
R134a	430352	15,62	13,51	1,35
R134a	425232	13,9	12,64	1,98
R134a	326866	6,7	5,23	1,64
R134a	330271	6,8	5,4	1,63
R134a	331013	7,25	5,68	1,64

R134a	325839	5,9	4,8	1,98
R134a	434465	14,17	13,07	1,98
R134a	432485	14,76	13,35	1,98
R134a	377368	10,97	9,36	1,53
R134a	329030	7,26	5,61	1,64
R134a	372736	10,94	9,04	1,19
R134a	373163	10,21	8,84	1,64
R134a	373904	9,64	8,56	1,64
R134a	330178	6,99	5,61	1,98
R134a	426873	14,58	12,99	1,64
R134a	323613	5,58	4,46	1,64
R134a	422258	13,12	12,04	1,64
R134a	426430	14,86	13,13	1,64
R134a	326277	7,15	5,46	1,64
R134a	324917	7,63	5,56	1,35
R134a	377111	11,28	9,56	1,64
R134a	329684	6,5	5,3	1,98
R134a	373940	10,21	8,83	1,53
R134a	368590	9,31	8,18	1,64
R134a	379736	11,93	10,02	1,65
R134a	374200	9,44	8,42	1,53
R134a	372510	9,28	8,27	1,53
R134a	374777	9,5	8,47	1,53
R134a	370230	9,35	8,27	1,65
R134a	427672	13,99	12,59	1,36
R134a	377794	10,57	9,2	1,65
R134a	321917	6,99	5,1	1,35
R134a	376409	10,58	9,14	1,65
R134a	428621	14,06	12,84	1,98
R134a	379398	10,55	9,25	1,65
R134a	375738	9,57	8,57	1,65
R134a	375685	9,47	8,51	1,65
R134a	377597	10,73	9,27	1,65
R134a	429168	14,59	13,06	1,65
R134a	373326	10,83	9,23	1,8
R134a	378960	11,69	9,91	1,8
R134a	375839	11,46	9,6	1,53
R134a	378152	11,68	9,79	1,53
R134a	369932	10,67	8,81	1,19
R134a	379001	11,57	9,86	1,82
R134a	324593	6,22	4,78	1,35

R134a	374948	10,92	9,35	1,82
R134a	329468	5,95	4,96	1,98
R134a	370466	9,21	8,23	1,82
R134a	428811	14,23	12,94	1,98
R134a	370100	10,15	8,54	1,19
R134a	322803	5,35	4,37	1,97
R134a	370893	8,72	7,97	1,97
R134a	373302	12,3	9,79	1,19
R134a	372438	9,27	8,34	1,97
R134a	375658	9,88	8,81	1,97
R134a	375069	9,86	8,78	1,97
R134a	324811	5,89	4,76	1,97
R134a	374116	10,7	9,24	1,97
R134a	379668	10,07	8,95	1,53
R134a	376042	11,1	9,54	1,97
R134a	376891	10,56	9,25	1,97
R134a	380861	10,2	9,06	1,53
R134a	380489	10,17	9,03	1,53
R134a	325323	7,71	5,61	1,35
R134a	379769	12,24	10,14	1,53
R134a	425897	14,19	12,63	1,36
R134a	380402	12,25	10,17	1,53
R134a	377858	11,5	9,6	1,37
R134a	427913	13,95	12,58	1,36
R134a	370948	10,23	8,62	1,19
R134a	328485	6,94	5,52	1,98
R134a	374358	11,63	9,47	1,19
R290	658637	15,49	13,44	1,36
R290	660681	14,72	13,3	1,97
R290	654403	14,25	12,72	1,36
R290	590163	11,81	9,76	1,36
R290	521509	6,3	4,93	1,36
R290	655381	14,63	12,93	1,36
R290	655493	14,65	12,95	1,36
R290	524757	6,95	5,36	1,36
R290	657435	15,41	13,37	1,36
R290	517316	6,47	4,89	1,36
R290	522189	6,36	4,99	1,36
R290	588878	10,85	9,24	1,36
R290	525906	6,72	5,28	1,36
R290	590163	11,81	9,76	1,36

R290	583703	11,35	9,34	1,36
R290	520245	5,57	4,62	1,98
R290	588869	10,86	9,24	1,36
R290	516355	5,35	4,39	1,98
R290	519658	5,77	4,72	1,98
R290	517136	5,72	4,62	1,98
R290	586083	10,61	9,21	1,98
R290	584813	10,54	9,13	1,98
R290	583914	9,72	8,65	1,98
R290	585245	9,78	8,72	1,98
R290	583512	10,38	9,02	1,98
R290	583711	9,58	8,46	1,36
R290	587884	10,69	9,3	1,98
R290	580744	9,55	8,48	1,98
R290	584060	9,15	8,35	1,98
R290	653043	14,13	12,62	1,36
R290	657615	13,44	12,54	1,98
R290	660250	13,6	12,69	1,98
R290	658867	13,95	12,84	1,98
R290	657979	13,91	12,79	1,98
R290	662367	14,94	13,47	1,98
R290	523147	5,74	4,8	1,98

Tabelle A.38.: Testset zur Validierung der Korrelation für eine Kältemittel (Gleichung 8.6) [177]

Kältemittel	P Pa	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_W$ m ³ /h
R1234ze(E)	246269	6,48	5,32	1,98
R1234ze(E)	318411	15,29	13,21	1,36
R1234ze(E)	242528	5,66	4,53	1,36
R1234ze(E)	245589	6,46	5,27	1,98
R1234ze(E)	318631	12,84	12,05	1,98
R1234ze(E)	321562	13,62	12,48	1,36
R1234ze(E)	244091	5,74	4,65	1,36
R1234ze(E)	242211	5,04	4,27	1,98
R1234ze(E)	321283	14,64	13,21	1,98
R1234ze(E)	323803	15,91	13,77	1,36
R1234ze(E)	245175	7,11	5,43	1,36

R1234ze(E)	247028	7,46	5,72	1,36
R1234ze(E)	321824	13,64	12,5	1,36
R1234ze(E)	242756	5,12	4,34	1,98
R1234ze(E)	321391	13,14	12,33	1,98
R1234ze(E)	244016	5,23	4,47	1,98
R1234ze(E)	321282	14,64	13,2	1,98
R1234ze(E)	323803	15,91	13,77	1,36
R1234ze(E)	321684	14,63	13,2	1,98
R1234ze(E)	322336	14,71	13,29	1,98
R1234ze(E)	319899	15,4	13,33	1,36
R134a	426805	15,27	13,38	1,64
R134a	330701	7,42	5,88	1,97
R134a	429365	15,93	13,64	1,35
R134a	429652	15,95	13,66	1,34
R134a	327188	7,53	5,7	1,64
R134a	428763	13,68	12,47	1,36
R134a	326022	5,22	4,41	1,97
R134a	427877	12,98	12,19	1,98
R134a	327999	7,56	5,75	1,64
R134a	423527	12,81	11,9	1,65
R134a	428365	13,44	12,34	1,36
R134a	324607	5,64	4,48	1,35
R134a	428999	15,56	13,6	1,64
R134a	324715	5,6	4,46	1,35
R134a	328793	8,4	6,12	1,35
R134a	434219	15,36	13,75	1,98
R134a	324250	5,33	4,34	1,64
R290	657645	15,07	13,43	1,98
R290	658026	13,23	12,42	1,98
R290	658866	13,73	12,6	1,36
R290	655572	13,53	12,41	1,36
R290	654522	12,94	12,18	1,98
R290	519976	6,3	5,04	1,98
R290	522928	6,5	5,24	1,98
R290	523936	6,51	5,26	1,98
R290	525887	7,47	5,65	1,36
R290	525803	7,31	5,57	1,36
R290	521125	5,36	4,53	1,98
R290	522222	5,98	4,8	1,36
R290	519303	5,21	4,4	1,98
R290	517750	5,65	4,49	1,36

R290	658203	15,2	13,51	1,98
R290	661671	16,45	14	1,36
R290	659897	16,33	13,89	1,36
R290	662275	15,36	13,7	1,98

A.12. Messdaten für das Blasensieden

Im Folgenden werden die Messdaten des untersuchten überfluteten Verdampfers dargestellt. Die Interpretation der Daten erfolgt in Kapitel 7. Die verwendeten Kältemittel sind R134a, R1234ze(E) sowie R290 mit den Kältemaschinenöle SE170, SEZ100, SE55, PAG100 und PAG150.

A.12.1. R134a

In den Tabellen A.39, A.40, A.41 und A.42 werden die experimentell ermittelten Daten der untersuchten Kältemittel-/Ölgemische dargestellt.

Tabelle A.39.: Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel-/Ölgemischs R134a und SE55 [178]

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R134a	SE55	328485	6,939	5,522	1,98	0
R134a	SE55	325839	5,9	4,799	1,98	0
R134a	SE55	326022	5,22	4,407	1,98	0
R134a	SE55	374368	10,84	9,318	1,96	0
R134a	SE55	373856	9,924	8,757	1,96	0
R134a	SE55	373085	8,954	8,16	1,97	0
R134a	SE55	432485	14,76	13,35	1,98	0
R134a	SE55	434465	14,17	13,07	1,98	0
R134a	SE55	427877	12,98	12,19	1,98	0
R134a	SE55	326276	6,726	5,322	2,01	0,5
R134a	SE55	326476	5,969	4,862	1,99	0,5
R134a	SE55	327213	5,288	4,482	1,96	0,5
R134a	SE55	374826	10,79	9,299	1,98	0,5
R134a	SE55	374624	9,827	8,726	1,98	0,5
R134a	SE55	375591	9,168	8,367	1,98	0,5
R134a	SE55	429305	14,7	13,23	1,99	0,5
R134a	SE55	428825	13,79	12,69	1,98	0,5
R134a	SE55	429379	13,1	12,31	1,98	0,5

R134a	SE55	326085	6,728	5,345	1,98	0,96
R134a	SE55	326203	6,055	4,933	1,97	0,96
R134a	SE55	326250	5,263	4,473	1,97	0,96
R134a	SE55	375465	10,73	9,312	1,97	0,96
R134a	SE55	375391	9,997	8,894	1,98	0,96
R134a	SE55	375007	9,171	8,379	1,97	0,96
R134a	SE55	429571	14,63	13,2	1,97	0,96
R134a	SE55	428852	13,84	12,73	1,97	0,96
R134a	SE55	429025	13,08	12,29	1,97	0,96
R134a	SE55	326677	6,857	5,438	1,97	1,89
R134a	SE55	327376	6,163	5,051	1,98	1,89
R134a	SE55	327366	5,388	4,593	1,97	1,89
R134a	SE55	375150	10,75	9,334	1,98	1,89
R134a	SE55	374913	9,927	8,839	1,97	1,89
R134a	SE55	374711	9,16	8,374	1,97	1,89
R134a	SE55	429901	14,75	13,33	1,98	1,89
R134a	SE55	430804	14,02	12,92	1,98	1,89
R134a	SE55	428871	13,14	12,35	1,97	1,89
R134a	SE55	328442	7,039	5,682	1,98	3,91
R134a	SE55	328114	6,454	5,311	1,97	3,91
R134a	SE55	327368	5,535	4,749	1,97	3,91
R134a	SE55	375841	11,06	9,631	1,97	3,91
R134a	SE55	375459	10,18	9,074	1,97	3,91
R134a	SE55	376752	9,453	8,664	1,98	3,91
R134a	SE55	428399	14,86	13,45	1,97	3,91
R134a	SE55	427411	13,94	12,85	1,97	3,91
R134a	SE55	430210	13,4	12,59	1,97	3,91

Tabelle A.40.: Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel-/Ölgemischs R134a und SEZ100 [178, 175]

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R134a	SEZ100	326143	6,807	5,367	1,972	0
R134a	SEZ100	325548	5,847	4,744	1,974	0
R134a	SEZ100	327202	5,279	4,471	1,972	0
R134a	SEZ100	374056	10,56	9,134	1,976	0
R134a	SEZ100	375145	9,907	8,795	1,974	0
R134a	SEZ100	374122	9,039	8,24	1,973	0

R134a	SEZ100	427481	14,49	13,06	1,969	0
R134a	SEZ100	428759	13,84	12,7	1,969	0
R134a	SEZ100	428863	13,06	12,28	1,977	0
R134a	SEZ100	326468	6,835	5,399	1,973	0,53
R134a	SEZ100	327730	6,07	4,965	1,972	0,53
R134a	SEZ100	327369	5,302	4,489	1,971	0,53
R134a	SEZ100	374259	10,6	9,177	1,97	0,53
R134a	SEZ100	375517	9,883	8,782	1,972	0,53
R134a	SEZ100	376534	9,213	8,415	1,971	0,53
R134a	SEZ100	428601	14,55	13,13	1,971	0,53
R134a	SEZ100	428888	13,75	12,66	1,971	0,53
R134a	SEZ100	429463	13,12	12,33	1,972	0,53
R134a	SEZ100	326759	6,805	5,384	1,969	1,03
R134a	SEZ100	326666	6,009	4,886	1,971	1,03
R134a	SEZ100	327307	5,276	4,477	1,971	1,03
R134a	SEZ100	374836	10,61	9,203	1,973	1,03
R134a	SEZ100	375117	9,932	8,823	1,97	1,03
R134a	SEZ100	375092	9,151	8,357	1,97	1,03
R134a	SEZ100	430647	14,8	13,37	1,97	1,03
R134a	SEZ100	429330	13,85	12,75	1,97	1,03
R134a	SEZ100	430309	13,18	12,39	1,97	1,03
R134a	SEZ100	374846	10,76	9,356	1,98	2,09
R134a	SEZ100	376459	10,12	9,027	1,98	2,09
R134a	SEZ100	375398	9,22	8,445	1,98	2,09
R134a	SEZ100	431673	14,92	13,51	1,98	2,09
R134a	SEZ100	426600	13,78	12,71	1,98	2,09
R134a	SEZ100	427686	12,98	12,26	1,96	2,09
R134a	SEZ100	327114	7,12	5,661	1,98	2,09
R134a	SEZ100	326661	6,2	5,062	1,98	2,09
R134a	SEZ100	326426	5,37	4,548	1,97	2,09
R134a	SEZ100	377300	11,32	9,907	1,98	4,03
R134a	SEZ100	377172	10,37	9,281	1,98	4,03
R134a	SEZ100	374541	9,47	8,676	1,98	4,03
R134a	SEZ100	327730	7,34	5,92	1,98	4,03
R134a	SEZ100	329196	6,68	5,572	1,98	4,03
R134a	SEZ100	325232	5,38	4,601	1,97	4,03
R134a	SEZ100	430748	15,2	13,8	1,98	4,03
R134a	SEZ100	427081	14,15	13,07	1,98	4,03
R134a	SEZ100	430721	13,49	12,74	1,98	4,03

Tabelle A.41.: Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel-/Ölgemischs R134a und SE170 [177]

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
BSE170	R134a	374348	10,62	9,206	1,974	0
BSE170	R134a	375584	9,9	8,799	1,98	0
BSE170	R134a	375682	9,06	8,299	1,98	0
BSE170	R134a	325554	6,79	5,347	1,98	0
BSE170	R134a	325706	5,92	4,796	1,97	0
BSE170	R134a	325202	5,03	4,236	1,97	0
BSE170	R134a	427963	14,58	13,16	1,98	0
BSE170	R134a	428491	13,85	12,73	1,97	0
BSE170	R134a	428267	12,97	12,19	1,97	0
BSE170	R134a	374699	10,69	9,289	1,97	0,48
BSE170	R134a	375082	9,99	8,86	1,98	0,48
BSE170	R134a	374456	9,09	8,291	1,98	0,48
BSE170	R134a	429813	14,8	13,36	1,97	0,48
BSE170	R134a	428219	13,84	12,74	1,98	0,48
BSE170	R134a	428293	13,06	12,27	1,98	0,48
BSE170	R134a	326254	6,86	5,432	1,97	0,48
BSE170	R134a	326236	5,93	4,843	1,98	0,48
BSE170	R134a	326668	5,23	4,43	1,98	0,48
BSE170	R134a	374660	10,89	9,469	1,98	1,19
BSE170	R134a	375441	10,09	8,972	1,97	1,19
BSE170	R134a	374624	9,16	8,366	1,97	1,19
BSE170	R134a	428654	14,81	13,38	1,98	1,19
BSE170	R134a	428219	13,84	12,74	1,98	1,19
BSE170	R134a	428492	13,07	12,29	1,97	1,19
BSE170	R134a	325973	7,1	5,68	1,97	1,19
BSE170	R134a	325345	6,08	4,958	1,97	1,19
BSE170	R134a	326276	5,22	4,434	1,98	1,19
BSE170	R134a	326285	7,64	6,224	1,98	1,46
BSE170	R134a	325984	6,55	5,439	1,97	1,46
BSE170	R134a	325488	5,38	4,587	1,98	1,46
BSE170	R134a	374320	11,39	9,951	1,97	1,46
BSE170	R134a	374107	10,26	9,147	1,97	1,46
BSE170	R134a	374016	9,16	8,392	1,98	1,46
BSE170	R134a	428564	15,17	13,75	1,97	1,46
BSE170	R134a	428439	14,11	13,02	1,97	1,46
BSE170	R134a	428697	13,16	12,39	1,97	1,46

BSE170	R134a	326372	8,08	6,655	1,97	1,87
BSE170	R134a	325587	6,92	5,81	1,97	1,87
BSE170	R134a	325892	5,63	4,855	1,98	1,87
BSE170	R134a	374582	11,87	10,43	1,98	1,87
BSE170	R134a	374650	10,62	9,522	1,98	1,87
BSE170	R134a	374686	9,56	8,757	1,97	1,87
BSE170	R134a	429210	15,61	14,18	1,97	1,87
BSE170	R134a	429560	14,52	13,41	1,97	1,87
BSE170	R134a	428866	13,49	12,68	1,97	1,87
BSE170	R134a	326667	9,44	8,008	1,97	2,8
BSE170	R134a	325977	7,79	6,689	1,98	2,8
BSE170	R134a	326180	6,56	5,763	1,97	2,8
BSE170	R134a	375143	12,79	11,37	1,97	2,8
BSE170	R134a	374255	11,34	10,25	1,97	2,8
BSE170	R134a	374369	10,14	9,352	1,97	2,8
BSE170	R134a	429139	15,18	14,07	1,97	2,8
BSE170	R134a	429019	13,93	13,15	1,98	2,8
BSE170	R134a	428504	16,34	14,91	1,97	2,8

Tabelle A.42.: Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel-/Ölgemischs R134a und SE170 mit Additiven [179]

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R134a	SE170mA	374067	10,52	9,091	1,972	0
R134a	SE170mA	375281	9,85	8,731	1,974	0
R134a	SE170mA	374458	9,02	8,223	1,969	0
R134a	SE170mA	326734	6,75	5,305	1,972	0
R134a	SE170mA	326000	5,82	4,719	1,972	0
R134a	SE170mA	326762	5,15	4,344	1,97	0
R134a	SE170mA	429500	14,58	13,14	1,972	0
R134a	SE170mA	428497	13,73	12,62	1,975	0
R134a	SE170mA	429470	13,07	12,27	1,974	0
R134a	SE170mA	374717	9,91	8,785	1,975	0,48
R134a	SE170mA	374893	9,09	8,305	1,97	0,48
R134a	SE170mA	374869	10,6	9,193	1,973	0,48
R134a	SE170mA	325754	6,74	5,308	1,97	0,48
R134a	SE170mA	326567	5,96	4,861	1,974	0,48
R134a	SE170mA	325839	5,08	4,308	1,973	0,48

R134a	SE170mA	429365	14,66	13,22	1,976	0,48
R134a	SE170mA	428226	13,74	12,65	1,973	0,48
R134a	SE170mA	429121	13,09	12,3	1,972	0,48
R134a	SE170mA	375348	10,78	9,358	1,977	0,99
R134a	SE170mA	375132	9,99	8,866	1,972	0,99
R134a	SE170mA	374494	9,17	8,369	1,976	0,99
R134a	SE170mA	326269	6,93	5,487	1,971	0,99
R134a	SE170mA	326014	6,05	4,92	1,974	0,99
R134a	SE170mA	326038	5,11	4,346	1,973	0,99
R134a	SE170mA	426217	14,64	13,17	1,974	0,99
R134a	SE170mA	428609	13,85	12,75	1,974	0,99
R134a	SE170mA	429472	13,2	12,39	1,973	0,99
R134a	SE170mA	375162	11,51	10,1	1,974	1,96
R134a	SE170mA	374209	10,45	9,339	1,973	1,96
R134a	SE170mA	374420	9,46	8,653	1,976	1,96
R134a	SE170mA	325477	7,77	6,339	1,975	1,96
R134a	SE170mA	326652	6,82	5,707	1,969	1,96
R134a	SE170mA	326571	5,74	4,924	1,97	1,96
R134a	SE170mA	428075	15,13	13,72	1,97	1,96
R134a	SE170mA	429153	14,32	13,19	1,975	1,96
R134a	SE170mA	428322	13,25	12,47	1,973	1,96
R134a	SE170mA	374347	13,29	11,9	1,977	4,03
R134a	SE170mA	375741	12,25	11,13	1,976	4,03
R134a	SE170mA	375308	10,77	9,987	1,97	4,03
R134a	SE170mA	375308	10,77	9,987	1,97	4,03
R134a	SE170mA	329196	6,68	5,572	1,98	4,03
R134a	SE170mA	325232	5,38	4,601	1,97	4,03
R134a	SE170mA	430748	15,2	13,8	1,98	4,03
R134a	SE170mA	427081	14,15	13,07	1,98	4,03
R134a	SE170mA	430721	13,49	12,74	1,98	4,03

A.12.2. R1234ze(E)

In den Tabellen A.43, A.40, A.45 und A.46 werden die experimentell ermittelten Daten der untersuchen Kältemittel-/Ölgemische dargestellt.

Tabelle A.43.: Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel-/Ölgemischs R1234ze(E) und SE55 [178]

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R1234ze(E)	SE55	242844	6,908	5,486	1,98	0
R1234ze(E)	SE55	243948	6,18	5,09	1,97	0
R1234ze(E)	SE55	243710	5,433	4,634	1,97	0
R1234ze(E)	SE55	279407	10,77	9,346	1,98	0
R1234ze(E)	SE55	281366	10,15	9,06	1,98	0
R1234ze(E)	SE55	280920	9,329	8,552	1,98	0
R1234ze(E)	SE55	320680	14,75	13,3	1,98	0
R1234ze(E)	SE55	320566	13,97	12,86	1,98	0
R1234ze(E)	SE55	321796	13,31	12,52	1,97	0
R1234ze(E)	SE55	243780	7,066	5,655	1,98	0,762
R1234ze(E)	SE55	243330	6,284	5,165	1,97	0,762
R1234ze(E)	SE55	243088	5,416	4,628	1,97	0,762
R1234ze(E)	SE55	280624	10,98	9,552	1,98	0,762
R1234ze(E)	SE55	279465	10,08	8,971	1,98	0,762
R1234ze(E)	SE55	279717	9,319	8,532	1,97	0,762
R1234ze(E)	SE55	320870	14,81	13,39	1,98	0,762
R1234ze(E)	SE55	322041	14,13	13,04	1,98	0,762
R1234ze(E)	SE55	321769	13,38	12,59	1,98	0,762
R1234ze(E)	SE55	243265	7,09	5,656	1,97	1,207
R1234ze(E)	SE55	243876	6,363	5,249	1,97	1,207
R1234ze(E)	SE55	244306	5,628	4,832	1,97	1,207
R1234ze(E)	SE55	280718	11,01	9,59	1,97	1,207
R1234ze(E)	SE55	280164	10,19	9,082	1,97	1,207
R1234ze(E)	SE55	280495	9,529	8,741	1,97	1,207
R1234ze(E)	SE55	321654	14,98	13,56	1,98	1,207
R1234ze(E)	SE55	320592	14,13	13,03	1,98	1,207
R1234ze(E)	SE55	320929	13,4	12,6	1,98	1,207
R1234ze(E)	SE55	243044	7,202	5,771	1,97	2,182
R1234ze(E)	SE55	243090	6,423	5,316	1,97	2,182
R1234ze(E)	SE55	244408	5,744	4,951	1,97	2,182
R1234ze(E)	SE55	280358	11,09	9,681	1,98	2,182
R1234ze(E)	SE55	279476	10,2	9,1	1,98	2,182

R1234ze(E)	SE55	280435	9,562	8,772	1,98	2,182
R1234ze(E)	SE55	320351	15,03	13,6	1,98	2,182
R1234ze(E)	SE55	321219	14,3	13,2	1,98	2,182
R1234ze(E)	SE55	322999	13,65	12,87	1,97	2,182
R1234ze(E)	SE55	243296	7,513	6,087	1,98	4,11
R1234ze(E)	SE55	243130	6,596	5,494	1,98	4,11
R1234ze(E)	SE55	245280	5,997	5,207	1,97	4,11
R1234ze(E)	SE55	281167	11,45	10,03	1,97	4,11
R1234ze(E)	SE55	281009	10,6	9,485	1,98	4,11
R1234ze(E)	SE55	279888	9,684	8,892	1,97	4,11
R1234ze(E)	SE55	321371	15,33	13,9	1,97	4,11
R1234ze(E)	SE55	320530	14,39	13,29	1,97	4,11
R1234ze(E)	SE55	319978	13,59	12,79	1,97	4,11

Tabelle A.44.: Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel-/Ölgemischs R1234ze(E) und SEZ100 [175]

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m³/h
R1234ze(E)	SEZ100	279997	10,74	9,322	1,965	0
R1234ze(E)	SEZ100	279784	9,92	8,815	1,971	0
R1234ze(E)	SEZ100	279555	9,12	8,338	1,974	0
R1234ze(E)	SEZ100	243707	6,91	5,489	1,974	0
R1234ze(E)	SEZ100	243730	6,03	4,94	1,966	0
R1234ze(E)	SEZ100	243417	5,3	4,494	1,972	0
R1234ze(E)	SEZ100	320295	14,59	13,17	1,97	0
R1234ze(E)	SEZ100	320696	13,91	12,79	1,976	0
R1234ze(E)	SEZ100	320077	13,08	12,28	1,97	0
R1234ze(E)	SEZ100	279438	10,74	9,297	1,969	0,48
R1234ze(E)	SEZ100	279182	9,87	8,783	1,975	0,48
R1234ze(E)	SEZ100	280223	9,27	8,483	1,973	0,48
R1234ze(E)	SEZ100	243541	6,96	5,518	1,97	0,48
R1234ze(E)	SEZ100	243269	6,07	4,971	1,969	0,48
R1234ze(E)	SEZ100	243189	5,3	4,517	1,968	0,48
R1234ze(E)	SEZ100	320480	14,63	13,21	1,969	0,48
R1234ze(E)	SEZ100	320556	13,88	12,79	1,968	0,48
R1234ze(E)	SEZ100	321688	13,34	12,53	1,972	0,48
R1234ze(E)	SEZ100	279853	10,84	9,42	1,975	0,98
R1234ze(E)	SEZ100	280264	10,19	9,06	1,973	0,98

R1234ze(E)	SEZ100	280650	9,4	8,617	1,973	0,98
R1234ze(E)	SEZ100	243296	6,97	5,563	1,975	0,98
R1234ze(E)	SEZ100	243413	6,14	5,062	1,972	0,98
R1234ze(E)	SEZ100	243916	5,51	4,711	1,973	0,98
R1234ze(E)	SEZ100	320501	14,71	13,29	1,964	0,98
R1234ze(E)	SEZ100	320800	14,05	12,93	1,974	0,98
R1234ze(E)	SEZ100	321117	13,29	12,51	1,973	0,98
R1234ze(E)	SEZ100	279351	11	9,573	1,969	2,04
R1234ze(E)	SEZ100	279209	10,22	9,095	1,972	2,04
R1234ze(E)	SEZ100	279639	9,53	8,704	1,975	2,04
R1234ze(E)	SEZ100	242343	7,09	5,666	1,968	2,04
R1234ze(E)	SEZ100	243793	6,45	5,324	1,969	2,04
R1234ze(E)	SEZ100	244016	5,64	4,843	1,969	2,04
R1234ze(E)	SEZ100	320995	14,95	13,55	1,967	2,04
R1234ze(E)	SEZ100	319773	14,13	13,02	1,968	2,04
R1234ze(E)	SEZ100	321342	13,51	12,72	1,976	2,04
R1234ze(E)	SEZ100	280403	11,54	10,1	1,969	3,91
R1234ze(E)	SEZ100	279452	10,37	9,281	1,965	3,91
R1234ze(E)	SEZ100	280180	9,61	8,849	1,975	3,91
R1234ze(E)	SEZ100	243643	7,63	6,224	1,962	3,91
R1234ze(E)	SEZ100	244029	6,76	5,642	1,969	3,91
R1234ze(E)	SEZ100	243123	5,77	4,961	1,968	3,91
R1234ze(E)	SEZ100	320723	15,35	13,91	1,968	3,91
R1234ze(E)	SEZ100	321100	14,44	13,34	1,975	3,91
R1234ze(E)	SEZ100	321480	13,72	12,92	1,972	3,91

Tabelle A.45.: Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel-/Ölgemischs R1234ze(E) und SE170 [177]

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R1234ze(E)	SE170	280146	10,77	9,343	1,97	0
R1234ze(E)	SE170	279974	9,94	8,839	1,98	0
R1234ze(E)	SE170	279178	9,11	8,315	1,98	0
R1234ze(E)	SE170	243954	7,02	5,563	1,98	0
R1234ze(E)	SE170	243335	6,12	4,982	1,97	0
R1234ze(E)	SE170	242606	5,2	4,401	1,97	0
R1234ze(E)	SE170	320864	14,66	13,25	1,97	0
R1234ze(E)	SE170	321982	14,06	12,94	1,98	0

R1234ze(E)	SE170	320495	13,09	12,3	1,97	0
R1234ze(E)	SE170	280978	10,93	9,526	1,97	0,5
R1234ze(E)	SE170	280957	10,22	9,086	1,97	0,5
R1234ze(E)	SE170	280662	9,38	8,57	1,98	0,5
R1234ze(E)	SE170	244444	7,05	5,647	1,97	0,5
R1234ze(E)	SE170	243433	6,2	5,067	1,98	0,5
R1234ze(E)	SE170	242770	5,22	4,444	1,98	0,5
R1234ze(E)	SE170	321353	14,76	13,37	1,98	0,5
R1234ze(E)	SE170	321406	14	12,92	1,98	0,5
R1234ze(E)	SE170	321086	13,24	12,45	1,98	0,5
R1234ze(E)	SE170	280676	11,31	9,808	1,98	1
R1234ze(E)	SE170	280831	10,44	9,275	1,97	1
R1234ze(E)	SE170	279316	9,56	8,674	1,98	1
R1234ze(E)	SE170	242336	7,33	5,814	1,97	1
R1234ze(E)	SE170	243781	6,57	5,377	1,98	1
R1234ze(E)	SE170	244818	5,66	4,849	1,98	1
R1234ze(E)	SE170	320590	15,01	13,56	1,97	1
R1234ze(E)	SE170	321907	14,35	13,21	1,97	1
R1234ze(E)	SE170	320211	13,36	12,55	1,98	1
R1234ze(E)	SE170	280549	10,57	9,383	1,98	1,961
R1234ze(E)	SE170	281548	11,29	9,875	1,97	1,961
R1234ze(E)	SE170	281556	9,72	8,885	1,98	1,961
R1234ze(E)	SE170	244516	7,44	6,021	1,97	1,961
R1234ze(E)	SE170	242998	6,61	5,422	1,98	1,961
R1234ze(E)	SE170	243649	5,83	4,944	1,98	1,961
R1234ze(E)	SE170	323048	14,29	13,24	1,98	1,961
R1234ze(E)	SE170	318975	13,26	12,46	1,98	1,961
R1234ze(E)	SE170	321141	15,07	13,66	1,98	1,961
R1234ze(E)	SE170	280329	11,57	10,16	1,98	3,943
R1234ze(E)	SE170	280121	10,61	9,495	1,97	3,943
R1234ze(E)	SE170	280215	9,74	8,928	1,98	3,943
R1234ze(E)	SE170	242953	7,58	6,175	1,98	3,943
R1234ze(E)	SE170	243470	6,64	5,549	1,98	3,943
R1234ze(E)	SE170	244015	5,99	5,13	1,98	3,943
R1234ze(E)	SE170	321105	15,52	14,1	1,98	3,943
R1234ze(E)	SE170	321434	14,6	13,5	1,97	3,943
R1234ze(E)	SE170	321960	13,77	12,98	1,98	3,943

Tabelle A.46.: Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel-/Ölgemischs R1234ze(E) und SE170 mit Additiven [179]

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R1234ze(E)	SE170mA	280504	10,71	9,299	1,973	0
R1234ze(E)	SE170mA	280481	9,99	8,872	1,972	0
R1234ze(E)	SE170mA	280411	9,21	8,403	1,97	0
R1234ze(E)	SE170mA	242647	6,71	5,292	1,975	0
R1234ze(E)	SE170mA	242687	5,98	4,877	1,971	0
R1234ze(E)	SE170mA	242788	5,18	4,397	1,977	0
R1234ze(E)	SE170mA	321195	14,68	13,25	1,972	0
R1234ze(E)	SE170mA	320319	13,78	12,69	1,971	0
R1234ze(E)	SE170mA	321549	13,18	12,38	1,975	0
R1234ze(E)	SE170mA	279991	10,69	9,268	1,973	0,5
R1234ze(E)	SE170mA	279866	9,91	8,803	1,975	0,5
R1234ze(E)	SE170mA	279593	9,11	8,328	1,973	0,5
R1234ze(E)	SE170mA	243206	6,89	5,455	1,973	0,5
R1234ze(E)	SE170mA	242928	6,02	4,912	1,975	0,5
R1234ze(E)	SE170mA	243372	5,27	4,487	1,976	0,5
R1234ze(E)	SE170mA	320484	14,56	13,16	1,975	0,5
R1234ze(E)	SE170mA	320340	13,88	12,76	1,975	0,5
R1234ze(E)	SE170mA	321018	13,22	12,41	1,977	0,5
R1234ze(E)	SE170mA	279718	10,85	9,404	1,973	0,95
R1234ze(E)	SE170mA	280765	10,11	8,997	1,976	0,95
R1234ze(E)	SE170mA	280081	9,23	8,438	1,976	0,95
R1234ze(E)	SE170mA	242919	6,87	5,472	1,974	0,95
R1234ze(E)	SE170mA	243106	6,15	5,022	1,97	0,95
R1234ze(E)	SE170mA	242766	5,23	4,454	1,973	0,95
R1234ze(E)	SE170mA	320277	14,67	13,25	1,976	0,95
R1234ze(E)	SE170mA	320470	13,95	12,84	1,971	0,95
R1234ze(E)	SE170mA	321332	13,3	12,49	1,974	0,95
R1234ze(E)	SE170mA	279633	10,92	9,511	1,977	2,05
R1234ze(E)	SE170mA	280207	10,21	9,089	1,975	2,05
R1234ze(E)	SE170mA	280229	9,4	8,595	1,97	2,05
R1234ze(E)	SE170mA	243532	7,16	5,746	1,974	2,05
R1234ze(E)	SE170mA	243283	6,28	5,162	1,971	2,05
R1234ze(E)	SE170mA	243528	5,47	4,67	1,976	2,05
R1234ze(E)	SE170mA	320760	14,91	13,48	1,974	2,05
R1234ze(E)	SE170mA	320253	14,03	12,92	1,971	2,05
R1234ze(E)	SE170mA	321220	13,37	12,56	1,973	2,05

R1234ze(E)	SE170mA	279771	11,28	9,84	1,973	3,96
R1234ze(E)	SE170mA	280418	10,42	9,3	1,972	3,96
R1234ze(E)	SE170mA	280446	9,536	8,74	1,977	3,96
R1234ze(E)	SE170mA	242753	7,387	5,95	1,969	3,96
R1234ze(E)	SE170mA	242886	6,424	5,32	1,977	3,96
R1234ze(E)	SE170mA	243712	5,616	4,81	1,969	3,96
R1234ze(E)	SE170mA	320315	15,1	13,68	1,972	3,96
R1234ze(E)	SE170mA	321403	14,37	13,25	1,968	3,96
R1234ze(E)	SE170mA	320508	13,4	12,61	1,975	3,96

A.12.3. R290

In den Tabellen A.47 und A.48 werden die experimentell ermittelten Daten der untersuchten Kältemittel-/Ölgemische dargestellt.

Tabelle A.47.: Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel-/Ölgemischs R290 und PAG100 [180]

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R290	PAG100	583277	10,34	8,89	1,97	0
R290	PAG100	584948	9,67	8,56	1,98	0
R290	PAG100	582241	8,77	7,97	1,98	0
R290	PAG100	518960	6,41	4,975	1,98	0
R290	PAG100	519980	5,71	4,59	1,98	0
R290	PAG100	518428	4,83	4,046	1,98	0
R290	PAG100	653929	14,28	12,85	1,97	0
R290	PAG100	654046	13,53	12,44	1,98	0
R290	PAG100	654084	12,78	12,01	1,98	0
R290	PAG100	584984	10,48	9,05	1,97	0,62
R290	PAG100	582742	9,68	8,55	1,97	0,62
R290	PAG100	585612	9,06	8,27	1,97	0,62
R290	PAG100	519728	6,52	5,105	1,99	0,62
R290	PAG100	519455	5,64	4,589	1,98	0,62
R290	PAG100	519386	5,07	4,258	1,98	0,62
R290	PAG100	656349	14,5	13,07	1,97	0,62
R290	PAG100	652372	13,55	12,45	1,98	0,62
R290	PAG100	656032	13,28	12,38	1,97	0,62
R290	PAG100	649778	12,73	11,92	1,98	0,62
R290	PAG100	519429	6,61	5,164	1,97	1,29

R290	PAG100	518402	5,73	4,626	1,98	1,29
R290	PAG100	520223	5,11	4,323	1,98	1,29
R290	PAG100	584550	10,46	9,07	1,97	1,29
R290	PAG100	585169	9,86	8,74	1,98	1,29
R290	PAG100	582796	8,89	8,13	1,97	1,29
R290	PAG100	655670	14,57	13,13	1,97	1,29
R290	PAG100	653477	13,73	12,6	1,98	1,29
R290	PAG100	653148	12,91	12,13	1,98	1,29
R290	PAG100	585015	10,62	9,2	1,98	2,6
R290	PAG100	584451	9,83	8,74	1,97	2,6
R290	PAG100	584209	9,1	8,31	1,97	2,6
R290	PAG100	653898	14,51	13,09	1,97	2,6
R290	PAG100	655347	13,82	12,73	1,98	2,6
R290	PAG100	654592	13,12	12,32	1,98	2,6
R290	PAG100	518079	6,62	5,172	1,97	2,6
R290	PAG100	520687	5,98	4,861	1,97	2,6
R290	PAG100	518092	5,02	4,236	1,98	2,6
R290	PAG100	519239	6,83	5,395	1,98	4,637
R290	PAG100	519569	5,98	4,885	1,98	4,637
R290	PAG100	519721	5,26	4,46	1,98	4,637
R290	PAG100	585920	10,8	9,39	1,97	4,637
R290	PAG100	584746	9,9	8,83	1,97	4,637
R290	PAG100	583165	9,16	8,35	1,97	4,637
R290	PAG100	653562	14,69	13,25	1,98	4,637
R290	PAG100	655186	13,89	12,82	1,98	4,637
R290	PAG100	657406	13,29	12,51	1,98	4,637

Tabelle A.48.: Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel-/Ölgemischs R290 und PAG150 [180]

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R290	PAG100	520046	5,65	4,54	1,97	0
R290	PAG100	518744	5,18	4,24	1,98	0
R290	PAG100	518849	4,89	4,07	1,97	0
R290	PAG100	520087	5,83	4,64	1,97	0
R290	PAG100	519247	5,83	4,61	1,97	0
R290	PAG100	583588	9,53	8,41	1,97	0
R290	PAG100	654254	14,17	12,76	1,97	0

R290	PAG100	655173	13,59	12,46	1,97	0
R290	PAG100	654797	12,8	12,01	1,98	0
R290	PAG100	519292	6,45	5,01	1,97	0,4566
R290	PAG100	519181	5,87	4,67	1,98	0,4566
R290	PAG100	519904	5,68	4,58	1,97	0,4566
R290	PAG100	518975	5,25	4,31	1,97	0,4566
R290	PAG100	520361	4,99	4,2	1,98	0,4566
R290	PAG100	583407	8,88	8,08	1,98	0,4566
R290	PAG100	584229	10,32	8,91	1,98	0,4566
R290	PAG100	584923	9,63	8,53	1,97	0,4566
R290	PAG100	655029	14,27	12,88	1,98	0,4566
R290	PAG100	654042	13,58	12,46	1,98	0,4566
R290	PAG100	655393	12,91	12,12	1,98	0,4566
R290	PAG100	584411	10,39	8,99	1,97	0,9089
R290	PAG100	583902	10,35	8,95	1,97	0,9089
R290	PAG100	582760	9,57	8,47	1,98	0,9089
R290	PAG100	519786	5,77	4,65	1,98	0,9089
R290	PAG100	518133	4,9	4,1	1,98	0,9089
R290	PAG100	519637	6,52	5,09	1,97	0,9089
R290	PAG100	655129	14,38	12,96	1,97	0,9089
R290	PAG100	655364	13,64	12,55	1,98	0,9089
R290	PAG100	654189	12,88	12,09	1,98	0,9089
R290	PAG100	518504	6,5	5,09	1,97	1,971
R290	PAG100	518017	5,75	4,63	1,98	1,971
R290	PAG100	583188	10,47	9,04	1,97	1,971
R290	PAG100	584960	9,78	8,68	1,98	1,971
R290	PAG100	585039	9,02	8,24	1,98	1,971
R290	PAG100	655812	14,5	13,09	1,98	1,971
R290	PAG100	653883	13,68	12,57	1,97	1,971
R290	PAG100	653592	12,91	12,13	1,98	1,971
R290	PAG100	653573	14,63	13,2	1,97	3,942
R290	PAG100	654487	13,91	12,79	1,97	3,942
R290	PAG100	655399	13,2	12,38	1,97	3,942
R290	PAG100	583322	10,64	9,21	1,97	3,942
R290	PAG100	583293	9,87	8,75	1,97	3,942
R290	PAG100	584898	9,15	8,36	1,97	3,942
R290	PAG100	518917	6,81	5,37	1,97	3,942
R290	PAG100	519604	5,97	4,86	1,98	3,942
R290	PAG100	518765	5,13	4,33	1,98	3,942

A.13. Messdaten des GEWA K Rohres

Tabelle A.49.: Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel R134a mit dem GEWA K Rohr [179]

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R134a	-	374314	16,52	15,04	1,592	0
R134a	-	375800	14,9	13,74	1,595	0
R134a	-	375347	13,21	12,37	1,591	0
R134a	-	325967	12,93	11,45	1,59	0
R134a	-	326726	11,39	10,21	1,594	0
R134a	-	325515	9,27	8,466	1,591	0
R134a	-	429705	20,3	18,79	1,595	0
R134a	-	429437	18,57	17,4	1,592	0
R134a	-	428357	16,81	15,97	1,592	0

Tabelle A.50.: Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel R1234ze(E) mit dem GEWA K Rohr [179]

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R1234ze(E)	-	280011	16,95	15,47	1,59	0
R1234ze(E)	-	279492	15,23	14,08	1,59	0
R1234ze(E)	-	280288	13,7	12,86	1,59	0
R1234ze(E)	-	243087	13,45	11,97	1,59	0
R1234ze(E)	-	243062	11,9	10,72	1,59	0
R1234ze(E)	-	243039	9,89	9,063	1,59	0
R1234ze(E)	-	320983	20,57	19,08	1,59	0
R1234ze(E)	-	320741	18,98	17,81	1,59	0
R1234ze(E)	-	320983	20,57	19,08	1,59	0

Tabelle A.51.: Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel R290 mit dem GEWA K Rohr [179]

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
-------------	----	-----------	-------------------------------	-----------------------	-----------------------	---

R290	-	582994	16,19	14,71	1,59	0
R290	-	584063	14,77	13,58	1,59	0
R290	-	584073	13,03	12,18	1,59	0
R290	-	520164	12,88	11,37	1,59	0
R290	-	519234	10,97	9,814	1,59	0
R290	-	518962	9,23	8,392	1,59	0
R290	-	653770	19,82	18,34	1,59	0
R290	-	654119	18,27	17,11	1,59	0
R290	-	654639	16,62	15,79	1,59	0

Tabelle A.52.: Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel-/Ölgemischs R134a und SEZ100 mit dem GEWA K Rohr [179]

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R134a	SEZ100	375846	16,88	15,37	1,6	0
R134a	SEZ100	374478	14,9	13,74	1,6	0
R134a	SEZ100	373831	13,12	12,27	1,59	0
R134a	SEZ100	327019	13,25	11,73	1,59	0
R134a	SEZ100	325719	11,23	10,07	1,6	0
R134a	SEZ100	326316	9,43	8,607	1,59	0
R134a	SEZ100	427773	20,13	18,65	1,59	0
R134a	SEZ100	428345	18,58	17,42	1,59	0
R134a	SEZ100	428296	16,66	15,86	1,59	0
R134a	SEZ100	374835	16,73	15,22	1,6	0,48
R134a	SEZ100	374601	14,91	13,76	1,6	0,48
R134a	SEZ100	374670	13,21	12,37	1,59	0,48
R134a	SEZ100	326420	13,15	11,64	1,59	0,48
R134a	SEZ100	325763	11,25	10,08	1,59	0,48
R134a	SEZ100	326754	9,46	8,635	1,59	0,48
R134a	SEZ100	428847	20,26	18,77	1,6	0,48
R134a	SEZ100	428033	18,52	17,37	1,59	0,48
R134a	SEZ100	427739	16,69	15,88	1,6	0,48
R134a	SEZ100	374449	16,67	15,15	1,59	0,96
R134a	SEZ100	374476	14,94	13,76	1,59	0,96
R134a	SEZ100	375668	13,2	12,38	1,59	0,96
R134a	SEZ100	326467	13,14	11,63	1,6	0,96
R134a	SEZ100	327110	11,33	10,18	1,59	0,96
R134a	SEZ100	325717	9,44	8,61	1,6	0,96

R134a	SEZ100	427822	20,29	18,77	1,59	0,96
R134a	SEZ100	428495	18,62	17,45	1,59	0,96
R134a	SEZ100	428220	16,76	15,95	1,59	0,96
R134a	SEZ100	373924	16,55	15,06	1,589	2
R134a	SEZ100	375435	14,92	13,78	1,596	2
R134a	SEZ100	374705	13,42	12,56	1,595	2
R134a	SEZ100	326055	13,07	11,58	1,589	2
R134a	SEZ100	326792	11,22	10,09	1,597	2
R134a	SEZ100	325931	9,38	8,569	1,586	2
R134a	SEZ100	428389	20,26	18,77	1,589	2
R134a	SEZ100	428301	18,55	17,41	1,594	2
R134a	SEZ100	429626	17,09	16,25	1,598	2
R134a	SEZ100	374034	16,85	15,34	1,598	4,09
R134a	SEZ100	376010	15,2	14,04	1,592	4,09
R134a	SEZ100	374950	13,54	12,68	1,598	4,09
R134a	SEZ100	325704	13,36	11,87	1,588	4,09
R134a	SEZ100	326475	11,72	10,55	1,589	4,09
R134a	SEZ100	325659	9,67	8,857	1,594	4,09
R134a	SEZ100	427118	20,6	19,11	1,599	4,09
R134a	SEZ100	431085	19,22	18,04	1,597	4,09
R134a	SEZ100	429597	17,39	16,54	1,59	4,09

Tabelle A.53.: Experimentell ermittelte Daten des Kältemittel-/Ölgemischs R1234ze(E) und SEZ100 mit dem GEWA K Rohr [179]

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
R1234ze(E)	SEZ100	279949	17,17	15,68	1,593	0
R1234ze(E)	SEZ100	280059	15,53	14,36	1,591	0
R1234ze(E)	SEZ100	280497	13,83	13	1,593	0
R1234ze(E)	SEZ100	242825	13,58	12,1	1,59	0
R1234ze(E)	SEZ100	243802	12,14	10,96	1,596	0
R1234ze(E)	SEZ100	243502	10,2	9,365	1,593	0
R1234ze(E)	SEZ100	320339	20,62	19,13	1,59	0
R1234ze(E)	SEZ100	321386	19,2	18,02	1,59	0
R1234ze(E)	SEZ100	320193	17,17	16,36	1,59	0
R1234ze(E)	SEZ100	279397	16,94	15,46	1,59	0,51
R1234ze(E)	SEZ100	280452	15,6	14,41	1,59	0,51
R1234ze(E)	SEZ100	279725	13,73	12,89	1,59	0,51

R1234ze(E)	SEZ100	243450	13,55	12,07	1,59	0,51
R1234ze(E)	SEZ100	242921	11,88	10,7	1,59	0,51
R1234ze(E)	SEZ100	243792	10,11	9,276	1,59	0,51
R1234ze(E)	SEZ100	320064	20,55	19,07	1,59	0,51
R1234ze(E)	SEZ100	320918	18,98	17,84	1,6	0,51
R1234ze(E)	SEZ100	320839	17,39	16,55	1,59	0,51
R1234ze(E)	SEZ100	279543	17,03	15,55	1,6	0,99
R1234ze(E)	SEZ100	279725	15,35	14,2	1,6	0,99
R1234ze(E)	SEZ100	279982	13,7	12,87	1,59	0,99
R1234ze(E)	SEZ100	243319	13,67	12,16	1,59	0,99
R1234ze(E)	SEZ100	243661	11,98	10,8	1,59	0,99
R1234ze(E)	SEZ100	243730	9,99	9,17	1,59	0,99
R1234ze(E)	SEZ100	320411	20,74	19,24	1,59	0,99
R1234ze(E)	SEZ100	321259	19,17	18	1,59	0,99
R1234ze(E)	SEZ100	320594	17,27	16,45	1,6	0,99
R1234ze(E)	SEZ100	279958	17,21	15,73	1,595	2
R1234ze(E)	SEZ100	279734	15,51	14,35	1,594	2
R1234ze(E)	SEZ100	280259	13,95	13,1	1,592	2
R1234ze(E)	SEZ100	243130	13,62	12,15	1,596	2
R1234ze(E)	SEZ100	242956	12,01	10,83	1,595	2
R1234ze(E)	SEZ100	243720	10,21	9,376	1,594	2
R1234ze(E)	SEZ100	321024	21,01	19,5	1,594	2
R1234ze(E)	SEZ100	321152	19,35	18,17	1,595	2
R1234ze(E)	SEZ100	321196	17,46	16,65	1,594	2
R1234ze(E)	SEZ100	280175	17,71	16,22	1,594	4,06
R1234ze(E)	SEZ100	280054	16,02	14,84	1,593	4,06
R1234ze(E)	SEZ100	280094	14,2	13,36	1,594	4,06
R1234ze(E)	SEZ100	243040	14,07	12,58	1,592	4,06
R1234ze(E)	SEZ100	243354	12,48	11,3	1,593	4,06
R1234ze(E)	SEZ100	243714	10,62	9,769	1,592	4,06
R1234ze(E)	SEZ100	321151	21,45	19,94	1,593	4,06
R1234ze(E)	SEZ100	320666	19,69	18,52	1,59	4,06
R1234ze(E)	SEZ100	320887	17,83	17,01	1,592	4,06
R1234ze(E)	SEZ100	429597	17,39	16,54	1,59	4,09

Tabelle A.54.: Experimentell ermittelte Daten des Trainingssets zur Anpassung der Korrelation an das GEWA K Rohr [179]

Kältemittel	Öl	P	$\dot{m}_{\text{KM}}$	T_{W1}	T_{W2}	$\dot{V}_{\text{W}}$
-------------	----	-----	-----------------------	-----------------	-----------------	----------------------

		Pa	kg/s	°C	°C	m ³ /h
-	R290	653770	19,82	18,34	1,59	0
-	R290	520164	12,88	11,37	1,59	0
-	R290	654119	18,27	17,11	1,59	0
-	R290	519234	10,97	9,814	1,59	0
-	R290	584063	14,77	13,58	1,59	0
-	R290	584073	13,03	12,18	1,59	0
-	R290	654639	16,62	15,79	1,59	0
-	R134a	325515	9,27	8,466	1,591	0
-	R134a	428357	16,81	15,97	1,592	0
-	R134a	326726	11,39	10,21	1,594	0
-	R134a	374314	16,52	15,04	1,592	0
-	R134a	375347	13,21	12,37	1,591	0
-	R134a	429437	18,57	17,4	1,592	0
-	R1234ze(E)	243039	9,89	9,063	1,59	0
-	R1234ze(E)	280011	16,95	15,47	1,59	0
-	R1234ze(E)	279492	15,23	14,08	1,59	0
-	R1234ze(E)	320741	18,98	17,81	1,59	0
-	R1234ze(E)	320983	20,57	19,08	1,59	0
-	R1234ze(E)	320983	20,57	19,08	1,59	0
-	R1234ze(E)	243087	13,45	11,97	1,59	0
SEZ100	R134a	374478	14,9	13,74	1,6	0
SEZ100	R134a	375846	16,88	15,37	1,6	0
SEZ100	R134a	325719	11,23	10,07	1,6	0
SEZ100	R134a	373831	13,12	12,27	1,59	0
SEZ100	R134a	428296	16,66	15,86	1,59	0
SEZ100	R134a	427773	20,13	18,65	1,59	0
SEZ100	R134a	326316	9,43	8,607	1,59	0
SEZ100	R134a	427739	16,69	15,88	1,6	0,48
SEZ100	R134a	374601	14,91	13,76	1,6	0,48
SEZ100	R134a	428847	20,26	18,77	1,6	0,48
SEZ100	R134a	428033	18,52	17,37	1,59	0,48
SEZ100	R134a	325763	11,25	10,08	1,59	0,48
SEZ100	R134a	326420	13,15	11,64	1,59	0,48
SEZ100	R134a	326754	9,46	8,635	1,59	0,48
SEZ100	R134a	374449	16,67	15,15	1,59	0,96
SEZ100	R134a	375668	13,2	12,38	1,59	0,96
SEZ100	R134a	326467	13,14	11,63	1,6	0,96
SEZ100	R134a	327110	11,33	10,18	1,59	0,96
SEZ100	R134a	427822	20,29	18,77	1,59	0,96

SEZ100	R134a	373924	16,55	15,06	1,589	2
SEZ100	R134a	428389	20,26	18,77	1,589	2
SEZ100	R134a	428301	18,55	17,41	1,594	2
SEZ100	R134a	326792	11,22	10,09	1,597	2
SEZ100	R134a	326055	13,07	11,58	1,589	2
SEZ100	R134a	375435	14,92	13,78	1,596	2
SEZ100	R134a	429626	17,09	16,25	1,598	2
SEZ100	R134a	427118	20,6	19,11	1,599	4,09
SEZ100	R134a	374950	13,54	12,68	1,598	4,09
SEZ100	R134a	429597	17,39	16,54	1,59	4,09
SEZ100	R134a	325659	9,67	8,857	1,594	4,09
SEZ100	R134a	429597	17,39	16,54	1,59	4,09
SEZ100	R134a	374034	16,85	15,34	1,598	4,09
SEZ100	R134a	376010	15,2	14,04	1,592	4,09
SEZ100	R1234ze(E)	279949	17,17	15,68	1,593	0
SEZ100	R1234ze(E)	280497	13,83	13	1,593	0
SEZ100	R1234ze(E)	320193	17,17	16,36	1,59	0
SEZ100	R1234ze(E)	280059	15,53	14,36	1,591	0
SEZ100	R1234ze(E)	243502	10,2	9,365	1,593	0
SEZ100	R1234ze(E)	321386	19,2	18,02	1,59	0
SEZ100	R1234ze(E)	320339	20,62	19,13	1,59	0
SEZ100	R1234ze(E)	243802	12,14	10,96	1,596	0
SEZ100	R1234ze(E)	279397	16,94	15,46	1,59	0,48
SEZ100	R1234ze(E)	280452	15,6	14,41	1,59	0,48
SEZ100	R1234ze(E)	279725	13,73	12,89	1,59	0,48
SEZ100	R1234ze(E)	320918	18,98	17,84	1,6	0,48
SEZ100	R1234ze(E)	320064	20,55	19,07	1,59	0,48
SEZ100	R1234ze(E)	243450	13,55	12,07	1,59	0,48
SEZ100	R1234ze(E)	242921	11,88	10,7	1,59	0,48
SEZ100	R1234ze(E)	320839	17,39	16,55	1,59	0,48
SEZ100	R1234ze(E)	243792	10,11	9,276	1,59	0,48
SEZ100	R1234ze(E)	243730	9,99	9,17	1,59	0,98
SEZ100	R1234ze(E)	320411	20,74	19,24	1,59	0,98
SEZ100	R1234ze(E)	243319	13,67	12,16	1,59	0,98
SEZ100	R1234ze(E)	243661	11,98	10,8	1,59	0,98
SEZ100	R1234ze(E)	321259	19,17	18	1,59	0,98
SEZ100	R1234ze(E)	279982	13,7	12,87	1,59	0,98
SEZ100	R1234ze(E)	279725	15,35	14,2	1,6	0,98
SEZ100	R1234ze(E)	320594	17,27	16,45	1,6	0,98
SEZ100	R1234ze(E)	321152	19,35	18,17	1,595	2,04
SEZ100	R1234ze(E)	321196	17,46	16,65	1,594	2,04

SEZ100	R1234ze(E)	242956	12,01	10,83	1,595	2,04
SEZ100	R1234ze(E)	321024	21,01	19,5	1,594	2,04
SEZ100	R1234ze(E)	279958	17,21	15,73	1,595	2,04
SEZ100	R1234ze(E)	243130	13,62	12,15	1,596	2,04
SEZ100	R1234ze(E)	279734	15,51	14,35	1,594	2,04
SEZ100	R1234ze(E)	280259	13,95	13,1	1,592	2,04
SEZ100	R1234ze(E)	243040	14,07	12,58	1,592	4
SEZ100	R1234ze(E)	243714	10,62	9,769	1,592	4
SEZ100	R1234ze(E)	243354	12,48	11,3	1,593	4
SEZ100	R1234ze(E)	321151	21,45	19,94	1,593	4
SEZ100	R1234ze(E)	280175	17,71	16,22	1,594	4
SEZ100	R1234ze(E)	280054	16,02	14,84	1,593	4
SEZ100	R1234ze(E)	320666	19,69	18,52	1,59	4
SEZ100	R1234ze(E)	320887	17,83	17,01	1,592	4
SEZ100	R1234ze(E)	280094	14,2	13,36	1,594	4

Tabelle A.55.: Experimentell ermittelte Daten des Trainingssets zur Anpassung der Korrelation an das GEWA K Rohr [179]

Kältemittel	Öl	P Pa	$\dot{m}_{\text{KM}}$ kg/s	T_{W1} °C	T_{W2} °C	$\dot{V}_{\text{W}}$ m ³ /h
-	R290	518962	9,23	8,392	1,59	0
-	R290	582994	16,19	14,71	1,59	0
-	R134a	375800	14,9	13,74	1,595	0
-	R134a	429705	20,3	18,79	1,595	0
-	R134a	325967	12,93	11,45	1,59	0
-	R1234ze(E)	280288	13,7	12,86	1,59	0
-	R1234ze(E)	243062	11,9	10,72	1,59	0
SEZ100	R134a	327019	13,25	11,73	1,59	0
SEZ100	R134a	428345	18,58	17,42	1,59	0
SEZ100	R134a	374835	16,73	15,22	1,6	0,48
SEZ100	R134a	374670	13,21	12,37	1,59	0,48
SEZ100	R134a	325717	9,44	8,61	1,6	0,96
SEZ100	R134a	428220	16,76	15,95	1,59	0,96
SEZ100	R134a	428495	18,62	17,45	1,59	0,96
SEZ100	R134a	428220	16,76	15,95	1,59	0,96
SEZ100	R134a	374476	14,94	13,76	1,59	0,96
SEZ100	R134a	325931	9,38	8,569	1,586	2
SEZ100	R134a	374705	13,42	12,56	1,595	2

SEZ100	R134a	431085	19,22	18,04	1,597	4,09
SEZ100	R134a	325704	13,36	11,87	1,588	4,09
SEZ100	R134a	326475	11,72	10,55	1,589	4,09
SEZ100	R1234ze(E)	279949	17,17	15,68	1,593	0
SEZ100	R1234ze(E)	242825	13,58	12,1	1,59	0
SEZ100	R1234ze(E)	279543	17,03	15,55	1,6	0,98
SEZ100	R1234ze(E)	243720	10,21	9,376	1,594	2,04

B. Eigenständigkeitserklärung

Ich versichere hiermit wahrheitsgemäß, die vorliegende Dissertation selbstständig angefertigt, alle benutzten Hilfsmittel vollständig und genau angegeben und alles einzeln kenntlich gemacht zu haben, was aus Arbeiten anderer unverändert oder mit Abänderungen entnommen wurde.

Rottenburg, den

Unterschrift:

