

Koordinierter Schlussbericht zum Verbundforschungsvorhaben

EnOB: ImpactGas - Einfluss freier und gelöster Gase auf die Effizienz von Komponenten der Wärme- und Kälteversorgung

Akronym:	ImpactGas
Förderkennzeichen:	FKZ 03EN1001A-C
Laufzeit:	01.07.2019 bis 31.12.2022
Berichtszeitraum:	01.07.2019 bis 31.12.2022
Forschungspartner:	Technische Universität Dresden (TUDD) Institut für Energietechnik Professur Gebäudeenergietechnik und Wärmeversorgung (Koordinator) Fraunhofer Institut für Fertigungstechnik und Angewandte Materialforschung IFAM (IFAM-DD) Institutsteil Dresden Hochschule Zittau/Görlitz (HSZG) Fakultät Maschinenwesen Fachgebiet Technische Thermodynamik

Datum: 30.06.2023

Das Projekt wurde gefördert aus Mitteln
des Bundesministeriums für Wirtschaft und Klimaschutz.

Die Verantwortung für den Inhalt liegt bei den Autoren!

Gefördert durch:



aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	3
Danksagung	9
Bearbeiter und Autoren	10
Symbolverzeichnis	11
1 Einführung	18
1.1 Motivation und Zielsetzung	18
1.2 Struktur der Ergebnisdarstellung	20
2 Gasgehaltsanalytik	22
2.1 Etablierung eines neuen Gaschromatographen zur Gasgehaltsanalytik	22
2.1.1 Allgemeines	22
2.1.2 Technische Daten und Aufbau des neuen GC-Systems	22
2.1.3 Technische Daten der Probenahmeflaschen und Aufbau Probenahmetafel	24
2.1.4 Gasgehaltsbestimmung mittels Probenahme	27
2.1.5 Technische Daten der Sauerstoffsensoren	29
2.1.6 Prozeduren zur GC-Bestimmung der Stoffmengenanteile in der Gasphase	30
2.1.7 Kalibrierung des GC-Systems	32
2.1.8 Rechnerische Ermittlung des Gesamtgasgehaltes in der Flüssigkeit	35
2.1.9 Nachweis der Reproduzierbarkeit der Ergebnisse	36
2.2 Untersuchung der Gaslöslichkeit in Hydrauliköl	38
2.2.1 Ausgangspunkt	38
2.2.2 Durchführung	39
2.2.3 Probenahme in eine Unterdruckflasche	40
2.2.4 Ergebnisse	40
2.3 Löslichkeitskoeffizienten für Wasser-Glykol-Gemische nach [5]	42
2.4 Ermittlung von Löslichkeitsgrenzen in der Praxis	45
3 Stoff- und Transportkoeffizienten	48

3.1	Zielstellung	48
3.2	Aufbau und Funktionsweise des Versuchsstandes	48
3.2.1	Eingesetzte Messstrecken	51
3.3	Versuchsdurchführung und Versuchsparameter	52
3.4	Versuchsauswertung	53
3.5	Versuchsergebnisse	54
3.5.1	Funktionsnachweis bei reiner Flüssigkeitsströmung	54
3.5.2	Einfluss freier N ₂ -Volumenanteile auf den Druckverlust im geraden Rohr	55
3.5.3	Einfluss freier CO ₂ -Volumenanteile auf den Druckverlust im geraden Rohr	58
3.5.4	Weitere grundlegende Untersuchungen	58
3.6	Wärmeübergangsuntersuchungen einer gasbeladenen Strömung im geraden Heizrohr	63
3.6.1	Entwicklung und Aufbau der Messstrecke d. (Heizrohr)	63
3.6.2	Ermittlung von Stoff- und Transportkoeffizienten	69
3.6.3	Messungen an der beheizten Messstrecke bei horizontaler Anordnung	75
3.6.4	Messungen an der beheizten Messstrecke bei vertikaler Anordnung	76
3.7	Fazit	79
4	Test von Plattenwärmeübertragern (Wasser/Wasser) an der TU Dresden	81
4.1	Einleitung	81
4.2	Leistungsprüfung von Wärmeübertragern – Richtlinien/Normen	83
4.3	Versuchsanlage und Prüfkonzep	86
4.3.1	Aufbau des Komponententeststandes	86
4.3.2	Grundidee Komponententest	88
4.3.3	Teilsystem Prüfling	89
4.3.4	PWÜ-Prüflinge	93
4.3.5	Hauptinflussfaktoren	94
4.3.6	Begasungsapparatur	96
4.4	Versuchsplanung	98
4.4.1	Versuchsbezeichnung	98

4.4.2	Übersicht Versuche und Randbedingungen	98
4.4.3	Versuchsablauf	100
4.5	Methodik Versuchsauswertung	103
4.5.1	Bilanzgrenze, Bezeichnungen der Medienströme und Messpunkte	103
4.5.2	Stoffdaten	104
4.5.3	Bilanzierung der Gasmassenströme	106
4.5.4	Berechnungsgrundlage	110
4.5.5	Auswertung Prüffall in Bezug auf einen Referenzfall	115
4.6	Vorversuche zur Energiebilanzierung	119
4.7	Ergebnisse	120
4.7.1	Workflow Versuchsauswertung	120
4.7.2	Strömungsbild und Gasansammlung in Wärmeübertragerprüflingen	122
4.7.3	Wirkung auf den Druckverlust	124
4.7.4	Wirkung auf den Wärmedurchgang	128
4.7.5	Abgeleitete Wirkungen im System	131
4.8	Fazit	133
5	Komponententests an der Hochschule Zittau/Görlitz	135
5.1	Zielstellung	135
5.2	Untersuchte Testobjekte	135
5.3	Erweiterung der Versuchsanlage und Integration der Testobjekte	138
5.4	Versuchsdurchführung und Versuchsparameter	143
5.5	Versuchsauswertung und Ergebnisse	146
5.5.1	Methodik und Versuchsbezeichnungen	146
5.5.2	Versuchsergebnisse Testobjekt 1 (Lamellenrohr-Wärmeübertrager)	146
5.5.3	Versuchsergebnisse Testobjekt 2 (Lamellenrohr-Wärmeübertrager)	148
5.5.4	Ergänzende Thermografie-Aufnahmen bei Testobjekt 2	151
5.5.5	Versuchsergebnisse Testobjekt 3 (Lamellenrohr-Wärmeübertrager)	153
5.5.6	Ergänzende Thermografie-Aufnahmen bei Testobjekt 3	155
5.5.7	Versuchsergebnisse Testobjekt 4 (Rohrbündel-Wärmeübertrager)	156

5.6	Einfluss freier Gase auf den Volumenstrom der Förderpumpe	157
5.7	Zusammenfassung und Fazit	158
6	Test solarthermisches Kollektorfeld (Wasser-Glykol-Gemisch) an der TU Dresden	160
6.1	Einleitung	160
6.2	Leistungsprüfung von solartherm. Kollektoren – Richtlinien/Normen	161
6.3	Versuchsanlage und Prüfkonzept	162
6.3.1	Solarthermischer Kollektorprüfling	162
6.3.2	Versuchsstand	164
6.3.3	Haupteinflussfaktoren	167
6.4	Versuchsplanung	169
6.5	Methodik Versuchsauswertung	171
6.5.1	Bilanzgrenze, Bezeichnungen der Medienströme und Messpunkte	171
6.5.2	Stoffdaten	171
6.5.3	Berechnungsgrundlage	172
6.5.4	Auswertemethodik	174
6.6	Ergebnisse	176
6.6.1	Strömungsbild und Gasansammlung im Kollektorfeld	176
6.6.2	Wirkung auf den Druckverlust	178
6.6.3	Wirkung auf den thermischen Wirkungsgrad	182
6.6.4	Abgeleitete Wirkungen im System	185
6.7	Fazit und Ausblick	188
7	Gase in wärmetechnischen Kreisläufen mit Wasser und Wasser-Glykol-Gemischen	190
7.1	Gase in einer solarthermischen Anlage (Wasser-Propylenglykol-Gemisch)	190
7.1.1	Allgemeines	190
7.1.2	Versuchsstand und -ablauf	190
7.1.3	Ergebnisse	191
7.1.4	Fazit	195

7.2	Entgasung in einem Wasser-Propylenglykol-Gemisch (Tyfocor LS®)	196
7.3	Durchführung von Entgasertests in einem Wasser-Ethylenglykol-Kreislauf	197
7.3.1	Allgemeines	197
7.3.2	Testkreislauf	197
7.3.3	Versuchsablauf	198
7.3.4	Versuchsübersicht	199
7.3.5	Erfahrungen zur Begasung	200
7.3.6	Ergebnisse der durchgeführten Entgasertests	200
7.4	Durchführung von Entgasertests nach VDI 4708-2	206
7.4.1	Prüfaufbau 1 und 2 nach VDI 4708-2	206
7.4.2	Nachweis der Sauerstoffkonstanz am Laborprüfstand Entgasung/Diffusion	208
7.4.3	Durchführung des Entgasertests nach Prüfaufbau 1 am Laborprüfstand Entgasung/Diffusion	211
7.5	Entgasung von Wasserkreisläufen bei erhöhter Systemtemperatur	212
7.5.1	Allgemeines	212
7.5.2	Versuchsdurchführung	212
7.5.3	Grundlagen der Auswertung	214
7.5.4	Ergebnisse	215
7.5.5	Vergleich der Entgasertests	216
7.6	Untersuchung eines Kühlwasser-Kreislaufs	221
7.6.1	Problemstellung	221
7.6.2	Vorgehen	222
7.6.3	Ergebnisse	223
8	Zusammenfassung der wichtigsten Erkenntnisse	226
9	Literaturverzeichnis	231
A	Projektbegleitende Maßnahmen	234
A.1	Treffen intern	234
A.2	Projekttreffen mit dem Expertenkreis	234
A.3	Publikationen / Vorträge	235

B	Stoffwerte	236
B.1	HENRY-Diagramme für Wasser	237
B.2	HENRY-Diagramme für Wasser-Propylenglykol-Gemische	239
B.3	HENRY-Diagramme für Wasser-Ethylenglykol-Gemische	240
C	Komponententests	241
C.1	Test von Plattenwärmeübertragern (TUD-WÜ)	241
C.1.1	Schaltschema	242
C.1.2	Kalibrierung von Sensoren	243
C.1.3	Auslegungsrechnung der WÜ-Prüflinge	246
C.1.4	Versuchsplanung	247
C.1.5	Gasblasenkontrolle Prüfling	248
C.1.6	Berechnungsgrundlagen	249
C.1.7	Energiebilanz TUD-WÜ1	258
C.1.8	Aufsättigung mit Stickstoff	264
C.1.9	Ergebnisse – Druckverluste	266
C.1.10	Ergebnisse – Wärmedurchgang	271
C.2	Test solarthermisches Kollektorfeld (TUD-ST)	277
C.2.1	Versuchsplanung	277
C.2.2	Multipler Regressionsansatz für den Referenzfall – Wärmedurchgang	277
C.2.3	Ergebnisse – thermischer Wirkungsgrad	278

Danksagung

Das Verbundvorhaben

„EnOB: ImpactGas - Einfluss freier und gelöster Gase auf die Effizienz von Komponenten der Wärme- und Kälteversorgung“

wurde zu nahezu 100 % vom Bundesministerium für Wirtschaft und Klimaschutz auf Grund eines Beschlusses des deutschen Bundestages gefördert und in allen Projektphasen vom Projektträger Jülich PTJ – hier sei insbesondere Frau Katja Rieß hervorgehoben – begleitet. Es wäre jedoch ohne das Engagement des Expertenkreises nicht möglich gewesen, den mit dem vorgelegten koordinierten Schlussbericht dokumentierten Erkenntnisfortschritt zu erreichen. Stellvertretend seien folgende Akteure in alphabetischer Reihenfolge der Firmennamen genannt:

- AEL Apparatebau GmbH Leisnig, vertreten durch Herrn Detlef Seime
- AGFW e.V. Frankfurt, vertreten durch den Projektkreis Wasserchemie Frau Eva Graß und Frau Ulrike Wagner
- Fachhochschule Nordwestschweiz, vertreten durch Prof. Ralph Eismann
- Geothermie Neubrandenburg GmbH, vertreten durch Herrn Hannes Junker
- IMI Hydronic Engineering Switzerland AG, vertreten durch Herrn Christian Thesing
- WätaS Wärmetauscher Sachsen GmbH, vertreten durch Herrn Volker Schubert
- WILO SE Dortmund, vertreten durch Herrn Stephan Schmied

Ganz besonderer Dank gilt Herrn Christian Thesing, der das Gesamtteam in Fragen Entgasung von Wasserkreisläufen beraten hat und die Untersuchungen zur Entgasung von Wasser-Ethylenglykol-Kreisläufen mit seinem Expertenwissen unterstützte. Bedanken möchte sich das Verbundprojektteam für die kostenfreie Beistellung von Komponenten für die Tests bzw. die Versuchsstände bei der AEL Apparatebau GmbH, IMI Hydronic Engineering Switzerland AG, WätaS Wärmetauscher Sachsen GmbH und WILO SE Dortmund. Es ist dies auch der richtige Moment, den Kollegen der TU Dresden Jan Löser, Stefan Hoppe, Jörg Niese, Thomas Unger und Philipp Kobert Dank zu sagen, ohne deren Expertise bei der Detailplanung und Umsetzung der Versuchsanlagen diese wissenschaftlichen Ergebnisse nicht vorgelegt werden könnten. Dank der überaus konstruktiven Zusammenarbeit aller Partner kann mit dem vorliegenden Bericht positive Bilanz gezogen und ein Ausblick für weiterführende Arbeiten gegeben werden.

Dresden und Zittau, Juni 2023

Im Namen des gesamten Verbundprojektteams

Dr.-Ing. Karin Rühling

Bearbeiter und Autoren

An der Erarbeitung der Projektergebnisse waren beteiligt:

TUDD	Martin Heymann, Franziska Koch, Karin Rühling, Felix Panitz, Philipp Kobert, Jörg Niese
HSZG	Sven Synowzik, Christine Borowski, Thomas Grabowsky, Christoph Ebermann, Jens Meinert
IFAM-DD	Ulf Sénéchal, André Schlott, Michael Lehmann

Die bearbeitende Institution sowie die verantwortlichen Autoren der Kapitel sind in der folgenden Tabelle aufgeführt.

Tabelle 1 Übersicht Autoren ImpactGas

Institution	Kapitel-Nr.	Autoren
Institutions- übergreifend	Kapitel 1, Kapitel 8, Kapitel 9, Anhang A	K. Rühling et al.
TUDD	Kapitel 2, Kapitel 7, Anhang C.1.8	F. Koch
	Abschnitt 2.4 ^a Kapitel 4 ^a Kapitel 6 ^a Anhang B ^a und C ^a	M. Heymann
	Abschnitt 2.3	F. Panitz, K. Rühling
IFAM	Kapitel 3	U. Sénéchal A. Schlott
HSZG	Kapitel 3, Kapitel 5	S. Synowzik J. Meinert

^a Hinweis: Teile des Kapitels basieren auch mit wörtlicher Rede auf der Dissertationsschrift von M. Heymann

Symbolverzeichnis

Begriffe

- Auf den Referenzfall bezogene Größen, wie beispielsweise $\Delta p/\Delta p_{RF}$ werden im folgenden Referenzfall-bezogen oder kurz bezogen benannt.

Formelzeichen

Besonderheiten:

- Werden Stoffdaten ρ , η oder vom Gasanteil abhängige Mess- und Berechnungsgrößen ε , \dot{V} , w , ζ , Re , \dot{Q} , k , NTU ohne Index angegeben, dann sind die Effektivwerte gemeint. (Beispiel: $\varepsilon = \varepsilon_{\text{eff}} = \dot{V}_G/(\dot{V}_G + \dot{V}_W)$)

Symbol	Bezeichnung	Einheit (Beispiel)
A	Fläche	m^2
c	Strömungsgeschwindigkeit	m/s
c_p	spezifische isobare Wärmekapazität	$\text{J}/(\text{kg K})$
d	Durchmesser	m
f	Faktor	-
Δf	relativer Bilanzfehler	-
h	spezifische Enthalpie	J/kg
L, B, s	Länge, Breite, Dicke	m
m	Masse	kg
\dot{m}	Massestrom	kg/s
k	Wärmedurchgangskoeffizient	$\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$
N	Anzahl	-
NTU	Number of Transfer Units	-
Nu	Nußelt-Zahl	-
p	Druck	bar
\bar{R}	universelle Gaskonstante	$\text{J}/(\text{mol} \cdot \text{K})$
Re	Reynolds-Zahl	-
Q	Wärmemenge	J, Wh
\dot{Q}	Wärmestrom, Wärmeleistung	W
ϑ	Temperatur	$^{\circ}\text{C}$

Symbol	Bezeichnung	Einheit (Beispiel)
T	Temperatur	K
V	Volumen	m^3
\dot{V}	Volumenstrom	m^3/h
\dot{x}	Gasgehalt, Gasmasseanteil	-
y_i	Stoffmengenanteil des Gases i in der Gasphase	-
Δ	Differenz	
ΔT_m	mittlere logarithmische Temperaturdifferenz	K
α	Wärmeübergangskoeffizient	$W/(m^2 \cdot K)$
ε	effektiver Volumenstromanteil freier Gase	-
η	dynamische Viskosität	$Pa \cdot s$
λ	Wärmeleitfähigkeit	$W/(m \cdot K)$
λ	Rohrreibungsbeiwert	-
$\lambda_{i,\infty}$	technischer Löslichkeitskoeffizient für das Gas i	$Ncm^3/(g \cdot bar)$
ξ	Masseanteil	-
ρ	Dichte	kg/m^3
ζ	Druckverlustbeiwert	-
Φ	Betriebscharakteristik	-

Indizes

Index	Bezeichnung
0	Leer-(Volumen/Masse etc.)
1	Eintritt des Heiz-/Kühlmediums
2	Austritt des Heiz-/Kühlmediums
Ausl	Auslegungswert
CO ₂	Kohlenstoffdioxid
EG	Wasser-Ethylenglykol-Gemisch
eff	effektiv
G	reine trockene Gasströmung (Gas), Gas/Gasphase

Index	Bezeichnung
ges	gesamt
hom	effektiv mit der Annahme einer homogenen Verteilung der freien Gase
H	Heizmedium im Wärmeübertrager
K	Kühlmedium im Wärmeübertrager
L	Luft
LM	Lösungsmittel/Wärmeträgermedium allgemein
<i>LM = EG</i>	<i>Wasser-Ethylenglykol-Gemisch</i>
<i>LM = PG</i>	<i>Wasser-Propylenglykol-Gemisch</i>
<i>LM = W</i>	<i>Wasser</i>
m	Mittel/mittlere
max	maximal
Mess	Messung
min	minimal
Modell	Modell
N	Normzustand
N ₂	Stickstoff
O ₂	Sauerstoff
PG	Wasser-Propylenglykol-Gemisch
P	Probe
P	Prüfling
q	Querschnitt
U	Umgebungsbedingung (Druck, Temperatur)
W	flüssige Phase Wärmeträgermedium (Wasser oder Wasser-Ethylenglykol-Gemisch bzw. Wasser-Propylenglykol-Gemisch)
(P)WÜ	(Platten-)Wärmeübertrager, Wärmeübertragung
<i>i</i>	Laufvariable Gas (O ₂ , N ₂ , CO ₂ , ...)

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Bedeutung
AP	Arbeitspaket
GB	Gasblasen
GBK	Gasblasenkontrolle
GC	Gaschromatograph
LPS E/D	Laborprüfstand Entgasung/Diffusion
MID	magnetisch-induktiver Durchflussmesser
MRE	Mean Relative Error
PF	Prüffall (Betriebszustand mit Gas auf PK-Seite)
PK	Prüfkreis ImpactGas
PWÜ bzw. WÜ	Plattenwärmeübertrager
RF	Referenzfall (gasfreier Betriebszustand)
RK	Referenzkreis
SV	Sicherheitsventil
TUD	Technische Universität Dresden
TUD-STA	Teststand der TU Dresden für Solarthermieranlagen-Komponenten
TUD-WÜ	Komponententeststand der TU Dresden für Plattenwärmeübertrager
V	Ventil

Kapitelspezifisches Symbolverzeichnis

Kapitel 2

Formelzeichen

Symbol	Bezeichnung	Einheit (Beispiel)
$m_{i,G}$	Masse des Gases i in der Gasphase	mg
$m_{i,LM}$	Masse des im Lösungsmittel gelösten Gases i	mg
p_i	Partialdruck des Gases i	bar
$p_{P,0}$	Druck in der Probeflasche vor Druckausgleich	bar
$p_{P,1}$	Druck in der Probeflasche nach Druckausgleich	bar
$p_{S,W}$	Sättigungsdampfdruck der Flüssigphase des Wärmeträgers	bar
$v_{N,i}$	Molares Normvolumen des Gases i	l/mol
$y_{i,G}$	Stoffmengenanteil des Gases i in der Gasphase	-
$\lambda_{i,LM}$	Löslichkeitskoeffizient des Gases i im Lösungsmittel LM	Ncm ³ /(g · bar)
ξ_i	Masseanteil des Gases i	mg _{<i>i</i>} /kg _{LM}
$\rho_{i,N}$	Dichtes des Gases i im Normzustand	kg/Nm ³

Kapitel 4

Formelzeichen

Symbol	Bezeichnung	Einheit (Beispiel)
$\hat{a}_{PWÜ}$	PWÜ, Amplitude des Wellenmusters	m
$\Lambda_{PWÜ}$	PWÜ, Wellenlänge des Wellenmusters	m
$\Phi_{PWÜ}$	PWÜ, Flächenvergrößerungsfaktor	-
$\Delta p / \Delta p_{RF}$	Referenzfall-bezogener Druckverlust	%
k / k_{RF}	Referenzfall-bezogener Wärmedurchgang	%
\dot{Q} / \dot{Q}_{RF}	Referenzfall-bezogene Wärmeleistung	%

Messstellenbezeichnungen TU Dresden, TUD-WÜ1

Abkürzung	Bedeutung
BF/F	Volumenstrom
BP/P	Druck
BT/T	Temperatur
Erste Ziffernstelle	
0	Laborprüfstand Entgasung/Diffusion
1	Prüfkreis ImpactGas
2	Prüfkreis ImpactGas, Prüfling
3	Referenzkreis
4	Begasung
5	Befüllen/Entlüften/Entgasen
6	Probenahme
7	Wärmequelle/-senke, Laborprüfstand Entgasung/Diffusion
9	Druckhaltung/Gasblasenkontrolle

Kapitel 6

Formelzeichen

Symbol	Bezeichnung	Einheit (Beispiel)
A_{Koll}	Kollektorbruttofläche	m^2
\dot{G}	Mittlere Einstrahlung auf das Kollektorfeld	W/m^2
\dot{Q}	Nutzwärmestrom	kW
η_{th}	Thermischer Wirkungsgrad	%
$\Delta T_{\text{ü}}$	Kollektorübertemperatur	K
$\Delta p/\Delta p_{\text{RF}}$	Referenzfall-bezogener Druckverlust	%
η/η_{RF}	Referenzfall-bezogener Wärmedurchgang	%

Messstellenbezeichnungen TU Dresden, TUD-WÜ1

Abkürzung	Bedeutung
BF/F	Volumenstrom
BP/P	Druck
BT/T	Temperatur
Erste Ziffernstelle	
0	Laborprüfstand Entgasung/Diffusion
1	Prüfkreis ImpactGas
2	Prüfkreis ImpactGas, Prüfling
3	Referenzkreis
4	Begasung
5	Befüllen/Entlüften/Entgasen
6	Probenahme
7	Wärmequelle/-senke, Laborprüfstand Entgasung/Diffusion
9	Druckhaltung/Gasblasenkontrolle

1 Einführung

1.1 Motivation und Zielsetzung

Der auslegungsgemäße Einsatz von Anlagen der Wärme- und Kältebereitstellung sowohl im Bestand als auch bei Neuinstallationen ist entscheidend für eine kosten- und energieeffiziente Deckung des Bedarfs an Wärme und Kälte. Diese Anlagen enthalten Flüssigkeitskreisläufe mit Wärmeträgern, welche den thermischen Energietransport gewährleisten. Gelöste bzw. freie Gase in den verwendeten Wärmeträgerflüssigkeiten (z. B. durch eingeschlossene Umgebungsluft und Diffusionsvorgänge durch Kunststoffbauteile) können die Effizienz der Wärmeübertragung verringern. Auch die hydraulische Funktionalität dieser Systeme sowie Mess- und Regelfunktionen können infolge unterschiedlicher Effekte gestört und im Extremfall ganz unterbunden werden. Die Minimierung der durch eingeschlossene Gase indizierten Effekte verspricht ein enormes Potenzial zur Erhöhung der Anlageneffizienz, der Verringerung des Aufwandes für Wartung und Instandhaltung sowie zur Erhöhung der Anlagenverfügbarkeit von der ersten Betriebsstunde an!

In der Praxis sind diese Probleme in Solarthermie- sowie Heizungsanlagen wohlbekannt und dokumentiert. Aber auch in Kälteanlagen, Rückkühlsystemen und Geothermieanlagen ist damit zu rechnen bzw. sind den Autoren Beispiele bekannt.

Relevante Gase sind dabei Sauerstoff O_2 und Stickstoff N_2 sowie zunehmend Kohlenstoffdioxid CO_2 (diffusionsoffene Wärmequellenanlagen von Erdwärmesonden) und Methan CH_4 (in Niedertemperatursystemen als Produkt biologischer Prozesse). Die Wirkungen auf Strömungsverhältnisse und Wärmeübergang in den Hauptkomponenten der genannten energietechnischen Systeme und die damit verbundenen Effizienzeinflüsse sind bisher nicht quantifizierbar und sollen daher im Vorhaben untersucht werden.

Eine Anlage, die sich auch in der Praxis entsprechend der Auslegungsparameter verhält, kann die Versorgungsaufgabe bei vorausgerechneten Werten für Primärenergieeinsatz und Treibhausgasemissionen zuverlässig und damit kostenoptimal erfüllen. Ab einer bestimmten Menge an Gasen in einem Wärmetechnischen System ist dies oft nicht mehr gegeben.

Zurzeit ist der Trend erkennbar, dass Anlagen sicherheitshalber mit fest installierten Entgasern ausgestattet werden. Ob dieser zusätzliche Investitions- und Wartungsaufwand sowie der entstehende zusätzliche Hilfsenergiebedarf gerechtfertigt sind, kann aktuell schwer quantifiziert werden. Hier sollen die Untersuchungsergebnisse Antworten für ausgewählte Komponenten und Systeme liefern.

Experimente im praxisnahen Labor- und Technikumsmaßstab sind Basis der umfassenden Betrachtung des Einflusses von freien und gelösten Gasen in flüssigen Wärmeträgern auf die

Effizienz wärmetechnischer Komponenten im Einzelnen und deren Zusammenspiel in wärme- und kältetechnischen Systemen.

Folgende zwei Beispiele sollen die Arbeitshypothesen veranschaulichen:

Beispiel 1: Luft einschüsse (v. a. O_2 und N_2) können an Wärmeübertragerflächen der Rückkühlsysteme von Kälteanlagen sowohl zu O_2 -bedingter Korrosion führen als auch die Effizienz durch die Wirkung von Gasblasen und Gaspolstern (Inertgas N_2) an den Wärmeübertragerflächen signifikant vermindern. Das führt zu deutlich erhöhtem Primärenergiebedarf.

Beispiel 2: Der Hilfsenergieeinsatz für Pumpen beliebiger thermohydraulischer Kreise steigt, wenn sich freie Gasblasen im System befinden. Hier sind vor allem N_2 und CO_2 relevant.

Folgerichtig sind für die ingenieurtechnische Praxis u. a. folgende Fragen hinsichtlich der Wirkung zunehmender Anteile gelöster und vor allem freier Gase in Flüssigkeitskreisläufen zu beantworten:

1. Welche technischen Löslichkeitsgrenzen bezüglich der Hauptgase Stickstoff und Sauerstoff haben Wasser-Glykol-Gemische?
2. Verändern sich die Stoff- und Transportkoeffizienten und damit strömungsmechanische und thermodynamische Kenngrößen?
3. Verändert sich der Druckverlust einer wärmetechnischen Komponente?
4. Wird die Effizienz der Wärmeübertragung beeinflusst?
5. Unter welchen Bedingungen ist eine effiziente Entgasung der Flüssigkeitskreisläufe möglich?

1.2 Struktur der Ergebnisdarstellung

Grundsätzlich folgte die Bearbeitung des Verbundprojektes ImpactGas der Struktur der Arbeitspakete aus der Vorhabenbeschreibung (s. a. Abbildung 1.1).

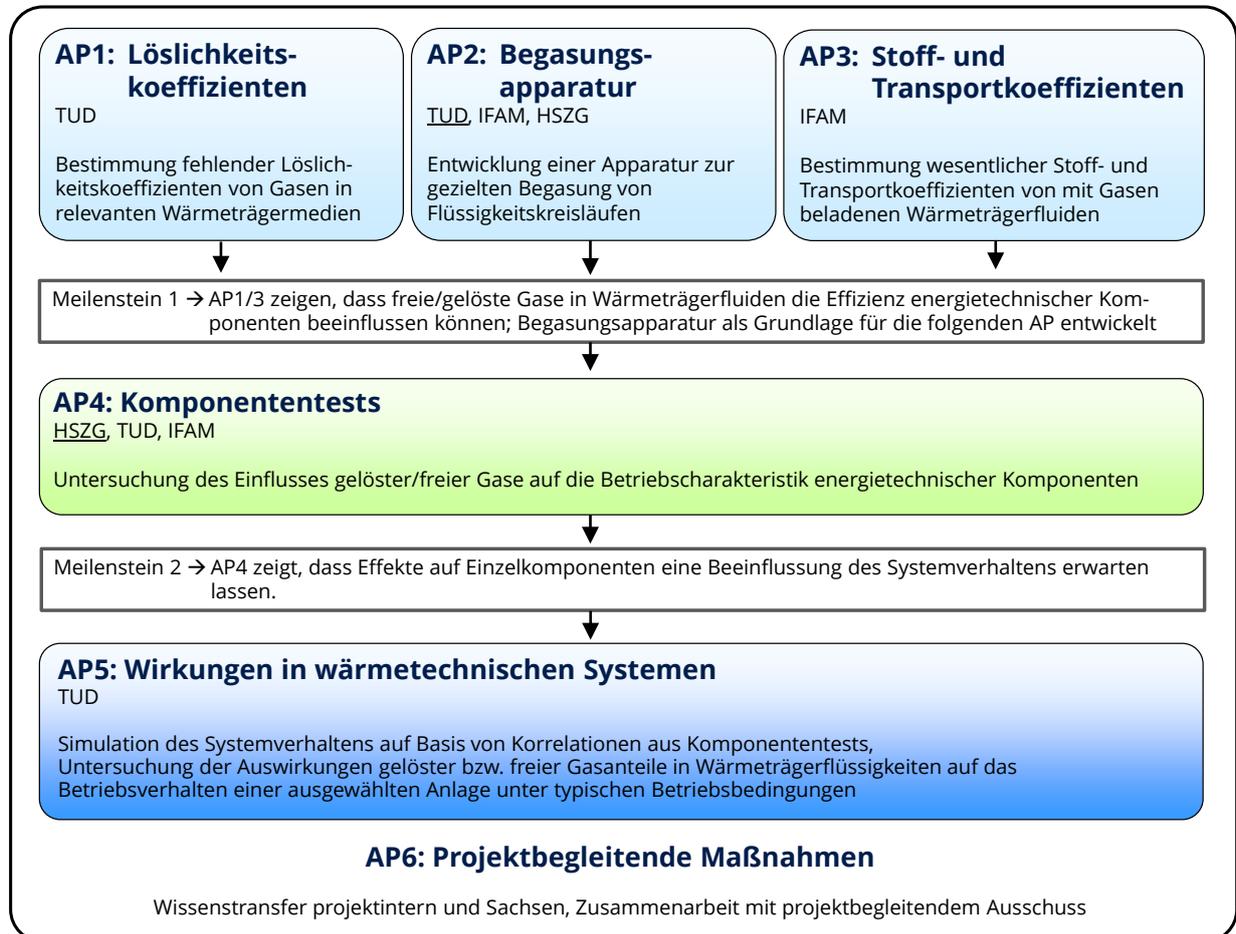


Abbildung 1.1: Hauptinhalte, Verantwortlichkeiten, Meilensteine und strukturelle Verknüpfung der Arbeitspakete

Es erwies sich im Sinne der Vermittlung der Erkenntnisse für die ingenieurtechnische Praxis nicht als sinnvoll, den Bericht streng nach der Struktur der Arbeitspakete zu verfassen. Die Übersicht in Abbildung 2 soll aufzeigen, in welchem Kapitel des hier vor gelegten koordinierten Schlussberichtes die Ergebnisse der Arbeitspakete eingeflossen sind.

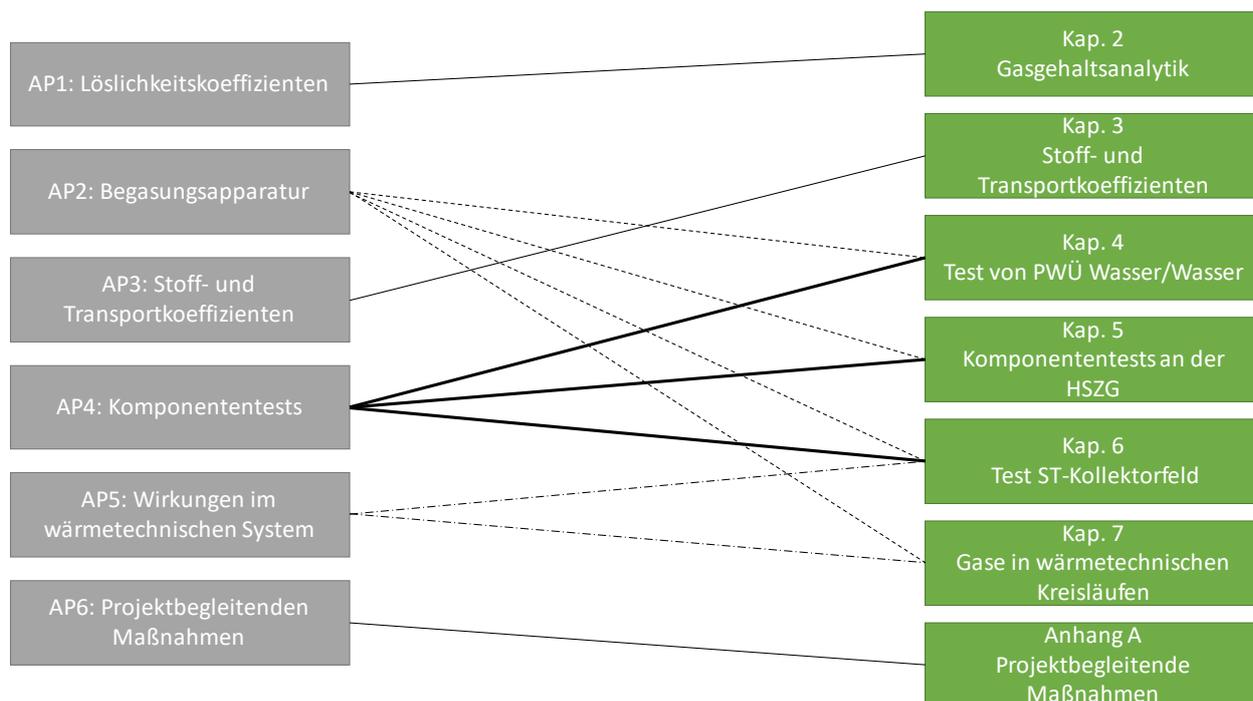


Abbildung 2 Verknüpfung von Arbeitspaketstruktur und Kapiteln des koordinierten Schlussberichtes ImpactGas

Das Kapitel 2 geht dabei weit über die reine Darstellung zu den Löslichkeitskoeffizienten hinaus. Vielmehr wird eine Übersicht zu den im Projekt etablierten Methoden der Bestimmung von Gasgehalten in Flüssigkeiten gegeben und deren Validität in der versuchstechnischen Praxis dargestellt.

Die in Vorgängerprojekten an der TU Dresden entwickelten Begasungsapparaturen wurden in unterschiedlicher Ausprägung an die jeweiligen Versuchsanlagen angepasst und sind in Grundaufbau und Wirkprinzip (Herstellung definierter Anteile gelöster Gase, Erreichen einer technischen Löslichkeitsgrenze, gezielte Aufprägung freier Gasanteile) Bestandteil der Kapitel 4 bis 7. Ebenda werden als Kernpunkt des Projektes die umfangreichen Versuchsreihen zu den Komponententests – jeweils beginnend mit Erfassung des Referenzzustandes sowie den Prüfscenarien mit zunehmenden Anteilen freier Gase - hinsichtlich Versuchsrandbedingungen, Versuchsdurchführung und abgeleiteten Erkenntnissen dokumentiert. Wirkungen im System werden am Beispiel von zwei realitätsnahen Anlagen (Solarthermieanlage, Erdwärmesondenkreislauf) herausgearbeitet.

Die Bestimmung der Stoff- und Transportkoeffizienten in Kapitel 3 konnte unter Nutzung von simulationsbasierten Methoden und Experimenten im Labormaßstab erfolgen.

2 Gasgehaltsanalytik

2.1 Etablierung eines neuen Gaschromatographen zur Gasgehaltsanalytik

2.1.1 Allgemeines

Um die Wirkungen von Atmosphärengasen auf wärmetechnische Komponenten und Systeme nachzuweisen, braucht es eine Methode, mit der der Gasgehalt im Anlagenmedium bestimmt werden kann. Dazu wurde an der TU Dresden die Gasgehaltsbestimmung mittels Probenahme und gaschromatographischer Auswertung entwickelt [1]. Bisher stand für diese Untersuchungen ein Gaschromatograph (GC) aus den 1980er Jahren zur Verfügung, der nur die Gase Sauerstoff, Stickstoff und Methan nachweisen kann. Außerdem ist dieser quasi nicht automatisiert, sodass die Bedienung höchste Aufmerksamkeit und Präzision erfordert. Aus diesem Grund wurde im Rahmen des Projektes ein neues Gaschromatographie-System beschafft, welches einerseits ein größeres Spektrum an analysierbaren Gasen aufweist und andererseits automatisierte Ventile besitzt, die die Arbeit mit dem System stark vereinfachen.

2.1.2 Technische Daten und Aufbau des neuen GC-Systems

In Tabelle 2 sind die wichtigsten technischen Daten des neuen GC-Systems aufgeführt. Das GC-System ermöglicht es, den Masseanteil bestimmter Gase in der Gasphase gezielt entnommener Flüssigkeitsproben bzw. in reinen Gasproben zu ermitteln.

Tabelle 2 Technische Daten des GC-Systems

Hersteller	Teckso (Gaschromatograph: Agilent)
Trägergas	Helium
Trennsäulen	Hayesep Q, Hayesep QQ, Molsieb 5 Å
Analysegase	H ₂ , O ₂ /Ar, N ₂ , CO ₂ , CH ₄ , CO
Messzeit	4,7 – 8,8 min
Detektor	Wärmeleitfähigkeitsdetektor
Volumen der Dosierschleife	200 µl

In Abbildung 3 ist der Aufbau des GC-Systems dargestellt sowie in Abbildung 4 ein Foto dessen. Zum GC-System gehört der Gaschromatograph selbst, mit dem die Bestimmung der Stoffmengenanteile erfolgt. Außerdem besitzt das System zwei Vakuumpumpen sowie einen Hinterdruckregler mit einem Heliumanschluss. Diese ermöglichen das Evakuieren und Spülen der Probeflasche und der Leitungen im Zuge der Konditionierung.

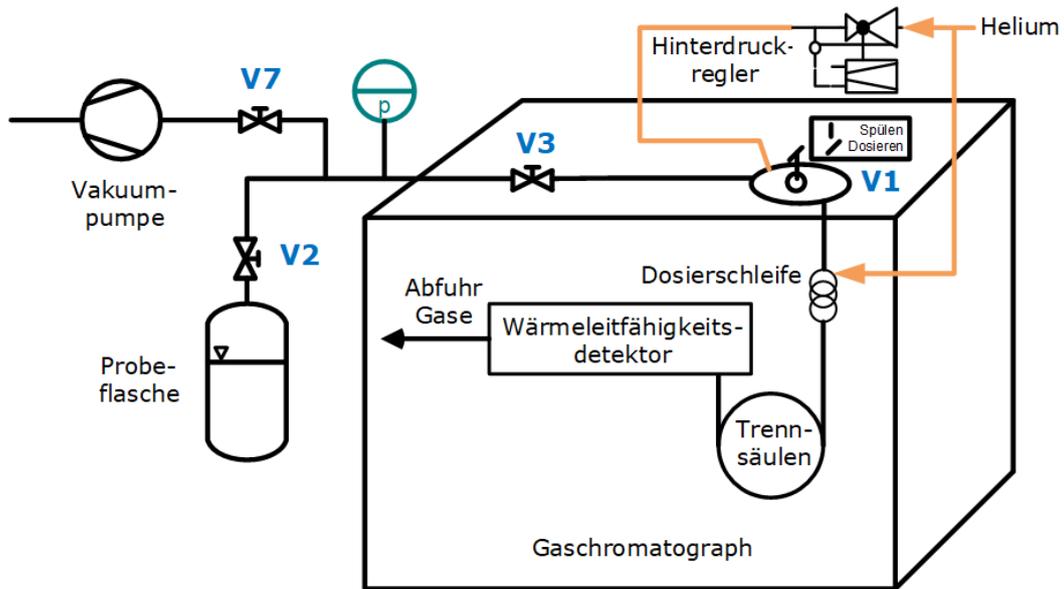


Abbildung 3 Vereinfachter Aufbau des neuen GC-Systems mit den für die Realisierung der Workflows relevanten Ventilen V (V1 pneumatisch, V3 und V7 elektrisch, V2 manuell)

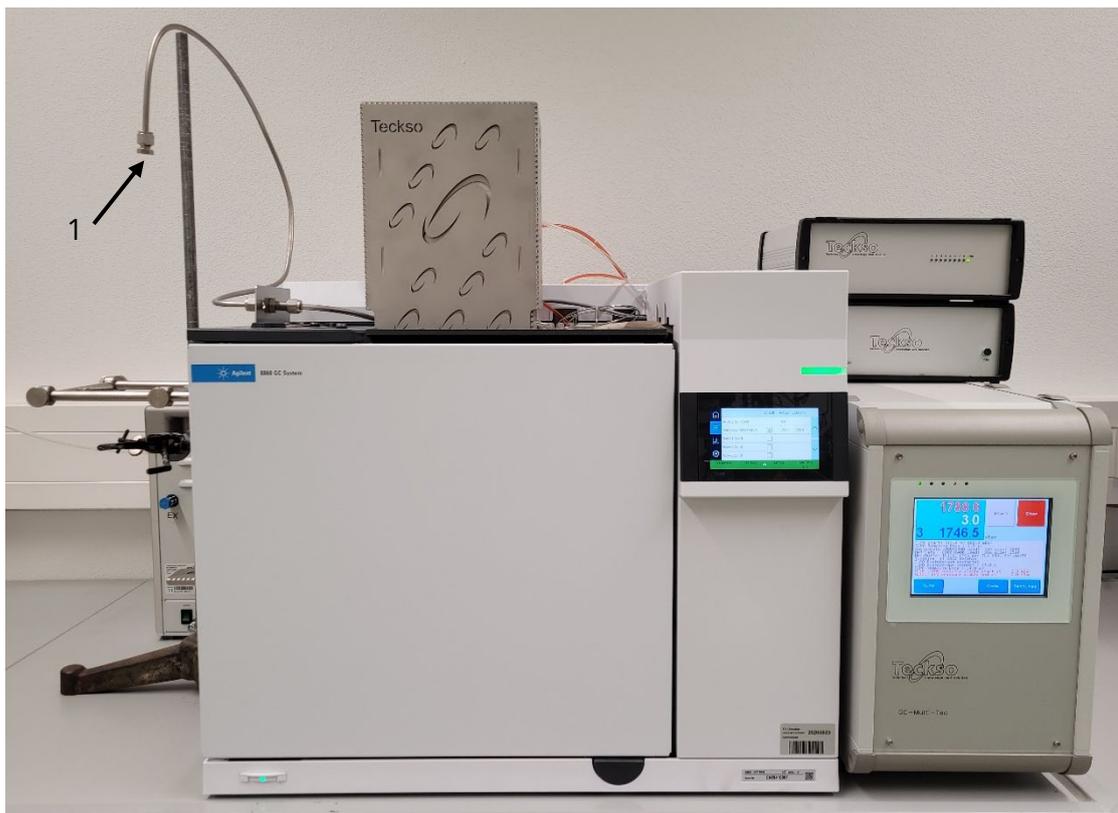


Abbildung 4 Foto des neuen GC-Systems (1: 6 mm-Swagelok-Verschraubung zum Anschluss der Probenahme flasche)

2.1.3 Technische Daten der Probenahme flaschen und Aufbau Probenahmetafel

Für die Probenahme in Flüssigkeitskreisläufen ist eine Probenahmetafel als Verbindungsstück zwischen Anlage und Probenahme flasche notwendig. Der Aufbau dieser ist in Abbildung 5 für die mobile Probenahmetafel, die nur einseitig angeschlossen ist und für die Probenahmetafel im Laborprüfstand Entgasung/Diffusion, die beidseitig angeschlossen ist, dargestellt. In Abbildung 6 ist des Weiteren ein Foto der mobilen Probenahmetafel zu finden.

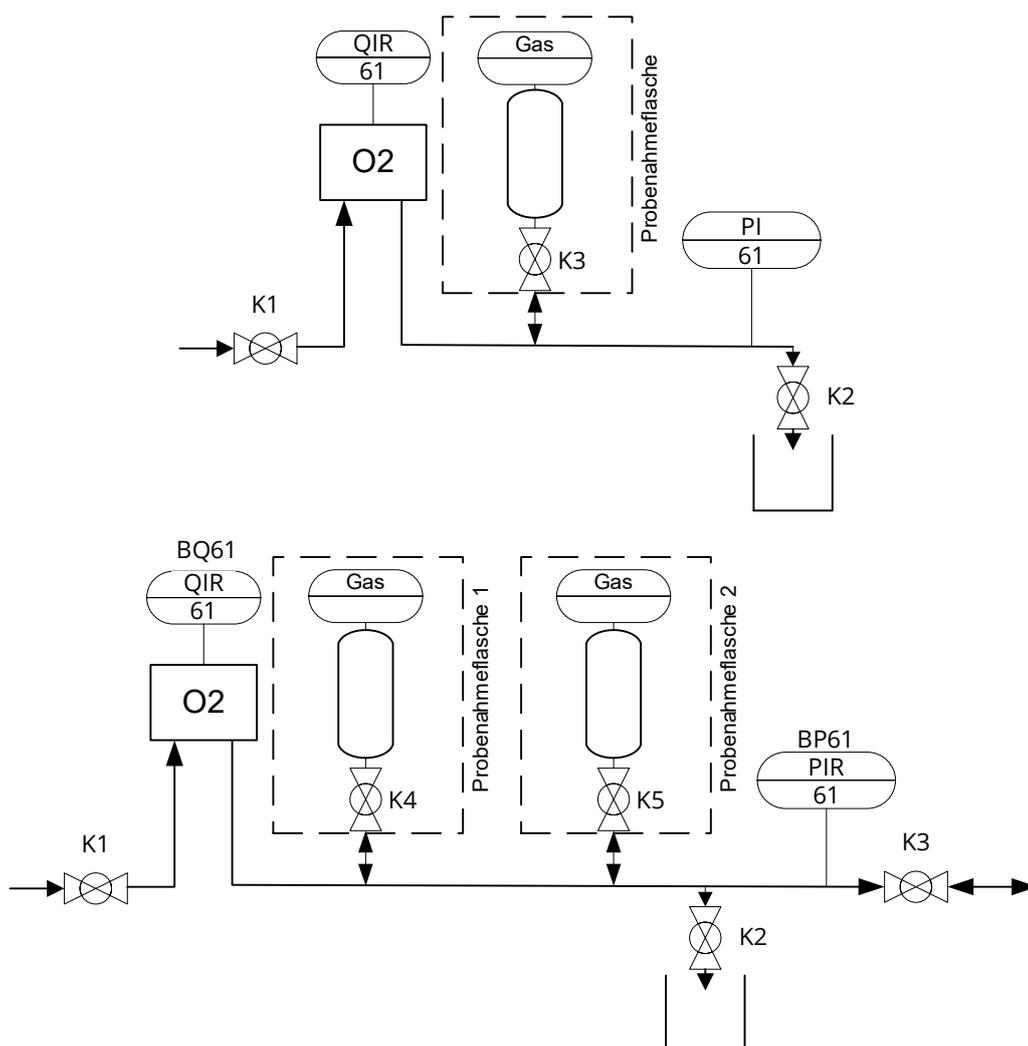


Abbildung 5 Probenahmetafel: mobile Probenahmetafel (einseitig angeschlossen mit einer Probenahme flasche, oben), in den Laborprüfstand Entgasung/Diffusion integriert (beidseitig angeschlossen mit zwei Probenahme flaschen, unten)

Die mobile Probenahmetafel besteht aus folgenden Komponenten, wobei diese in Strömungsrichtung aufgeführt sind:

1. Kugelhahn (K1): Absperren der Probenahmetafel
2. Sauerstoffsensor (QIR 61): dieser dient dazu, den stationären Zustand festzustellen.
3. Anschluss der Probenahme flasche (an K3 der Probenahme flasche)

4. Drucksensor (PI 61): dieser wird zum Befüllen der Flasche auf die gewünschte Füllmenge benötigt.
5. Abgang zum Ablassen des Anlagenmediums (über K2): dieser dient dem Spülen der Probenahmetafel sowie dem kontrollierten Ablassen von Helium bis in der Flasche Umgebungsdruck anliegt.

Bei der Probenahmetafel im Laborprüfstand Entgasung/Diffusion gibt es zwei Anschlüsse für Probenahmeflaschen, die Komponenten 4 und 5 sind vertauscht und es schließt sich ein weiterer Kugelhahn zum beidseitigen Absperren der Probenahmetafel an.



Abbildung 6 Foto der mobilen Probenahmetafel: links Anschluss ans System mit einer 1000 ml Probenahmeflasche

Im Rahmen des Projekts wurde von den bisher verwendeten Probenahmeflaschen aus Glas auf Edelstahl gewechselt. Diese sind deutlich robuster und bieten im Gegensatz zu den Glasflaschen, bei denen der Übergang von Glaskörper auf Kugelhahn aus Gummi gefertigt war, eine gasdichtere Bauweise. In Abbildung 7 sind die drei neu beschafften Arten von Probenahmeflaschen dargestellt. Diese unterscheiden sich wie folgt:

1. Probenahmeflasche 500 ml mit einseitigem Anschluss: für Probenahmen in kleinen Kreisläufen, bei denen nicht so viel Medium entnommen werden kann sowie für Wasser-Glykol-Proben
2. Probenahmeflasche 1000 ml mit einseitigem Anschluss: für Probenahmen in größeren Systemen, nur für Wasser
3. Probenahmeflasche 500 ml mit beidseitigem Anschluss: für Probenahmen in Hydrauliköl, durch die beidseitigen Kugelhähne wird eine bessere Reinigung gewährleistet



Abbildung 7 Probenahmeflaschen: 500 ml (links), 1000 ml (Mitte), 500 ml mit beidseitigem Kugelhahn (rechts)

In Tabelle 3 sind die technischen Daten der Probenahmeflaschen aufgeführt.

Tabelle 3 Technische Daten der Probenahmeflaschen

Füllvolumen	500 ml	1000 ml
Hersteller	Swagelok	FITOK
Leergewicht	1300 g (ein Kugelhahn) 1400 g (zwei Kugelhähne)	3400 g
Max Gewicht (mit Wasser gefüllt)	1800 g (ein Kugelhahn) 1900 g (zwei Kugelhähne)	4400 g
Max. Druck	124 bar (-53 – 37 °C)	124 bar (-53 – 37 °C)
Werkstoff	Edelstahl 316L	Edelstahl 316L

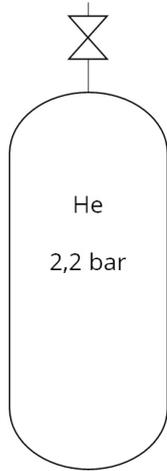
2.1.4 Gasgehaltsbestimmung mittels Probenahme

Eine Probenahme läuft nach dem folgenden Schema ab, welches in Abbildung 8 dargestellt ist:

1. Konditionierung zum Entfernen von Restgasen aus der Probeflasche
 - a. Die Probeflasche wird mehrmals evakuiert und mit Helium gespült.
 - b. Es erfolgt eine Testmessung, in der geprüft wird, ob die Messwerte von Sauerstoff/Argon und Stickstoff einen bestimmten Grenzwert (N_2 : 20 ppm, O_2/Ar : 10 ppm) nicht überschreiten.
 - c. Die Flasche wird auf 2,2 bar mit Helium gefüllt.
2. Probenahme
 - a. Gasdichter Anschluss der Probenahmetafel an das zu beprobende Medium und ausreichende Spülung der Probenahmeleitungen – Nachweis über Erreichen der Sauerstoffkonstanz am implementierten Sauerstoffsensor.
 - b. Das Helium wird in mehreren kleine Pulsen über den Kugelhahn K2 über die in einem Wasserbad eingetauchte Leitung auf Umgebungsdruck (ca. 1 bar) abgelassen. Schließen von K1 und K2.
 - c. Die Probeflasche wird zu ca. 50 – 67 % mit Probeflüssigkeit gefüllt, dabei strömt die Probenahmeflüssigkeit aufgrund des Systemüberdrucks in die Flasche und komprimiert das Helium. Bei einer Füllung zu $2/3$ ergäbe sich ein Probendruck von ca. 3 bar.
3. Herstellen des thermodynamischen Gleichgewichts
 - a. Beim Transport desorbiert der überwiegende Teil der gelösten Gase aus der Flüssigkeit in die Helium-Gasphase, da dort zu Beginn der Partialdruck Null für alle anderen Gase herrscht.
4. Bestimmung der Gasgehalte in der Probeflüssigkeit am GC → Beschreibung im folgenden Kapitel 2.1.5

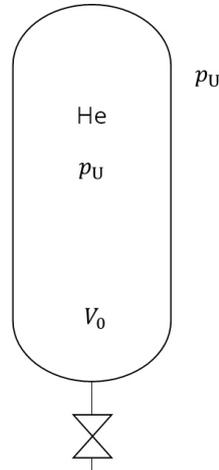
Ablauf einer Probenahme und -messung

1) Konditionierung

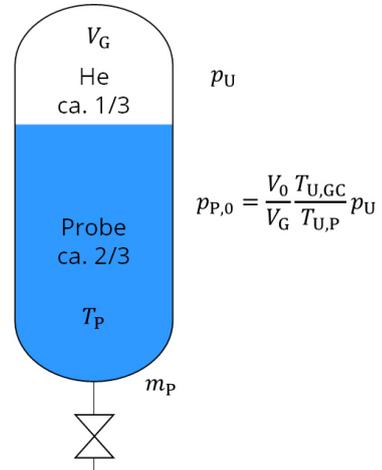


2) Probenahme

a) Helium ablassen



b) Probe einfüllen



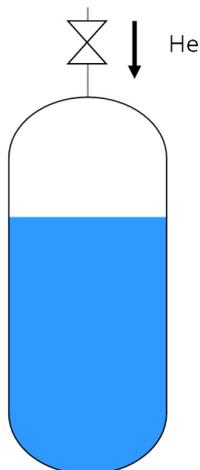
3) Herstellung des thermodynamischen Gleichgewichts



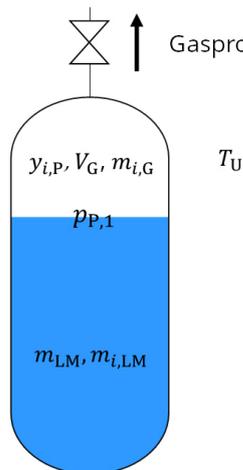
Desorption der gelösten Gase in die Gasphase

4) Probenmessung am Gaschromatographen (GC)

a) Flüssigkeit aus Kükenhahn drücken



c) Eingabe der Probe in den GC



Bestimmung einer Fläche, die proportional zur Stoffmenge des Gases ist

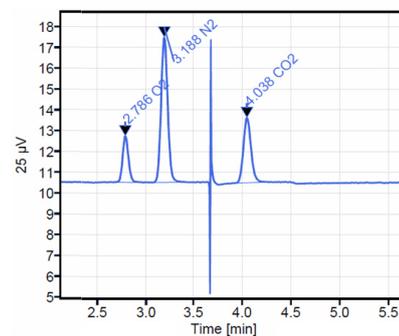


Abbildung 8 Ablauf einer Probenahme und -messung

2.1.5 Technische Daten der Sauerstoffsensoren

Um während der Probenahme einen stationären Zustand in der Probenahmetafel zu gewährleisten, kommt ein Sauerstoffsensor zum Einsatz. Dazu wurden zwei neue Sauerstoffsensoren beschafft. Diese sind baugleich und besitzen die in Tabelle 4 aufgeführten technischen Daten.

Tabelle 4 Technische Daten der neu beschafften Sauerstoffsensoren

Hersteller	Hach	
Bezeichnung	Orbisphere 31120	
Messprinzip	elektrochemisch	
Verwendete Membran	29565A	2952A
Messbereich bei 25 °C	0,1 – 20 ppm	1 – 80 ppm
Ansprechzeit	7,2 s	38 s
Genauigkeit	±1 % oder ±0,1 ppb (größerer Wert)	±1 % oder ±2 ppb (größerer Wert)

In Abbildung 9 sind die zwei neuen Sensoren sowie der Bestandssensor in einem Prüfaufbau zum Vergleich der Sensoren dargestellt. Es konnte nachgewiesen werden, dass die drei Sensoren für Trinkwasser vergleichbare Werte anzeigen.

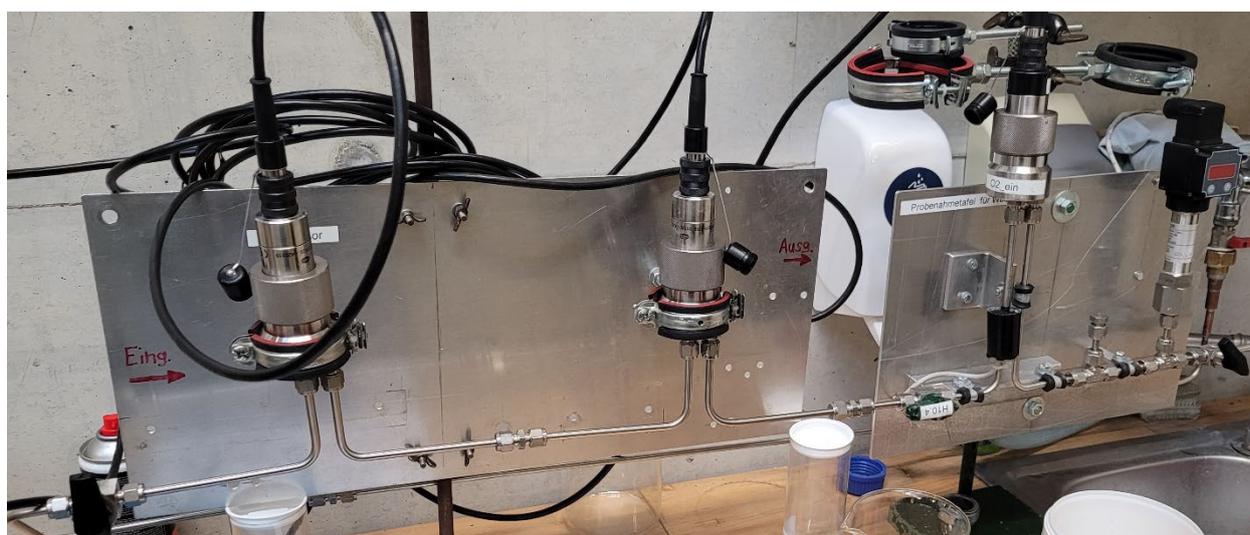


Abbildung 9 Foto der drei Sauerstoffsensoren (neu beschaffte Sensoren links und Mitte, Bestandssensor rechts) in einem Prüfaufbau zum Vergleich der Sensoren

2.1.6 Prozeduren zur GC-Bestimmung der Stoffmengenanteile in der Gasphase

Bei einer GC-Messung erfolgt als rein manueller Schritt das Anschließen der Probenahme flasche an der 6 mm-Swagelok-Verschraubung (siehe Nr. 1 in Abbildung 4). Alle weiteren Abläufe sind im GC-System teilautomatisiert und gliedern sich in folgende Prozessschritte:

- a) Prozedur Spülen: Zuerst wird eine Spülung der Leitung vorgenommen. Da die Analysedase Sauerstoff und Stickstoff Hauptbestandteile der Umgebungsluft sind und diese beim An- und Abbau der Flaschen sowie über Diffusion durch die Verschraubungen in das GC-System gelangen kann, ist ein essentieller Bestandteil vor allen Messungen das Spülen der Leitungen mit Helium. Dieses stellt sicher, dass in den Leitungen nur noch Reste von maximal 10 ppm Sauerstoff und 20 ppm Stickstoff enthalten sind. So ist gewährleistet, dass die Messungen durch Restgasbestandteile nicht verfälscht werden. Beim Spülen der Leitungen werden diese zuerst mit zwei Vakuumpumpen auf unter 10 mbar evakuiert und anschließend mit Helium beaufschlagt. Dies wird in der Regel circa fünfmal wiederholt.
- b) Berechnung des theoretischen Probendrucks: Durch die Probenahme befindet sich im Kugelhahn der Flasche Flüssigkeit. Da verhindert werden muss, dass Flüssigkeit in den GC gelangt, wird diese Flüssigkeit mithilfe eines definierten Helium-Überdrucks in der Leitung aus dem Kugelhahn in die Probeflasche gedrückt. Dazu muss der Flaschendruck bekannt sein. Vor dem Anschließen der Flasche findet eine Wägung statt, um den Druck in der Flasche berechnen zu können. Der Probeflaschendruck direkt nach dem Anschließen an das GC-System $p_{P,0}$ kann aus dem Leervolumen der Flasche V_0 , dem Volumen der Gasphase nach Befüllung V_G , der Raumtemperatur bei der Auswertung $T_{U,GC}$, der Raumtemperatur bei Probenahme $T_{U,P}$ und dem Luftdruck bei Probenahme p_U berechnet werden über

$$p_{P,0} = \frac{V_0 T_{U,GC}}{V_G T_{U,P}} p_U.$$

Das Volumen der Gasphase nach Befüllung V_G berechnet sich dabei aus dem Leervolumen der Flasche V_0 , dem Gewicht der leeren Probeflasche m_0 , dem Gewicht der gefüllten Probeflasche m_P und der Dichte des Lösungsmittels ρ_{LM} bei der Raumtemperatur $T_{U,GC}$:

$$V_G = V_0 - \frac{m_P - m_0}{\rho_{LM}}$$

- c) Entfernen von Flüssigkeit aus dem Kugelhahn: Nach dem Spülen wird die Leitung mit Helium auf einen Druck p_L gefüllt, der 0,5 bar über dem Flaschendruck $p_{P,0}$ liegt. Nun wird schlagartig der Kugelhahn an der Probenahme flasche kurz geöffnet, wodurch das Helium aufgrund des niedrigeren Flaschendrucks in die Flasche strömt und im Kugelhahn befindliches Lösungsmittel in die Flasche drückt. Dies ist notwendig, da

vermieden werden muss, dass Wasser in den GC gelangt. Sobald sich der Druck nach Druckausgleich $p_{P,1}$ in Probeflasche und Leitung eingestellt hat, wird der Kugelhahn wieder geschlossen.

- d) Berechnung des tatsächlichen Probendrucks: Der Probendruck $p_{P,0}$ ist für die anschließende Berechnung der Masseanteile in der Probe notwendig und wird über folgende Gleichung bestimmt:

$$p_{P,0} = \frac{p_{P,1} \cdot (V_G + V_L) - p_L \cdot V_L}{V_G},$$

wobei V_L das Volumen der Leitungen im GC bezeichnet.

- e) Abwarten der Durchmischung der Gasphase: An das Freispülen des Kugelhahns schließt sich eine Wartezeit von einer halben Stunde an, die dazu dient, dass sich das Helium mit der Gasphase in der Probenahmeflasche mischt. Während dieser Wartezeit werden erneut die GC-Leitungen gespült.
- f) Probenaufgabe: Es schließt sich die Evakuierung auf ca. 4 mbar an. Ist der Minimaldruck erreicht, ertönt ein Signalton, der signalisiert, dass die Probe aufgegeben werden kann. Dies wird realisiert, indem der Kugelhahn der Flasche langsam geöffnet wird, bis sich in der Leitung ein konstanter Druck einstellt. Da die erste Probe oft noch nicht den realen Gasgehalt der Gasphase widerspiegelt, wird diese verworfen. Dies geschieht, indem die Leitungen erneut gespült und anschließend evakuiert werden, sodass erneut eine Probe aufgegeben werden kann, mit welcher die erste Messung durchgeführt wird.
- g) Probenmessung: Damit die Messungen des GCs vergleichbar sind und so eine Kalibrierung möglich ist, müssen alle Messungen bei einem konstanten Druck in der Dosierschleife durchgeführt werden. Dazu reduziert der GC mit einer Vakuumpumpe den Druck in der Dosierschleife auf ca. 800 mbar. Ist dieser Druck erreicht, wird ein Ventil umgeschaltet, sodass das Gas in der Dosierschleife mithilfe des Trägergases Helium auf die Trennsäulen transportiert wird. Im Gaschromatographen befinden sich insgesamt drei Trennsäulen, die für die Auftrennung der Gase in einzelne Peaks verantwortlich sind. Diese haben folgende Aufgaben:
1. Vorsäule (Hayesep Q): Die Vorsäule wird, nachdem alle Analyse-gase die Säule durchströmt haben, auf Backflush geschaltet, d. h. sie wird rückwärts durchströmt. Dies dient dazu, dass in der Gasprobe enthaltener Wasserdampf nicht auf die weiteren angeschlossenen Trennsäulen gelangt.
 2. Trennsäulen (Hayesep QQ und Molsieb 5A): Diese dienen der Auftrennung der einzelnen Gase.

An die Trennsäulen schließt sich der Wärmeleitfähigkeitsdetektor an. Dieser wird abwechselnd mit Helium und dem von den Trennsäulen kommenden Gasen durchströmt. Strömt nun von der Trennsäule ein anderes Gas als Helium durch den Detektor, ändert sich die Leitfähigkeit. Dies zeichnet er als eine Differenzspannung auf, die im Chromatogramm wiedergegeben wird.

- h) Ausgabe der Ergebnisse: An die Messung schließt sich die Berechnung der Stoffmengenanteile durch die Auswertesoftware des GC-Systems an. Dabei werden mithilfe einer Kalibrierung aus den Flächen unter dem Chromatogramm die entsprechenden Stoffmengenanteile der einzelnen Gase berechnet und anschließend als CSV- bzw. PDF-Datei ausgegeben.

2.1.7 Kalibrierung des GC-Systems

Da der GC mithilfe des Wärmeleitfähigkeitsdetektors lediglich Unterschiede in der Leitfähigkeit aufzeichnet und damit nur qualitative Ergebnisse liefert, ist es notwendig, eine Kalibrierung durchzuführen. Diese ermöglicht es, den Flächen $A_{i,p}$ unter dem Chromatogramm Stoffmengenanteile $y_{i,p}$ zuzuordnen. Der Index i steht dabei für das zu analysierende Gas, hier also primär N_2 , O_2/Ar , CH_4 oder CO_2 . Für die Kalibrierung sind ein oder mehrere Kalibrier-gase mit bekannter Gaskonzentration notwendig. Diese werden mithilfe des GCs analysiert. Anschließend wird für jedes Gas eine Kalibrierfunktion berechnet, die den Zusammenhang zwischen Fläche unter dem Chromatogramm und Stoffmengenanteil herstellt. Die Kalibrierfunktion entspricht einer linearen Funktion mit den Koeffizienten a und b :

$$y_{i,p} = a \cdot A_{i,p} + b$$

Für das hier verwendete GC-System wurden ein Kalibriergas mit Stoffmengenanteilen nahe der Nachweisgrenze sowie Luft mit hohen Stoffmengenanteilen für Sauerstoff, Stickstoff und Kohlenstoffdioxid verwendet, welches speziell für diesen Gaschromatographen hergestellt wurde. Die enthaltenen Stoffmengenanteile können Tabelle 5 entnommen werden. Für H_2 , CH_4 und CO wird die Kalibrierfunktion lediglich mithilfe des Kalibriergases und dem Koordinatenursprung (0;0) erstellt und besitzt deshalb nur einen Koeffizienten für a . Für O_2/Ar , N_2 und CO_2 wird die Kalibrierfunktion mithilfe von Kalibriergas und Luft berechnet, wobei für Stoffmengenanteile kleiner als die im Kalibriergas enthaltenen eine Gerade zwischen dem Ursprung (0;0) und dem Messpunkt des Kalibriergases erzeugt wird, um negative Ergebnisse bei kleinen Gasgehalten zu verhindern. In Abbildung 10 sind die Chromatogramme der Messungen des Kalibriergases und Luft dargestellt und in

Tabelle 6 die aktuellen Koeffizienten der Kalibrierfunktionen. Da es gegebenenfalls notwendig ist, Neukalibrierungen durchzuführen, können sich die Koeffizienten in geringem Maße ändern.

Tabelle 5 Zusammensetzung der zur Kalibrierung verwendeten Gase, Hersteller des Kalibriergases: basi Schöberl, Luftzusammensetzung: O₂/Ar und N₂ nach [2], CO₂ nach [3]

Gas	Kalibriergas Stoffmengenanteil in ppm	Luft Stoffmengenanteil in ppm
H ₂	247,6	0
O ₂ /Ar	50,87	218800
N ₂	49,57	780840
CO ₂	49,61	407
CH ₄	49,81	0
CO	99,83	0

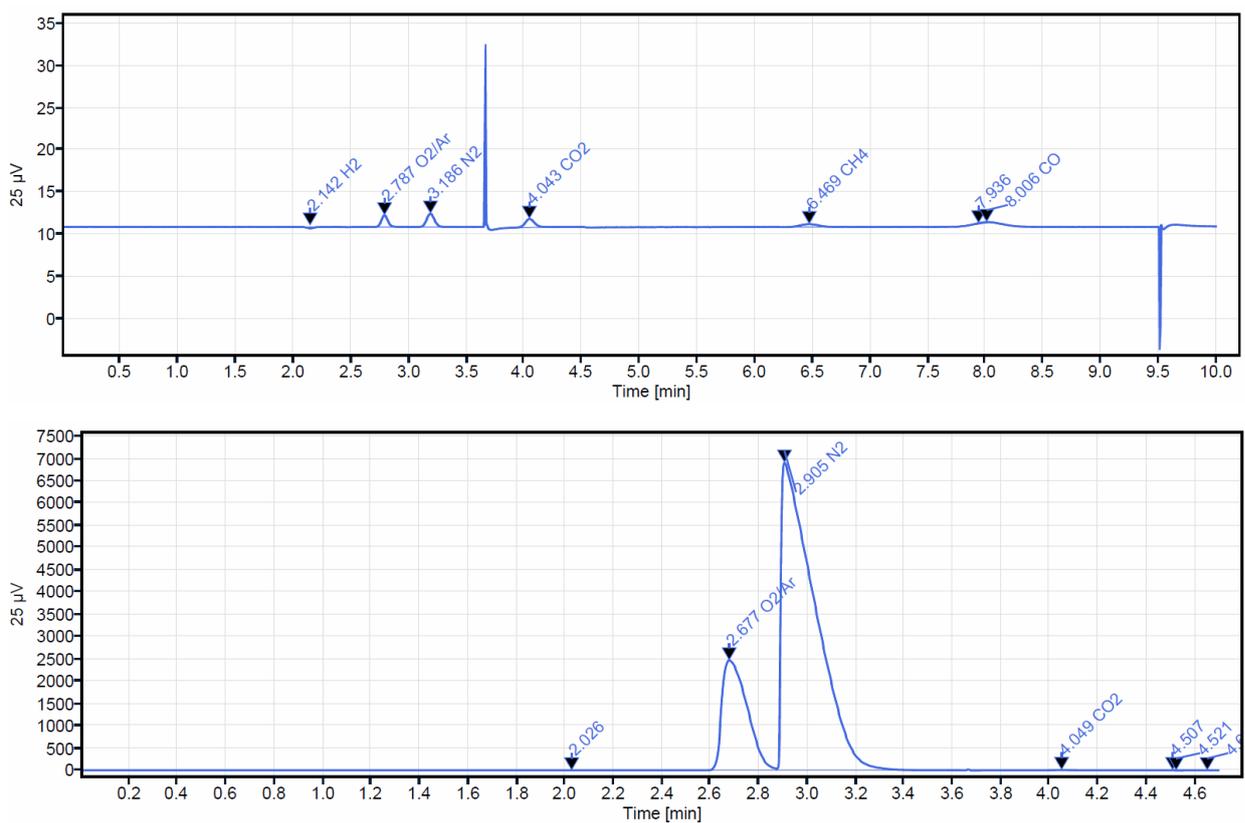


Abbildung 10 Chromatogramme einer Kalibriergasmessung (oben) und einer Luftmessung (unten)

Tabelle 6 Koeffizienten a und b der Kalibrierfunktion für alle am GC messbaren Gase (gültig für die Messungen während der Projektlaufzeit, Koeffizienten können sich durch Neukalibrierung ändern)

Gas	Gültigkeit	Koeffizient a in ppm/($\mu\text{V}\cdot\text{s}$)	Koeffizient b in ppm
H ₂	im gesamten Bereich	43,4783	0
O ₂ /Ar	< 50,87 ppm	10,3658	0
	\geq 50,87 ppm	12,0337	-8,1540
N ₂	< 49,57 ppm	8,2226	0
	\geq 49,57 ppm	11,4679	-19,5493
CO ₂	< 49,61 ppm	10,8699	0
	\geq 49,61 ppm	7,1124	17,1351
CH ₄	im gesamten Bereich	12,9032	0
CO	im gesamten Bereich	10,2145	0

2.1.8 Rechnerische Ermittlung des Gesamtgasgehaltes in der Flüssigkeit

Wie in Abschnitt 2.1.5 beschrieben, gibt das GC-System die Stoffmengenanteile der in der Probe enthaltenen Gase i aus. Aus diesem kann auf den Masseanteil in der Flüssigkeitsprobe zurückgerechnet werden, wobei in dieser Arbeit vereinfachend vom Gasgehalt gesprochen wird. Dies erfolgt über die folgenden Schritte, wobei immer die erste Messung ausgewertet wird:

1. Berechnung der Gasmasse in der Gasphase $m_{i,G}$ aus dem Stoffmengenanteil $y_{i,P}$ über die ideale Gasgleichung:

$$m_{i,G} = \frac{p_i \cdot V \cdot M_i}{R \cdot T} = \frac{y_{i,P} \cdot p_P \cdot V_G \cdot M_i}{R \cdot T_U}$$

2. Berechnung der gelösten Gasmasse in der Flüssigphase $m_{i,LM}$ aus dem Stoffmengenanteil $y_{i,P}$ über den Löslichkeitskoeffizienten $\lambda_{i,LM}$ (für Wasser aus [4] und Wasser-Glykole siehe Kapitel 2.3)

$$m_{i,LM} = \lambda_{i,LM} \cdot \rho_{i,N} \cdot y_{i,P} \cdot p_P \cdot m_{LM}$$

3. Berechnung des Masseanteils in der Flüssigphase ξ_i vor Desorption aus der Gasmasse in der Gasphase $m_{i,G}$ (1.) und der gelösten Gasmasse in der Flüssigphase $m_{i,LM}$ (2.) sowie der Masse des Lösungsmittels m_{LM}

$$\xi_i = \frac{m_{i,G} + m_{i,LM}}{m_{LM}}$$

2.1.9 Nachweis der Reproduzierbarkeit der Ergebnisse

Der Weg von der Inbetriebnahme des GC-Systems zu korrekten und reproduzierbaren Ergebnissen war lang und beschwerlich. Der für die Luftmessung im GC-System programmierte Workflow stellte sich mehrere Monate nach Inbetriebnahme als falsch heraus, d. h. die Luft wurde nicht bei den notwendigen 800 mbar gemessen, sondern bei Umgebungsdruck, also ungefähr 200 mbar mehr gemessen, was in circa 25 % höheren Flächen resultierte. Dies führte zu einer falschen Kalibrierfunktion für O₂/Ar, N₂ und CO₂. Entsprechend konnte bei Vergleichsmessungen mit dem bisher verwendeten GC keine Übereinstimmung der Ergebnisse erzielt werden. Nach Behebung dieses Fehlers, wurden neue Kalibriergasmessungen durchgeführt. Daran schlossen sich erneute Testmessungen im Vergleich mit dem bisher verwendeten GC an. Bei diesen konnte eine gute Übereinstimmung beider GCs sowie die Reproduzierbarkeit nachgewiesen werden. Auch für die im Rahmen des Projektes neu beschafften Probeflaschen aus Edelstahl konnte eine gute Übereinstimmung bei unterschiedlichem Inhaltsvolumen untereinander sowie mit den bisher verwendeten Glasflaschen nachgewiesen werden.

Außerdem fand ein Vergleich mit hinsichtlich des Gasgehalts bekannten Flüssigkeiten statt. Dazu wurde einerseits Trinkwasser beprobt, bei dem eine Sättigung bei Umgebungsdruck und -temperatur im Wasserwerk angenommen wird. Andererseits wurde der Laborprüfstand Entgasung/Diffusion mit Stickstoff aufgesättigt, sodass mit der Sättigungsgrenze am Hochpunkt verglichen werden konnte. Die dafür benötigten technischen Löslichkeitskoeffizienten für Wasser wurden [4] entnommen. Ziel dieser Messungen war der Nachweis, dass alter und neuer GC untereinander sowie mit den Stoffwerten und dass die neu beschafften Probeflaschen unterschiedlichen Leervolumens untereinander sowie mit den bisher verwendeten Glasflaschen vergleichbare Ergebnisse liefern.

In Abbildung 11 sind die Ergebnisse der Trinkwasserbeprobung dargestellt. Wird jeweils nur ein GC-System betrachtet, zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung der unterschiedlichen Flaschentypen mit unterschiedlichen Leervolumina der Flaschen. Aber auch die Übereinstimmung zwischen neuem und altem GC liegt innerhalb der Messgenauigkeit von $\pm 10\%$. Für Sauerstoff liegt die Löslichkeitsgrenze bei 1 bar_{abs} und 15 °C bei 10 mg/kg, für Stickstoff bei 16,3 mg/kg. Damit liegen die Ergebnisse für Sauerstoff/Argon und Stickstoff im erwarteten Bereich für zu dieser Jahreszeit bei Umgebungsbedingungen im Wasserwerk gesättigten Trinkwasser.

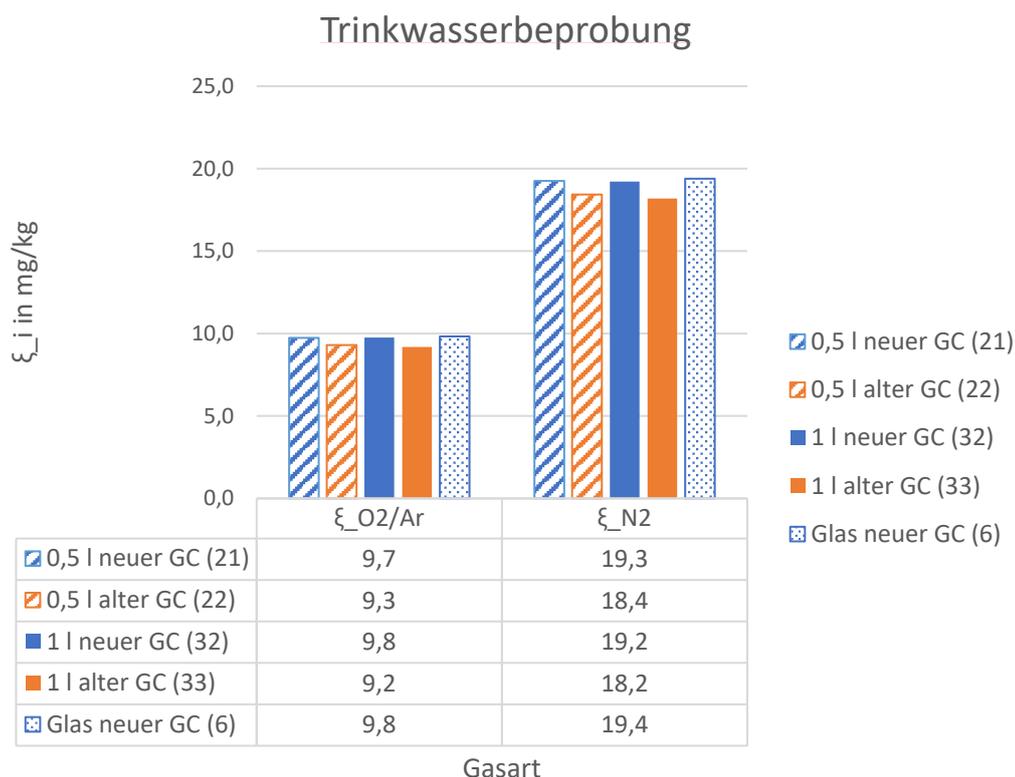


Abbildung 11 Ergebnisse der Trinkwasserbeprobung zum Vergleich von neuem und altem GC (vier Edelstahlflasche mit Angaben Inhaltsvolumen in Litern, eine 1 Liter Glasflasche)

Die Ergebnisse der Probenahmen am Laborprüfstand E/D im N_2 -gesättigten Zustand sind in Abbildung 12 dargestellt. Dabei wurde der Versuchsstand gezielt auf den Sättigungszustand am Hochpunkt mit Stickstoff begast. Dies erklärt auch die in jeder Probe niedrigen Sauerstoff-/Argon-Gehalte, die lediglich als Restgas enthalten sind. Es zeigt sich, wie auch bei den Trinkwasserprobenahmen, eine gute Übereinstimmung aller am neuen GC ausgewerteten Probeflaschen – auch bei unterschiedlichem Inhaltsvolumen der Probeflaschen. Auch hier liegen die Abweichungen zwischen neuem und altem GC im Rahmen der mit $\pm 10\%$ angegebenen Genauigkeit der Methode. Der Sättigungsgasgehalt Stickstoff liegt je nach Druck bei Probenahme zwischen 53,4 und 54,4 mg/kg, die Probenahmen im Bereich 54,6 bis 58,0 mg/kg.

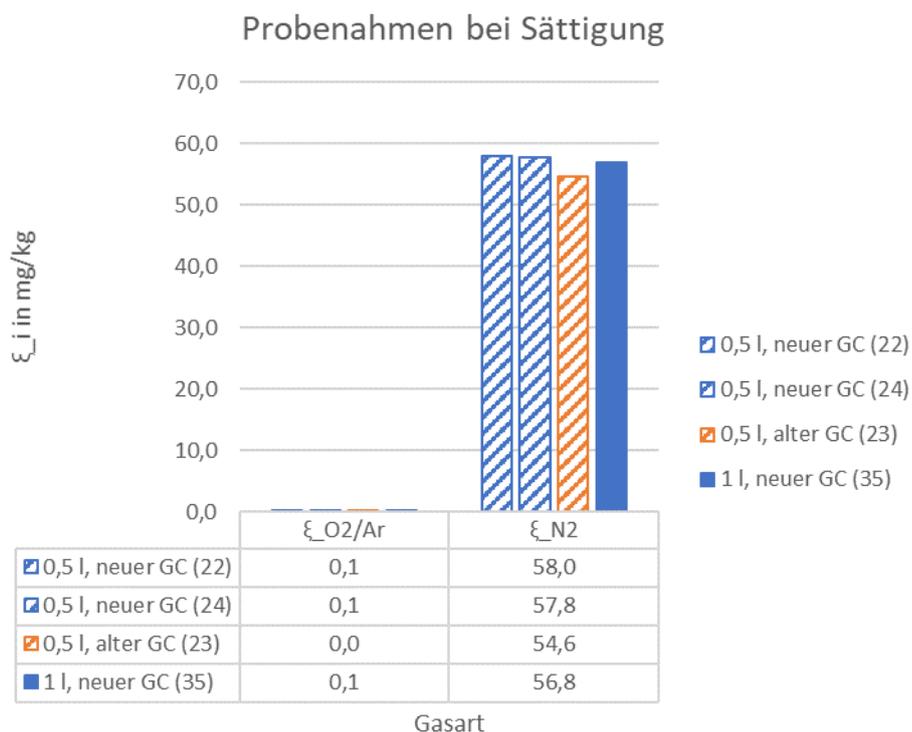


Abbildung 12 Ergebnisse der Probenahme bei Stickstoffsättigung im Laborprüfstand Entgasung/Diffusion zum Vergleich von neuem und altem GC (drei Edelstahlflasche mit Angaben Inhaltsvolumen in Litern, eine 1 Liter Glasflasche)

Somit konnte nachgewiesen werden, dass das neue GC-System reproduzierbare und mit auf Basis von Stoffdaten für die jeweiligen Drücke und Temperaturen bestimmten Gasgehalten vergleichbare Analyseergebnisse liefert, sodass das GC-System nach zehn Monaten intensiver Arbeit als einsatzbereit angesehen wird.

2.2 Untersuchung der Gaslöslichkeit in Hydrauliköl

2.2.1 Ausgangspunkt

Im Sinne der Energiewende wird die Nutzung der Abwärme aus Trafo- und Hydraulikölen ein immer relevanteres Thema. Literaturwerte zur Gaslöslichkeit existieren bei den Herstellern der Öle nicht. Deshalb wurde in Zusammenarbeit mit der Professur für Strömungsmechanik die Löslichkeit von Atmosphärgasen in Hydrauliköl untersucht. Es konnten Probenahmen an einem Versuchsstand der Professur für Strömungsmechanik durchgeführt und an der Professur für Gebäudeenergie-technik und Wärmeversorgung mithilfe des Gaschromatographen untersucht werden. Dafür galt es aufgrund des geringen Drucks im Versuchsstand eine neue Art der Probenahme – die Probenahme in eine Unterdruckflasche – zu etablieren.

2.2.2 Durchführung

Die Probenahmen wurden an folgenden drei Stellen durchgeführt:

1. Bypass. Die Probenahme erfolgt an einem Bypass im temperierten Versuchskreislauf bei strömendem Medium mithilfe einer Überdruckflasche.
2. Tank. Die Probenahme erfolgt aus dem temperierten Tank des Versuchskreislaufs, der zur Umgebung offen ist und damit Umgebungsdruck besitzt. Aus diesem Grund erfolgt die Probenahme in eine Unterdruckflasche.
3. Fass. Es wird frisches Hydrauliköl aus dem Fass beprobt. Dieses wird in ein Becherglas umgefüllt und temperiert. Anschließend erfolgt die Probenahme aus dem Becherglas mit einer Unterdruckflasche.

In Abbildung 13 ist beispielhaft der Anschluss der Probenahmetafel an den Tank dargestellt.

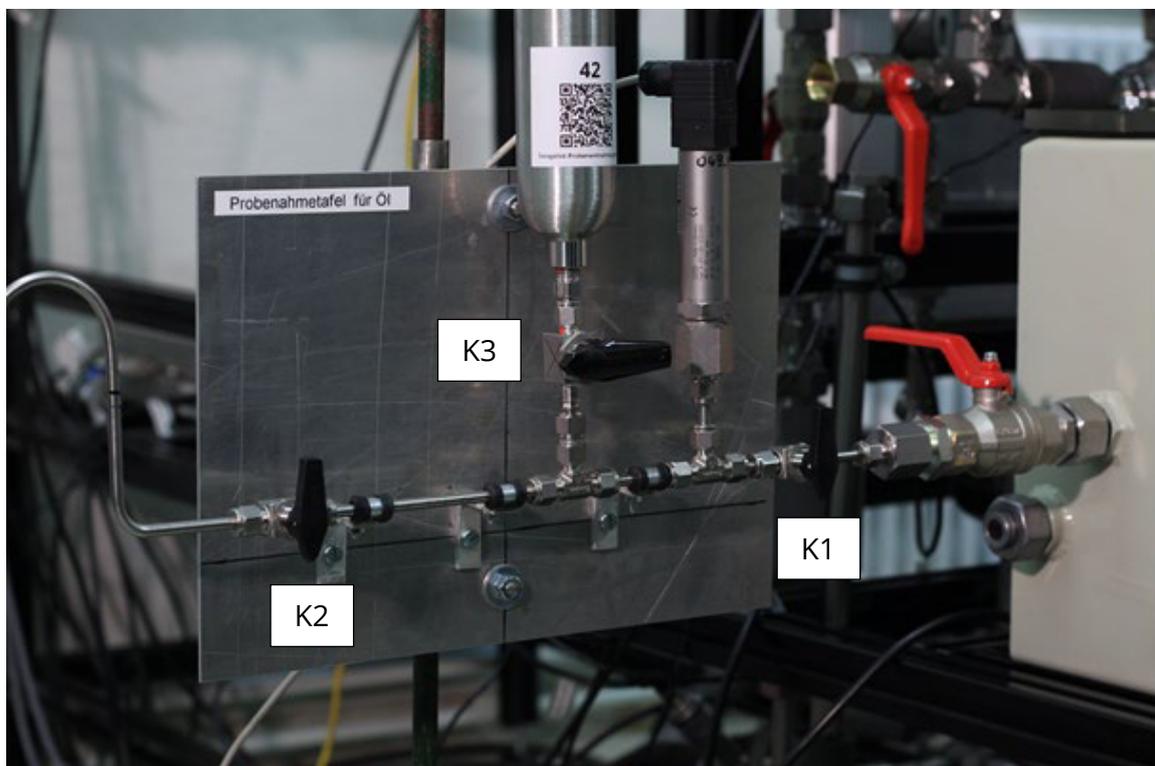


Abbildung 13 Anschluss der Probenahmetafel an den Tank

Es wurden jeweils zwei Probenahmen im Tank und im Bypass durchgeführt, um die Reproduzierbarkeit zu überprüfen sowie eine Probenahme aus dem Fass, um einen Vergleich zwischen frischem Öl aus dem Tank und dem den Versuchsbedingungen ausgesetzten Öl aus dem Versuchsstand herstellen zu können. Alle Probenahmen wurden bei ca. 50 °C durchgeführt. Dazu wurde jeweils der Versuchsstand bzw. Öl aus dem Fass in einem Becherglas temperiert. Es erfolgten jeweils zwei Probenahmen an einem Tag.

2.2.3 Probenahme in eine Unterdruckflasche

Die Unterdruckflasche wird wie die Überdruckflasche konditioniert, jedoch nur mit 400 mbar_{abs} Helium gefüllt. Dies führt dazu, dass beim anschließenden Füllen der Flasche auf Umgebungsdruck im hydrostatischen Verbund mit dem Tankflüssigkeitsspiegel ein Füllgrad von 60 % erreicht wird. Da der Druck im Tank nicht reicht, um die Probenahmetafel zu spülen, muss diese zuvor immer am Bypass angeschlossen werden. Dort wird die Probenahmetafel über die Kugelhähne K1 und K2 gespült und anschließend die Unterdruckflasche angeschlossen.

Anschließend unterscheidet sich das Vorgehen, je nachdem, ob die Probe aus Tank oder Fass genommen werden soll, wie folgt:

1. Tank: Die Probenahmetafel wird inklusive der angeschlossenen Flasche an den Tank umgebaut. Dabei ist darauf zu achten, dass möglichst keine Luft in der Leitung zur Flasche eingeschlossen wird, da diese die Probenahme verfälscht. Anschließend wird zuerst der Kugelhahn K1 in der Probenahmetafel und anschließend der Kugelhahn K3 der Probenahmeflasche geöffnet. Sobald am Drucksensor Umgebungsdruck anliegt, wird der Kugelhahn K3 der Probenahmeflasche geschlossen und die Probenahme ist abgeschlossen.
2. Fass: Hierbei wird am zur Umgebung offenen Ende der Probenahmetafel nicht die übliche Leitung mit Gummischlauch, sondern ein Rohrstück mit 90 ° Bogen nach unten angebracht. Nachdem die Flasche angeschlossen ist, wird die Probenahmetafel erneut mit Medium aus dem Versuchsstand in ein Becherglas gespült und anschließend der 90 ° Bogen in das Becherglas mit dem zu beprobenden Hydrauliköl tief eingetaucht. Dann wird erneut für wenige Sekunden mit dem Versuchsstandsmedium gespült, damit ausgeschlossen werden kann, dass Luftblasen in der Leitung verblieben sind. Anschließend wird der Kugelhahn K1 geschlossen und der Kugelhahn K3 der Probenahmeflasche geöffnet und die Flasche bis zum Anliegen von Umgebungsdruck am Drucksensor gefüllt. Bei dieser Art der Probenahme ist ein kleiner Teil des Mediums in der Probenahmeflasche das Öl aus dem Versuchsstand, welches sich zuvor in der sehr kurzen Leitung zwischen Probenahmeflasche und dem Becherglas befunden hat. Dies ist nicht zu vermeiden.

2.2.4 Ergebnisse

In Abbildung 14 sind die Ergebnisse der fünf durchgeführten Probenahmen dargestellt. Es zeigt sich für die Tank-Proben eine sehr gute Übereinstimmung der zwei Probenahmen, für den Bypass weichen die Ergebnisse stärker voneinander ab. Die Probe des Frischöls aus dem Fass liegt in den Gasgehalten etwas niedriger als die Proben aus dem Bypass und Tank des Versuchsstandes. Für Sauerstoff/Argon ergibt sich eine gute Übereinstimmung aller Proben

im Bereich der Genauigkeit der Methode von $\pm 10\%$. Für Stickstoff liegen die Abweichungen immer noch in diesem Bereich, aber deutlich höher, wobei vor allem in der Probe aus dem Bypass vom 14.12.2022 ein deutlich höherer Stickstoffgehalt im Vergleich zu den anderen Proben gemessen wurde. Mit den Messungen konnte gezeigt werden, dass sich die Gaslöslichkeit durch die Nutzung im Versuchsstand im Vergleich zum frischen Öl kaum verändert hat.

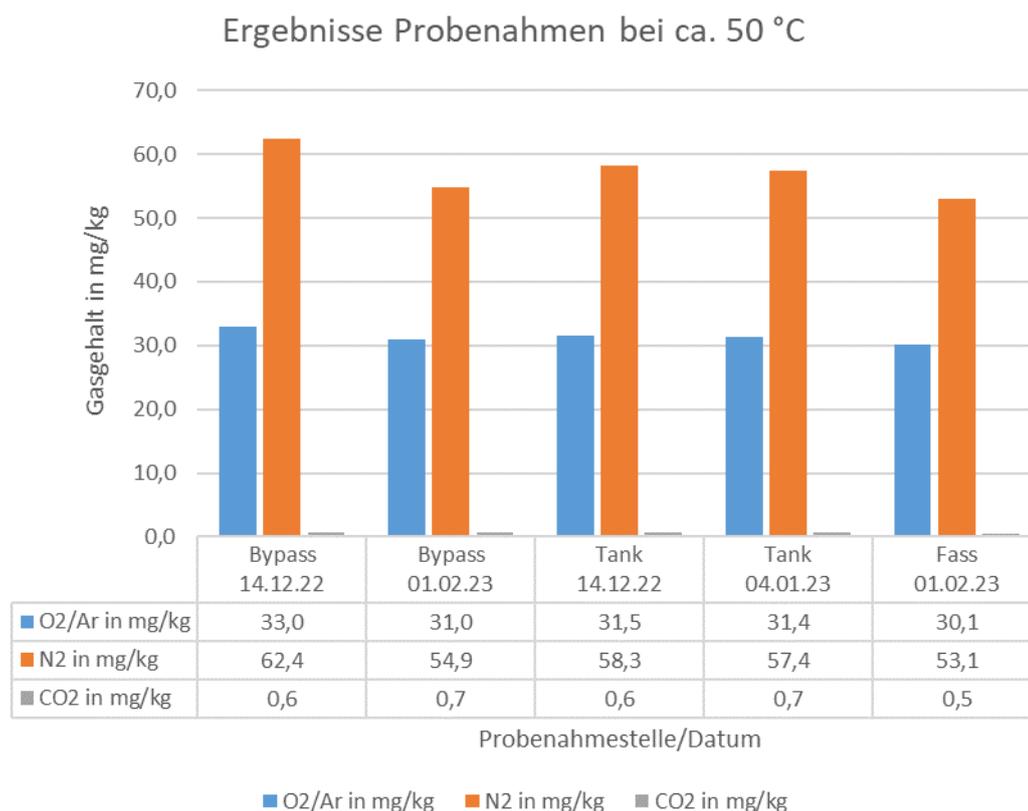


Abbildung 14 Ergebnisse der Probenahmen in Hydrauliköl bei ca. 50 °C an drei Probenahmestellen

Im Vergleich zu Wasser zeigt sich eine deutlich erhöhte Löslichkeit bei gleicher Temperatur. So liegt die Löslichkeit für Stickstoff bei Atmosphärendruck von 1 bar und 50 °C für Wasser bei knapp über 20 mg/kg, während für Hydrauliköl im Schnitt 58 mg/kg gemessen wurden. Für Sauerstoff liegt die Löslichkeitsgrenze für Wasser bei ca. 12 mg/kg, bei Hydrauliköl wiederum konnten im Schnitt 32 mg/kg gemessen werden. Für Hydrauliköl liegt die Löslichkeitsgrenze für beide Gase knapp bei dem dreifachen Wert von Wasser.

Um den Temperatureinfluss auf die Löslichkeitsgrenze bestimmen zu können, sollen weitere Probenahmen bei Raumtemperatur durchgeführt werden.

2.3 Löslichkeitskoeffizienten für Wasser-Glykol-Gemische nach [5]

In [6] wurde für die Bestimmung der Löslichkeitskoeffizienten von Sauerstoff und Stickstoff (Gase i) in Wasser bzw. Wasser-Glykol-Gemischen die volumetrisch-manometrische Methode mit konstanten Volumina (isochore Durchführung) verwendet. Abbildung 15 zeigt den Grundaufbau der Apparatur. Die Methodik sei hier nur kurz umrissen.

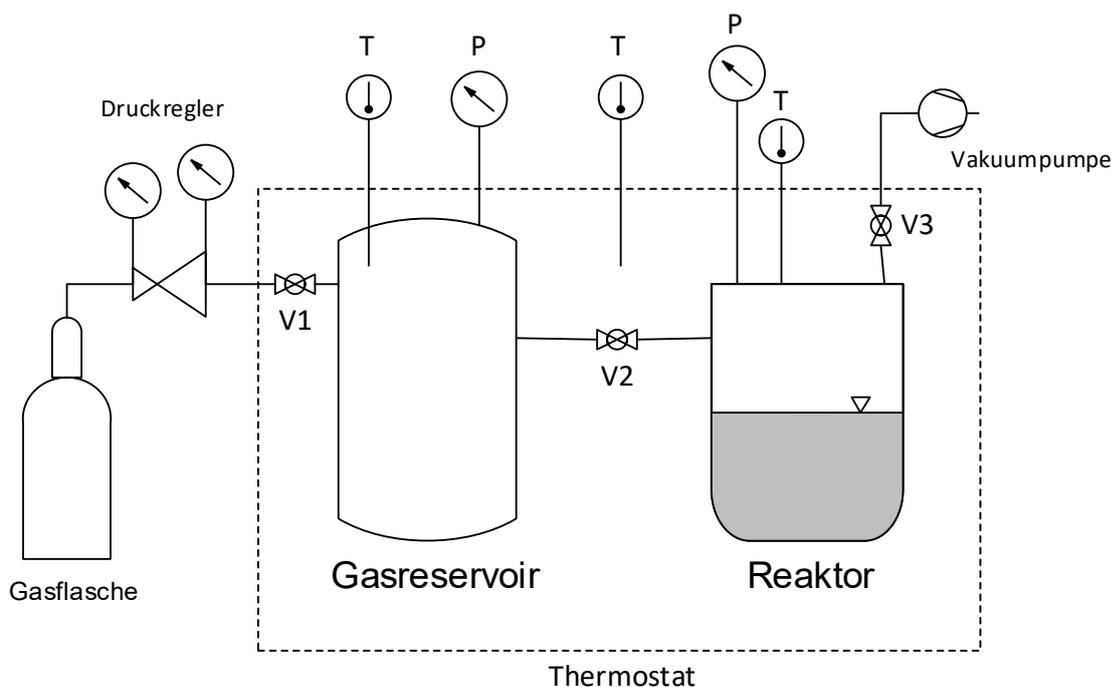


Abbildung 15 Prinzipaufbau der Apparatur zur Bestimmung technischer Löslichkeitskoeffizienten [5]

Ausgangspunkt ist die Füllung des Reaktorgefäßes (Innenvolumen bekannt) mit einer definierten Masse der zu untersuchenden Flüssigkeit. Nach diversen Vorbereitungsschritten wird die Gesamtapparatur auf eine einheitliche Temperatur ϑ temperiert und im Reaktor stellt sich ein Druck p_0 ein. Anschließend erfolgt über das Ventil V2 die Aufgabe eines definierten Volumens des Gas i , wodurch ein Drucksprung verursacht und der Druck p_1 erreicht wird. Im weiteren Versuchsverlauf ändert sich der Druck im Gasraum durch den Lösungs- und Diffusionsprozess des Gases in die Flüssigkeit. Diese Prozesse sind durch gezieltes Durchmischen von Gas- und Flüssigkeitsphase mittels Magnetrührer zu unterstützen. Ein Versuch endet bei Erreichen des konstanten Drucks p_2 . Basierend auf der Druckdifferenz $\Delta p = p_1 - p_2$ und einer Vielzahl weiterer Parameter erfolgt die Berechnung des Löslichkeitskoeffizienten für die Flüssigkeit und das Gas i bei der Temperatur .

Der technische Löslichkeitskoeffizient für das Gas i berechnet sich nach Gleichung (1) und den Koeffizienten aus Tabelle 7.

$$\lambda_{i,\infty} = (a_2 \cdot \vartheta^2 + a_1 \cdot \vartheta + a_0) \cdot \text{Ncm}^3/(\text{g} \cdot \text{bar}) \quad (1)$$

Es wurden Koeffizienten für die in Tabelle 8 genannten Medien jeweils für die Gase Stickstoff und für ausgewählte Medien auch für Sauerstoff generiert. Beispielhaft sei der Verlauf der technischen Löslichkeitskoeffizienten für Wasser-Propylenglykol-Gemisch und Wasser-Ethylenglykol-Gemisch in Abbildung 16 über der Temperatur dargestellt.

Tabelle 7 Regressionskoeffizienten für technische Löslichkeitskoeffizienten N₂ in Wasser-Glykol-Gemischen nach [5]

Medium	Gas	Koeffizienten			Definitionsbereich	
		<i>i</i>	<i>a</i> ₀ cm ³ /g/bar	<i>a</i> ₁ cm ³ /g/bar/°C		<i>a</i> ₂ cm ³ /g/bar/°C ²
25E	N ₂		0,0144	-1,43e-04	1,09e-06	
41E	O ₂		0,0239	-2,21e-04	1,83e-06	
41E	N ₂		0,0122	-1,10e-04	9,82e-07	
75E	N ₂		0,0088	1,46e-05	3,20e-07	
100E	N ₂		0,0116	2,98e-05	2,51e-07	
25P	N ₂		0,0139	-1,27e-04	1,04e-06	
41P	N ₂		0,0101	-2,48e-05	6,09e-07	10 bis 110 °C
41P	O ₂		0,0229	-1,26e-04	1,46e-06	
75P	N ₂		0,0119	5,95e-05	4,26e-07	
100P	N ₂		0,0238	1,35e-04	1,15e-07	
41T	O ₂		0,0240	-2,37e-04	1,90e-06	
41T	N ₂		0,0103	-4,76e-05	5,14e-07	
LS	N ₂		0,0093	6,17e-06	3,73e-07	

Tabelle 8 Nomenklatur der untersuchten Wasser-Glykol-Gemische nach [5]
 * Unsicherheit des angegebenen Mischungsverhältnisses 0,01 %

Medium	Bezeichnung	Zusammensetzung	Hersteller
100E	Ethylenglykol, Ethandiol	1,2-Ethandiol, Reinheit > 99; 5 %	Tyforop Chemie AG
100P	Propylenglykol, Propandiol	1,2-Propandiol, Reinheit > 99; 5 %	Tyforop Chemie AG
25E, 41E, 75E	Wasser-Ethylenglykol- Gemisch	25; 41,84; 75 Gew.-% Ethylenglykol-Anteil*	TU Dresden
25P, 41P, 75P	Wasser-Propylenglykol- Gemisch	25; 41,84; 75 Gew.-% Propylenglykol-Anteil*	Tyforop Chemie AG
LS	Tyfocor® LS	Fertigmischung mit Inhibitoren, 41,84 Gew.-% Glykol-Anteil	Tyforop Chemie AG
41T	Tyfocor®-Wasser- Gemisch	Fertigmischung, 41,84 Gew.-%-Tyfocor® -Anteil*	TU Dresden

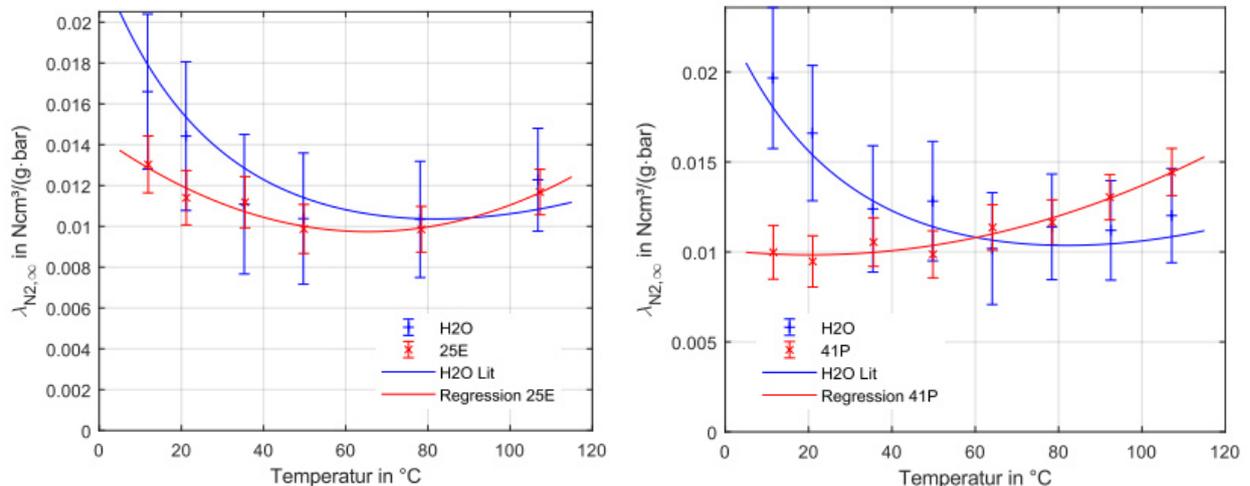


Abbildung 16 Technische Löslichkeitskoeffizienten für N₂ aus [5]
 rechts: Wasser und 25 Gew.-% Wasser-Ethylenglykol-Gemisch (25E),
 links: Wasser und 41,84 Gew.-% Wasser-Propylenglykol-Gemisch (41P)

2.4 Ermittlung von Löslichkeitsgrenzen in der Praxis

Die vorgestellten Koeffizienten werden für die weiteren Projektarbeiten zur Bestimmung des maximal in der Wärmeträgerflüssigkeit löslichen Gasmasseanteils $\xi_{i,\max}$ verwendet. Dieser Wert hängt neben dem technischen Löslichkeitskoeffizienten von den Stoffdaten des Gases und dem Partialdruck p_i des Gases i ab. Für ein binäres Gemisch aus Wärmeträgerflüssigkeit und beispielsweise Stickstoff als Gasphase, wie es in den betrachteten Komponententestständen vorkommt, ergibt sich folgender Zusammenhang:

$$\xi_{i,\max} = \lambda_{i,\infty} \cdot (p_{\text{ges}} - p_{s,w}) \cdot \frac{M_i}{v_{N,i}} \quad (2)$$

Hierbei ist p_{ges} der Gesamtdruck an der gesuchten Stelle im Kreislauf (z.B. am Löslichkeits-schlechtepunkt), $p_{s,w}$ der Sättigungsdampfdruck der Flüssigphase, M_i und $v_{N,i}$ die Stoffdaten des untersuchten Gases molare Masse und molares Normvolumen.

Für die praktischen Berechnungen in den Kapiteln 4, 6 und 7 wurde eine Python-Bibliothek entwickelt, die wenn möglich auf Stoffdaten aus der *CoolProp*-Stoffwertbibliothek (Version 6.4.3) zurückgreift. Die entwickelte Python-Bibliothek bindet das Packer *pint* ein und ermöglicht so die Verwendung von Einheitenbehafteten Größen. Dies reduziert die Gefahr von Umrechnungsfehlern bei der Bilanzierung deutlich. Die *CoolProp*-Stoffdaten wurden um die Löslichkeitskoeffizienten sowie einige fehlende weitere Stoffdaten ergänzt (Sättigungsdampfdruck von Wasser-Glykol-Gemischen). Die benötigten Berechnungs- und Umrechnungsfunktionen wurden programmiert.

Eine gute Alternative zur rechnerischen Bestimmung der maximalen Gasmasseanteile stellt die Darstellung in Form von sogenannten Henry-Diagrammen dar. Abbildung 17 zeigt die zwei in [5] vorgestellten Varianten am Beispiel von Wasser-Propylenglykol-Gemisch. Auf der y-Achse ist jeweils der maximale Gasmasseanteil ξ_{\max} bzw. der dazu äquivalente maximale Gasgehalt w_{\max} aufgetragen. In der oberen Darstellung des Henry-Diagramms sind Isolinien der Temperatur über dem Gesamtdruck zu sehen. Aufgrund des ermittelten Verlaufs des technischen Löslichkeitskoeffizienten kreuzen sich die Isolinien. Besser lesbar ist in diesem Fall die untere Darstellung mit Isolinien des Gesamtdruckes über der Temperatur.

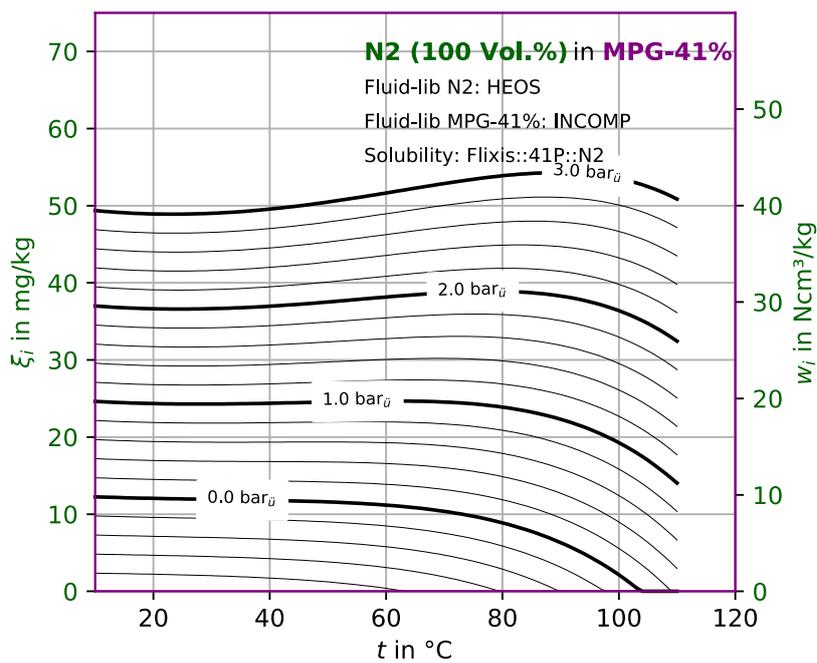
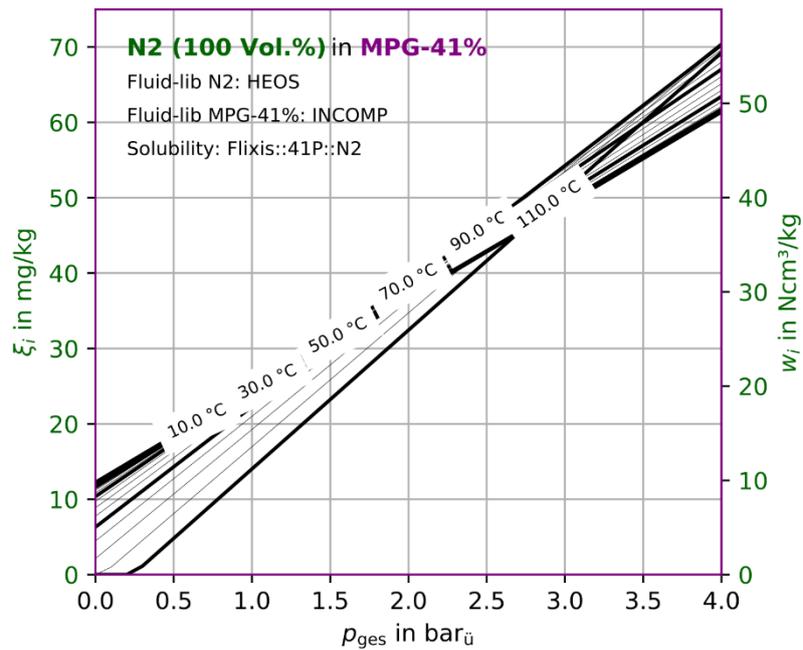


Abbildung 17 Henry-Diagramme für 41,48 Gew.-% Wasser-Propylenglykol-Gemisch (41P), 100% Stickstoff in der Gasphase, oben: mit Isolinien der Temperatur, unten: mit Isolinien mit dem Gesamtdruck

Im Anhang sind Henry-Diagramme für die folgenden Flüssigphase/Gasphase-Kombinationen zu finden:

Flüssigphase	Gasphase	Quelle	siehe
Wasser	N ₂ 100 Vol. %	IAPWS G7-04 [4]	Abbildung 147 und Abbildung 148
	O ₂ 100 Vol. %		
	N ₂ 78 Vol. % (technische Luft)		
	O ₂ 21 Vol. % (technische Luft)		
	CO ₂ 100 Vol. % (techn. Luft)		
41P	N ₂ 100 Vol. %	[5]	Abbildung 149
	O ₂ 100 Vol. %		
	N ₂ 78 Vol. % (technische Luft)		
	O ₂ 21 Vol. % (technische Luft)		
41E	N ₂ 100 Vol. %	[5]	Abbildung 150
	O ₂ 100 Vol. %		
	N ₂ 78 Vol. % (technische Luft)		
	O ₂ 21 Vol. % (technische Luft)		

3 Stoff- und Transportkoeffizienten

3.1 Zielstellung

In AP3 erfolgte die Untersuchung des Einflusses von freien Gasen auf Transport- und Stoffkoeffizienten in Wärmeträgerströmungen. Im Fokus der Untersuchungen stand dabei die Beeinflussung des Wärmeübergangskoeffizienten α und damit der konvektiv übertragenen Wärmeströme (thermische Leistungen) sowie des Druckverlusts Δp und damit der erforderlichen Pumpenleistungen als maßgeblich relevante Größen für praktische Anwendungen.

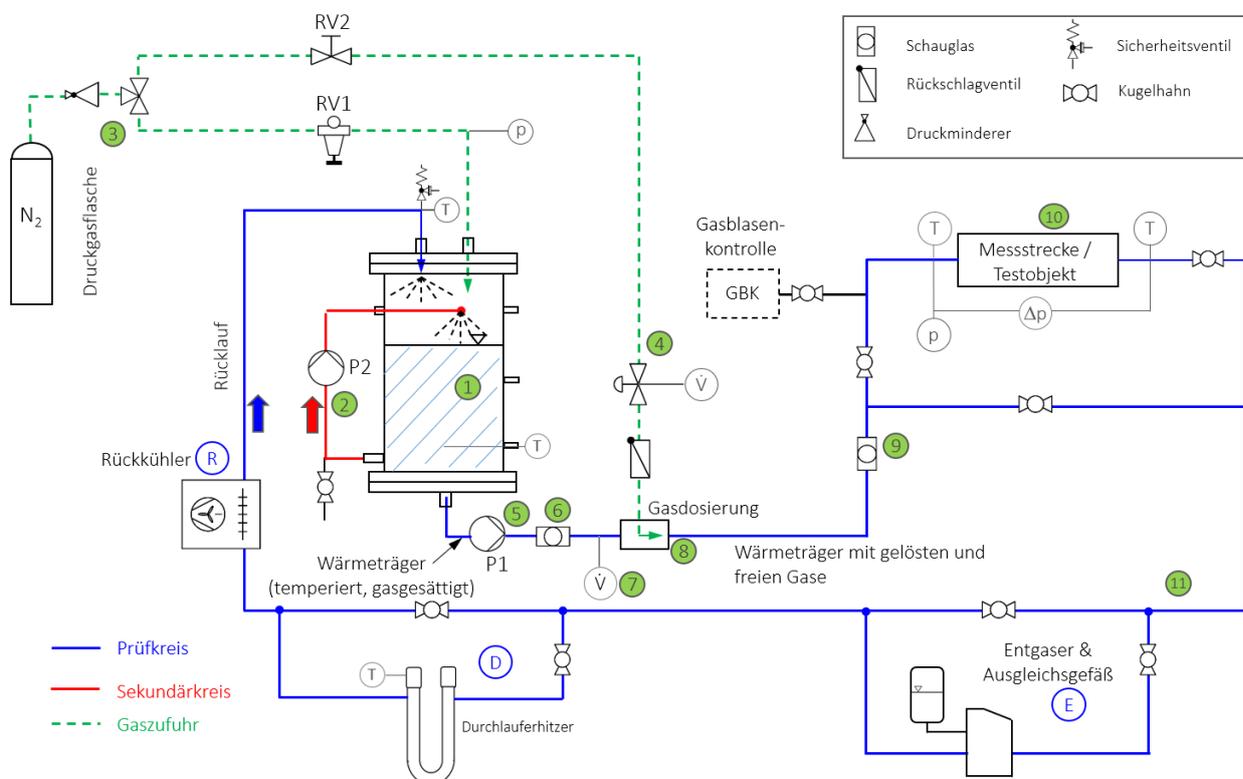


Abbildung 18 R&I-Fließschema der Versuchsanlage im Technikum der HSZG

3.2 Aufbau und Funktionsweise des Versuchsstandes

In Abstimmung mit dem Projektträger wurde zur Bündelung von Sach- und Investitionskosten gemeinsam mit dem Projektpartner Fraunhofer IFAM Dresden ein Versuchsstand konzipiert und im Technikum der Hochschule Zittau/Görlitz (HSZG) umgesetzt. Der Aufbau des Versuchsstandes ist so ausgeführt, dass sowohl Untersuchungen der Stoff- und Transportgrößen (AP3) als auch Komponententests (AP4, siehe Kapitel 5) durchgeführt werden können. Nachfolgend werden die Funktionsweise sowie die wichtigsten Komponenten der Anlage beschrieben. Zum besseren Verständnis ist in Abbildung 18 die gesamte Anlage als R&I-

Fließschema dargestellt. Ergänzend sind in Abbildung 19 eine 3D-Visualisierung sowie eine fotografische Aufnahme der Anlage zu finden.

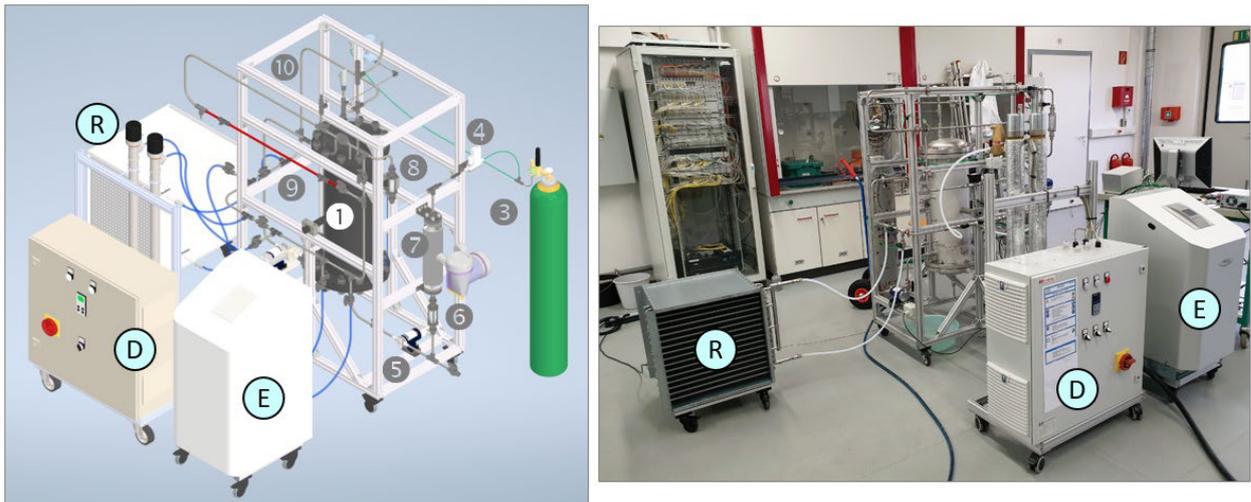


Abbildung 19 3D-Visualisierung und fotografische Aufnahme der Versuchsanlage an der HSZG

Das zentrale Bauteil der Versuchsanlage ist der sog. Sättigungsbehälter (1), ein Edelstahlbehälter mit rund 40 Liter Volumen. Im unteren Teil des Behälters befindet sich gesättigte Flüssigkeit (Wasser gesättigt mit gelöstem Stickstoff oder Kohlendioxid), darüber ein Gaspolster des verwendeten Gases zur Druckhaltung (aus Sicherheitsgründen max. 5,1 bar_{abs}).

An der Seite des Sättigungsbehälters ist ein Sekundärkreislauf (2) installiert. Eine Sekundärpumpe saugt kontinuierlich Flüssigkeit aus dem unteren Teil des Sättigungsbehälters (1) ab und verdüst diese im oberen Gaspolster des Behälters. Die dabei entstehenden mikroskopischen Wassertropfen verfügen über eine große Kontaktfläche zum Gaspolster und dienen der Anreicherung der Flüssigkeit mit gelöstem Gas bis zur maximalen Sättigung (Referenzzustand ohne freie Gase).

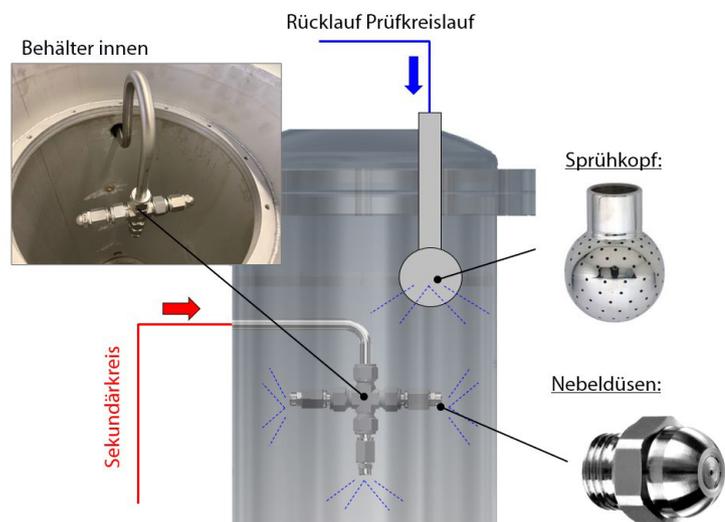


Abbildung 20: Sättigungsbehälter mit installierten Sprühvorrichtungen

Abbildung 20 zeigt den oberen Bereich des Sättigungsbehälters mit den jeweiligen Zuleitungen sowie den installierten Düsen.

Das Gas zur Druckhaltung und für die Injektion in die Strömung (8) wird aus einer Druckgasflasche (3) mit Druckminderer bereitgestellt. Der Volumenstrom des injizierten (freien) Gases wird über einen Massendurchflussregler (4) präzise eingestellt und über eine dünne Stahlkanüle in den Prüfkreislauf eingebracht (siehe Abbildung 21).

Im Versuchsbetrieb wird zunächst im unteren Teil des Behälters die gesättigte Flüssigkeit für den Prüfkreislauf entnommen. Der benötigte Flüssigkeitsvolumenstrom \dot{V}_W wird mittels einer drehzahlregelbaren Zahnradpumpe (5) eingestellt und durch einen präzisen Coriolis-Durchflussmesser (7) messtechnisch erfasst. Die stromabwärts installierte Schaulaterne (6) ermöglicht eine visuelle Beobachtung der Strömung bereits vor der Gasinjektion um zu gewährleisten, dass keine freien Gase aus dem Behälter angesaugt werden. Hinter der Gasinjektion befindet sich eine weitere Schaulaterne (9), in der die mit freien Gasen (Gasblasen) beladene Strömung optisch erfasst wird.

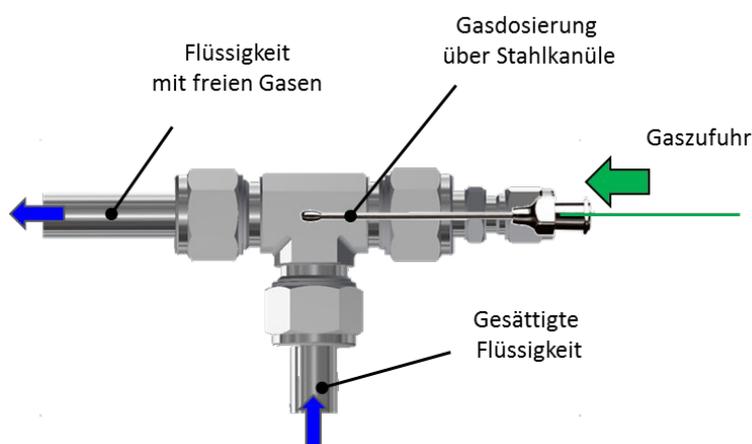


Abbildung 21: Vorrichtung zur Gasinjektion über Stahlkanüle

Die mit variablen Volumenanteilen freier Gase beladene Strömung gelangt dann zur Messstrecke (10), in der die relevanten Größen untersucht werden können. Am Eintritt der Messstrecke werden der Gesamtdruck p_{ges} und die Temperatur T_1 der Zweiphasenströmung erfasst sowie entlang der Messstrecke zusätzlich der auftretende Druckverlust Δp gemessen. Beim Einsatz des beheizten Rohres erfolgt zusätzlich die Aufnahme von Wandtemperaturen T_W entlang des Rohres (detaillierte Beschreibung siehe Abschnitt 3.6). Im Rahmen von AP4 werden statt der Messstrecke die zu untersuchenden Komponenten integriert (z.B. Wärmeübertrager, vgl. Kapitel 5).

In die Rücklaufstrecke (11) zum Sättigungsbehälter (1) können wahlweise der Entgaser (E) für die Erzeugung eines Referenzzustandes ohne gelöste Gase, der Durchlauferhitzer (D) für eine Aufheizung des Systems bis 90 °C und/oder der Rückkühler (R) für eine mögliche Wärmeabfuhr integriert werden.

Mit der entwickelten Apparatur sind folgende Versuchsrandbedingungen variabel einstellbar:

- Wasser-Massestrom ($\dot{V}_W = 0 \dots 0,2 \text{ kg/s}$)
- Systemdrücke ($p_{\text{ges}} = 1 \dots 5 \text{ bar}_{\text{abs}}$) und Temperaturen (max. $90 \text{ }^\circ\text{C}$) sowie
- der Anteil an freiem Gasvolumen ($\varepsilon = 0 \dots 10 \text{ Vol.-%}$).

Damit lassen sich sowohl die Untersuchungen zu den Stoff- und Transportkoeffizienten (AP3) als auch die Komponententests (AP4) in effizienter Weise durchführen. Der Versuchsstand ist mit umfangreicher Messtechnik ausgestattet, so dass alle relevanten physikalischen Größen in Echtzeit erfasst werden können. Die Daten laufen in einem Messdatenerfassungssystem zusammen, wo sie abgespeichert und zu einem späteren Zeitpunkt analysiert werden können.

3.2.1 Eingesetzte Messstrecken

In die Versuchsanlage wurde zunächst eine Messstrecke zur Untersuchung von Druckverlusten (AP3) integriert (\rightarrow gerades Rohr; U-Rohr), anschließend erfolgte die Implementierung einer alternativen Messstrecke für Wärmeübergangsuntersuchungen (AP3, \rightarrow beheiztes Rohr, siehe Abschnitt 3.6). Die Umsetzung der Messstrecken sowie die sich anschließenden experimentellen Untersuchungen erfolgten in enger Zusammenarbeit zwischen den Projektpartnern Hochschule Zittau/Görlitz und Fraunhofer IFAM Dresden. Eine detaillierte Beschreibung der Messstrecke d. sowie die zur Versuchsdurchführung notwendige Erweiterung des Versuchsstandes sind in Abschnitt 3.6 zu finden.

In der nachfolgenden Tabelle 9 sind die verwendeten Messstrecken mit deren wichtigsten Eigenschaften aufgeführt. Eine fotografische Darstellung ausgewählter Messstrecken ist Abbildung 22 zu entnehmen. Ergänzend kamen bei den Untersuchungen transparente Plexiglasrohre und Schläuche zum Einsatz, die eine zusätzliche Visualisierung der Zweiphasenströmung zur Kontrolle der Blasenverteilung im Rohrquerschnitt ermöglichten.

Tabelle 9 Eingesetzte Messstrecken im Technikum der HSZG

#	Messstrecke	Länge L	Durchmesser d x Wandstärke s
a.	gerades Rohr	700 mm	12 x 1 mm
b.	gerades Rohr	1500 mm	18 x 1 mm
c.	U-Rohr	2000 mm	12 x 1 mm
d.	gerades Heizrohr	700 mm	12 x 1 mm

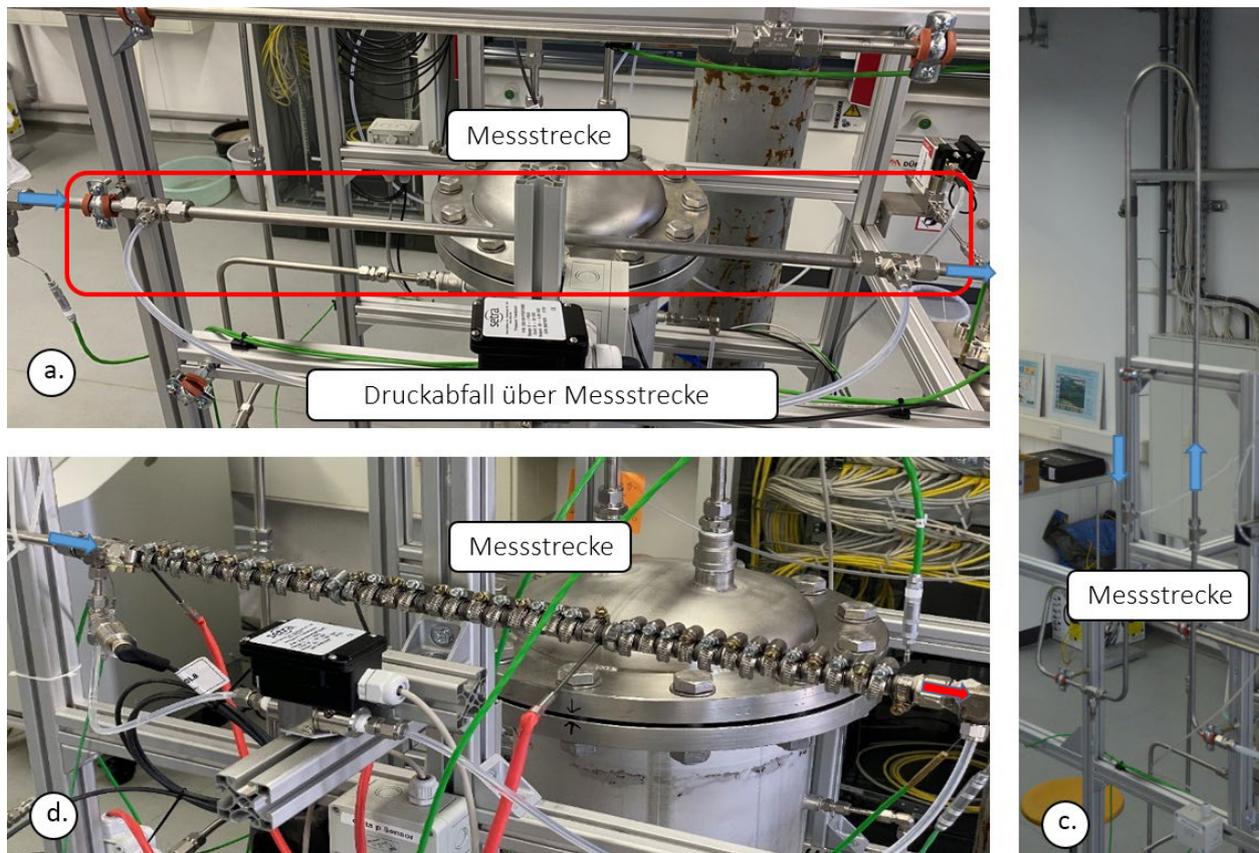


Abbildung 22: Ausgewählte Messstrecken zur Bestimmung von Stoff- und Transportkoeffizienten

3.3 Versuchsdurchführung und Versuchsparameter

Zu Beginn aller Messreihen erfolgte die Zirkulation der Flüssigkeit aus dem Sättigungsbehälter über den Sekundärkreislauf. Dabei wurde die Flüssigkeit kontinuierlich im oberen Bereich des Behälters in einer Gasatmosphäre bis zur maximalen Gassättigung verdüst. Zur Aufrechterhaltung des Sättigungszustands fand auch während der Versuchsdurchführung eine kontinuierliche Verdüstung statt.

Im Rahmen der Versuchsdurchführung wurden bei allen eingesetzten Messstrecken hinsichtlich des Druck- und Temperaturniveaus vergleichbare Versuchsrandbedingungen angestrebt. Für die Messreihen erfolgte anschließend eine Erhöhung der effektiven Strömungsgeschwindigkeit c in diskreten Stufen sowie die schrittweise Anhebung der freien Gasvolumenanteile ε in der Strömung. Da mit der Zugabe freier Gasvolumenanteile eine Erhöhung der effektiven Strömungsgeschwindigkeit c verbunden ist, musste im Sinne einer besseren Vergleichbarkeit der Wasservolumenstrom \dot{V}_W für jeden Messpunkt reduziert werden. Somit basiert die Analyse der einzelnen Versuchsreihen auf einem gleichbleibendem Gesamtvolumenstrom \dot{V} . In Abstimmung mit den Projektpartnern wird im Rahmen des Projekts diese

Vorgehensweise als Szenario 2 bezeichnet. In der späteren Untersuchung der Testobjekte an der HSZG wird dazu abweichend auch der Wasservolumenstrom \dot{V}_W konstant gehalten (\rightarrow Szenario 1).

Tabelle 10 gibt eine Übersicht der durchgeführten Untersuchungen einschließlich aller eingestellten Versuchsparameter.

Die Aufnahme eines Messpunkts erfolgte unter konstanten Randbedingungen über eine Zeitspanne von 3 Minuten. Alle im Rahmen der Auswertung dargestellten Messwerte bilden somit einen Mittelwert über die gesamte Zeitspanne.

Tabelle 10 Versuchsparameter für die an der HSZG untersuchten Messtrecken

#	Messtrecke	Einbau- lage	Druck p_{abs} [bar]	Tempe- ratur T [°C]	Geschwin- digkeit c [m/s]	freies Gas	Gasanteil ε [Vol.-%]
a.	gerades Rohr 12 x 1	horizontal	1,5 / 3,0	25 / 85	0,25 ... 1,5	N ₂ / CO ₂	0 ... 10
b.	gerades Rohr 18 x 1	horizontal	1,5	25 / 85	0,25 ... 0,6	N ₂	0 ... 10
c.	U-Rohr	horizontal & vertikal	1,5 / 3,0	25	0,25 ... 1,5	N ₂	0 ... 10
d.	gerades Heizrohr	horizontal & vertikal	1,5	25	0,25 ... 1,5	N ₂	0 ... 10

3.4 Versuchsauswertung

Die durchgeführten Messreihen hatten im ersten Schritt zum Ziel den Einfluss der freien Gase auf den Druckverlust Δp im Rohr zu untersuchen. Hierbei wurde der Druckverlust als wichtigster Messwert direkt über den Differenzdrucksensor erfasst. Des Weiteren erfolgten die Messung von Druck und Temperatur am Eintritt der Messtrecke sowie der Masseströme der reinen Flüssigkeit und des freien Gases.

Aus den beiden Masseströmen lässt sich mit Kenntnis der jeweiligen Dichte der Gasvolumenanteil ε in der Strömung entsprechend folgender Gleichung bestimmen:

$$\varepsilon = \frac{\dot{V}_G}{\dot{V}} = \frac{\dot{V}_G}{\dot{V}_W + \dot{V}_G} \quad (3)$$

Die aus dem Gesamtvolumenstrom \dot{V} resultierende effektive Strömungsgeschwindigkeit c kann über folgenden Zusammenhang

$$c = \frac{\dot{V}}{A} = \frac{4 \dot{V}}{\pi \cdot d_i^2} \quad (4)$$

ermittelt werden, wobei A dem Strömungsquerschnitt des Rohres entspricht. Die effektive Fluiddichte ρ der Zweiphasenströmung ergibt sich aus

$$\rho = \varepsilon \cdot \rho_{N_2} + (1 - \varepsilon) \cdot \rho_W \quad (5)$$

Mit Kenntnis der Länge der Messtrecke L und dem Rohrinne Durchmesser d_i kann schließlich aus den gemessenen Werten für den Druckverlust Δp die effektive Rohrreibungszahl λ nach

$$\lambda = \frac{\Delta p \cdot d_i \cdot 2}{L \cdot \rho \cdot c^2} \quad (6)$$

berechnet werden und gemäß der etablierten Darstellungsform als Funktion der effektiven Reynolds-Zahl Re aufgetragen werden. Die Reynolds-Zahl für eine Zweiphasenströmung resultiert unter Verwendung der effektiven Dichte ρ und der Strömungsgeschwindigkeit c aus

$$Re = \frac{\rho \cdot c \cdot d_i}{\eta} \quad (7)$$

Für die Berechnung der mittleren dynamischen Viskosität η bei einer Zweiphasenströmung finden sich in der Literatur mehrere Ansätze [7] [8], die im Ergebnis zu sehr unterschiedlichen Mittelwerten führen können. Im Rahmen der hier durchgeführten Auswertungen wurde analog zur Berechnung der effektiven Dichte überwiegend eine (quasi volumetrische) Mittelung über den Gasvolumenanteil ε vorgenommen. Trotz dieses wissenschaftlich nicht ganz fundierten Ansatzes ließen sich durch diese Vorgehensweise dennoch aussagekräftige Untersuchungsergebnisse aus den Messdaten ableiten, welche nachfolgend dargestellt und diskutiert werden. Ergänzend dazu erfolgte hinsichtlich eines näheren Bezugs zur Praxis eine Analyse der Messdaten im geraden Rohr mit Bezug auf die Viskosität der reinen Flüssigkeit.

3.5 Versuchsergebnisse

3.5.1 Funktionsnachweis bei reiner Flüssigkeitsströmung

Zur Überprüfung der prinzipiellen Funktionalität des Versuchsstandes erfolgte im Rahmen der Auswertung zunächst die Darstellung der Messpunkte für eine reine Flüssigkeitsströmung (Index W). Die Messwerte berücksichtigen die Ergebnisse der Versuchsreihen mit Messtrecke a. und b. (gerades Rohr) und sind in etablierter dimensionsloser Form in dem Diagramm in Abbildung 23 aufgetragen. Erwartungsgemäß ist ein exponentieller Abfall der Rohrreibungszahl λ_0 mit zunehmender Reynolds-Zahl Re_W erkennbar.

Gleichzeitig wurden die Daten mit drei theoretischen Ansätzen zur Berechnung der Rohrreibungszahl in einem hydraulisch glatten Rohr [9] verglichen. Alle Messpunkte zeigen dabei eine sehr gute Übereinstimmung mit den verwendeten theoretischen Modellen, wodurch der Nachweis erbracht wurde, dass alle Komponenten und Sensoren des Versuchsstandes ordnungsgemäß und zuverlässig funktionieren. Dies bildet die Grundlage dafür, dass die anstehenden Untersuchungen unter sicheren und reproduzierbaren Randbedingungen erfolgreich durchgeführt werden können.

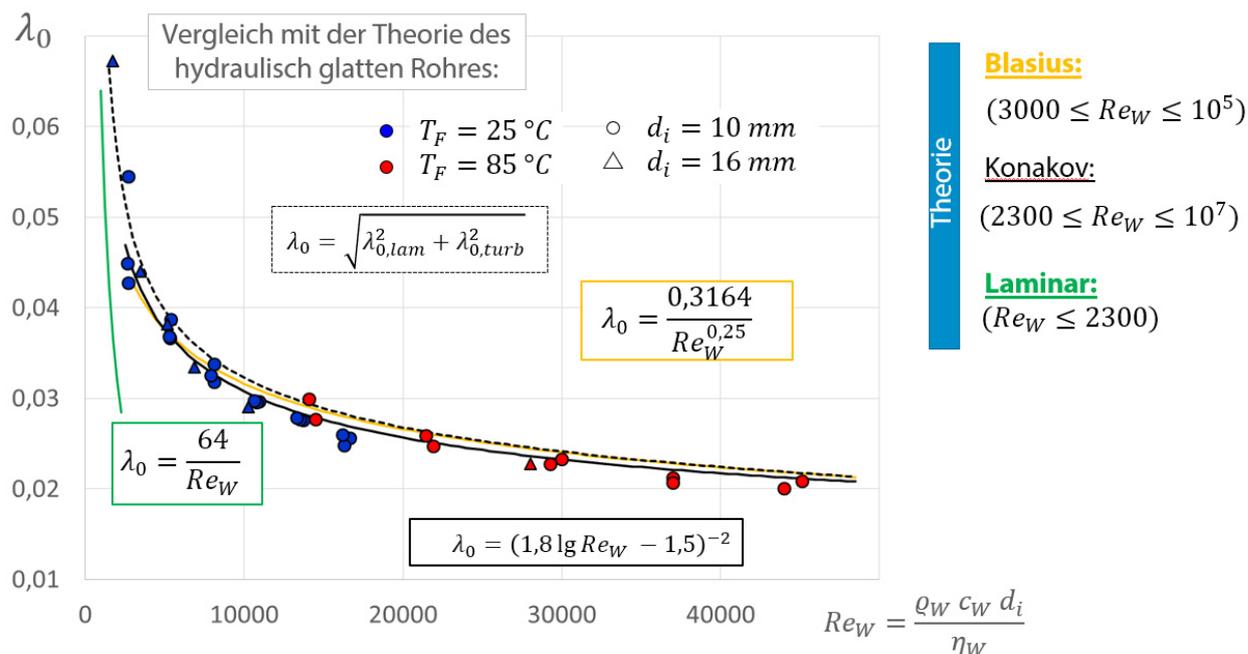


Abbildung 23 Vergleich der Messpunkte für den Druckverlust einer reinen Flüssigkeitsströmung ohne freie Gase mit der Theorie des hydraulisch glatten Rohres

3.5.2 Einfluss freier N_2 -Volumenanteile auf den Druckverlust im geraden Rohr

Im nächsten Schritt erfolgte die Gegenüberstellung der Messdaten mit und ohne freie Gasvolumenanteile mit der etablierten Korrelation nach Blasius [9]. Im Diagramm in Abbildung 24 ist gut erkennbar, dass die ermittelten effektiven Rohrreibungszahlen λ über den gesamten Reynolds-Bereich tendenziell mit Zunahme des freien Gasvolumenanteils ε größer werden. Im Hinblick auf spätere praktische Anwendungen ist demnach bei Vorhandensein freier Gase mit einem erhöhten Druckverlust Δp im System zu rechnen.

Um diesen Effekt in möglichst praktikabler Weise zu berücksichtigen, wurde der ursprünglich verwendete Ansatz nach Blasius leicht modifiziert. Die Ergänzung des Gasvolumenanteils ε führte schließlich zu folgender Korrelation

$$\lambda = \frac{0,3164 (1 - \varepsilon)}{Re^{0,25 (1 - \varepsilon)}}. \quad (8)$$

In Abbildung 24 sind die Messpunkte aus den Versuchsreihen mit Messstrecke a. (freies Gas: N₂) dem modifizierten Blasius-Ansatz gegenübergestellt. Es ist erkennbar, dass durch die Erweiterung der ursprünglichen Korrelation der Effekt der Druckverlustzunahme bei Zugabe freier Gasvolumenanteile gut abgebildet wird und somit die Messdaten mit guter Genauigkeit wiedergegeben werden können.

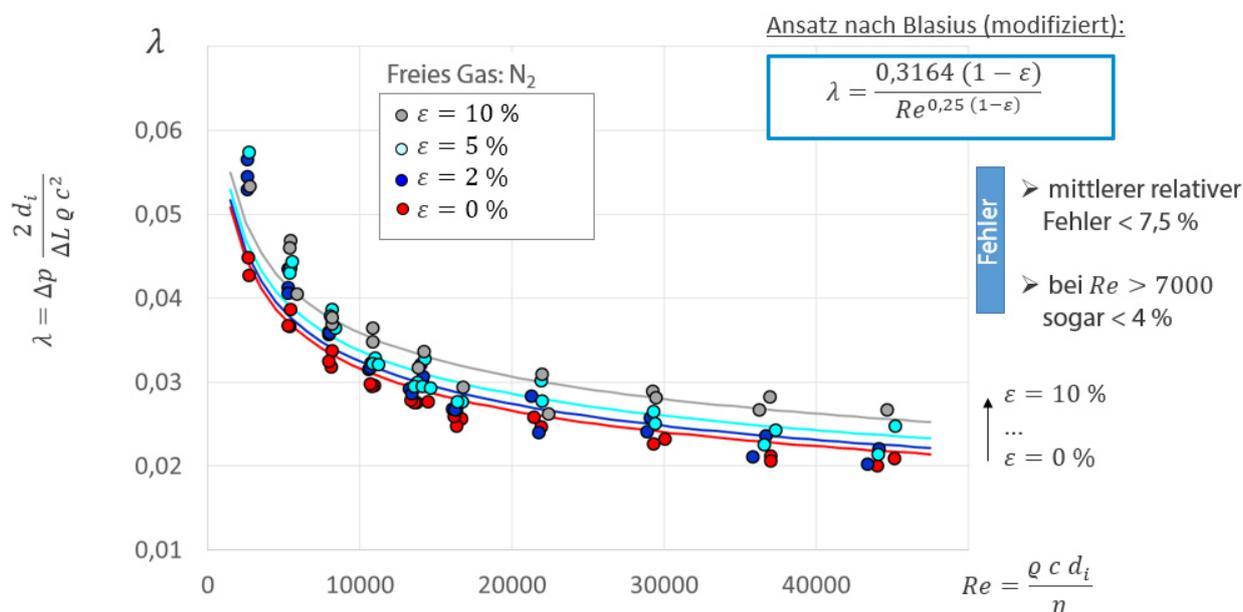


Abbildung 24: Vergleich der Messdaten mit & ohne Gasbeladung mit modifizierter Blasius-Gleichung
freies Gas: N₂; Szenario: 2

Des Weiteren kamen bei der Datenanalyse auch etablierte Modelle zur Beschreibung einer Zweiphasenströmung zum Einsatz [siehe [7] und [8]]. Diese Modelle sind meist sehr komplex und deren Anwendung setzt ein tiefes Verständnis der Phänomene einer Zweiphasenströmung voraus. Insgesamt konnte allerdings festgestellt werden, dass diese speziellen Modelle die experimentellen Daten nur mit einer geringeren Genauigkeit abbilden können. Aus diesem Grund hatten diese Ansätze keine weitere Relevanz innerhalb der Untersuchungen an der HSZG.

Die Auswertung der Versuchsreihen bei großem Rohrdurchmesser (Messstrecke b.) zeigte eine erhebliche Streuung der Messdaten und eine damit einhergehende deutliche Abweichung zu dem obigen Modellansatz. Für eine bessere Analyse des Verhaltens der Gasblasen in einer Zweiphasenströmung wurden daher ergänzend optische Untersuchungen mit Hilfe eines Plexiglas-Rohres durchgeführt (siehe Abschnitt 3.5.4). Aufgrund einer eher geringen Praxisrelevanz für spätere Anwendungen wurde die Analyse der Daten allerdings nicht weiter vertieft und der Fokus auf die Untersuchung der anderen Messstrecken und Komponenten gelegt.

Analyse der Messdaten mit Bezug auf eine reine Flüssigkeitsströmung

Wie in Abschnitt 3.4 näher erläutert, ist die Bildung einer effektiven Viskosität η für eine Zwei-phasenströmung problematisch und die daran gekoppelte Berechnung der Reynolds-Zahl dadurch mit einer gewissen Unsicherheit behaftet. Daher werden zum Vergleich die Messdaten für ein gerades Rohr ergänzend in Abbildung 25 noch mit Bezug auf eine reine Flüssigkeitsströmung dargestellt.

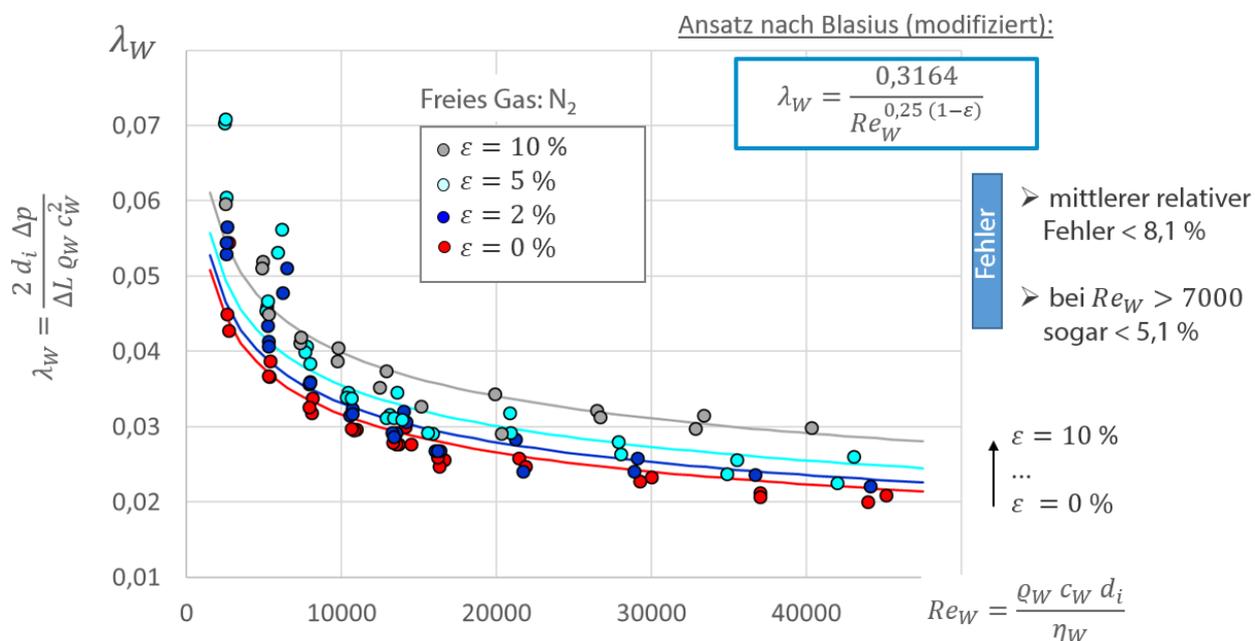


Abbildung 25 Vergleich der Messdaten mit & ohne Gasbeladung mit modifizierter Blasius-Gleichung freies Gas: N₂; Szenario: 2

Durch den Bezug auf die reine Wasserströmung ergeben sich etwas kleinere Werte für die Reynolds-Zahl Re_W , was in erster Linie auf die in diesem Fall geringere Strömungsgeschwindigkeit $c_W = \dot{V}_W/A$ (mit $\dot{V}_W < \dot{V}$) zurückgeführt werden kann. Gleichzeitig resultiert aus den geänderten Bezugswerten eine Erhöhung des Reibungsbeiwerts λ_W . Insgesamt erfahren die Messpunkte dadurch eine Verschiebung nach links oben.

Des Weiteren werden die Messdaten mit dem bereits vorgestellten modifizierten Ansatz nach Blasius verglichen. Durch die neuen Bezugsgrößen und die damit einhergehenden kleineren Werte für Re_W liefert die Theorie insgesamt zu kleine Werte für den Reibungsbeiwert λ_W . Eine Rücknahme des Zusatzterms im Zähler führt zu einer Anhebung der Kurven und damit zu einer deutlich besseren Übereinstimmung mit den Messdaten. Die ermittelten Versuchswerte können dadurch mit einer Genauigkeit von ca. $\pm 8\%$ abgebildet werden. Vor allem bei geringen Reynolds-Zahlen ($Re_W < 4000$) liegt eine erhöhte Abweichung vor. Betrachtet man ausschließlich praxisrelevante Messdaten im Reynolds-Zahl-Bereich $Re_W > 4000$, so verbessert sich die Übereinstimmung und der relative Fehler sinkt auf $< 6\%$.

3.5.3 Einfluss freier CO₂-Volumenanteile auf den Druckverlust im geraden Rohr

Ergänzend zu den Messungen mit Stickstoff als freies Gas erfolgte gegen Projektende die Wiederholung ausgewählter Versuchsreihen mit Kohlendioxid (CO₂). Die Durchführung und Auswertung der Messungen verliefen analog zu denen mit Stickstoff.

In Abbildung 26 sind die Messpunkte in gleicher Weise dargestellt und werden ebenfalls mit dem zuvor eingeführten modifizierten Blasius-Ansatz nach Gleichung (8) verglichen. Insgesamt können auch bei Einsatz von CO₂ als freies Gas die Messwerte über den gesamten Parameterbereich mit einer zufriedenstellenden Genauigkeit abgebildet werden. Allerdings ist im Bereich kleiner Reynolds-Zahlen ($Re < 5000$) eine merkliche Zunahme des relativen Fehlers erkennbar, was vermutlich auch auf die zunehmende Messungenauigkeit des Differenzdrucksensors im unteren Messbereich zurückgeführt werden kann.

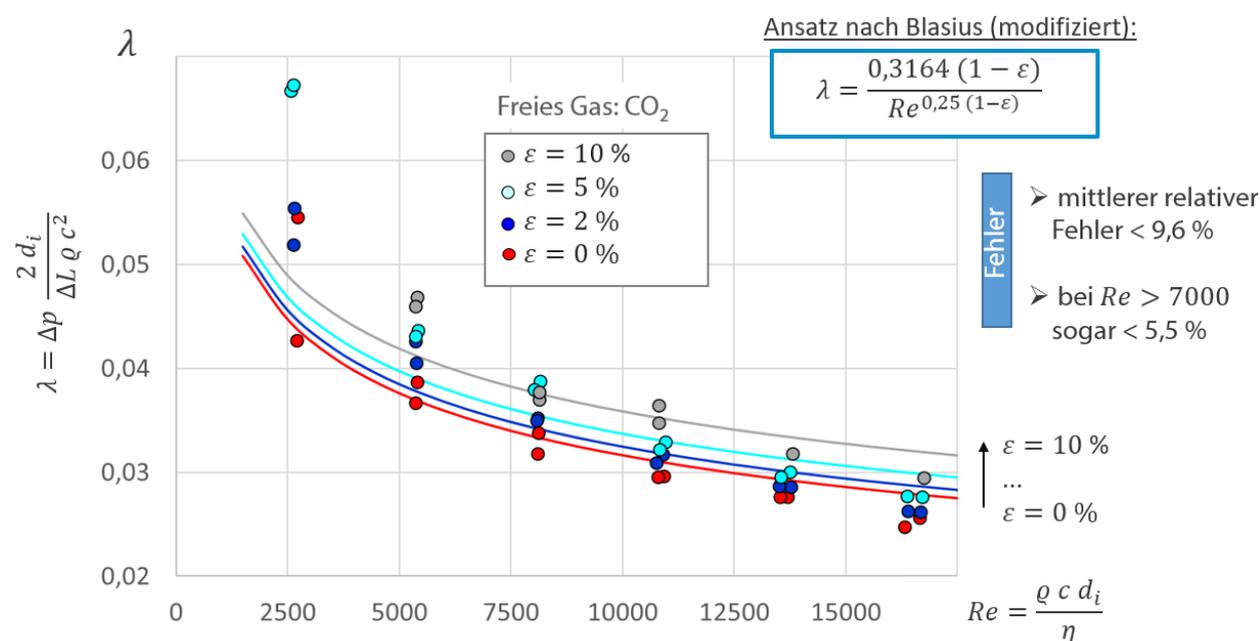


Abbildung 26: Vergleich der Messdaten mit & ohne Gasbeladung mit modifizierter Blasius-Gleichung freies Gas: CO₂; Szenario 2

3.5.4 Weitere grundlegende Untersuchungen

Visualisierung der Zweiphasenströmung

Für ein tiefergehendes Verständnis der Phänomene einer Zweiphasenströmung ist die visuelle Beobachtung der Strömung in der Regel sehr hilfreich. Aus diesem Grund erfolgte der Austausch des Edelstahl-Rohres durch ein transparentes Plexiglas-Rohr und die anschließende Wiederholung ausgewählter Messpunkte (nur horizontale Durchströmung).

In Abbildung 27 sind beispielhaft einige Aufnahmen des Rohres bei unterschiedlichen Strömungsgeschwindigkeiten und Gasvolumenanteilen dargestellt. Die Untersuchungen zeigten, dass der Einfluss der Schwerkraft bei geringen Strömungsgeschwindigkeiten deutlich ausgeprägter ist als bei hohen Geschwindigkeiten. Hinsichtlich der Gasblasenverteilung innerhalb des Strömungsfeldes ist eine Ansammlung der Gasblasen im oberen Bereich des Rohres zu erkennen. Zudem konnte bei höheren Gasvolumenanteilen ein Verschmelzen der Gasblasen beobachtet werden (→ Tendenz zu Kolben- oder Pfropfenströmung).

Ein weiteres Ergebnis war das sehr instationäre Verhalten, welches zu zeitlich wechselnden und nicht reproduzierbaren Strömungsbildern führte. Im Gegensatz dazu zeigten höhere Strömungsgeschwindigkeiten und geringe Gasvolumenanteile freier Gase eine relativ homogene Gasblasenverteilung.

Auf die Durchführung von Untersuchungen bei vertikaler Einbaulage des Rohres wurde verzichtet.

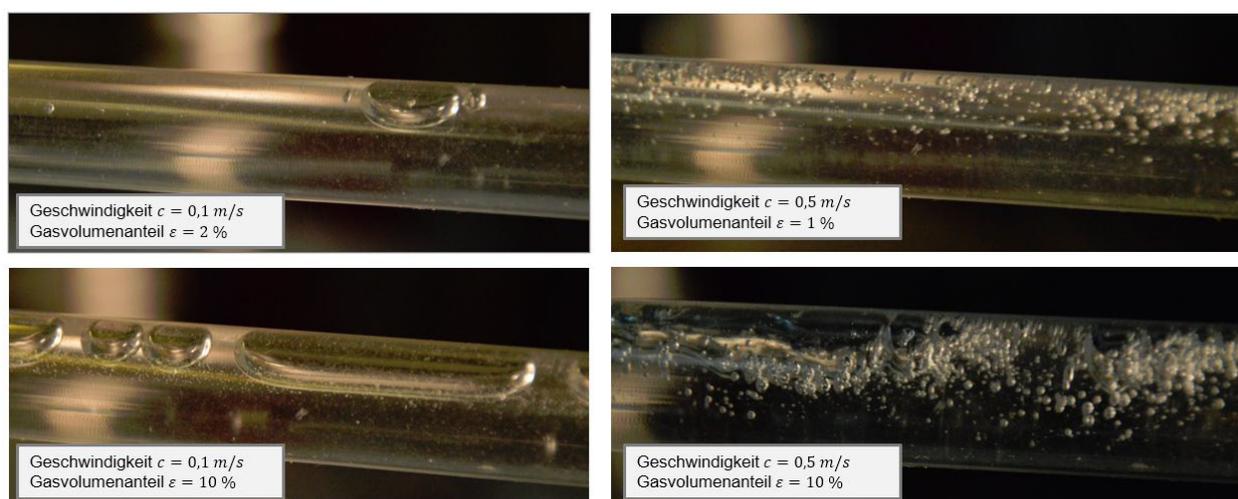


Abbildung 27: Visualisierung der Zweiphasenströmung

Untersuchungen am U-Rohr

Gegenstand weiterer Arbeiten war die Untersuchung des Einflusses freier Gasblasen in gekrümmten Rohren. Hier stand vor allem die Frage nach einer möglichen Ansammlung von Gasblasen im Hochpunkt des Rohres im Fokus. Als Messstrecke wurde dafür ein Rohr (12 mm x 1 mm) in U-Form gefertigt und in die Versuchsanlage integriert (Messstrecke c.). Die Einbaulage des Rohres wurde variabel realisiert, so dass eine Messung in horizontaler (liegend) und vertikaler Lage (stehend) möglich war. Abbildung 28 zeigt das eingebaute U-Rohr in vertikaler Einbaulage. Die beiden Druckmessstellen wurden so positioniert, dass die Messstrecke eine Länge von $L = 2 \text{ m}$ aufweist.

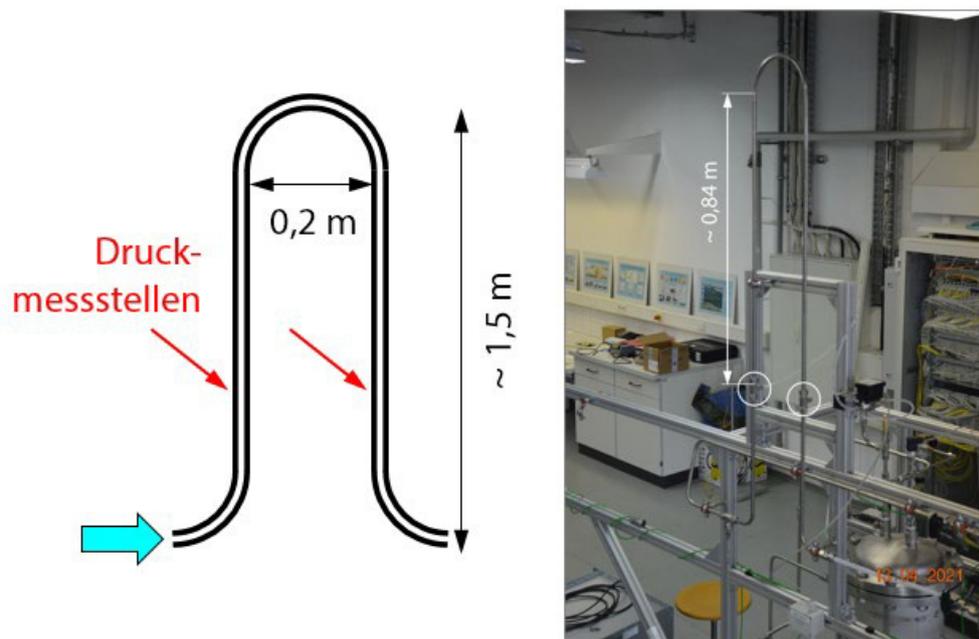


Abbildung 28: Messtrecke c. mit U-Rohr in vertikaler Einbaulage

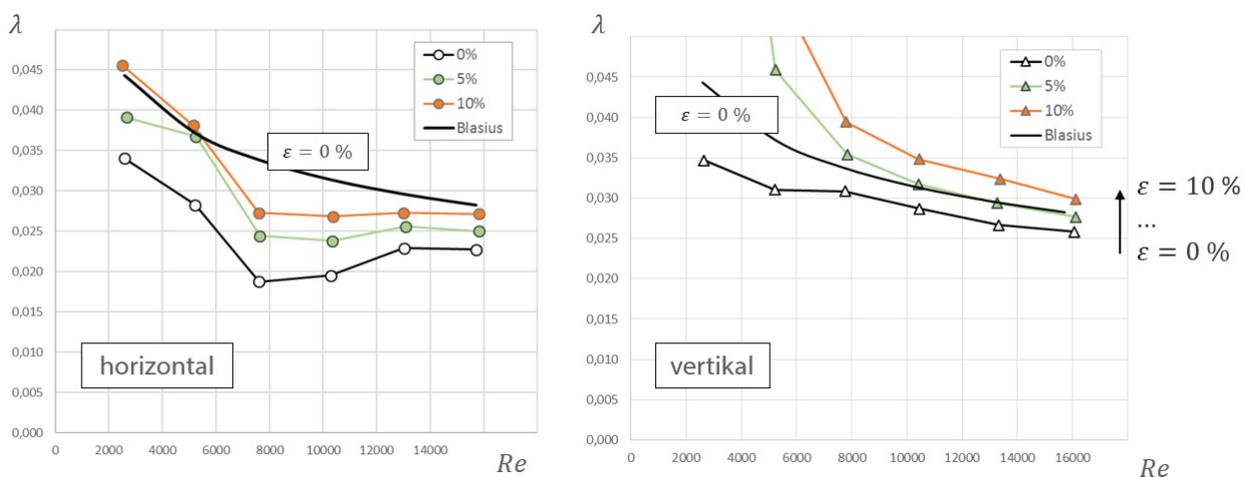
Abbildung 29: Messdaten U-Rohr für horizontale und vertikale Einbaulage ($p = 1,5 \text{ bar}$; $T_W = 20 \text{ °C}$) freies Gas: N_2 ; Szenario: 2

Abbildung 29 zeigt die dimensionslosen Messdaten der durchgeführten Versuchsreihen für das U-Rohr in horizontaler (links) und vertikaler (rechts) Einbaulage mit variabler Gasbeladung. Ergänzend sind in Abbildung 30 die Messdaten und die weiter oben eingeführte modifizierte Blasius-Gleichung gegenübergestellt.

Insgesamt kann festgestellt werden, dass die Abweichungen der Messdaten zum theoretischen Ansatz deutlich größer sind als beim geraden Rohr. Der Einfluss der Rohrumlenkung auf den Druckverlust wird hierbei als gering eingeschätzt, da das Verhältnis von Krümmungsdurchmesser d_{Kr} zu innerem Durchmesser d_i deutlich über 1 liegt.

Des Weiteren zeigen die Messdaten sehr deutlich den Einfluss der Gasbeladung in der Strömung. So nimmt für beide Einbaulagen der Druckverlust mit zunehmender Gasbeladung zu, wobei die Druckverluste in vertikaler Einbaulage insgesamt etwas größere Werte aufweisen.

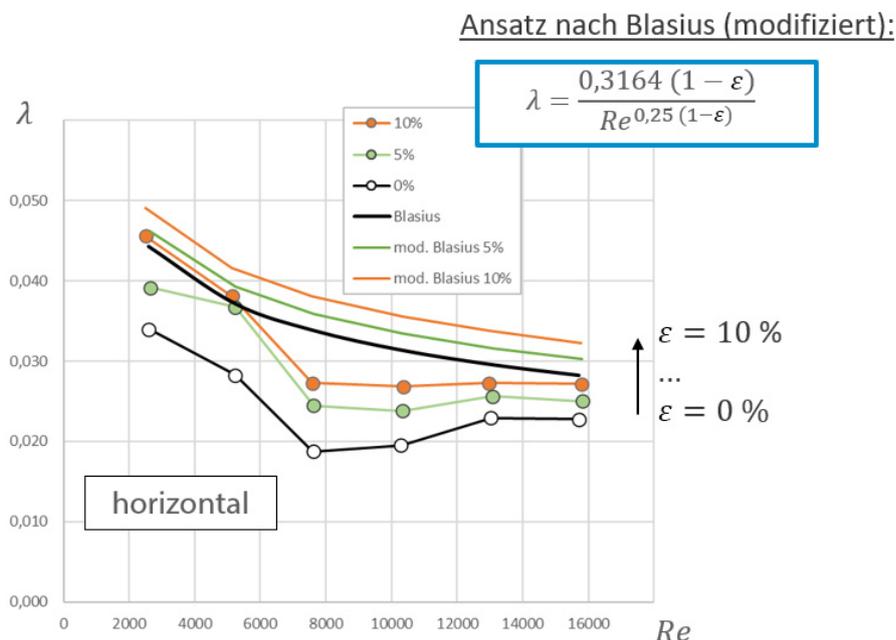


Abbildung 30: Vergleich der Messdaten bei horizontalem U-Rohr mit modifizierter Blasius-Gleichung freies Gas: N₂; Szenario: 2

Vor allem beim stehenden U-Rohr und kleinen Reynolds-Zahlen fallen die relativ großen Abweichungen zum theoretischen Ansatz auf (vgl. Abbildung 29, Diagramm rechts). Allerdings sei an dieser Stelle angemerkt, dass die Auftragung der Messwerte in dimensionsloser Form die Abweichungen überproportional darstellt. Zur genaueren Untersuchung des Einflusses des Hochpunktes wurde zusätzlich ein transparenter Schlauch im Kreislauf integriert, um mögliche Gaspolster visuell zu detektieren.

Dieser Versuchsaufbau brachte die Erkenntnis, dass sich keine Gasblasen am Hochpunkt des U-Rohres ansammeln, weshalb Messungenauigkeiten und starke Schwankungen der Druckwerte – in erster Linie bei geringen Strömungsgeschwindigkeiten – als mögliche Ursachen für die erhöhten Abweichungen in Betracht gezogen werden.

Analoge Versuchsreihen wurden auch mit einem erhöhten Systemdruck von $p = 3,0$ bar durchgeführt. Die Auswertung der Daten zeigte ähnliche Zusammenhänge und brachte keine neuen Erkenntnisse, weshalb auf weitere Messungen bei höheren Drücken und Temperaturen verzichtet wurde.

Druckverlustmessungen am Schrägsitz-Absperrventil

Als Voruntersuchung für die in AP4 anstehenden Komponententests wurde ein marktgängiges Schrägsitz-Absperrventil in den Abschnitt der Messstrecke integriert (siehe Abbildung 31). Die Messungen erfolgten bei $p = 1,5$ bar und Raumtemperatur. Neben variablen Volumenströmen und Gasbeladungen der Strömung wurde außerdem die Öffnung des Ventils zwischen 100 % (→ „voll geöffnet“) und 50 % (→ „halb geöffnet“) variiert. Ziel war analog zu den vorherigen Untersuchungen, den Zusammenhang zwischen Druckverlust Δp und freiem Gasvolumen ε zu analysieren.

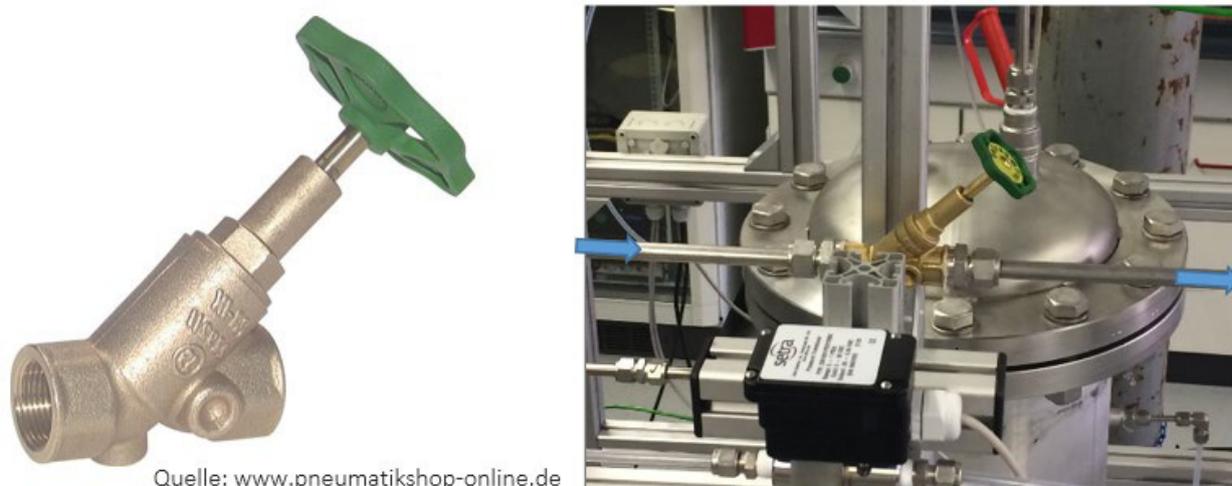


Abbildung 31 In die Versuchsanlage der HSZG integriertes Schrägsitz-Absperrventil

In Abbildung 32 sind diesmal aus praktikablen Gründen die dimensionsbehafteten Druckverluste Δp bei variabler Gasbeladung als Funktion der effektiven Strömungsgeschwindigkeit c aufgetragen (voll geöffnet → links; halb geöffnet → rechts). Aus den Druckkennlinien des Herstellers wurde ein Druckverlustbeiwert des Ventils von $\zeta = 1,56$ abgeschätzt und die entsprechende Kennlinie in den beiden Diagrammen ergänzend aufgetragen. Dazu sollte jedoch angemerkt werden, dass der Hersteller keine Angaben zur Gültigkeit der Kennlinie für eine bestimmte Ventilstellung macht und daher von einem voll geöffneten Ventil (Abbildung links) ausgegangen werden muss.

Die Auswertung der Messdaten zeigt, dass gemäß der etablierten Theorie auch hier der Druckverlust Δp mit steigender Strömungsgeschwindigkeit steigt. Es fällt jedoch auf, dass der Einfluss der Gasbeladung deutlich geringer ausgeprägt ist wie bei den vorangegangenen Messungen im Rohr. Diese Tatsache spiegelt sich in erster Linie durch teilweise übereinander liegende Messpunkte wider, woraus sich die Erkenntnis ableiten lässt, dass eine Gasbeladung $\varepsilon < 10$ Vol.-%, wie sie für praktische Anwendungen relevant ist, für das hier untersuchte Ventilmodell als unkritisch eingestuft werden kann.

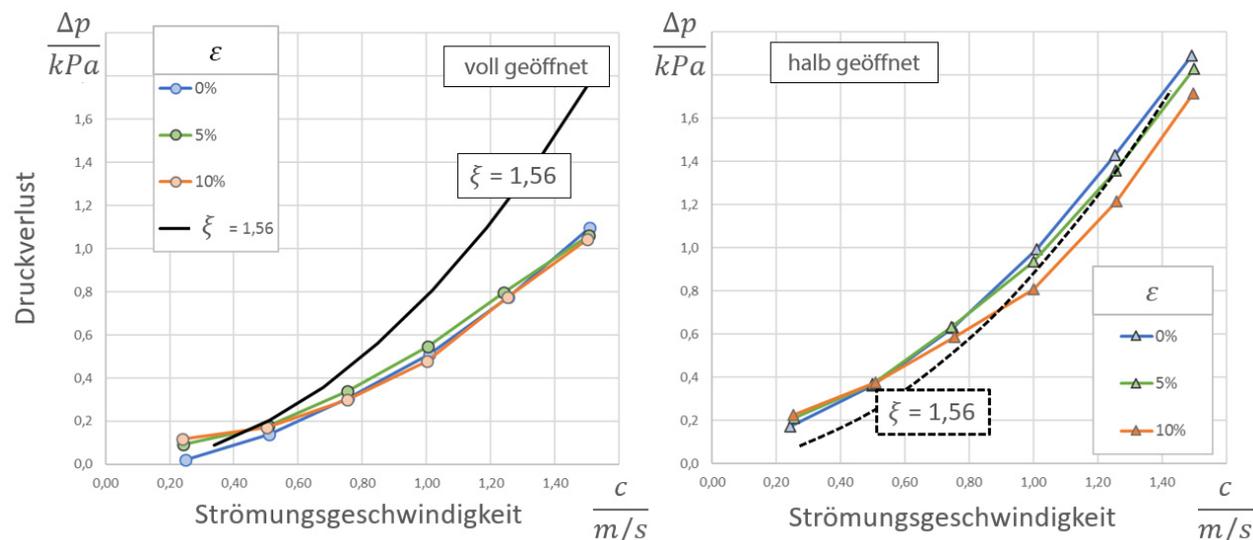


Abbildung 32 Messdaten für Schrägsitzventil; links: voll geöffnet; rechts: halb geöffnet
freies Gas: N_2 ; Szenario: 2

3.6 Wärmeübergangsuntersuchungen einer gasbeladenen Strömung im geraden Heizrohr

3.6.1 Entwicklung und Aufbau der Messstrecke d. (Heizrohr)

Die Messstrecke d. in Form eines geraden, beheizbaren Rohres wurde zur Untersuchung zweier unterschiedlicher Phänomene entwickelt:

1. Eine Recherche bezüglich der Möglichkeiten zur messtechnischen Bestimmung der Viskosität η und Wärmeleitfähigkeit λ gasbeladener Flüssigkeiten mittels in-Situ-Verfahren lieferte keine nutzbaren Messverfahren. Daher wurde entschieden zu versuchen, diese Transportkoeffizienten der gasbeladenen Flüssigkeit indirekt über die Untersuchung des strömungs- und wärmetechnischen Verhaltens in einer geeigneten Messstrecke zu bestimmen.
2. Des Weiteren sollte untersucht werden, inwiefern sich Anteile freier Gase in einer Flüssigkeit auf den konvektiven Wärmetransport in einer Rohrströmung auswirken.

Die Messstrecke sollte dabei so einfach wie möglich gestaltet sein, um in der Literatur vorhandene empirische Korrelationen nutzen zu können. Die Wahl fiel auf ein durchströmtes und beheiztes Rohrstück, welches zwischen zwei T-Stücken positioniert ist. Vorteilhaft dabei war, dass die Messstrecke d. dadurch problemlos in die gemeinsame (IFAM-DD, HSZG) Begasungsanlage integriert werden konnte, wodurch der Aufbau eines Laborversuchsstandes am Fraunhofer IFAM-DD entfiel.

Die finale Auslegung der Messstrecke hinsichtlich zu erwartender Druckverluste und Wärmeströme erfolgte mittels theoretischer Korrelationen sowie Strömungssimulationen (siehe

Abbildung 33) und wird nachfolgend beschrieben. Die Vergleiche der Simulationen mit den theoretischen Korrelationen zeigten dabei eine gute Übereinstimmung.

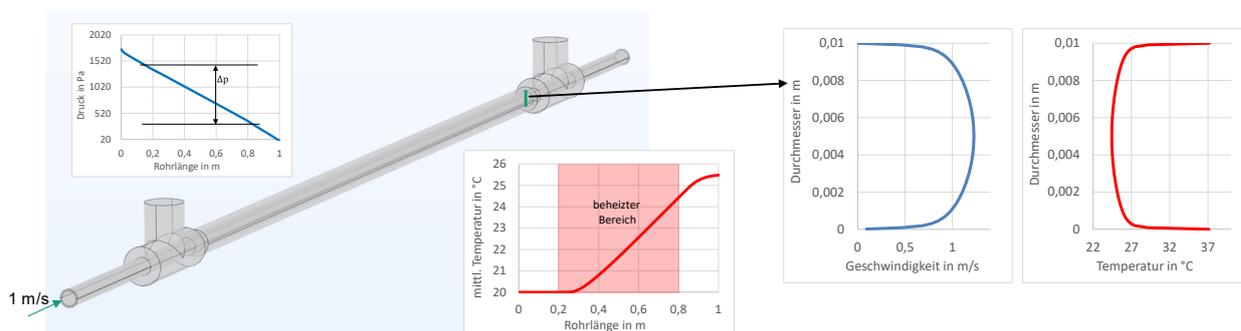


Abbildung 33 Vereinfachtes Simulationsmodell der Messstrecke und Darstellung des Geschwindigkeits- und Temperaturprofils am Rohrende für den Auslegungsfall

Auf ein Rohr mit der Länge von $L = 1$ m, einem Außendurchmesser von $d_a = 12$ mm und einer Wandstärke von $\delta_R = 1$ mm werden zwei auf 12 mm aufgebohrte T-Stücke geschoben und diese so fixiert, dass zwischen den seitlichen Abgängen $\Delta L = 700$ mm Rohrlänge liegen. Zwischen den T-Stücken ergeben sich ca. $\Delta L = 600$ mm Rohrwand, auf die eine Heizung aufgebracht werden kann. Aus den Berechnungen ergab sich bei einer Strömungsgeschwindigkeit von $c = 1,0$ m/s und einer Heizleistung von ca. $\dot{Q} = 2,3$ kW eine mittlere Temperaturerhöhung im Fluid von $\Delta T_F = 6,6$ K, was messtechnisch als realistisch auswertbar angesehen wurde.

Die seitlichen Abgänge der T-Stücke dienen zur Messung des Differenzdruckes Δp über Wandanbohrungen in der Rohrwand. An den T-Stücken werden seitlich Klemmverschraubungen angelötet, durch die später Thermoelemente zur Fluidtemperaturmessung eingeführt werden können (vgl. auch Abbildung 34). Grundlage für die Auswahl der Thermoelemente mit 0,5 mm Manteldurchmesser war eine gewünscht möglichst geringe Störung der Rohrströmung.

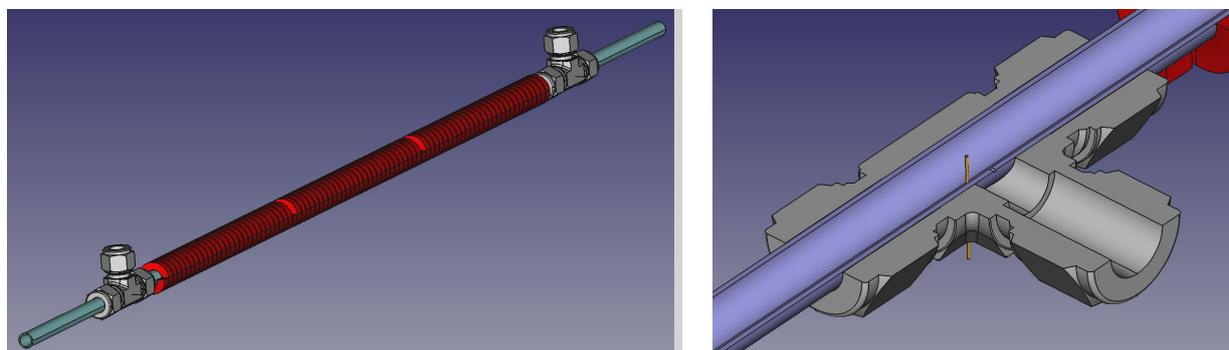


Abbildung 34 CAD-Modell der Messstrecke inklusive Beheizung mit Detailansicht des ersten T-Stückes (rechtes Bild, inkl. Druckmessbohrung und Fluidthermoelement)

Zur Beheizung wurden drei vorgebogene Heizpatronen (Heizwendeln) mit einem Innendurchmesser von 11,6 mm beschafft und diese auf das Rohr mit 12 mm Außendurchmesser aufgeschoben (siehe Abbildung 35). Damit sollte eine hohe Anpresskraft und damit eine Minimierung des Wärmetransportwiderstandes Heizer → Rohr erreicht werden.

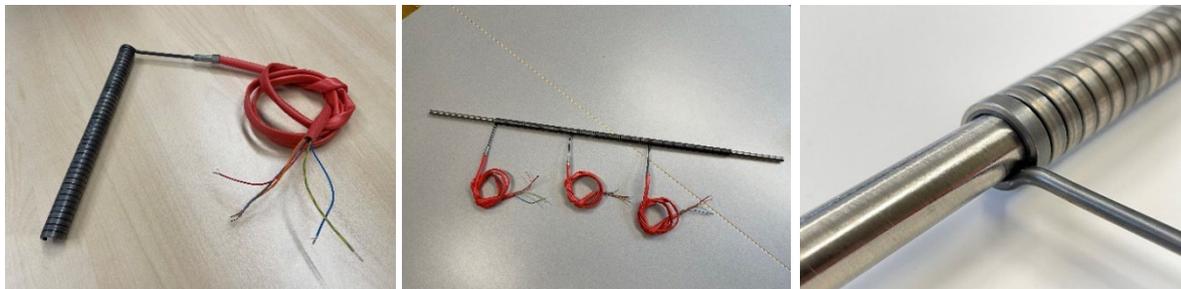


Abbildung 35 Einzelne Heizpatrone, aufgeschobene Heizpatronen und Detailansicht (v.l.n.r.)

In die T-Stücke wurde jeweils ein 1 mm Loch bis an die Außenwand des Rohres gebohrt und jeweils ein Thermoelement für die Messung der Rohrwandtemperatur (siehe Abbildung 36) mit Vergussmasse eingeklebt.



Abbildung 36: Detailansicht eines T-Stückes mit aufgelöteter Klemmringverschraubung, Bohrung für das Thermoelement zur Fluidtemperaturmessung (links) sowie des eingegossenen Mantelthermoelementes für die Wandtemperaturmessung (rechts)

Die 0,5 mm-Mantelthermoelemente wurden in der aufgelöteten Klemmverschraubung so positioniert, dass die Spitze genau in der Rohrmitte platziert ist (siehe Abbildung 37).



Abbildung 37: Thermoelement zur Messung der Fluidtemperatur in der Rohrmitte

Der Leistungssteller für die drei Heizpatronen wurde durch einen externen Partner auf Basis der Auslegungsdaten gefertigt. Die drei Heizpatronen mit einer Gesamtleistung von maximal $\dot{Q} = 2,3 \text{ kW}$ werden parallelgeschaltet und die drei eingebauten Thermoelemente über Steckverbindungen zugänglich gemacht. Eines der Thermoelemente wird zur Temperaturüberwachung im Leistungssteller genutzt, die anderen beiden können zur Messdatenerfassung genutzt werden. In Abbildung 38 sind der Leistungssteller und die Messtrecke inklusive der Verteilerbox dargestellt.

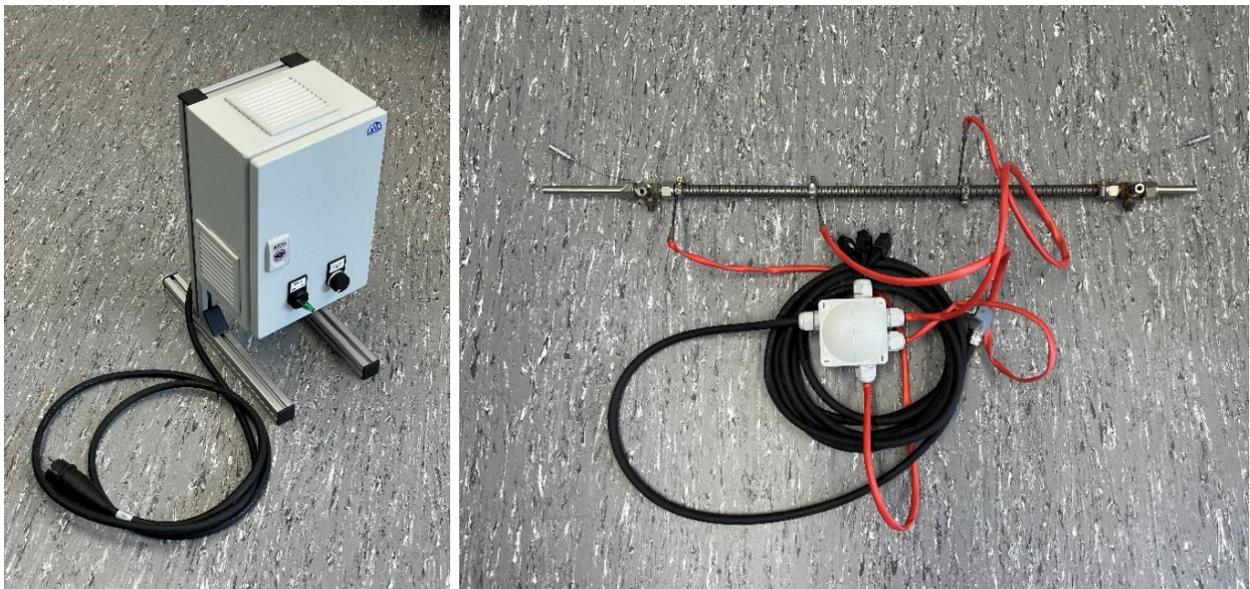


Abbildung 38: Leistungssteller für die Beheizung und Messtrecke inklusive der Verteilerbox

In Vorversuchen mit der Messtrecke am Fraunhofer IFAM wurde das System mit einem Wasservolumenstrom von $\dot{V}_W = 300 \text{ l/h}$ beaufschlagt und hinsichtlich Dichtheit, Leistungsaufnahme, Temperaturmessung und Funktion der Leistungssteuerung sowie Temperaturüberwachung getestet.

Um die zu erwartenden Druckschwankungen bei der Differenzdruckmessung sowie das Verhalten der Gasblasen einschätzen zu können, wurden theoretische und numerische Untersuchungen der Mehrphasenströmung in der Messstrecke durchgeführt. Entsprechend der Young-Laplace-Gleichung ist der Überdruck in einer Gasblase

$$\Delta p = \frac{2 \cdot \sigma}{r}. \quad (9)$$

Mit der Oberflächenspannung σ und dem Blasenradius r ergibt sich für eine Luftblase mit einem Durchmesser von 1 mm in Wasser ein Blaseninnendruck von 280 Pa. Es ist demnach davon auszugehen, dass bei der Differenzdruckmessung Fluktuationen im Bereich dieser Größenordnung auftreten können.

Bezüglich der Blasenauftiegs geschwindigkeit sei auf das Buch „Bubbles, Drops and Particles“ von Clift et al. [10] verwiesen, in dem für Luftblasen in Wasser das in Abbildung 39 dargestellte Diagramm abgebildet ist. Demnach steigen beispielsweise Luftblasen mit einem Durchmesser von 1 mm in Wasserflüssigkeit mit einer Geschwindigkeit von ca. 100 - 180 mm/s auf.

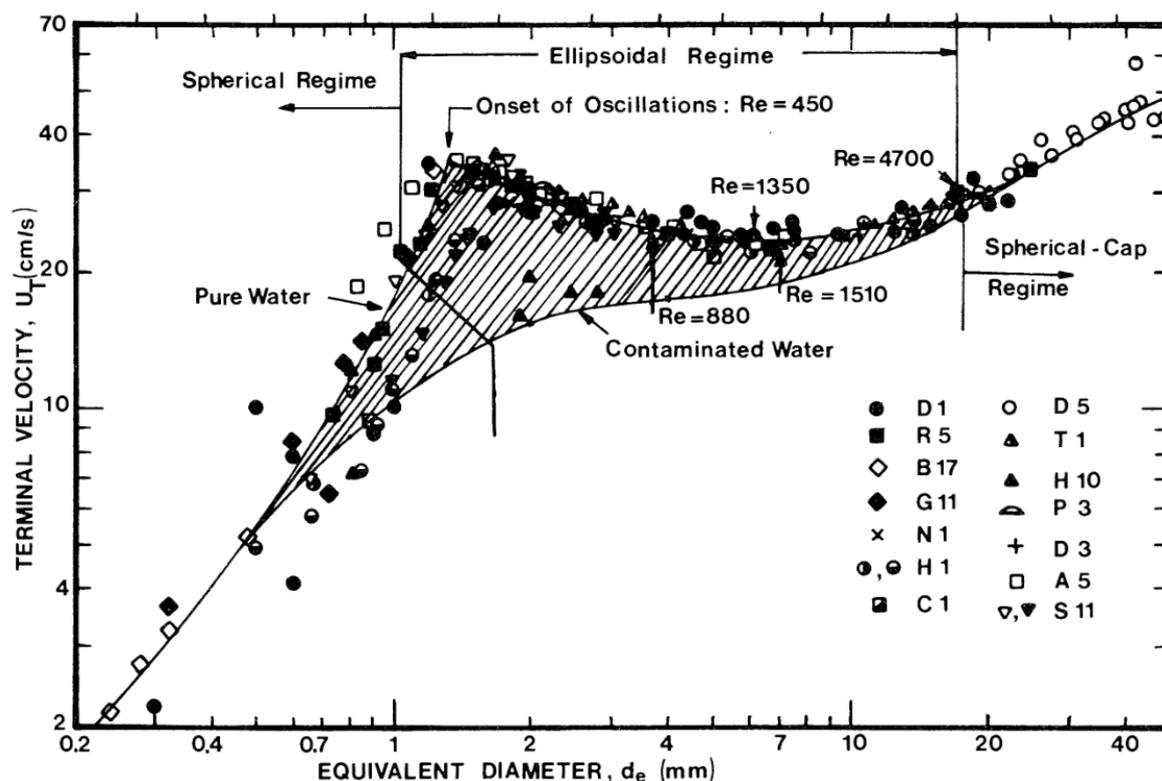


Abbildung 39 Blasenaufstiegsgeschwindigkeit nach [10]

In numerischen Mehrphasensimulationen wurde zudem die Strömung von Gasblasen in einem zweidimensionalen Strömungskanal (siehe Abbildung 40) untersucht, in dem kontinuierlich Gasblasen mit einem Blasendurchmesser von 0,5 mm am Einlass eingebracht werden. Der sich ergebende Volumenanteil des Gases beträgt ca. 4 %. Zum Einsatz kam dabei die

Software OpenFOAM mit dem Solver interFoam, der die Simulation von Mehrphasenströmungen mittels der Volume-of-Fluid (VoF)-Methode ermöglicht.

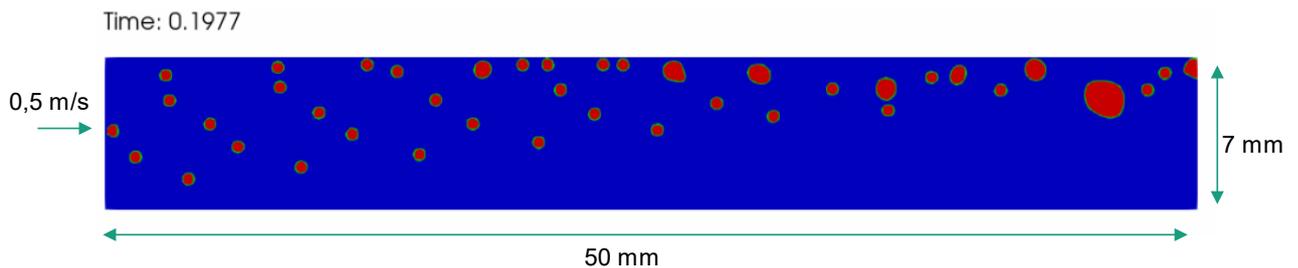


Abbildung 40: Simulation der Gasblasenströmung in einem Kanal mit der Verteilung der Blasen (rot) im Fluid (blau)

In einer weiteren Detailsimulation der Begasung von Wasser mit Luft wurde die Blasenbildung untersucht. In Abbildung 41 ist der geometrische Aufbau des Bilanzraumes der Simulation gezeigt, bei der ein Wasservolumenstrom von $\dot{V}_W = 360$ l/h mit einem Volumenstrom freier Gase von $\dot{V}_G = 36$ l/h beaufschlagt wird ($\varepsilon = 10$ Vol.-%).

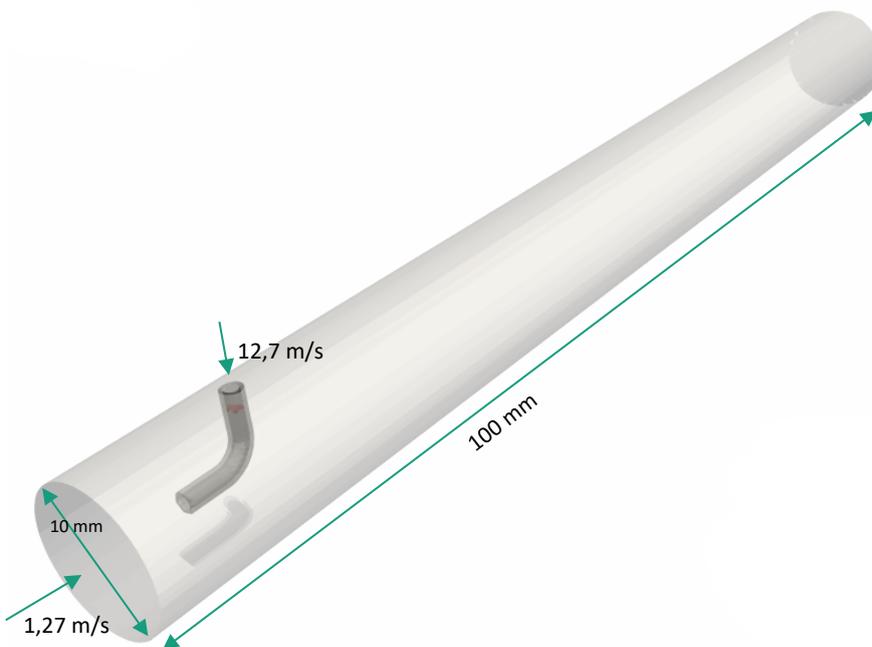


Abbildung 41 Simulation der Gasblasenströmung bei der Begasung mit 10 Vol.-% Luft in einem Rohr

Unter diesen Bedingungen ergibt sich laut der numerischen Simulation ein Gasschleier und nur vereinzelte kleine Blasen (siehe Abbildung 42). Ausgehend von diesen Ergebnissen sollte das Gas in der realen Anlage in einer besser geeigneten Art und Weise zur Erreichung einzelner Gasblasen eingebracht werden.

Time: 0.0757

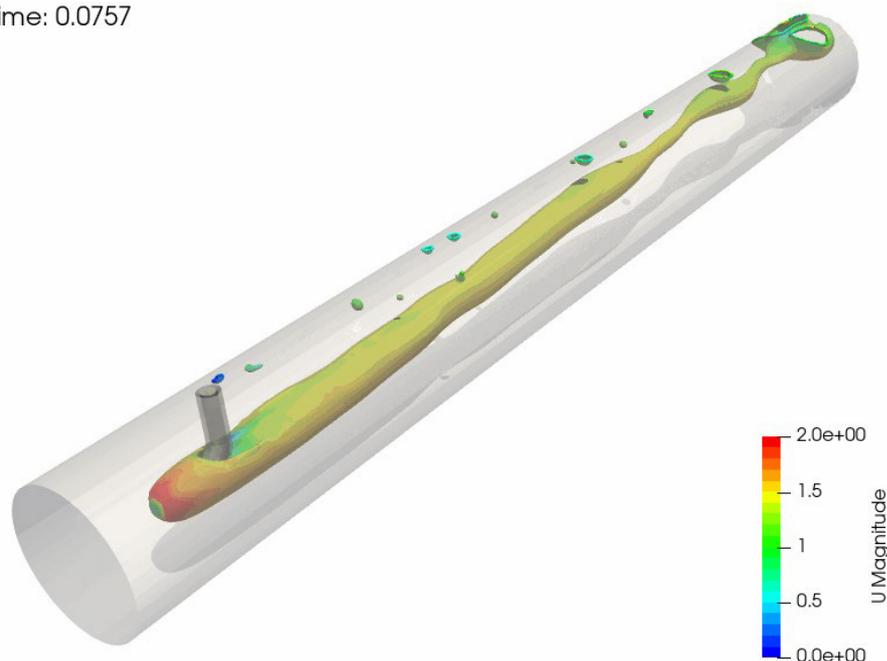


Abbildung 42: Geschwindigkeitsverteilung auf der Gasoberfläche als Ergebnis der Simulation

Die Messstrecke wurde in die bestehende Versuchsanlage eingebaut und ist in Abbildung 43 dargestellt. Zur weiteren des Anpressdruckes der Heizwendel wurden Schlauchschellen genutzt, zur Minimierung der Wärmeverluste an die Umgebung erfolgte die Wärmedämmung.



Abbildung 43: Messstrecke (ohne und mit Dämmung) integriert in Begasungsanlage an der HSZG

3.6.2 Ermittlung von Stoff- und Transportkoeffizienten

Zur Bestimmung der Stoff- und Transportkoeffizienten wurden an der Versuchsanlage mit eingebauter Messstrecke Messungen durchgeführt. Das in Abbildung 44 dargestellte Schema verdeutlicht den Messaufbau sowie die wesentlichen Messgrößen.

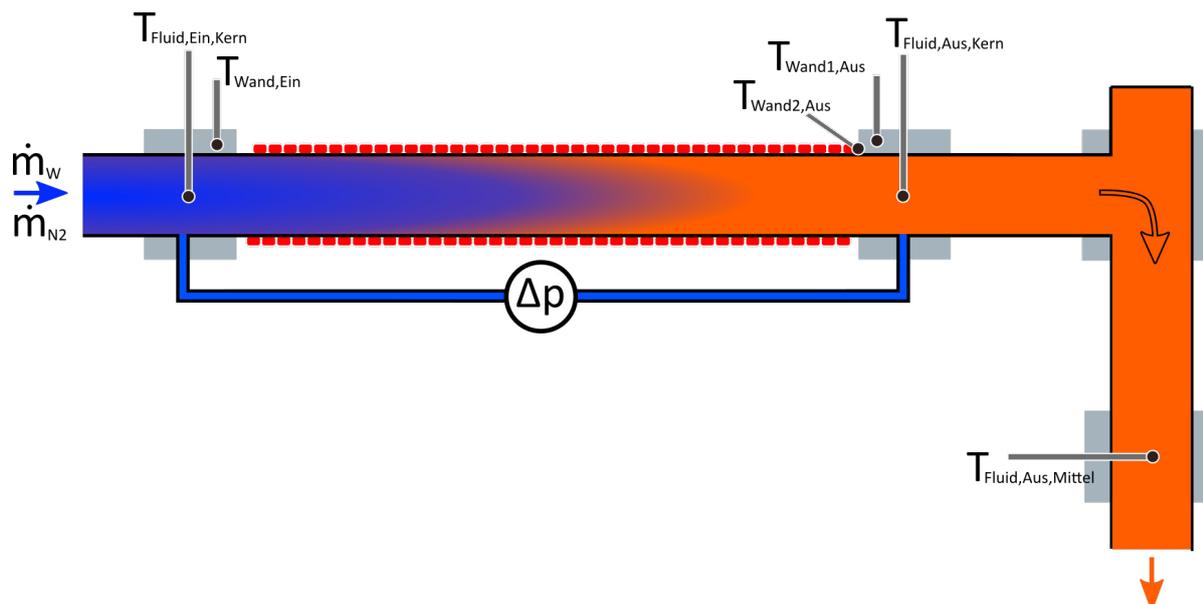


Abbildung 44: Schematische Darstellung der Messstrecke mit den Messstellen

Die Auswertung der Messungen hinsichtlich des Einflusses auf den Druckverlust erfolgte analog zu der in Abschnitt 3.4 erläuterten Vorgehensweise. Alle relevanten Größen und Gleichungen wurden bereits im obigen Abschnitt eingeführt und erklärt. Abweichend zu der Darstellungsart der Projektpartner wurde die effektive Rohrrohrreibungszahl λ mit Bezug auf die Rohrreibungszahl ohne freie Gasvolumenanteile λ_0 aufgetragen.

Für die Beschreibung des Wärmetransports zwischen Fluid und Rohrwand stellt der Wärmeübergangskoeffizient α die wichtigste Größe dar. Dieser lässt sich über den Zusammenhang

$$\alpha = \frac{\dot{Q}}{A_{\text{Rohr}} \cdot \Delta T_m} \quad (10)$$

ermitteln, wobei \dot{Q} der von den Heizpatronen zugeführte Wärmestrom und A_{Rohr} die am Wärmeübergang teilnehmende Rohrinnenfläche sind. Die mittlere logarithmische Temperaturdifferenz ergibt sich aus

$$\Delta T_m = \frac{T_2 - T_1}{\ln \frac{T_W - T_1}{T_W - T_2}} \quad (11)$$

Dabei bedeuten T_1 die mittlere Fluideintrittstemperatur ($= T_{\text{Fluid, Ein, Kern}}$) und T_2 die mittlere Fluidaustrittstemperatur ($= T_{\text{Fluid, Aus, Mittel}}$) mit Bezug auf Abbildung 44. T_W ist die mittlere Temperatur der Rohrinnenwand.

Mit Kenntnis der Ein- und Austrittstemperaturen des Fluids und der Masseströme kann der an das Fluid übertragene Wärmestrom alternativ auch aus einer Enthalpiestrombilanz über folgenden Zusammenhang berechnet werden:

$$\dot{Q} = (\dot{m}_W + \dot{m}_{N_2}) \cdot c_p \cdot (T_2 - T_1). \quad (12)$$

Eine gängige Vorgehensweise zur Beschreibung des Wärmeübergangs ist die Bildung der dimensionslosen Nußelt-Zahl mit Hilfe der folgenden Gleichung

$$\text{Nu} = \frac{\alpha \cdot d_i}{\lambda}. \quad (13)$$

An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass die mittlere Wandtemperatur T_W auf der Rohrinneenseite nicht mit ausreichend hoher Qualität erfasst werden konnte. Grund dafür ist, dass mit dem in Abbildung 44 dargestellten schematischen Aufbau eine Wandtemperaturmessung aufgrund der außen aufgebrauchten Heizpatronen sehr schwierig ist und nur an Stellen möglich ist, die von außen erreichbar sind. Während der Messungen stellte sich heraus, dass die Temperaturunterschiede entlang der Rohrwand (in Strömungsrichtung) nach dem Ende der Beheizung größer als erwartet waren und auf wenigen Millimetern teilweise $\Delta T_W = 20$ K und mehr betragen konnten.

Aus diesem Grund wurde beschlossen, die Wandtemperatur zunächst durch eine simulationsgestützte Messwerterfassung zu ermitteln. Hierfür wurde ein numerisches Modell erstellt, welches mit Messdaten als Randbedingungen hinterlegt und anschließend gelöst wird. Messdaten sind dabei alle erfassten Daten: Masseströme (Flüssigkeit, Gas) am Einlass, Druckverlust, mittlere Fluidein- und Austrittstemperatur. Ein weiterer Vorteil dieser Methode ist, dass neben der Wandtemperatur die komplette Auswertung der Messdaten ohne Nutzung von theoretischen (empirischen) Korrelationen erfolgen kann. Darüber hinaus wird die Mittelwertbildung wesentlich genauer, da die nichtlineare Temperaturabhängigkeit der Stoffwerte örtlich aufgelöst berücksichtigt werden kann. Ebenfalls vorteilhaft ist, dass ein Vergleich mit theoretischen Gleichungen bzw. empirischen Korrelationen möglich ist, was die Qualität der Aussagen unterstützen kann.

Zum Test der Vorgehensweise und zum Vergleich mit der Theorie wurde ein einfaches zweidimensionales, rotationssymmetrisches Rohrmodell in COMSOL Multiphysics erstellt. Dieses wurde für eine Reihe von Geschwindigkeiten bei einem angenommenen Wärmestrom von $\dot{Q} = 2000$ W berechnet und mit einer etablierten Korrelation für die Nußelt-Zahl aus [8] entsprechend den Beziehungen in Formel (14) verglichen.

$$Nu = \frac{\frac{\zeta}{8} \cdot (Re - 1000) \cdot Pr}{1 + 12,7 \cdot (Pr^{\frac{2}{3}} - 1) \cdot \sqrt{\frac{\zeta}{8}}} \cdot \left[1 + \left(\frac{d_i}{L_{\text{Rohr}}} \right)^{\frac{2}{3}} \right] \cdot K \quad (14)$$

mit

$$\zeta = (1,8 \log_{10} Re - 1,5)^{-2}$$

$$Pr = \frac{\eta \cdot c_p}{\lambda},$$

$$K = \left[\frac{\eta(T)}{\eta(T_W)} \right]^{0,14}.$$

Die nötige mittlere Wandtemperatur T_W zur Bestimmung des Korrekturfaktors K wurde dabei aus der Beziehung (15) bestimmt, wodurch sich die theoretische Kurve in Abbildung 45 ergibt.

$$T_W = \frac{1}{2}(T_1 + T_2) + \frac{\dot{Q}}{\alpha \cdot A_{\text{Rohr}}} \quad (15)$$

Wie aus Abbildung 45 ersichtlich wird, ist die Übereinstimmung zwischen der Simulation und der theoretischen (empirischen) Gleichung gut und die simulierten Werte liegen im 10 %-Fehlerbereich (allgemein übliche Annahme für diese Korrelation) der empirischen Gleichung.

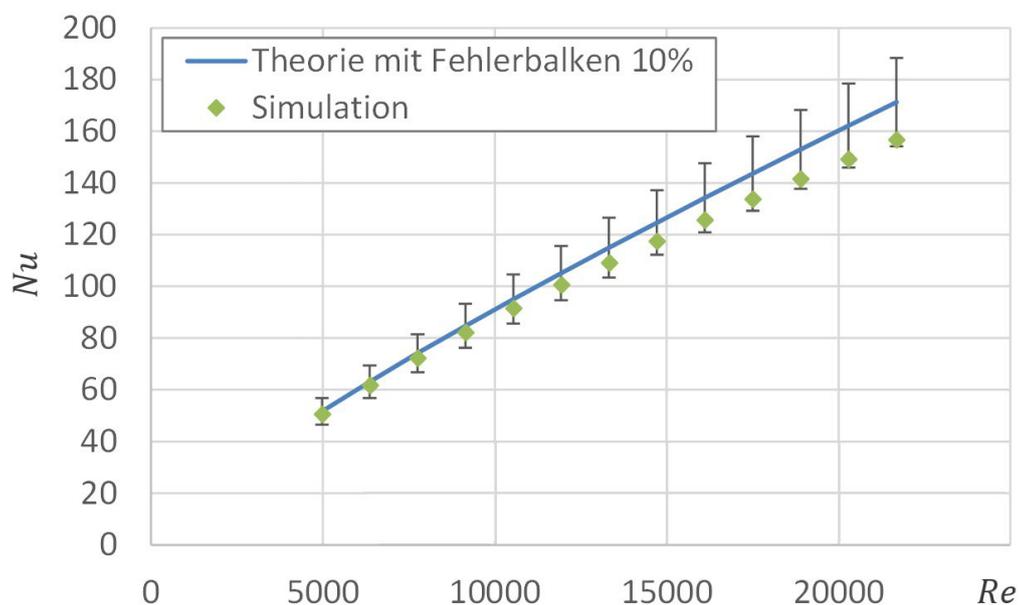


Abbildung 45: Nußelt-Zahl von Theorie und Simulation im Vergleich

Aufgrund dieser guten Übereinstimmung wurde unterstellt, dass die Simulation auch für die komplexere Messstreckengeometrie genutzt werden kann. Für die Messdatenauswertung

wurde daraufhin aus dem vorhandenen 3D-Modell der Messstrecke ein vereinfachtes, zweidimensionales Modell (2D) abgeleitet und in COMSOL Multiphysics umgesetzt (siehe Abbildung 46).

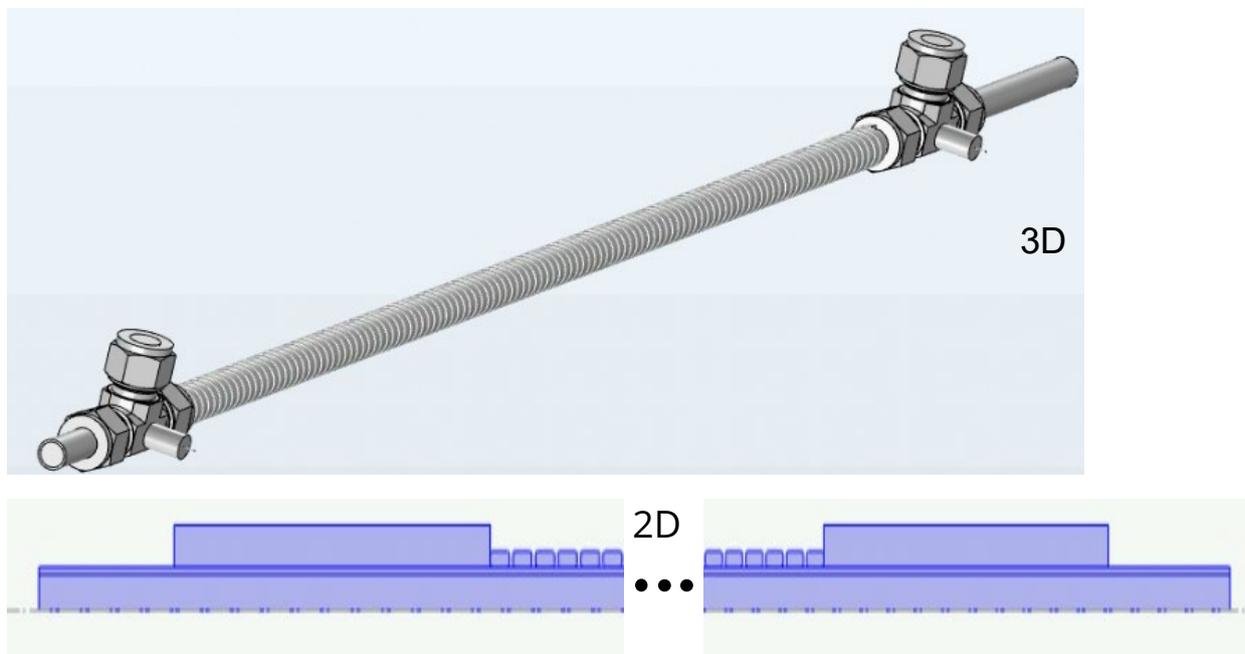


Abbildung 46 3D-Modell (oben) und vereinfachtes, 2D-rotationssymmetrisches Modell (unten) der Messstrecke (ohne Darstellung der äußeren Dämmung)

Darüber hinaus wurde im Simulationsmodell eine virtuelle Messstelle für die Temperaturmessstelle $T_{\text{Wand2,Aus}}$ hinzugefügt (siehe Abbildung 47 und vergleichend Abbildung 44), deren Position mit der im experimentellen Aufbau übereinstimmt (Klemmung zwischen letzter Windung der Heizpatrone und dem T-Stück sowie Fixierung mit Vergussmasse).

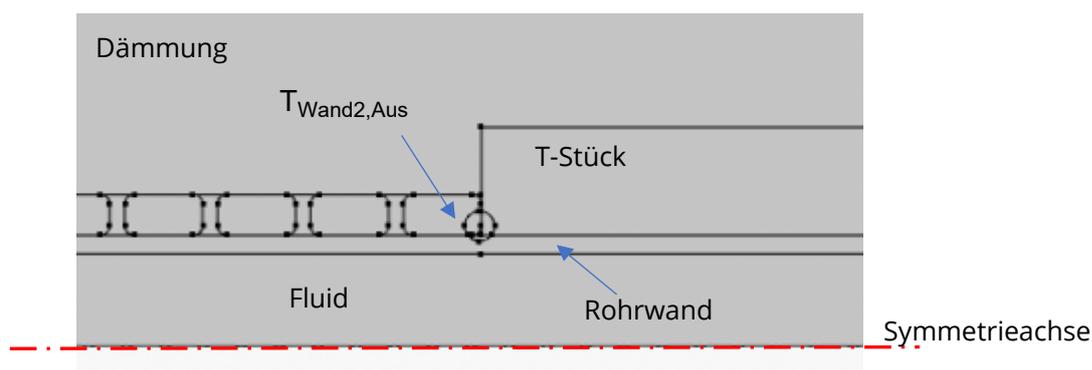


Abbildung 47 Detailansicht des Simulationsmodells zur Veranschaulichung der Wandtemperaturmessstelle

Die Stoffdaten im Simulationsmodell wurden entsprechend der Gleichungen (16) umgesetzt. Die Berechnung der Dichte der Zweiphasenströmung ρ mit Hilfe des Gasvolumenanteiles ε und der Dichten der Wasserflüssigkeit und des Gases ist ebenso korrekt wie das adäquate

Vorgehen bei der spezifischen (massebezogenen) Wärmekapazität c_p unter Verwendung des Masseanteiles ξ des freien Gases.

$$\begin{aligned} \rho &= \varepsilon \cdot \rho_{N_2} + (1 - \varepsilon) \cdot \rho_{H_2O} \\ c_p &= \xi \cdot c_{p_{N_2}} + (1 - \xi) \cdot c_{p_{H_2O}} \\ \nu &= F_\nu \cdot [\varepsilon \cdot \nu_{N_2} + (1 - \varepsilon) \cdot \nu_{H_2O}] \\ \lambda &= F_\lambda [\varepsilon \cdot \lambda_{N_2} + (1 - \varepsilon) \cdot \lambda_{H_2O}] \end{aligned} \quad (16)$$

Bei der kinematischen Viskosität ν und der Wärmeleitfähigkeit λ des Zweiphasengemisches stellt die Nutzung des effektiven Gasvolumenanteiles ε eine willkürliche Näherung dar. Die Faktoren F_ν und F_λ werden dabei als Stellgrößen zur späteren Optimierung eingeführt und zu Beginn auf den Wert 1,0 gesetzt. Durch Variation dieser beiden Größen wird versucht, die Abweichung zwischen Soll- und Istwerten (Messung zu Simulation) zu verringern und somit die Ist-Druckdifferenz der Soll-Druckdifferenz (Variation F_ν) und die Ist-Wandtemperatur der Soll-Wandtemperatur (Variation F_λ) anzugleichen.

Anschließend wurden die Messdaten entsprechend der Werte in Tabelle 11 für jede der 16 Simulationen eingegeben und die Berechnungen durchgeführt. Bei den Messungen wurde dabei der Massenstrom des Wassers möglichst konstant gehalten, wodurch sich bei Begaugung die effektive Geschwindigkeit im Rohr erhöht.

Tabelle 11: Eingabedaten aus Messungen für die simulationsgestützte Messwerterfassung

Simulationsnummer	c m/s	ε %	\dot{Q} W	\dot{m}_W kg/s	\dot{m}_{N_2} kg/s	$T_{Fluid, Ein}$ °C	$T_{Wand2, Aus, soll}$ °C	Δp_{soll} Pa
1	0,74	0,03	1990	5,79E-02	2,67E-08	23,5	59,6	480
2	0,75	1,90	1987	5,75E-02	1,89E-06	23,5	59,0	548
3	0,76	4,78	1975	5,68E-02	4,86E-06	23,5	59,3	556
4	0,79	8,67	1977	5,65E-02	9,03E-06	23,4	59,0	604
5	1,10	0,00	1955	8,58E-02	0,00E+00	23,7	53,0	1025
6	1,11	1,89	1961	8,54E-02	2,99E-06	23,7	52,9	1024
7	1,15	5,88	1952	8,49E-02	8,60E-06	23,6	52,7	1200
8	1,21	10,56	1964	8,45E-02	1,62E-05	23,6	52,6	1279
9	1,28	0,09	1899	9,99E-02	1,54E-07	24,1	51,5	1393
10	1,30	2,21	1891	9,95E-02	3,72E-06	24,0	51,6	1449
11	1,34	5,12	1908	9,92E-02	9,18E-06	23,9	51,6	1532
12	1,39	9,48	1913	9,86E-02	1,73E-05	23,8	51,5	1726
13	1,56	0,08	1910	1,22E-01	1,66E-07	24,1	49,9	1999
14	1,58	1,87	1914	1,21E-01	4,18E-06	24,1	49,8	2044
15	1,63	4,98	1875	1,21E-01	1,17E-05	24,1	49,4	2190
16	1,70	9,21	1871	1,21E-01	2,36E-05	24,1	49,3	2350

Aus den Simulationsdaten kann dann nach den Gleichungen (17) der Wärmeübergangskoeffizient α und die Nußelt-Zahl ermittelt werden

$$\alpha = \frac{\dot{Q}}{A \cdot \Delta T_m} \quad (17)$$

$$\text{Nu} = \frac{\alpha \cdot d_i}{\lambda}$$

3.6.3 Messungen an der beheizten Messstrecke bei horizontaler Anordnung

Nach Auswertung der Simulationsdaten gemäß vorherigem Abschnitt 3.6.2 ergibt sich das in Abbildung 48 und Tabelle 12 gezeigte Ergebnis. Es zeigt sich, dass schon im Fall ohne freie Gasvolumenanteile – also mit reiner Flüssigkeit – eine Abweichung von der Theorie besteht. Grund dafür ist, dass anscheinend Abweichungen zwischen Simulation und Sollwerten vorliegen, so dass die Faktoren für Viskosität und Wärmeleitfähigkeit F_ν und F_λ von 1,0 abweichen. Interessant dabei ist, dass die Viskosität einen höheren Einfluss auf den Wärmetransport (und damit auf die Temperaturverteilung) als die Wärmeleitfähigkeit hat. Die durch die Optimierung letzten Endes erreichte Abweichung zwischen den Ist- und Sollwerten ist sehr gut, lediglich im Fall Nummer 4 besteht eine Abweichung von 1 K zwischen der Ist- und Solltemperatur an der Wand.

Durch die Optimierung wurde versucht, unbekannte Transportgrößen eines Zweiphasengemisches auf indirektem Weg aus dem Vergleich von Mess- und Simulationsergebnissen zu bestimmen. Dabei besteht natürlich eine gewisse Unsicherheit bezüglich der Messdaten einerseits sowie der Optimierungsfunktion (numerische Simulation) andererseits.

Tabelle 12: Ergebnisse der simulationsgestützte Messwerterfassung

Simulationsnummer	c m/s	ε %	$T_{Wand2,Aus,soll}$ °C	Δp_{soll} Pa	$T_{Wand2,Aus,ist}$ °C	Δp_{ist} Pa	F_ν	F_λ
1	0,74	0,03	59,6	480	59,6	480	0,93	0,82
2	0,75	1,90	59,0	548	59,0	548	1,31	1,22
3	0,76	4,78	59,3	556	59,3	556	1,35	1,20
4	0,79	8,67	59,0	604	60,0	604	1,58	1,25
5	1,10	0,00	53,0	1025	53,0	1025	1,14	1,02
6	1,11	1,89	52,9	1024	52,9	1024	1,10	1,05
7	1,15	5,88	52,7	1200	52,7	1200	1,56	1,39
8	1,21	10,56	52,6	1279	52,6	1279	1,65	1,57
9	1,28	0,09	51,5	1393	51,5	1393	1,30	0,94
10	1,30	2,21	51,6	1449	51,6	1449	1,39	0,93
11	1,34	5,12	51,6	1532	51,6	1532	1,50	1,04
12	1,39	9,48	51,5	1726	51,5	1726	1,90	1,34
13	1,56	0,08	49,9	1999	49,9	1999	1,39	0,95
14	1,58	1,87	49,8	2044	49,8	2044	1,42	1,00
15	1,63	4,98	49,4	2190	49,4	2190	1,58	1,03
16	1,70	9,21	49,3	2350	49,3	2350	1,74	1,12

Alles in allem kann konstatiert werden, dass die Erfassung des Einflusses freier Gase auf den Druckverlust und den Wärmeübergang in einem geraden Rohr über „korrigierte“ Stoffwerte wenig erfolgreich war. Vielmehr hat sich die Einführung von Korrekturfaktoren in den Kennzahlgleichungen (z.B. der Blasius-Gleichung) als zielführend erwiesen.

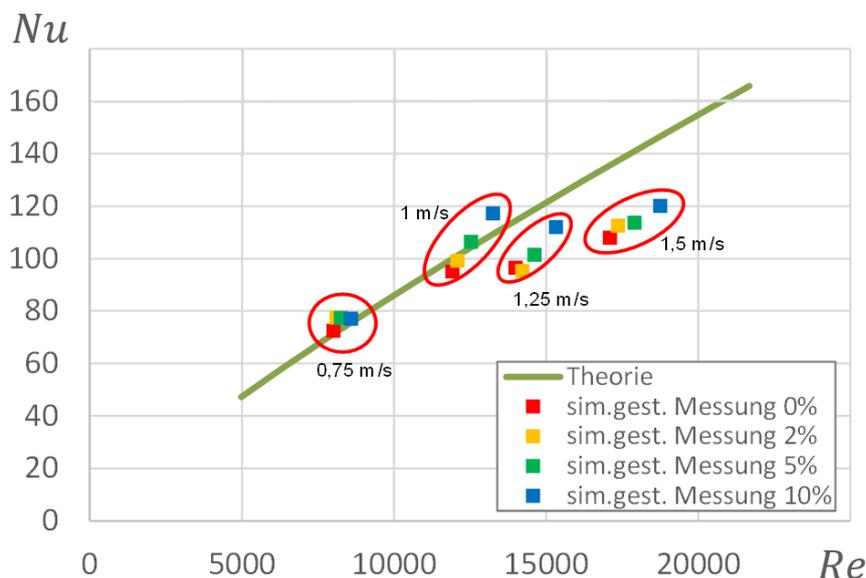


Abbildung 48: Nußelt-Zahl von Theorie im Vergleich mit den Ergebnissen der simulationsgestützten Messwertauswertung

Grundsätzlich zeigt sich bei der Auftragung der Nußelt-Zahlen Nu über der Reynolds-Zahl Re , dass die Nußelt-Zahlen mit höherem Anteil freier Gase ansteigen. Allerdings kann bisher nicht unterschieden werden, ob dieser Effekt durch die höheren effektiven Geschwindigkeiten, Turbulenzeffekte infolge der freien Gasblasen oder eine Mischung aus beidem hervorgerufen werden. Bei den späteren Messreihen im vertikalen Rohr wurde daher die effektive Geschwindigkeit konstant gehalten. Aktuell lässt sich der Wärmeübergang (im Rahmen der Unsicherheiten der getroffenen Annahmen, Messungen und Simulationen) im Falle von freien Gasen gut mit den theoretischen Korrelationen beschreiben und deuten auf keine Erhöhung durch eine Gasbeaufschlagung hin – zumindest im untersuchten Bereich des Gasanteils (der die praxisrelevanten Bereiche einschließt).

3.6.4 Messungen an der beheizten Messstrecke bei vertikaler Anordnung

Zum Abschluss der Untersuchungen wurden die Messreihen mit dem Heizrohr in senkrechter Position wiederholt. Anders als bei horizontaler Anordnung ist einerseits eine gleichmäßigere Verteilung der Gasblasen über den Strömungsquerschnitt gewährleistet, andererseits

wirkt die Auftriebskraft der Gasblasen und verursacht das „Mitreißen“ der Flüssigkeit (Thermosyphon-Prinzip).

Das Fluid durchströmte dabei das Rohr von unten nach oben. Abweichend zu der in Abschnitt 3.6.3 beschriebenen simulationsgestützten Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizienten α erfolgte nun die Analyse des Wärmeübergangs in etablierter Weise über die Bildung einer mittleren Wandtemperatur ΔT_m . Hierzu wurden die beiden Temperatursensoren am Ende des Heizrohres für die Auswertung zugrunde gelegt.

In Abbildung 49 ist zunächst der effektive Wärmeübergangskoeffizient α in Abhängigkeit des Gasvolumenanteils ε für verschiedene Strömungsgeschwindigkeiten aufgetragen. Gemäß den Erwartungen liegen die Werte für den Wärmeübergang bei hoher Strömungsgeschwindigkeit über denen bei niedriger Geschwindigkeit. Der Einfluss des Gasvolumenanteils auf den Wärmeübergang ist insbesondere bei geringen Strömungsgeschwindigkeiten ($c = 0,5$ und $0,75$ m/s) durch den Auftrieb erkennbar.

Die Werte des Wärmeübergangskoeffizienten weisen im Bereich $0 < \varepsilon < 7,5$ % einen deutlichen Anstieg auf und scheinen dann bei hohen Gasvolumenanteilen einen Sättigungszustand zu erreichen. Der Einfluss des Gasvolumens nimmt bei höheren Geschwindigkeiten ab, so dass bei $c = 1,5$ m/s die Messwerte einen nahezu konstanten Verlauf aufweisen. Grund dafür könnte der geringer werdende Auftriebseinfluss sein.

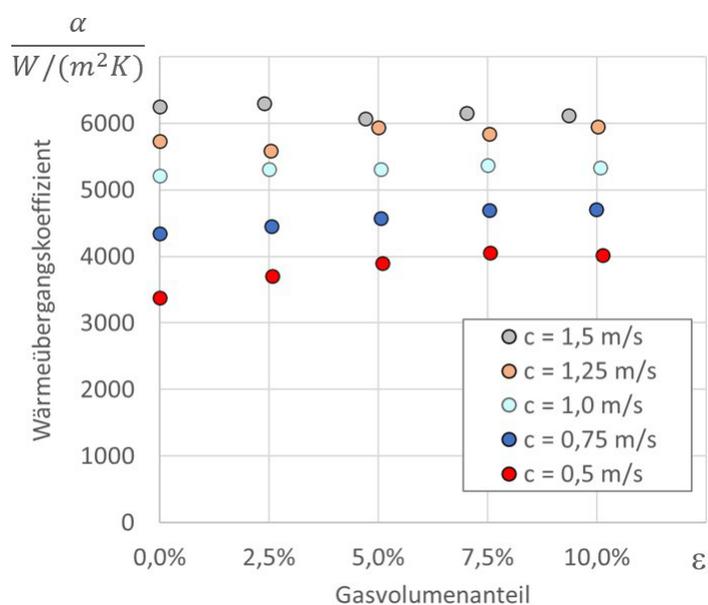


Abbildung 49 Wärmeübergangskoeffizient in Abhängigkeit des Gasvolumenanteils bei unterschiedlichen Strömungsgeschwindigkeiten; freies Gas: N_2 ; Szenario: 2

Des Weiteren sind in Abbildung 50 die Messdaten in etablierter Darstellungsweise in Abhängigkeit der Strömungsgeschwindigkeit c aufgetragen – links mit dimensionsbehafteten Wer-

ten, rechts in dimensionsloser Form. Es ist auch hier der deutliche Anstieg des Wärmeübergangskoeffizienten mit zunehmender Strömungsgeschwindigkeit zu beobachten. Dieses Verhalten spiegelt sich in beiden Darstellungsformen wider.

In der dimensionslosen Darstellung rechts wurden für einen Vergleich theoretische Werte nach der etablierten Hausen-Korrelation eingetragen. Dieser Modell-Ansatz wird üblicherweise für die Berechnung des Wärmeübergangs bei einer Einphasenströmung durch ein Rohr oder einen Kanal herangezogen. Auch wenn die Verwendung dieser Korrelation für eine Zweiphasenströmung aus wissenschaftlicher Sicht nicht ganz korrekt ist, wurde für eine vergleichende Betrachtungsweise an diesem Ansatz festgehalten. Man erkennt zunächst, dass die Theorie die Abhängigkeit der Nußelt-Zahl von der Reynolds-Zahl – und damit des Wärmeübergangskoeffizienten von der Strömungsgeschwindigkeit – stärker prognostiziert.

Speziell im rechten Bild erkennt man jedoch auch deutlich den Einfluss der Gasbeladung auf den Wärmeübergang, größer werdende Gasvolumenanteile haben – speziell bei kleineren Reynolds-Zahlen – größere Nußelt-Zahlen zur Folge.

An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass der Gasmasseanteil in dem hier untersuchten Parameterbereich bei maximal $\xi = 0,019\%$ lag. Auf die Betrachtung deutlich komplexerer Ansätze speziell für eine Zweiphasenströmung wurde daher verzichtet.

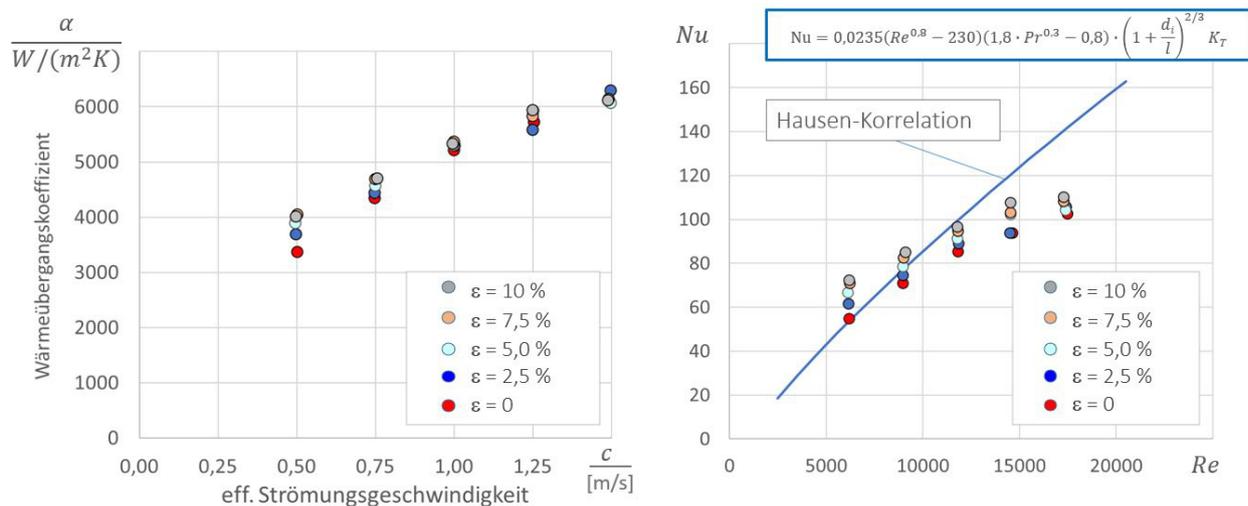


Abbildung 50 Wärmeübergangskoeffizient in Abhängigkeit der Strömungsgeschwindigkeit c bei unterschiedlichen Gasvolumenanteilen; links: dimensionsbehaftet; rechts: dimensionslos freies Gas: N_2 ; Szenario: 2

Bei der genaueren Gegenüberstellung der Messdaten mit dem Modell-Ansatz zeigt sich für die reine Flüssigkeitsströmung ($\epsilon = 0\%$) im Bereich $Re < 10.000$ eine akzeptable Übereinstimmung. Allerdings liefert die Theorie mit größer werdenden Re -Zahlen zunehmend zu große Werte.

Im Falle einer gasbeladenen Strömung ($\varepsilon > 0\%$) liegen die Messwerte im unteren Re-Bereich zunächst oberhalb der Theorie. Da auch hier der Anstieg des gemessenen Wärmeübergangskoeffizienten mit zunehmender Re-Zahl etwas flacher ist als in der Theorie, ergibt sich ein Schnittpunkt im Bereich $Re \approx 10.000$ und die Messwerte liegen im oberen Re-Bereich unterhalb der theoretischen Kurve. Insgesamt können die Messwerte über den gesamten Parameterbereich mit einer relativen Abweichung von $\sim 15,5\%$ abgebildet werden. Diese Ungenauigkeit liegt damit im üblichen Fehlerband für die Korrelationen aus der Ähnlichkeitstheorie.

3.7 Fazit

Im zurückliegenden Kapitel wurden alle Arbeiten zur Bestimmung der Stoff- und Transportkoeffizienten eines Wärmeträgerfluides mit freien Gasen dokumentiert. Zusammenfassend kann festgestellt werden:

- Die effektive Dichte ρ und die effektive spezifische Wärmekapazität c_p eines Flüssigkeits-Gas-Gemisches sind exakt berechenbar aus den entsprechenden Stoffgrößen der Einzelkomponenten unter Zuhilfenahme des effektiven Gasvolumenanteiles ε bzw. des effektiven Masseanteiles ξ .
- Die effektive Wärmeleitfähigkeit λ und die effektive dynamische Viskosität η lassen sich nur näherungsweise abschätzen mit Hilfe des Gasvolumenanteiles ε . Eine indirekte (Rückwärts-) Bestimmung aus Messwerten für den Druckverlust und den Wärmeübergang unter Zuhilfenahme numerischer Simulationen zeigte wenig Erfolg aufgrund der Wertigkeit der Fehlereinflüsse. Damit kann auch die effektive Prandtl-Zahl Pr nur angenähert werden.
- Der Einfluss freier Gase auf den Druckverlust in einer Strömung durch ein gerades Rohr konnte messtechnisch sauber erfasst und mit Hilfe empirischer Korrelationen (modifizierte Blasius-Gleichung) beschrieben werden. Dabei entspricht der prozentuale Anstieg der Druckverluste etwa dem Gasvolumenanteil ε angegeben in Vol.-%. Für praktische Anwendungen bei $\varepsilon \leq 5$ Vol.-% kann der Anwender entscheiden, ob ein Anstieg der Druckverluste in dieser Größenordnung für die spezielle Anlage akzeptabel ist oder ob Maßnahmen zur Entgasung ergriffen werden müssen.
- Aufgrund der für eine inkompressibel angenommene Strömung gültigen Beziehung für die Pumpenleistung $\dot{W} \approx \dot{V} \cdot \Delta p$ steigt diese ebenfalls in der Größenordnung des Gehaltes an freien Gasen, wenn der Gesamtvolumenstrom konstant bleibt (siehe Ergebnisse der Komponententests für die Zahnradpumpe, Kapitel 5.6). Ein ganz ähnliches Verhalten zeigte sich bei einem Schrägsitzventil.

- Die Untersuchung des Wärmeüberganges einer mit freien Gasen beladenen Strömung durch ein gerades, beheiztes Rohr gestaltete sich insbesondere aufgrund der Schwierigkeit bei der Messung einer mittleren Wandtemperatur deutlich komplizierter. Mit Unterstützung detaillierter numerischer Simulationen bei der Auswertung der Messdaten konnten einige Ergebnisse generiert werden, die ein Anwachsen der Nußelt-Zahl Nu bei höherer Strömungsgeschwindigkeit c ebenso verdeutlichen wie bei höheren Volumenanteilen freier Gase ε . Letzteres zeigt eine Verbesserung des Wärmeüberganges infolge der freien Gase, z.B. durch zusätzliche Mischungseffekte in Wandnähe.
- Die im Kapitel 5 dokumentierten Untersuchungen an unterschiedlichen Wärmeübertragern bestätigen diesen Trend nicht in der erwarteten Weise und zeigen vielmehr eine von der Beladung mit freien Gasen weitgehend unabhängige Wärmeleistung.

4 Test von Plattenwärmeübertragern (Wasser/Wasser) an der TU Dresden

4.1 Einleitung

Der Komponententeststand für Plattenwärmeübertrager (PWÜ) - im Weiteren *TUD-WÜ* - soll den Einfluss von im System vorhandenen Atmosphärgasen (v. a. des Inertgases N_2) auf die Effizienz der Wärmeübertragung untersuchen. Dabei sollen der Prüfling und der Gasgehalt variiert und unterschiedliche Betriebspunkte angefahren werden. Es wird der stationäre Zustand bei kontinuierlichem Gaseintrag in das Wärmeträgermedium bewertet.

Der Prüfling wird dabei grundsätzlich als „Blackbox“ betrachtet. Das heißt, der Zustand der ein- und ausströmenden Medien wird genau bestimmt. Die ggf. im Wärmeübertrager lokal auftretenden Wirkungen werden nur phänomenologisch beschrieben.

Als Vergleichsnorm soll der gasfreie Referenzzustand, der als Referenzfall (RF) bezeichnet wird, in ausgewählten Betriebspunkten gelten. Das bedeutet, dass jeder zu untersuchende Betriebspunkt mehrfach mit unterschiedlichen Gasbeladungen angefahren werden muss. Dies stellt hohe Anforderungen an die Regelgüte für die Einstellung der Versuchsrandbedingungen und Betriebspunkte.

Aus den in den Zu- und Ableitungen des Prüflings bestimmten Messgrößen und deren Bilanzierung werden geeignete Kennzahlen für die Beschreibung der Effizienz der Wärmeübertragung abgeleitet. Dies ist zum Beispiel

- $k \cdot A$ als Gütemaß für die Veränderung des Wärmedurchgangs und
- der Druckverlustbeiwert ζ als Maß für den benötigten Hilfsenergieaufwand.

Die Kenngrößen sollen eine Interpolation auf beliebige Zwischenzustände sowie den Vergleich unterschiedlicher Prüflinge bzw. unterschiedlicher Einbaubedingungen untereinander ermöglichen.

Die untersuchten Plattenwärmeübertrager haben einen gleichen konstruktiven Aufbau und unterscheiden sich nur in der Plattenanzahl. Der Komponententeststand für Wasser/Wasser-Wärmeübertrager ermöglicht es, variable freie Gasgehalte im Wärmeträgermedium einzustellen. Das Messkonzept zur Ermittlung der Strömungsdruckverluste und den Wärmedurchgang in den Prüfobjekten werden präsentiert und der Einfluss von freien Gasen mit einem Volumenanteil ε von 2 bis 6 % diskutiert.

Die Wirkungen der relevanten Gase Stickstoff, Sauerstoff und Kohlenstoffdioxid^b auf das wärmetechnische System sind vielfältig und auch abhängig vom verwendeten Regelkonzept.

Im **Szenario 1** wird die Regelung trotz einer Störung durch freie Gase versuchen, die Versorgungsaufgabe weiterhin zu erfüllen und beispielsweise über die Pumpendrehzahl den Wärmekapazitätsstrom $\dot{m} \cdot c_p$ soweit erhöhen, sodass die Zieltemperatur und damit die notwendige Übertragungsleistung erreicht werden. Für dieses Szenario konnte gezeigt werden, dass sich die Strömungsdruckverluste aller PWÜ-Prüflinge signifikant erhöhen, aber zumindest für Lastfälle mit $\geq 50\%$ des Auslegungsvolumenstroms nur geringfügige Wirkungen auf den Wärmedurchgang zu erwarten sind.

In **Szenario 2** kann die Regelung die durch die freien Gase verursachten Störungen hingegen nicht ausgleichen. Dies kann beispielsweise der Fall sein, wenn das System bereits nahe des hydraulischen Maximalpunktes arbeitet oder die Regelung nur Umgebungseinflüsse, aber keine Prozessgrößen berücksichtigt. Für diesen Fall soll angenommen werden, dass der Gesamtvolumenstrom gleichbleibt, der Wärmekapazitätsstrom aber durch die Anteile freier Gase sinkt.



Abbildung 51 Foto des Komponententeststands TUD-WÜ, vor Installation der Wärmedämmung

^b Im Rahmen des Projektes erfolgte die Fokussierung auf das Inertgas Stickstoff als gezielt dosiertes freies Gas.

4.2 Leistungsprüfung von Wärmeübertragern – Richtlinien/Normen

Die Tests der Plattenwärmeübertrager am Versuchsstand TUD-WÜ sollen sich möglichst an den normativen Vorgaben der in Tabelle 13 aufgelisteten Dokumente orientieren. Die genannten Normen machen Vorgaben zu unterschiedlichsten Aspekten der Leistungsprüfung wie Begrifflichkeiten, Formelzeichen, Sensorik, den Prüfbedingungen sowie zur Versuchsdurchführung. Diese sollen berücksichtigt werden, solange sie einer klaren wissenschaftlichen Beschreibung nicht im Wege stehen. Im Projektteam wurden daher entsprechende Anpassungen vor allem bei Begrifflichkeiten und Formelzeichen vereinbart.

Tabelle 13 Übersicht der relevanten Normen zur Leistungsprüfung von Wärmeübertragern

Doku.-Nr.	Titel	Inhalt
DIN EN 305: 1997-07	<i>Wärmeaustauscher –</i> Begriffe und allgemeine Festlegungen bei der Prüfung zur Leistungsbestimmung	Formelzeichen, Grundbegriffe , Betriebsbed., Leistungsparameter (Charakteristische Größen, Abminderungsfaktoren, Verhältniszahlen bzw. Betriebscharakteristik), Allgemeine Angaben zur Prüfung
DIN EN 306: 1997-07	<i>Wärmeaustauscher –</i> Messungen und Messgenauigkeit bei der Leistungsbestimmung	Begriffsdefinitionen, Allgemeines zur Messwertaufnahme, Temperatur-/Durchfluss-/Druckmessung (Sensor, Einbau, Messfehler, Kalibrierung, Stabilität)
DIN EN 1148/ A1:2005-12	<i>Wasser/Wasser-Wärmeaustauscher für Fernheizung –</i> Prüfverfahren zur Feststellung der Leistungsdaten	Begriffsdefinitionen, Prüfbedingungen (Temperaturbereiche, Messpunkte), Messunsicherheiten, Versuchsdurchführung (Messzeit, Datenpunkte, Konstanz), Prüfverfahren, Auswertung über Betriebscharakteristik, Prüfbericht

DIN EN 305 unterscheidet in „Baumusterprüfung von neuen Wärmeaustauschern“, „Abnahmeprüfungen von neuen Wärmeaustauschern“ und „Leistungsprüfung von in Gebrauch befindlichen Wärmeaustauschern“. Der zweite Punkt bietet dabei die meisten Anknüpfungspunkte für die geplanten Untersuchungen, da neuwertige Wärmeübertrager unter Laborbedingungen getestet werden sollen.

Als wichtigsten Leistungsparameter wird die Wärmedurchgangszahl k (hier Wärmedurchgangskoeffizient) genannt, die mit der genauen Definition der Wärmeübertragungsfläche anzugeben ist. Diese Größe ist über die mittlere logarithmische Temperaturdifferenz ΔT_m und die Enthalpieströme (bei mehrphasigen Fluidsystemen) zu bestimmen. Bei der Leistungsprüfung von Wärmeübertragern mit gewisser Betriebsdauer könnte die Leistungsminderung durch Fouling z. B. über einen Abminderungsfaktor dargestellt werden. In der Norm wird von einem Temperaturwirkungsgrad η_t gesprochen, der im Prinzip der Betriebscharakteristik (dimensionslose Temperaturänderung) P entspricht. Des Weiteren wird die thermisch wirksame Länge NTU und das Kapazitätsstromverhältnis R eingeführt.

Zur Beschreibung des Druckverlustes wird in DIN EN 305 das Verhältnis Pumpleistung zu Wärmeleistung eingeführt. In diesem Kapitel soll aber die Definition eines Druckverlustbeiwertes nach VDI-Wärmeatlas [8] verwendet werden.

Die Norm gibt den Hinweis, dass die Energiebilanz bei allen Prüfungen gebildet und auch für Nachprüfungen verfügbar gehalten werden sollte. „Der Vergleich sollte für jede besondere Anwendung innerhalb der festgelegten Grenzen übereinstimmen“ (siehe DIN EN 305). Aufgrund des wissenschaftlichen Ansatzes und vor allem wegen der möglicherweise nur geringfügigen Wirkungen von Gasen auf den Wärmedurchgang wird hier großer Wert auf die stimmige Bilanz gelegt.

DIN EN 306/DIN und DIN EN 1148/A1 definieren Anforderungen an die Durchführung einer Leistungsprüfung vor allem hinsichtlich der zu verwendenden Sensorik, den Einbaubedingungen, den maximalen Messunsicherheiten und zur Kalibrierung der Sensoren. Grundsätzlich sind die vier Ein- und Austrittstemperaturen, die Masseströme in beiden Fluidkreisen sowie die beidseitigen Druckverluste zu messen.

Für die Temperaturmessung sind grundsätzlich Widerstandsthermometer zulässig. Es ist auf eine gute Durchmischung der Medienströme zu achten, um ein gleichmäßiges Temperaturprofil sicher zu stellen. Maßnahmen um dies zu erreichen werden nicht genannt. Die Sensoren sollen direkt in der Medienleitung eingetaucht sein, möglichst mit einer Anstellung der Fühlerspitze entgegen der Medienströmung. Die Sensoren sind so zu platzieren, dass sie die Druckverlustmessung nicht beeinflussen. Es wird auf die Wärmedämmung der Anschlussleitungen hingewiesen.

Der Massestrom kann mittels magnetisch-induktiver Durchflussmesser (MID) bestimmt werden. Bei diesem Messprinzip misst der Sensor die Strömungsgeschwindigkeit bzw. den Volumenstrom und über die am Einbauort des Sensors gemessene Temperatur (ggf. auch Druck) wird über die Dichte der Massestrom bestimmt. Es sind die Ein- und Auslaufstrecken

zu beachten, wobei keine konkreten Vorgaben gemacht werden und daher auf die Herstellerangaben zurückgegriffen werden muss. Die Messung einer Zweiphasenströmung ist möglichst zu vermeiden, es wird für diesen Fall eine Phasentrennung vorgeschlagen.

Zur Messung des Druckabfalls ist der statische Druck vor und nach dem Wärmeübertragerprüfling zu bestimmen. Dies ist durch die Verwendung eines Differenzdrucksensors und den Anschluss an Druckentnahmestellen an der Leitungswand möglich. Es wird auf die Gefahr von Gasansammlungen in den Messleitungen hingewiesen, die das Messergebnis verfälschen können.

Die DIN EN 1148/A1 gibt zudem Hinweise zur Versuchsdurchführung, der Erreichung des stationären Zustandes und macht Vorschläge, welche Messpunkte anzufahren sind. Der stationäre Zustand soll als erreicht gelten, wenn sich alle Messparameter stabilisiert haben und die Temperaturen im Bereich von max. $\pm 0,5$ K und die Masseströme im Bereich von $\pm 1,5$ % bleiben. Die Eigenerwärmung/-kühlung des Prüflings muss abgeschlossen und der Wärmeaustausch mit der Umgebung stabilisiert sein. Anschließend sind für mindestens 300 s Prüfdaten aufzunehmen.

Die genannten Richtlinien sind recht allgemein gehalten und enthalten teilweise veraltete Vorgaben und Beschreibungen. Beispielsweise ist kein Schaltschema mit dem Vorschlag enthalten, wie ein entsprechender Prüfstand aufgebaut sein könnte. Es wird die Funktionsweise von sehr grundsätzlichen Messmethoden wie Prandtl-Rohr oder U-Rohr-Manometer beschrieben. Für die Konzeption des Versuchszustandes sind die besonderen Gegebenheiten durch die einseitig vorhandenen freien und gelösten Gase zu beachten.

4.3 Versuchsanlage und Prüfkonzept

4.3.1 Aufbau des Komponententeststandes

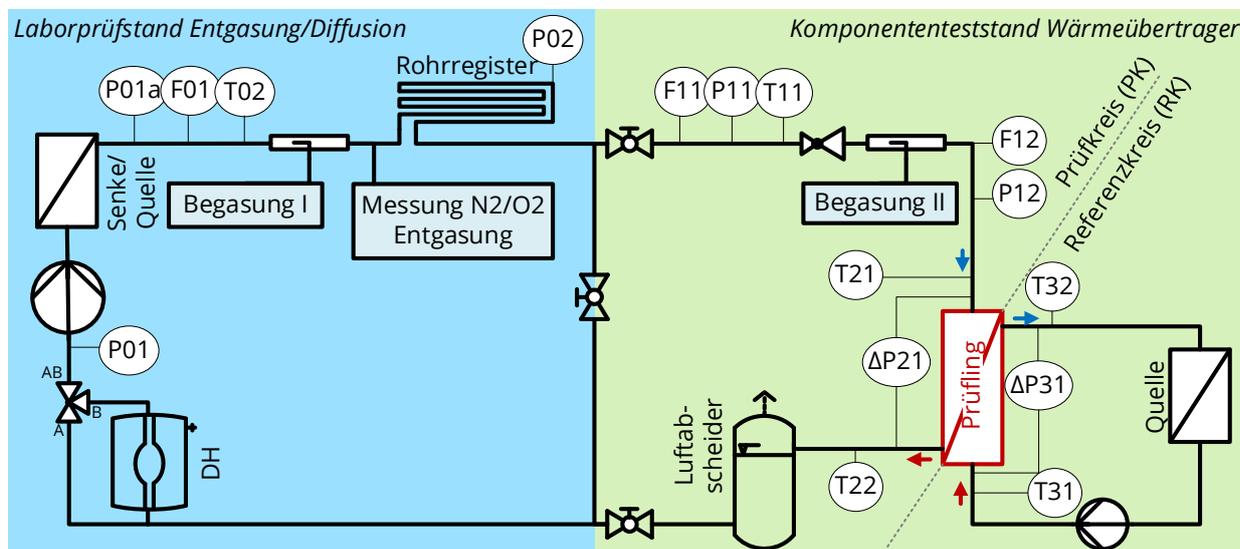


Abbildung 52 Komponententeststand TUD-WÜ

Der Komponententeststand TUD-WÜ (vgl. Abbildung 52) besteht aus

- dem „Laborprüfstand Entgasung/Diffusion“ (blau)^c und
- dem Komponententeststand Wärmeübertrager (grün), der sich in den eigentlichen **Prüfkreis** (PK) und einen **Referenzkreis** (RK) untergliedert

Das Konzept des Laborprüfstandes Entgasung/Diffusion wurde so angepasst, dass die hohen Anforderungen im Forschungsprojekt ImpactGas zur Bereitstellung von konditioniertem Medium erfüllt werden können. Ein für die Umsetzung detailliert ausgearbeitetes Fließschema ist dem Dokument als Abbildung 151 angehängt.

Herzstück des Laborprüfstandes Entgasung/Diffusion ist ein ca. 700 l fassendes Rohrregister, welches als Rohrleitungsspeicher für Wärmeträgermedium einer bestimmten Temperatur und einer bestimmten Konzentration an gelöstem Prüfgas dienen soll. Durch die Ausführung als Rohrleitungsspeicher wird sichergestellt, dass keine Konzentrationsgefälle wie z. B. in Ecken eines Behälterspeichers auftreten. Somit ist das System schnell auf ein neues einheitliches Temperaturniveau bzw. andere gelöste Ausgangsgasgehalte einstellbar.

^c Überwiegend aus TUD und Professur-eigenen Mitteln und Spenden finanziert. Nur Messtechnik-Mehraufwand aus Projekt.

Die Einstellung der Fluid-Temperatur am Eintritt in den Prüfling T21 auf der Prüfkreisseite erfolgt über einen Unichiller (EP71), welcher heizen und kühlen und somit eine gewünschte Zieltemperatur mit hoher Genauigkeit einstellen kann. Durch die Kombination aus Wärme- und Kältemaschine wird ein Temperaturbereich von theoretisch 5 °C bis 95 °C abgedeckt.

Das Prüfgas wird über die Begasungen I und II in das System geleitet. Dabei dient die Begasung I zur Herstellung einer definierten Konzentration gelösten Gases unter Nutzung des Rohrregisters als Absorptionsstrecke. Die Begasung II ermöglicht das definierte Einbringen von Gasblasen, d. h. freien Gasen, direkt vor dem Prüfling.

Die Druckhaltung hat neben der grundlegenden Druckhaltefunktion auch die Bevorratung von konditioniertem Medium für diverse Probenahmen zu realisieren. Diese besonderen Anforderungen werden am besten mit einer dynamischen Druckhaltung (umgesetzt als MAG mit mechanischem Druckregler auf N₂-Seite) und der Verwendung eines (optional) direkt durchflossenen Membranausgleichsgefäßes erfüllt. Um das Druckniveau am Prüfling möglichst konstant zu halten ist die Druckhaltung als Saugdruckhaltung eingebunden.

Das sich ggf. bei der Versuchsdurchführung ansammelnde Prüfgas wird bei Bedarf über den Luftabscheider sowie über den am Hochpunkt des Rohrregisters angeordneten Entlüfter abgeschieden.

Eine drehzahlgeregelte Pumpe mit einem zusätzlich regelbaren Bypass ermöglicht das Einstellen eines weiten Volumenstrombereichs mit sehr hohen Volumenströmen für Spülvorgänge im Laborprüfstand Entgasung/Diffusion (bis ca. 23,8 m³/h) und niedrigen Volumenströmen im Teillastfall für den Betrieb unterschiedlichster Prüflinge (ca. 0,5 m³/h).

Der eigentliche Wärmeübertrager-Prüfling ist mit umfangreicher Messtechnik zum Einstellen und Registrieren der Versuchsrandbedingungen, d. h. Druck, Temperatur und Volumenstrom, ausgestattet. Des Weiteren besteht die Möglichkeit relevante Gase in gelöster (inline O₂-Sensorik, Probenahme zur O₂/Ar- und N₂-Messung) und freier Form (Gasblasenkontrolle) zu bestimmen.

Die Regelung und Steuerung des Versuchsstandes erfolgt teilweise automatisch und teilweise manuell. Dabei sind viele Aktoren so gewählt, dass sie bei Bedarf in die Automatisierung aufgenommen werden können. Mit dieser Vorgehensweise sollen die komplexen Anforderungen zeit- und kosteneffizient erfüllt werden.

4.3.2 Grundidee Komponententest

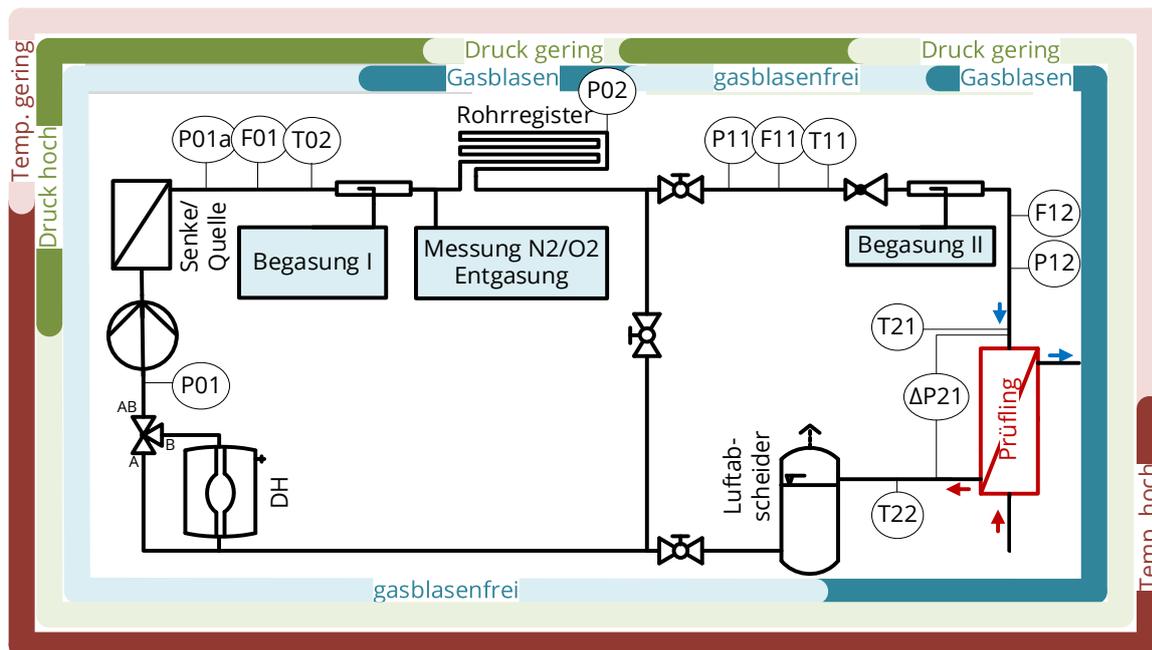


Abbildung 53 Komponententeststand TUD-WÜ; Darstellung der Versuchsrandbedingungen Druck, Temperatur und Gasblasenanteil im Fließschema, Stand: 28.07.2021

Der Gesamtkreis teilt sich in mehrere Abschnitte mit unterschiedlichen Druck- und Temperaturbedingungen auf. Eine wichtige Grundidee des Konzeptes ist, dass in den zur Einregulierung der Versuchsrandbedingungen verwendeten Komponenten (Unichiller, Umwälzpumpe) sowie der Druckhaltung keine freien Gase auftreten. Dies soll die Regelgüte verbessern, eine zuverlässige Durchführung von Reihenuntersuchungen ermöglichen sowie die Messung der Volumenströme (Durchflussmessgerät F11 ist gasblasenfrei) und Gasanteile im Prüfling vereinfachen. Die gasblasenfreien Bereiche werden einerseits durch den lokalen Hochpunkt des Rohrregisters und andererseits durch den Luftabscheider (HN11) definiert. Gasblasen werden durch die Begasungen I und II in das System geleitet oder entstehen durch die Erwärmung des Mediums im Prüfling durch die damit einhergehende Absenkung der Löslichkeitsgrenze.

Des Weiteren ergeben sich Bereiche mit geringer bzw. hoher Temperatur zwischen Prüfling und der Wärmesenke/-quelle, je nachdem in welcher Richtung die Wärme übertragen wird. Da für die meisten Wärmeträger die Löslichkeit bei einer Temperaturerhöhung abnimmt, soll in einem ersten Schritt der Prüfling als Wärmequelle dienen, was mutmaßlich den relevanteren Fall darstellt.

Da das Druckniveau einen entscheidenden Einfluss auf das Lösungsvermögen von Gasen in Flüssigkeiten hat, ist hierauf ein besonderes Augenmerk zu richten. Im Allgemeinen bestimmt der niedrigste Druck im System die maximal mögliche Konzentration an gelösten

Gasen. Dieser „Schlechtpunkt“ tritt aufgrund der statischen Höhe des Rohrregisters von ca. 5,9 m am Hochpunkt des Rohrregisters auf.

4.3.3 Teilsystem Prüfling

Abbildung 54 stellt vereinfacht das Fließschema des Teilsystems Prüfling dar. Ein gut entgaseter **Referenzkreis** (RK) stellt für die durchgeführten Versuche die Primärseite des Wärmeübertrager-Prüflings, also die beheizende Seite, dar und versorgt diesen mit temperierter, gut entgaseter Wärmeträgerflüssigkeit.

Die Sekundärseite des Prüflings wird vom sogenannten **Prüfkreis** (PK) mit ebenfalls temperiertem Wärmeträger versorgt. Das Wärmeträgermedium dieser Seite lässt sich über die Begasung I mit Stickstoff und technischer Luft beaufschlagen, um einen definierten Gehalt an gelösten Gasen zu erzeugen. Der so konditionierte Wärmeträger wird in einem Rohrleitungsspeicher bevorratet (hier nicht dargestellt). Über die Begasung II kann dann eine Blasenströmung mit definiertem Volumenanteil freier Gase ε eingestellt werden.

Der PWÜ-Prüfling stellt die Schnittstelle beider Kreise dar, wobei auf dessen Prüfkreisseite die direkten Wirkungen von Gasen auftreten und auf dessen Referenzkreisseite indirekte Wirkungen. Diese lassen sich in Wirkungen durch gelöste, in der Strömung mittransportierte und im Prüfling angelagerte Gase aufteilen.

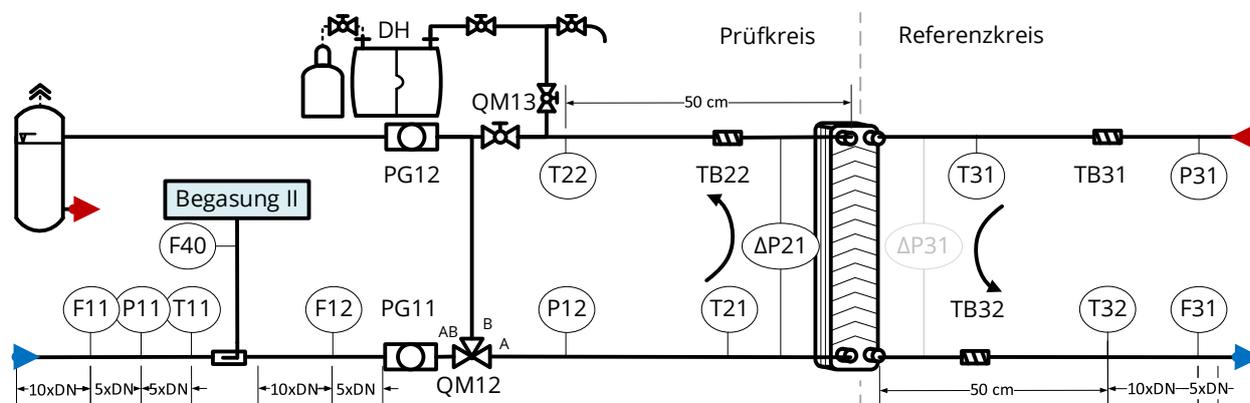


Abbildung 54 Teilsystem Prüfling mit Prüfkreis und Referenzkreis, vereinfachtes Schaltbild, Ein- und Auslaufstrecken der Sensoren;

- F ... Volumenströmsensor
- T ... Temperatursensor
- P, ΔP ... Drucksensor, Differenz~
- dyn. DH ... dynamische Druckhaltung, GBK ... Gasblasenkontrolle
- QM ... Kugelhahn, PG ... Schauglas, TB ... Turbulator

Die Strömungsrichtung wurde so gewählt, dass die gasbeladene Seite des Wärmeübertrager-Prüflings von unten nach oben durchströmt wird. Dies stellt die vom Hersteller empfohlene thermo-hydraulisch plausible Einbaulage für die Sekundärseite eines PWÜ dar.^d

Es werden alle für die Bilanzierung um den Prüfling erforderlichen Größen wie Volumenströme (F), Drücke (P) und der Differenzdruck (ΔP) sowie die Temperaturen (T) gemessen (siehe auch Tabelle 14). Die Temperaturen T_{21}/T_{22} sind die prüfkreisseitigen Ein- und Austrittstemperaturen, T_{31}/T_{32} die referenzkreisseitigen. Bei den Volumenströmen ist F_{31} der Sensor der Referenzseite. Auf der Prüfkreisseite gibt es den vor der Begasung II angeordneten Sensor F_{11} der den Wasservolumenstrom \dot{V}_W misst, F_{12} misst entsprechend den Gesamtvolumenstrom. In der folgenden Auswertung wird der Gasvolumenstrom \dot{V}_G über den Gasmassstromsensor F_{40} berechnet, da hier von einer höheren Genauigkeit auszugehen ist. Für den in der Blasenströmung vorliegenden Gasvolumenanteil gilt $\varepsilon = \dot{V}_G / (\dot{V}_W + \dot{V}_G)$. Diese Definition entspricht der Definition für den homogenen Gasvolumenanteil nach VDI-Wärmeatlas [8] (siehe auch Gleichung (3)).

Über den Laborprüfstand Entgasung/Diffusion, den Prüfkreis (PK) und den Referenzkreis (RK) werden die **Versuchsrandbedingungen** eingestellt bzw. erfasst, d. h.

- Volumenströme der gasfreien Strömung (PK: F_{11} , RK: F_{31})
- Eintrittstemperaturen am Prüfling (PK: T_{21} , RK: T_{31})
- Druck, Eintritt Prüfling (PK: P_{12})
- Gasgehalt gelöst (Begasung I) und Volumenstrom freier Gase (Begasung II)

Je nach den gewählten Versuchsrandbedingungen stellen sich die folgenden Parameter als **Systemreaktion** ein:

- Austrittstemperaturen am Prüfling (PK: T_{22} , RK: T_{32}),
- Druckverlust Δp (PK: ΔP_{21} , optional: RK: ΔP_{31}),
- am Prüfling übertragene Wärmeleistung \dot{Q} (Bilanzen des stoffgebundenen Wärmestroms in PK und RK),
- Gasansammlung im PK des Prüflings (feststellbar durch Gasblasenkontrolle).

^d In der Praxis sollte dies bei der Planung unbedingt ebenfalls beachtet werden. Die Seite mit der größeren Gefahr von Gasdesorption sollte von unten nach oben durchströmt werden. Das ist entweder der Kreis mit einem potentiellen Gaseintrag (z.B. Erdwärmesondenkreis, Trinkwasser) oder der Sekundärkreis als zu erwärmende Seite, da beim Wärmeträger Wasser die Löslichkeitsgrenze mit steigender Temperatur sinkt.

Die Menge des während des Versuchsablaufs im Prüfling angesammelten Prüfgases kann diskontinuierlich oder während einer Vorversuchsreihe durch eine abschnittsweise **Gasblasenkontrolle (GBK)** bestimmt werden. Die Druckhaltung des Prüfkreises ist so aufgebaut, dass sie den für die Gasblasenkontrolle notwendigen Drucksprung gewährleisten kann. Dabei kann eine sehr hohe Genauigkeit erreicht werden (siehe [11] bzw. VDI 4708-2 [12]).

Tabelle 14 Verwendete Sensorik, Genauigkeit im Auslegungsfall nach Herstellerangaben

Sensor	Typ	Genauigkeit	Zul. Messfehler nach DIN EN 1148/A1
Temperaturen T21, T22, T31, T32	Mantelwiderstandsfühler, electronic-sensor PT100, Klasse AA nach IEC 751 , 4-Leiter, 2mm Durchmesser PT100 AA 0/10/4CuTT30/10	bei 70 °C: ±0,22 K	±0,1 K → Kalibrierung
Volumenstr. F11, F12, F31	MID Krohne OPTIFLUX 4300C, DN15 Krohne OPTIFLUX 4300C, DN10	±0,003 m³/h ±0,002 m³/h	±2 % der Anzeige, ±0,017 m³/h im Auslegungsfall
Differenzdrücke ΔP21, (ΔP31)	ics Schneider Messtechnik IDPT100-345-9999-1-1, Messbereich -5...400 mbar	±0,4 mbar	±1 % der Anzeige oder ± 2 kPa ±1,6 mbar oder ± <u>20 mbar</u>
Drücke P12	Absolutdruck Keller PAA-35X, 10 bar, -40 bis 120 °C frontbündig	±10 mbar	±10 kPa ±100 mbar
Gasmassestr. F40	Brooks SLA5850 Messbereich 0 ... 20 NI/min, Stickstoff	±0,04 NI/min wenn < 4 NI/min	-

Tabelle 14 stellt die für die Bilanzierung des Prüflings verwendeten Sensoren, gemeinsam mit der Sensortypenkenzeichnung und der Genauigkeit bei Auslegungsbedingungen dar. Vergleichend sind die zulässigen Messfehler nach DIN EN 1148/A1 aufgelistet. Die Volumenström-, Druck- und Differenzdrucksensoren besitzen nach Herstellerangaben im Auslegungsfall eine deutlich höhere Genauigkeit als gefordert. Die Grundgenauigkeit der Temperatursensoren ist laut Hersteller aber geringer als gefordert. Da für die Bestimmung der

Energiebilanz vor allem die Abweichung der paarweisen Sensoren auf der Referenz- und Prüffallseite entscheidend ist, können die Anforderungen durch zeitgleiche Kalibrierung gegen ein gemeinsames Normal erfüllt werden.

Die Temperatursensoren T21, T22, T31 und T32 sind als Eintauchfühler mittels einer Klemmringverschraubung über einen 90°-Bogen in die Mittelachse der Rohrleitung eingebracht. Dabei ist die Sensorspitze entgegen der Strömungsrichtung ausgerichtet (vgl. Abbildung 55). Die Position der für die Bilanzierung relevanten Sensoren ist mit den zu beachtenden Ein- und Auslaufstrecken in Abbildung 54 zu sehen. Die Temperatursensoren auf der Eintrittsseite des Wärmeübertragers T21 und T31 wurden in der Nähe der Eintrittsstutzen verbaut. Um eine gut durchmischte Strömung und eine aussagekräftige Temperaturmessung an den Austrittsstutzen des Wärmeübertragers zu erhalten wurden die Sensoren T22 und T32 in einem Abstand von 50 cm integriert. Zusätzlich wird das Temperaturfeld der Strömung durch die in Abbildung 55 gezeigten Turbulatoren TB22, TB31 und TB32 vergleichmäßig.

Die Anschlussstücke für die Differenzdrucksensoren $\Delta P21$ und $\Delta P31$ sind direkt an den Stutzen des Wärmeübertragerprüflings positioniert, was den Anteil der durch die Anschlussleitungen hervorgerufenen Strömungsdruckverluste minimieren soll. Die Messleitungen sind als flexible PTFE-Kapillarschläuche ausgeführt. Vorversuche haben gezeigt, dass dieses Material das Messsignal durch die mechanische Dämpfung deutlich verbessert. Die Messleitungen sind einfach zu entlüften, was den Offset im Differenzdruckmesswert bei ruhendem Wärmeträgermedium minimiert. Die Druckverlustmessung erfolgt immer entweder auf der Prüfkreis- oder Referenzkreisseite, da physisch nur ein Sensor vorhanden ist.



Abbildung 55

links: Einbaubedingungen der Temperatursensoren T21, T22, T31 und T32

oben: Turbulatoren zur Vereinheitlichung der Strömung

Für die MID-Volumenstromsensoren (F31 im Referenzkreis, F11 und F12 im Prüfkreis) wurden die Vorgaben des Herstellers zu Ein- und Auslaufstrecken beachtet. Im Prüfkreis ist F11 in der gasblasenfreien Strömung angeordnet und F12 nach der Begasung II in der potentiell mit Gasblasen beaufschlagten Strömung. Damit gibt es eine zweite Option über das Verhältnis der Volumenströme F11 und F12 auf den Gasvolumenanteil ε rückzuschließen. Diese Vorgehensweise würde dem Vorschlag aus der Norm einer Phasentrennung bei Zweiphasenströmungen Rechnung tragen.

Auf der Prüfkreisseite wurde auf eine gerade und stufenfreie Leitungsführung von Begasung II (über das Schauglas PG11) bis zum Eintrittsstutzen des Prüflings geachtet, ebenso vom Austrittsstutzen bis zum Schauglas PG12. Dies soll die Strömungsform der Zweiphasenströmung in der Zu- und Ableitung beobachtbar machen.

Die Messdaten werden von Spectra-Feldbusmodulen aufgenommen und an eine Professur-eigene InfluxDB Messwertdatenbank weitergeleitet. Die Prozessüberwachung findet mit einer Grafana-Weboberfläche statt. Die Influx-Datenbank ermöglicht eine automatisierte Abfrage der Messdaten durch die Auswerte-Skripte.

4.3.4 PWÜ-Prüflinge

Bei den untersuchten Prüflingen WÜ20, WÜ30, WÜ40 handelt es sich um typische Plattenwärmeübertrager eines bekannten Herstellers. Die Prüflinge weisen einen identischen inneren Aufbau auf. Die Sammler/Verteiler-Geometrie ist gleich sowie die Form der Strömungskanäle. Die Wärmeübertrager unterscheiden sich hauptsächlich hinsichtlich der Anzahl der

Platten und damit der Strömungskanäle. Der Prüfling WÜ30 besitzt eine andere Deckplatte. Die Plattenwärmeübertrager besitzen eine Winkelprägung von 44° bzw. 78°, Tabelle 15 zeigt wesentliche Parameter. Der Innendurchmesser aller WÜ-Stutzen beträgt 16 mm.

Tabelle 15 Parameter der Wärmeübertragerprüflinge

Prüfling	Typ	Anzahl Platten	Anzahl Kanäle H/K	Wärmeüber- tragungs- fläche m ²	Quer- schnitts- fläche H/K mm ²	Ausle- gungs- leistung kW	Ausle- gungsvo- lumen- strom m ³ /h
WÜ20	SWEP B8THx20/1P	20	10/9	0,41	1221/ 1098	20	0,59
WÜ30	SWEP BX8THx30/1P	30	15/14	0,64	2190/ 2043	30	0,89
WÜ40	SWEP B8THx40/1P	40	20/19	0,87	2441/ 2312	40	1,19

Für alle drei Prüflinge wurde eine Auslegungsrechnung mit dem Software-Tool SSPG8 durchgeführt aus der sich der in Tabelle 15 dokumentierte Auslegungsvolumenstrom ergibt. Außerdem gibt das Tool die zu erwartenden Druckverluste und den Wärmedurchgangskoeffizienten im Auslegungsfall zurück. Die Ergebnisse der Auslegungsrechnung sind in Anhang C.1.3.1, C.1.3.2 und C.1.3.3 zu finden. Die Datenblätter sind als Anhänge C.1.3.4 und C.1.3.5 beigefügt.

4.3.5 Haupteinflussfaktoren

Welcher Druckverlust und welcher Wärmedurchgang sich in einem Plattenwärmeübertrager einstellt, hängt von einer Reihe von Einflussfaktoren ab, die in Tabelle 16 zusammengetragen sind. Folgende sieben Faktoren wurden identifiziert, von den ein relevanter Einfluss erwartet wird:

- Der konstruktive Aufbau der Prüflinge,
- die Medientemperaturen,
- die Flüssigkeitsvolumenströme und die Strömungsform sind Einflussfaktoren, die ebenfalls bei einer gasfreien Strömung wichtig sind.
- Speziell für die Blasenströmung sind der Gasvolumenanteil am Eintritt in den Prüfling ε (Versuchsrandbedingung),

- der sich einstellende Volumenanteil der angelagerten, stationären Gasblase ε_{GBK} ,
- die Strömungsform in Prüfling und
- der Schlupf der Phasen zu berücksichtigen.

Die zur Identifikation der einzelnen Einflussfaktoren erforderlichen Messgrößen sind getrennt für Druckverluste und Wärmedurchgang in Tabelle 16 aufgeführt. Die Strömungsform und ein möglicher Schlupf zwischen den Phasen können im Projekt nicht näher spezifiziert werden und bleiben damit unbekannt. Dies deckt sich mit dem von vornherein angestrebten „Blackbox“-Ansatz.

In der Spalte „Bemerkung“ ist der Wirkmechanismus der genannten Einflussfaktoren auf Druckverluste Δp und Wärmedurchgang k aufgeführt.

Tabelle 16 Übersicht der Haupteinflussfaktoren auf Druckverluste Δp und Wärmedurchgang k

	Δp	k	Bemerkung
Prüfling	WÜ20, WÜ30, WÜ40		Anzahl, Breite und Form der Strömungskanäle, Gesamtquerschnitt
Medien- temperatur	ϑ_m bzw. ϑ_{21}, t_{22}	$\vartheta_m, \Delta T_m$ bzw. $\vartheta_{21}, \vartheta_{22},$ $\vartheta_{31}, \vartheta_{32}$	Δp : Stoffdaten (v.a. Viskosität), k : mittlere Temperaturdifferenz, Stoffdaten (v.a. spezifische Wärmekapazität)
Flüssigkeitsvo- lumenstrom	\dot{V}_W (F11)	\dot{V}_W (F11), \dot{V}_{RK} (F31)	Δp : Strömungsgeschwindigkeit k : Kapazitätsstrom und Turbulenz
Gasvolumenan- teil in der Strö- mung ε	ε		Δp : effektive Stoffdaten (v.a. Dichte/Viskosität), Turbulenz k : effektive Stoffdaten (v.a. Dichte, spezifische Wärmekapazität) und Turbulenz
im Prüfling an- gelagerte, stati- onäre Gasblase	ε_{GBK}		Δp : Strömungsquerschnitt, Auftriebswirkung k : Wärmeübertragungsfläche
Strömungsform im Prüfling	unbekannt		laminare/turbulente Strömung Blasen-, Kolbenblasen-, Schaum-, Ringstrahlen-, Ringströmung
Schlupf der bei- den Phasen	unbekannt		Evtl. Wirkungen auf Auftriebskomponente Δp_g , Turbulenzgrad \rightarrow Druckverlust und Wärme- durchgang

4.3.6 Begasungsapparatur

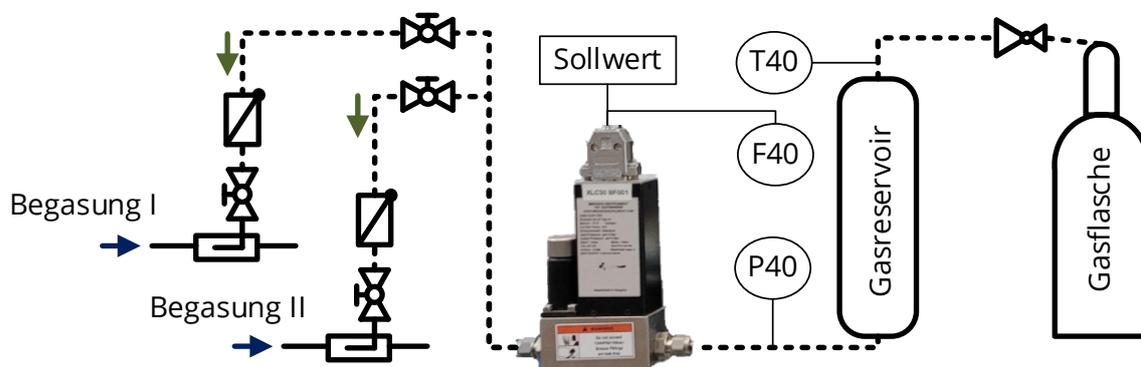


Abbildung 56 vereinfachtes Schaltschema der Begasungsapparatur

Der Aufbau der Begasungsapparatur ist in Abbildung 56 dargestellt. Der ölfreie Stickstoff 5.0 mit hoher Reinheit wird durch eine Druckgasflasche bereitgestellt und über den Druckminderer auf den vom Massestromregler geforderten Druckwert verringert, der stets über dem aktuellen Druck im System liegt. Ein kleines Gasreservoir soll instationäre Vorgänge minimieren (Druckstöße, Temperaturänderungen) und so die stabile Funktion des Massestromreglers F40 unterstützen. Am Reservoir werden Druck und Temperatur gemessen, um die vom Massestromregler geforderten Betriebsparameter sicher einzuhalten. Der Massestromregler der Fa. Brooks regelt auf einen eingestellten Sollwert in Normlitern Stickstoff je Minute den gewünschten Gasmassestrom ein. Verbaut ist der BROOKS MFC, Massestromregler (Typ: SLA5850SH1AB1C2A1) mit einem Einstellbereich von 0 ... 20 NI/min.

Mit der Begasungseinrichtung kann entweder die Begasung I oder Begasung II betrieben werden (vergleiche Abbildung 52). Eine Umschaltung erfolgt über die vorgesehenen Kugelhähne. Die Rückschlagklappen vor Begasung I und II verhindern ein Eindringen von Wärmeträgermedium in die Apparatur. Das Gas wird über einen im Durchmesser reduzierten 90° Bogen umgelenkt und entgegen der nominellen Strömungsrichtung in das Wärmeträgermedium eingeleitet. Die Flüssigkeitsströmung schert das eindringende Gas ab, sodass je nach Strömungsgeschwindigkeit des Wärmeträgermediums und dem eingestellten Gasmassestrom Gasblasen mit einem Durchmesser im Bereich von 1 mm bis 1 cm entstehen.

Der Gasmassestrom F40 wird für jeden Betriebspunkt so gewählt, dass sich beim gewünschten Flüssigkeitsvolumenstrom \dot{V}_W und den vorherrschenden Temperatur- und Druckbedingungen der gewünschte Gasvolumenanteil ε in der Eintrittsströmung ergibt. Die genaue Berechnungsvorschrift kann dabei Gleichung (19) aus Kapitel 4.5.2 entnommen werden.

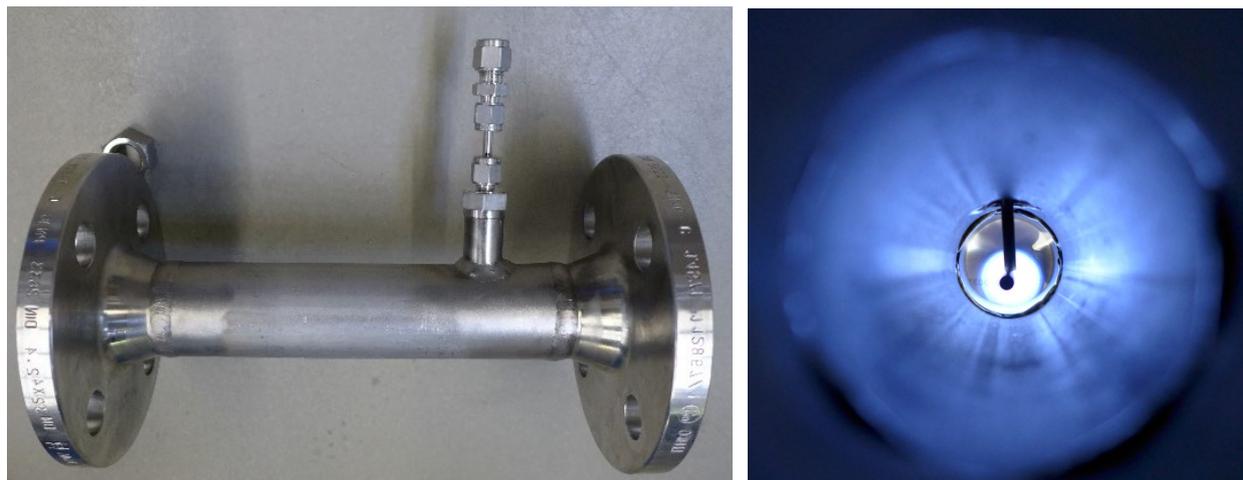


Abbildung 57 Begasung I; links: Passtück mit Flanschan schlüssen; rechts: Innenansicht Begasungsröhrchen

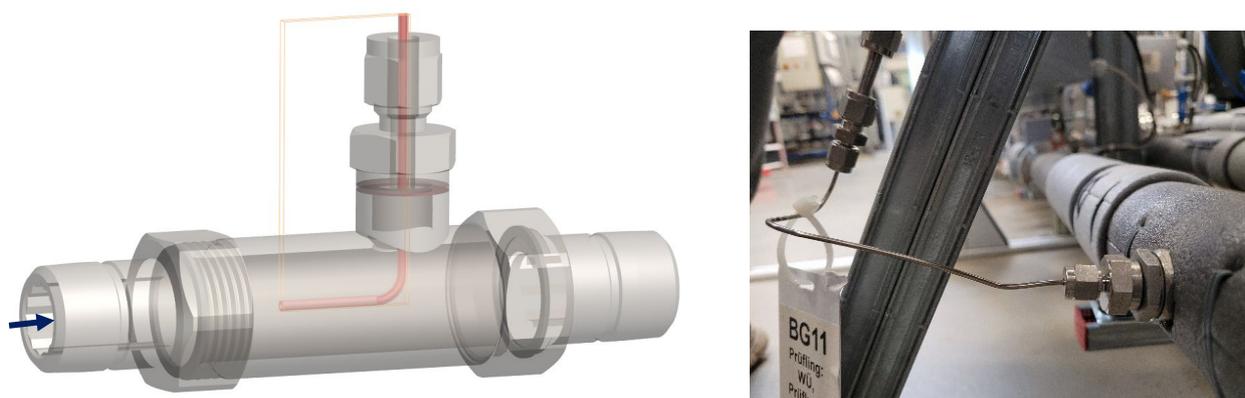


Abbildung 58 Begasung II; links: 3D Modell ; rechts: externe Begasungsleitung bis Scheidringanschluss an Prüfkreis

Die Abbildung 57 zeigt Umsetzungsdetails der Begasungsarmatur von Begasung I. Ein 2 mm (Außendurchmesser) Edelstahl-Röhrchen ist in ein Passtück (DN40) mit Flanschan schlüssen verbaut. Die Mitte des Röhrchens ist in der Strömungsmitt e angeordnet. Abbildung 58 stellt die Begasung II als 3D-Modell mit analogem Aufbau dar. Das Passtück ist, wie die angrenzenden Rohrleitungen in DN20 gefertigt und als Schraubverbindung eingebunden.

4.4 Versuchsplanung

4.4.1 Versuchsbezeichnung

Um bei der großen Anzahl an durchgeführten Versuchen diese eindeutig zuordnen und bezeichnen zu können, wird der in Abbildung 59 dargestellte Kennzeichenaufbau verwendet. Dieser soll die einheitliche Kennzeichnung auch bei einer möglichen Fortführung von Untersuchungen gewährleisten. Die Kennzeichen beinhalten

- ein Kürzel des verwendeten Prüflings,
- des Betriebszustandes (Volumenströme und Eintrittstemperaturen),
- ein Kürzel zum Medienzustand an gelösten und freien Gasen sowie
- eine Versionsnummer bei Wiederholung des Versuchspunktes.

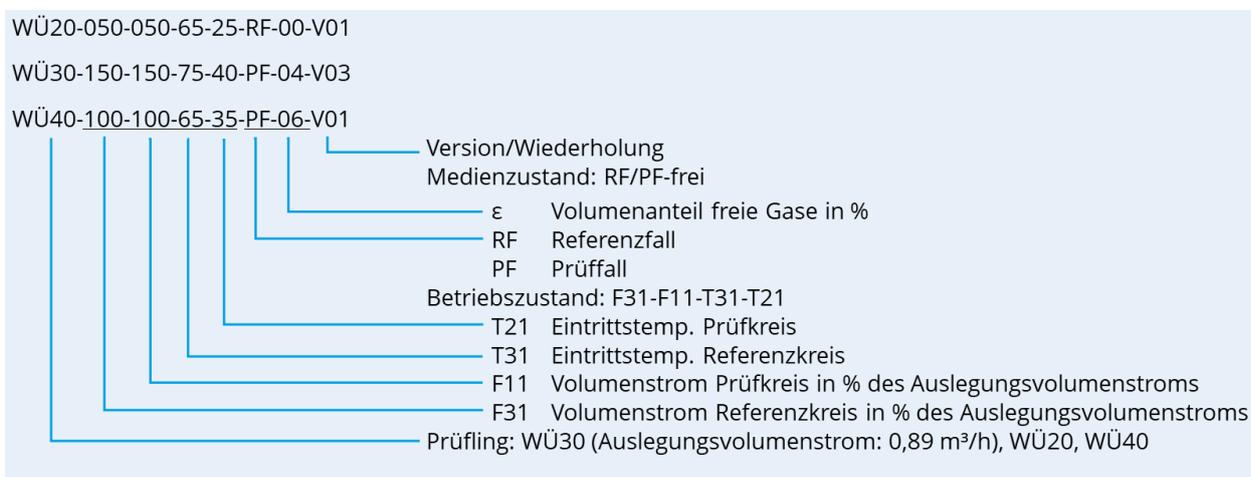


Abbildung 59 Aufbau Versuchsbezeichnung für PWÜ-Versuche TU Dresden, Beispiele

4.4.2 Übersicht Versuche und Randbedingungen

Alle Betriebszustände werden zuerst mit entgastem Medium auf beiden Seiten des Prüflings angefahren. Dies stellt den **Referenzfall (RF)** dar, der für die vergleichende Auswertung als Bezugszustand dient. Es folgen die **Prüffälle (PF)** mit einem am Eintritt in den Prüfling gut entgastem Medium (Wasser) und einem definierten Volumenanteil an freien Gasen von $\varepsilon = 2, 4$ und 6% . Die Gasvolumenanteile wurden so gewählt, dass sie mögliche Verhältnisse in der Praxis abbilden. Es ergibt sich die in Tabelle 21 dargestellte Versuchsmatrix. Die Versuche wurden so konzipiert, dass der Referenz- und der Prüffall den gleichen Wasservolumenstrom \dot{V}_W aufweisen, sie also die Verhältnisse nach Szenario 1 widerspiegeln.

Tabelle 17 Versuchsmatrix PWÜ-Versuche TU Dresden
Volumenstromangaben in % vom Auslegungsfall

	WÜ20	WÜ30	WÜ40				
Auslegungsvolumenstrom	0,59 m³/h	0,89 m³/h	1,19 m³/h				
T31/T21 °C	F31/F11 % vom Auslegungsvolumenstrom			ε Vol. %	ε_{GBK}	Δp	k
25/25	-/000, -/025, -/050, -/075, -/100, -/125, -/150, -/175			RF: 0, PF: 2, 4, 6	•	•	
65/25	050/050,	050/050,	050/050,			•	•
65/35	-	-	075/075,			•	•
75/40	100/100, 125/125, 150/150	100/100, 125/125	100/100 - -			•	•

Die drei rechten Spalten von Tabelle 21 zeigen für welche Auswertungen die Versuche verwendet werden. Die Spalte ε_{GBK} steht für die Untersuchungen zur Gasansammlung mittels GBK im Prüfling, Δp und k für die Untersuchungen zu Druckverlust und Wärmedurchgang.

Die Versuchspunkte zur Bestimmung des Wärmedurchganges wurden entsprechend den Vorgaben in DIN EN 1148/A1:2005-12 für die Leistungsprüfung von Wasser/Wasser-, „Wärmeaustauschern“ gewählt. Für jeden Wärmeübertrager ergeben sich somit ca. 48 Betriebszustände im kalten Zustand und insgesamt 36 Betriebszustände bei den Versuchen mit Wärmeübertragung. Nach Einstellung der Versuchsrandbedingungen wird für die kalten Versuche eine Einschwingzeit von drei und für die warmen Versuche von fünf Minuten abgewartet. Diese Zeitspannen wurden in Vorversuchen ermittelt und sollen den kapazitiven Effekten bei Aufheizung des Wärmeübertragers und ggf. bei der Anlagerung von freien Gasen im Prüfling Rechnung tragen. Die Messzeit für einen so eingestellten Betriebszustand beträgt dann zwei Minuten für kalte und fünf Minuten für warme Versuche.

Die Versuche bei Umgebungstemperatur benötigen eine deutlich geringere Versuchsdauer, da die Konditionierung des Prüfkreises und die Einstellung der Versuchsrandbedingungen einfacher realisierbar ist. Daher wurden für dieses Temperaturniveau (25/25) deutlich mehr Messpunkte angefahren. Damit ist der Einfluss der Gasbeladung auf den Druckverlust im kalten Zustand besonders gut untersucht.

In der Literatur lässt sich eine vergleichbare Untersuchung finden [13]. Hier wurden analog zu Szenario 1 die Einzelversuche anhand der Massestromdichte im Strömungsquerschnitt

verglichen. Es wurden die Druckverluste einer Luft-Wasser-Strömung an zwei Plattenwärmeübertragern untersucht, für die jeweils die Plattenanzahl variiert werden kann. Ziel sei es mit der Luft-Wasser-Strömung die Verhältnisse für den Einsatzfall als Verdampfer zu modellieren. Daher weicht das Untersuchungsgebiet mit Gasvolumenanteilen bis 100% deutlich von der hier vorgestellten Untersuchung ab. Des Weiteren wurde der Plattenwärmeübertrager von oben nach unten durchströmt, was aufgrund der möglichen Ansammlung von Gasen im Prüfling die Interpretation und Auswertung verkompliziert. Trotzdem wird folgend bei ausgewählten Auswertungen auf die Ergebnisse dieser Veröffentlichung Bezug genommen.

Unter der Annahme einer gleichmäßigen Verteilung der Strömung über alle Kanäle ergeben sich die in Tabelle 34 aufgeführten Strömungsgeschwindigkeiten.

4.4.3 Versuchsablauf

4.4.3.1 Versuche ohne Wärmezufuhr („kalte“ Versuche bei 25 °C)

Der Versuchsablauf der kalten Versuche zur Druckverlustbestimmung und Ermittlung der Gasansammlung im PWÜ-Prüfling mittels GBK ist in Abbildung 60 anhand von tatsächlichen Messdaten einer Versuchsreihe mit dem Prüfling WÜ30 dargestellt. Insgesamt werden ca. 48 Messpunkte angefahren. Die Einschwingzeit beträgt drei Minuten, während denen sich eine stationäre Strömung herausgebildet hat. Dies umfasst die mögliche Herausbildung eines statischen Gaspolters, die Ausbildung der Blasenströmung an Ein- und Austritt und in den Strömungskanälen, sowie die Beruhigung von möglichen Schwingungen. Die eigentliche Messzeit beträgt dann zwei Minuten.

Es wird eine Medientemperatur von 25°C eingestellt, wobei dies aufgrund der Raumtemperatur meist ohne zusätzliche Beheizung oder Kühlung erreicht wurde. Um sicher zu stellen, dass der Differenzdrucksensor $\Delta P21$ gut entlüftet ist und das Messsignal keinen Offset aufweist, wurde der Nullwert der Druckdifferenz im Ruhefall mit $F11 = 0 \text{ m}^3/\text{h}$ überprüft. Gegebenenfalls wurde der Differenzdrucksensor entlüftet. Im Anschluss erfolgte die Variation der Volumenströme auf PK-Seite aufsteigend im Bereich von 0 bis 175 % vom Auslegungsfall. Um eine Abhängigkeit der Ergebnisse vom Vorversuch auszuschließen wurden die Messpunkte mit Volumenstrom 100 und 50 % wiederholt. Es zeigt sich eine hohe Reproduzierbarkeit der Messergebnisse. Bei den Prüffällen wurden über die Begasung II in die Strömung eingeleitet. Der Gasmassestrom wurde so gewählt, dass der gewünschte Gasvolumenanteil erreicht wird.

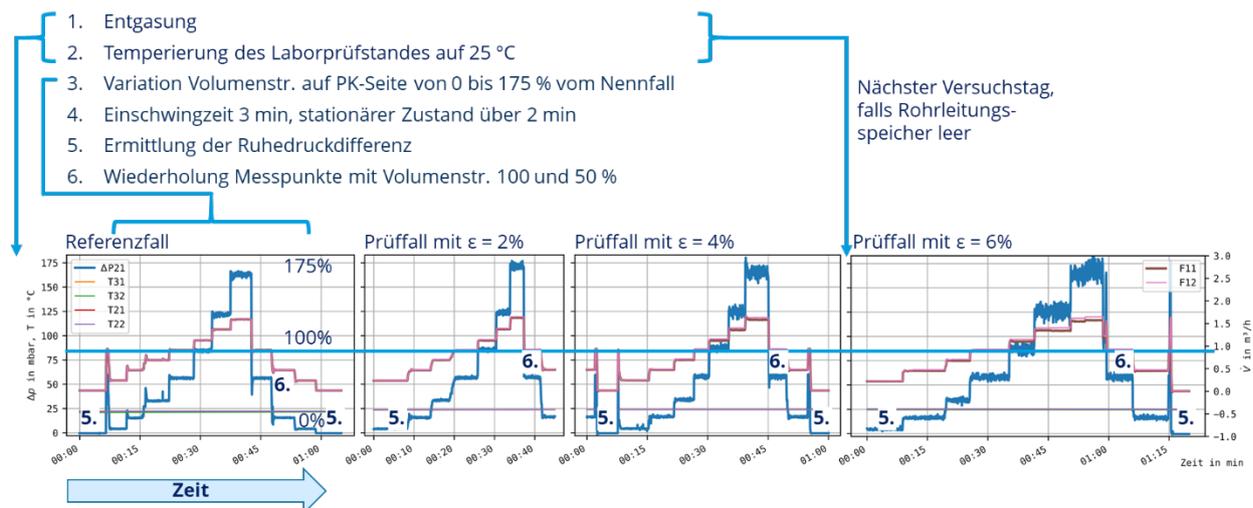


Abbildung 60 Versuchsablauf kalte Versuche, Druckverlustbestimmung, Prinzipdarstellung am Bsp. WÜ30

Vor allen Versuchen zum Referenzfall und auch den gasbeladenen Prüffällen wurde der Prüfkreis komplett entgast. Der Wärmeträger auf dieser Seite ist also bis zur Begasungsstelle II untersättigt. Da Gasblasen erst kurz vor dem Prüfling eingebracht werden und die Messstrecke recht kurz ist, ist nicht zu erwarten, dass nennenswerte Anteile in Lösung gehen und für die Prüffälle wird ein freier Gasblasenanteil entsprechend des jeweiligen PF – sprich 2,4 oder 6 % angenommen. Wenn der Rohrleitungsspeicher während der Versuche entleert ist, wurde vor Weiterführung erneut entgast und temperiert.

Zur Bestimmung der im Prüfling angelagerten Gase und ε_{GBK} über die Gasblasenkontrolle wurden die Versuchspunkte erneut angefahren. Die Durchführung wird in Abschnitt 4.5.3.2 beschrieben.

4.4.3.2 Versuche mit Wärmezufuhr

Die Versuchsreihen zur Bestimmung des Wärmedurchgangs liefen nach der in Abbildung 61 dargestellten Vorgehensweise ab. Nach der Entgasung beider Kreise wird der gewünschte Flüssigkeitsvolumenstrom \dot{V}_W anhand der Messstellen F11 und F31 in Prüf- und Referenzkreis eingestellt, wobei im RF das Medium vorerst am Prüfling vorbeigeleitet wird. Der Prüfkreis wird mit dem Unichiller so temperiert, dass am Eintritt in den Prüfling (T21) die gewünschte Temperatur herrscht. Die Abkühlung über das Rohrregister wird anhand von Erfahrungswerten berücksichtigt. Der Unichiller wird auf einen entsprechend erhöhten Sollwert geregelt. Nach der Umleitung des heißen Referenzkreismedienstroms auf den Prüfling und notwendiger Feinjustierung stellt sich der gewünschte Betriebszustand ein.

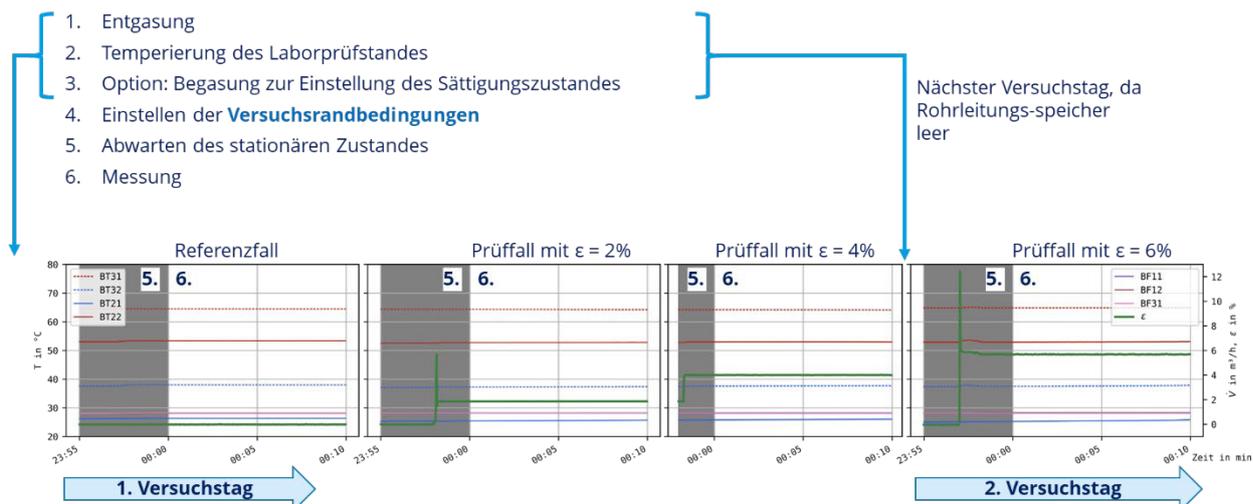


Abbildung 61 Versuchsablauf warme Versuche, Bestimmung des Wärmedurchgangs, Prinzipdarstellung

Als erstes wird dann der gasfreie Referenzfall vermessen und dann mittels des Gasmassestromreglers F40 schrittweise der Gasvolumenanteil ε erhöht. Die Einschwingzeit mit bereits stationären Messgrößen (v.a. Volumenströme und Temperaturen) beträgt jeweils mindestens fünf Minuten. Anschließend werden für weitere fünf Minuten die eigentlichen Messpunkte aufgenommen. Die fünf Minuten Einschwingzeit wurden so gewählt, dass sich der Wärmeübertrager mit der eigenen Wärmekapazität aufheizen kann und die statische Gasansammlung sich ausbilden kann.

Vor allen Versuchen zum Referenzfall und auch den gasbeladenen Prüffällen wurde der Prüfkreis komplett entgast. Der Wärmeträger auf dieser Seite ist also untersättigt. Da Gasblasen erst kurz vor dem Prüfling eingebracht werden und die Messstrecke recht kurz ist, ist nicht zu erwarten, dass nennenswerte Anteile in Lösung gehen. Wenn der Rohrleitungsspeicher während der Versuche entleert ist, wurde vor Weiterführung erneut entgast und temperiert.

In Abbildung 62 sind anhand des vereinfachten Anlagenschemas die Messgrößen hervorgehoben, die vor jedem Versuch (noch vor Beginn der Einschwingzeit) mit hoher Genauigkeit als **Versuchsrandbedingungen** eingestellt werden. Dies sind konkret die Volumenströme in Prüf- und Referenzkreis F11 und F31, der Systemdruck im Prüfkreis P11 und die Eintrittstemperaturen in den Wärmeübertragerprüfling T21 und T31. In den Prüffällen wird F40 so eingestellt, dass sich der gewünschte Gasvolumenanteil ε in der Strömung ergibt.

Mit diesen Versuchsrandbedingungen stellen sich die Austrittstemperaturen T22 und T32 und damit der übertragene Wärmestrom als **Systemreaktion** ein. Dies gilt auch für den Differenzdruck und das im Prüfling angesammelte statische Gaspolster, welches durch die Größe ε_{GBK} beschrieben wird (Gasvolumen bezogen auf das Inhaltvolumen der Prüfkreisseite des Prüflings).

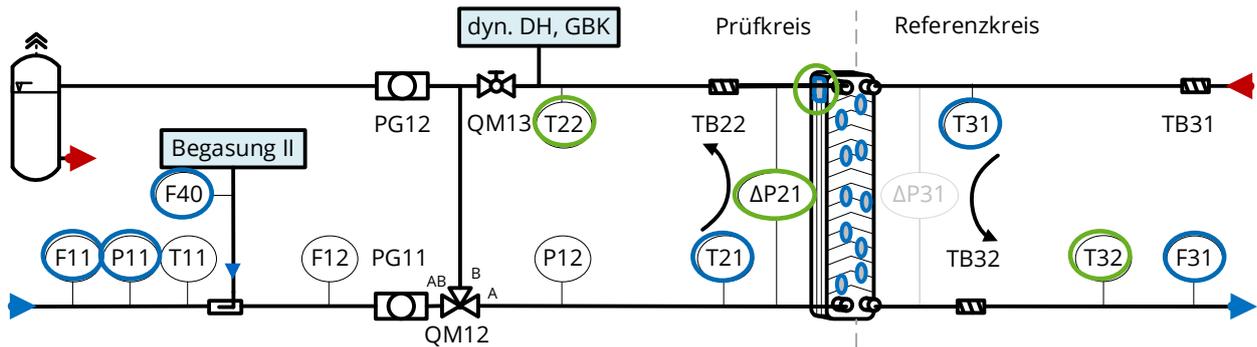


Abbildung 62 Messgrößen für **Versuchsrandbedingungen** und **Systemreaktionen**

4.5 Methodik Versuchsauswertung

4.5.1 Bilanzgrenze, Bezeichnungen der Medienströme und Messpunkte

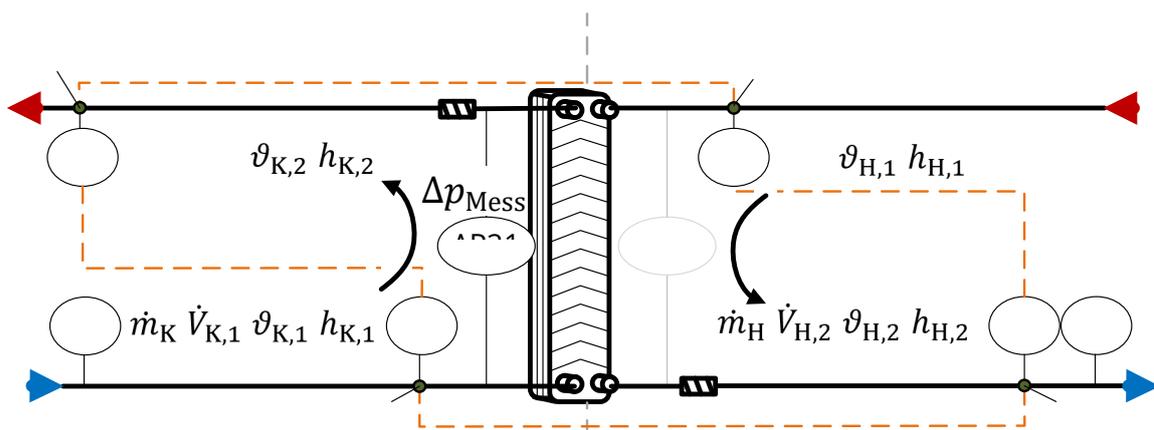


Abbildung 63 Nomenklatur der Größen am Gegenstrom PWÜ, thermodynamische Nomenklatur und Messstellenbezeichnung, Bilanzgrenze

Die für die Bilanzierung eines im Gegenstromprinzip angeschlossenen Plattenwärmeübertragers wichtigsten Größen und die zugehörige Bilanzgrenze werden in Abbildung 63 gezeigt. Dabei wurden die wichtigsten Messstellen aus Abbildung 54 übernommen. Neben den Messstellenbezeichnungen wurden die Symbole der thermodynamischen Nomenklatur eingetragen.

Im Folgenden werden allgemeine Zusammenhänge und Formeln mit der thermodynamischen Nomenklatur formuliert. Es wird in Heizmedium (H, hier Referenzkreis) und Kühlm-

dium (K, hier Prüfkreis) unterschieden und in 1 für Eintritt und 2 für Austritt aus dem Wärmeübertrager. Falls kein Index H oder K angegeben ist, handelt es sich um Größen des Prüfkreises (Kühlmedium). Bei messstellenkonkreten Formeln soll das Symbol der entsprechenden Größe mit der Messstellenbezeichnung als Index verwendet werden.

4.5.2 Stoffdaten

Für die Bilanzierung des Wärmeübertragers sind die Stoffdaten des Wärmeträgermediums und gegebenenfalls auf der Prüfkreisseite des eingeleiteten Gases notwendig. Die Stoffdaten werden über den Python-Wrapper der *CoolProp*-Stoffwertbibliothek (Version 6.4.3) unter Nutzung der Standardbibliothek *HEOS* mit dem Fluid *water* bzw. *N2* gebildet. Als Literaturquelle ist [14] zu nennen. *CoolProp* bietet eine gute Zugänglichkeit und einfache Handhabung und enthält über die Bibliothek *INCOMP* auch Stoffdaten zu Wasser-Propylenglykol-Gemischen. Genutzt werden die folgenden Stoffdaten:

- Dichte $\rho_W, \rho_{G,N}$
- dynamische Viskosität η_W und
- spezifische Enthalpie h oder die spezifische Wärmekapazität c_p .

Für die *CoolProp*-Bibliothek wurde im Rahmen des Projektes ein Python-Interface geschrieben, welches die Verwendung von einheitenbehafteten Größen über die Python-Bibliothek *pint* ermöglicht. Dies reduziert die Gefahr von Umrechnungsfehlern bei der Bilanzierung deutlich.

Die benötigten Stoffdaten müssen für unterkühlte Flüssigkeit (hier: Wasser) gebildet werden. Die *CoolProp*-Funktion benötigt dafür einen Temperatur- und Druckwert als Eingabe. Die Stoffdaten können direkt an der Bilanzgrenze, also an allen Ein- und Austritten des Prüflings abgeleitet werden. Dabei werden die entsprechenden Temperaturen und der jeweils vorherrschende Druck verwendet. Letzterer bestimmt sich aus Druckmessungen in Prüf- und Referenzkreis und ggf. aus dem gemessenen Druckdifferenz. Mittlere Stoffwerte des Prüf- und Referenzkreises werden mit dem arithmetischen Mittel der Temperaturen und Drücke gebildet.

Auf der Referenzkreisseite wird der Druck am Druckfestpunkt P31 als Druckwert verwendet.

$$\vartheta_{H,m} = \frac{\vartheta_{T32} + \vartheta_{T31}}{2}$$

Auf der Prüfkreisseite ergibt sich unter Verwendung des mittleren Druckes:

$$\vartheta_{K,m} = \frac{\vartheta_{T22} + \vartheta_{T21}}{2}$$

$$p_{K,m} = p_{P12} + \frac{\Delta p_{P21}}{2}$$

Für die Umrechnung des gemessenen Volumen- in einen Massestrom wird die Dichte mit den Zustandsgrößen am Ort des Durchflusssensors bestimmt.

Zur Umrechnung des in Norm-Litern gegebenen Gasmassestroms in einen Masse- und dann Volumenstrom werden die Normalbedingungen nach DIN 1343 verwendet (siehe auch Tabelle 18).

T_N	273,15 K
p_N	101325 Pa
R	8,3144721 J/K/mol
g	9,81 m/s ²

Tabelle 18
Normzustand und wichtige Konstanten

Die mittlere bzw. effektive Dichte berechnet sich folgendermaßen:

$$\rho = \rho_{\text{eff}} = (1 - \varepsilon) \cdot \rho_{W,m} + \varepsilon \cdot \rho_{G,m}$$

Diese Definition deckt sich mit der Definition über den Gasvolumenstromanteil \dot{x} aus dem VDI-Wärmeatlas [8]

Ohne einen Index „H“ oder „K“ sind die Stoffwerte der Prüfkreisseite „K“ gemeint und ohne den Index W oder G handelt es sich effektive Stoffwerte ebenfalls auf der Prüfkreisseite „K“.

4.5.3 Bilanzierung der Gasmassenströme

4.5.3.1 Messaufgaben und -methoden

Zur Charakterisierung der Versuchsrandbedingungen bestehen die folgenden Messaufgaben, die ggf. mit unterschiedlichen Methoden erfüllt werden können:

Nr.	Messaufgabe	Methode	Formelzeichen
1	Menge der gelösten Gase (ggf. inkl. Mikroblasen), Gasmasseanteil ξ	Entnahme einer Flüssigkeitsprobe und Analyse der Gasphase mittels Gaschromatographie (siehe Kap. 2.1)	$\xi_{N_2}, \xi_{O_2/Ar}$
2.1	Bestimmung des Volumenanteils freier Gase ε in der Eintrittsströmung in den Prüfling	Die Differenz des Wasser-Volumenstroms F11 (gasblasenfrei) und des Gesamtvolumenstroms F12 (ggf. mit Gasblasen) bezogen auf den Gesamtvolumenstrom F12 entspricht dem Volumenanteil freier Gase ε_{MID} Messstellen: F11, F12	ε_{MID}
2.2		Der durch die Begasung II injizierte Gasvolumenstrom im Normzustand wird auf den berechneten Gesamtvolumenstrom der Strömung bezogen Messstellen: F40, F11, T21, T22, P12, $\Delta P21$	ε
3	Gasansammlung im Prüfling, Gasvolumenanteil im Prüfling ε_{GBK}	Bestimmung freier Gase mithilfe einer abschnittswisen Gasblasenkontrolle über die dynamische DH (CM21) Messstellen: P12, Wägung	ε_{GBK}

Die Methodik der Entnahme und Auswertung einer Flüssigkeitsprobe zur Bestimmung des Gasmasseanteils für die Messaufgabe 1 ist ausführlich in Abschnitt 0 beschrieben.

Die Bestimmung des Volumenanteils freier Gase ε in der Eintrittsströmung in den Prüfling nach Messaufgabe 2 lässt sich nach zwei Methoden durchführen, deren Ansatz im Folgenden beschrieben wird.

Methode 2.1

Für die Methode 2.1 wird das Volumenstromsignal der zwei in Reihe geschalteten MID, wovon F11 in der gasblasenfreien Strömung und F12 in der Strömung nach Begasung II platziert ist, ausgewertet (vergleiche Abbildung 54). Diese Vorgehensweise ist zulässig, da mit dem Messprinzip des MID die Strömungsgeschwindigkeit der leitfähigen Flüssigkeit gemessen wird. Der durch die Begasung II eingeleitete Gasvolumenstrom führt zu einer Erhöhung der Strömungsgeschwindigkeit der leitfähigen Flüssigphase und entsprechend des Gesamtvolumenstroms F12.

Es werden die folgenden Annahmen getroffen:

- Das MID misst die Strömungsgeschwindigkeit der flüssigen Phase.
- Es gibt in der Eintrittsströmung keinen Schlupf zwischen Gasblasen und flüssiger Phase.

Damit ergibt sich bezogen auf den Gesamtvolumenstrom der folgende Zusammenhang für den Gasvolumenanteil ε :

$$\varepsilon_{\text{MID}} = \frac{\dot{V}_{\text{eff}} - \dot{V}_{\text{W}}}{\dot{V}_{\text{eff}}}$$

$$\varepsilon_{\text{MID}} = \frac{\dot{V}_{\text{F12}} - \dot{V}_{\text{F11}}}{\dot{V}_{\text{F12}}}$$

Methode 2.2

Für die Methode 2.2 wird der vom Gasmassestromregler F40 gemessene Normvolumenstrom als Maß für den Gasmassestrom verwendet. Der Gasvolumenanteil wird nach [8] mit dem homogenen Modell folgendermaßen berechnet:

$$\varepsilon = \varepsilon_{\text{eff}} = \varepsilon_{\text{hom}} = \frac{\varrho_{\text{W}} \cdot \dot{x}}{\varrho_{\text{W}} \cdot \dot{x} + \varrho_{\text{G}} \cdot (1 - \dot{x})} \quad (18)$$

Dabei ist der Gasgehalt \dot{x} als Gasmasseanteil definiert:

$$\dot{x} = \frac{\dot{m}_{\text{G}}}{\dot{m}_{\text{W}} + \dot{m}_{\text{G}}}$$

$$\dot{x} = \frac{\dot{V}_{\text{N,G}} \cdot \varrho_{\text{N,G}}}{\dot{V}_{\text{W}} \cdot \varrho_{\text{W}} + \dot{V}_{\text{N,G}} \cdot \varrho_{\text{N,G}}}$$

Diese Beschreibung entspricht der Definition für den effektiven, d.h. auf den Gesamtvolumenstrom bezogenen, Gasvolumenanteil.

Messstellenkonkret ergibt sich der über den Strömungsweg konstante Gasgehalt:

$$\dot{x} = \frac{\dot{V}_{F40} \cdot \varrho_{N,G}}{\dot{V}_{F11} \cdot \varrho_W + \dot{V}_{F40} \cdot \varrho_{N,G}}$$

Der mittlere Gasvolumenanteil ε im Prüfling wird bei den mittleren Stoffdaten $\varrho_{W,m}$ und $\varrho_{G,m}$ bei einer mittleren Temperatur von $(t_{T21} + t_{T22})/2$ und einem mittleren Druck von $p_{P12} - \Delta p_{P21}/2$ gebildet. Es ergibt sich:

$$\varepsilon = \varepsilon_{\text{eff}} = \varepsilon_{\text{hom}} = \frac{\varrho_{W,m} \cdot \dot{x}}{\varrho_{W,m} \cdot \dot{x} + \varrho_{G,m} \cdot (1 - \dot{x})} \quad (19)$$

Weiteres Vorgehen

Auch wenn die Bestimmung von ε_{MID} nach Methode 2.1 eine direktere Messung ermöglicht, wird vermutet, dass die Methode 2.2 mit ε die genaueren Ergebnisse liefert. Als nachteilig ist die auf Annahmen basierende Umrechnung des Gasmassestromes F40 auf die Temperatur- und Druckverhältnisse der Medienleitung mittels vereinfachter thermodynamischer Zusammenhänge zu sehen. In den folgenden Auswertungen wird ε verwendet und ε_{MID} als Vergleichswert herangezogen.

4.5.3.2 Gasblasenkontrolle Prüfling

Ob sich im Verlauf der Versuche Gase im Prüfling oder anderen Anlagenteilen angelagert haben, kann mit sehr hoher Genauigkeit mit der Messmethodik nach [11] bzw. VDI 4708-2, der so genannten Gasblasenkontrolle (GBK), bestimmt werden. Für die Versuche ohne Wärmezufuhr, die der Bestimmung der Druckverluste dienen, wurden jeweils im Anschluss an die Messzeit zwei verschiedene Arten von GBK durchgeführt. Dabei wird zwischen GBK1 und GBK2 unterschieden.

- Die **GBK1** umfasst sowohl die strömenden Gasblasen als auch die statischen Gaspolster im Prüfling.
- Bei **GBK2** sollen nur die Gaspolster bestimmt werden, die nach einem Gaseintrag im Prüfling verbleiben, es sind also keine strömenden Gasblasen präsent.

Die Gasblasen strömen zunächst während der Vermessung eines Betriebspunktes ausgehend von Begasung II durch den Prüfling und werden über den Entlüfter am Luftabscheider wieder ausgeschoben. Nach Ende des Versuchs und Ablauf der Einschwing- und Messzeit wird, während die Begasung weiter Gasblasen in das System gibt, der Drei-Wege-Kugelhahn

QM12 von AB-A auf AB-B gestellt und gleichzeitig der Kugelhahn QM13 geschlossen. Es werden also die am Ein- bzw. Austritt des Prüflings nächstgelegenen Absperrarmaturen gleichzeitig geschlossen. Damit wird das sich im Prüfling und den Anschlussleitungen befindliche Gas eingeschlossen. Für dieses eingeschlossene Volumen wird eine Gasblasenkontrolle GBK1 durchgeführt.

Anschließend werden beide Kugelhähne wieder in die Ausgangsposition gebracht und es schließt sich erneut die Einschwing- und Messphase an. Nach dieser Zeit wird die Begasung II abgeschaltet und gewartet, bis am Schauglas PG12 keine Gasblasen mehr sichtbar sind. Dies wird als der Zeitpunkt betrachtet, zu dem keine strömenden Gasblasen mehr in Prüfling und Zuleitungen, sondern nur noch potentielle statische Gaspolster im Prüfling vorhanden sind. Nun wird erneut der Prüfling über QM12 und QM13 abgesperrt und es erfolgt GBK2.

Die Vorgehensweise bei der Durchführung beider Varianten kann in Abbildung 154 nachvollzogen werden.

Für die eigentliche Gasblasenkontrolle muss der Druck im zu untersuchenden Anlagenabschnitt erhöht werden. Dies geschieht durch eine Erhöhung des Vordruckes des Membranausgleichsgefäßes (DH) mittels der dynamischen Druckhaltung. Dabei werden die verbliebenen Gaspolster komprimiert. Dabei wird ein Zusatzvolumen an konditioniertem Wärmeträger aus der Flüssigkeitsvorlage des Membranausgleichsgefäßes in den Anlagenabschnitt gedrückt. Im Anschluss kann über den Kugelhahn QM95 dieses Zusatzvolumen nach Außen abgelassen und damit über eine Wägung sehr genau bestimmt werden. Mit den Messwerten des Druckes im aufgedrücktem und wieder entspannten Zustand sowie dem Volumen des abgelassenen Wärmeträgermediums wird rechnerisch die Größe der Gasblase bestimmt.

Die Größe ε_{GBK} wird aus den Messergebnissen der GBK2 durch Bezug des bestimmten Gasblasenvolumens V_{GBK2} auf das Inhaltvolumen der Prüfkreisseite des Prüflings $V_{\text{P,PK}}$ gebildet.

$$\varepsilon_{\text{GBK}} = \frac{V_{\text{GBK2}}}{V_{\text{P,PK}}} \quad (20)$$

4.5.4 Berechnungsgrundlage

4.5.4.1 Allgemeines

Im Folgenden soll die Vorgehensweise bei der Bestimmung der dimensionslosen Kenngrößen sowie der thermodynamischen und strömungsmechanischen Kennwerte am Wärmeübertrager-Prüfling beschrieben werden. Dabei werden nach Möglichkeit die Nomenklatur und Definitionen aus dem VDI-Wärmeatlas [8] verwendet. Speziell wird sich auf Kapitel N6 „Druckverlust und Wärmeübergang in Plattenwärmeübertragern“ bezogen. Des Weiteren wird beschrieben, wie die gasfreien Referenzfälle als Grundlage für die Bestimmung der Wirkungen freier Gase mittels Regressionsansätzen modelliert werden.

4.5.4.2 Basisauswertung – Druckverluste

Strömungsdruckverlust

Die Druckverluste im Prüfkreis des PWÜ-Prüflings werden mit dem Sensor $\Delta P21$ bestimmt. Es ist wichtig darauf hinzuweisen, dass der Differenzdrucksensor nicht ausschließlich die Strömungsdruckverluste Δp_R misst, sondern eine Überlagerung mehrerer Effekte. Nach [8] setzt sich der Druckabfall einer Gas-Flüssigkeitsströmung in Rohrleitungen zusammen aus

- dem Beschleunigungsanteil Δp_A ,
- dem hydrostatischen Anteil Δp_g und
- dem eigentlichen Reibungsanteil Δp_R .

Mit den in Abbildung 64 dargestellten Bezeichnungen gilt der Zusammenhang in Gleichung (21). Laut [15] gilt diese Aufteilung für Zweiphasenströmungen in beliebigen Kanalquerschnitten.

$$\Delta p_{\text{ges}} = p_{K,1} - p_{K,2} = \Delta p_R + \Delta p_A + \Delta p_g \quad (21)$$

Der Sensor $\Delta P21$ erfasst aber die Druckdifferenz zwischen den Punkten K,1 und K,2 nicht direkt, sondern den Messwert Δp_{Mess} an den Punkten A und B am Sensor selbst. Es sind daher die Einflüsse entlang eines Strömungspfades in den Messleitungen und im Prüfling zu berücksichtigen. Der gemessene Differenzdruck setzt sich zusammen aus der Summe der Strömungsdruckverluste Δp_R , des Beschleunigungsanteils Δp_A im Prüfling und der Differenz der hydrostatischen Anteile in der kalten (näherungsweise Umgebungstemperatur) vertikalen Messleitung $\Delta p_{g,W,U}$ und der ggf. gasbeladenen und wärmeren Strömung im Prüfling Δp_g :

$$\Delta p_{\text{Mess}} = p_A - p_B = \Delta p_R + \Delta p_A + \Delta p_g - \Delta p_{g,W,U} \quad (22)$$

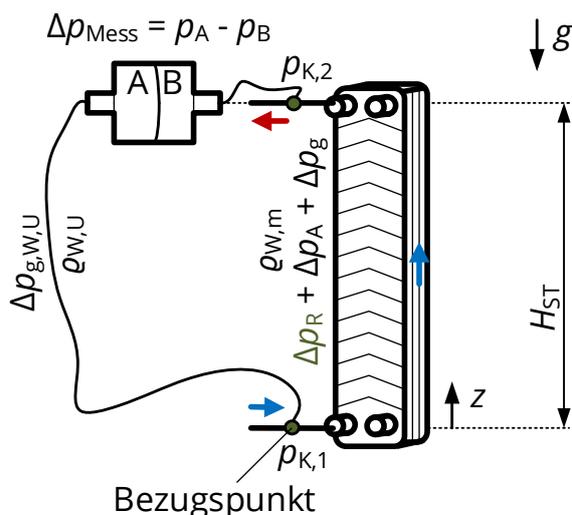


Abbildung 64 Druckverhältnisse am Differenzdrucksensor, ohne freie Gase

Die Details zur Bestimmung der Strömungsdruckverluste aus dem Differenzdruck-Messwert sind Anhang C.1.6.1 zu entnehmen. Eine wichtige Frage dabei ist, wie sich der aus der Bernoulli-Gleichung bestimmbare hydrostatische Anteil im Prüfling zusammensetzt. In Frage kommen die folgenden Anteile:

1. reine Wassersäule mit der mittleren Medientemperatur (Wirkung analog zu einem Naturumlauf),
2. effektive Dichte der Blasenströmung nach homogenem Modell (Wirkung analog zu einer Blasenpumpe) und
3. das angelagerte Gaspolster.

Alle genannten Anteile führen dazu, dass die gemessenen Differenzdrücke geringer als die eigentlichen Strömungsdruckverluste sind. Die Dichte des Mediums in einer Prüfkreisseite des Wärmeübertragers ist in allen Fällen geringer im Vergleich zur vertikalen Messleitung, was zu einer entsprechenden Verschiebung des Kräftegleichgewichts führt. Es sei darauf hingewiesen, dass die resultierende Auftriebswirkung nur den Messaufbau betrifft und aus dem Kräftegleichgewicht zwischen Messleitung und Prüfling entsteht. Die reale Auftriebswirkung im Gesamtsystem ist als vom Messaufbau unabhängig zu betrachten und resultiert aus der Dichteverteilung im Gesamtsystem. Um verallgemeinerbare Zusammenhänge ableiten und bekannte Ansätze zur Vorhersage des Strömungsdruckverlustes anwenden zu können, ist es notwendig den reinen Reibungsanteil Δp_R aus dem Messwert zu extrahieren.

Der auf den Differenzdruck-Messwert wirksame Offset, der sich nach Punkt 1 aus den Dichteunterschieden der reinen Flüssigkeit in der Messleitung und im Prüfling ergibt, wird in dieser Auswertung rechnerisch berücksichtigt. Da die Medientemperaturen immer höher als die Umgebungstemperatur in der Messleitung sind, ist wie eben beschrieben der eigentliche Strömungsdruckverlust im Vergleich zum Messwert leicht erhöht. Konkret ergibt sich ausschließlich durch diesen Anteil ein $\Delta p_g - \Delta p_{g,w,U}$ von maximal -0,35 mbar (bei Versuchen mit

der Temperaturpaarung 75/40 °C). Da dieser Anteil sowohl in den gasfreien Referenzfällen, als auch in den gasbeladenen Prüffällen auftritt, sind die Auswirkungen auf die Frage der Gaswirkungen aber nur minimal.

Eine Berücksichtigung von Punkt 2 mit der Annahme einer homogenen Verteilung des Gases und einer entsprechend reduzierten effektiven Dichte des Wärmeträgermediums würde zu einem Offset $\Delta p_g - \Delta p_{g,W,U}$ von maximal -1,5 mbar führen (Versuche mit $\varepsilon = 6\%$). Hier wäre die Wirkung auf die Forschungsfrage der Gaswirkungen vor allem bei Versuchen mit sehr geringen Volumenströmen hoch. Eine Berücksichtigung führt nicht zu sinnvollen Ergebnissen und ist daher in der finalen Ergebnisdarstellung auch nicht erfolgt. Für das betrachtete Versuchs-Setting tritt ein Schlupf zwischen der Gas- und Wasserphase auf, die Blasen steigen schneller auf als die Flüssigkeit. Dies reduziert den mittleren Gasvolumenanteil im Prüfling im Vergleich zum homogenen Modell. Daher ist das homogene Modell hier nicht geeignet. Ein empirisches Schlupfmodell ist aufgrund des Black-Box-Ansatzes im Forschungsprojekt nicht aus den Messdaten ableitbar. Die Anwendung verfügbarer Ansätze bleibt als Forschungsfrage offen. Die Nichtberücksichtigung führt zu einem entsprechend erhöhten Messfehler.

Der Punkt 3 wurde aufgrund der nur ungenau bekannten inneren Kontur der Plattenwärmeübertrager-Prüflinge nicht berücksichtigt. Dies führt zu einem Messfehler für Versuchspunkte, in denen sich nennenswerte Gaspolster anlagern. Diese stationären Gasblasen sammeln sich wahrscheinlich im Sammler. Es ist ein Offset $\Delta p_g - \Delta p_{g,W,U}$ von maximal -5,6 mbar zu möglich. Dies betrifft vor allem Versuche mit Wasservolumenströmen kleiner 0,5 m³/h und damit den Prüfling W20 bei denen ein Gaspolster von maximal $\varepsilon_{GBK} \approx 20\%$ gemessen wurde.

In den Untersuchungen von [13] wird der hydrostatische Druckverlustanteil durch die Blasenströmung über die homogene Dichte rechnerisch berücksichtigt. Allerdings liegt hier eine Fallströmung vor und der Untersuchungsbereich ist mit Gasvolumenanteilen bis 100% deutlich weiter gefasst. Die Messergebnisse ließen sich laut der Autoren außerdem nur schwer mit bestehenden Modellansätzen abbilden.

Der Beschleunigungsanteil Δp_A ergibt sich aus der Impulsänderung des Wärmeträgermediums durch eine Volumenvergrößerung der Gasblasen durch die Druckabsenkung in der Strömung. Im konkreten Untersuchungsbereich ergeben sich Werte kleiner als 0,01 mbar. Dieser Anteil wäre vor allem in Verdampfern mit massiver Volumenzunahme relevant und führt an dieser Stelle zu keinen relevanten Änderungen des Ergebnisses.

Zur Berechnung des Strömungsdruckverlustes der PWÜ-Prüflinge wurde nur der erste Anteil berücksichtigt, es ergibt sich also:

$$\Delta p_R = \Delta p_{\text{Mess}} - \Delta p_A - (q_{W,m} - q_{W,U}) \cdot g \cdot L_P \quad (23)$$

Druckverlustbeiwert

Der Druckverlustbeiwert ζ definiert sich nach VDI-Wärmeatlas [8] für einen Plattenwärmeübertrager folgendermaßen:

$$\zeta = \frac{2 \cdot \Delta p \cdot d_h}{\rho \cdot c^2 \cdot L_p} \quad (24)$$

Dabei ist Δp der bestimmte Strömungsdruckverlust, c die Strömungsgeschwindigkeit, L_p die Länge der Platte und d_h der hydraulische Durchmesser (vergleiche Abbildung 65). Für eine Zweiphasenströmung ist nach [7] die effektive Dichte und die effektive Strömungsgeschwindigkeit anzusetzen. Die temperatur- und volumenstromabhängigen Druckverlustbeiwerte eignen sich gut für die Erstellung von aussagekräftigen Modellen, auf deren Basis die Betriebszustände im Bereich der untersuchten Versuchsrandbedingungen interpoliert werden können.

Reynolds-Zahl

Die Berechnung der Reynolds-Zahl als Ähnlichkeitskenngröße zur Beschreibung der Strömung in den Plattenwärmeübertrager-Kanälen sowie die Bestimmung des hydraulischen Durchmessers d_h am PWÜ und der effektiven Strömungsgeschwindigkeit c ist in Anhang C.1.6.1 beschrieben.

Mit diesen Angaben lassen sich der Druckverlustbeiwert ζ auf der Prüfkreisseite sowie die Re-Zahl berechnen.

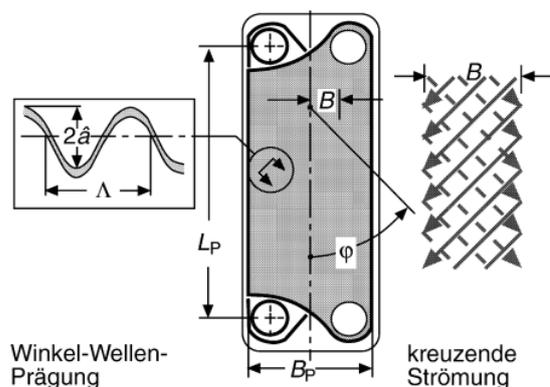


Abbildung 65
Platte in Winkel-Wellen-Prägung, kreuzende Strömung (Quelle: [8])

In Abbildung 156 ist die Berechnungsgrundlage für die Auswertung der Druckverluste nochmals als Übersicht dargestellt.

4.5.4.3 Basisauswertung – Wärmedurchgang

Im Folgenden wird die energetische Bilanzierung des (Gegenstrom-)Wärmeübertragers beschrieben. Die Eingangsgrößen in die Berechnung sind die Ein- und Austrittstemperaturen an allen vier Stutzen des Prüflings (ausgedrückt durch T21, T22, T31 und T32), die Volumenströme des Wärmeträgermediums (F11, F31) mit den zugehörigen Temperaturmessungen (T11 und T32), die Drücke im Referenz- und Prüfkreis als Eingangsgröße der Stoffwertbestimmung) sowie ggf. der Gasvolumenanteil ε . Als wichtige geometrische Angabe ist die Wärmeübertragerfläche $A_{WÜ}$ des jeweiligen Prüflings (siehe Tabelle 15) zu verwenden.

Der auf der Referenzkreisseite abgegebene und auf der Prüfkreisseite aufgenommene Wärmestrom berechnet sich unter Vernachlässigung der vergleichsweise minimalen Wärmeverluste aus der jeweiligen Enthalpiebilanz folgendermaßen:

$$\dot{Q}_H = \dot{m}_H \cdot (h_{H,1} - h_{H,2}) \quad (25)$$

$$\dot{Q}_K = \dot{m}_K \cdot (h_{K,2} - h_{K,1}) \quad (26)$$

$$\dot{Q}_K = \dot{m}_{K,W} \cdot (h_{K,2,W} - h_{K,1,W}) + \dot{m}_{K,G} \cdot (h_{K,2,G} - h_{K,1,G})$$

Gleichung (26) stellt eine Vereinfachung der ihr nachfolgenden Gleichung dar, indem nur der Enthalpiestrom des Wassers berücksichtigt wird. Der Term $\dot{m}_{K,G} \cdot (h_{K,2,G} - h_{K,1,G})$ macht in allen betrachteten Messpunkten (bis ε von 6 %) einen Anteil von maximal 0,006 % der Übertragungsleistung aus und kann damit vernachlässigt werden.

Die logarithmische Mitteltemperatur berechnet sich aus den Temperaturdifferenzen am Ein- und Austritt des Wärmeübertragers zu:

$$\Delta T_1 = \vartheta_{H,1} - \vartheta_{K,1} = \vartheta_{T31} - \vartheta_{T22}$$

$$\Delta T_2 = \vartheta_{H,2} - \vartheta_{K,2} = \vartheta_{T32} - \vartheta_{T21}$$

$$\Delta T_m = \frac{\Delta T_1 - \Delta T_2}{\ln \frac{\Delta T_1}{\Delta T_2}} \quad (27)$$

Damit ergibt sich als dritte Variante zur Berechnung des Wärmestroms aus der Energiebilanz um die Wärmeübertragerfläche der Ansatz:

$$\dot{Q} = k \cdot A_{WÜ} \cdot \Delta T_m \quad (28)$$

Die Berechnung des Wärmedurchgangskoeffizienten soll über den im Referenzkreis bestimmten Wärmestrom \dot{Q}_H erfolgen, da die hier platzierten Sensoren in jedem Fall nicht von Gasen beeinträchtigt wurden.

Bei der Bestimmung der Wärmeströme \dot{Q}_H und \dot{Q}_K ist die genaue Abbildung der Stoffgrößen Dichte und Enthalpie entscheidend. Es werden die Volumenströme F_{11} und F_{31} über die Dichte am Einbauort des Sensors in einen Wasser-Massestrom umgerechnet. Die Dichtebestimmung des inkompressiblen Wasservolumenstroms ist primär von der entsprechenden Medientemperatur und nur sehr geringfügig vom Druck abhängig. Daher ist es zulässig, dass P_{31} nicht exakt dem Druck am Einbauort des Volumenstromsensors entspricht. Die Enthalpie an den Stutzen des Wärmeübertragers wird mit den entsprechenden Ein- und Austrittstemperaturen und analog zur Dichte mit dem Druckniveau gebildet. Auch dies ist zulässig, da sich laut Stoffdatenbibliothek die Enthalpien maximal 0,004 % unterscheiden, für den Fall, dass die Druckverluste des Wärmeübertragers mit einbezogen werden.

$$\dot{Q}_H = \dot{V}_{F_{31}} \cdot \rho(\vartheta_{T_{32}}, p_{P_{31}}) \cdot (h_{H,1}(\vartheta_{T_{31}}, p_{P_{31}}) - h_{H,2}(\vartheta_{T_{32}}, p_{P_{31}})) \quad (29)$$

$$\dot{Q}_K = \dot{V}_{F_{11}} \cdot \rho(\vartheta_{T_{21}}, p_{P_{12}}) \cdot (h_{K,2}(\vartheta_{T_{22}}, p_{P_{12}}) - h_{K,1}(\vartheta_{T_{21}}, p_{P_{12}})) \quad (30)$$

Damit ergibt der Wärmedurchgangskoeffizient nach Gleichung (31).

$$k = \frac{\dot{Q}_H}{A_{WÜ} \cdot \Delta T_m} \quad (31)$$

4.5.5 Auswertung Prüffall in Bezug auf einen Referenzfall

4.5.5.1 Multipler Regressionsansatz für den Referenzfall

Die Versuche mit freien Gasen sollen immer im Vergleich zu einem zugehörigen Referenzfall ausgewertet werden. Da es sich um experimentelle Daten handelt, weicht im Allgemeinen der Betriebszustand des gasfreien **Referenzfalls (RF)** vom zugehörigen Betriebszustand des **Prüffalls (PF)** ab. Dies betrifft bei der Auswertung der Druckverluste und des Wärmedurchgangs vor allem die folgenden Versuchsrandbedingungen:

1. Abweichungen im Flüssigkeitsvolumenstrom auf der Prüfkreis- und Referenzkreisseite $\dot{V}_{W,K}$ und $\dot{V}_{W,H}$
2. Abweichungen der Eintrittstemperaturen und damit der Mitteltemperatur auf der Prüfkreis- und Referenzkreisseite $\vartheta_{K,m}$ und $\vartheta_{H,m}$

Daher soll mit einem multiplen Regressionsmodell, welches anhand der gasfreien Referenzversuche parametrisiert wurde, das zum jeweiligen Prüffall passende Verhalten im Referenzfall abgebildet werden. Die Ansatzfunktionen sind in Tabelle 19 aufgelistet.

Die Temperatur hat über die Stoffgröße Viskosität einen deutlichen Einfluss auf den Druckverlust und über die spezifische Wärmekapazität auch auf den Wärmedurchgang. Daher werden gemischte Polynome zweiten Grades verwendet. Bei den Ansatzfunktionen zum

Druckverlust und Druckverlustbeiwert wurden diese ergänzt um einen Term, der die Blasius-Gleichung mit den passenden Koeffizienten enthält.

Tabelle 19 Übersicht der Regressionsmodelle für die Größen $X_{RF,Modell}$ im gasfreien Referenzfall

Bez.	Ansatzfunktion \dot{V} in m ³ /h, ϑ_m in °C	R ² ; MRE
R1	$\Delta p_R = f(\dot{V}, \vartheta_m) = a_1 \cdot \dot{V}^{-a_2} + a_3 + \sum_{i=0}^2 \sum_{j=0}^2 a_{ij} \cdot \dot{V}^i \cdot \vartheta_m^j \quad \text{in mbar}$ <p>mit $[a_1, a_2, a_3, a_{01}, a_{02}, a_{11}, a_{12}, a_{22}] =$</p> <p>WÜ20: [147.900 -1.782 0.563 0.086 -0.001 -0.846 0.009 -0.002]</p> <p>WÜ30: [73.622 -1.837 0.062 0.067 -0.001 -0.289 0.003 -0.001]</p> <p>WÜ40: [52.167 -1.861 0.794 0.041 -0.001 -0.248 0.003 -0.001]</p>	<p>0.9999; 0.36%</p> <p>0.9999; 0.35%</p> <p>0.9999; 0.20%</p>
R2	$\zeta = f(\dot{V}, \vartheta_m) = a_1 \cdot \dot{V}^{-a_2} + a_3 + \sum_{i=0}^2 \sum_{j=0}^2 a_{ij} \cdot \dot{V}^i \cdot \vartheta_m^j$ <p>mit $[a_1, a_2, a_3, a_{01}, a_{02}, a_{11}, a_{12}, a_{22}] =$</p> <p>WÜ20: [0.433 1.046 6.093 -0.046 0.000 -0.017 0.001 -0.000]</p> <p>WÜ30: [1.500 0.762 9.003 -0.038 -0.000 -0.010 0.001 -0.000]</p> <p>WÜ40: [1.552 0.807 8.115 -0.065 0.000 0.011 0.001 -0.000]</p>	<p>0.9990; 0.31%</p> <p>0.9998; 0.11%</p> <p>0.9996; 0.14%</p>
R3	$\dot{Q} = f(\dot{V}, t_m) = \sum_{i=0}^2 \sum_{j=0}^2 a_{ij} \cdot \dot{V}^i \cdot \vartheta_m^j \quad \text{in kW}$ <p>mit $[a_{00}, a_{01}, a_{02}, a_{10}, a_{11}, a_{12}, a_{20}, a_{21}, a_{22}] =$</p> <p>WÜ20: [13.977 -0.382 0.002 263.840 -10.192 0.108 -74.712 3.070 -0.033]</p> <p>WÜ30: [349.621 -15.537 0.173 -422.634 21.497 -0.257 430.815 -20.357 0.239]</p> <p>WÜ40: [-62.566 2.913 -0.033 519.622 -20.638 0.215 -160.514 6.506 -0.066]</p>	<p>0.9991; 0.68%</p> <p>1.0000; 0.00%</p> <p>1.0000; 0.00%</p>
R4	$kA = f(\dot{V}, t_m) = \sum_{i=0}^2 \sum_{j=0}^2 a_{ij} \cdot \dot{V}^i \cdot \vartheta_m^j \quad \text{in kW/K}$ <p>mit $[a_{00}, a_{01}, a_{02}, a_{10}, a_{11}, a_{12}, a_{20}, a_{21}, a_{22}] =$</p> <p>WÜ20: [1.596 -0.058 0.001 -0.845 0.145 -0.002 2.060 -0.125 0.001]</p> <p>WÜ30: [6.021 -0.233 0.002 -14.169 0.694 -0.007 10.428 -0.459 0.005]</p> <p>WÜ40: [-6.580 0.293 -0.003 22.135 -0.791 0.008 -13.810 0.549 -0.006]</p>	<p>0.9998; 0.20%</p> <p>1.0000; 0.00%</p> <p>1.0000; 0.00%</p>

4.5.5.2 Berechnungsoptionen

Im Folgenden soll der Grundansatz bei der Auswertung der Messergebnisse diskutiert werden. Zielstellung ist die Auswertung der Kenngrößen in Bezug auf einen zugehörigen Referenzfall. Diese Vorgehensweise reduziert den Einfluss von systematischen Fehleranteilen, die aus dem konkreten Aufbau des Versuchsstandes oder der konkret verwendeten Sensorik resultieren, deutlich.

Die Berechnung der auf den Referenzfall bezogenen Größen kann nach den Optionen 1 oder 2 erfolgen.

Option 1: Bezug auf gemessenen Referenzfall

$$\frac{X_{PF}}{X_{RF}} = \frac{\text{Messwert im Prüffall}}{\text{Messwert im Referenzfall}} \quad (32)$$

$$X_{PF} - X_{RF} = \text{Messwert im Prüffall} - \text{Messwert im Referenzfall} \quad (33)$$

Im einfachsten Fall wird nach Option 1 der gemessene Prüffall auf den gemessenen Referenzfall bezogen. Bei dieser Methode heben sich die systematischen Fehler teilweise auf und die Aussagekraft des Ergebnisses verbessert sich. Allerdings stellt sich die Frage, inwieweit Referenz- und Prüffall vergleichbar sind und den gleichen Betriebszustand widerspiegeln bzw. welche Abweichungen hier zulässig sind. Die Einstellung der Versuchsrandbedingungen lässt sich nicht beliebig genau vollziehen, da Regelarmaturen nicht beliebig genau bedient werden können, bzw. die exaktere Einstellung den Zeitbedarf der Versuche deutlich erhöhen würde.

Daher ist es sinnvoll das Verhalten des Prüflings im Referenzfall anhand einer Regression mit einer Ansatzfunktion abzubilden (siehe Abschnitt 4.5.5.1). Dazu werden ausschließlich unterschiedliche Betriebszustände von Referenzfällen verwendet. Abweichungen in den Versuchsrandbedingungen zwischen Prüf- und Referenzfall können damit ausgeglichen werden. Es ergibt sich die Option 2 folgendermaßen:

Option 2: Bezug auf modellierten Referenzfall bei Versuchsrandbedingungen des Prüffalls

$$\frac{X_{PF}}{X_{RF,Modell}} = \frac{\text{Messwert im Prüffall}}{\text{Modellwert für RF bei Randbedingungen PF}} \quad (34)$$

$$X_{PF} - X_{RF,Modell} = \text{Messwert im Prüffall} - \text{Modellwert für RF bei Randbedingungen PF} \quad (35)$$

Die beiden Methoden wurden vergleichend untersucht, wobei die Auswertung der in Kapitel 4.7 dargestellten Ergebnisse nur nach Option 2 erfolgt, da hier die Streuung der Messergebnisse deutlich reduziert werden konnte. Die so entstandenen Größen werden im Folgenden **Referenzfall-bezogene** oder kurz bezogene Größen genannt.

Die Vorgehensweise sei in Abbildung 66 beispielhaft für die Bildung der bezogenen Strömungsdruckverluste anhand eines Betriebspunktes (WÜ30-000-125-25-25) dargestellt. Im Diagramm wurde der Ausschnitt so gewählt, dass die abweichenden Wärmeträgervolumenströme \dot{V}_W sichtbar werden. Zwischen den Prüffällen mit $\varepsilon = 4\%$ (PF-04-E) und dem Referenzfall (RF) weicht \dot{V}_W ab. Da für den gasfreien Referenzfall aber ein Modell (hier R1) verfügbar ist, kann der Prüffall mit einem besser passenden Wert verglichen und somit Abweichungen im Volumenstrom und bei der Mitteltemperatur ausgeglichen werden.

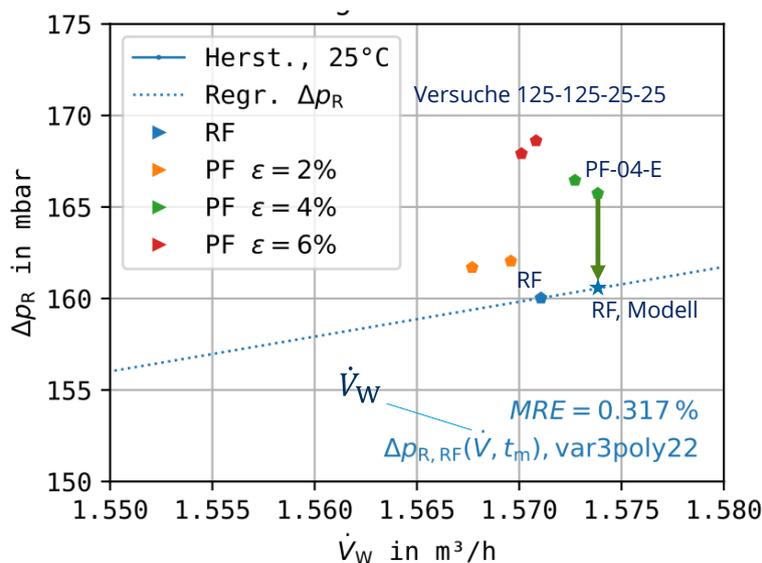


Abbildung 66
Auswertung nach Option 2
und nach Szenario 1,
Versuche ohne Beheizung bei
Umgebungstemperatur, und
Volumenströmen von 125 %
vom Auslegungsvolumen-
strom

Konkret wird der Referenzfall-bezogene Druckverlust nach Option 2 folgendermaßen gebildet:

$$\text{Szenario 1:} \quad \frac{\Delta p_{R,PF}}{\Delta p_{R,RF,Modell}(\dot{V}_{W,PF}, \vartheta_{m,PF})} \quad (36)$$

$$\text{Szenario 2:} \quad \frac{\Delta p_{R,PF}}{\Delta p_{R,RF,Modell}(\dot{V}_{eff,PF}, \vartheta_{m,PF})} \quad (37)$$

Nach Gleichung (36) werden Prüffälle mit einem Referenzfall bei gleichem Flüssigkeitsvolumenstrom \dot{V}_W verglichen. Die Definition entspricht also der Auswertung nach Szenario 1 nach Kapitel 4.1. Der Referenzfall-bezogene Druckverlust kann analog zu Martinelli und Nelson [16] auch als Zweiphasenmultiplikator interpretiert werden.

Die Vorgehensweise ist aber auch auf eine Auswertung nach Szenario 2 anwendbar. Abbildung 67 stellt die Strömungsdruckverluste über dem effektiven Volumenstrom \dot{V}_{eff} dar. Das Referenzfall-Modell R1 für den Strömungsdruckverlust in Abhängigkeit vom effektiven Volumenstrom entspricht dem Modell in Abhängigkeit vom reinen Flüssigkeitsvolumenstrom, da für den gasfreien Referenzfall $\dot{V}_W = \dot{V}_{eff}$ gilt. Bezieht man nun nach Gleichung (37) den gemessenen Druckverlust im Prüffall auf den Referenzfall-Modellwert bei gleichem \dot{V}_{eff} ergibt sich die Auswertung nach Szenario 2.

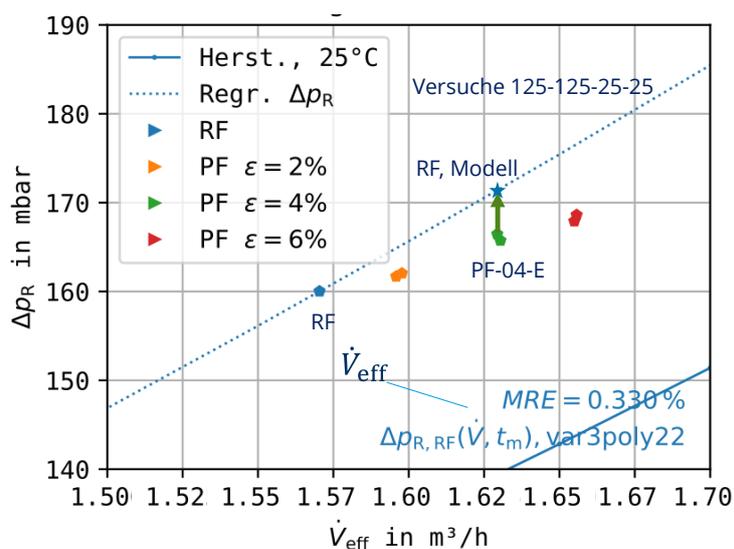


Abbildung 67
Auswertung nach Option 2 und
nach Szenario 2,
Versuche ohne Beheizung bei
Umgebungstemperatur, und Vo-
lumenströmen von 125 % vom
Auslegungsvolumenstrom

4.6 Vorversuche zur Energiebilanzierung

Es wurde großer Wert darauf gelegt, dass die Energiebilanzen um die Plattenwärmeübertra-
ger-Prüflinge ausgeglichen sind. Die genaue Vorgehensweise ist im Anhang C.1.7 dargestellt.
Es wurden die folgenden Schritte zur Erreichung von ausgeglichenen Bilanzen unternom-
men:

1. Vorversuche zur Reduzierung der Bilanzfehler, Messung der Temperatschichtung
in der Austrittsströmung
2. Abschätzung der Wärmeverluste über die Oberfläche der Prüflinge
3. Verlängerung der Einlaufstrecken für die Temperatursensoren an den Austrittsstu-
zen und Installation von Turbulatoren
4. Temperaturabhängige Kalibrierung der Volumenstromsensoren

Der Bilanzfehler Δf wird folgendermaßen definiert:

$$\Delta f := \frac{\dot{Q}_H - \dot{Q}_K}{\dot{Q}_H} \quad (38)$$

- Hierbei stellt ein positives Δf einen scheinbaren bzw. teilweise realen Wärmeverlust
dar.
- Ein negatives Δf verweist auf ein scheinbares Perpetuum Mobile erster Art.

Es konnten die relativen Bilanzfehler zwischen Referenz- und Prüfkreisseite auf $\pm 0,7\%$ redu-
ziert werden. Des Weiteren konnte durch die in dem Anhang präsentierten Vorversuche eine
fast vollständige Reduktion der Abhängigkeit des Bilanzfehlers vom Gasvolumenanteil ε er-
reicht werden. Dies ist die Voraussetzung für die Anwendung der Referenzfall-bezogenen
Auswertemethodik.

4.7 Ergebnisse

4.7.1 Workflow Versuchsauswertung

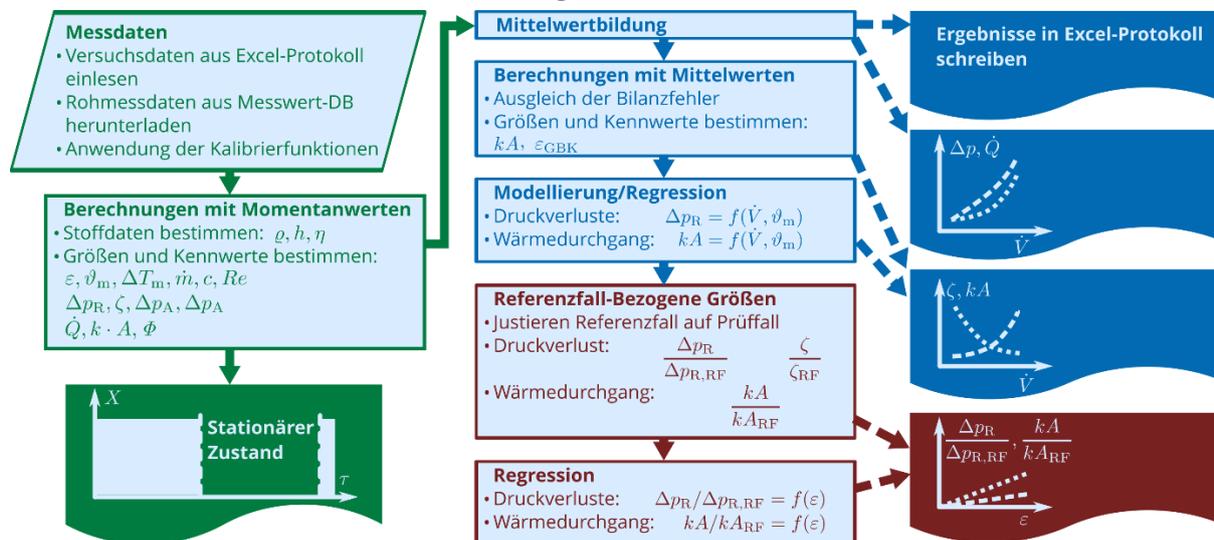


Abbildung 68 Workflow bei der Versuchsauswertung (grün: Momentanwerte, blau: Mittelwerte, rot: Referenzfall-bezogene Werte)

In Abbildung 68 ist die Vorgehensweise bei der Auswertung der Messdaten genauer beschrieben. Die Auswertung wurde größtenteils mit Python automatisiert. Es werden Jupyter-Notebooks zum schrittweisen Arbeit mit einem Workspace und die Pandas-Bibliothek zur Handhabung der Messdaten verwendet. Die Versuchsrandbedingungen (Zeitraum eines stationären Zustandes, Einstellgrößen, Beobachtungen) werden in einer Excel-Tabelle protokolliert. Auf Basis dieses Excel-Protokolls lädt ein Python-Skript die Rohmessdaten aus der InfluxDB-Datenbank herunter und startet die Auswertung.

Zuerst finden ausgewählte Berechnungen mit den Rohmessdaten in den Zeitbereichen der stationären Betriebszustände statt. Die zeitliche Auflösung beträgt zwei Sekunden. Durch die Anwendung der Berechnungen auf die Hochaufgelösten Messdaten hat den Vorteil, dass die Abgeleiteten Größen (z.B. $\zeta, k \cdot A$) im Zeitverlauf betrachtet werden können und sich so Aussagen zur Stationarität machen lassen.

- Auf ausgewählte Messwerte werden zusätzlich zur Grundkalibrierung weitere Kalibrierfunktionen angewendet (siehe auch Anhang C.1.2).
- Mit den Druck- und Temperaturmessdaten werden die Stoffwerte (Dichte, spezifische Enthalpie, dynamische Viskosität) an den relevanten Stellen bestimmt. Dies sind die Ein- und Austrittsseiten beider Kreisläufe sowie Stoffwerte bei mittleren Bedingungen.
- Es werden abgeleitete Zustandsgrößen (Gasvolumenanteil), Prozessgrößen (Strömungsdruckverluste, Wärmeleistungen, Bilanzfehler) und Kennzahlen (Druckverlustbeiwert, Ähnlichkeitskennzahlen) berechnet.

Für alle diese Größen findet eine Mittelwertbildung über den stationären Zeitbereich statt.

- Anhand der gemittelten Größen werden ausgewählte Größen (Wärmedurchgangskoeffizient) berechnet.
- Ein wichtiger Punkt der gewählten Auswertemethodik ist die Bildung von Modellen für den gasfreien Referenzfall mittels Regressionen. Diese werden beispielsweise für die Strömungsdruckverluste und den Wärmedurchgang, aber auch für andere Kennzahlen bestimmt. Es kommen jeweils individuelle Ansatzfunktionen zum Einsatz, die die gesuchte Größe in Abhängigkeit des Wasservolumenstroms und der gemittelten Temperaturen abbilden. Diese Vorgehensweise ermöglicht es, jedem gemessenen Prüffall einen genau passenden (modellierten) Referenzfall zuzuordnen. Damit können im Versuchsablauf unvermeidliche Abweichungen in den Versuchsrandbedingungen ausgeglichen und die Aussagekraft der Auswertung erhöht werden (vergleiche Abschnitt 4.5.5).
- Es werden für alle Prüffälle die auf den gasfreien Referenzfall bezogenen Größen gebildet (vergleiche Abschnitt 4.5.5). Die Zuordnung von Prüf- zu Referenzfall erfolgt dabei für das Szenario 1 über den Wasservolumenstrom \dot{V}_W . Für das Szenario 2 kann unter Nutzung der Modellansätze der zugehörige Referenzfall mit gleichem Gesamtvolumenstrom $\dot{V}_{\text{eff}} = \dot{V}_W + \dot{V}_G$ bestimmt.
- Die bestimmten Größen werden über dem Gasvolumenanteil ε aufgetragen (vgl. Abbildung 72c und Abbildung 75c), um den Einfluss der freien Gase darzustellen. Dieser Einfluss wird mit einer einfachen (linearen) Regressionsfunktion abgebildet und stellt ein Ergebnis der Untersuchung dar.

4.7.2 Strömungsbild und Gasansammlung in Wärmeübertragerprüflingen

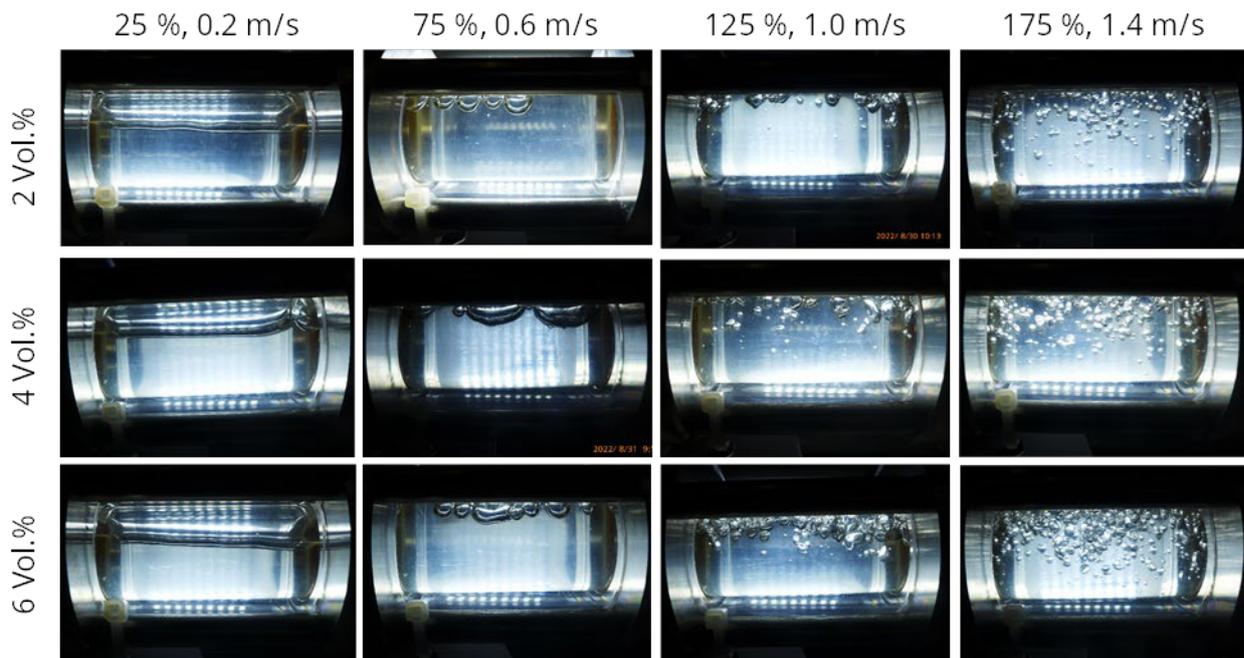


Abbildung 69 Strömungsbild in der Zuleitung zum Prüfling WÜ20 (Schauglas PG11)

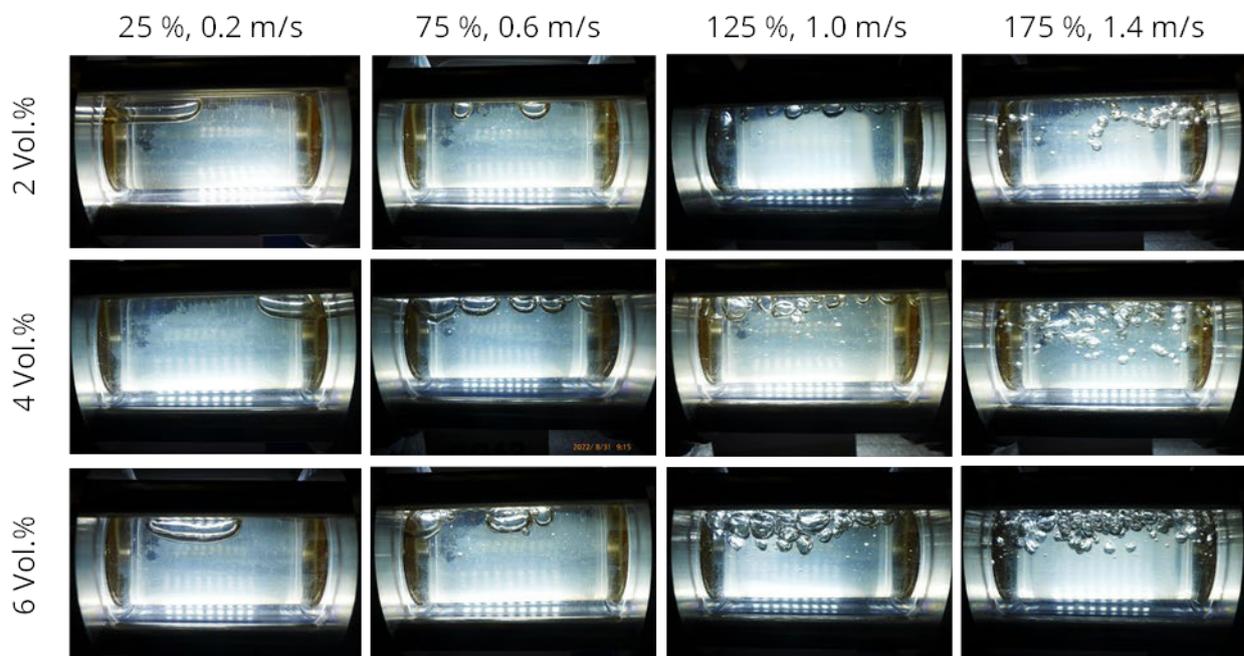


Abbildung 70 Strömungsbild Leitung an Austritt des Prüflings WÜ20 (Schauglas PG12)

Abbildung 69 und Abbildung 70 zeigen die Strömungsformen in den horizontalen Zu- und Ableitungen des Prüflings für die drei untersuchten Gasvolumenanteile und bei unterschiedlichen Strömungsgeschwindigkeiten. Man erkennt in der Eintrittsströmung mit steigendem Volumenstrom ein Übergang von einer Schichten zu einer Kolben- und Blasenströmung (z.B.

nach [17]). Der Gasvolumenanteil ist bei geringen Volumenströmen deutlich höher, als nominell am Gasmassestromregler eingestellt. Es liegt hier v.a. bei der Schichtenströmung ein Schlupf vor. Auf der Austrittsseite ist auch bei geringen Volumenströmung keine Schichtenströmung erkennbar. Bei allen Abbildungen mit einem Volumenstrom größer gleich 75 % ist eine Vergrößerung der Blasengröße erkennbar. Im Prüfling findet also eine Blasenkoaleszenz statt.

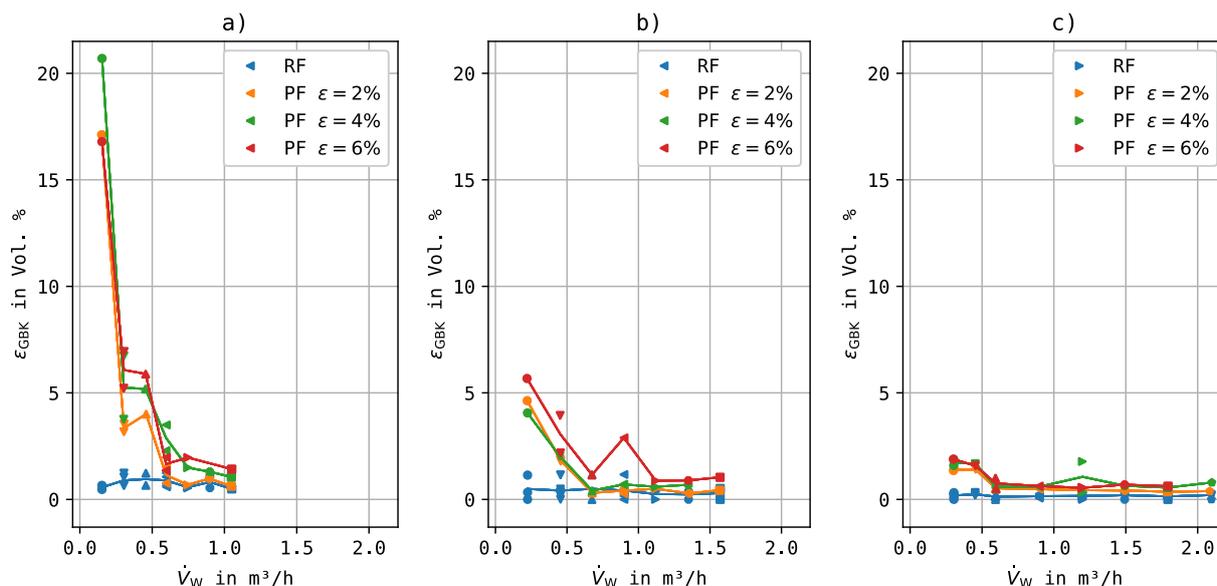


Abbildung 71 Luftanlagerung, Gasvolumenanteil ϵ_{GBK} auf Prüfkreisseite, nach GBK2
a) WÜ20, b) WÜ30, c) WÜ40

Für ausgewählte Versuche im kalten Zustand ($25/25^\circ\text{C}$) wurde das angelagerte Volumen freier Gase bestimmt (Gasblasenkontrolle) und die Größe Gasvolumenanteil im Prüfling ϵ_{GBK} berechnet. Die Ergebnisse für alle drei Prüflinge sind in Abbildung 71 dargestellt. Ab einem Volumenstrom von $0,5 \text{ m}^3/\text{h}$ wurden bis auf wenige Ausnahmen Gasanteile von kleiner 2,5 Vol. % gemessen, was in der Nähe der erwarteten Messgenauigkeit liegt. Hier ist kein nennenswerter zusätzlicher Effekt der angelagerten Gasblase auf den Wärmedurchgang oder die Druckverluste zu erwarten. Die bestimmten Effekte sind dann hauptsächlich auf die in der Strömung mittransportierten Gasblasen zurückzuführen.

Die Strömungsgeschwindigkeit im Stutzen liegt bei den besprochenen $0,5 \text{ m}^3/\text{h}$ bei ca. $0,7 \text{ m/s}$. Da die einzelnen Kanäle des PWÜ parallel angeschlossen sind, reduziert sich diese im Sammler, selbst bei angenommener gleichmäßiger Aufteilung der Strömung, auf einen Bruchteil dieses Wertes. Die Kanalgeschwindigkeiten liegen im Auslegungsfall bei allen Prüflingen bei ca. $0,14 \text{ m/s}$ und damit schon hier unterhalb der Selbstentlüftungsgeschwindigkeit von ca. $0,4 \text{ m/s}$. Bei $0,5 \text{ m}^3/\text{h}$ ergeben sich folgenden Kanalgeschwindigkeiten:

WÜ20 mit $0,13 \text{ m/s}$, WÜ30 mit $0,07 \text{ m/s}$ und WÜ40 mit $0,06 \text{ m/s}$

Eine Anlagerung im Prüfling vor allem im Teillastbetrieb ist also zu erwarten und wirkt sich nur aufgrund der günstigen Einbaulage nicht stärker aus.

4.7.3 Wirkung auf den Druckverlust

Abbildung 72 zeigt Messergebnisse zum Druckverlust des Prüflings WÜ40 auf der Prüfkreis-seite. Die Versuche fanden ohne Beheizung bei einer Medientemperatur von ca. 25°C statt. Die gasfreien Referenzfälle sind als blaue Markierungen und die Prüffälle mit einem Gasvolumenanteil von $\varepsilon = 2, 4$ und 6% entsprechend gelb, grün und rot dargestellt. Der Gasvolumenanteil ε wird mit dem homogenen Modell nach Gleichung (19) aus den Messwerten Gasmassestrom (F40) und Wasservolumenstrom (F11) sowie aus den entsprechenden Stoffwerten bestimmt. Der Volumenstrom F11 entspricht dem Volumenstrom der reinen Wasserströmung \dot{V}_W ohne den Gasanteil, da der Sensor vor der Begasung II angeordnet ist. Er wird von 0 bis ca. 2,1 m³/h variiert. Die Auswertung folgt der Logik von Szenario 1, bei dem Betriebszustände mit annähernd gleichem Kapazitätsstrom verglichen werden, die in der Praxis sehr ähnliche Versorgungsaufgaben erfüllen würden. Eine analoge Auswertung liegt für alle drei Prüflinge (siehe Anhang C.1.9.1) und vier Temperaturniveaus vor.

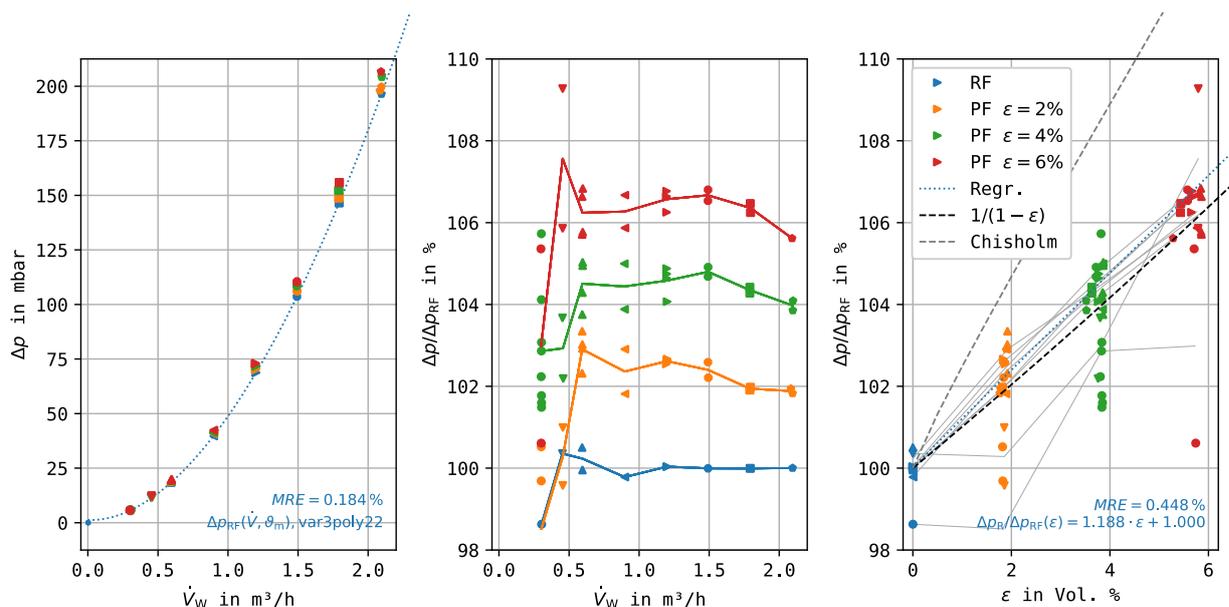


Abbildung 72 Strömungsdruckverluste Δp_R für WÜ40 in Abhängigkeit vom Gasvolumenanteil bei 25°C, Szenario 1

- links Aufgetragen über dem Wasservolumenstrom \dot{V}_W , Modellfunktion des Referenzfalls
- Mitte Bezogener Druckverlust $\Delta p_R/\Delta p_{R,RF}$ aufgetragen über dem Wasservolumenstrom \dot{V}_W
- rechts Bezogener Druckverlust $\Delta p_R/\Delta p_{R,RF}$ aufgetragen über dem Gasvolumenanteil ε

Das linke Diagramm stellt den Strömungsdruckverlust über dem Wasservolumenstrom \dot{V}_W dar. Es kann eine leichte Auffächerung der Messwerte durch einen erhöhten Gasvolumenanteil ε beobachtet werden, allerdings sind allgemeine Zusammenhänge in dieser Darstellung noch nicht erkennbar. Über das Regressionsmodell „R1“ wird der Reibungsdruckverlust

Δp_R im Referenzfall mittels einer Ansatzfunktion in Abhängigkeit von Volumenstrom und Temperatur beschrieben. Die Ergebnisse des Modells sind im Diagramm als blau gepunktete Linie eingetragen. Das Modell ermöglicht im Folgenden ein Justieren des Referenzfall-Punktes auf den Betriebszustand des Prüffalls.

Im mittleren Diagramm sind die auf den modellierten Referenzfall bezogenen Druckverluste $\Delta p_R/\Delta p_{R,RF}$ über dem Wasservolumenstrom \dot{V}_W aufgetragen. Es sind signifikant gestiegene Druckverluste für die gasbeladenen Prüffälle zu erkennen. Teilweise wurden Betriebszustände mehrfach angefahren. Die farbigen Linien im Diagramm verlaufen jeweils an den Mittelwerten dieser Versuche. Ab einem Wasservolumenstrom \dot{V}_W von 0,5 m³/h verlaufen die Linien annähernd parallel zur Abszisse. Die Referenzfall-bezogenen Druckverluste sind hier also wenig vom Wasservolumenstrom und vielmehr vom Gasvolumenanteil ε abhängig. Unterhalb von 0,5 m³/h steigen die bezogenen Druckverluste teils stark an oder sinken unterhalb 100% ab. Dies ist einerseits über die hier vorliegende Anlagerung von Gaspolstern (erhöhte Werte für ε_{GBK}) erklärbar, andererseits wirken sich bei den sehr kleinen Zahlenwerten der gemessenen Druckdifferenz-Messfehler des Sensors und Modellabweichungen überproportional aus.

Im rechten Diagramm von Abbildung 72 sind die auf den modellierten Referenzfall-bezogenen Druckverluste $\Delta p_R/\Delta p_{R,RF}$ über dem Gasvolumenanteil ε aufgetragen. Die Zuordnung zum Volumenstrom ist über das verwendete Markierungssymbol möglich.

Der Referenzfall-bezogene Druckverlust steigt im Untersuchungsgebiet stetig mit dem Gasvolumenanteil ε an. Es ergibt sich ein ungefähr um einen Prozentpunkt erhöhter Druckverlust je Prozentpunkt Gasvolumenanteil. Die Messpunkte gruppieren sich für alle Volumenströme größer 0,5 m³/h sehr eng um eine Gerade mit dem Anstieg von 1,2 bei einem MRE (Mean Relative Error) von 0,45%. Dies ist ein Hinweis auf die hohe Genauigkeit des verwendeten Differenzdrucksensors und bestätigt die angewandte Auswertemethodik. Die Regressionsgeraden $\Delta p_R/\Delta p_{R,RF} = f(\varepsilon)$ wurden für alle Prüflinge und Temperaturpaarungen gebildet und werden später diskutiert.

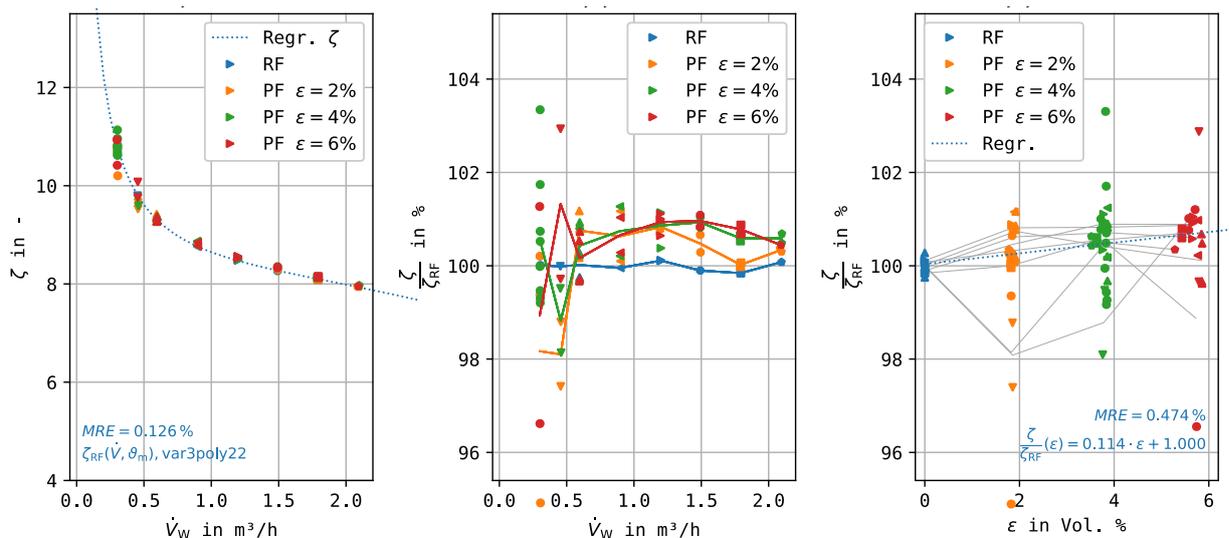


Abbildung 73 Druckverlustbeiwert ζ für WÜ40 in Abhängigkeit vom Gasvolumenanteil bei 25°C, Szenario 1

Abbildung 73 zeigt beispielhaft für WÜ40 die Auswertung der Versuche nach dem Druckverlustbeiwert. Dieser wurde nach Gleichung (24) gebildet. Der Druckverlustbeiwert ζ sinkt mit dem Wasservolumenstrom. Es wird aber auch deutlich, dass ab einem Wasservolumenstrom $> 0,5 \text{ m}^3/\text{h}$ der Referenzfall-bezogene Druckverlustbeiwert ζ/ζ_{RF} fast unabhängig vom Wasservolumenstrom und Gasvolumenanteil ε ist und nur ca. ein Prozentpunkt erhöht ist. Näherungsweise gilt also $\zeta/\zeta_{RF} \approx 1$. Dies ist ein Hinweis darauf, dass die so gebildeten Druckverlustbeiwerte in erster Linie von der Geometrie und Oberflächenbeschaffenheit der Kanalwände abhängen. Die analogen Auswertungen für die anderen Wärmeübertrager-Prüflinge sind in Anhang C.1.9.2 zu finden.

Der Druckverlustbeiwert einer Zweiphasenströmung ζ wird nach [7] mit effektiven Stoffwerten und hier mit einem nach VDI-Wärmeatlas [8] speziell für Plattenwärmeübertrager definiertem hydraulischen Durchmesser gebildet. Für den bezogenen Druckverlust gilt Gleichung (39). Dieser vereinfacht sich mit $\zeta/\zeta_{RF} \approx 1$ zu folgendem einfachen Ansatz:

$$\frac{\Delta p_R}{\Delta p_{R,RF}} = \frac{\zeta}{\zeta_{RF}} \cdot \frac{1}{1 - \varepsilon} \approx \frac{1}{1 - \varepsilon} \tag{39}$$

Eine Herleitung ist in Anhang C.1.6.2 zu finden. Dieser Ansatz ist als schwarze gestrichelte Linie $1/(1 - \varepsilon)$ ebenfalls in Abbildung 72 eingetragen und folgt den Messwerten von WÜ40 sehr gut. Der in [8] beschriebene Ansatz zur Vorhersage des bezogenen Druckverlustes (genannt Zweiphasenmultiplikator) nach Chisholm geht ebenfalls nur von einer Abhängigkeit vom Strömungsgasmassegehalt \dot{x} und damit von ε aus. Der bezogene Druckverlust

$\Delta p_R/\Delta p_{R,RF}$ wird also ebenfalls als unabhängig vom Volumenstrom bzw. der Strömungsgeschwindigkeit gesehen. Der genannte Ansatz führt – wie die graue gestrichelte Linie oberhalb der Messwerte in der rechten Abbildung zeigt – allerdings zu einer deutlichen Überschätzung des Gaseinflusses. Nach Chisholm gilt:

$$\frac{\Delta p_R}{\Delta p_{R,RF}} = \Phi_W^2 = 1 + (\Gamma^2 - 1) \left[\frac{21}{\Gamma} \cdot \dot{x}^{0,9} (1 - \dot{x})^{0,9} + \dot{x}^{1,8} \right] \quad (40)$$

$$\text{mit } \Gamma = \left(\frac{\rho_W}{\rho_G} \right)^{0,5} \cdot \left(\frac{\eta_G}{\eta_W} \right)^{0,1}$$

Wie in Abschnitt 4.3.5 ausgeführt, gibt es eine Reihe von Einflussfaktoren die den Druckverlust einer einphasigen Strömung beeinflussen und die von den gesuchten Einflüssen der Blasenströmung abzugrenzen sind. Daher wurde eine Darstellungsform für die Versuchsergebnisse gesucht, die alle Einflüsse für alle durchgeführten Versuche gemeinsam darstellen kann. Dies ist in der Diagrammform „parallele Koordinaten“ geschehen.

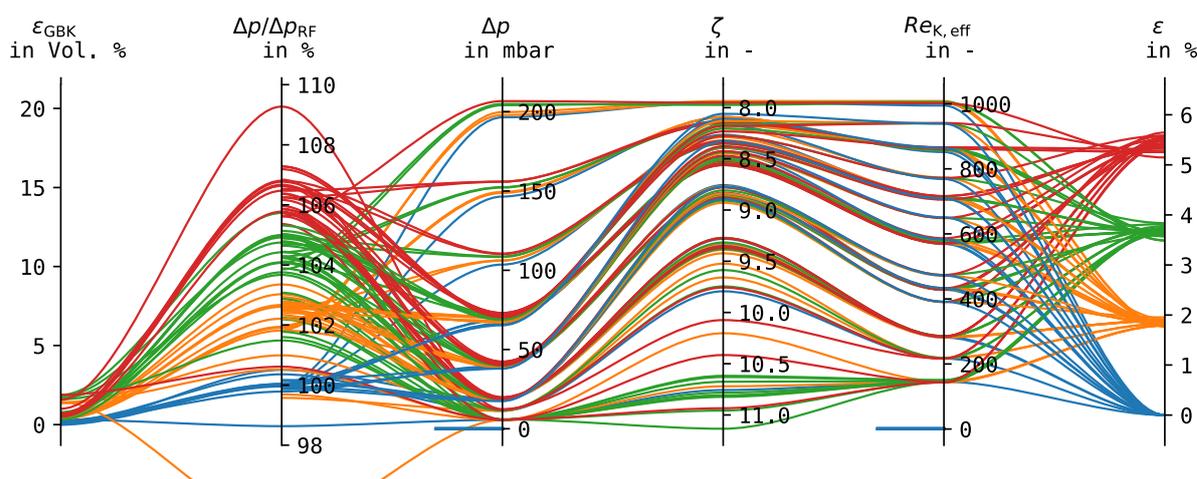


Abbildung 74 Versuchsübersicht Druckverluste, wichtige Kenngrößen als parallele Koordinaten, WÜ40, 25°C, Szenario 1

Um die Informationsdichte zu erhöhen und die Komplexität der Darstellung zu verringern, soll auf dimensionslose Kennzahlen zurückgegriffen werden (vergleiche Abbildung 74 bzw. im Anhang Abbildung 169 bis Abbildung 171). Die Re-Zahl für den Prüfkreis beinhaltet dabei die Einflüsse von Temperatur und Volumenstrom. Der Druckverlustbeiwert ζ als dimensionsloses Maß für den Druckverlust ist im allgemeinen von der Re-Zahl abhängig. Allerdings zeigt die Darstellung, dass wie auch beim Druckverlust selbst, keine eindeutige Zuordnung zwischen Re-Zahl und Druckverlust(-beiwert) möglich ist. Es ergeben sich unterschiedliche ζ und Δp_R -Werte für die gleiche Re-Zahl.

Gut sichtbar ist die Auffächerung der Referenzfall-bezogenen Druckverluste mit dem Gasvolumenanteil. Die Darstellungsvariante als parallele Koordinaten verdeutlicht, dass vor allem

für Versuche mit geringen Druckverlustwerten (aufgrund geringer Volumenströme und damit Re-Zahlen) die Referenzfall-bezogenen Werte deutlicher streuen. Dies liegt am hier relevanterem Einfluss des absoluten Messfehlers des Differenzdrucksensors Δp_{12} . Gleiches ist für Versuche mit einem großen angelagertem Gaspolster (ε_{GBK}) zu erkennen, was auf einen Einfluss des Polsters auf den Differenzdruckmesswert und ggf. auf den Anteil des reinen Strömungsdruckverlustes hindeutet.

Die bestimmten Strömungsdruckverluste sind also deutlich vom Gasvolumenanteil ε abhängig. Sie steigen ungefähr um einen Prozentpunkt, je Volumenprozent Gas in der Eintrittsströmung. Der Zusammenhang aus Gleichung (39) kann das Verhalten im Untersuchungsgebiet gut abbilden.

4.7.4 Wirkung auf den Wärmedurchgang

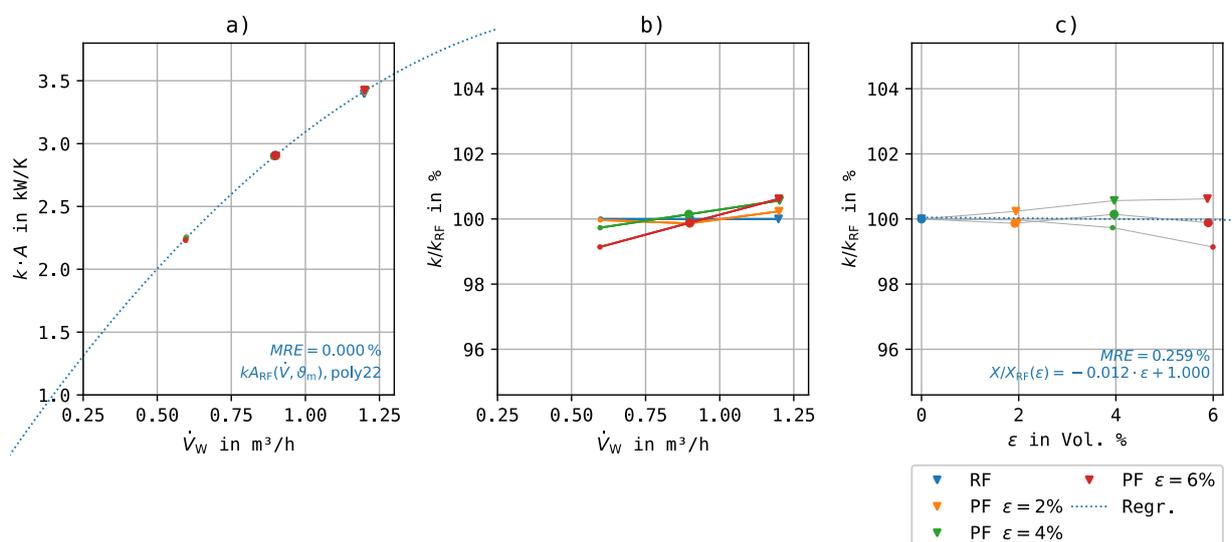


Abbildung 75 Wärmedurchgang $k \cdot A$ für WÜ40 in Abhängigkeit vom Gasvolumenanteil bei 65/25, Szenario 1

- Aufgetragen über dem Wasservolumenstrom \dot{V}_W , Modellfunktion des Referenzfalls
- Bezogener Wärmedurchgangskoeffizient k/k_{RF} aufgetragen über dem Wasservolumenstrom \dot{V}_W
- Bezogener Wärmedurchgangskoeffizient k/k_{RF} aufgetragen über dem Gasvolumenanteil ε

Abbildung 75 zeigt beispielhaft die gemessenen Wärmedurchgangskoeffizienten für den Prüfling WÜ40 und das Temperaturniveau 65/25. Eine analoge Auswertung liegt für alle drei Prüflinge und die weiteren Temperaturniveaus vor (siehe C.1.10.1).

Diagramm a) stellt die Wärmedurchgangskoeffizienten als $k \cdot A$ dar. Dabei ist A die aus dem Datenblatt übernommene Übertragungsfläche des Prüflings (siehe auch Tabelle 15). Der Wärmedurchgangskoeffizient wird nach Gleichung (31) bestimmt. Dabei ist \dot{Q}_H der Wärmestrom auf der gasfreien Referenzkreisseite. Die Wärmedurchgangskoeffizienten steigen,

wie zu erwarten, mit steigendem Wasservolumenstrom aufgrund des höheren Wärmekapazitätsstromes an, wodurch mehr Wärme übertragen werden kann. Diagramm a) lässt keine Aussagen über einen Einfluss des Gasvolumenanteils zu.

Die Diagramme b) und c) aus Abbildung 75 zeigen sollen den Gaseinfluss hervorheben. Sie zeigen, dass sich ein um bis zu 6 Vol. % erhöhter Gasvolumenstromanteil ε nur geringfügig auf Referenzfall-bezogenen Wärmedurchgangskoeffizienten k/k_{RF} auswirkt. Er variiert um maximal $\pm 1\%$. Es kann eine leichte Tendenz erkannt werden, dass bei hohen Gasvolumenstromanteilen der Wärmedurchgang für geringe Volumenströme leicht schlechter wird, für hohe Volumenströme leicht besser. Die Abweichungen liegen im Bereich der Messgenauigkeit und gleichen sich über alle Betriebspunkte gerade aus. Es wurden für alle Prüflinge und Temperaturpaarungen Regressionsgeraden $k/k_{RF} = f(\varepsilon)$ gebildet.

Für den resultierenden Wärmestrom im Wärmeübertrager-Prüfling gibt es die in Abschnitt 4.3.5 beschriebenen Einflussfaktoren. Der Wärmedurchgang hängt im gasfreien Fall von den Eintrittstemperaturen und den Volumenströmen beider Seiten des Wärmeübertragers ab. Der Einfluss des Gasvolumenanteils in der Eintrittsströmung auf der Prüfkreisseite ε und des Volumenanteils des im Prüfling angelagerten Gaspolsters ε_{GBK} soll untersucht werden. Zur gemeinsamen Darstellung aller Versuche eines Prüflings wurden Diagramme als „parallele Koordinaten“ erstellt. Um die Versuchsergebnisse kompakter darstellen zu können, sollen die dimensionslosen Kenngrößen der Betriebscharakteristik verwendet werden.

Zwei dieser Kenngrößen reichen aus, um den Betriebszustand eines bekannten Wärmeübertragers zu definieren und sein Verhalten im gasfreien Referenzfall vorauszusagen. Bei einer Leistungsprüfung sind drei unabhängige Kenngrößen notwendig, um den Betriebszustand zu definieren und die Wärmeübertragung zu konkretisieren. Die Anzahl der Übertragungseinheiten NTU entspricht dabei dem auf den Kapazitätsstrom bezogenen Wärmedurchgang. Die Referenzfall-bezogenen Übertragungseinheiten NTU/NTU_{RF} können also analog zum Referenzfall-bezogenem Wärmedurchgang kA/kA_{RF} als Maß für den Einfluss der Blasenströmung dienen.

Abbildung 76 zeigt die Ergebnisse beispielhaft für alle Versuche mit WÜ40. Die Auswertungen aller WÜ-Prüflinge sind im Anhang C.1.10.2 zu finden.

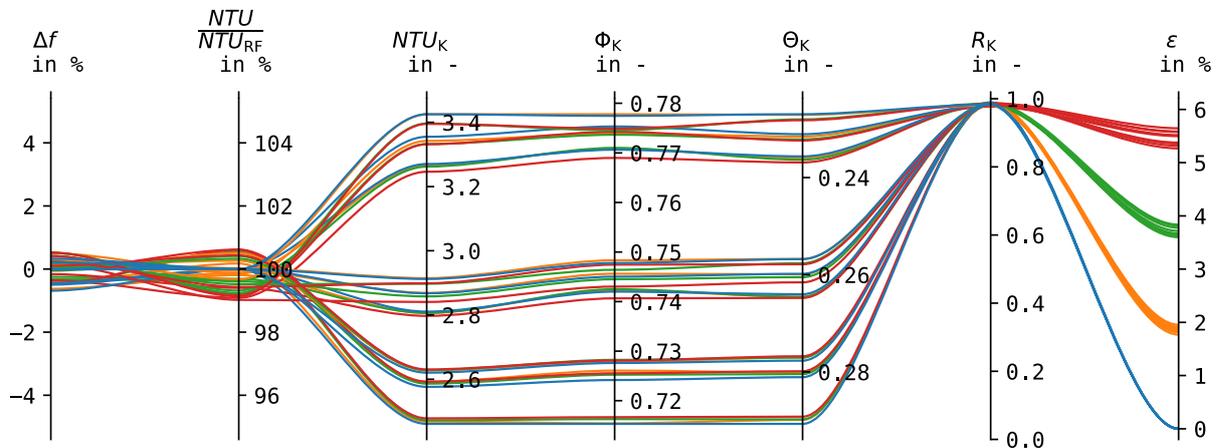


Abbildung 76 Versuchsübersicht Wärmedurchgang, wichtige Kenngrößen der Betriebscharakteristik als parallele Koordinaten, WÜ40, Szenario 1

Die Ergebnisse zeigen, dass für alle Plattenwärmeübertrager-Prüflinge der Wärmedurchgang über alle durchgeführten Versuche nicht entscheidend vom Gasvolumenanteil ϵ abhängt. Die auftretenden Änderungen des Wärmedurchgangs liegen im Bereich -1 bis +0,8 %. Sie liegen in der Größenordnung der gemessenen Bilanzfehler Δf von -0,7 bis +0,6 % und sind daher mit Messfehlern oder noch nicht vollständig stationären Versuchsrandbedingungen erklärbar.

4.7.5 Abgeleitete Wirkungen im System

Zusammenfassend sind die Wirkungen der Blasenströmung für das **Szenario 1** in Abbildung 77 dargestellt. Die Diagramme a) und b) enthalten die Regressionen der bezogenen Druckverluste und Wärmedurchgangskoeffizienten für alle Wärmeübertrager-Prüflinge und untersuchten Temperaturpaarungen.

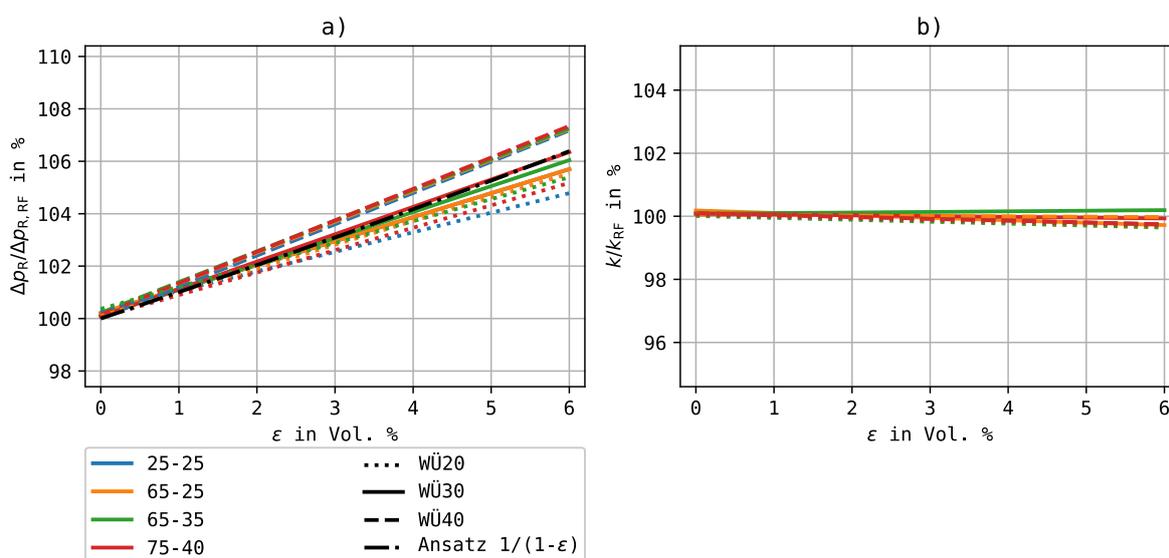


Abbildung 77 Überblick für alle Wärmeübertrager-Prüflinge und Temperaturniveaus, Szenario 1
 a) RF-bezogener Druckverlust aufgetragen über dem Gasvolumenanteil ε
 b) RF-bezogener Wärmedurchgangskoeffizient aufgetragen über ε

In Systemen, die nach Szenario 1 über eine Regelung den Wasservolumenstrom konstant halten, sodass auch mit freien Gasen im System die wärmetechnische Versorgungsaufgabe erfüllt wird, kann man für die Druckverluste folgende Aussagen treffen:

- Die Druckverluste steigen mit dem Gasvolumenanteil deutlich an.
- Der Anstieg ist nur geringfügig vom Temperaturniveau abhängig.
- Mit steigender Plattenzahl der Wärmeübertrager scheint die Wirkung von freien Gasen leicht höher zu sein. Ursache hierfür könnte ein auf den Gasvolumenanteil empfindlicher Druckverlustanteil in den Anschlüssen oder im Sammler/Verteiler Bereich des Wärmeübertragers sein.
- Der Ansatz $1/(1 - \varepsilon)$ bildet die Effekte gut ab. Er entspricht im Bereich bis 6 Vol. % Gasanteil ungefähr einem Anstieg der Druckverluste von einem Prozentpunkt je Prozentpunkt Gasvolumenanteil.

Für den Einfluss freier Gase auf den Wärmedurchgang gilt:

- Ein Einfluss freier Gase auf den Wärmedurchgang kann nicht nachgewiesen werden.

- Gemittelt über alle Volumenströme weisen alle Regressionsgeraden einen Anstieg nahe Null auf. Bei einem Gasvolumenanteil von 6 % sind, für ein Temperaturniveau, Abweichungen im Bereich von nur $\pm 0,2\%$ zu erwarten.

Analog ist die Auswertung für das **Szenario 2** in Abbildung 78 dargestellt. In einem ungeregelten System wird bei gleicher Drehzahl der Pumpe die Pumpendruckdifferenz ungefähr konstant bleiben. Es soll vereinfachend angenommen werden, dass damit der Gesamtvolumenstrom \dot{V}_{eff} konstant bleibt. Dies resultiert daraus, dass die Druckverluste einer Blasenströmung hauptsächlich durch die Viskosität der Wasserphase im Wandbereich verursacht werden und sich bei gleicher Strömungsgeschwindigkeit dieser Phase die gleichen Druckverluste ergeben würden. Damit dies erfüllt ist muss also der Wasservolumenstrom sinken.

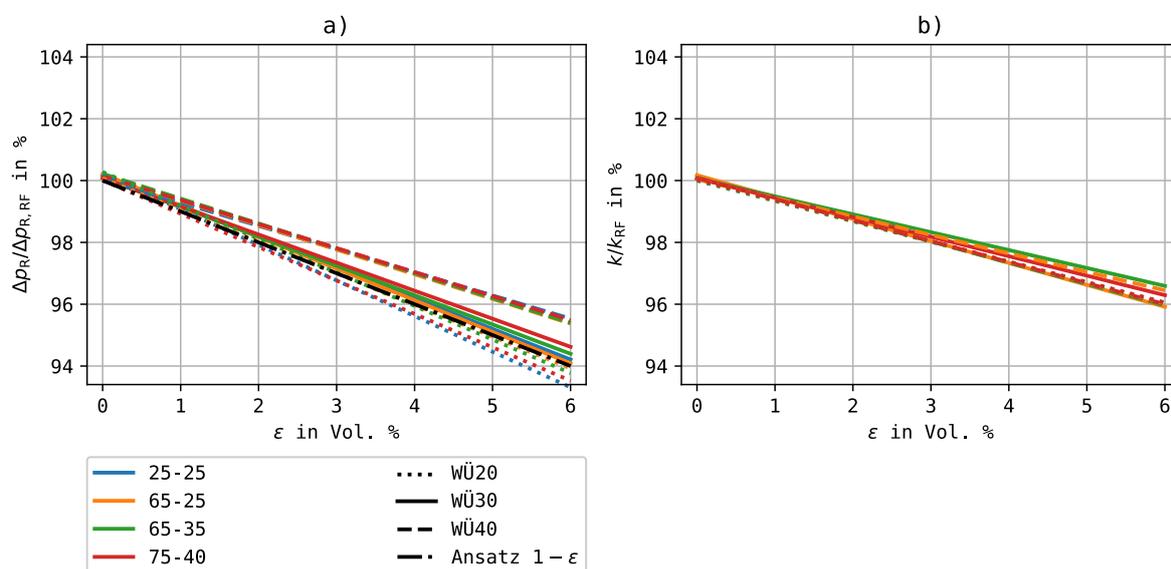


Abbildung 78 Überblick für alle Wärmeübertrager-Prüflinge und Temperaturniveaus, Szenario 2
 a) RF-bezogener Druckverlust aufgetragen über dem Gasvolumenanteil ε
 b) RF-bezogener Wärmedurchgangskoeffizient aufgetragen über ε

Bei der Betrachtung nach Szenario 2 kann folgendes beobachtet werden:

- Die Druckverluste nach Diagramm a) sinken mit steigendem Gasvolumenanteil um ca. einen Prozentpunkt je Volumenprozent freie Gasblasen ab
- Sie folgen also dem Ansatz $1 - \varepsilon$ (Diskussion siehe unten).

Zu den Wirkungen auf den Referenzfall-bezogenen Wärmedurchgang kann aus Diagramm b) abgeleitet werden:

- Für alle Prüflinge und Temperaturniveaus ist ein gleichförmiges Absinken der Wärmedurchgangskoeffizienten k um ca. 4 % bei 6 Vol. % Gasvolumenanteil zu erkennen.
- Der Wärmedurchgang reduziert sich also in geringerem Maße, als der reduzierte Kapazitätsstrom erwarten lassen würde. Dies resultiert daraus, dass ein gemessener

Prüf- mit einem Referenzfall mit um dem Gasvolumenanteil erhöhtem Wasservolumenstrom verglichen wird. Wie in Abbildung 75 gezeigt, steigt der Wärmedurchgangskoeffizient aber mit steigendem Wasservolumenstrom an, was zum beobachteten Verhalten führt.

Für das Szenario 2 kann analog wie bei der Herleitung von $1/(1 - \varepsilon)$ angenommen werden, dass die Druckverlustbeiwerte ζ zwischen Prüf- und Referenzfall bei gleichem Wasservolumenstrom annähernd konstant bleiben. Mit der zusätzlichen Annahme, dass die sich im Szenario 2 ergebenden Abweichungen im Wasservolumenstrom von ca. 6% nur geringfügig auf die ζ -Werte auswirken, kann für Szenario 2 der folgende einfache Zusammenhang abgeleitet werden:

$$\frac{\Delta p_R}{\Delta p_{R,RF}} \approx 1 - \varepsilon \quad (41)$$

Die Herleitung kann Anhang C.1.6.2 entnommen werden. Die für Prüfling WÜ20 und WÜ30 gebildeten Regressionen entsprechen dem Ansatz für alle Temperaturniveaus gut. Für WÜ40 sinken die Druckverluste in geringerem Maße. Ein maßgeblicher Einfluss des Temperaturniveaus auf die Referenzfall bezogenen Druckverluste ist nicht zu erkennen.

4.8 Fazit

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass mit dem Versuchsaufbau definierte Zweiphasenströmungen Wasser und freie Gasanteile Stickstoff reproduzierbar und präzise eingestellt werden können. Durch die Bestimmung der Enthalpieströme sowohl in Referenz- als auch im Prüfkreis konnte der Messaufbau verbessert und Bilanzfehler minimiert werden. Daher können die Wirkung variabler Gasanteile auf den Druckverlust und den Wärmedurchgang mit der verwendeten Messtechnik zuverlässig ermittelt werden. Aufgrund des unbekanntem Schlupfes zwischen der Gas- und Flüssigphase im Prüfling wurde der Gasvolumenanteil mit dem homogenen Modell bestimmt und eine mögliche statische Druckdifferenz durch die Auftriebswirkung der Gasblasen wurde vernachlässigt.

Szenario 1:

In Systemen mit einer funktionierenden Regelung kann die Störung durch Luftblasen ausgeglichen und die Versorgungsaufgabe beispielsweise durch eine Erhöhung der Pumpendrehzahl und damit des Gesamtvolumenstroms bis zum Erreichen der Leistungsgrenze der Umwälzpumpen weiterhin erfüllt werden (Szenario 1). Es ist in diesem Fall aber mit erhöhten Druckverlusten (ca. ein Prozentpunkt je Volumenprozent Gas) im Wärmeübertrager (und

wahrscheinlich anderen Systemkomponenten) und damit einem erhöhten Hilfsenergiebedarf zu rechnen. Ein erhöhter Druckverlust in den Systemkomponenten führt auch zu einer Verringerung des Maximalvolumenstroms und damit Leistung des Systems. Hier findet auch in geregelten Systemen ein Übergang zu Szenario 2 statt. Die Wirkungen auf den Wärmedurchgang im Wärmeübertrager sind im Untersuchungsgebiet geringfügig und liegen im Bereich des Messfehlers. Eventuell ist deren Höhe leicht vom Betriebszustand abhängig.

Szenario 2:

In Systemen ohne direkte Regelung der Prozessgrößen (Szenario 2) sinken durch den zwar gleichen Gesamtvolumenstrom, jedoch ggü. dem Referenzfall geringeren Wasservolumenstrom die Strömungsdruckverluste um ca. 1 Prozentpunkt je Volumenprozent freies Gas. Der Wärmedurchgang sinkt etwas geringer, als der Rückgang des Kapazitätsstromes auf den ersten Blick erwarten lassen würde, um ca. zwei Prozentpunkte je drei Volumenprozent freies Gas. Die Versorgungsaufgabe wird bei dieser Betrachtung allerdings nicht mehr erfüllt.

Diese Aussagen sind für die gewählte, günstige Einbaulage des Wärmeübertragers gültig, bei der der Kreislauf mit der größeren Gefahr einer Gasbildung von unten nach oben durchströmt wird. Dies ist bei der Konzeption von Anlagen unbedingt zu beachten. Die starke Ansammlung von Gaspolstern in lokalen Hochpunkten im System wird zu deutlichen Störungen führen. Bei geringen Strömungsgeschwindigkeiten können sich aber auch bei einer für die Luftabfuhr günstigen Einbaulage Gase im Wärmeübertrager ansammeln.

Zirkulierende freie Gase in einem wärmetechnischen System – z. B. aufgrund mangelnder Sorgfalt bei der Inbetriebnahme oder Wartung – können den Anlagenbetrieb negativ beeinflussen.

Diese Untersuchung beleuchtet einen einzelnen Aspekt im Zusammenhang mit Atmosphärgasen im wärmetechnischen System. Es sind weiterhin Wirkungen auf andere Komponenten wie Umwälzpumpen, Armaturen, solarthermische Kollektoren usw. zu erwarten. Auch können regel- und abrechnungsrelevante Temperatur- und Volumenstromsensoren betroffen sein.

In jedem Fall ist der Thematik bei Konzeption, Inbetriebnahme und Wartung erhöhte Aufmerksamkeit zu widmen. Hier enthält beispielsweise VDI 4708-2 wichtige Hinweise. Freie Gase sind grundsätzlich zu vermeiden. Dies kann über Sorgfalt bei der Inbetriebnahme und Unterdruck- oder Membranentgasung erreicht werden. Für Kleinanlagen können mobile Entgaser, die nur während der Inbetriebnahme und bei Bedarf zu den Wartungsterminen zum Einsatz kommen, eine wirtschaftliche Lösung darstellen. Freie Gase lassen sich mit einer Gasblasenkontrolle leicht detektieren und damit der Handlungsbedarf abschätzen.

Weiterhin besteht die Forschungsfrage, ob die gewonnenen Erkenntnisse auf Wärmeübertrager in Kreisläufen mit Wasser-Glykol-Gemischen übertragbar sind.

5 Komponententests an der Hochschule Zittau/Görlitz

5.1 Zielstellung

Im Rahmen der Komponententests von AP4 wurden an der Hochschule Zittau/Görlitz insgesamt vier Wärmeübertrager wärme- und strömungstechnisch vermessen. Im Fokus der Untersuchungen stand dabei analog zu den Arbeiten an der TU Dresden der Einfluss freier Gasvolumenanteile auf die Effizienz der Wärmeübertrager. Neben der Erfassung von Druckverlusten war die energetische Bilanzierung der Wärmeübertrager ein wesentlicher Punkt der Forschungsarbeiten. Aus der daraus resultierenden Ermittlung einer sich ändernden Wärmeleistung sollte schließlich eine Aussage über die Relevanz von freien Gasvolumenanteilen für die praktische Anwendung getroffen werden. Im Folgenden werden die untersuchten Testobjekte näher beschrieben, die notwendigen Erweiterungen der Versuchsanlage dokumentiert und schließlich die wichtigsten Versuchsergebnisse dargestellt und diskutiert.

5.2 Untersuchte Testobjekte

Insgesamt kamen bei den Untersuchungen vier Testobjekte zum Einsatz – drei Lamellenrohr-Wärmeübertrager (Testobjekte 1 – 3) und ein Rohrbündel-Wärmeübertrager (Testobjekt 4). In Abbildung 79 sind alle Testobjekte fotografisch dargestellt; weitere technischen Eigenschaften sind in Tabelle 20 ersichtlich.

Tabelle 20 Untersuchte Testobjekte an der HSZG

#	Testobjekt Typ	Abmessungen / Durchmesser [mm]	Rohrdurchmesser d [mm]	Rohranzahl n	Gangzahl n_G
1	Lamellenrohr	260 x 260 x	12 x 1	8 x 2	16
2	Lamellenrohr	260 x 260 x	12 x 1	8 x 8	8
3	Lamellenrohr	260 x 260 x	12 x 1	8 x 8	32
4	Rohrbündel	60 x 420	9 x 0,5	19	1

Testobjekte 1 bis 3: Lamellenrohr-Wärmeübertrager

Lamellenrohr-Wärmeübertrager (auch Rippenrohr- oder Lamellen-Wärmeübertrager) kommen in der Regel zum Kühlen oder Heizen eines gasförmigen Mediums zum Einsatz. In den

durchgeführten Versuchsreihen strömt dabei die gesättigte bzw. mit freien Gasen angereicherte Flüssigkeit aus dem Prüfkreislauf der Versuchsanlage im Inneren der Rohre und wird im Kreuz-Gegenstrom vom heißen Luftvolumenstrom erwärmt.

Die Auslegung und spätere Übertragungsleistung dieses Wärmeübertrager-Typs hängt von einer Vielzahl von Randbedingungen ab. Neben den Eingangsparametern der zwei Medien (Temperatur T_1 und Massestrom \dot{m}) entscheidet vor allem die Geometrie (\rightarrow Abmessung des Bauteils, Lamellenstärke, Lamellenabstand, Rohrabstand, Rohranzahl) sowie die Strömungsführung (\rightarrow Verschaltung der einzelnen Rohre) über den übertragbaren Wärmestrom.

Bei den hier verwendeten Lamellenrohr-Wärmeübertragern, welche alle in enger Abstimmung von der WäTaS GmbH (Mitglied im ImpactGas-Expertenrat) gefertigt wurden, erfolgte die luftseitige Dimensionierung des Strömungsquerschnitts passend zu den Luftkanalabmessungen des verfügbaren Heizlüfters (siehe Abbildung 82). Fertigungsbedingt ergeben sich somit 8 Rohre quer zur Richtung der Luftströmung (siehe Abbildung 80). Die Anzahl der Rohrreihen entlang der Luftströmung wurde auf 2 bzw. 8 festgelegt. Hieraus ergibt sich eine Gesamtrohranzahl von $n_R = 16$ bei Testobjekt 1 bzw. $n_R = 64$ bei Testobjekt 2 und 3.

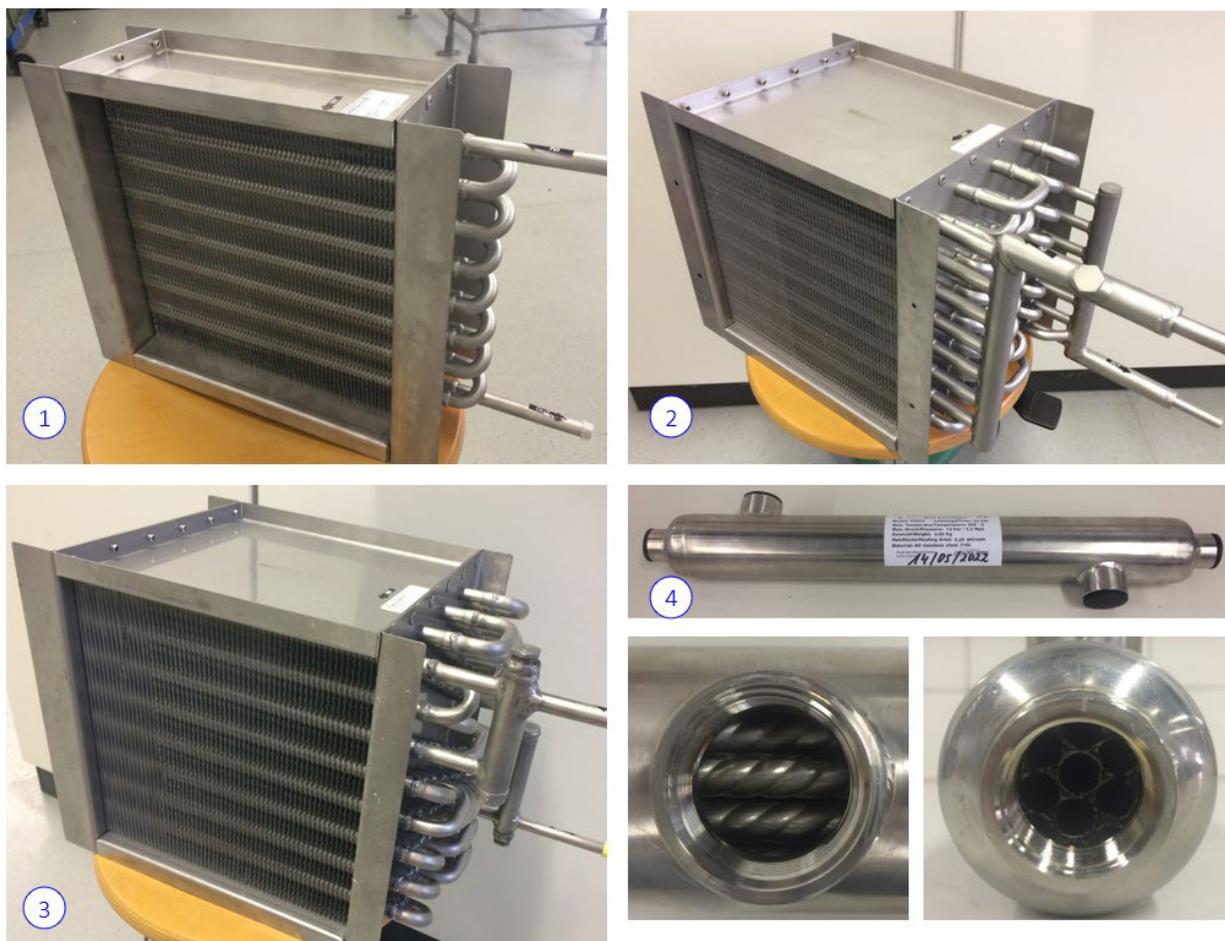


Abbildung 79 Alle an der HSZG untersuchten Testobjekte

Ergänzend dazu gibt die flüssigkeitsseitige Gangzahl n_G Auskunft darüber, wie oft der im Rohr strömende Massestrom das Bauteil durchströmt, woraus folglich die Verschaltung der einzelnen Rohre (Anzahl der Umlenkungen und Anzahl der parallel durchströmten Rohre) resultiert. Alle der im Projekt untersuchten Verschaltungsvarianten sind in Abbildung 80 dargestellt. Während bei Testobjekt 1 der Massestrom alle 16 Einzelrohre nacheinander durchläuft (\rightarrow Gangzahl $n_G = 16$) wurde für Testobjekt 2 und 3 eine Gangzahl von $n_G = 8$ bzw. 32 gewählt, so dass entsprechend 8 bzw. nur 2 Rohre parallel durchströmt werden. Am Ein- und Austritt der Testobjekte sind Sammelrohre angebracht, die für eine Verteilung bzw. Zusammenführung des Massestroms sorgen.

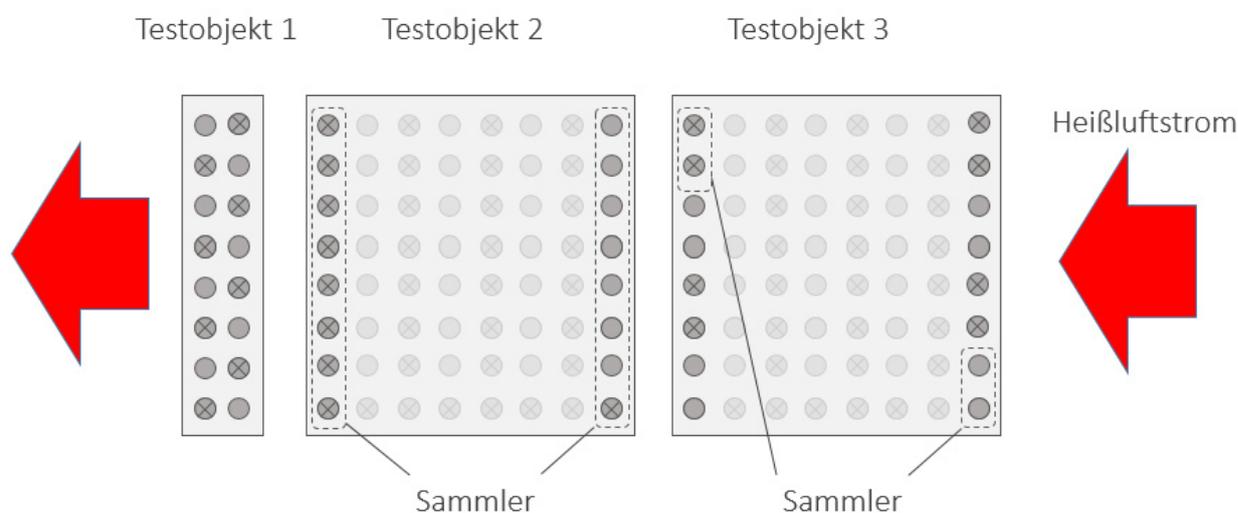


Abbildung 80 Verschaltungsvarianten der untersuchten Lamellenrohr-Wärmeübertrager

Die Festlegung der Rohrverschaltung unterlag für Testobjekte 1 und 2 im Vorfeld keiner tiefergehenden wärme- und strömungstechnischen Optimierung hinsichtlich einer maximalen Übertragungsleistung. Durch die Verwendung von Sammelrohren und der Anordnung mehrerer Rohrreihen hintereinander sollte gezielt die mögliche Ansammlung von Gaspolstern innerhalb des Bauteils provoziert werden. Die Dimensionierung für Testobjekt 3 folgte aus den gesammelten Erfahrungen der durchgeführten Versuchsreihen, welche in der Diskussion in Abschnitt 5.5.3 näher erläutert werden.

Testobjekt 4: Rohrbündel-Wärmeübertrager

Rohrbündel-Wärmeübertrager werden typischerweise zur Wärmeübertragung zwischen flüssigen Medien verwendet. Ursprünglich war die Untersuchung eines Wärmeübertragers der Firma AEL Apparatebau GmbH Leisnig (Mitglied im ImpactGas-Expertenrat) angedacht. Allerdings zeigte sich, dass das von der Firma bereitgestellte Bauteil hinsichtlich der erfor-

derlichen Masseströme für den Einsatz in der bestehenden Versuchsanlage zu groß dimensioniert war. Daher kam für die Messungen ein deutlich kleinerer Rohrbündel-Wärmeübertrager zum Einsatz (siehe Abbildung 79 → Testobjekt 4).

Der Rohrbündel-Wärmeübertrager besteht aus 19 parallel verlaufenden Rohren mit einem Durchmesser von $d = 9$ mm und einer Länge von ca. $L = 420$ mm. Im hier vorliegenden Fall durchströmt das heiße Wasser aus dem Heizkreislauf die 19 Rohre über die gesamte Rohrlänge (siehe auch Abbildung 84 und Abbildung 85). Die Rohre sind von einem Mantelrohr mit einem Außendurchmesser von $D = 60$ mm umgeben, welches von der Flüssigkeit aus dem Prüfkreislauf diagonal durchströmt wird. Aufgrund der geringen Gesamtabmessung erfährt auch dieser Flüssigkeitsstrom keine interne Umlenkung. Zur Verbesserung des Wärmeübergangs und zur Vergrößerung der Übertragerfläche sind die parallel verlaufenden Rohre herstellerseitig zusätzlich leicht verdrillt und gewellt.

Da bei dem verwendeten Rohrbündel-Wärmeübertrager der Wärmetransfer zwischen zwei flüssigen Medien stattfindet, war die Erweiterung der Anlage um einen zusätzlichen Flüssigkeitskreislauf erforderlich. In Abbildung 84 ist das erweiterte R&I-Fließschema mit integriertem Rohrbündel-Wärmeübertrager und zweitem Kreislauf dargestellt. Eine fotografische Darstellung des gesamten Versuchsstandes ist in Abbildung 85 gegeben. Weitere Erläuterungen folgen in Abschnitt 5.3.

5.3 Erweiterung der Versuchsanlage und Integration der Testobjekte

Das grundlegende Konzept der in Abschnitt 3.2 beschriebenen Versuchsanlage ermöglichte eine problemlose Integration aller Testobjekte in den Prüfkreislauf der Anlage. Da die Untersuchungen eine Aufheizung des Primärmediums (Wasser vollständig mit Gas gesättigt oder mit freien Gasen angereichert) zum Ziel hatten, musste auf der Sekundärseite des Wärmeübertragers ein Heißluftstrom (→ Testobjekte 1 bis 3) bzw. Heißwasserstrom (→ Testobjekt 4) zur Verfügung gestellt werden. Nachfolgend sind die jeweils erforderlichen Erweiterungen des Versuchsstandes ausführlich beschrieben.

Testobjekte 1 bis 3: Lamellenrohr-Wärmeübertrager

Zur Erzeugung des sekundärseitigen Heißluftstroms kam im Falle der Lamellenrohr-Wärmeübertrager ein vom Projektpartner TU Dresden bereitgestellter Drehzahlregelbarer Heizlüfter (11) zum Einsatz. Das dort verbaute elektrische Heizregister mit einer Leistung von $P_{el} = 30$ KW erlaubte dabei die erforderliche Vorkonditionierung des durch das jeweilige Testobjekt strömenden Luftvolumenstroms auf eine gewünschte Soll-Temperatur. Zur Vermeidung von Dampfblasen und einer damit einhergehenden unerwünschten Druckerhöhung im Prüflauf war die Soll-Temperatur auf $T_{H,Soll} = 90$ °C begrenzt.

Abbildung 81 zeigt das um den integrierten Lamellenrohr-Wärmeübertrager (Testobjekte 1 bis 3) erweiterte R&I-Fließbild der Versuchsanlage an der HSZG. Eine fotografische Darstellung des gesamten Versuchszustandes ist in Abbildung 82 gegeben.

Um den möglichen Einfluss freier Gasblasen auf die Effizienz des Wärmeübertragers ermitteln zu können, wurde sowohl luftseitig als auch flüssigkeitsseitig eine Energiestrombilanz aufgestellt. Gemäß der Gleichung

$$\dot{Q}_i = \dot{m}_i \cdot c_{p,i} \cdot (T_2 - T_1) \quad (42)$$

mit $i \dots (K) \rightarrow$ Prüfkreislauf; $(H) \rightarrow$ Heizseite war für die energetische Bilanzierung die Installation zusätzlicher Mess-Sensoren erforderlich. Vor allem für die Luftseite war dies mit einem erhöhten Aufwand verbunden. Die zusätzlich verbaute Sensorik ist in den Fotografien in Abbildung 83 ersichtlich.

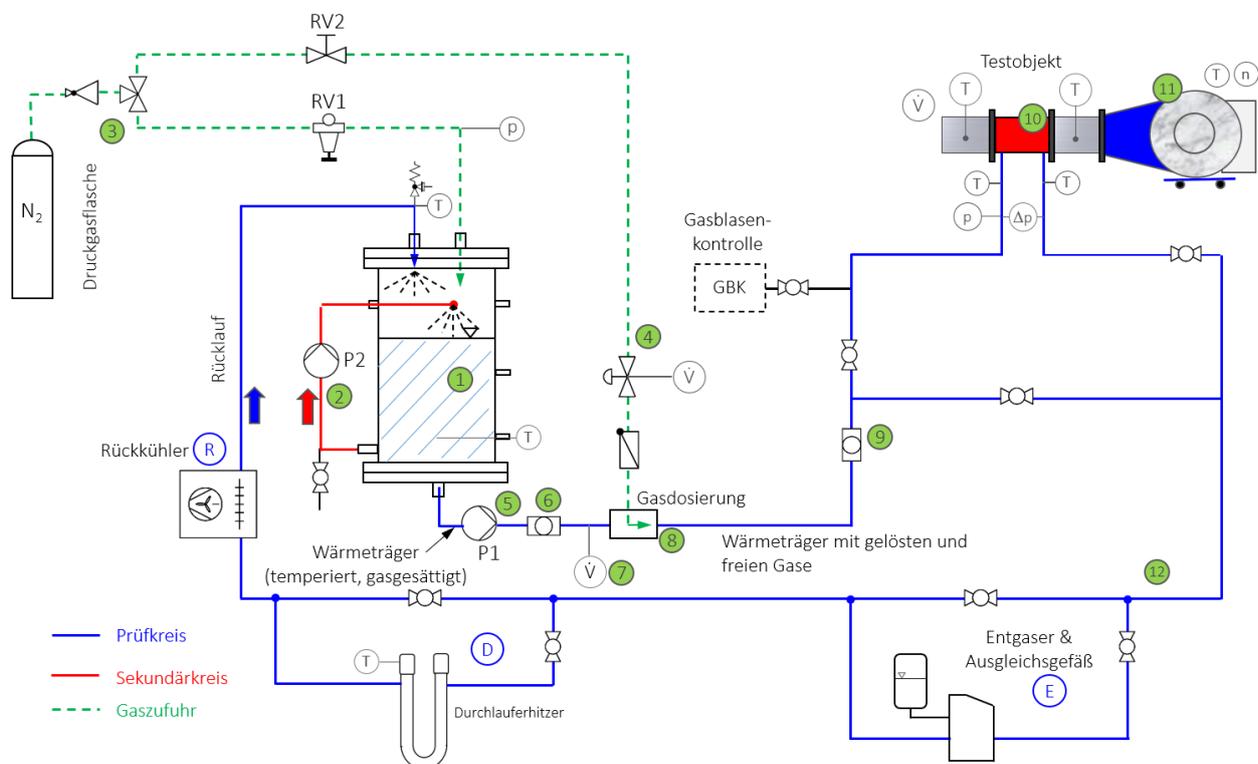


Abbildung 81 Erweitertes R&I-Fließschema mit integriertem Lamellenrohr-Wärmeübertrager (10) und Heizlüfter (11)

Da mit einem Temperaturprofil über den Querschnitt des Luftkanals zu rechnen war, wurden zur Erfassung der Heißlufttemperaturen drei Thermoelemente in unterschiedlichen Höhen im Kanal vor und hinter dem Testobjekt installiert. In den späteren Auswertungen erfolgte jeweils die Bildung eines Mittelwertes über alle drei Temperaturwerte. Zur Vergleich-

für jedes Element die Strömungsgeschwindigkeit erfasst und in der späteren Datenauswertung aus einer arithmetischen Flächenmittelung eine mittlere Strömungsgeschwindigkeit gebildet. Die Aufnahme von Drücken war luftseitig nicht vorgesehen.

Für die energetische Bilanzierung auf der Primärseite war mittels eines T-Stücks sowohl am Eintritt als auch am Austritt des Testobjekts ein Mantelthermoelement in den Flüssigkeitsstrom integriert. Die Sensorspitze war dabei in der Rohrmitte zentriert und entgegen der Strömungsrichtung angeordnet. Durch die Positionierung des Sensors im Bereich der Strömungsumlenkung um 90° wurde eine ausreichende Durchmischung der Flüssigkeit gewährleistet, was für die präzise Bilanzierung gemäß Gleichung (42) eine wichtige Voraussetzung darstellt.

Des Weiteren erfolgte die Erfassung des Differenzdrucks Δp über das Testobjekt sowie der anliegende Absolutdruck p direkt vor Eintritt der Strömung in das Testobjekt.

Testobjekt 4: Rohrbündel-Wärmeübertrager

Für die Untersuchung des Rohrbündel-Wärmeübertragers als weiteres Testobjekt (siehe auch Abbildung 79 \rightarrow 4) war der Aufbau eines zweiten Flüssigkeitskreislaufs (Sekundärkreislauf oder Heizkreislauf „H“) erforderlich. Neben einer regelbaren Heizungspumpe und einem magnetisch-induktiven Durchflussmesser wurde der vom Projektpartner Fraunhofer IFAM Dresden zur Verfügung gestellte Durchlauferhitzer (D) in den zweiten Flüssigkeitskreislauf integriert. Die Heizelemente des Durchlauferhitzers besitzen eine elektrische Leistung von $P_{el} = 20 \text{ kW}$, wodurch mit Hilfe des angeschlossenen Reglers eine gewünschte Soll-Temperatur $T_{H,Soll}$ des Heizkreismediums eingestellt werden kann. Da auch hier die Entstehung von Dampfblasen unbedingt zu vermeiden war, lag die maximale Eintrittstemperatur in das Testobjekt auf der Sekundärseite bei $T_{H,max} = 90 \text{ }^\circ\text{C}$.

Das erweiterte R&I-Fließschema mit dem integrierten Rohrbündel-Wärmeübertrager ist in Abbildung 84 dargestellt. Eine Fotografie des integrierten Testobjekts sowie des gesamten Versuchsstandes ist in Abbildung 85 gegeben.

Die Messung der Fluidtemperatur im Heizkreis am Aus- und Eintritt des Testobjekts erfolgte analog zu der Messung im Prüfkreis über integrierte Mantelthermoelemente.

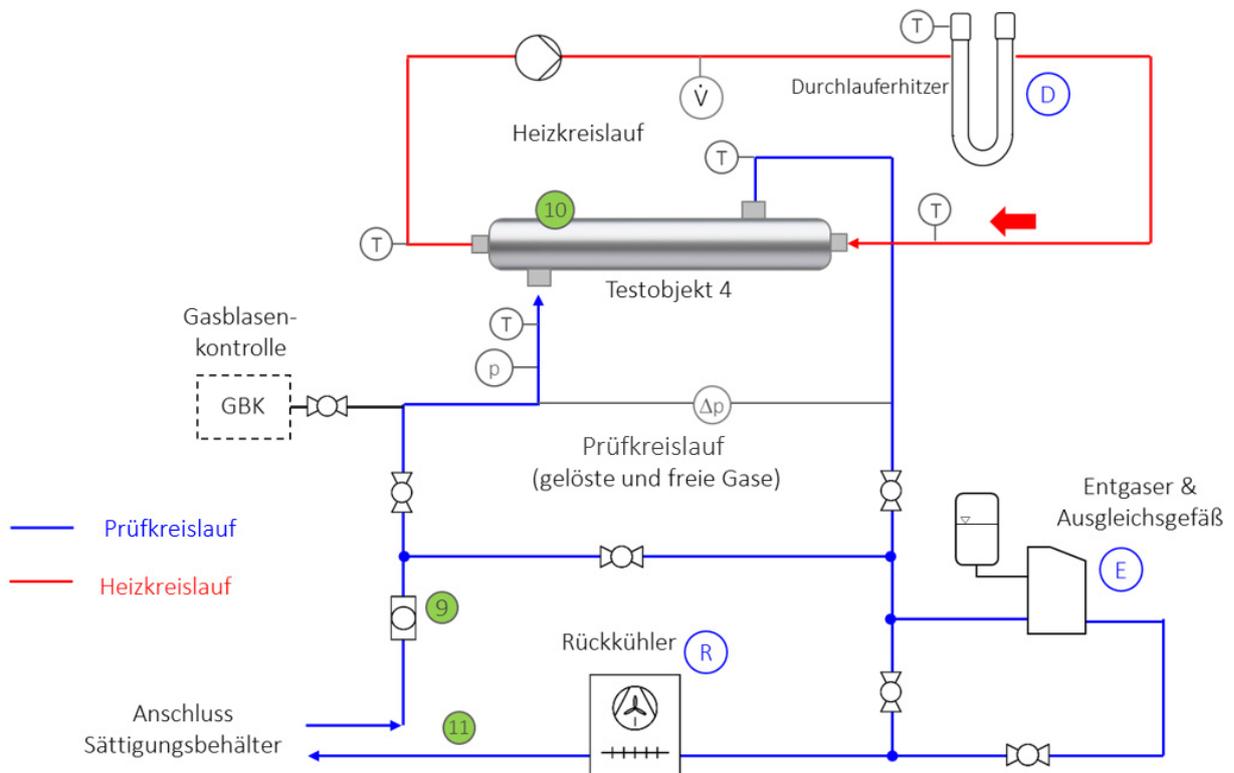


Abbildung 84 Erweitertes R&I-Fließschema mit integriertem Rohrbündel-Wärmeübertrager (10) und zusätzlichem Heizkreislauf

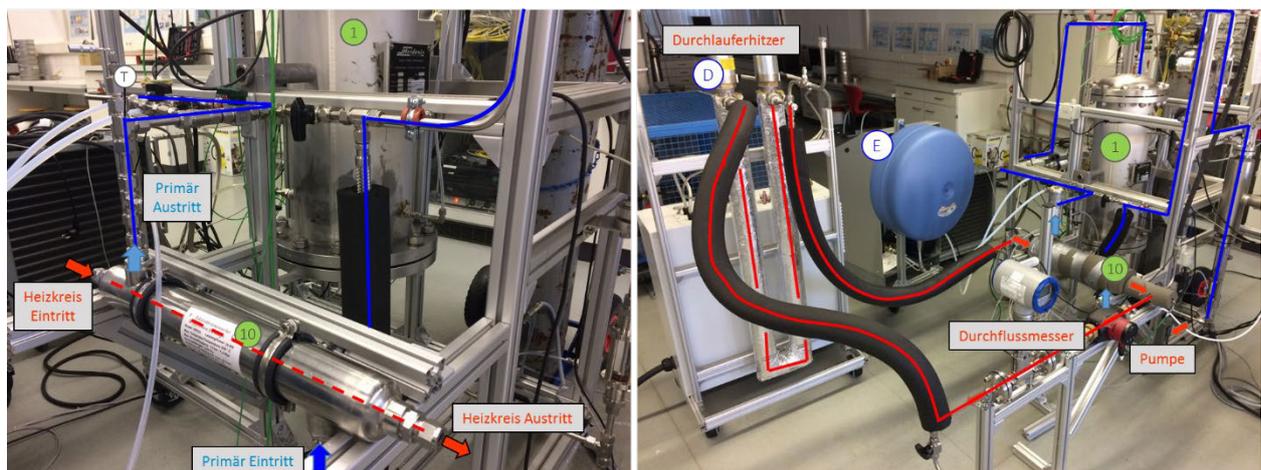


Abbildung 85 Erweiterte Versuchsanlage mit integriertem Rohrbündel-Wärmeübertrager an der HSZG

Installation der Gasblasenkontrolle

Nach erfolgreicher Inbetriebnahme der erweiterten Versuchsanlage wurde diese um die Möglichkeit einer Gasblasenkontrolle (12) ergänzt. Das entsprechende R&I-Fließbild ist in Abbildung 86 dargestellt. Die Umsetzung der Gasblasenkontrolle orientierte sich an den Vorarbeiten und Erfahrungen des Projektpartners TU Dresden.

Über einen zusätzlich installierten Abzweig an der N_2 -Druckgasflasche und den Druckminderer kann ein Überdruck auf das System aufgebracht werden, der das Einbringen zusätzlicher Flüssigkeit aus einem Vorratsbehälter (Rohr: 18 x 1 mm; $L = 1,5 \text{ m} \rightarrow V = \text{ca. } 0,3 \text{ l}$) ermöglicht. Anliegende Gaspolster im jeweiligen Testobjekt werden somit komprimiert. Ein anschließendes Ablassen des Flüssigkeitsvolumens bis zur Wiederherstellung des Ausgangsdrucks bei gleichzeitiger Messung der entnommenen Flüssigkeitsmasse Δm mittels einer Waage ermöglicht die Bestimmung eines Gaspolsters innerhalb des Testobjekts.

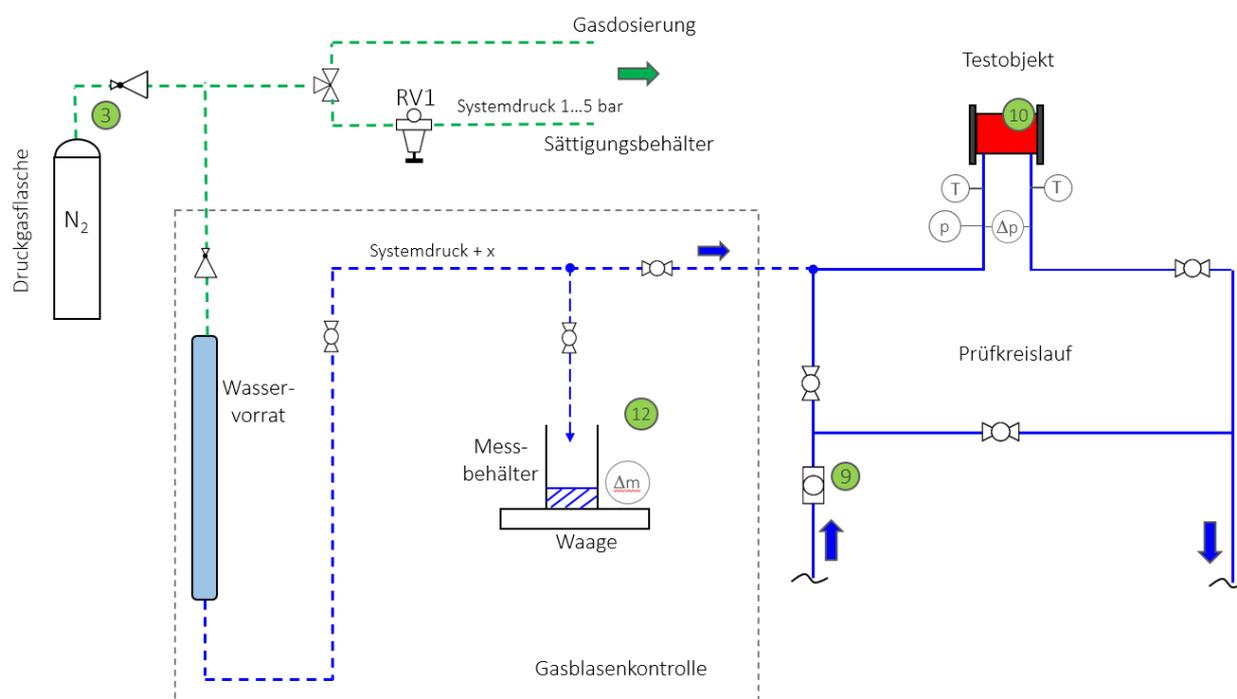


Abbildung 86 Erweitertes R&I-Fließschema mit Gasblasenkontrolle (12)

5.4 Versuchsdurchführung und Versuchsparameter

Analog zu den grundlegenden Messreihen mit den Einzelrohren als Messstrecke erfolgte auch bei den Komponententests zunächst eine Zirkulation der Flüssigkeit aus dem Sättigungsbehälter über den seitlich installierten Sekundärkreislauf (vgl. Abschnitt 3.3). Das Ziel war auch hier das Erreichen einer Flüssigkeit mit maximaler Gassättigung, welche im Rahmen der anschließenden Versuchsreihen an der HSZG als Referenzzustand zugrunde gelegt wurde. Es sei an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass die Festlegung dieses Referenzzustandes abweichend zu der Vorgehensweise des Projektpartners TU Dresden ist. Basierend

auf engen Diskussionen mit allen Projektpartnern bei regelmäßig durchgeführten Treffen und Videokonferenzen wurde der hier verwendete Ansatz dennoch als ebenso zielführend eingestuft und dementsprechend weiterverfolgt.

Zur besseren Orientierung sind alle durchgeführten Versuchsreihen mit den jeweils relevantesten Versuchsrandbedingungen in Tabelle 21 aufgelistet.

Tabelle 21 Übersicht durchgeführter Versuchsreihen an der HSZG mit allen Testobjekten

#	Testobjekt Typ	Typ	Einbaulage	Prüfkreislauf (K)					Sekundärkreislauf (H - Heizkreis)		
				Druck	Temperatur	Volumen -	freies	Gasanteil	Medium	Temperatur	Volumen-
				p_{abs}	T_{K1}	strom V_K	Gas	ε			
bar	°C	l/min	-	Vol.-%	-	°C	$m^3/h ; (l/min)$				
1	Lamellenrohr	8 x 2 ; 1K	horizontal & vertikal	1,5	25	3,0 / 6,0	N ₂	0 ... 10	Luft	90	2200
2	Lamellenrohr	8 x 8 ; 8K	horizontal & vertikal	1,5	25	3,0 / 6,0 / 9,0 / 12,0	N ₂	0 ... 10	Luft	90	1520
3	Lamellenrohr	8 x 8 ; 2K	horizontal & vertikal	1,5	30	3,0 / 6,0	N ₂ / CO ₂	0 ... 10	Luft	90	1520
4	Rohrbündel	19 Rohre	horizontal	1,5	25	3,0 / 6,0 / 9,0	N ₂	0 ... 10	Wasser	90	(13,5)

Am Anfang der Untersuchungen erfolgte stets die Ermittlung der Wärmeleistung des Testobjekts bei vollständig gesättigter Flüssigkeit ohne freie Gasanteile ($\varepsilon = 0$ %). Dazu durchströmte die aus dem Sättigungsbehälter kommende Flüssigkeit bei konstant eingestelltem Wasservolumenstrom \dot{V}_W und mit Raumtemperatur den jeweiligen Wärmeübertrager. Hierbei nahm die Flüssigkeit der Primärseite Energie des auf der Sekundärseite strömenden Heizmediums (Luft oder Wasser) auf und trat mit erhöhter Temperatur aus dem Wärmeübertrager aus.

Anschließend wurde in diskreten Schritten der Anteil freier Gasvolumen mittels der Dosiereinheit von $\varepsilon = 0$... 10 Vol.-% erhöht, um somit einen möglichen Einfluss der Gasblasen auf die Effizienz des Wärmeübertragers zu eruieren. Abweichend zu der Vorgehensweise bei den Grundlagen-Untersuchungen in Kapitel 3 wurde der Wasservolumenstrom \dot{V}_W nicht angepasst, woraus mit steigendem Gasanteil eine erhöhte effektive Strömungsgeschwindigkeit c in den Testkomponenten resultierte (\rightarrow Szenario 1). Die sich aus den Fluidtemperaturen am Ein- und Austritt des Testobjekts ergebende Temperaturdifferenz stellt für die Auswertung die relevante Bewertungsgröße dar.

Diese Versuchsprozedur wurde bei primärseitig verschiedenen Wasservolumenströmen wiederholt, wobei anzumerken ist, dass bei großen Durchflüssen aufgrund des limitierten Gasmassstroms des Reglers der angefahrte Betriebspunkt von $\varepsilon = 10$ Vol.-% nicht erreicht werden konnte. Eine Variation des Betriebsdrucks und der Eintrittstemperatur wurde nicht vorgenommen.

Zur Gewährleistung eines möglichst gleichmäßigen Temperaturniveaus am Eintritt in das Testobjekt erfolgte stromabwärts die Abkühlung des erwärmten Volumenstroms mittels eines in den Prüfkreislauf integrierten Rückkühlers (R). Trotz ausreichender Belüftung der Versuchshalle konnte ein leichter Anstieg der Systemtemperatur über den Versuchsverlauf nicht immer vollständig unterbunden werden.

Die Aufheizung des Fluids auf der Primärseite wurde über das Heizmedium auf der Sekundärseite realisiert. Abhängig vom jeweils untersuchten Testobjekt (Lamellenrohr- oder Rohr-bündel-Wärmeübertrager) musste ein heißer Luft- oder Wasservolumenstrom bereitgestellt werden (siehe Abschnitt 5.3). Unabhängig vom verwendeten Medium erfolgte die Durchführung aller Versuchsreihen bei näherungsweise konstanten Eintrittsbedingungen auf der Sekundärseite. Hierbei wurde die Übertragung eines möglichst großen Wärmestroms auf das Fluid im Prüfkreislauf angestrebt, weshalb sowohl der Lüfter als auch die Flüssigkeitspumpe mit maximaler Drehzahl betrieben wurden. Die jeweiligen Eintrittstemperaturen lagen dabei mit ausreichend Sicherheitsabstand zur primärseitigen Siedetemperatur im Bereich von 90 °C.

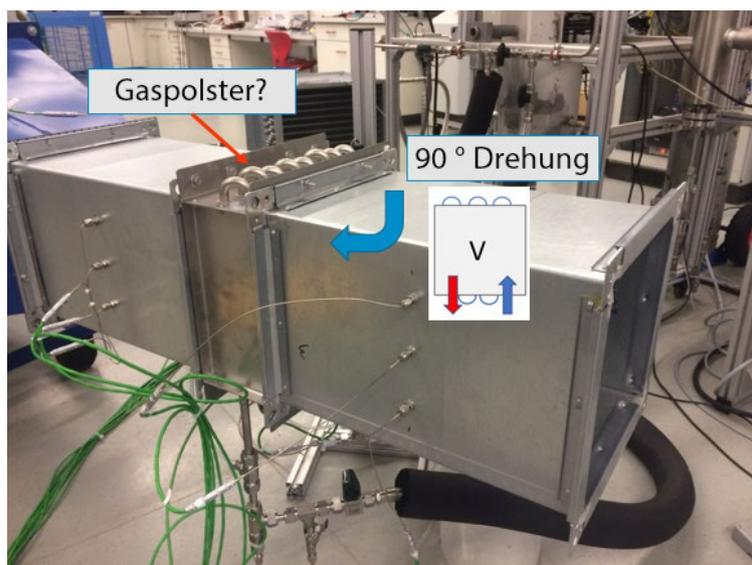


Abbildung 87 Testkomponente 1 um 90° gedreht → vertikale Durchströmung

Ergänzend zur Variation des Wasservolumenstroms und der freien Gasvolumenanteile erlaubte die quadratische Dimensionierung des luftseitigen Strömungsquerschnitts bei den Lamellenrohr-Wärmeübertragern eine Drehung des Testobjekts um 90°. Abbildung 87 zeigt ein Foto der geänderten Einbaulage. Diese Drehung hatte zur Folge, dass die Rohre nicht horizontal, sondern vertikal vom Fluid des Prüfkreislaufs durchströmt wurden. Die daraus resultierende Positionierung der Umlenkbögen und Sammlerrohre auf der Oberseite des Wärmeübertragers sollte die Bildung möglicher Gaspolster und eine damit verbundene Leistungsreduzierung bewusst provozieren. An die Änderung der Einbaulage schloss sich die wiederholte Durchführung der Versuchsreihen mit analogen Versuchsparametern an.

Des Weiteren kam im Rahmen der Messungen mit Testobjekt 3 das Gas Kohlendioxid CO_2 als freies Gas zum Einsatz. Gleichzeitig ergab sich die Möglichkeit potenzielle Gaspolster mittels einer Wärmebildkamera zu detektieren. Hierzu wurden ebenfalls ausgewählte Versuchsreihen wiederholt bzw. erfolgte die Erstellung der Thermografiebilder parallel zum laufenden Messbetrieb.

Die Aufnahme eines Messpunktes erfolgte in der bereits beschriebenen Verfahrensweise unter konstanten Randbedingungen über eine Zeitspanne von 3 Minuten. Alle im Rahmen der Auswertung dargestellten Messwerte bilden somit einen Mittelwert über die gesamte Zeitspanne.

5.5 Versuchsauswertung und Ergebnisse

5.5.1 Methodik und Versuchsbezeichnungen

Unter Verwendung von Gleichung (42) kann mit Kenntnis des jeweiligen Massestroms \dot{m}_i , der Temperaturen am Eintritt T_1 sowie am Austritt T_2 der Wärmestrom \dot{Q}_i berechnet werden, der zwischen den beiden Fluiden innerhalb des Testobjekts übertragen wird. Im Rahmen der Auswertung und Ergebnisdarstellung wird nachfolgend auch der Begriff Wärmeleistung verwendet. Neben der Ermittlung der Wärmeleistung des jeweiligen Testobjektes erfolgte ebenfalls die Messung des sich einstellenden Druckverlustes Δp . Nachfolgend werden für alle vier untersuchten Testobjekte die Messergebnisse grafisch dargestellt und diskutiert. Zur Veranschaulichung eines möglichen Gasblaseneinflusses sind stets in allen Diagrammen die Wärmeleistung \dot{Q}_i und der Druckverlust Δp in Abhängigkeit des Gasvolumenanteils ε aufgetragen. Die Bezeichnung der Versuchsreihe mit den wichtigsten Randbedingungen spiegelt sich in der jeweiligen Legendenbezeichnung des Diagramms wider.

Beispiel: T2_H_9lmin_N2

- T2 ... Bezeichnung des Testobjekts (T1, T2, T3, T4)
- H ... Einbaulage des Testobjekts: horizontal \rightarrow H oder vertikal \rightarrow V
- 9lmin ... Volumenstrom des Fluids auf der Primärseite
- N2 ... freies Gas \rightarrow N_2 oder CO_2

5.5.2 Versuchsergebnisse Testobjekt 1 (Lamellenrohr-Wärmeübertrager)

Die Diagramme in Abbildung 88 und Abbildung 89 zeigen die Wärmeleistung \dot{Q} (links) und den Druckverlust Δp (rechts) in Abhängigkeit des Gasvolumenanteils ε für Testobjekt 1 bei horizontaler und vertikaler Rohrdurchströmung.

Gemäß der Theorie weist der Kühler für den größeren Volumenstrom $\dot{V}_W = 6 \text{ l/min}$ etwas höhere Leistungswerte auf. Ein signifikanter Unterschied zwischen den beiden Einbaulagen ist jedoch nicht erkennbar, so dass eine mögliche Gaspolsteransammlung im Bereich der oberen Rohrbögen ausgeschlossen werden kann. Dies untermauert die Beobachtungen der Zweiphasenströmung im transparenten U-Rohr aus AP2 (siehe Abschnitt 3.5.4).

Bei weiterer Betrachtung fällt auf, dass die Leistung des Wärmeübertragers mit steigendem Gasvolumenanteil leicht zunimmt. Dieser Effekt ist für beide Volumenströme in beiden Einbaulagen gut erkennbar. Unter Berücksichtigung eines durch die Gaszugabe erhöhten Gesamtvolumenstroms \dot{V} und der daraus resultierenden höheren Strömungsgeschwindigkeit kombiniert mit einer gesteigerten Turbulenz infolge der Zweiphasenströmung ist hier vermutlich mit einem verbesserten Wärmeübergang auf der Rohrrinnenseite zu rechnen. Dieser Ansatz stellt eine mögliche Erklärung für den beobachteten Zusammenhang dar. Eine kritische Leistungsreduzierung bei Gasvolumenanteilen $\varepsilon < 10 \text{ Vol.-%}$ konnte demnach im Rahmen der Versuchsreihen mit Testobjekt 1 nicht festgestellt werden.

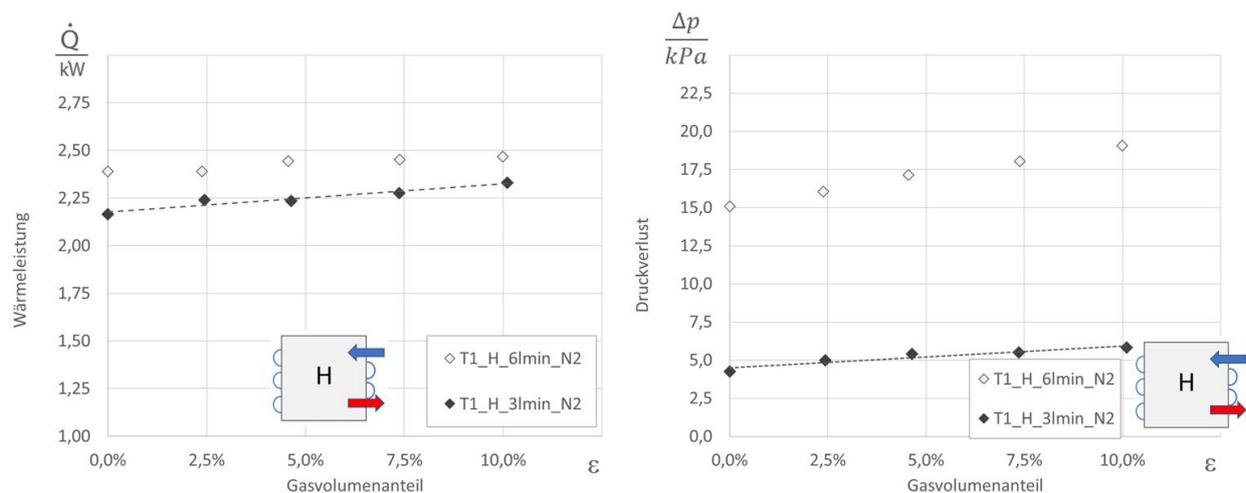


Abbildung 88 Wärmeleistung und Druckverlust in Abhängigkeit des Gasvolumenanteils (Testobjekt 1)
Einbaulage: horizontal; freies Gas: N₂; Szenario: 1

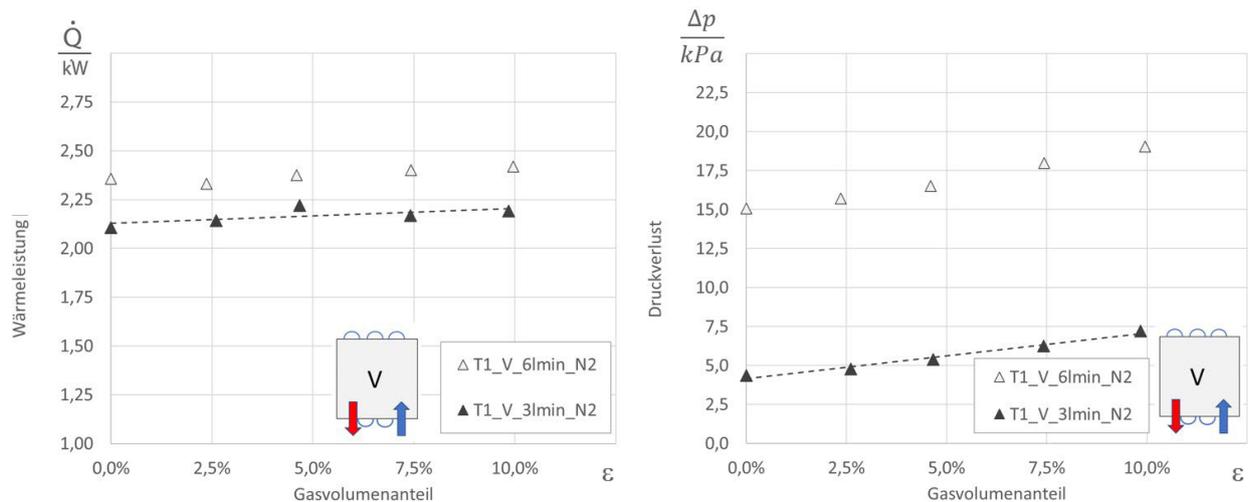


Abbildung 89 Wärmeleistung und Druckverlust in Abhängigkeit des Gasvolumenanteils (Testobjekt 1)
Einbaulage: vertikal; freies Gas: N₂; Szenario: 1

In Bezug auf die Druckverluste ist erwartungsgemäß für alle Versuchsreihen ein Anstieg der Werte mit zunehmendem Gasvolumenanteil ε festzustellen. Der Anstieg scheint sowohl bei der horizontalen als auch bei der vertikalen Einbaulage für den größeren Volumenstrom etwas ausgeprägter zu sein. Diese Ergebnisse decken sich mit den im Rahmen von AP3 durchgeführten Messungen zum Druckverlust in den Rohren (siehe Abschnitt 3.5.4). Ein signifikanter Unterschied zwischen den Einbaulagen ist nicht erkennbar.

5.5.3 Versuchsergebnisse Testobjekt 2 (Lamellenrohr-Wärmeübertrager)

Für Testobjekt 2 sind alle Ergebnisse den Diagrammen in Abbildung 90 und Abbildung 91 zu entnehmen. Es sind erneut die Wärmeleistung \dot{Q} und der Druckverlust Δp über dem Gasvolumenanteil ε für die beiden Einbaulagen aufgetragen.

Die Aufteilung des primärseitigen Volumenstroms auf acht parallel durchströmte Rohre bedingte eine Verachtfachung des Strömungsquerschnitts und eine daraus folgende sehr geringe Strömungsgeschwindigkeit von $c = 0,08$ bzw. $0,16$ m/s bei einem Volumenstrom von $\dot{V}_W = 3$ bzw. 6 l/min. Hieraus resultierte im Laufe der Versuchsreihen eine notwendige Erweiterung der Versuchsmatrix in Bezug auf den Volumenstrom um $\dot{V}_W = 9$ bzw. 12 l/min.

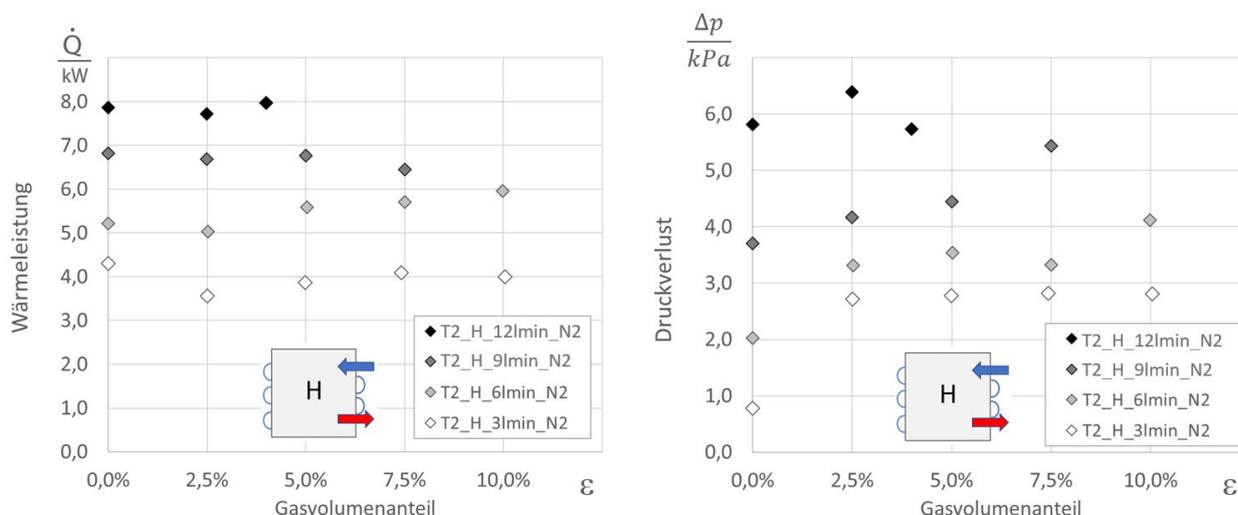


Abbildung 90 Wärmeleistung und Druckverlust in Abhängigkeit des Gasvolumenanteils (Testobjekt 2)
Einbaulage: horizontal; freies Gas: N₂; Szenario: 1

Die Messdaten der Wärmeleistung bei horizontaler Einbaulage (Abbildung 90 links) ergeben kein einheitliches Bild. Es fällt auf, dass es zunächst bei allen Volumenströmen nach der ersten Dosierung freier Gase (0 → 2,5 Vol.-%) zu einem Absinken der Leistung kommt. Während bei höheren Volumenströmen (9 & 12 l/min) die weitere Zugabe freier Gase einen kontinuierlichen Leistungsabfall zur Folge hat, scheint sich dieser Effekt bei den kleineren Volumenströmen (3 & 6 l/min) umzukehren. So zeigen die Messdaten insbesondere bei $\dot{V}_W = 6$ l/min einen stetigen Anstieg der Wärmeleistung. Bei einem sehr geringen Volumenstrom von $\dot{V}_W = 3$ l/min ist dieser Effekt ebenfalls schwach zu beobachten. Eine ähnliche Tendenz konnte bereits bei Testobjekt 1 beobachtet werden.

Auch die Messpunkte für den Druckverlust weisen vor allem bei den kleinen Volumenströmen ein nicht ganz schlüssiges Verhalten auf. Während bei den größeren Volumenströmen (9 & 12 l/min) der erwartbare Anstieg des Druckverlusts mit zunehmendem Gasanteil erkennbar ist, kann bei den kleinen Volumenströmen (3 & 6 l/min) ein sprunghafter Anstieg des Druckverlusts nach der ersten Dosierung freier Gase (0 → 2,5 Vol.-%) beobachtet werden. Eine weitere Erhöhung der freien Gasanteile scheint allerdings keinen merklichen Einfluss auf den Druckverlust zu besitzen.

Die fehlende Systematik bei den Messergebnissen führte infolgedessen zu vielen Diskussionen zwischen den Projektpartnern, wobei nicht alle beobachteten Phänomene abschließend geklärt werden konnten. Es kann allerdings konstatiert werden, dass vor allem die sehr geringe Strömungsgeschwindigkeit infolge der parallel angeordneten Rohre keine aussagekräftigen Messungen ermöglichen. Weitere Versuche einer tiefergehenden Interpretation der beobachteten Effekte fanden daher nicht statt.

Aufgrund der gewonnenen Erkenntnis wurde bei der Vermessung von Testobjekt 2 in vertikaler Einbaulage auf den kleinen Volumenstrom $\dot{V}_W = 3 \text{ l/min}$ verzichtet. Darüber hinaus kam es bei der Versuchsdurchführung mit $\dot{V}_W = 12 \text{ l/min}$ zu unerwarteter Blasenbildung im Bereich der Förderpumpe, welche im Schauglas hinter der Pumpe beobachtet wurde. Als Folge musste die Versuchsreihe abgebrochen werden. Die Ursache wurde in der Ansaugung von Gasblasen aus dem Sättigungsbehälter oder einem undichten Kugelhahn stromauf der Pumpe vermutet.

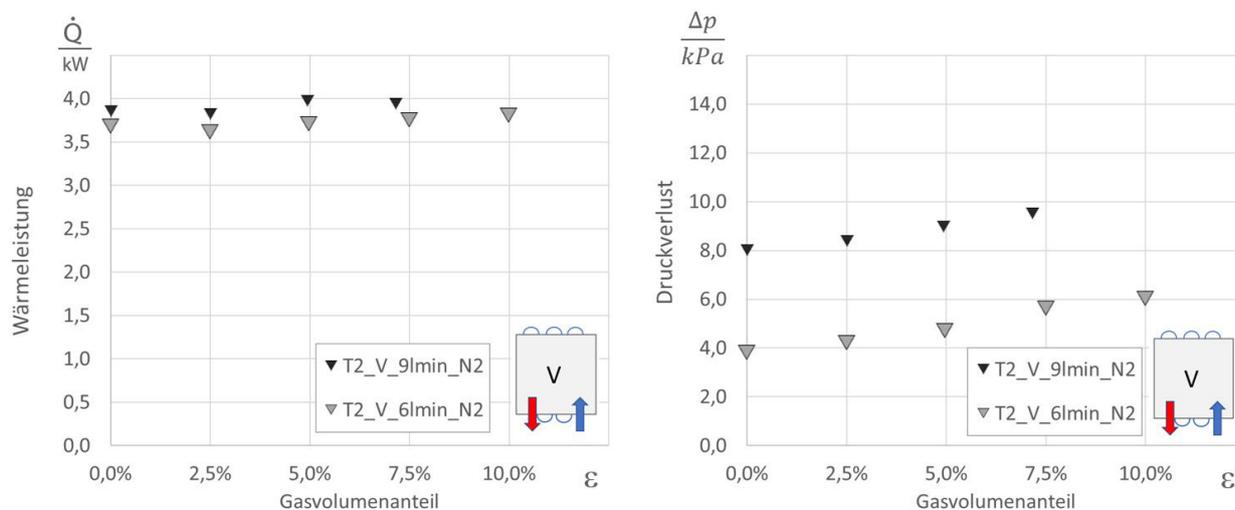


Abbildung 91 Wärmeleistung und Druckverlust in Abhängigkeit des Gasvolumenanteils (Testobjekt 2) Einbaulage: vertikal; freies Gas: N_2 ; Szenario: 1

Anders als bei horizontaler Einbaulage ergeben die Messdaten bei vertikaler Einbaulage ein etwas einheitlicheres Bild. Insbesondere die Werte für den Druckverlust zeigen für alle Volumenströme den bekannten Anstieg bei zunehmendem Gasvolumenanteil (siehe Abbildung 91 rechts). Offensichtlich fördert die vertikale Einbaulage und die dadurch bedingte Anordnung der Sammelrohre auf der Unterseite eine gleichmäßigere Durchströmung des Wärmeübertragers. Allerdings fällt auf, dass das absolute Niveau der Druckverluste signifikant über dem bei horizontaler Durchströmung liegt. Es ist zu vermuten, dass in den Rohrabschnitten, in denen die Strömung abwärts und damit entgegen der Auftriebskraft der Gasblasen orientiert ist, höhere Druckverluste auftreten. Diese werden offensichtlich nicht oder nur anteilig durch geringere Druckverluste in den Rohrabschnitten kompensiert, in denen die Strömung aufwärts und damit in Richtung des Blasenauftriebes gerichtet ist.

Der Einfluss der freien Gasanteile auf die Leistung des Wärmeübertragers scheint hingegen bei dieser Anordnung nahezu vernachlässigbar (siehe Abbildung 91 links). Die Änderung der Wärmeleistung zwischen $0 < \varepsilon < 10 \text{ Vol.-%}$ liegt lediglich im Bereich 2 %. Allerdings liegen die

Werte insgesamt signifikant niedriger als bei horizontaler Einbaulage. Bei gleichmäßigerer Durchströmung wäre eine höhere Leistung zu erwarten gewesen.

5.5.4 Ergänzende Thermografie-Aufnahmen bei Testobjekt 2

Für die Gewinnung weiterer Erkenntnisse erfolgten im laufenden Versuchsbetrieb bei ausgewählten Messpunkten Aufnahmen mit einer Wärmebildkamera. Diese Aufnahmen hatten das Ziel einer Detektion möglicher Gaspolster im Inneren des Bauteils. Hierzu wurde der Wärmeübertrager zusätzlich mit schwarzem Emissionslack eingesprüht.

Abbildung 92 zeigt ausgewählte Aufnahmen bei einem Volumenstrom von $\dot{V}_W = 12$ l/min und variablen Gasanteilen. Die Aufnahmen stellen eine seitliche Sicht auf das Bauteil dar, so dass der heiße Luftvolumenstrom von rechts nach links durch das Bauteil strömt. Die wasserseitige Durchströmung erfolgt im Gegenstrom-Prinzip, weshalb erwartungsgemäß die Temperatur der Rohrreihen von links (Wasser-Eintritt) nach rechts (Wasser-Austritt) zunimmt.

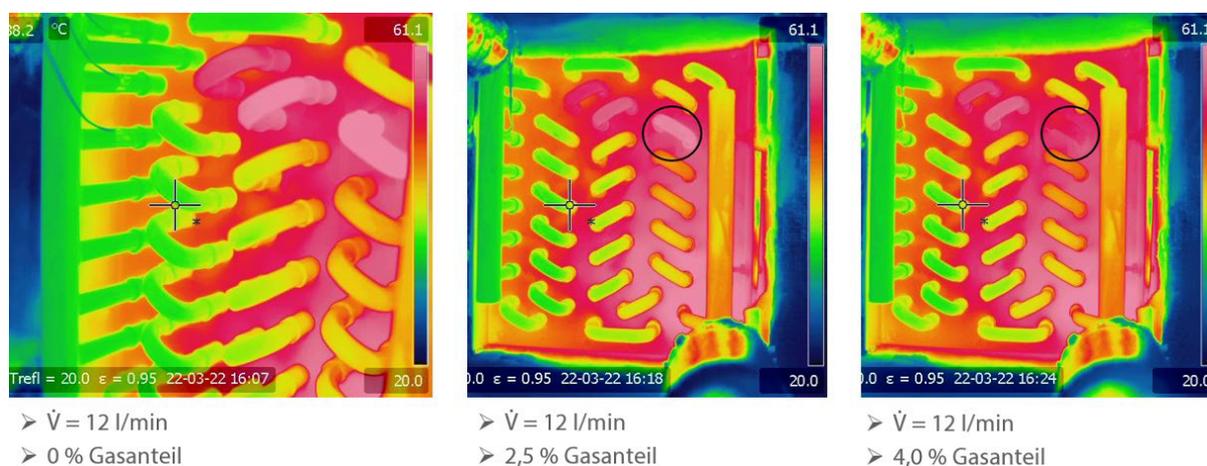


Abbildung 92 Thermografie-Aufnahmen von Testobjekt 2 bei $\dot{V} = 12$ l/min und variierenden Gasanteilen Einbaulage: horizontal; freies Gas: N₂; Szenario: 1

Besonders hell dargestellte Rohre bzw. Rohrbögen weisen auf eine signifikant erhöhte Oberflächentemperatur hin, was vermutlich durch eine unzureichende wasserseitige Durchströmung der Rohre bedingt wird. Dieser Effekt ist bereits bei Messungen ohne zusätzlich dosierte freie Gase erkennbar. Mit Zugabe freier Gase ist allerdings keine grundlegende Änderung in der Temperaturverteilung sichtbar.

Abbildung 93 zeigt die entsprechenden Ergebnisse für einen Volumenstrom von $\dot{V}_W = 6$ l/min. Hier ist vor allem im oberen wasserseitigen stromabwärts gerichteten Bereich bereits ohne freie Gasanteile eine deutliche Überhitzung der Rohre sowie des Sammlers am Austritt zu beobachten, was auf eine unzureichende Durchströmung bzw. Gasansammlungen hindeutet. Das Problem scheint sich mit Zugabe freier Gase zu verstärken. Trotz fehlender Systematik untermauern die Aufnahmen dennoch die weiter oben aufgestellte Vermutung, dass

vor allem bei geringen Volumenströmen eine gleichmäßige Durchströmung des Bauteils nicht gewährleistet ist.

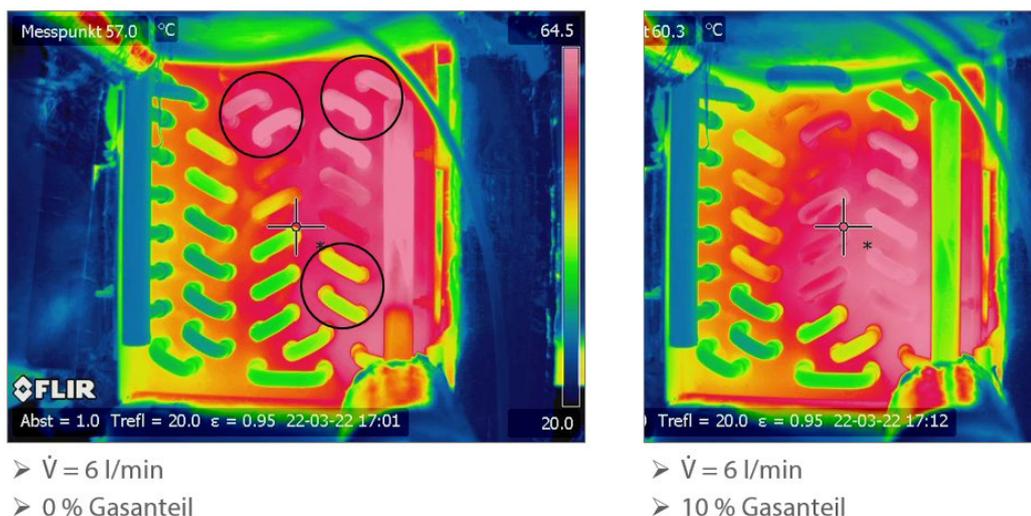


Abbildung 93 Thermografie-Aufnahmen von Testobjekt 2 bei $\dot{V} = 6 \text{ l/min}$ und variierenden Gasanteilen Einbaulage: horizontal; freies Gas: N_2 ; Szenario: 1

Abschließend zeigt Abbildung 94 noch einige Aufnahmen für die Versuchsreihen bei vertikaler Durchströmung des Wärmeübertragers und einem Volumenstrom von $\dot{V}_W = 6 \text{ l/min}$. Die freien Gasanteile nehmen von links nach rechts zu. Dabei handelt es sich um eine Draufsicht auf die oberen Rohrbögen. Die heiße Luft durchströmt das Bauteil von links nach rechts, während das Wasser entsprechend im Gegenstrom von rechts nach links durch die acht Rohrreihen strömt.

Anders als bei horizontaler Durchströmung der Rohre kann festgestellt werden, dass keine Bereiche eine ausgeprägte Überhitzung aufweisen, was wiederum die zuvor aufgestellte These einer gleichmäßigeren Durchströmung bekräftigt. Resultierend daraus ist die Ansammlung freier Gase in den oberen Rohrbögen offensichtlich nicht gegeben.

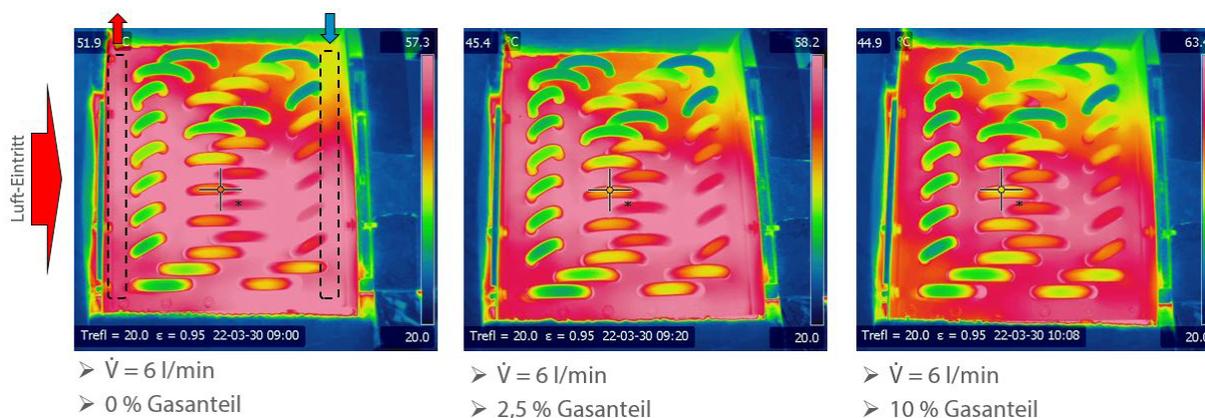


Abbildung 94 Thermografie-Aufnahmen von Testobjekt 2 bei $\dot{V} = 6 \text{ l/min}$ und variierenden Gasanteilen Einbaulage: vertikal; freies Gas: N_2 ; Szenario: 1

5.5.5 Versuchsergebnisse Testobjekt 3 (Lamellenrohr-Wärmeübertrager)

Die Erkenntnisse aus den Untersuchungen mit Testobjekt 2 hinsichtlich der für eine fundierte Analyse unzureichenden Strömungsgeschwindigkeit in den Rohren führte in der Folge zu dem Entschluss, den gleichen Wärmeübertrager mit einer alternativen Rohrverschaltung erneut fertigen zu lassen. Für die Anhebung der Strömungsgeschwindigkeit des Fluids durch die Rohre wurden daher lediglich zwei Rohre, anstatt ursprünglich acht Rohre, parallelgeschaltet (siehe auch Abbildung 79 und Abbildung 80). Es erfolgte daraufhin eine Wiederholung der Messreihen mit nahezu gleichen Versuchsrandbedingungen. Neben erneuten Wärmebildaufnahmen wurden darüber hinaus ergänzende Messungen mit Kohlendioxid als freies Gas durchgeführt. Alle Messpunkte sind in etablierter Form in den nachfolgenden Diagrammen dargestellt. Abschließend sind die Messdaten der beiden eingesetzten Gase vergleichend gegenübergestellt.

Bei Betrachtung der Wärmeleistung in Abbildung 95 links kann klar festgestellt werden, dass die Zugabe von freien N_2 -Volumenanteilen über den gesamten Parameterbereich nahezu keinen Einfluss auf die Wärmeübertragerleistung besitzt. Für beide Volumenströme liegen alle Messpunkte nahezu auf einer horizontalen Linie. Der ansteigende Verlauf der Druckverluste über dem Gasvolumenanteil deckt sich mit den Beobachtungen aus den Untersuchungen mit Testobjekt 1. Gleichzeitig scheint auch hier der Einfluss der freien Gasanteile bei größerem Volumenstrom ausgeprägter zu sein (vergleiche Abbildung 88 rechts).

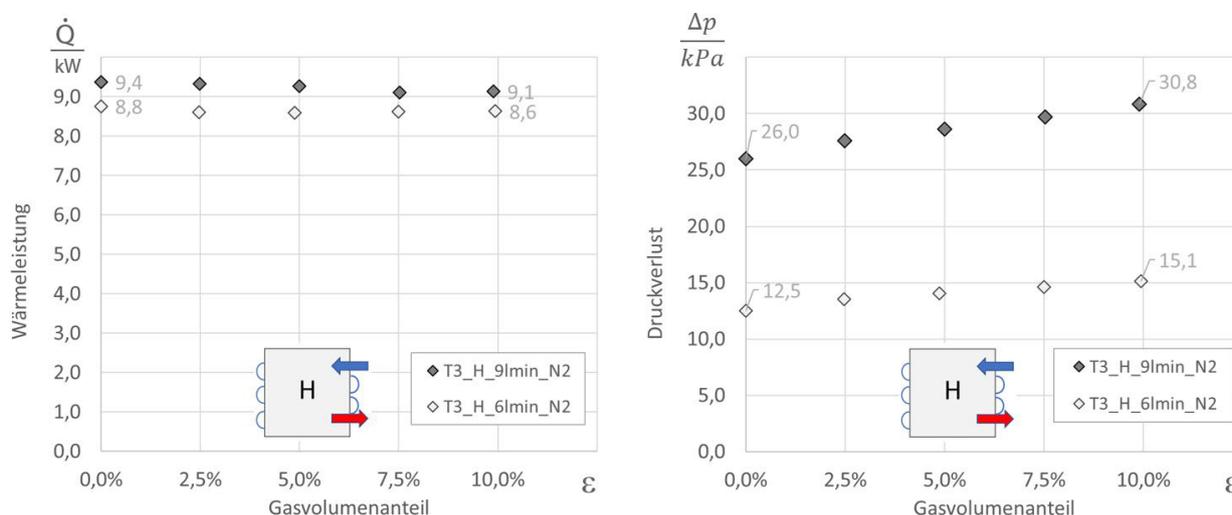


Abbildung 95 Wärmeleistung und Druckverlust in Abhängigkeit des Gasvolumenanteils (Testobjekt 3) Einbaulage: horizontal; freies Gas: N_2 ; Szenario: 1

Ein sehr ähnliches Bild ergeben die Messdaten in Abbildung 96 für die vertikale Durchströmung der Rohre. Die Messpunkte für die Wärmeleistung – sowohl das absolute Niveau als auch der Verlauf über die Gasanteile – sind nahezu identisch zu denen bei horizontaler Durchströmung (siehe Abbildung 96 links). Bei den Druckverlusten hingegen weisen die Messwerte im Fall der vertikalen Durchströmung einen etwas größeren Anstieg auf. Dieses

Verhalten lässt sich ebenfalls bei Testobjekt 1 für kleinere Volumenströme wiederfinden (vergleiche Abbildung 89 rechts).

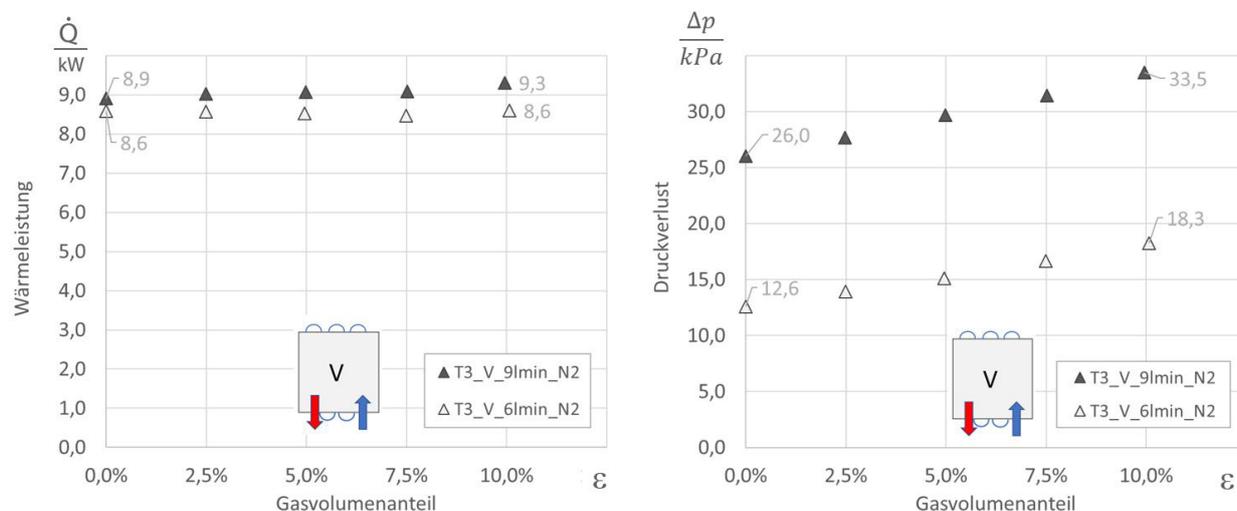


Abbildung 96 Wärmeleistung und Druckverlust in Abhängigkeit des Gasvolumenanteils (Testobjekt3) Einbaulage: vertikal; freies Gas: N₂; Szenario: 1

Zum Abschluss der Messreihe fand eine zusätzliche Untersuchung von Testobjekt 3 unter Verwendung von Kohlendioxid CO₂ als freies Gas statt. Bzgl. der Wärmeleistung ist in den Messdaten in Abbildung 97 links ebenfalls kein Einfluss freier Gasvolumen erkennbar, was die vorherigen Beobachtungen für Testobjekt 3 untermauert. Alle Messpunkte liegen für den jeweiligen Volumenstrom auf nahezu konstanter Höhe und auch das absolute Niveau im Vergleich zu den Messwerten mit Stickoxid N₂ ist annähernd identisch.

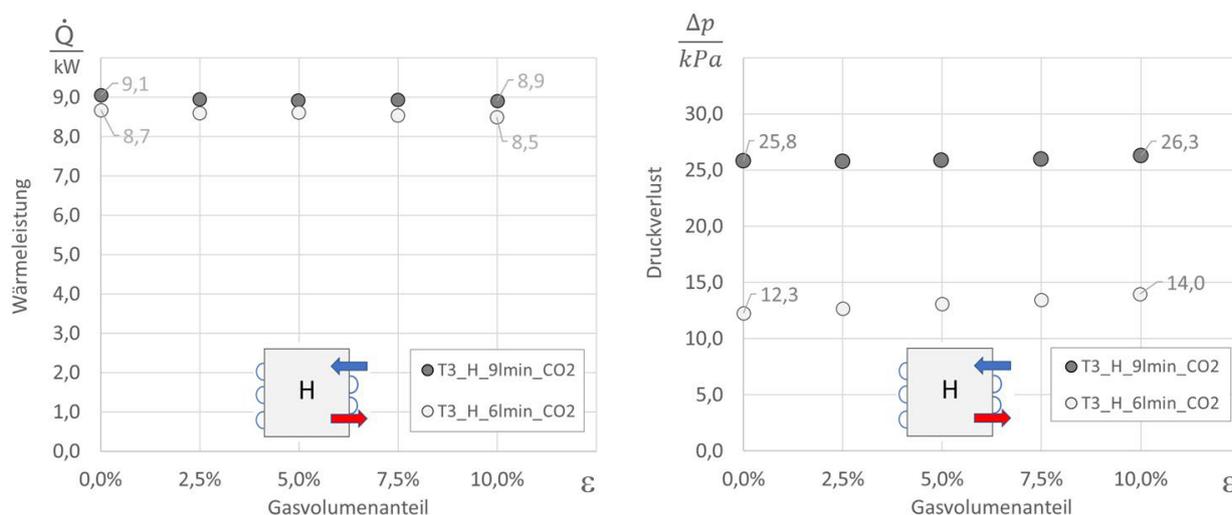


Abbildung 97 Wärmeleistung und Druckverlust in Abhängigkeit des Gasvolumenanteils (Testobjekt 3) Einbaulage: horizontal; freies Gas: CO₂; Szenario: 1

Die Messwerte für den Druckverlust Δp zeigen hingegen ein merklich abweichendes Verhalten (siehe Abbildung 97 rechts). Es ist klar erkennbar, dass der Einfluss der freien Gase nur

sehr geringfügig vorhanden zu sein scheint. Dies spiegelt sich – vor allem bei $\dot{V}_W = 9 \text{ l/min}$ – in einem kaum ersichtlichen Anstieg der Druckverluste bei zunehmendem Gasanteil wider. Bei Verwendung von Stickstoff als freies Gas war noch ein deutlich ausgeprägter Anstieg der Messwerte vorhanden. Eine Erklärung könnte darin liegen, dass das injizierte Kohlendioxid doch noch (teilweise) in Lösung geht und so keinen Einfluss mehr als freies Gas auf das Strömungsverhalten ausüben kann.

5.5.6 Ergänzende Thermografie-Aufnahmen bei Testobjekt 3

Die parallel zum laufenden Messbetrieb erstellten Thermografie-Aufnahmen sind für zwei ausgewählte Messpunkte in Abbildung 98 dargestellt. Das Ziel bestand auch hier darin, mögliche Gaspolster im Inneren des Bauteils optisch zu erfassen. Der Heißluftstrom durchströmt den Wärmeübertrager von rechts nach links, während das kalte Fluid aus dem Prüfkreislauf im Kreuzgegenstrom von links oben nach rechts unten fließt.

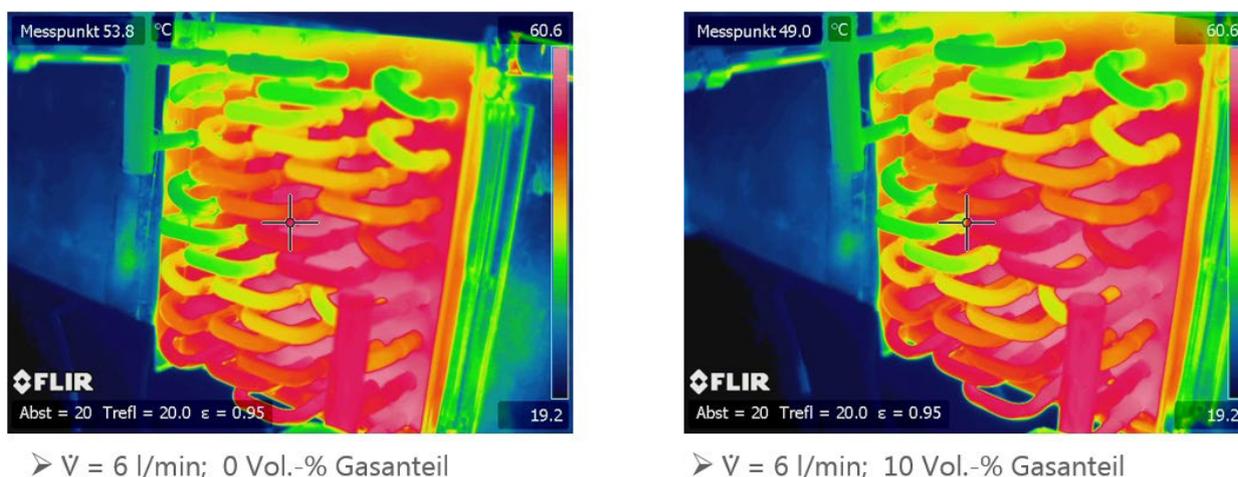


Abbildung 98 Thermografie-Aufnahmen von Testobjekt 3 bei $\dot{V}_W = 6 \text{ l/min}$ und variierenden Gasanteilen; Einbaulage: horizontal; freies Gas: N_2 ; Szenario: 1

Aus dieser Strömungsführung resultiert der erwartbare deutliche Temperaturunterschied der beiden Sammelrohre (Temperaturskala jeweils am rechten Bildrand). Allerdings konnten Bereiche der Rohre mit einem signifikanten Temperaturunterschied auch ohne zusätzliche Gasanteile festgestellt werden (siehe Abbildung 98 links). Darüber hinaus fallen bei tieferer Betrachtung bestimmte Bereiche mit gleichem Temperaturniveau auf, die von links oben nach rechts unten verlaufen. Die Überprüfung der Rohrverschaltung am Testobjekt ergab, dass dieser diagonale Verlauf dem des Fluids durch den Wärmeübertrager entspricht.

Beim Vergleich der beiden Aufnahmen in Abbildung 98 scheint die Zugabe freier Gasanteile (Aufnahme rechts) zu keiner erkennbaren Veränderung der Temperaturen zu führen. Diese Tatsache impliziert, dass eine kritische Ansammlung von Gasblasen unter den gegebenen Versuchsrandbedingungen nicht stattfand und die ausgeprägten Temperaturunterschiede

vermutlich auf die fertigungsbedingte Strömungsführung des Fluids zurückgeführt werden können.

5.5.7 Versuchsergebnisse Testobjekt 4 (Rohrbündel-Wärmeübertrager)

Abschließend sind in Abbildung 99 die Ergebnisse der Versuchsreihen mit dem Rohrbündel-Wärmeübertrager in der bekannten Form dargestellt. Im Rahmen der Messungen kam ausschließlich Stickstoff N_2 als freies Gas zum Einsatz.

Die Resultate entsprachen ebenfalls den vorliegenden Theorien, wonach die übertragene Wärmeleistung \dot{Q} mit größer werdenden Volumenströmen aufgrund des verbesserten Wärmeübergangs zunimmt. Die Zugabe freier Gasanteile scheint jedoch bei diesem Wärmeübertrager-Typ keinen erkennbaren Einfluss zu besitzen. Die Messpunkte weisen für den gesamten Parameterbereich einen nahezu konstanten Verlauf auf.

Auch die Messpunkte für den Druckverlust Δp spiegeln das Verhalten der vorangegangenen Versuchsreihen wider. Für den großen Volumenstrom $\dot{V}_W = 9 \text{ l/min}$ ist mit erhöhtem Gasvolumenanteil ein Anstieg des Druckverlusts klar erkennbar, während sich dieser Einfluss hin zu kleineren Volumenströmen deutlich abschwächt. Zusammenfassend kann auch hier festgehalten werden, dass bei Einhaltung der hier verwendeten Versuchsparameter mit keinem kritischen Leistungseinbruch gerechnet werden muss.

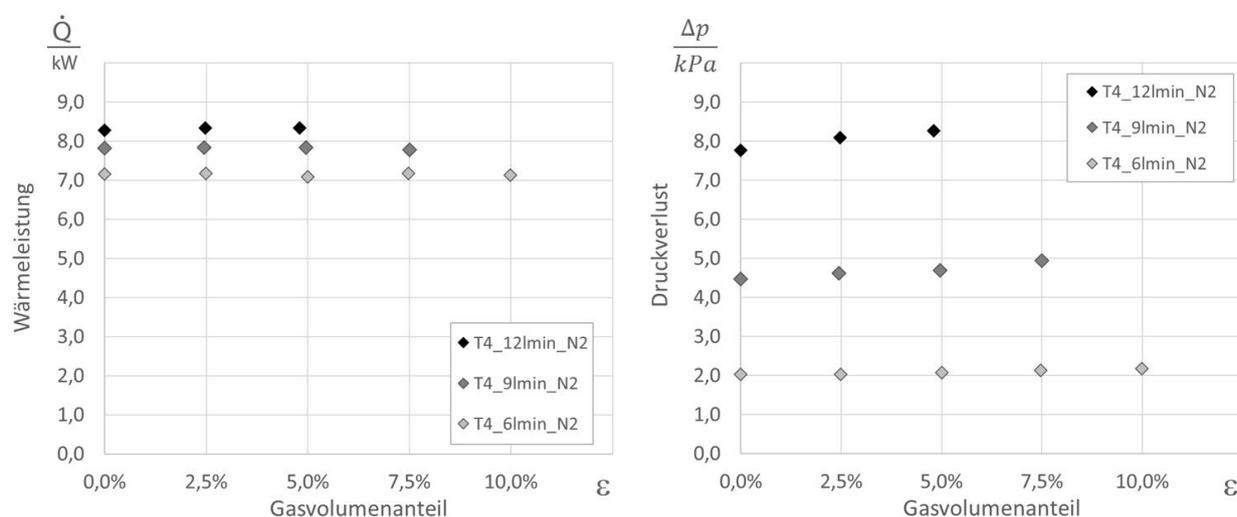


Abbildung 99 Wärmeleistung und Druckverlust in Abhängigkeit des Gasvolumenanteils (Testobjekt 4) Einbaulage: horizontal; freies Gas: N_2 ; Szenario: 1

5.6 Einfluss freier Gase auf den Volumenstrom der Förderpumpe

Angeregt durch Diskussionen mit Mitgliedern des Expertenkreises erfolgte als weitere Messaufgabe die Untersuchung des Einflusses von freien Gasen auf den Volumenstrom der eingesetzten Förderpumpe. Hierzu wurde die Pumpe des Prüfkreislaufes stromabwärts hinter der Gasdosierung und dem zweiten Schauglas positioniert. Die geänderte Position ist im angepassten R&I-Fließbild sowie dem Foto in Abbildung 100 ersichtlich. Dieser Umbau ermöglichte die Beaufschlagung der Förderpumpe mit dosierten freien Gasen.

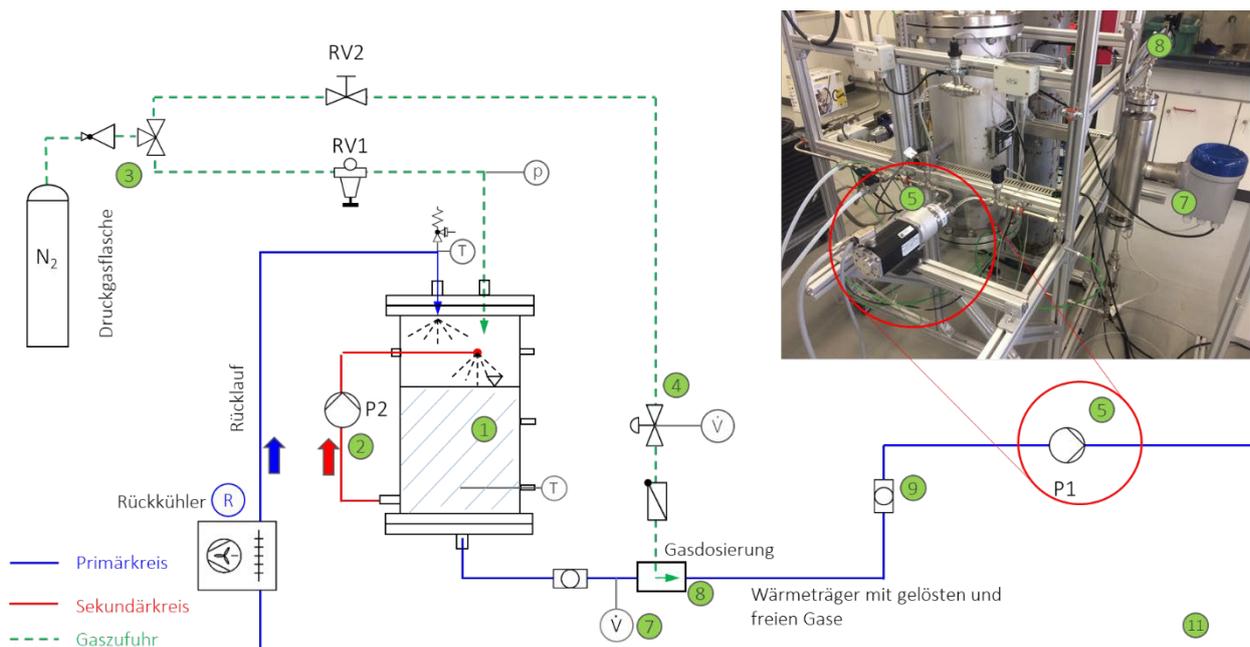


Abbildung 100 Geänderte Position der Förderpumpe im Prüfkreislauf

Im Rahmen der vier Messreihen wurde zunächst ein konstanter Wasservolumenstrom \dot{V}_W eingestellt und anschließend der Gasvolumenanteil ε in diskreten Schritten bis $\varepsilon_{\max} = 10$ Vol.-% erhöht. Dabei wurden der Volumenstrom sowie die von der Pumpe aufgebraachte Druckerhöhung untersucht.

In Abbildung 101 ist im linken Diagramm zunächst der Einfluss der freien Gase auf den Volumenstrom des Wassers \dot{V}_W dargestellt. Es ist sehr deutlich erkennbar, dass der reine Flüssigkeitsvolumenstrom mit zunehmendem Gasanteil linear abfällt. Der Wasservolumenstrom sinkt prozentual in exakt dem Maße wie der Gasvolumenanteil prozentual steigt.

Die Auftragung des Gesamtvolumenstroms \dot{V} im rechten Diagramm in Abbildung 101 zeigt hingegen einen nahezu konstanten Verlauf, was aufgrund der eingesetzten Zahnradpumpe bei einer angenommen konstanten Drehzahl auch zu erwarten war. Dieser Pumpentyp zeichnet sich durch ein weitgehend konstantes Verdrängervolumen aus, so dass die freien Gase auf den Gesamtvolumenstrom kaum einen Einfluss besitzen. Weitere Pumpentypen wurden im Rahmen des Projektes nicht untersucht.

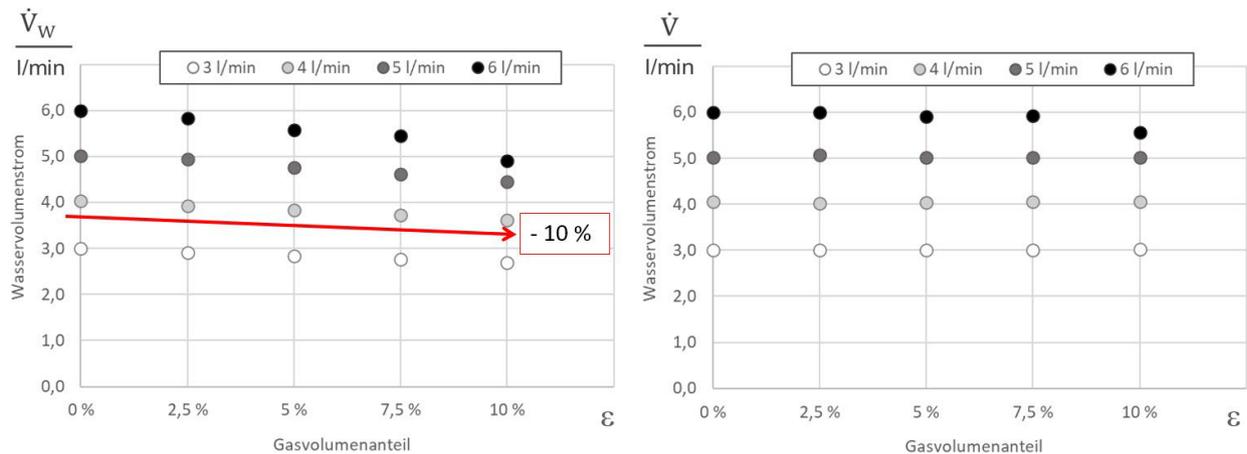


Abbildung 101 Einfluss freier Gase auf den Volumenstrom der Förderpumpe
freies Gas: N₂; Szenario: 1

5.7 Zusammenfassung und Fazit

Im Rahmen der Komponententests an der Hochschule Zittau/Görlitz wurden vier Wärmeübertrager (Testobjekte 1 bis 4) wärme- und strömungstechnisch sowie eine Umwälzpumpe strömungstechnisch untersucht. Im Fokus der Arbeiten stand dabei die Fragestellung, inwieweit freie Gasvolumenanteile in der Flüssigkeitsströmung einen Einfluss auf das Betriebsverhalten dieser Anlagenkomponenten haben, bei den Wärmeübertragern betrifft das konkret die übertragene Wärmeleistung \dot{Q} und den Druckverlust Δp , bei der Pumpe den geförderten Wasservolumenstrom \dot{V}_W . Die Schlussfolgerungen lauten:

- In Bezug auf den Druckverlust Δp konnte für alle Wärmeübertrager festgestellt werden, dass die Erhöhung des Gasvolumenanteils ε in der Strömung mit einem Anstieg des Druckverlustes einhergeht. Dieses Verhalten entspricht den Ergebnissen am geraden Rohr. Es können weitere Aussagen getroffen werden:
 - Dieser Effekt der steigenden Druckverluste wird mit zunehmendem Wasservolumenstrom \dot{V}_W leicht verstärkt.
 - Durch die Änderung der Einbaulage der Lamellenrohr-Wärmeübertrager (Testobjekte 1 bis 3, Drehung um 90° → vertikaler statt horizontaler Rohrverlauf) wird dieser Effekt ebenfalls verstärkt. Da die Wärmeleistung der Lamellenrohr-Wärmeübertrager weitgehend unabhängig von der Einbaulage ist, kann für diese Wärmeübertrager eine *horizontale* Einbaulage bezogen auf den Rohrverlauf empfohlen werden. So kann der Einfluss freier Gase auf den Druckverlust minimiert werden.
 - Die Messungen zeigten des Weiteren, dass der Einfluss freier N₂-Blasen auf den Druckverlust bei gleichen Volumenanteilen deutlicher ausgeprägt ist als bei freien CO₂-Blasen.

- Für reale Anwendungen sollte der erhöhte Druckverlust infolge freier Gase im Rahmen einer Betrachtung des Gesamtsystems berücksichtigt werden.
 - Die durchgeführten Voruntersuchungen am geraden Rohr und der daraus abgeleitete modifizierte Berechnungsansatz geben dem Anwender ein praktisches Werkzeug für eine Abschätzung an die Hand.
 - Am geraden Rohr, in horizontal installierten Lamellenrohr-Wärmeübertragern und bei Rohrbündel-Wärmeübertragern entspricht die prozentuale Steigerung der Druckverluste etwa dem Anteil freier Gase in Vol.-%. Bei vertikal angeordneten Lamellen-Wärmeübertragern wurden Steigerungen bis zum zweifachen Prozentwert des Gasvolumenanteiles gemessen.
 - Bei praktisch relevanten Volumenanteilen freier Gase im Bereich $\varepsilon \leq 5$ Vol.-% sind demnach maximale Druckverluststeigerungen von 10 % zu erwarten, dies liegt innerhalb der Genauigkeit der hydraulischen Auslegung eines energie-technischen Systems auf der Basis von Rohrreibungs- und Druckverlustbeiwerten und sollte den Anlagenbetrieb nicht signifikant beeinflussen.
- Der Einfluss der freien Gase auf die Wärmeleistung aller untersuchten Wärmeübertrager wird hingegen überwiegend als unkritisch eingestuft. Bei den untersuchten Lamellenrohr- und Rohrbündel-Wärmeübertragern konnte im Rahmen der hier berücksichtigten Versuchsrandbedingungen weder eine Steigerung noch eine Verringerung der Wärmeleistung festgestellt werden. Die am geraden Rohr gemessenen Verbesserungen des Wärmeüberganges im Rohr haben offensichtlich (und erwartbar) keinen merklichen Einfluss auf den Wärmedurchgang.
- Des Weiteren konnten während der Messungen – auch bei verschiedenen Einbaulagen – keine sich negativ auswirkende Ansammlung von Gasblasen innerhalb der Komponenten festgestellt werden.
- Freie Gase in einer Flüssigkeit beeinflussen auch das Betriebsverhalten einer Zahnradpumpe. Bei konstanter Drehzahl bleibt der effektive Volumenstrom konstant, so dass der Wasservolumenstrom um den Volumenanteil der freien Gase vermindert wird. Zur Erfassung weiterer Einflüsse von Gasblasen, z.B. in Analogie zu Kavitationseffekten, war die Dauer der Untersuchungen zu gering.

6 Test solarthermisches Kollektorfeld (Wasser-Glykol-Gemisch) an der TU Dresden

6.1 Einleitung

Es ist allgemein bekannt, dass freie Gase in Wärmeträgermedien unterschiedlichste Probleme in energietechnischen Anlagen verursachen können. In Solarthermieanlagen sind dies beispielsweise Strömungsinstabilitäten und partielle Stagnation. Die Untersuchungen des ImpactGas-Projekts fokussieren allgemein auf Wirkungen freier Gase auf die thermische Leistung und den Druckverlust von Einzelkomponenten. Konkret soll ein solarthermisches Kollektorfeld untersucht werden und der Einfluss von freien Gasblasen auf dessen Kollektorkennlinie und Druckverluste messtechnisch bestimmt werden.

Es wird der Komponententeststand für ein solarthermisches Flachkollektorfeld vorgestellt, der es ermöglicht variable freie Gasgehalte im Wärmeträgermedium (Tyfocor® LS) einzustellen. Das Messkonzept zur Ermittlung der Strömungsdruckverluste und des thermischen Wirkungsgrades werden präsentiert und der Einfluss von freien Gasen mit einem Volumenanteil ε von 3 bis 8 % wird diskutiert.

Die Wirkungen der relevanten Atmosphärgase Stickstoff und Sauerstoff auf das wärmetechnische System sind vielfältig und auch abhängig vom verwendeten Regelkonzept. Daher sollen analog zu den Tests von Plattenwärmeübertragern (vergleiche Kapitel 4) zwei Szenarien unterschieden werden.

Im **Szenario 1** wird die Regelung trotz einer Störung durch freie Gase versuchen, dass Kollektorfeld wieder im optimalen Bereich arbeiten zu lassen und beispielsweise über die Pumpendrehzahl den Wärmekapazitätsstrom $\dot{m} \cdot c_p$ soweit erhöhen, bis die Zieltemperatur wieder erreicht wird. Vereinfachend soll hier der Flüssigkeitsvolumenstrom \dot{V}_W konstant gehalten werden.

In einem **Szenario 2** kann die Regelung die durch die freien Gase verursachten Störungen nicht ausgleichen. Mit zunehmendem Anteil freier Gase sinkt der Anteil des Flüssigkeitsvolumenstroms am konstanten Gesamtvolumenstrom $\dot{V}_{ges} = \dot{V}_W^* + \dot{V}_G$. Dies kann beispielsweise der Fall sein, wenn die Pumpe bereits nahe des Maximalpunktes arbeitet oder die Regelung nur Umgebungseinflüsse, aber keine Prozessgrößen berücksichtigt. Für diesen Fall soll angenommen werden, dass der Gesamtvolumenstrom gleichbleibt, der Kapazitätsstrom damit sinkt.

6.2 Leistungsprüfung von solartherm. Kollektoren – Richtlinien/Normen

Tabelle 22 Übersicht der relevanten Normen zur Leistungsprüfung von solartherm. Kollektoren

Doku.-Nr.	Titel	Inhalt
EN ISO 9806:2017	Solarenergie – Thermische Sonnenkollektoren – Prüfverfahren (ISO 9806:2017)	Formelzeichen, Grundbegriffe, Prüfverfahren , zulässige Abweichungen vom stationären Zustand, Messgrößen , Leistungsparameter , Auswertung, Allgemeine Angaben zur Prüfung

Der in diesem Kapitel beschriebene Komponententest eines solarthermischen Kollektorfeldes soll in Anlehnung an die Norm EN ISO 9806:2017 [18] durchgeführt werden. Die Richtlinie beschreibt einerseits ein quasidynamisches Prüfverfahren mit dem die Kollektorkoeffizienten über ein im freien positioniertes Kollektorfeld unter realen Umgebungsbedingungen getestet werden kann. In dieser Arbeit soll aber das zweite Verfahren Anwendung finden, bei dem die thermische Leistungsfähigkeit unter Verwendung eines Sonnenstrahlungssimulators mit stationären Betriebspunkten ermittelt werden kann. Die Wahl der Betriebspunkte erfolgte nach Vorschlägen aus der Richtlinie.

Der vorhandene Prüfstand kann nicht alle der Forderungen erfüllen, ist aber für die geplante Untersuchung gut geeignet. Vor allem die Referenzfall-bezogenen Ergebnisse können als zuverlässig betrachtet werden. Konkret ist folgendes anzumerken:

- Im Gegensatz zu der in EN ISO 9806:2017 formulierten Randbedingung wird das Kollektorfeld nicht mit einer definierten Luftbewegung beaufschlagt. Es liegt ausschließlich freie Konvektion vor.
- Bei der Strahlungsmessung findet keine Aufteilung in Direkt- und Diffusstrahlung statt und die Richtung des Strahlungseinfalls wird als senkrecht angenommen.
- Das Lichtspektrum des verwendeten Lampenfeldes weicht deutlich von dem der Sonnenstrahlung ab.

6.3 Versuchsanlage und Prüfkonzept

6.3.1 Solarthermischer Kollektorprüfling

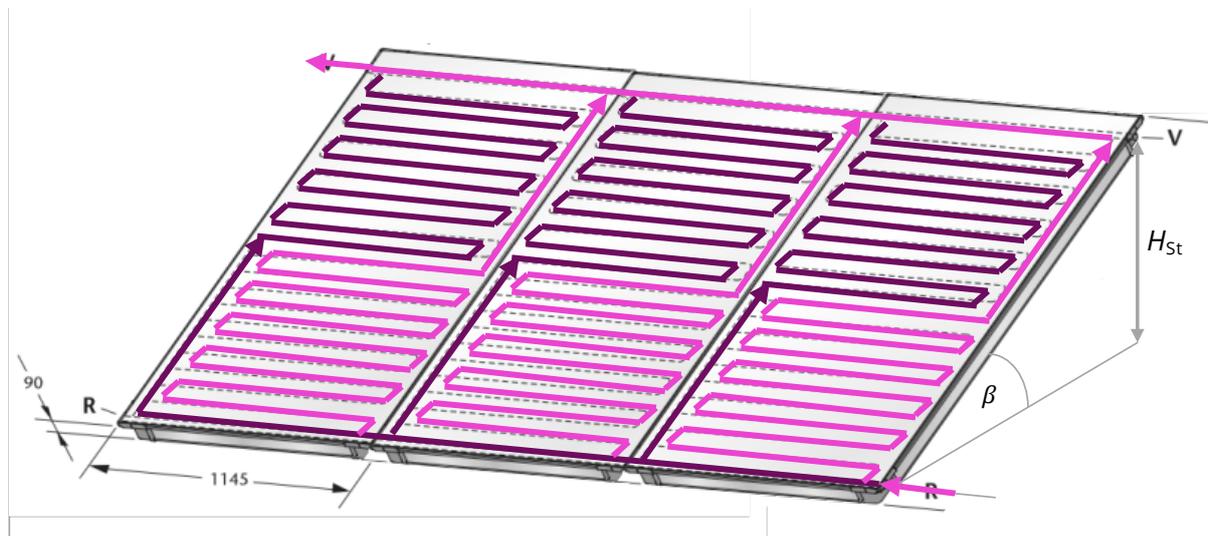


Abbildung 102 Strömungsführung im solarthermischen Flachkollektorfeld
(Quelle: eigne Darstellung basierend auf Datenblatt)

Bei dem untersuchten Kollektorfeld ST1 handelt es sich um drei Flachkollektoren der Fa. Bosch (Bosch Logasol SKS4.0-s). Diese sind in Parallelschaltung verbunden (siehe Abbildung 102). In jedem einzelnen Kollektor wird das Wärmeträgermedium in zwei weitere parallele Stränge aufgeteilt. Dabei bedient der erste Strang die Mäander in der unteren Hälfte, der zweite die Mäander der oberen Hälfte. Das Kollektorfeld wird entsprechend der Herstellerangaben von unten nach oben durchströmt, weist also eine für die Abfuhr von Gaspolstern günstige Einbaulage auf. Als Wärmeträger wird das Wasser-Propylenglykol-Gemisch Tyfocor® LS mit einem Glykolanteil von 41% verwendet.

Die Parameter der Kollektoren sind in Tabelle 23 zusammengetragen. Die Durchmesser von Sammler und Mäander wurden anhand von Angaben aus dem Datenblatt abgeleitet. Mit deren Hilfe können die Strömungsgeschwindigkeiten innerhalb des Kollektors abgeschätzt werden.

Tabelle 23 Parameter des solarthermischen Kollektorprüflings

Typ		Bosch Logasol SKS4.0-s
Bruttofläche	A_{Koll}	3 x 2,4 m ²
Inhaltsvolumen	V_{Koll}	3 x 1,4 l
Durchmesser Verteil- und Sammlerrohr Mäanderrohr	d_S d_M	DN15 DN10
Wirkungsgrad-Koeffizienten, bezogen auf Bruttofläche	η_0 a_1 a_2	75,4% 3,58 W/m ² /K 0,01 W/m ² /K ²
Neigung des Kollektorfeldes	β	30 °
Statische Höhe	H_{ST}	0,965 m

Der Hersteller empfiehlt im Datenblatt einen passenden Nennvolumenstrom (vergleiche Tabelle 24). Dieser ist mit 2,5 l/min deutlich geringer als der Prüfvolumenstrom, der sich nach EN ISO 9806:2017 aus dem angegebenen flächenbezogenen Massestrom von 0,02 kg/s/m² zu 8,3 l/min ergibt. In der Versuchsanlage werden maximal 6,6 l/min erreicht. Da der Prüfvolumenstrom in dieser Untersuchung als Bezugsgröße verwendet wird, ergeben sich dementsprechend normierte Volumenströme von maximal 80%. In der Tabelle sind die resultierenden Strömungsgeschwindigkeiten im Sammler und in den Mäandern angegeben. Die Selbstentlüftungsgeschwindigkeit, die in diesem Wärmeträger mit mindestens 0,7 m/s angenommen werden kann, wird also im Sammler nur bei Maximalvolumenstrom erreicht.

Tabelle 24 Relevante Volumenströme und Geschwindigkeiten im Flachkollektorfeld

Nennvolumenstrom laut Hersteller	\dot{V}_N	3 x 50 l/h = 2,5 l/min	≈ 0,3 m/s in Sammler ≈ 0,8 m/s in Mäander
Prüfvolumenstrom nach EN ISO 9806:2017	$\dot{V}_{\text{Prüf}}$	0,02 kg/s/m ² ≈ 8,3 l/min	≈ 1,0 m/s in Sammler ≈ 2,6 m/s in Mäander
Erreichbarer Volumenstrom im Versuchsaufbau	\dot{V}_{max}	6,6 l/min	≈ 0,8 m/s in Sammler ≈ 2,1 m/s in Mäander

6.3.2 Versuchsstand

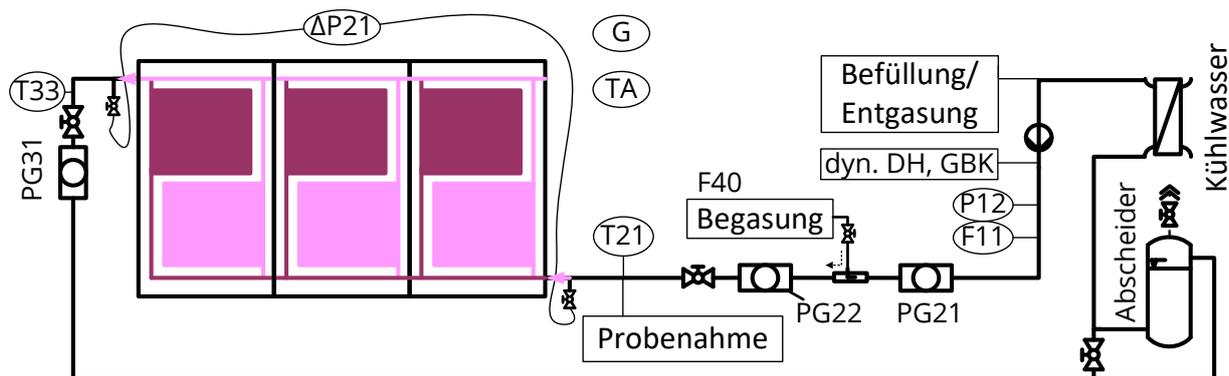


Abbildung 103 Komponententeststand solarthermisches Kollektorfeld, vereinfachtes Schaltbild

F ...	Volumenstromsensor
T ...	Temperatursensor
P ...	Drucksensor, Differenzdrucksensor
PG ...	Schauglas
DH ...	Druckhaltung, GBK ... Gasblasenkontrolle

Der Versuchsstand ist im Rahmen des Forschungsvorhabens „Entgasung von Solarkreisläufen und Bestimmung der zur Auslegung erforderlichen Stoffdaten“ [6] entstanden und wurde im aktuellen Forschungsprojekt ertüchtigt und für die geplanten Untersuchungen erweitert.

Ein vereinfachtes Schaltbild des Versuchsstandes ist in Abbildung 103 zu sehen. Das Kollektorfeld wird über ein Lampenfeld mit ca. 300 Halogenstrahlern bestrahlt. In [6] konnte nachgewiesen werden, dass eine gleichmäßige Bestrahlung der Kollektorfeldfläche mit bis zu 1000 W/m^2 erreicht werden kann. Über Thyristoren kann die Spannungsversorgung des Lampenfeldes stufenlos geregelt werden. Der Sollwert dieser Regelgröße wurde mit einem Pyranometer kalibriert, so dass daraus die mittlere Einstrahlung auf das Kollektorfeld \dot{G} (Messstelle G) bestimmt werden kann. Die Genauigkeit dieser Messgröße wird mit $\pm 10\%$ angenommen. Das Spektrum der Lichtquelle ist deutlich in den Infrarotbereich verschoben. Dieser Strahlungsanteil wird aber bereits von der transparenten Abdeckung der Kollektoren absorbiert, wird also nicht über den Absorber an das Wärmeträgermedium übertragen. Im Unterschied zur Bestrahlung mit Sonnenlicht oder in einem normenkonformen Sonnensimulator ergibt sich eine erhöhte Oberflächentemperatur der Kollektorabdeckung. Da in den folgenden Untersuchungen immer eine Veränderung zu einem Referenzfall ausgewertet wird, wird die Qualität der Strahlungsquelle als ausreichend eingeschätzt.

Im Solarkreis sind ein Plattenwärmeübertrager zur Wärmeabfuhr an einen Kühlwasserkreis, eine Umwälzpumpe (Grundfos VIUPS 25-80/130, $H_{\text{Pu,max}} \approx 7 \text{ m}$) und eine dynamische Druckhaltung angeordnet. Die dynamische Druckhaltung ist als MAG mit mechanischem Druckregler auf der N2-Seite umgesetzt. Mit ihr kann die in [11] bzw. VDI 4708-2 beschriebene

Gasblasenkontrolle durchgeführt werden, ohne dass während des Versuchsbetriebs neues Wärmeträgermedium mit unbekannter Konzentration an gelösten Gasen zugegeben werden muss. Über den Gasmassestromregler F40 lässt sich der Wärmeträger am Eintritt in das Kollektorfeld mit einer genau dosierten Menge an Stickstoff und gegebenenfalls technischer Luft beaufschlagen. Damit kann ein definierter Gehalt an gelösten Gasen und eine Blasenströmung mit definiertem Gasvolumenanteil ε am Kollektoreintritt erzeugt werden.

Im Vorlauf des Solarkreises ist ein Abscheidegefäß mit einem Inhaltsvolumen von ca. 8 l angeordnet. Dieses scheidet freie Gasanteile durch eine sehr starke Querschnittserweiterung über einen Automatikentlüfter sicher ab und ermöglicht so den ungestörten Betrieb des Kühlwasser-Wärmeübertragers, der Umwälzpumpe und der Volumenstrommessung. Im Kreislauf sind drei Schaugläser angeordnet, mit denen sich die Strömungsform und das Blasenbild beobachten lassen. Dabei dient das Schauglas vor der Begasung PG21 zum Nachweis einer gasfreien Ausgangsströmung. Da an dieser Stelle in keinem Betriebszustand Blasen oder Mikroblasen zu sehen waren, kann von einer sehr guten Entlüftungsleistung des Abscheiders ausgegangen werden. Zur Befüllung der Anlage und zur Herstellung eines entgasen Ausgangszustandes sind auf der Saugseite der Pumpe eine Befüllstation und ein Vakuumtrog angeschlossen.

Es werden alle für die Bilanzierung um den Prüfling erforderlichen Größen wie Volumenströme (F), Drücke (P) und der Differenzdruck (ΔP) sowie die Temperaturen (T) gemessen. Die Temperaturen T_{21}/T_{33} sind die solarkreisseitigen Ein- und Austrittstemperaturen aus denen die Kollektorfeld-Mitteltemperatur ϑ_m und mittels der Umgebungstemperatur T_A die Kollektorübertemperatur $\Delta T_{\ddot{u}}$ bestimmt wird. Ein hochgenauer magnetisch-induktiver Durchflussmesser (MID) erfasst den Volumenstrom F_{11} . Aufgrund des in den Vorlauf integrierten Abscheiders misst F_{11} den reinen Flüssigkeitsvolumenstrom \dot{V}_W des Wärmeträgermediums Wasser-Glykol-Gemisch.

In der folgenden Auswertung wird der Gasvolumenstrom \dot{V}_G aus dem Messwert des Gasmassestromsensors F40 berechnet. Für den in dem Gemisch aus Flüssigkeit und freien Gasblasen vorliegenden Gasvolumenanteil gilt $\varepsilon = \dot{V}_G / (\dot{V}_W + \dot{V}_G)$. Diese Definition entspricht der Definition für den homogenen Gasvolumenanteil nach VDI-Wärmeatlas [8].

Die verwendeten Sensoren sind gemeinsam mit ihrer Genauigkeit in Tabelle 14 aufgeführt.

Tabelle 25 Verwendete Sensorik, Genauigkeit im ungünstigsten Betriebspunkt nach Herstellerangaben

Sensor	Typ	Genauigkeit	Zul. Messfehler nach EN ISO 9806:2017
G	Kipp & Zonen CMP11 (Abfahren des Lampenfeldes mit Verschiebeeinrichtung, Secondary Standard)	Gesamtgenauigkeit ca. $\pm 10\%$	Pyranometer Klasse I nach ISO 9060
Temperaturen T21, T33	Mantelwiderstandsfühler, electronic-sensor PT100, Klasse AA nach IEC 751 , 4-Leiter, 2mm Durchmesser PT100 AA 20/10/4 Cu TT30/10m	bei 70 °C: $\pm 0,22$ K	$\pm 0,2$ K → Kalibrierung
Volumenstr. F11	MID Krohne OPTIFLUX 4300C, DN15	$\pm 0,036$ l/min bei \dot{V}_{\max}	± 1 % der Anzeige, $\pm 0,066$ m ³ /h bei \dot{V}_{\max}
Differenzdruck ΔP_{21}	ics Schneider Messtechnik IDPT100-345-9999-1-1, Messbereich -5...400 mbar	$\pm 0,4$ mbar	± 5 % der Anzeige ± 1 mbar bis ± 10 mbar
Drücke P12	Absolutdruck Keller PAA-35X, 10 bar, -40 bis 120 °C frontbündig	± 10 mbar	nicht gefordert
Gasmassestr. F40	Bronkhorst F-201CV-5K0-XGD-33-V Messbereich 0 ... 20 NI/min, Stickstoff	$\pm 0,2\%$ MW 0,002 NI/min max.	-

Die statische Höhe der Anlage beträgt 1,3 m. Die Strömungsrichtung wurde so gewählt, dass der solarthermische Kollektorprüfling von unten nach oben durchströmt wird. Dies stellt die vom Hersteller empfohlene thermo-hydraulisch plausible Einbaulage dar. In der Praxis sollte dies beachtet und lokale Hochpunkte vermieden werden.

Ob sich im Verlauf der Versuche Gase im Prüfling angelagert haben, kann mit hoher Genauigkeit mit der so genannten Gasblasenkontrolle (GBK), bestimmt werden. Im Komponententeststand Solarthermie wird zuerst der Zustrom von Gasen über die Begasung beendet und gewartet, bis im Schauglas auf der Austrittsseite des Kollektorfeldes keine Gasblasen mehr zu sehen sind (bzw. maximal 10 min). Im Anschluss wird über die dynamische Druckhaltung der Druck erhöht. Der Ausgangsdruck wird durch ein Ablassen von Medium in ein Auffanggefäß wiederhergestellt. Über die Messgrößen Druck und Volumen an abgelassenem Wärmeträgermedium kann das Gasblasenvolumen bestimmt werden. Diese erste Messung ergibt das Gasvolumen in der Gesamtanlage. Nach einem Absperrern des Kollektorfeldes über die entsprechenden Kugelhähne wird das Gasvolumen in der Restanlage bestimmt. Die Differenz dieser beiden Größen ergibt das im Kollektor angelagerte Gasvolumen. Eine Normierung auf das Inhaltvolumen des Kollektorfeldes ergibt den Gasvolumenanteil im Prüfling ε_{GBK} .

Über die Probenahme kann eine Flüssigkeitsprobe in mit Helium konditionierte Edelstahlflaschen entnommen werden. Die Gasphase wird in einem Gaschromatographen untersucht, wodurch sich die Masseanteile an gelöstem Stickstoff ξ_{N_2} und Sauerstoff ξ_{O_2} bestimmen lassen (vergleiche [6]).

6.3.3 Haupteinflussfaktoren

Es wurden die folgenden Haupteinflussfaktoren auf den Druckverlust und den thermischen Wirkungsgrad identifiziert:

- Der konstruktive Aufbau des Kollektorprüflings und die Verschaltung bei mehreren Kollektoren,
- die Einstrahlung,
- die Medientemperaturen,
- der Flüssigkeitsvolumenstrom und der Turbulenzgrad,
- der Gasvolumenanteil am Eintritt in den Prüfling ε (Versuchsrandbedingung),
- der sich einstellende Volumenanteil der angelagerten, stationären Gasblase ε_{GBK} ,
- die Strömungsform im Prüfling und
- der Schlupf der Phasen zu berücksichtigen.

Die Strömungsform und ein möglicher Schlupf zwischen den Phasen können im Projekt nicht näher spezifiziert werden und bleiben damit unbekannt. Dies deckt sich mit von vornherein angestrebten „Blackbox“-Ansatz.

Tabelle 31 stellt die Einflussfaktoren zusammen, benennt die zur Bestimmung verwendeten Messgrößen und diskutiert kurz mögliche Wirkmechanismen.

Tabelle 26 Übersicht der Haupteinflussfaktoren auf Druckverluste Δp und thermischen Wirkungsgrad η_{th}

	Δp	η	Bemerkung
Prüfling	ST1		Kollektortyp und Qualität, interne Schaltung, Leitungslängen, Querschnitte, Umlenkungen
Einstrahlung	ggf. \dot{G}	\dot{G}	Δp : ggf. über Temperaturverteilung im Kollektor η : je höher die Einstrahlung, desto höher der Wirkungsgrad
Medientemperatur	ϑ_m bzw. ϑ_{21}, t_{33}	$\vartheta_m, \Delta T_{\ddot{u}},$ $t_{21}, t_{33},$ t_A	Δp : Stoffdaten (v.a. Viskosität), k : mittlere Temperaturdifferenz, Stoffdaten (v.a. spezifische Wärmekapazität)
Flüssigkeitsvolumenstrom	\dot{V}_W (F11)		Δp : Strömungsgeschwindigkeit k : Kapazitätsstrom und Turbulenz (Messwerte zeigen eine Abh.)
Gasvolumenanteil in der Strömung ε	ε		Δp : effektive Stoffdaten (v.a. Dichte/Viskosität), Turbulenz k : effektive Stoffdaten (v.a. Dichte, spezifische Wärmekapazität) und Turbulenz
im Prüfling angelagerte, stationäre Gasblase	ε_{GBK}		Δp : Strömungsquerschnitt, Auftriebswirkung k : Wärmeübertragungsfläche
Strömungsform im Prüfling	unbekannt		laminare/turbulente Strömung Blasen-, Kolbenblasen-, Schaum-, Ringstrahlen-, Ringströmung
Schlupf der beiden Phasen	unbekannt		Evtl. Wirkungen auf Auftriebskomponente Δp_g , Turbulenzgrad \rightarrow Druckverlust und Wärmedurchgang

6.4 Versuchsplanung

Alle Betriebszustände werden zuerst mit entgastem Wärmeträgermedium gefahren ($\xi_{N_2} < 2 \text{ mg/kg}$, $\xi_{O_2} < 0,1 \text{ mg/kg}$). Diese stellen den *Referenzfall* (RF) dar, der für die vergleichende Auswertung als Bezugszustand dient. Es folgen die *Prüffälle* (PF) mit einem definierten Volumenanteil an freien Gasen von $\varepsilon = 3, 5$ und 8% am Eintritt in den Prüfling. Für die Prüffälle wird das Wärmeträgermedium vor Versuchsbeginn mit Stickstoff begast. Es stellen sich Gasmasseanteile an gelöstem Stickstoff von $8 \text{ mg/kg} < \xi_{N_2} < 15 \text{ mg/kg}$ ein.

Es ergibt sich die in Tabelle 27 dargestellte Versuchsmatrix. Die Versuche wurden so konzipiert, dass der Referenz- und der Prüffall den gleichen Flüssigkeitsvolumenstrom \dot{V}_W aufweisen, sie also die Verhältnisse nach Szenario 1 widerspiegeln.

Tabelle 27 Versuchsmatrix Solarthermie-Versuche, Volumenstromangaben in % vom Prüfvolumenstrom nach EN ISO 9806

ST1							
Prüfvolumenstrom		8,3 l/min \cong 100% \cong 1,0 m/s in Sammler \cong 2,6 m/s in Mäander					
Mitteltemp. °C	Volumenstrom %	G W/m ²	ε Vol. %	Bemerkung	ε_{GBK}	Δp	η_{th}
15, 25, 40, 65, 75, 85	0, 10, 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80	0	RF: 0	gasfreie Referenzversuche zur Erstellung der Regression	•	•	
25			PF: 3, PF: 5, PF: 8	Prüffälle ohne Einstrahlung, Bestimmung der Druckverluste und Gaspolster	•	•	
15, 40, 65, 75, 85	20, 40, 70	750, 1000	RF: 0	gasfreie Referenzversuche zur Erstellung der Regression		•	•
			PF: 8	Prüffälle mit Einstrahlung, Bestimmung des Wirkungsgrads		•	•
XX	0			Stagnation			

Die drei rechten Spalten von Tabelle 27 zeigen, für welche Auswertungen die Versuche verwendet werden. Die Spalte ε_{GBK} steht für die Untersuchungen zur Gasansammlung im Prüfling, Δp und η für die Untersuchungen zu Druckverlust und thermischem Wirkungsgrad.

Die Versuchspunkte wurden in Anlehnung an EN ISO 9806 gewählt, wobei der vorgeschlagene Prüfvolumenstrom nicht erreicht werden kann. Stattdessen wurden für den praktischen Betrieb relevante Volumenströme gewählt. Die Mitteltemperaturen enthalten mit 15 °C einen Betriebspunkt in der Nähe des optischen Wirkungsgrades ($\Delta T_{\text{ü}} = 0$), da die Umgebungstemperatur in der Halle zwischen 15 und 20 °C lag. Die Mitteltemperaturen von 65, 75 und 85 °C stellen typische Kollektortemperaturen dar. Des Weiteren wird jeweils der Stagnationspunkt angefahren. Die Strahlung wird zwischen 750 und 1000 W/m² variiert.

Es wurden somit ca. 80 Betriebszustände zur Bestimmung der Druckverluste im kalten Zustand und jeweils insgesamt 36 Betriebszustände zur Bestimmung des thermischen Wirkungsgrades bei 750 und 1000 W/m² durchgeführt.

Für jeden Betriebszustand nach Tabelle 27 werden die *Versuchsrandbedingungen* eingestellt. Dies sind der Flüssigkeitsvolumenstrom F11, die Kollektormitteltemperatur ($t_m = (T21 + T33) / 2$), das Druckniveau P12, die Einstrahlung G sowie der über Begasung eingestellte Gasvolumenanteil ε . Für die Versuche zur Druckverlustbestimmung wird eine Einschwingzeit von mindestens zehn Minuten und für die Versuche zur Wirkungsgradbestimmung von fünfzehn Minuten veranschlagt. Diese Zeitspannen wurden in Vorversuchen ermittelt und sollen den kapazitiven Effekten bei Aufheizung des Prüflings und bei der Anlagerung von freien Gasen im Prüfling Rechnung tragen. Nach Abwarten der Einschwingzeit stellen sich der Temperaturhub (T33 – T21) und die Druckdifferenz als *Systemreaktion* ein. Auch das im Prüfling ggf. angelagerte Gasblasenvolumen und damit ε_{GBK} stellt eine Systemreaktion dar. Die eigentliche Messzeit für jeden Betriebszustand beträgt dann zwei (bei Δp) bzw. zehn Minuten (bei kA).

Unter der Annahme einer gleichmäßigen Verteilung der Strömung über alle parallelen Mäander-Stränge, ergeben sich die in Tabelle 39 aufgeführten Strömungsgeschwindigkeiten.

6.5 Methodik Versuchsauswertung

6.5.1 Bilanzgrenze, Bezeichnungen der Medienströme und Messpunkte

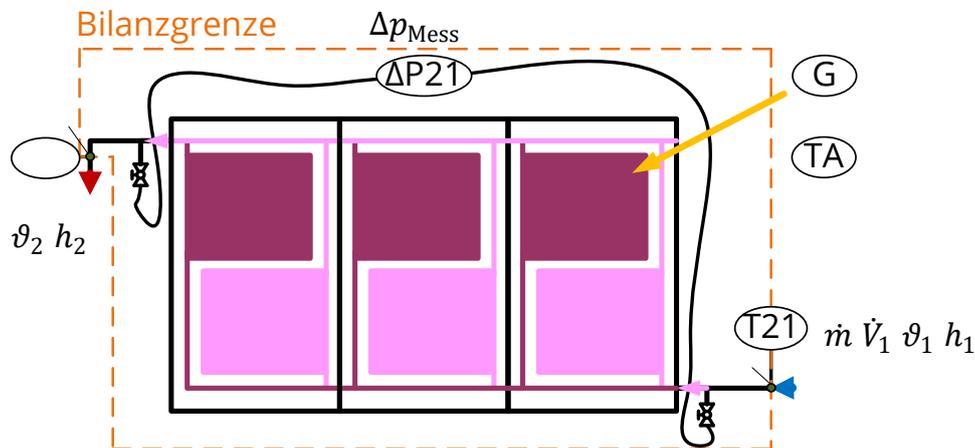


Abbildung 104 Nomenklatur der Größen Kollektorfeld, thermodynamische Nomenklatur und Messstellenbezeichnung, Bilanzgrenze

Die für die Bilanzierung eines Kollektorfeldes wichtigsten Größen und die zugehörige Bilanzgrenze werden in Abbildung 104 gezeigt. Neben den Messstellenbezeichnungen wurden die Symbole der thermodynamischen Nomenklatur eingetragen.

Im Folgenden werden allgemeine Zusammenhänge und Formeln mit der thermodynamischen Nomenklatur formuliert. Es wird in 1 für Eintritt und 2 für Austritt aus dem Kollektorfeld unterschieden. Bei messstellenkonkreten Formeln soll das Symbol der entsprechenden Größe mit der Messstellenbezeichnung als Index verwendet werden.

6.5.2 Stoffdaten

Die benötigten Stoffdaten werden analog zu Kapitel 4 mit dem entwickelten Python-Interface gebildet, stammen also aus der *CoolProp*-Stoffwertbibliothek (Version 6.4.3, [14]). Es werden die Stoffdaten eines reinen Wasser-Propylenglykol-Gemischs verwendet, auch wenn der Wärmeträger Tyfocor[®] LS weitere Additive wie Inhibitoren enthält. CoolProp kann diese mit der *INCOMP* Bibliothek und dem Fluid *MPG-41%* abbilden, also mit der Stoffwertbibliothek für inkompressible reine Flüssigkeiten und Flüssigkeitsgemische. Die Stoffdaten wurden am Beispiel der Dichte und spezifischen Wärmekapazität mit dem Tyfocor[®] LS-Datenblatt verglichen. Es besteht eine gute Übereinstimmung. Die Gasphase wird mit der Standardbibliothek *HEOS* mit dem Fluid *N2* abgebildet.

Genutzt werden die folgenden Stoffdaten:

- Dichte $\varrho_W, \varrho_{N,G}$
- dynamische Viskosität η_W ,
- spezifische Enthalpie h_W bzw. h_G oder die spezifische Wärmekapazität $c_{p,W}$ bzw. $c_{p,G}$.

Die benötigten Stoffdaten müssen für unterkühlte Flüssigkeit (hier: Tyfocor® LS) gebildet werden. Die CoolProp-Funktion benötigt dafür einen Temperatur- und Druckwert als Eingabe. Die Stoffdaten können direkt an der Bilanzgrenze, also an den Ein- und Austritten des Prüflings abgeleitet werden. Dabei werden die entsprechenden Temperaturen und der jeweils vorherrschende Druck verwendet. Letzterer bestimmt sich aus der Druckmessung im Solarkreis (Prüfkreis) und aus dem gemessenen Druckdifferenz. Mittlere Stoffwerte des Prüfkreises werden mit der Kollektormitteltemperatur ϑ_m und dem mittleren Druck gebildet.

Im Solarkreis (Prüfkreisseite) ergeben sich die mittleren Zustandsgrößen zu:

$$\vartheta_m = \frac{\vartheta_{T33} + \vartheta_{T21}}{2}$$

$$p_{K,m} = p_{P12} + \frac{\Delta p_{P21}}{2}$$

Für die Umrechnung des gemessenen Volumen- in einen Massestrom wird die Dichte mit den Zustandsgrößen am Ort des Durchflusssensors (kalter Rücklauf) bestimmt.

Zur Umrechnung des in Norm-Litern gegebenen Gasmassestroms in einen Masse- und dann Volumenstrom werden die Normalbedingungen nach DIN 1343 verwendet (siehe auch Tabelle 18).

6.5.3 Berechnungsgrundlage

Die Gasvolumenanteile werden analog zu Methode 2.2 aus Abschnitt 4.5.3 aus dem Messwert des Gasmassestromreglers F40 gebildet. Es wird der **Gasvolumenanteil** ε mit dem homogenen Modell gebildet. Messstellenkonkret ergeben sich die folgenden Gleichungen:

$$\dot{x} = \frac{\dot{V}_{F40} \cdot \varrho_{N,G}}{\dot{V}_{F11} \cdot \varrho_W + \dot{V}_{F40} \cdot \varrho_{N,G}}$$

$$\varepsilon = \varepsilon_{\text{eff}} = \varepsilon_{\text{hom}} = \frac{\varrho_{W,m} \cdot \dot{x}}{\varrho_{W,m} \cdot \dot{x} + \varrho_{G,m} \cdot (1 - \dot{x})} \quad (43)$$

Die Bestimmung der **Reibungsdruckverluste** Δp_R im solarthermischen Kollektorfeld wird analog der Vorgehensweise aus Kapitel 4.5.4.2 und Anhang C.1.6.1 durchgeführt. Zusammenfassend lässt sich sagen:

- Der Druckabfall Δp_{Mess} wird von Sensor $\Delta P21$ gemessen.
- Der Beschleunigungsanteil Δp_A kann vernachlässigt werden.
- Es verbleibt eine statische Druckdifferenz Δp_g aufgrund der unterschiedlichen Dichten in der vertikalen Messleitung und über die Höhe des Prüflings. In der Ergebnisauswertung wird (im Gegensatz zu den Untersuchungen am Plattenwärmeübertrager) die effektive Dichte der Blasenströmung nach dem homogenen Modell verwendet. (vergleiche Tabelle 35 im Anhang C.1.6.1).

Der **Nutzwärmestrom** \dot{Q} wird folgendermaßen berechnet:

$$\dot{Q} = \dot{m} \cdot (h_2 - h_1) \quad (44)$$

$$\dot{Q} = \dot{m}_W \cdot (h_{W,2} - h_{W,1}) + \dot{m}_G \cdot (h_{G,2} - h_{G,1})$$

Gleichung (44) stellt eine Vereinfachung der ihr nachfolgenden Gleichung dar, indem nur der Enthalpiestrom des Wärmeträgers berücksichtigt wird. Der Term $\dot{m}_G \cdot (h_{G,2} - h_{G,1})$ macht in allen betrachteten Messpunkten (bis ε von 8 %) einen Anteil von maximal 0,007 % der Übertragungsleistung aus und kann damit vernachlässigt werden.

Der **thermische Wirkungsgrad** η_{th} wird bezogen auf die Kollektorbruttofläche berechnet und ergibt sich mit der mittleren Einstrahlung \dot{G} auf das Kollektorfeld zu:

$$\eta_{\text{th}} = \frac{\dot{Q}}{\dot{G} \cdot A_{\text{Koll}}} \quad (45)$$

Die **Kollektorübertemperatur** $\Delta T_{\text{ü}}$ stellt die Triebkraft für die auftretenden thermischen Verluste am Kollektorfeld dar und wird nach EN ISO 9806 [18] folgendermaßen bestimmt:

$$\Delta T_{\text{ü}} = \frac{\vartheta_1 + \vartheta_2}{2} - \vartheta_U \quad (46)$$

6.5.4 Auswertemethodik

Im Folgenden soll die Vorgehensweise bei der Auswertung der Messdaten genauer beschrieben werden. Sie wurde analog zu der Auswertung der Wärmeübertrager-Versuche aus Kapitel 4.5 gewählt. Zuerst finden ausgewählte Berechnungen mit den Rohmessdaten in den Zeitbereichen der stationären Betriebszustände statt. Die zeitliche Auflösung beträgt fünf Sekunden.

- Auf die zur Bilanzierung verwendete Temperaturmesstechnik wird eine Kalibrierung angewendet.
- Mit den Druck- und Temperaturmessdaten werden die Stoffwerte (Dichte, spezifische Enthalpie, dynamische Viskosität) an den relevanten Stellen bestimmt. Dies sind die Ein- und Austrittsseiten des Kollektorfeldes sowie Stoffwerte bei mittleren Bedingungen.
- Es werden abgeleitete Zustandsgrößen (Gasvolumenanteil), Prozessgrößen (Wärmeleistung) und Kennzahlen (Druckverlustbeiwert, weitere Ähnlichkeitskennzahlen) berechnet.

Für alle diese Größen findet eine arithmetische Mittelwertbildung über den stationären Zeitbereich statt.

- Anhand der gemittelten Größen werden ausgewählte Größen (z.B. thermischer Wirkungsgrad) berechnet.
- Ein wichtiger Punkt der gewählten Auswertemethodik ist die Bildung von Modellen für den gasfreien Referenzfall mittels Regressionen. Diese werden beispielsweise für die Druckverluste und den thermischen Wirkungsgrad, aber auch für andere Kennzahlen bestimmt. Es kommen jeweils individuelle Ansatzfunktionen zum Einsatz, die die gesuchte Größe in Abhängigkeit des Flüssigkeitsvolumenstroms \dot{V}_W und der Kollektormitteltemperatur bzw. Kollektorübertemperatur abbilden. Diese Vorgehensweise ermöglicht es, jedem gemessenen Prüffall einen genau passenden (modellierten) Referenzfall zuzuordnen. Damit können im Versuchsablauf unvermeidliche Abweichungen in den Versuchsrandbedingungen ausgeglichen und die Aussagekraft der Auswertung erhöht werden.

- Es werden für alle Prüffälle die auf den gasfreien Referenzfall bezogenen Größen nach Option 2 aus Abschnitt 4.5.5 gebildet. Die Zuordnung von Prüf- zu Referenzfall erfolgt dabei für das Szenario 1 über den Flüssigkeitsvolumenstrom \dot{V}_W . Für das Szenario 2 kann unter Nutzung der Modellansätze der zugehörige Referenzfall mit gleichem Gesamtvolumenstrom $\dot{V}_{ges} = \dot{V}_W + \dot{V}_G$ bestimmt werden.

Für den Druckverlust und thermischen Wirkungsgrad ergeben sich die Referenzfall-bezogenen Größen nach den Gleichungen (47) bis (50). Für den Referenzfall wird der Modellwert bei Volumenstrom und Mitteltemperatur bzw. Übertemperatur des Prüffalls verwendet.

$$\text{Szenario 1:} \quad \frac{\Delta p}{\Delta p_{RF}} = \frac{\Delta p_{R,PF}}{\Delta p_{R,RF,Modell}(\dot{V}_{W,PF}, \vartheta_{m,PF})} \quad (47)$$

$$\text{Szenario 1:} \quad \frac{\eta}{\eta_{RF}} = \frac{\eta_{PF}}{\eta_{RF,Modell}(\dot{V}_{W,PF}, \Delta T_{\ddot{u},PF})} \quad (48)$$

$$\text{Szenario 2:} \quad \frac{\Delta p}{\Delta p_{RF}} = \frac{\Delta p_{R,PF}}{\Delta p_{R,RF,Modell}(\dot{V}_{eff,PF}, \vartheta_{m,PF})} \quad (49)$$

$$\text{Szenario 2:} \quad \frac{\eta}{\eta_{RF}} = \frac{\eta_{PF}}{\eta_{RF,Modell}(\dot{V}_{eff,PF}, \Delta T_{\ddot{u},PF})} \quad (50)$$

Die bestimmten Größen werden über dem Gasvolumenstromanteil aufgetragen (vgl. Abbildung 109), um den Einfluss der freien Gase darzustellen. Dieser Einfluss stellt ein wichtiges Ergebnis der Untersuchung dar.

6.6 Ergebnisse

6.6.1 Strömungsbild und Gasansammlung im Kollektorfeld

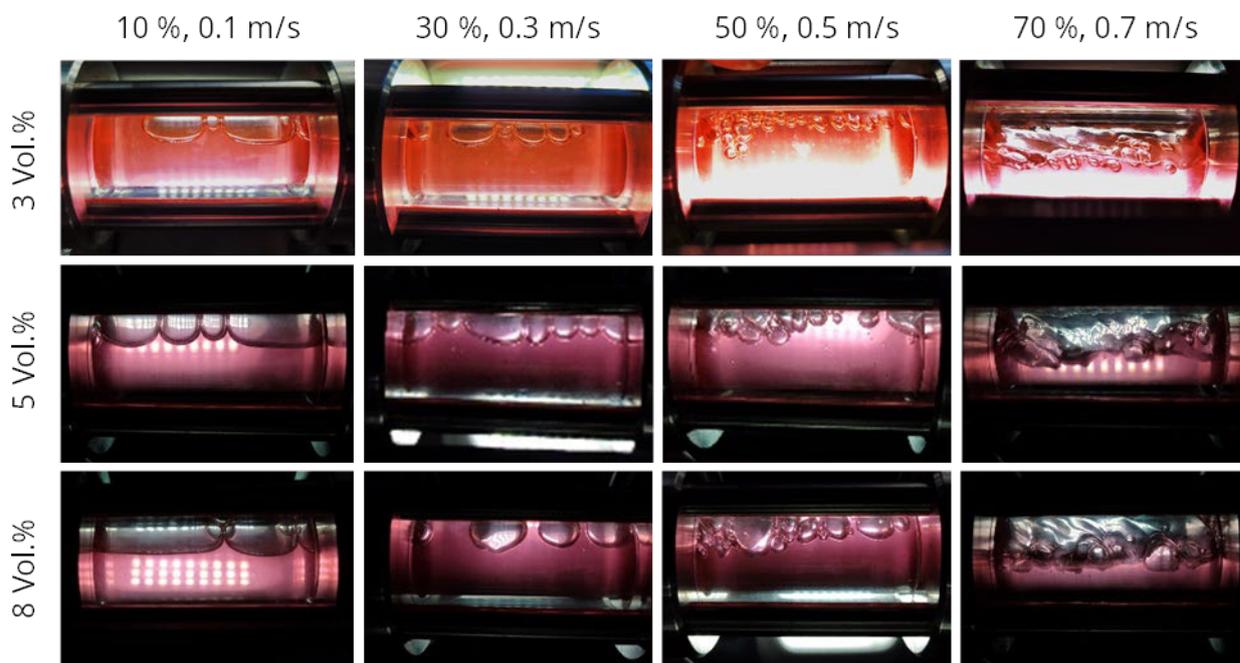


Abbildung 105 Strömungsbild in der Zuleitung zum Prüfling ST1 (Schauglas PG22)

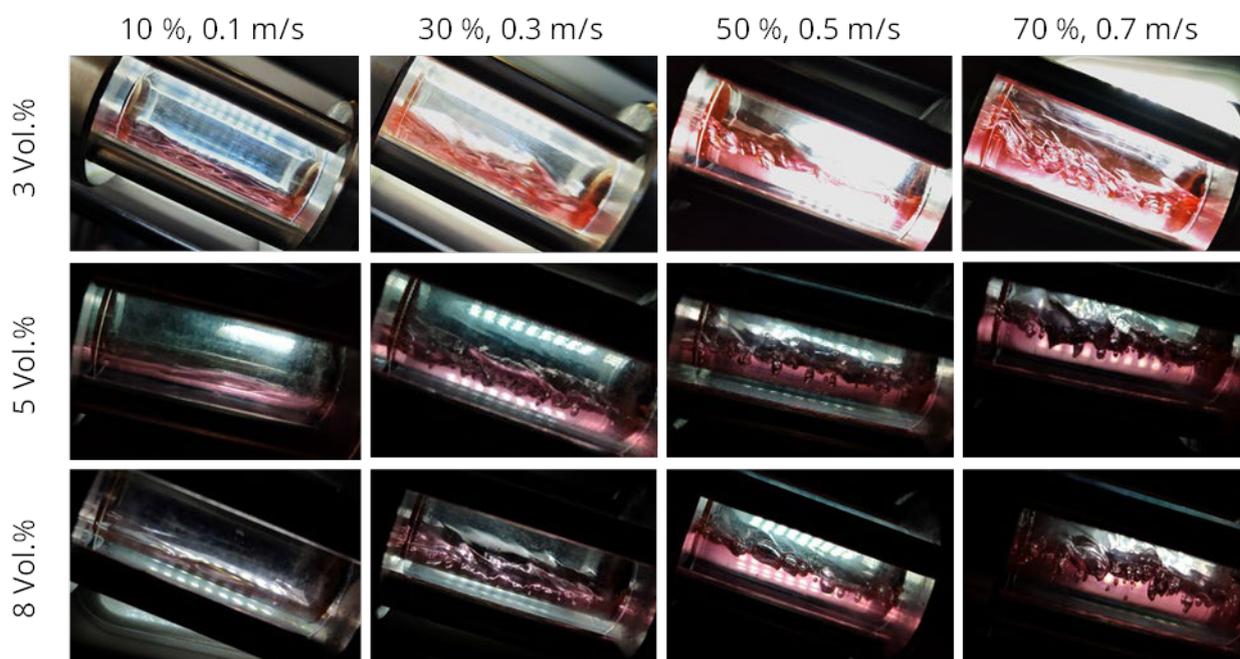


Abbildung 106 Strömungsbild in der Austrittsleitung des Prüflings ST1 (Schauglas PG31)

Abbildung 105 und Abbildung 106 zeigen die Strömungsformen in der horizontalen Zu- und der um 30° nach unten geneigten Austrittsleitung des Kollektorfeldes für die drei untersuchten Gasvolumenanteile und bei unterschiedlichen Strömungsgeschwindigkeiten. Man erkennt in der Eintrittsströmung mit steigendem Volumenstrom ein Übergang von einer Kolben- zu einer Blasenströmung (z.B. nach [17]). Bei den hohen Volumenströmen ist auch eine Benetzung der Schauglasoberseite erkennbar, weshalb die Strömung als Schwallströmung eingeordnet werden kann. Auf der Austrittsseite stellt sich bei geringem Volumenstrom eine Schichten- und bei hohem Volumenstrom eine Schwallströmung ein. Es sind sehr hohe Gasvolumenanteile erkennbar. Gase sammeln sich aufgrund der Abschüssigen Lage im Schauglas und wahrscheinlich auch im Prüfling an. Aus den Live-Beobachtungen im Versuchsablauf kann abgeleitet werden, dass ein deutlicher Schlupf zwischen den beiden Phasen vorliegt.

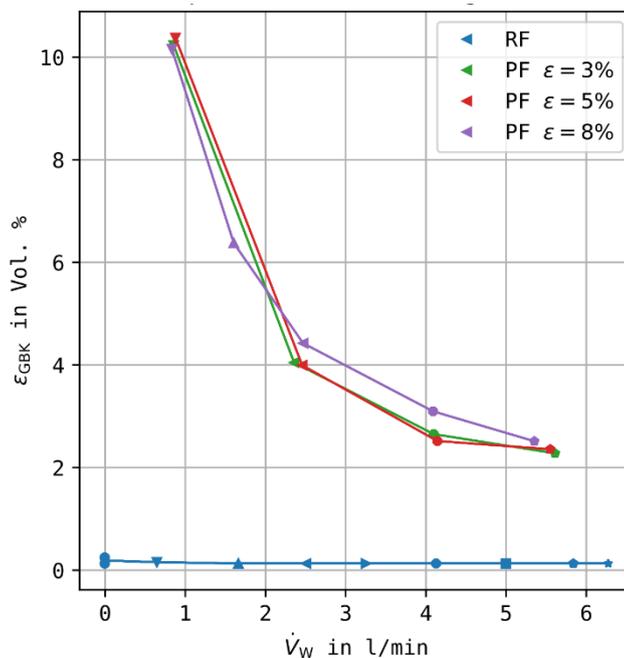


Abbildung 107 Luftanlagerung im Kollektor, Gasvolumenanteil ϵ_{GBK}

Für ausgewählte Versuche im kalten Zustand wurde das angelagerte Volumen freier Gase mittels der Gasblasenkontrolle bestimmt und der Gasvolumenanteil im Kollektorfeld ϵ_{GBK} berechnet. Die Ergebnisse sind in Abbildung 107 dargestellt. Die Gasansammlung im Kollektorfeld ist gut reproduzierbar und nimmt mit steigendem Flüssigkeitsvolumenstrom \dot{V}_W ab. Sie scheint unabhängig vom Begasungsvolumenstrom zu sein. Ab einem Flüssigkeitsvolumenstrom von 4 l/min zeigt sich kaum noch eine Verringerung der Gasansammlung. Die Selbstentlüftungsgeschwindigkeit wäre im Sammler/Verteiler des Kollektorfeldes ab einem

Volumenstrom von 5,8 l/min erreicht. Dies ist bei den Prüffällen mit 70% normiertem Volumenstrom noch nicht ganz erfüllt. Außerdem wird der Volumenstrom durch die Parallelschaltung auf sechs Stränge aufgeteilt. Im letzten Abschnitt der Verteilerleitung und im ersten der Sammlerleitung wäre die Selbstentlüftungsgeschwindigkeit auf jeden Fall deutlich unterschritten. Es ist also auch bei Versuchspunkten mit höheren Volumenströmen mit einer Ansammlung in Größenordnung von 2 Vol.% vom Kollektorfeldvolumen zu rechnen.

Im entgasten Referenzfall werden mit der Gasblasenkontrolle nur Gasvolumen im Milliliter-Bereich bestimmt. Dies könnten kleine Gasblasen in toten Enden des Kollektorfeldes sein oder könnte aus Unsicherheiten im Messverfahren (unbekannte statische Höhe der Blasen, Kompressibilität des Wärmeträgers, Rohrleitungsdehnung) resultieren.

6.6.2 Wirkung auf den Druckverlust

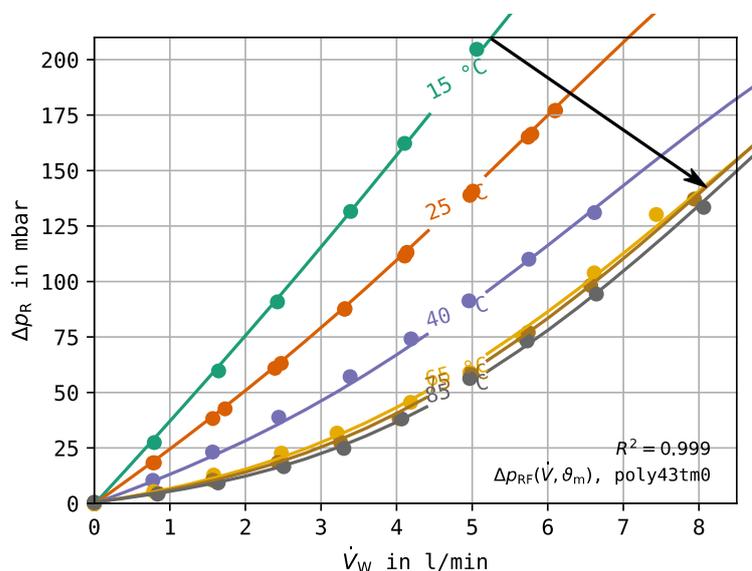


Abbildung 108 Druckverlustkennlinien Kollektorfeld ST1 für den entgasten Referenzfall, Isolinien der Kollektormitteltemperaturen ϑ_m , Regressionsmodell *poly43tm0*

Für den gasfreien Referenzfall wurden die Druckverluste für sechs Mitteltemperaturen und jeweils neun Volumenströme gemessen. Aus den Messpunkten wurde eine Regression für den Druckverlust über dem Wärmeträgervolumenstrom und der Mitteltemperatur gebildet. Dafür wird ein gemischtes Polynom vierten Grades verwendet:

$$\Delta p_{R,RF,Modell} = f(\dot{V}, \vartheta_m) = \sum_{i=0}^4 \sum_{j=0}^3 a_{ij} \cdot \dot{V}^i \cdot \vartheta_m^j \quad (51)$$

Abbildung 108 stellt das Regressionsmodell als Isolinien der Mitteltemperatur über dem Volumenstrom dar. Der im Diagramm gezeigte Bereich ist gut mit gemessenen Stützstellen abgedeckt. Es wird deutlich dass die Druckverluste sehr stark von der Medientemperatur abhängen. Dies resultiert aus der stark temperaturabhängigen Viskosität des Wasser-Propylen glykol-Gemischs. Auch die Krümmung der Kurven nimmt, beginnend mit einem fast linearen Verlauf bei 15°C, mit steigender Temperatur zu. Das Diagramm ist analog zu einer typischen Anlagenkennlinie aufgebaut, stellt aber nur den Einzelwiderstand des Kollektorfeldes dar. Da sich die Einzeldruckverluste im restlichen Rohrleitungssystem analog verhalten sollten, kann geschlussfolgert werden, dass auch der mit einer bestimmten Drehzahl erreichbare Maximalvolumenstrom stark temperaturabhängig ist.

Das Regressionsmodell weist mit einem Bestimmtheitsmaß R^2 von 0,9992 eine sehr hohe Abbildungsgüte auf und dient im Folgenden als Bezugsgröße für die vermessenen Prüffälle.

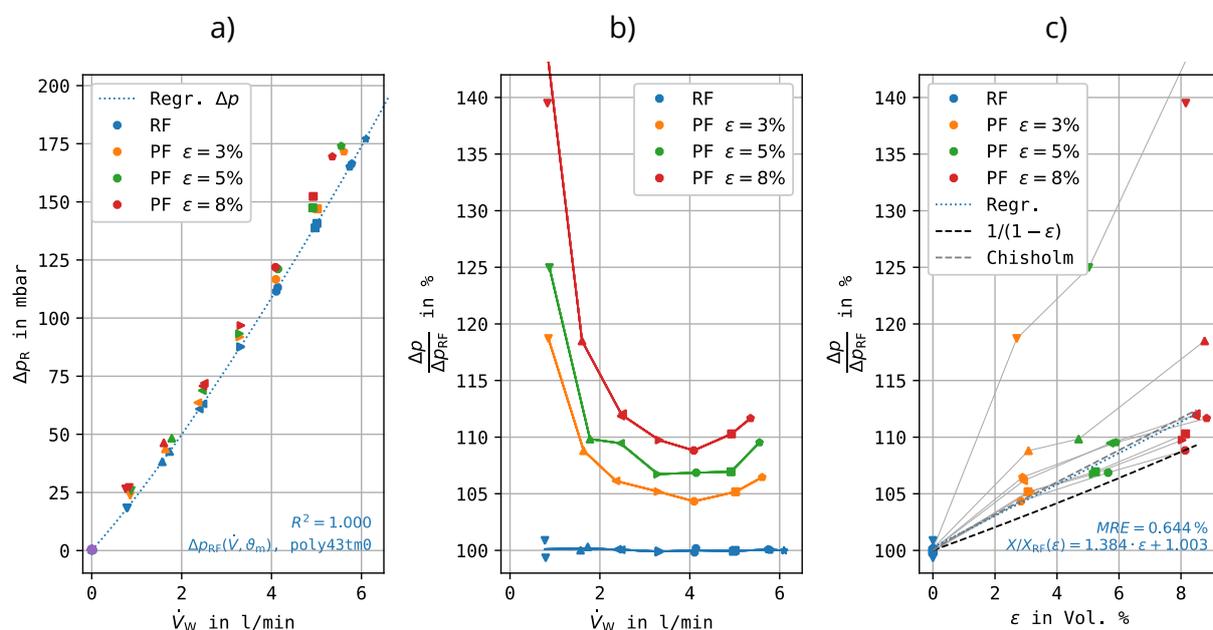


Abbildung 109 Druckverluste Δp für ST1 in Abhängigkeit vom Gasvolumenanteil bei 25°C, Szenario 1

- Aufgetragen über dem Flüssigkeitsvolumenstrom \dot{V}_W , Modellfunktion des Referenzfalls (RF)
- RF-bezogener Druckverlust $\Delta p/\Delta p_{RF}$ aufgetragen über dem Wärmeträgervolumenstrom \dot{V}_W
- RF-bezogener Druckverlust $\Delta p/\Delta p_{RF}$ aufgetragen über dem Gasvolumenanteil ϵ

Die Ergebnisse der umfangreichen Messkampagne bei einer Mitteltemperatur von 25°C sind in Abbildung 109 dargestellt. In Diagramm a) sind die Druckverlustmesswerte für alle Prüf-

und Referenzfälle aufgetragen. Es ist zu erkennen, dass sich die Druckverluste in den Prüffällen oberhalb des Regressionsmodells^e anordnen. In den Diagrammen b) und c) ist der nach Gleichung (47) auf den Referenzfall bezogene Reibungsdruckverlust über das Kollektorfeld dargestellt. Die blauen Markierungssymbole stellen die Abweichung des Referenzfall-Messwertes zum Regressionsmodell dar.

Die Auftragung der bezogenen Druckverluste über dem Flüssigkeitsvolumenstrom \dot{V}_W (Diagramm b)) zeigt für alle Prüffälle ein Ansteigen von $\Delta p / \Delta p_{RF}$. Die farblich markierten Kurven der Prüffälle ordnen sich mit steigendem ε übereinander an. Bei geringen Volumenströmen kleiner 2 l/min (10 und 20 % von $\dot{V}_{Prüf}$) steigen die Referenzfall-bezogenen Druckverluste stark an. Bei ca. 4 l/min bzw. 50 % von $\dot{V}_{Prüf}$ scheint es ein Minimum zu geben.

Im Diagramm c) ist zu erkennen, dass die Referenzfall-bezogenen Druckverluste eines bestimmten Volumenstroms (erkennbar an gleichen Symbolen) annähernd linear ansteigen. Dieser Anstieg ist bei geringen Volumenströmen sehr steil. Ab Volumenströmen größer als 2 l/min (30 bis 70 % von $\dot{V}_{Prüf}$) nähern sich die Messpunkte den in Gleichung (39) für die Plattenwärmeübertrager gefundenen Zusammenhang an.

$$\frac{\Delta p_R}{\Delta p_{R,RF}} \approx \frac{1}{1 - \varepsilon}$$

Die sehr großen Referenzfall-bezogenen Druckverluste bei geringen Volumenströmen könnten aus einer Abweichung der Realität vom homogenen Modell herrühren. Durch die aufsteigende Strömung im 30° geneigten Kollektorfeld wird die Gasphase etwas schneller strömen als die Flüssigphase. Wenn man in erster Näherung den Geschwindigkeitsoffset als unabhängig vom Volumenstrom ansieht ergibt sich bei kleinen Wärmeträgervolumenströmen ein größerer Schlupf als bei großen. Der Schlupf reduziert z.B. nach [19] den realen Gasvolumenanteil $\varepsilon_{heterogen}$ im Vergleich zum homogenen Modell mit ε bzw. ε_{hom} . Dies wiederum reduziert den Dichteunterschied in der vertikalen Messleitung und im Prüfling und führt zu einem geringeren Offset $\Delta p_g - \Delta p_{g,W,U}$. Mit dem homogenen Modell wird bei geringen Volumenströmen der Strömungsdruckverlust überschätzt.

In dieser Untersuchung bleibt eine Anwendung des heterogenen Modells zur Bestimmung des Gasvolumenanteils offen, da aufgrund des Black-Box-Ansatzes im Forschungsprojekt ein empirisches Schlupfmodell nicht aus den Messdaten ableitbar ist.

^e Für Diagramm-Darstellung wurde das Regressionsmodell bei Mitteltemp. aller RF angewendet.

Die Versuche mit geringen Volumenströmen führen wie in Abschnitt 6.6.1 beschrieben zu hohen Volumina des angelagerten stationären Gaspolsters. Eine Berücksichtigung dieses Effektes führt zu tendenziell höheren Referenzfall-bezogenen Druckverlusten und wurde nicht vorgenommen.

Der in (VDI-Wärmeatlas, 2013) beschriebene Ansatz zur Vorhersage des bezogenen Druckverlustes (genannt Zweiphasenmultiplikator) nach Chisholm passt deutlich besser auf die Messdaten am Solarthermie-Kollektor als zu den Plattenwärmeübertrager-Werten und liegt deutlich näher an dem Verlauf nach Gleichung (39). Dies könnte der Fall sein, da die innere Geometrie des solarthermischen Kollektors eher einer Rohrleitung entspricht als der eines PWÜ.

Alle Messpunkte zeigen einen steigenden Druckverlust bei der Beaufschlagung mit freiem Gas. Freie Gase im Kollektorfeld führen also immer zu einem erhöhten Hilfsenergiebedarf.

Abbildung 110 stellt die Versuchsrandbedingungen gemeinsam mit den Ergebnissen für alle in die Auswertung einfließenden Versuche als parallele Koordinaten dar. Beginnend von rechts werden die Versuchsrandbedingungen aufgeführt. Die Linien-Farben entsprechen dem Gasvolumenanteil ε . Die Einstrahlung wurde so gewählt, dass ohne Wärmeabfuhr an das Kühlwasser das gewünschte Temperaturniveau erreicht wurde. Für jedes Temperaturniveau wurde der Flüssigkeitsvolumenstrom \dot{V}_W in 10%-Schritten bis zum maximal möglichen Volumenstrom erhöht. Als Ergebnis sind die Reibungsdruckverluste, die Referenzfall-bezogenen Druckverluste (als absolute und relative Abweichung) und die Größe des angelagerten stationären Gaspolsters ε_{GBK} dargestellt.

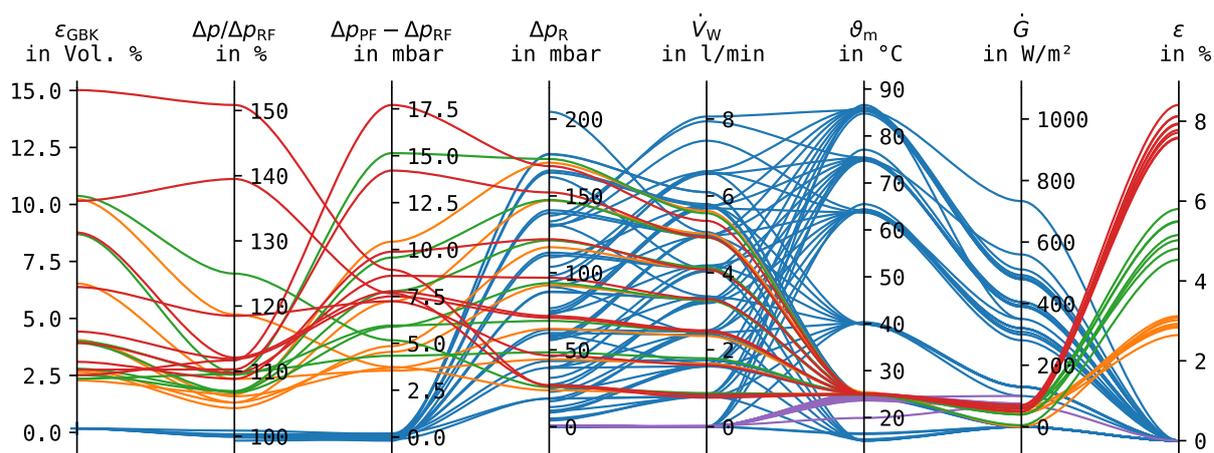


Abbildung 110 Versuchsübersicht Druckverluste, wichtige Kenngrößen als parallele Koordinaten, Szenario 1

Es sind blaue Referenzfälle für alle vermessenen Temperaturniveaus aufgeführt. Diese wurden zur Erstellung des Druckverlustmodells nach Gleichung (51) verwendet. Die gasbeladenen Prüffälle wurden bei 25°C durchgeführt. Es ist die bereits diskutierte Anordnung der Referenzfall-bezogenen Druckverluste zu erkennen und auch, dass nur wenige Messpunkte zu sehr hohen Werten größer 112 % führen. Alle diese Fälle sind sehr geringen Volumenströmen \dot{V}_W zugeordnet und weisen sehr große angelagerte Gaspolster auf.

6.6.3 Wirkung auf den thermischen Wirkungsgrad

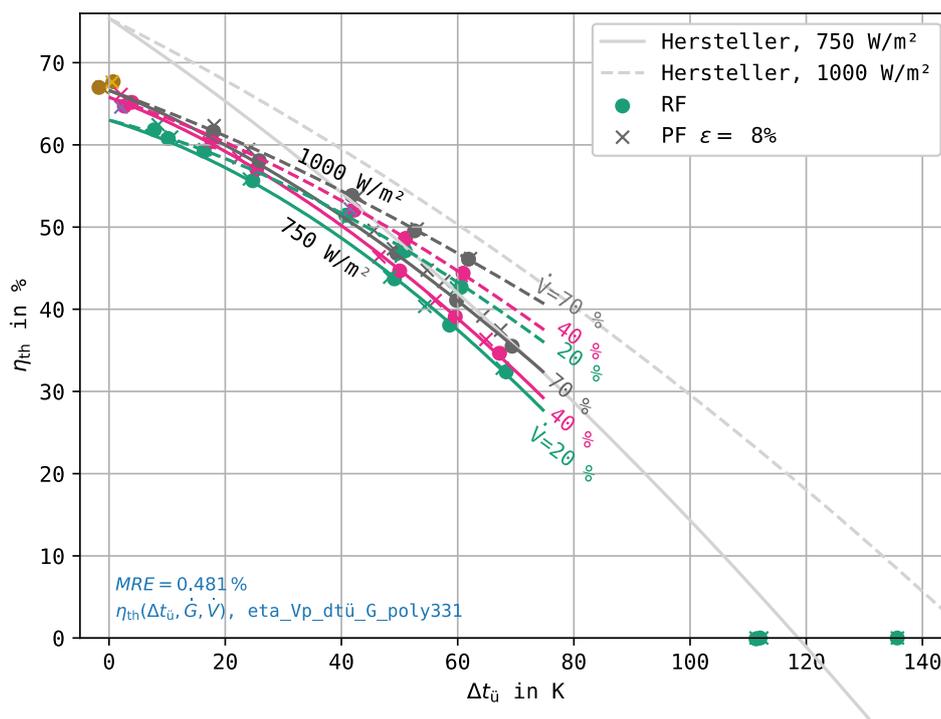


Abbildung 111 Wirkungsgradkennlinien bei 750 und 1000 W/m², Isolinien der Regression, Messwerte im Referenzfall für den normierten Volumenstrom

In Abbildung 111 sind die Messergebnisse der gasfreien Referenzversuche zur Bestimmung des thermischen Wirkungsgrades als ausgefüllte Kreise aufgetragen. Bei den Versuchen wurde der Volumenstrom (20, 40 und 70 % vom Prüfvolumenstrom) und die Kollektormitteltemperatur variiert. Des Weiteren sind die Messpunkte im Stagnationsfall zu sehen. Aus den Messpunkten wurde eine Regression für den thermischen Wirkungsgrad über dem Wärmeträgervolumenstrom und der Kollektorüberlauftemperatur gebildet. Dafür wird die einfache Kollektorgleichung um ein gemischtes Polynom dritten Grades erweitert (*eta_vp_dtü_G_poly331*):

$$\begin{aligned} \eta_{\text{RF,Modell}} &= f(\dot{V}_W, \Delta T_{\dot{u}}, \dot{G}) \\ &= \eta_0 - a_1 \cdot \frac{\Delta T_{\dot{u}}}{\dot{G}} - a_2 \cdot \frac{\Delta T_{\dot{u}}}{\dot{G}} + \sum_{i=0}^3 \sum_{j=0}^3 a_{ij} \cdot \Delta T_{\dot{u}}^i \cdot \dot{V}^j \end{aligned} \quad (52)$$

Des Weiteren wurden in Abbildung 111 Wirkungsgradkennlinien unter Verwendung dieses Regressionsmodells als Isolinien des Volumenstroms eingetragen. Interessant ist, dass eine Abhängigkeit vom Volumenstrom zu erkennen ist. Dies wird bisher nicht bei der Bestimmung der Kollektorkoeffizienten nach EN ISO 9806 berücksichtigt, wurde aber beispielsweise in [20] (Flachkollektor mit Harfenabsorber) und [21] (Flachkollektor) beschrieben. Als Ursache kommen mehrere Effekte in Betracht:

- Ein höherer Turbulenzgrad könnte je nach Auslegung des Absorbers den Wärmeübergang positiv beeinflussen.
- Bei geringen Volumenströmen verteilt sich der Wärmeträger unterschiedlich auf die einzelnen Stränge. Einzelne Stränge werden deutlich weniger durchströmt, was zu erhöhten Absorberrtemperaturen und damit Wärmeverlusten führen könnte.
- Die Verwendung des arithmetischen Mittelwertes zur Bestimmung der Kollektormittel- und damit auch der Kollektorübertemperatur ist bei geringen Volumenströmen und damit einer großen Spreizung ungeeignet.

In das Diagramm ist zum Vergleich die theoretische Herstellerkennlinie eingetragen. Sie weist eine deutlich geringere Krümmung als die gemessenen Kurven auf und führt zu einem höheren optischen Wirkungsgrad. Auch die Stillstands-Übertemperatur wird nur um ca. 6 K überschätzt. Die Unterschiede könnten aus höheren Volumenströmen bei der SolarKey-mark-Prüfung resultieren sowie aus der Unsicherheit in der Höhe der Strahlung und Art des Spektrums des Lampenfeldes. Außerdem könnten weitere Einflussfaktoren wie Alterung der Kollektoren eine Rolle spielen.

Auch die Prüffälle sind im Diagramm in Abbildung 111 als farbige Kreuze eingetragen, wobei die Farbe dem Volumenstrom entspricht. In Abbildung 185 gibt es eine Detailansicht dazu. Es sei darauf hingewiesen, dass diese Darstellungsform den Volumestromeinfluss aufgrund der groben Einordnung über die Farbe nicht gut abbilden kann. Es ist also an dieser Stelle unklar, ob Abweichungen der Prüffälle von den Referenzfall-Isolinien aus der Gaswirkung resultieren oder aus Unterschieden im eingestellten Volumenstrom. Genau dies wird mit der beschriebenen Methode zur Ermittlung des Referenzfall-bezogenen thermischen Wirkungsgrades vermieden.

Die Referenzfall-bezogenen thermischen Wirkungsgrade sind als parallele Koordinaten in Abbildung 112 dargestellt. Beginnend von rechts sind die Versuchsrandbedingungen und dann als Messresultat die thermische Leistung \dot{Q}_{th} , der thermische Wirkungsgrad η_{th} und der Referenzfall-bezogene thermische Wirkungsgrad η/η_{RF} nach Szenario 1 aufgetragen. Für die gemessenen Übertemperaturen $\Delta T_{\bar{u}}$ gruppieren sich die Kurven nicht klar. Dies liegt daran, dass die Versuchsparameter nach der Mitteltemperatur eingestellt wurden, um vergleichbare Stoffwerte in den zusammengehörigen Betriebspunkten zu erreichen. Aufgrund

unterschiedlicher Umgebungstemperaturen ergeben sich entsprechend die Kollektorüber-temperaturen. Die Kurven mit $\dot{V}_W = 0$ spiegeln den Stagnationsfall wieder. Für diesen ergeben sich fast identische Übertemperaturen $\Delta T_{\dot{u}}$ in Referenz- und Prüffall.

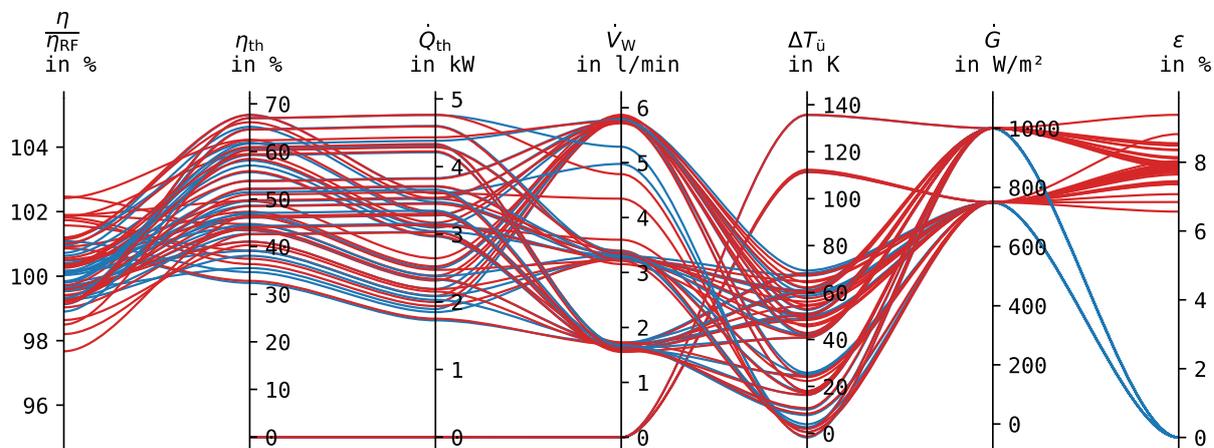


Abbildung 112 Versuchsübersicht thermischer Wärmedurchgang, wichtige Kenngrößen als parallele Koordinaten, Szenario 1

Die vermessenen gasfreien Referenzfälle (blaue Kurven) führen zu Referenzfall-bezogenen thermischen Wirkungsgraden im Bereich von 99 bis 101%. In dieser Größenordnung weichen die Messdaten vom Modellwert ab. Das passt gut zum bestimmten MRE von 0,48%. Diese Streuung kann sich aus Ungenauigkeiten des Regressionsmodells ergeben, aber auch aus einer Streuung der Messwerte selbst resultieren. Ursachen für die Streuung können sein:

- geringfügige Temperaturwellen im System,
- geschichtetes Temperaturprofil in der Austrittsströmung (analog zu Anhang C.1.7 Bilanzfehler beim PWÜ-Versuchsstand),
- stationärer Zustand wurde noch nicht vollständig erreicht, da die Wärmekapazität des Prüflings unter Umständen noch nicht vollständig aufgefüllt wurde.

Eine Plausibilisierung der Messergebnisse, wie sie beim PWÜ-Versuchsstand durch einen Vergleich der Enthalpieströme beider Teilkreise durchgeführt wurde, ist bei diesem Messaufbau nicht möglich.

Bei den Prüffällen liegen die Referenzfall-bezogenen thermischen Wirkungsgrade im Bereich von 97,8 bis 102,4%. Die Streuung der Werte ist größer als bei den gasfreien Referenzfällen. Die Gründe hierfür können vielfältig sein. Ins Auge sticht aber der Fakt, dass der Medienvolumenstrom im Versuchsablauf auch während der Messzeit schwankt. Dies liegt daran, dass

sich am Kollektorausstritt die eingeleiteten Gase zwar kontinuierlich im Abschieder ansammeln, allerdings erfolgt das Abführen der Gase diskontinuierlich, da der Automatikentlüfter erst bei einem gewissen Gasvolumen anspricht und öffnet.

Im Mittel ist kein einheitlicher Einfluss der Gasbeladung auf den thermischen Wirkungsgrad erkennbar.

6.6.4 Abgeleitete Wirkungen im System

In Solarthermie-Systemen nach **Szenario 1** wird über eine Regelung der Flüssigkeitsvolumenstrom \dot{V}_W angepasst und eine Störung durch freie Gase ausgeglet. Es lassen sich für die Wirkungen auf Druckverluste folgende Aussagen treffen (siehe Abbildung 77 a)):

- Der Strömungsdruckverlust steigt im Bereich bis 8 Vol. % Gasanteil mindestens um einen Prozentpunkt je Prozentpunkt Gasvolumenanteil.
- Ab einem Volumenstrom größer 30 % von $\dot{V}_{\text{Prüf}}$ bildet der Ansatz $1/(1 - \varepsilon)$ die Effekte gut ab. Abweichungen resultieren evtl. aus der Verwendung des homogenen Modells bei der Bestimmung des Gasvolumenanteils im Prüfling. Auch eine größere Ansammlung von stationären Gaspolstern bei geringen Volumenströmen könnte diese erklären.

Für den Einfluss freier Gase auf den thermischen Wirkungsgrad gilt (siehe Abbildung 77 b)):

- Eine pauschale Aussage zum Einfluss freier Gase auf den thermischen Wirkungsgrad kann nicht getroffen werden. Im Mittel über alle untersuchten Betriebspunkte mit unterschiedlichen Kombinationen von Volumenstrom Temperatur ergibt sich gerade ein Anstieg von null.
- Bei Versuchen mit hoher Einstrahlung und geringen Volumenströmen wird der thermische Wirkungsgrad im Vergleich zum Referenzfall eher schlechter, bei Versuchen mit geringeren Einstrahlungswerten und hohen Volumenströmen wird er leicht besser.

Eine analoge Auswertung für **Szenario 2** – konstanter Gesamtvolumenstrom, sprich mit steigendem Gehalt an freien Gasen sinkt der Flüssigkeitsvolumenstrom - ist in Abbildung 114 zu finden.

Für den Druckverlust lassen sich die folgenden Aussagen treffen (siehe Abbildung 114 a)):

- Der Strömungsdruckverlust steigt im Vergleich zum Referenzfall durch freie Gase leicht an, auch wenn der Gesamtvolumenstrom konstant gehalten wird.
- Der Modellansatz $(1 - \varepsilon)$ aus Gleichung (41) kann das Verhalten nicht gut abbilden.

Der thermische Wirkungsgrad verhält sich nach Szenario 2 folgendermaßen (siehe Abbildung 114 b)):

- Das Verhalten ist analog zu Szenario 1. Wirkungsgradänderungen erschienen lediglich etwas stärker.
- Dies erklärt sich damit, dass der thermische Wirkungsgrad des untersuchten Kollektortyps nur geringfügig vom Volumenstrom abhängt. Ein Gasvolumenanteil von 8 % verringert je nach Schlupf zwischen den Phasen den Flüssigkeitsvolumenstrom nur geringfügig. Die Strömungsgeschwindigkeit der Flüssigphase in bleibt in Wandnähe annähernd gleich.

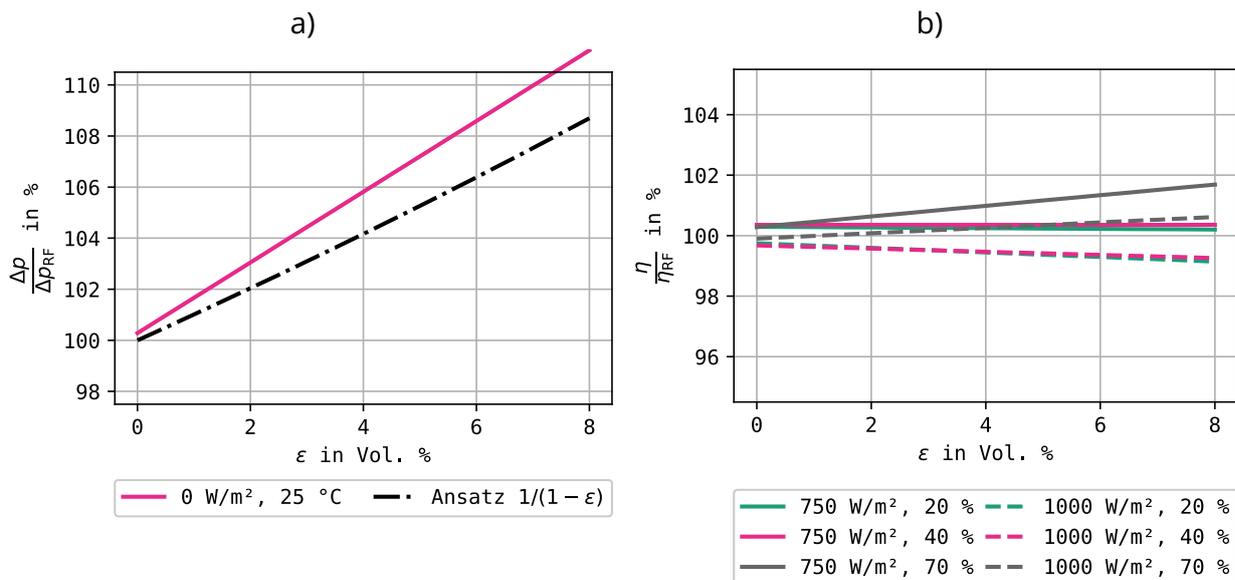


Abbildung 113 Überblick Gaswirkungen solarthermisches Kollektorfeld, Szenario 1

- a) RF-bezogener Druckverlust aufgetragen über dem Gasvolumenanteil ϵ für $25 \text{ }^\circ\text{C}$ ohne Strahlung
- b) RF-bezogener Wärmedurchgangskoeffizient aufgetragen über ϵ für zwei Strahlungswerte und jeweils drei Volumenströme in % des Prüffalls

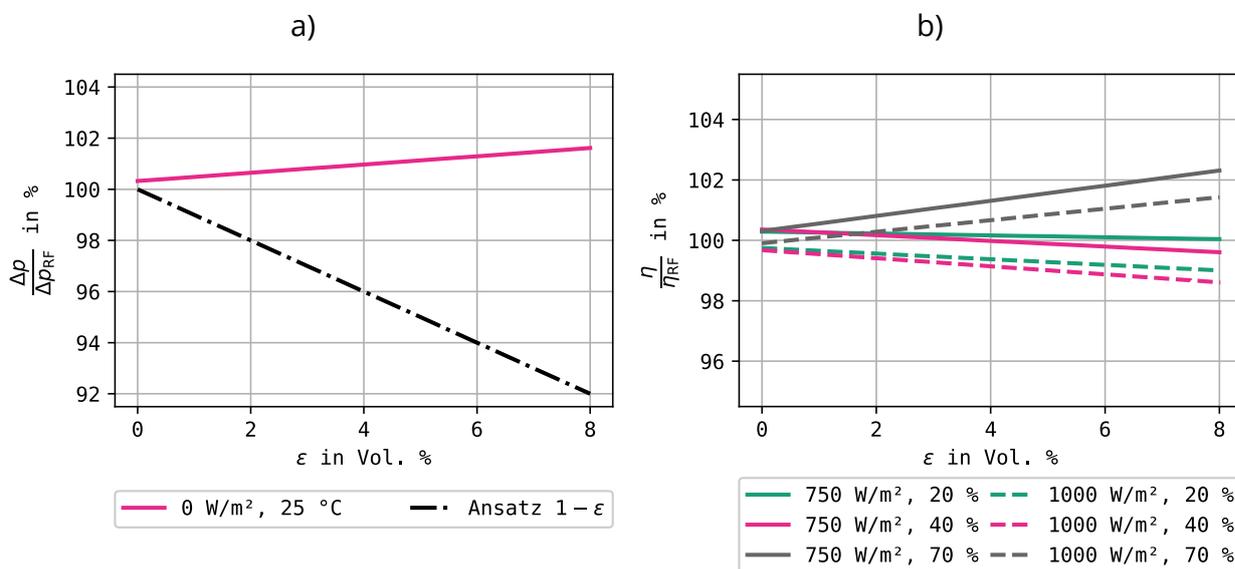


Abbildung 114 Überblick Gaswirkungen solarthermisches Kollektorfeld, Szenario 2

- a) RF-bezogener Druckverlust aufgetragen über dem Gasvolumenanteil ϵ für $25 \text{ }^\circ\text{C}$ ohne Strahlung
- b) RF-bezogener Wärmedurchgangskoeffizient aufgetragen über ϵ für zwei Strahlungswerte und jeweils drei Volumenströme in % des Prüffalls

6.7 Fazit und Ausblick

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass mit dem Versuchsaufbau definierte Zweiphasenströmungen mit freien Gasanteilen Stickstoff reproduzierbar und präzise eingestellt werden können. Die Wirkung variabler Gasanteile auf den Druckverlust und den thermischen Wirkungsgrad kann mit der verwendeten Messtechnik gut ermittelt werden. Es ist wichtig darauf hinzuweisen, dass die Güte und Zuverlässigkeit der Messergebnisse der TUD-Untersuchungen zum Plattenwärmeübertrager nicht erreicht werden kann. Die Energiebilanz kann nicht durch eine unabhängige Messung kontrolliert werden, da hierfür die Genauigkeit der Strahlungsbestimmung zu gering ist. Aufgrund des unbekanntem Schlupfes zwischen der Gas- und Flüssigphase im Prüfling wurde der Gasvolumenanteil mit dem homogenen Modell bestimmt und eine mögliche statische Druckdifferenz durch die Auftriebswirkung der Gasblasen wurde rechnerisch berücksichtigt.

Es konnte anhand der gasfreien Referenzversuche nachgewiesen werden, dass die Druckverluste des verwendeten Wärmeträgers stark temperaturabhängig sind (Temperaturabhängigkeit der Viskosität). Außerdem konnte für das Kollektorfeld (bestehend aus drei parallel verschalteten Flachkollektoren in Mäander-Bauweise) eine Volumenstromabhängigkeit des thermischen Wirkungsgrades gezeigt werden. Diese ist so nicht in den üblichen Modellansätzen zur Auslegung und Ertragsprognose enthalten und wird auch nicht in der Prüfvorschrift EN ISO 9806 gefordert. Die Volumenstromabhängigkeit ist wahrscheinlich abhängig vom Reynoldszahl-Bereich in den Strömungskanälen und auch von Kolleortyp und Schaltung. Daher ist eine allgemeingültige Umsetzung in der Prüfnorm nicht leicht, könnte aber die Modellgenauigkeit deutlich verbessern.

Bei der Auswertung nach **Szenario 1** (Regelung gleicht Störung durch Anpassen der Pumpendrehzahl aus) ist mit erhöhten Druckverlusten im Kollektorfeld (und wahrscheinlich anderen Systemkomponenten) und damit einem erhöhten Hilfsenergiebedarf zu rechnen. Die Druckverluste steigen um ca. 1,4 % je Volumenprozent freie Gase an. Die Wirkungen auf den thermischen Wirkungsgrad sind im Untersuchungsgebiet gering und liegen im Bereich der Messgenauigkeit. Es wird bei hohen Einstrahlungswerten und geringen Volumenströmen eine Verschlechterung um ca. einen Prozentpunkt gemessen, für Betriebspunkte mit geringerer Einstrahlung und hohen Volumenströmen eine leichte Verbesserung um bis zu 1,8 Prozentpunkte.

In Systemen ohne direkte Regelung der Prozessgrößen (**Szenario 2**) wird der für den Anlagenbetrieb optimale Wärmekapazitätsstrom bei Vorhandensein freier Gase nicht mehr erreicht. Der Druckverlust bleibt mit der gewählten Auswertemethodik trotz sinkendem Flüssigkeitsvolumenstrom \dot{V}_w ungefähr konstant bzw. steigt sogar leicht an. Für den thermischen Wirkungsgrad ändert sich das Verhalten im Vergleich zu Szenario 1 nicht grundlegend.

Die Unterschiede zwischen hohen und geringen Volumenströmen werden nur etwas deutlicher. Erklärbar ist dies mit dem im Vergleich zum Temperaturniveau geringen Einfluss des Wärmeträgervolumenstroms.

In den Prüffällen mit 8 Vol.-% Gasanteilen in der Eintrittsströmung wird ein 5 bis 10 % geringerer Maximalvolumenstrom erreicht.

Diese Aussagen sind für den gewählten, vergleichsweise günstigen Aufbau des solarthermischen Kollektorfeldes gültig. Treten im Kollektorfeld oder in den einzelnen Kollektoren lokale Hochpunkte auf, wird dies zu deutlichen Störungen führen. In der Praxis ist des Weiteren in großen Feldern damit zu rechnen, dass aufgrund von Gasansammlungen einzelne Kollektoren nicht mehr durchströmt werden und dadurch partielle Stagnation auftreten kann. Diese führt zu einem unsicheren Betrieb, Ertragseinbußen und Alterung des Wärmeträgermediums. Des Weiteren ist noch einmal hervorzuheben, dass die erfolgten Aussagen ausschließlich die Wirkungen des Kollektorfeldes betrachten – zusätzliche Wirkungen auf andere Systemkomponenten wie Wärmeübertrager, Umwälzpumpe und Verrohrung sind zu erwarten. Auch können regel- und abrechnungsrelevante Temperatur- und Volumenstromsensoren betroffen sein.

In jedem Fall ist der Thematik bei Konzeption, Inbetriebnahme und Wartung erhöhte Aufmerksamkeit zu widmen. Insbesondere bei Low-Flow-Systemen, in denen im Kollektorfeld die Selbstentlüftungsgeschwindigkeit nicht überschritten wird, ist mit Gasansammlungen im Kollektor zu rechnen, die nur durch Spülen bei hohen Geschwindigkeiten oder Entgasung reduziert werden können. Hier enthält beispielsweise VDI 4708-2 wichtige Hinweise. Freie Gase sind grundsätzlich zu vermeiden. Für Kleinanlagen können mobile Entgaser, die nur während der Inbetriebnahme und bei Bedarf zu den Wartungsterminen zum Einsatz kommen, eine wirtschaftliche Lösung darstellen. Freie Gase lassen sich mit einer Gasblasenkontrolle leicht detektieren und damit der Handlungsbedarf abschätzen.

Zirkulierende freie Gase in einer solarthermischen Anlage – z. B. aufgrund mangelnder Sorgfalt bei der Inbetriebnahme oder Wartung – können den Anlagenbetrieb negativ beeinflussen.

7 Gase in wärmetechnischen Kreisläufen mit Wasser und Wasser-Glykol-Gemischen

7.1 Gase in einer solarthermischen Anlage (Wasser-Propylenglykol-Gemisch)

7.1.1 Allgemeines

In Kapitel 6 wurden eingehend die Wirkungen von Gasen auf Druckverlust und Wirkungsgrad eines Kollektorfelds untersucht. Der Einfluss freier Gase auf das Gesamtsystem und damit weitere relevante Komponenten wie Pumpe oder Wärmeübertrager blieb unberücksichtigt. Da auch Wirkungen auf diese Bauteile zu erwarten sind, wurden Tests ohne Abscheidung freier Gase nach dem Kollektorfeld durchgeführt, jedoch das Gas kontinuierlich zugeführt. Damit können Aussagen über die Wirkung auf das Gesamtsystem getroffen werden.

7.1.2 Versuchsstand und -ablauf

Gegenstand der Untersuchung ist der in Kapitel 6.3.2 vorgestellte Versuchsstand als typisches Gesamtsystem für eine Solarthermie-Anlage. Der Unterschied zu dem dort durchgeführten Komponententest besteht darin, dass der in Abbildung 103 dargestellte Abscheider (rechts im Bild) abgesperrt ist und das Medium durch einen Bypass parallel zum Abscheider strömt.

Durch einen Defekt des Lampenfelds der Anlage, der nicht im Zeitraum des Projekts behoben werden konnte, war es nicht möglich, Versuche mit Strahlung durchzuführen. Aus diesem Grund fanden kalte Versuche bei 25 °C ohne Einstrahlung statt. Die Temperierung fand mithilfe des Kühlwassers statt. Es wurden zwei Versuchspunkte mit einer Begasung von $\varepsilon = 3 \%$ angefahren:

- bei niedrigem Volumenstrom (20 % des Prüfvolumenstroms)
- bei hohem Volumenstrom (70 % des Prüfvolumenstroms)

Der Versuchsablauf sieht wie folgt aus:

1. Start der Messwerterfassung
2. Entgasung der Anlage inklusive Abscheider
3. Absperrung des Abscheiders
4. Einstellen eines Systemdrucks von 2 bar_{abs}
5. Durchführung der abschnittswisen GBK zum Nachweis, dass keine freien Gase in der Anlage sind
6. Einschalten der Pumpe, Einstellen des Volumenstroms
7. ggf. Einschalten des Kühlwassers
8. Abwarten des stationären Zustands (Sollwerte für Volumenstrom und Temperatur)
9. Start der Begasung mit $\varepsilon = 3 \%$ Stickstoff

10. Beobachtung und Fotografieren des Blasenbilds in den Schaugläsern vor der Begasung, nach der Begasung und nach dem Kollektorfeld, Notieren von Vorkommnissen
11. Abschalten der Begasung, der Pumpe und des Kühlwassers sobald:
 - a. der Druck über 3 bar_{abs} steigt
 - b. der Volumenstrom auf Null sinkt
 - c. unerwartete Effekte auftreten, die ein sofortiges Abschalten erfordern
12. Durchführung der abschnittsweisen GBK

7.1.3 Ergebnisse

Die beiden Versuchspunkte unterscheiden sich insbesondere in dem Punkt, dass im 70 %-Versuch im gesamten System die Selbstentlüftungsgeschwindigkeit erreicht ist, während dies im 20 %-Versuch nicht gegeben ist. Dies äußert sich entsprechend in den Versuchsergebnissen. So sind im 70 %-Versuch die Gasblasen bereits nach einem Umlauf (Versuchsdauer: 1 Minute) des Mediums Gasblasen in der Pumpe hörbar und im Schauglas vor der Begasung sichtbar, während im 20 %-Versuch erst nach 3,7 Umläufen (Versuchsdauer: 24 min) Gasblasen im Schauglas vor der Begasung sichtbar werden. Im 20 %-Versuch lagern sich die Gasblasen durch die deutlich unter der Selbstentlüftungsgeschwindigkeit liegende Geschwindigkeit im System im Kollektor an und werden von der Strömung nicht wieder zurück zur Pumpe transportiert. Erst nach weiteren Umläufen gelangen Gasblasen bis in die Pumpe.

Im Schauglas kann in beiden Fällen beobachtet werden, dass die Gasblasen nach der Begasung eine Blasenströmung mit relativ großen Blasen bilden. Im Schauglas nach dem Kollektor zeigt sich eine Schichtenströmung. Durch die Pumpe werden die Gasblasen in Mikroblasen zerteilt, die im Schauglas vor und auch nach der Begasung zu sehen sind. Diese sind nahezu als Schaum wahrnehmbar. In Abbildung 115 sind drei Fotos, die während der Versuche aufgenommen wurden, dargestellt, die alle zu einem Zeitpunkt aufgenommen wurden, in dem die Pumpe bereits von Gasblasen durchströmt wurde.

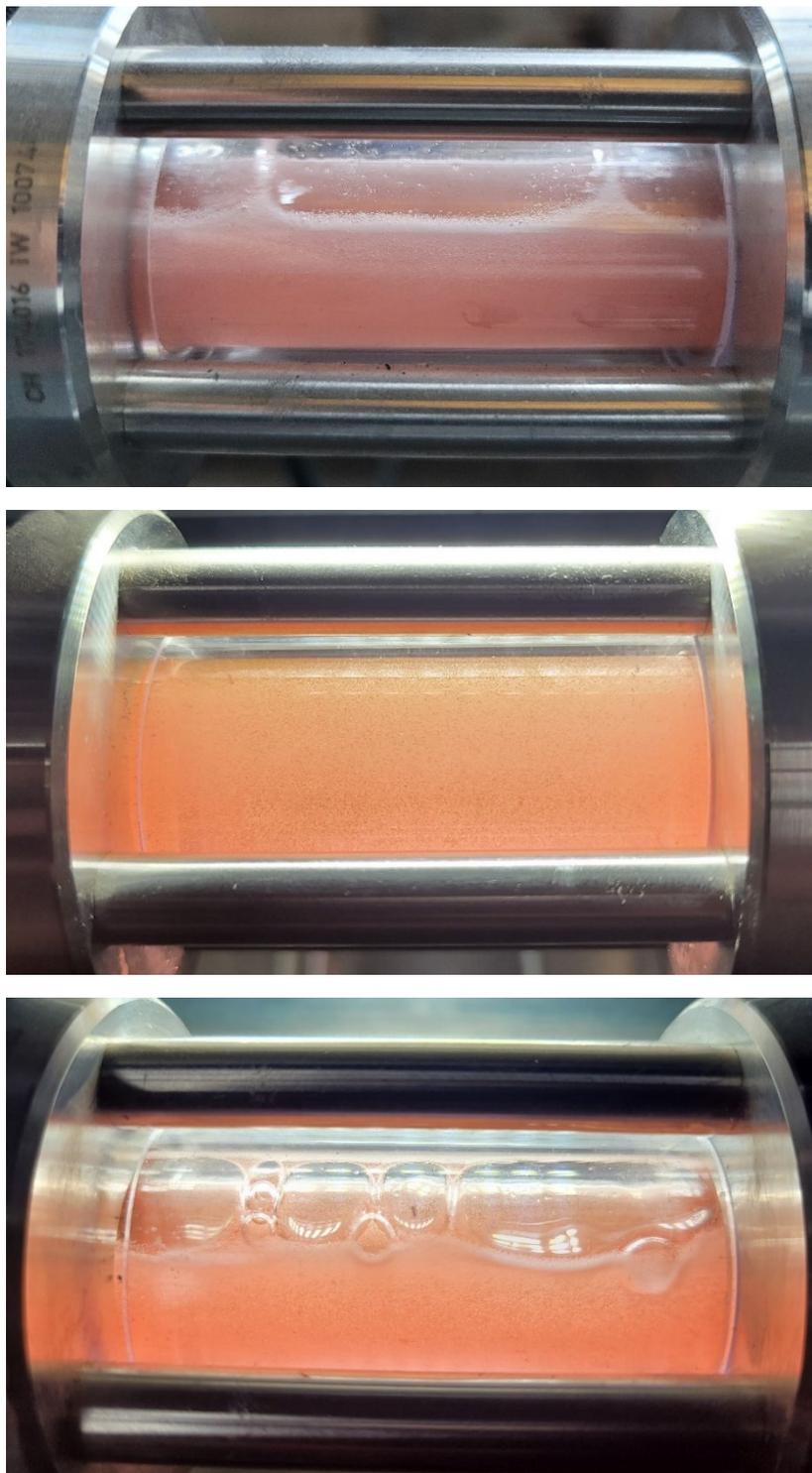


Abbildung 115 Fotos der Schaugläser vor und nach der Begasung während des Versuchs mit kontinuierlicher Begasung von $\epsilon = 3\%$ nach mehreren Umläufen des Anlagenmediums
oben: 70 %-Versuch, Schauglas nach Begasung, Versuchszeit: 5 min
Mitte: 20 %-Versuch, Schauglas vor Begasung, Versuchszeit: 24 min
unten: 20 %-Versuch, Schauglas nach Begasung, Versuchszeit: 25 min

In Abbildung 116 und Abbildung 117 sind die Druck- sowie Volumenstrommesswerte für die beiden Versuche dargestellt. Es zeigt sich für beide Versuche ein kontinuierlicher Anstieg des

Systemdrucks über die Versuchsdauer, der aus der konstanten Begasung resultiert. Dabei wird im 20 %-Versuch ein Enddruck von 2,5 bar_{abs} und im 70 %-Versuch von 2,3 bar_{abs} erreicht. Gründe dafür sind einerseits die etwas höhere Begasungsmenge im 20 %-Versuch und andererseits nicht exakt gleiche Füllgrade des MAGs zu Beginn der Versuche. Es zeigt sich ein simultaner Verlauf von Volumenstrom und Differenzdruck im Kollektor, der durch die Volumenstromabhängigkeit des Differenzdrucks begründet ist. In beiden Versuchen wird der Soll-Volumenstrom nur für eine kurze Zeit aufrechterhalten. Anschließend sinkt er mit steigendem Gasgehalt zu Beginn noch kontinuierlich, im weiteren Verlauf aber mit Fluktuationen. Diese sind im 20 %-Versuch mit ca. 0,7 l/min Differenz relativ schwach ausgeprägt, während im 70 %-Versuch der Volumenstrom teilweise bis auf fast 0 l/min fällt, um dann wieder auf bis zu 3 l/min anzusteigen.

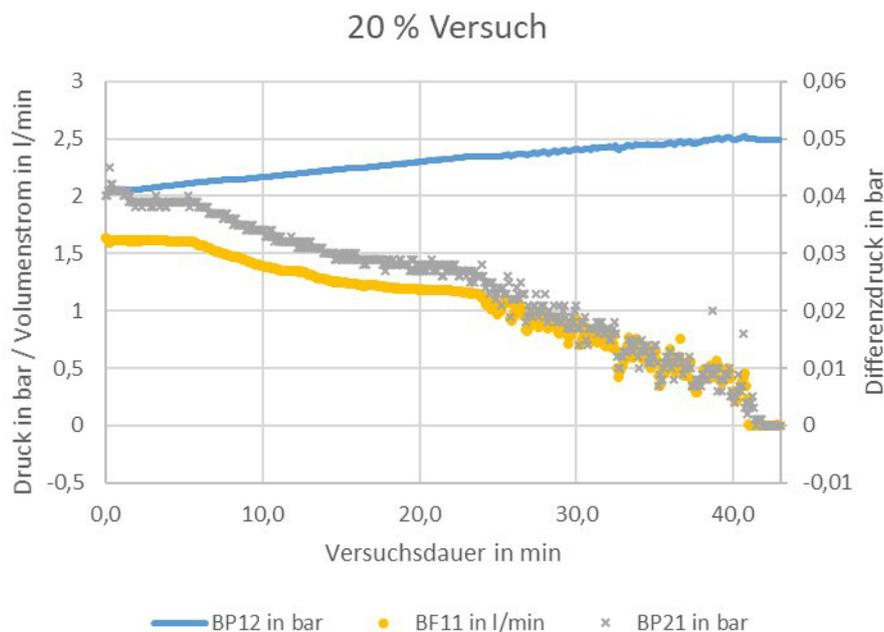


Abbildung 116 Druck- (Absolutdruck am MAG BP12 sowie Differenzdruck BP21 über das Kollektorfeld) und Volumstrommesswerte BF11 über die Versuchsdauer (kein Volumenstrom der Pumpe nach 41 min) bei Begasung des Gesamtsystems mit $\varepsilon = 3\%$ ohne Abscheider, 20 % des Prüfvolumenstroms

Beide Versuche endeten, weil der Volumenstrom auf Null sank, da die Pumpe nicht mehr fördern konnte. Dies geschah im 70 %-Versuch nach 4,9 Umläufen und im 20 %-Versuch nach 6,4 Umläufen des Anlagenmediums. Nach der nominellen Förderhöhe von sieben Metern sollte die Pumpe auch bei einem sehr hohen Gasanteil im Kollektorfeld noch Medium fördern können, weshalb anzunehmen ist, dass in beiden Fällen Gas in der Pumpe zum Stillstand dieser führte. Es konnte beobachtet werden, dass im 20 %-Versuch das Schauglas nach dem Kollektorfeld nur noch Gase, aber keine Flüssigkeit beinhaltete (nicht in Abbildung 115 dargestellt). Im 70 %-Versuch war jederzeit Flüssigkeit in diesem Schauglas sichtbar.

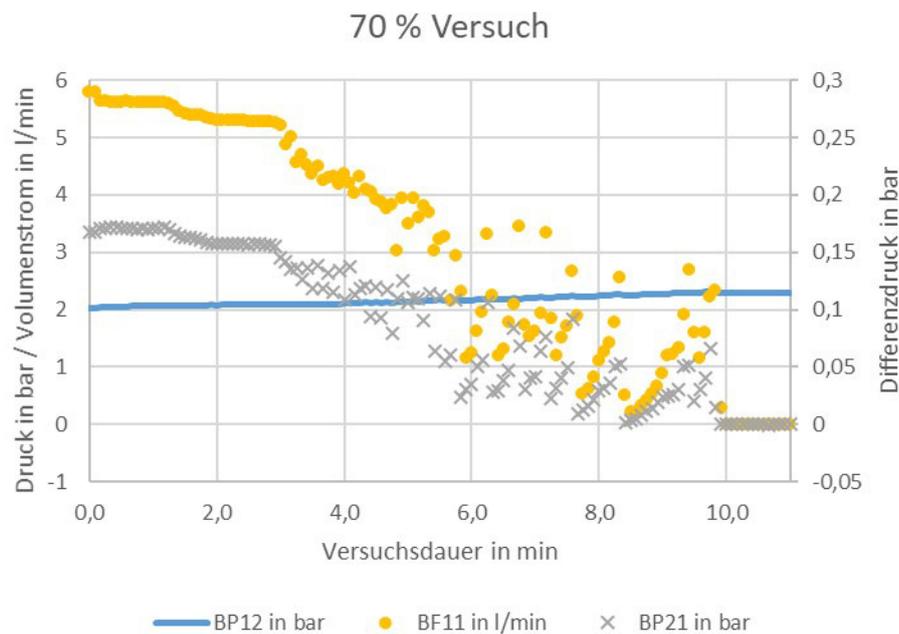


Abbildung 117 Druck- (Absolutdruck am MAG BP12 sowie Differenzdruck BP21 über das Kollektorfeld) und Volumstrommesswerte BF11 über die Versuchsdauer (kein Volumenstrom der Pumpe nach 10 min) bei Begasung des Gesamtsystems mit $\varepsilon = 3\%$ ohne Abscheider, 70 % des Prüfvolumenstroms

Bei den Gasblasenkontrollen zeigt sich in beiden Versuchen prozentual die gleiche Aufteilung der Gaspolster zwischen Kollektorfeld und dem Rest der Anlage, wobei sich jeweils etwas mehr als die Hälfte (53 bzw. 54 %) im Kollektor ansammelt. Die Ergebnisse sind Tabelle 28 zu entnehmen. Bezogen auf die Verteilung des Anlagenvolumens in diesen zwei Bereichen (Kollektor und restliches System) lagern sich mehr Gasblasen im Kollektor an. Im 20 %-Versuch wurde eine größere Gesamtgasmenge festgestellt, die unter anderem aus der etwas größeren Begasungsmenge während des Versuchs resultiert. Bei den Versuchen ohne Abscheider aus Kapitel 6.6.1 ergibt sich im 70 %-Versuch eine gleichmäßige Aufteilung des Gasvolumens zwischen Kollektorfeld und restlicher Anlage. Im 20 %-Versuch sammelt sich mit 72 % deutlich mehr Gas im Kollektor als im Rest der Anlage an. Des Weiteren konnte festgestellt werden, dass bei den Versuchen mit Abscheider im 20 %-Versuch nahezu doppelt so viel Gas im Kollektor im Vergleich zum 70 %-Versuch angesammelt wurde. Dies ist durch die im 20 %-Versuch nicht erreichte Selbstentlüftungsgeschwindigkeit im Sammler zu erklären.

Tabelle 28 Ergebnisse der Gasblasenkontrolle (GBK) für die getesteten Volumenströme bei Be-
gasung mit $\varepsilon = 3\%$ ohne Abscheider im Vergleich zu den Versuchen aus Kapitel 6.6.1,
bei denen der Abscheider aktiv war, sowie Inhaltsvolumen der Anlage

	gesamt	im Kollektor	im restlichen Sys- tem
GBK-Volumen im 20 %-Versuch ohne Abscheider	2100 ml	1125 ml (53 %)	980 ml (47 %)
GBK-Volumen im 20 %-Versuch mit Abscheider	390 ml	280 ml (72 %)	110 ml (28 %)
GBK-Volumen im 70 %-Versuch ohne Abscheider	1635 ml	890 ml (54 %)	745 ml (46 %)
GBK-Volumen im 70 %-Versuch mit Abscheider	200 ml	100 ml (50 %)	100 ml (50 %)
Inhaltsvolumen der Anlage (ohne MAG)	9 l	4,2 l (47 %)	4,8 l (53 %)

7.1.4 Fazit

Bei den Versuchen im Gesamtsystem zeigt sich, dass im untersuchten System der Volumenstrom einen großen Einfluss darauf hat, ob und wann Gasblasen in die Pumpe und den Wärmeübertrager gelangen. Nur beim Überschreiten der Selbstentlüftungsgeschwindigkeit werden Gasblasen direkt im ersten Umlauf durch das gesamte System transportiert. Bei niedrigeren Geschwindigkeiten sammeln sich diese zuvor im Kollektor an und werden erst beim Überschreiten eines gewissen Gasgehalts bis in die Pumpe befördert.

Die Gasblasen führen in der Pumpe beim Überschreiten eines bestimmten Gasgehalts dazu, dass diese trocken läuft und kein Medium mehr fördert. Das passiert bei dem höheren Volumenstrom schon bei über die Versuchszeit summiert geringeren zugeführten Stickstoffmengen. Dies führt bei solarthermischen Kollektoren bei Einstrahlung zur Stagnation der Anlage und ist zu vermeiden. In den Versuchen waren dazu aber in den Gasblasenkontrollen gemessen 18 % bzw. 23 % Gas bezogen auf das Anlagenvolumen notwendig.

7.2 Entgasung in einem Wasser-Propylenglykol-Gemisch (Tyfocor LS®)

Bereits 2013 wurden in einem Vorgängerprojekt der TU Dresden [6] Tests von Vakuumentgasern in Tyfocor LS® durchgeführt. Dort konnte festgestellt werden, dass die Entgaserleistung abhängig von der Fluidtemperatur, der Ausgangsgasbeladung und -konzentration sowie der hydraulischen Anbindung des Entgasers ist. Quantitative Aussagen konnten damals nicht getroffen werden.

Bei dem in Kapitel 7.1 durchgeführten Systemtest war es notwendig, den Versuchsstand im Anschluss an einen Versuch wieder auf einen möglichst gasfreien Zustand zu entgasen. Dazu wurde ein Vakuumentgaser, der in den Entgasertests in Wasser-Ethylenglykol gute Ergebnisse erzielte (siehe Kapitel 7.3.6), eingesetzt. Dabei konnte ein ähnliches Verhalten wie auch in Wasser-Ethylenglykol beobachtet werden. So ist der Entgaser zwar in der Lage, das Medium auf einen niedrigen Gasgehalt zu entgasen, allerdings kann im Schauglas vor dem Kollektorfeld festgestellt werden, dass während des Unterdruckabschnitts gebildete Mikroblasen nicht über den Entlüfter abgeschieden, sondern zurück in das System befördert werden. Ein Foto der in den Schaugläsern beobachtbaren Gasblasen ist in Abbildung 118 abgebildet.

Des Weiteren konnte festgestellt werden, dass die Entgaser nicht langzeitstabil arbeiten. Ein Entgaser, der zu Beginn des Projekts in Wasser-Propylenglykol noch gute Entgaserleistungen zeigte, wies im weiteren Laufe des Projekts keine signifikante Entgaserleistung mehr auf.

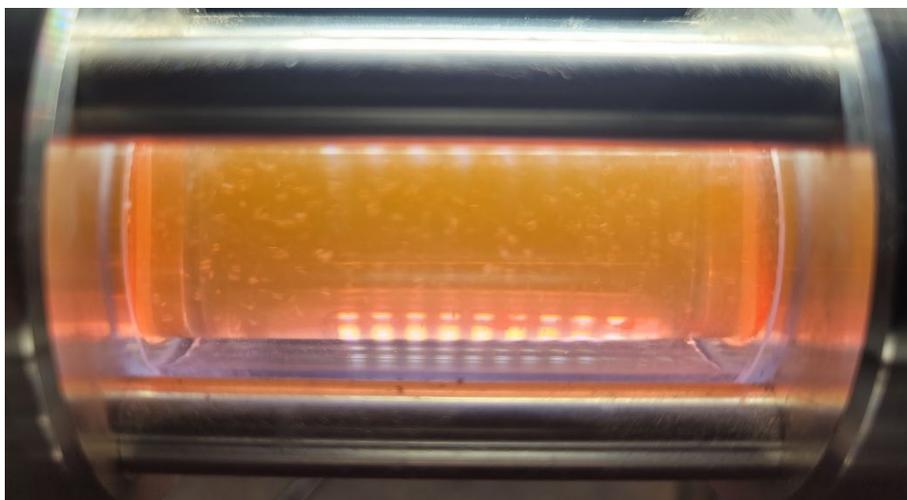


Abbildung 118 Foto der im Entgaser gebildeten Mikroblasen, die nicht über den Entlüfter abgeschieden, sondern zurück ins System befördert werden

7.3 Durchführung von Entgasertests in einem Wasser-Ethylenglykol-Kreislauf

7.3.1 Allgemeines

An der TU Dresden wurden im Rahmen der Tests von Vakuumentgasern^f Begasungs- und Entgasungsversuche in einem mit Ethylenglykol-Wasser-Gemisch befüllten Kreislauf durchgeführt. Dabei sind wichtige Erkenntnisse zur Be- und Entgasung von Anlagen mit diesem Wärmeträgermedium gewonnen worden, die von großer Praxisrelevanz sind.

7.3.2 Testkreislauf

Als Testkreislauf wurde der im Zentrum für Energietechnik installierte Erdwärmesondenkreislauf verwendet, der normaler Weise dazu dient, diverse Prüflinge (z. B. Wärmepumpen, Solarthermiekollektoren) mit den drei 65 m Erdwärmesonden als Wärmequelle und -senke zu einem Prüfkreislauf zu verbinden. Da die Versuche ohne Wärmezufuhr oder -abfuhr durchgeführt und Diffusion über die Kunststoffrohre ausgeschlossen werden sollte, wurden die Erdwärmesonden abgesperrt und der hydraulische Kreislauf mittels Bypass geschlossen. In Abbildung 119 ist der Erdwärmesondenkreislauf (im Folgenden kurz Kreislauf) stark vereinfacht mit den wichtigsten Komponentenstandorten dargestellt.

Die Anlage besitzt folgende Parameter:

- | | |
|---------------------------------|---|
| – Medium | Wasser-Ethylenglykol-Gemisch (25 vol-% Ethylenglykol) |
| – Wasserinhalt der Anlage V_A | ca. 0,42 ... 0,45 m ³
(Bandbreite, da Innendurchmesser der Rohre unbekannt) |
| – Volumenstrombereich | 1,6 – 7,2 m ³ /h |
| – Temperaturbereich | 10 bis 40 °C ^g |
| – Druckstufe | PN 10 |
| – Statische Höhe | 4,82 – 5,52 m (ab Drucksensor Entgaser)
21,54 m (ab Tiefpunkt Kreislauf) |

^f Nach VDI 4708-2 handelt es sich um Unterdruckentgaser. Da die Hersteller aber selbst die Produkte als Vakuumentgaser bezeichnen, wird hier der in der Praxis eingeführte Begriff angewandt.

^g Jedoch derzeit nicht aktiv geheizt oder gekühlt, sondern nur Gleichgewicht mit Umgebungsbedingungen und Abwärme Pumpe.

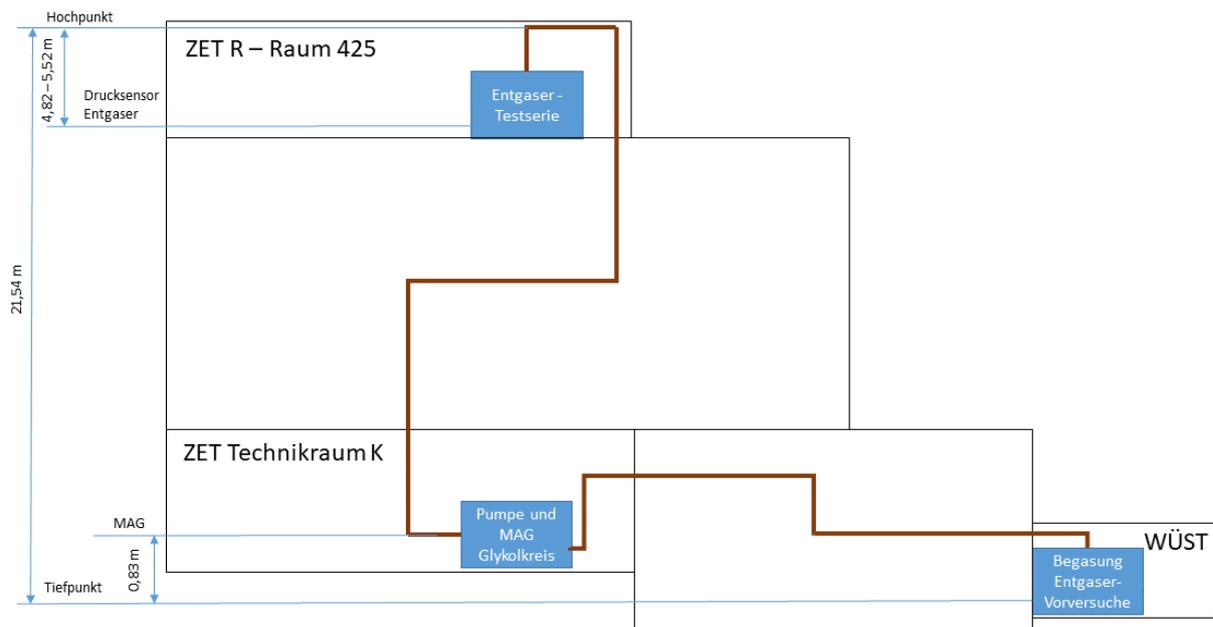


Abbildung 119 Stark vereinfachter Schnitt Zentrum für Energietechnik (ZET) mit Lage der relevanten Komponenten für die Wasser-Ethylglykol-Entgasetests und Grobschema Verrohrung

7.3.3 Versuchsablauf

Es wurden fünf Vakuumentgaser verschiedener Hersteller nach folgendem, einheitlichen Versuchsablauf getestet, der sich an Prüfaufbau 1 der VDI 4708-2 orientiert:

1. Entgasung des Kreislaufs mit einem Referenzentgaser
2. Probenahme des Ausgangszustandes vor Begasung
3. Gezielte Begasung mit technischer Luft auf einen Wert knapp unterhalb der Sättigungsgrenze von Stickstoff am Hochpunkt
4. Umwälzung über Nacht, um eine gleichmäßige Gasverteilung zu gewährleisten
5. Probenahme des begasteten Zustands (gleichzeitig Nullprobe des Entgasertests)
6. ggf. Wiederholung der Schritte 3. – 5., falls nicht der Ziel-Stickstoffgehalt erreicht wurde
7. Start Entgaser inklusive Gasausschubmessung
8. Probenahmen und Gasblasenkontrollen nach 2, 24 und 48 h Entgasung

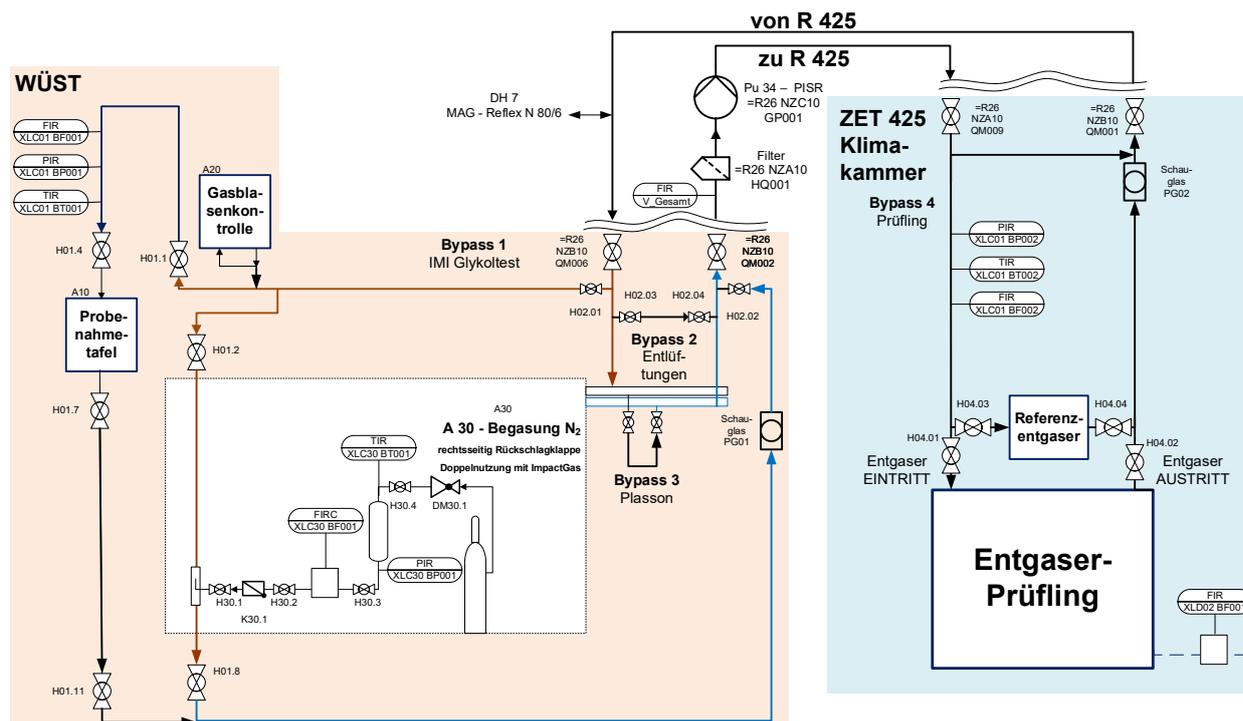


Abbildung 120 Schematische Darstellung der Einbindung der Entgaserprüflinge in den Testkreislauf am Standort ZET 425

Anschließend werden die Probenahmen am Gaschromatographie-System ausgewertet. Die auswertungsrelevanten, kontinuierlich erfassten Messgrößen sind (s. a. Abbildung 120):

- Druck (vor dem Entgaser XLC01BP002 und vor der Probenahmetafel XLC01BP001)
- Temperatur (vor dem Entgaser XLC01BT002, vor der Probenahmetafel XLC01BT001)
- Volumenstrom (im Hauptkreis V_Gesamt, vor dem Entgaser XLC01BF002 und vor der Probenahmetafel XLC01BF001)
- O₂-Signal (in der Probenahmetafel – nicht dargestellt)
- Gasausschub (am Entlüfter des Entgasers XLD02BF001)

7.3.4 Versuchsübersicht

Über diverse Vorversuche wurde die Versuchsdurchführung stufenweise verbessert. So konnte nach ersten Tests festgestellt werden, dass sich der hohe Druck von 3,0 bar_ü am Standort WÜST negativ auf die Entgaserleistung auswirkt. In den ersten drei Versuchsreihen mit den Entgasern 1, 2 und 5 konnte eine nur minimale bzw. keine Gasgehaltsreduktion nach Entgasung festgestellt werden. Aus diesem Grund wurde die Entscheidung getroffen, den Entgaserstandort in die Klimakammer des Raums ZET-R 425 zu versetzen, in der am Entgaser Drücke zwischen 1,7 und 2,0 bar_ü anliegen. Für diese Einbaubedingungen zeigte sich eine verbesserte Entgaserleistung, wobei jedoch der Gasausschub im Unterschied zu den Entgaser-tests im Wasserkreislauf deutlich reduziert ist. Folgerichtig war eine Verlängerung der

Entgasungsdauer auf 48 h statt wie zuvor 24 h für die Wasser-Versuche notwendig. Außerdem wurde zur Ermöglichung einer zusätzlichen visuellen Plausibilisierung beschlossen, zwei Schaugläser einzubauen (ein Schauglas nach der Begasung am Tiefpunkt und das zweite am Entgaseraustritt jeweils vertikal eingebaut). Als finale Anpassung wurde schließlich der Einbau eines zusätzlichen Bypasses in der Klimakammer vorgenommen, an den der Referenzentgaser angeschlossen ist. Dieser ist notwendig, um zu Beginn der Versuche den entgasten Zustand herzustellen. Der Referenzentgaser wurde für die Versuche mit den Entgasern 3 bis 5 verwendet.

Außerdem hervorzuheben ist, dass die Begasung im Gegensatz zu den Entgasertests in Wasser nicht mit reinem Stickstoff, sondern mit technischer Luft durchgeführt wird. Dadurch ist es möglich, bereits während der Versuche mithilfe einer Inline-Sauerstoffmessung Aussagen über den Begasungswirkungsgrad bzw. die Entgaserwirksamkeit zu treffen.

7.3.5 Erfahrungen zur Begasung

Bei ersten Versuchen zur Begasung konnte festgestellt werden, dass es zwingend notwendig ist die Selbstentlüftungsgeschwindigkeit im gesamten System zu überschreiten. Nur so ist der Transport der über der gezielten Begasung an der Begasungseinheit in die Flüssigkeit eingebrachten Gasblasen im System gewährleistet. Folgerichtig findet auch die Bildung von Gaspolstern an lokalen oder globalen Hochpunkten statt, vielmehr wird sogar ein Auflösen von Gaspolstern möglich. Für Wasser-Propylenglykol-Gemische liegt die Selbstentlüftungsgeschwindigkeit bei 0,5 – 0,8 m/s [22]. In den Vorversuchen konnte gezeigt werden, dass für Wasser-Ethylenglykol-Gemische 0,5 – 0,6 m/s nicht ausreichend sind. So konnte nach einer Erhöhung der Geschwindigkeit im Hauptkreis auf ca. 0,8 – 1 m/s beobachtet werden, dass im System Teile von Gaspolstern als Gasblasen mitgerissen wurden und sich anschließend im Medium lösten, sofern das Medium untersättigt war. Bei Verwendung eines Volumensstroms von 109 l/min (Geschwindigkeit in DN50 Röhren 0,8 – 1,0 m/s) wird eine gleichmäßige Begasung des Systems ohne Gaspolsterbildung erreicht.

7.3.6 Ergebnisse der durchgeführten Entgasertests

7.3.6.1 Abhängigkeit der Entgaserleistung vom Druck am Einbindepunkt

Es konnte gezeigt werden, dass die Entgaserwirksamkeit abhängig vom Druck am Einbindepunkt ist. In Abbildung 121 ist der Stickstoffgehalt in Null- und Endprobe bei zwei Entgasertests über 24 h bei unterschiedlichen Drücken am Einbindepunkt dargestellt. Es zeigt sich, dass bei einem Druck von 2,0 bar_ü (orange Balken) eine Reduktion des Stickstoffgehalts um 8,9 mg_{N₂}/kg erreicht werden konnte, während bei einem Druck von 3,9 bar_ü lediglich eine Reduktion um 3,4 mg_{N₂}/kg stattfand. Dementsprechend ist es bei der Entgasung von Wasser-Ethylenglykol-Gemischen wichtig, den Einbindepunkt sorgfältig zu wählen, um eine möglichst hohe Entgaserwirksamkeit zu erreichen.

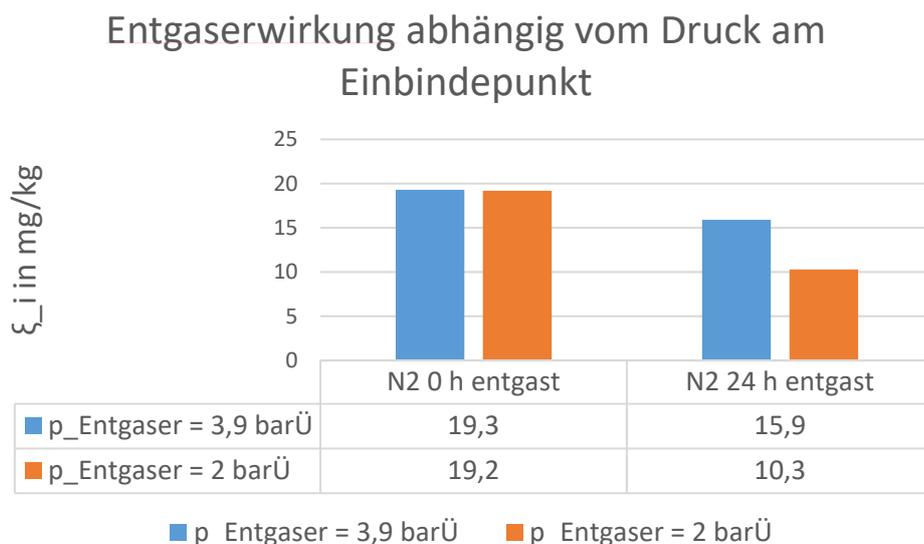


Abbildung 121 Entgaserwirksamkeit in Wasser-Ethylenglykol-Gemisch in Abhängigkeit vom Druck am Einbindepunkt, dargestellt ist der Stickstoffgehalt in Null- und Endprobe

Um den Einfluss des Drucks auf die Entgaserleistung genauer zu untersuchen, wurde im Anschluss an die Versuche bei circa 2 bar \bar{u} der Vordruck des MAG erhöht, um am Standort Klimakammer ZET 425 einen Test des Entgasers 3 bei 2,5 bar \bar{u} (dem im Handbuch vorgegebenen Maximaldruck des Entgasers) durchzuführen. Bei diesem Versuch wurde die Anlage begast und anschließend eine Entgasung über ca. 22,5 h durchgeführt. Vor Beginn und nach Abschluss der Entgasung wurde jeweils eine Probenahme durchgeführt. Dabei konnte eine Reduzierung des Gasgehalts festgestellt werden, diese war jedoch deutlich geringer als bei den beiden zuvor mit diesem Entgaser durchgeführten Entgasertests bei 1,9 bar \bar{u} . Es wurde ein Endgasgehalt von 15,0 mg/kg erreicht, während bei einem Druck von 1,9 bar \bar{u} nach 24 h Entgasung ein Gasgehalt von 9,5 mg/kg erzielt wurde. In Abbildung 122 sind vergleichend die Minutenmittelwerte des Gasausschub-Volumenstroms bei 1,9 bar \bar{u} und 2,5 bar \bar{u} dargestellt, wobei für den Vergleich aus der oberen Abbildung nur der Bereich von 0 bis 22,5 h relevant ist. Der Gasausschub bei 1,9 bar \bar{u} startet bei deutlich höheren Werten als bei 2,5 bar \bar{u} und nimmt im Versuchsablauf zwar ab, sinkt aber nicht wesentlich unter den deutlich geringeren Gasausschub bei 2,5 bar \bar{u} . Letzterer ist über die gesamte Entgasungsdauer nahezu konstant und im Mittel deutlich niedriger als bei 1,9 bar \bar{u} . Der Entgaser ist also auch bei diesem erhöhten Druck von 2,5 bar \bar{u} in der Lage, Gas auszuschieben, jedoch ist die Entgaserleistung deutlich reduziert.

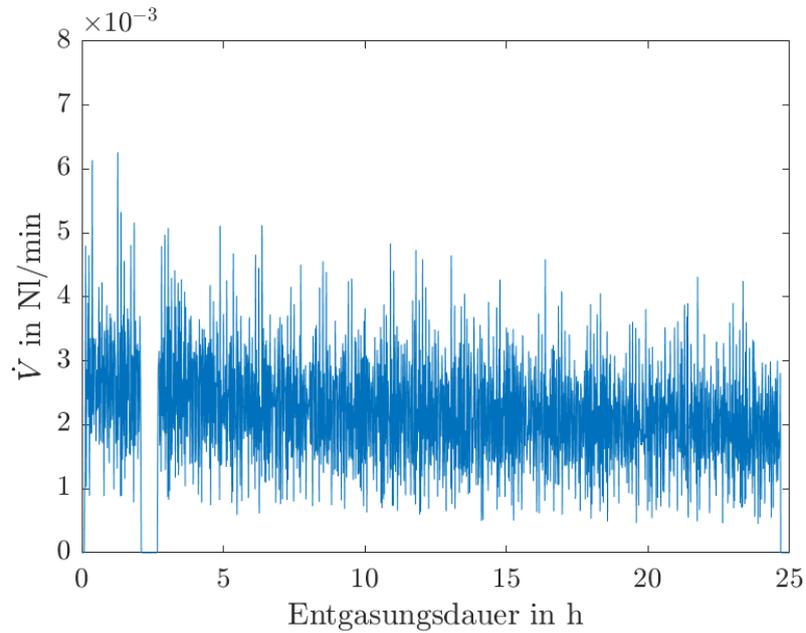
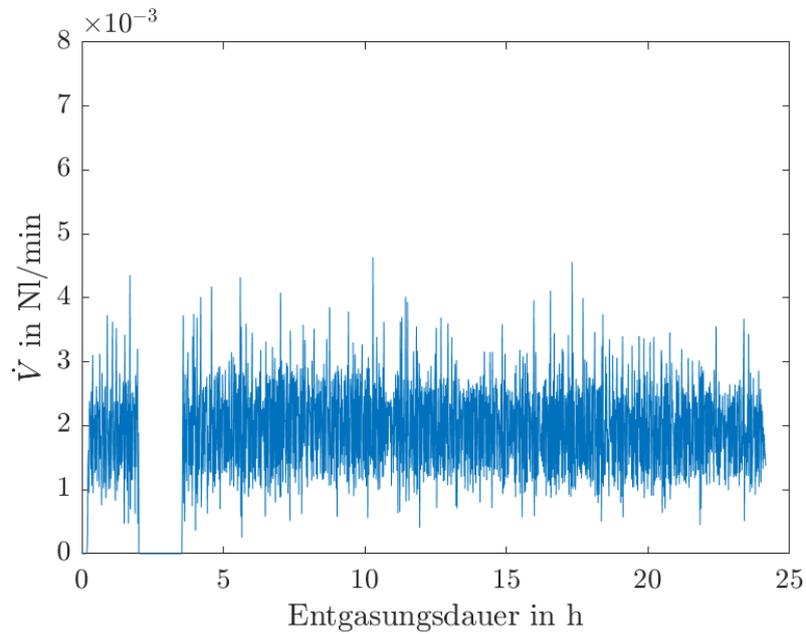
Gasausschub - Minutenmittelwerte Entgaser 3 ($p = 1,9 \text{ bar}\ddot{U}$)Gasausschub - Minutenmittelwerte Entgaser 3 ($p = 2,5 \text{ bar}\ddot{U}$)

Abbildung 122 Minutenmittelwerte des Gasausschub-Volumenstroms für Entgaser 3,
oben: Druck am Entgaser p_{Entg} von $1,9 \text{ bar}\ddot{U}$,
unten: Druck am Entgaser p_{Entg} von $2,5 \text{ bar}\ddot{U}$

7.3.6.2 Vergleich der durchgeführten Entgasertests

Es zeigte sich, dass bei 1,7 – 2 bar_ü am Einbindepunkt lediglich zwei der fünf untersuchten Entgaser eine Reduktion des Gasgehalts im System bewirken. Der Verlauf des gelösten Stickstoffs von Null- bis Endprobe ist in Abbildung 123 dargestellt. Die Entgasertests 2, 4 und 5 wurden nach 24 h abgebrochen, da in dieser Zeit keine Entgasungsleistung festgestellt werden konnte.

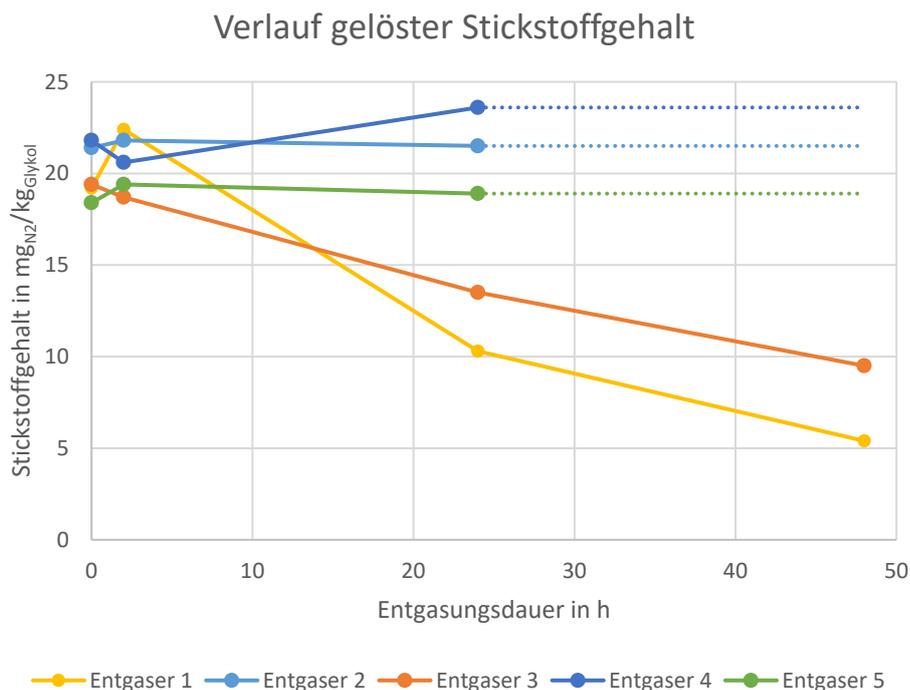


Abbildung 123 Vergleich des Zeitverlaufs der Stickstoffgehalte (gelöst) in den Entgasertests 1 bis 5 in Wasser-Ethylenglykol-Gemisch, Versuche 2, 4 und 5 nach 24 h abgebrochen, da keine Entgaserleistung innerhalb 24 h sichtbar (Verlauf bis 48 h deshalb mit gepunkteter Linie dargestellt)

Die drei weiteren Entgaser bewirken zwar eine Bildung von Gasblasen im Entgaser, jedoch sind die Entgaser nicht in der Lage, die gebildeten Mikroblasen innerhalb des Entgasungszyklus durch die in den Geräten implementierte Gasausschubeinheit auszuschieben. Stattdessen werden die Gasblasen mit dem Entgaser-Austrittsvolumenstrom in das System geschoben und können am Schauglas nach dem Entgaser beobachtet werden. In Abbildung 124 ist vergleichend das ausgeschobene Wasser-Glykol-Gemisch im Schauglas am Austritt des Entgasers für einen Entgaser mit Gasausschub (Entgaser 1) und einen Entgaser ohne nachweisbare Entgaserwirkung (Entgaser 2) dargestellt.

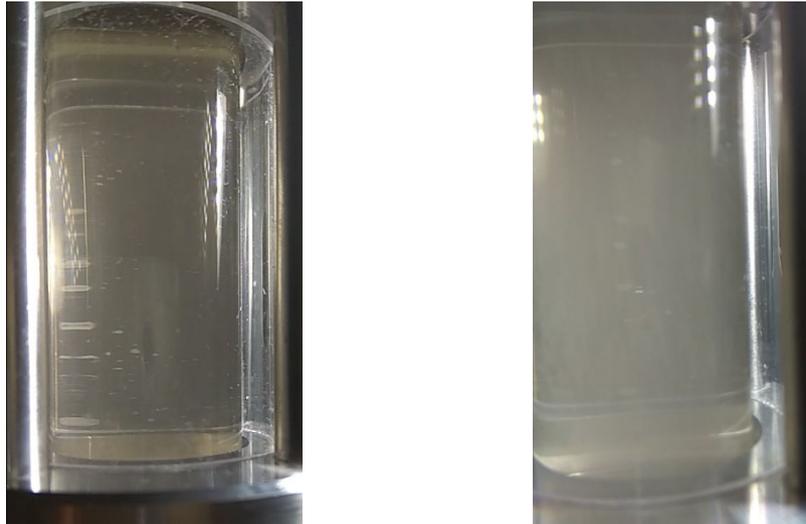


Abbildung 124 Vergleich des ausgeschobenen Mediums zurück in die Anlage am Schauglas nach Austritt des Entgasers (links: Entgaser 1 – mit Gasausschub über den Entlüfter, rechts: Entgaser 2 – kein Gasausschub über den Entlüfter)

Vergleichbare Entgaser der gleichen Hersteller wurden zuvor ebenfalls in Wasser getestet. Dabei zeigte sich im Gegensatz zu den Ergebnissen in Wasser-Ethylenglykol eine Entgasungsleistung für alle untersuchten Entgaser. Für Entgaser 1, der sowohl in Wasser als auch in Wasser-Ethylenglykol eine Entgasungsleistung zeigt, sind in Abbildung 125 die Ergebnisse des Entgasertests in Wasser sowie in Abbildung 126 die Ergebnisse in Wasser-Ethylenglykol dargestellt. Dabei ist zu beachten, dass der Entgasertest in Wasser lediglich eine 24-stündige Entgasung umfasst, während diese in Wasser-Ethylenglykol über 48 h durchgeführt wurde. Bei der Entgasung in Wasser ist nach 24 h nahezu kein gelöster Stickstoff mehr messbar, während der Stickstoffgehalt in Wasser-Ethylenglykol nach 24 h lediglich um die Hälfte reduziert werden konnte. Auch nach 48 h Entgasung liegt der Stickstoffgehalt noch deutlich höher als im Test mit Wasser nach 24 h. Dies zeigt, dass die Entgasungsleistung in Wasser keineswegs auf Wasser-Ethylenglykol übertragbar ist. Dieses Verhalten wurde bereits 2017 bei der Entgasung in einem mit Wasser-Ethylenglykol befüllten Rückkühlkreis [23] festgestellt und konnte nun in diesen Entgasertests bestätigt werden.

Des Weiteren konnte festgestellt werden, dass die Entgaser keine gute Langzeitstabilität zeigen. So gibt es insbesondere immer wieder Probleme an den verbauten Entlüftern, bei denen ein Verkleben auftritt.

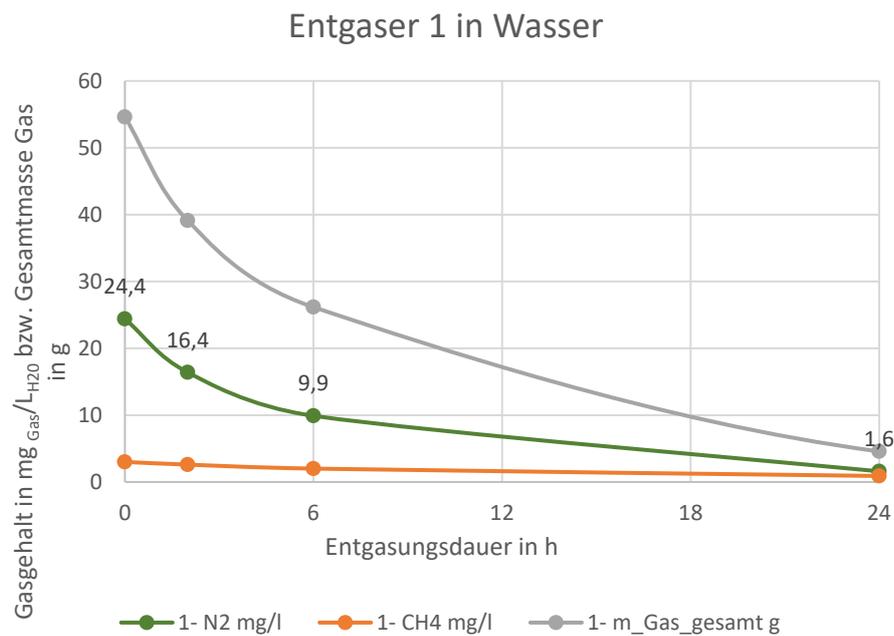


Abbildung 125 Ergebnisse des Entgasertests von Entgaser 1 in einem Wasserkreislauf (Entgasung über 24 h)

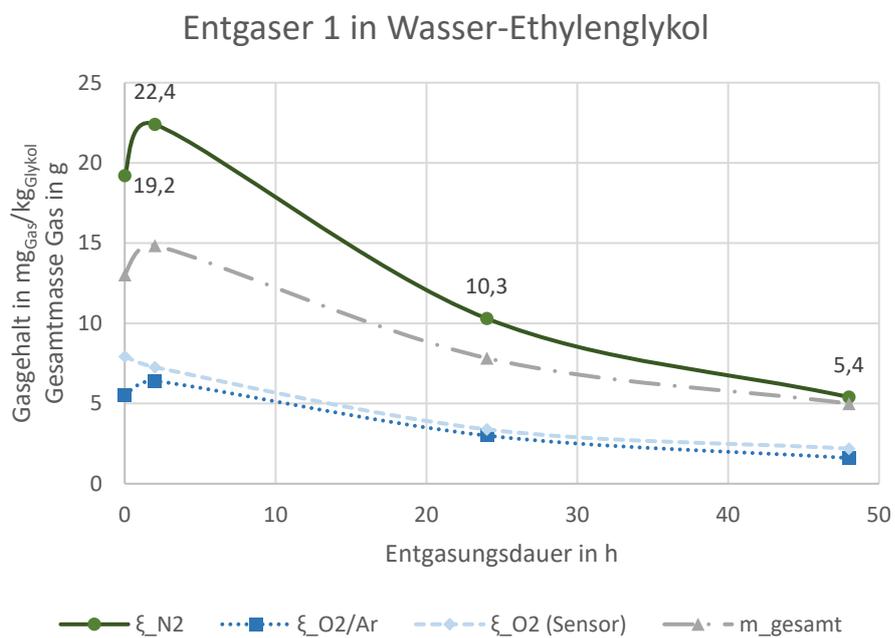


Abbildung 126 Ergebnisse des Entgasertests von Entgaser 1 in einem Wasser-Ethylenglykol-Kreislauf (Entgasung über 48 h)

7.4 Durchführung von Entgaserests nach VDI 4708-2

7.4.1 Prüfaufbau 1 und 2 nach VDI 4708-2

Der Laborprüfstand Entgasung/Diffusion, der im Projekt für den Test von Plattenwärmeübertragern diente (siehe Kapitel 4), kann ebenfalls für Entgaserests genutzt werden. Dazu ist während der Projektlaufzeit die VDI 4708-2 [12] erschienen, an welcher das Team der Professur für Gebäudeenergie-technik und Wärmeversorgung signifikant mitgewirkt hat. In der Richtlinie wird das korrekte Vorgehen bei der Entlüftung und Entgasung von Anlagen thematisiert. Ebenso ist eine Prüfvorschrift für die Durchführung von Entgaserests enthalten.

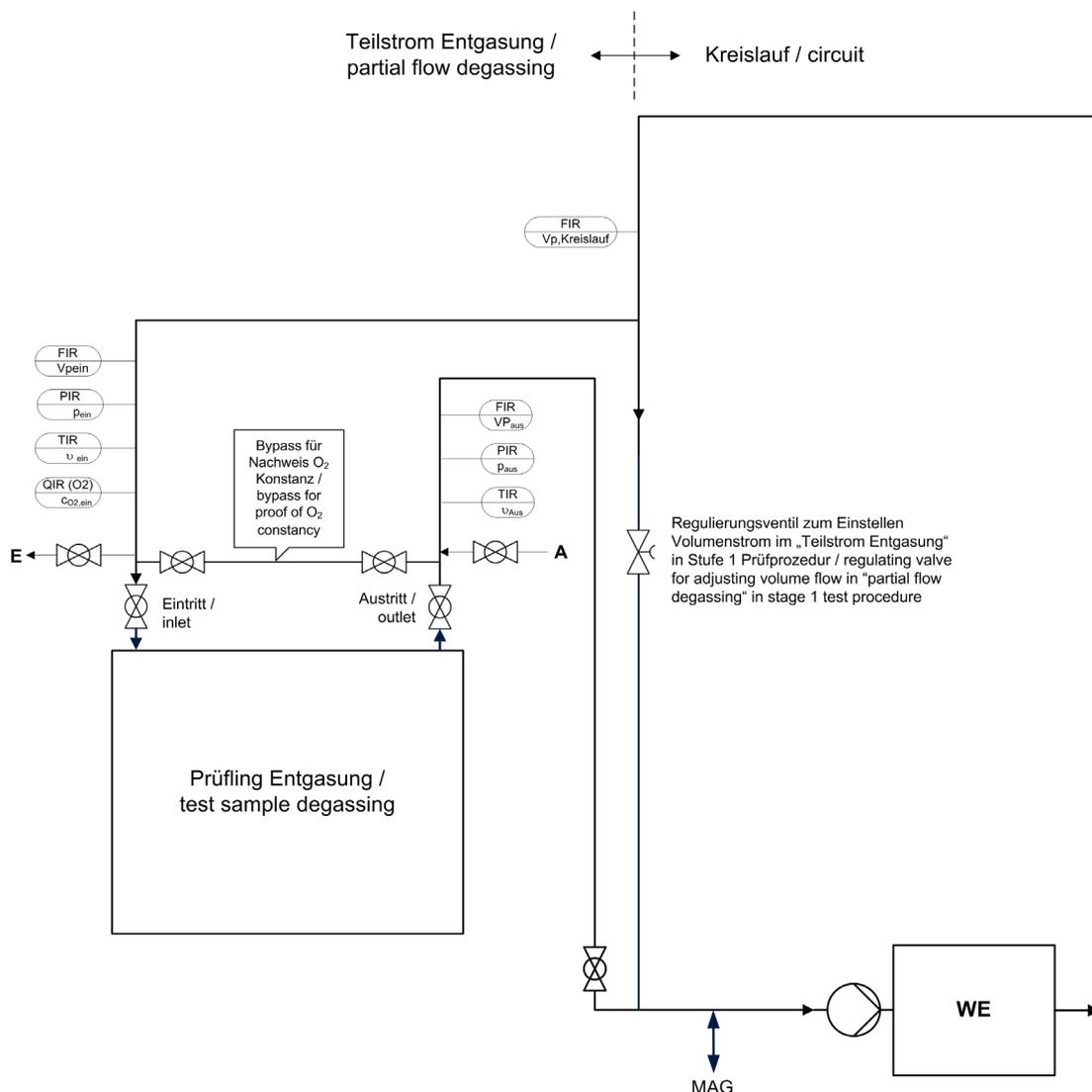


Abbildung 127 Prüfaufbau 1 nach [12]: vereinfachter Nachweis der Entgaserleistung über Sauerstoff als Parameter

Der Laborprüfstand Entgasung/Diffusion erfüllt die Anforderungen der Prüfaufbauten 1 und 2, sodass damit sowohl der Gütegrad der Entgasung des Kreislaufwassers als auch des Ergänzungswassers getestet werden kann. Für den Prüfaufbau 1, der in Abbildung 127 dargestellt ist, ist nur ein Sauerstoffsensor am Eintritt des Entgasers notwendig, der bereits an der TU Dresden vorhanden war. Für den Prüfaufbau 2, dargestellt in Abbildung 128 hingegen sind drei Sauerstoffsensoren nötig, die am Ein- und Austritt des Entgasers sowie in der Nachspeisung des Entgasers positioniert sind. Mit der Beschaffung zweier neuer Sauerstoffsensoren ist dadurch auch die Messung mit Prüfaufbau 2 möglich.

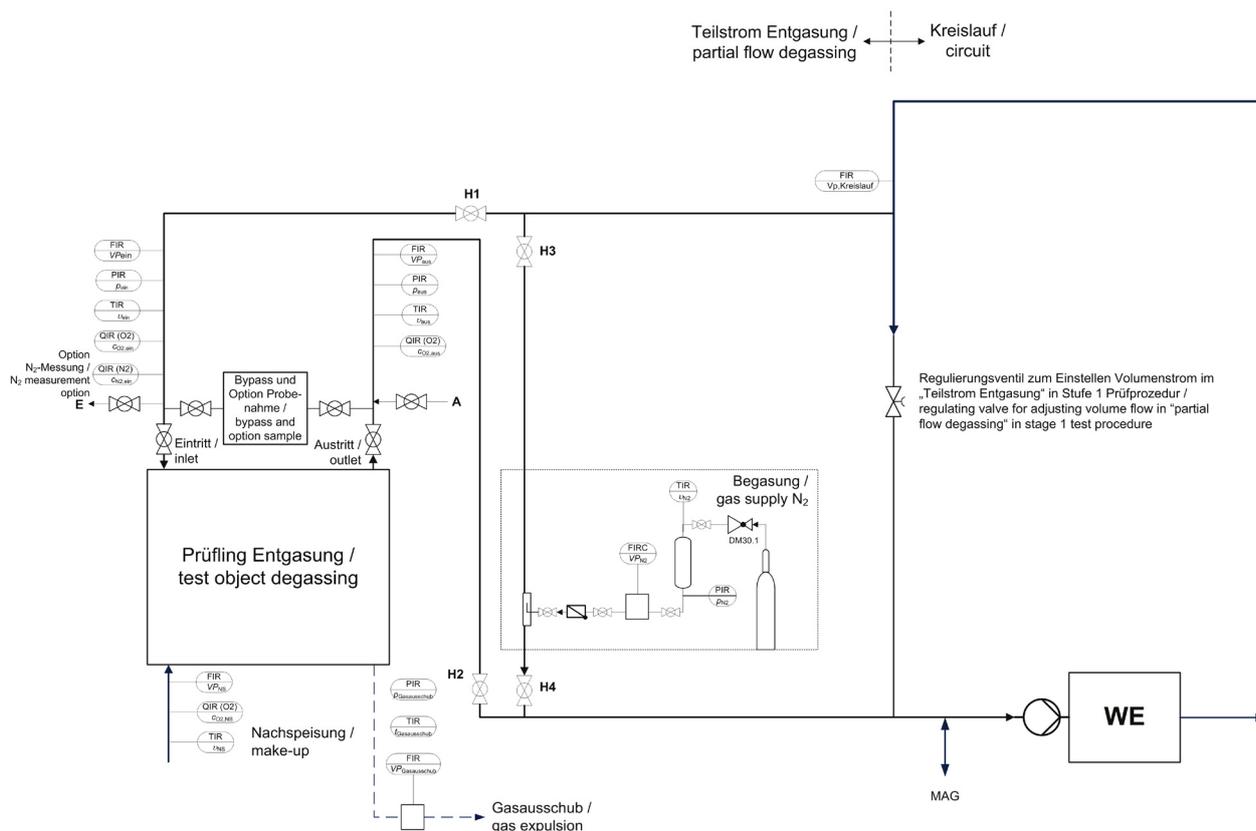


Abbildung 128 Prüfaufbau 2 nach [12]: Nachweis der Entgaserleistung über Sauerstoff und Stickstoff

7.4.2 Nachweis der Sauerstoffkonstanz am Laborprüfstand Entgasung/Diffusion

Die Versuche zum Nachweis der Sauerstoffkonstanz wurden, wie in VDI 4708-2 [12] beschrieben, durchgeführt, wobei sich folgender Versuchsablauf ergibt:

1. Start der Messwerterfassung
2. Langsam steigende beidseitige Befüllung der Anlage mit einer Mischung aus VE- und Trinkwasser (ca. 15 % Trinkwasser-Gehalt)
3. Entlüften der Anlage durch Umwälzen mit geöffneten Entlüftern
4. Entgaserbetrieb für 1 h zur Entfernung von Gaspolstern
5. Falls notwendig: erneutes Entlüften der Anlage durch Umwälzen mit geöffneten Entlüftern bis Gasblasenkontrolle (GBK) keine signifikanten Gaspolster mehr aufzeigt
6. Start Versuch Nachweis der O₂-Konstanz bei hohen Gasgehalten
 - a. Nullprobe
 - b. Umwälzen über 24 h (Umwälzen 1)
 - c. Endprobe
7. Entgaserbetrieb für 24 h
8. Start Versuch Nachweis der O₂-Konstanz bei niedrigen Gasgehalten
 - a. Nullprobe
 - b. Umwälzen über 24 h (Umwälzen 2)
 - c. Endprobe

Entsprechend VDI 4708-2 [12] ist der Nachweis der Sauerstoffkonstanz bei einem Sauerstoffgehalt zwischen 8 mg/l und 20 mg/l zu bringen. Dies entspricht bei dem hier durchgeführten Test Schritt 6. Schritt 8 wurde zusätzlich durchgeführt, um auch die Sauerstoffkonstanz bei geringen Sauerstoffgehalten nachzuweisen.

In Abbildung 129 ist der Verlauf des Sauerstoffgehalts am Sauerstoffsensord sowie in den vier erfolgten Probenahmen über die Versuchsdauer der Schritte 6 bis 8 dargestellt. Es zeigt sich ein nahezu konstanter Sauerstoffwert während der beiden Umwälzzeiten sowie die erwartete Reduktion des Sauerstoffgehalts während der Entgasung.

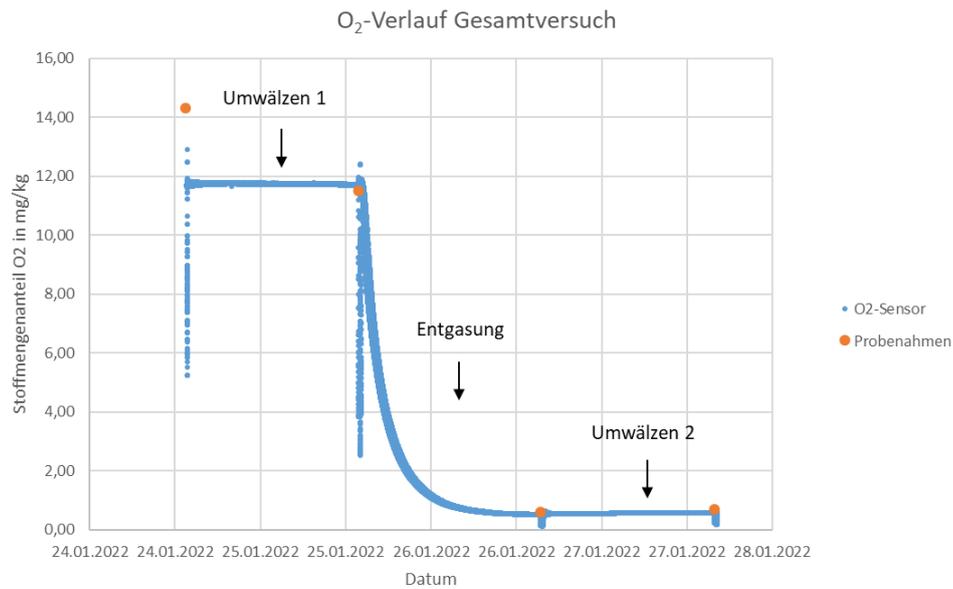


Abbildung 129 Verlauf des Sauerstoffgehalts über die Versuchsdauer (Schritte 6 – 8) am O₂-Sensor sowie bei den Probenahmen (dort wird Summe O₂/Ar gemessen)

In Abbildung 130 und Abbildung 131 ist der Verlauf des Sauerstoffgehalts im Detail für die beiden Umwälzzeiten zum Nachweis der Sauerstoffkonstanz dargestellt.

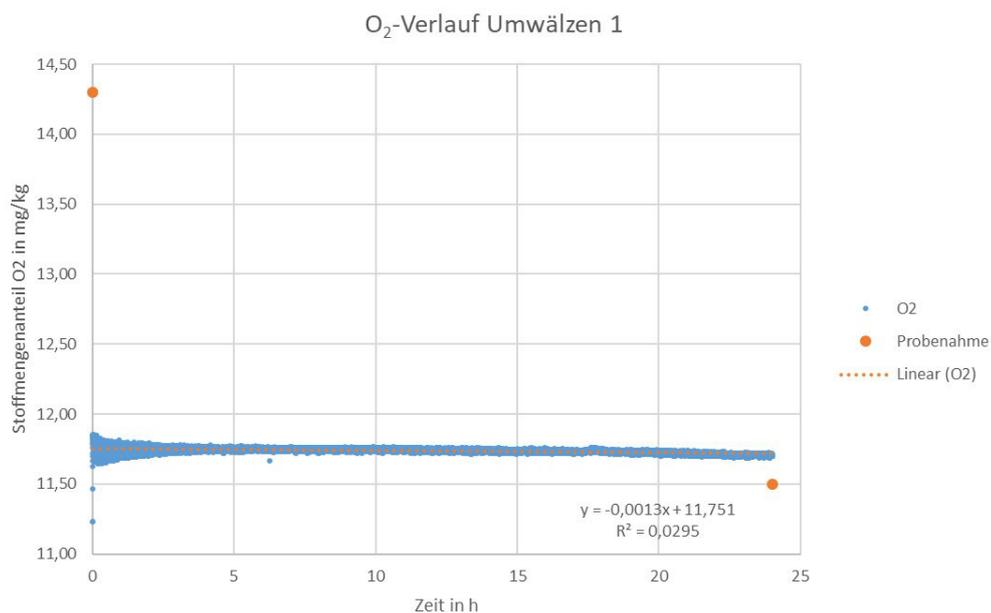


Abbildung 130 Verlauf des Sauerstoffgehalts über die 24 h Umwälzen 1 am O₂-Sensor sowie bei den Probenahmen (dort wird Summe O₂/Ar gemessen) bei hohem Sauerstoffgehalt im System

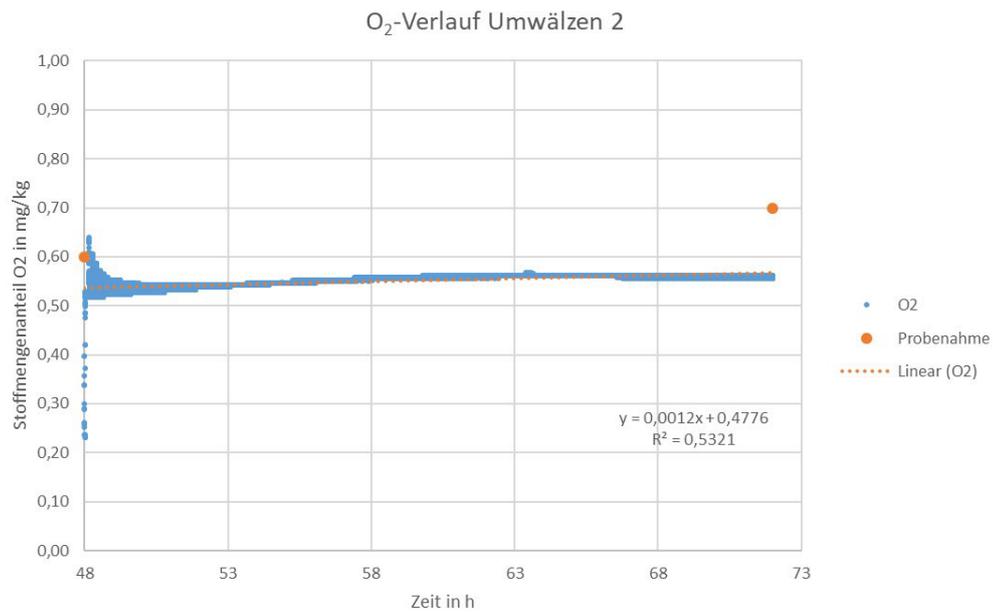


Abbildung 131 Verlauf des Sauerstoffgehalts über die 24 h Umwälzen 2 am O₂-Sensor sowie bei den Probenahmen (dort wird Summe O₂/Ar gemessen) bei niedrigem Sauerstoffgehalt im System

In Tabelle 29 sind die für den Sauerstoffabbau erlaubten Grenzen laut VDI 4708-2 [12] sowie die im Versuch gemessenen Veränderungen angegeben. Dabei zeigt sich, dass die Messwerte im Bereich der vorgegebenen Grenzen liegen. Somit ist nachgewiesen, dass im Laborprüfstand Entgasung/Diffusion Sauerstoff nicht durch Korrosion abgebaut wird und der Versuchsstand diffusionsdicht ist. Damit sind beide Prüfzenarien nach VDI 4708-2 [12] möglich.

Tabelle 29 Vergleich der Veränderung des Sauerstoffabbaus während Umwälzen 1 und 2 mit den in VDI 4708-2 [12] vorgegeben Werten

	Veränderung in den ersten 20 h in mg/kg	Veränderung in den folgenden 4 h in mg/kg
Vorgabe laut VDI 4708 Blatt 2 [12]	± 0,2	± 0,02
Umwälzen 1	-0,013	-0,019
Umwälzen 2	0,034	-0,001

7.4.3 Durchführung des Entgasertests nach Prüfaufbau 1 am Laborprüfstand Entgasung/Diffusion

Am Laborprüfstand Entgasung/Diffusion wurde unmittelbar nach dem Füllen und Spülen der Anlage mit Trinkwasser sowie dem GBK-Nachweis, dass sich keine Gaspolster im System befinden, der Systementgaser mit einer 24-stündigen Dauerentgasung betrieben. Der Sauerstoffgehalt wurde kontinuierlich mit einer zeitlichen Auflösung von 2 s mittels eines elektrochemischen Sensors gemessen (O_2 -inline). Zum Startzeitpunkt und nach einer Entgasungsdauer von 2, 6 und 24 h erfolgte die Entnahme von Flüssigkeitsproben und deren Gasgehaltsanalytik. Die Versuchsergebnisse sind in Abbildung 132 dargestellt.

Das Diagramm zeigt den zeitlichen Verlauf des Sauerstoffgehaltes (O_2 -inline, blaue Punktewolke und O_2 -Probe, blaue Kreise) auf der linken y-Achse während der Dauerentgasung. Auf der rechten y-Achse sind die mittels Probenahme bestimmten Stickstoffgehalte (N_2 -Probe, grüne Kreuze) zu sehen. Der Verlauf der unabhängigen Messverfahren O_2 -inline sowie O_2 -Probe ist fast deckungsgleich. Dies bestätigt die Gleichwertigkeit der beiden Messverfahren bezüglich Sauerstoff. Die Skalierung der rechten y-Achse wurde so gewählt, dass sich die Startwerte für N_2 und O_2 im Diagramm ungefähr überlagern. Besonders erfreulich ist der dadurch zu sehende fast deckungsgleiche Verlauf zwischen O_2 -Probe und N_2 -Probe. Dies bedeutet, dass der Systementgaser Stickstoff und Sauerstoff gleichmäßig aus dem System entfernt. Die Veränderung der O_2 -inline Messung lässt also Aussagen über die Veränderung des Stickstoffgehaltes zu. In weiteren analogen Tests an der vorliegenden Versuchsanlage konnte gezeigt werden, dass das vereinfachte Prüfzenario zum Test von Entgasern nach VDI 4708-2 auch langzeitstabil funktioniert.

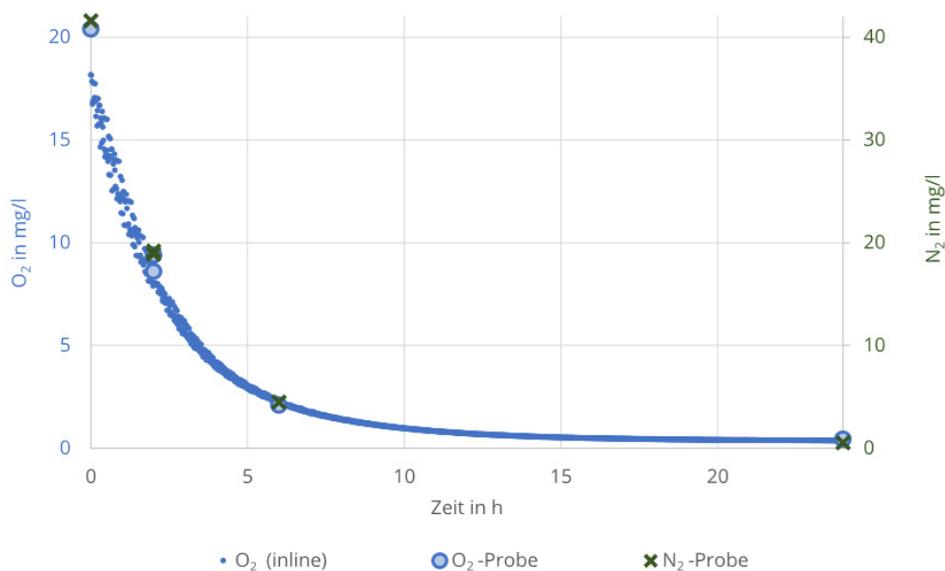


Abbildung 132 Dauerentgasung des Systementgasers über 24 h. Ergebnisse der Probenahme und Inline- O_2 -Messung elektrochemischer Sensor (Minutenmittelwerte)

7.5 Entgasung von Wasserkreisläufen bei erhöhter Systemtemperatur

7.5.1 Allgemeines

In wärme- und kältetechnischen Systemen können Gase zu einer Beeinträchtigung des gewünschten Verhaltens führen. Um die beschriebenen Effekte zu vermeiden, ist es notwendig die Systeme gut zu entgasen. Dazu werden in der Regel Entgaser wie beispielsweise Unterdruckentgaser verwendet. Aufgrund der geringeren Löslichkeit von Gasen in Wasser bei steigender Temperatur, ist anzunehmen, dass eine Erhöhung der Temperatur zu einer Verbesserung der Entgaserleistung führt.

Um den Einflussfaktor Temperatur des Kreislaufs am Eintritt in den Entgaser zu bewerten, wurden vergleichend zwei Testreihen mit einem Unterdruckentgaser durchgeführt:

- zum einen bei Umgebungstemperatur (ca. 26 °C) und
- zum anderen bei 50 °C.

Dazu kam der Laborprüfstand Entgasung/Diffusion der TU Dresden ohne den Prüfkreis ImpactGas, wie in Abbildung 133 dargestellt, zum Einsatz.

7.5.2 Versuchsdurchführung

Eine wesentliche Aufgabe bei der Durchführung von vergleichenden Entgasertests besteht in der Einstellung reproduzierbarer Ausgangsbedingungen für jede Versuchsreihe. Es wurde folgende Methodik verwendet:

1. Entleerung und Neubefüllung des Versuchsstandes mit VE-Wasser sowie einem kleinen Teil Leitungswasser (zur Herstellung einer für die magnetisch-induktiven Durchflusssensoren ausreichenden Leitfähigkeit)
2. Umwälzen sowie Entlüften des Versuchsstandes über mindestens 20 h
3. Entgasung für 2 h, um freie Gase zu entfernen
4. Probenahme zur Bestimmung des Gasgehaltes (Fokus Gasgehalt Stickstoff $\xi_{N_2, \text{befüllt}, 0h}$ und Sauerstoff $\xi_{O_2, \text{befüllt}, 0h}$) und Durchführung der Gasblasenkontrolle GBK $V_{\text{GBK}, \text{begast}, 0}$.

Der jeweilige Entgasertest umfasst 24 h Entgasung und startet mit dem so nachgewiesenen Ausgangsgasgehalt.

5. ggf. Temperierung auf die gewünschte Zieltemperatur (nur bei dem 50 °C Versuch)
6. Start Entgaser – Referenzzeit für Versuch.
7. Stopp Entgasung nach genau 2 h. Probenahme zur Bestimmung des Gasgehaltes (Fokus Konzentration Stickstoff $\xi_{N_2, \text{entgast}, 2h}$ und Sauerstoff $\xi_{O_2, \text{entgast}, 2h}$) und Durchführung der Gasblasenkontrolle GBK $V_{\text{GBK}, \text{entgast}, 2h}$. Start Entgaser.

Folgende Grundeinstellungen bzw. Parameter zu Beginn der Entgasung (0 h) gelten für die Versuche:

Tabelle 30 Grundeinstellungen und Ausgangsparameter für die Entgaserversuche mit Wasser

Parameter	Formelzeichen	Versuch 26 °C	Versuch 50 °C
Volumenstrom im Hauptkreis	\dot{V}_{HK}	5 m ³ /h	5 m ³ /h
Temperatur im Kreislauf / am Eintritt Entgaser	ϑ	26 °C ± 2,5 K (nicht temperiert)	50 °C ± 1 K (temperiert)
Druck am Tiefpunkt ≈ Druck am Entgaser	$p_{TP,0} = p_{BP01}$	3,4 bar _Ü	3,8 bar _Ü
Anfangsgasgehalt N ₂	$\xi_{N_2,begast} = \xi_{N_2,0}$	41,6 mg _{N₂} /kg _W	44,8 mg _{N₂} /kg _W
Anfangsgasgehalt O ₂ /Ar	$\xi_{O_2,begast} = \xi_{O_2/Ar,0}$	20,4 mg _{O₂} /kg _W	15,6 mg _{O₂} /kg _W
Volumen freie Gase am Hochpunkt (aus GBK)	$V_{GBK,begast,0}$	1,2 l i.N.	0,8 l i.N.
Masse freie Gase am Hochpunkt (aus GBK)	$m_{GBK,begast,0}$	1,50 g	1,08 g
Anfangsgesamtmasse Gas (gelöstes Gas (N ₂ und O ₂ /Ar) + freie Gase aus GBK)	$m_{Gas,gesamt,0}$	44,8 g	42,9 g

7.5.3 Grundlagen der Auswertung

Ausgewertet werden jeweils die 24 Stunden reine Entgasungsdauer, heißt die Entgasungspausen zur Entnahme der Proben aus dem Flüssigkeitskreislauf und zur Gasblasenkontrolle GBK werden ausgeblendet. Zunächst werden die Ergebnisse der Bestimmung der gelösten Gase in der Flüssigkeit für ξ_{N_2} und $\xi_{O_2/Ar}$ sowie die Messwerte des im System integrierten Inline-O₂-Sensors ξ_{O_2} gemeinsam mit dem Verlauf des Gesamtgasgehaltes $m_{Gas,gesamt}$ im Kreislauf aufgetragen, wobei ρ_W die Dichte des Wassers bezeichnet.

$$m_{Gas,gesamt} = V_{Anlage} \cdot \rho_W \cdot \sum_{i=1}^n \xi_i + m_{GBK}$$

Um die Unterschiede der Entgaserwirkung in den drei Phasen der Entgasung $\Delta\tau$ (0 bis 2 h = 2 h; 2 bis 6 h = 4 h und 6 bis 24 h = 18 h) herauszuarbeiten, wird überdies folgende spezifische Größe ausgewertet:

Mittlere spezifische Entgasungsleistung: $\hat{\xi}_i = \Delta\xi_i/\Delta\tau$

Mittlere Entgasungsleistung Gesamtmasse Gas: $\hat{m}_{Gas,ges} = \Delta m_{Gas,ges}/\Delta\tau$

7.5.4 Ergebnisse

7.5.4.1 Ergebnisse Entgasertest 26 °C

In Abbildung 134 sind die Ergebnisse des Entgasertests bei 26 °C dargestellt. Dabei werden die Sauerstoff- bzw. Sauerstoff/Argon-Gehalte auf der linken y-Achse dargestellt und die Stickstoffgehalte auf der rechten y-Achse. Die Skalierung ist so gewählt, dass die N₂- und O₂/Ar-Gehalte zu Entgasungsbeginn nahezu aufeinander fallen. Bei der Befüllung stellte sich nach dem Umwälzen ein Verhältnis von ca. 2:1 Stickstoff zu Sauerstoff ein. Dieses wird auch während der Entgasung beibehalten. N₂ und O₂/Ar werden also unabhängig vom gelösten Gasgehalt im gleichen Verhältnis entgast. Der O₂-Gehalt der Inline-Messung stimmt abgesehen von der Nullprobe gut mit dem O₂/Ar-Gehalt in der Probe überein.

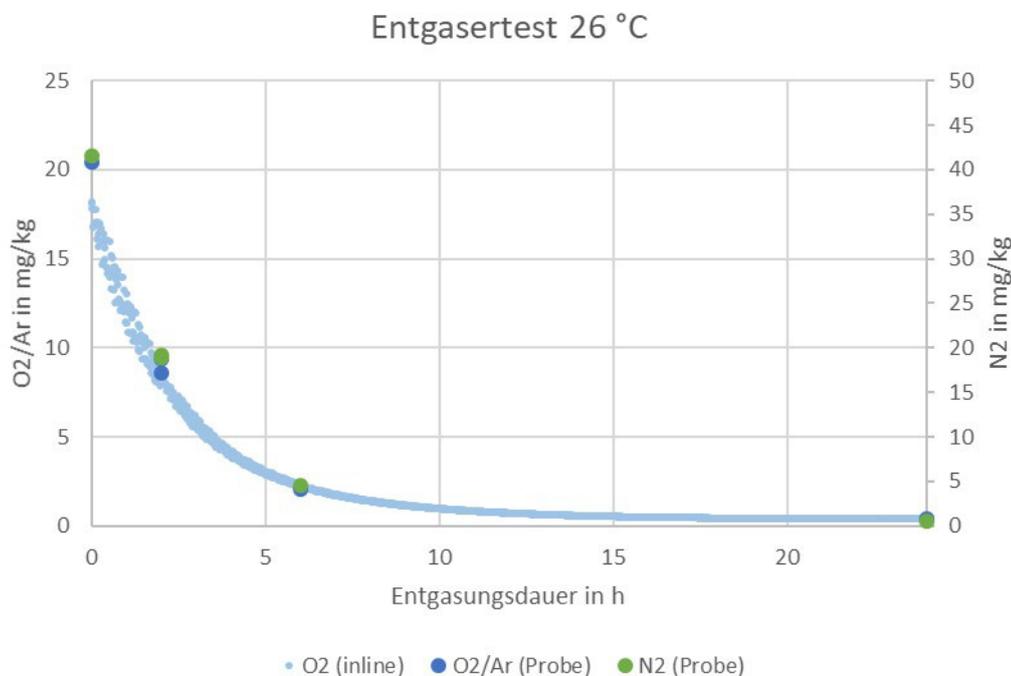


Abbildung 134 Übersicht Gasgehalte N₂ und O₂/Ar gelöst sowie Inline-O₂-Sensor bei 26 °C (Messwerte als Minuten-Mittelwerte)

7.5.4.2 Ergebnisse Entgasertest 50 °C

In Abbildung 135 sind die Ergebnisse des Entgasertests bei 50 °C dargestellt. Beim Befüllen stellte sich ein Verhältnis von ca. 3:1 Stickstoff zu Sauerstoff ein. Auch hier zeigt sich, dass dieses Verhältnis während der Entgasung beibehalten wird. Der O₂-Gehalt der Inline-Messung stimmt abgesehen von der Nullprobe gut mit dem O₂/Ar-Gehalt in der Probe überein.

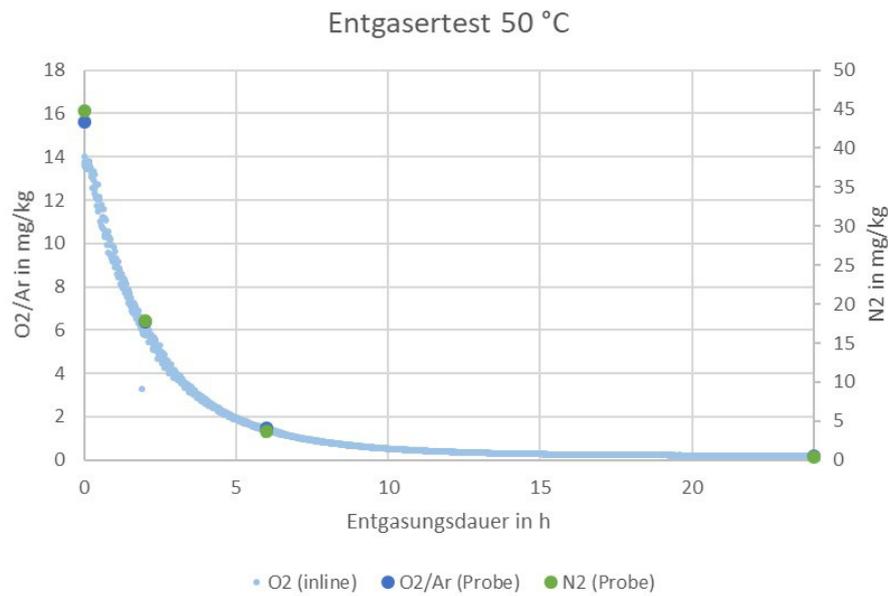


Abbildung 135 Übersicht Gasgehalte N₂ und O₂/Ar gelöst sowie Inline-O₂-Sensor bei 50 °C

7.5.5 Vergleich der Entgasertests

7.5.5.1 Vergleich Stickstoff- und Sauerstoff/Argon-Gehalte

In Abbildung 136 sind die N₂- und O₂/Ar-Gehalte der Probenahmen sowie die Inline-O₂-Messung vergleichend bei 26 °C und 50 °C dargestellt. Des Weiteren sind in Tabelle 31 vergleichend die Ergebnisse der Probenahmen für die Gasgehalte N₂ und O₂/Ar aufgeführt.

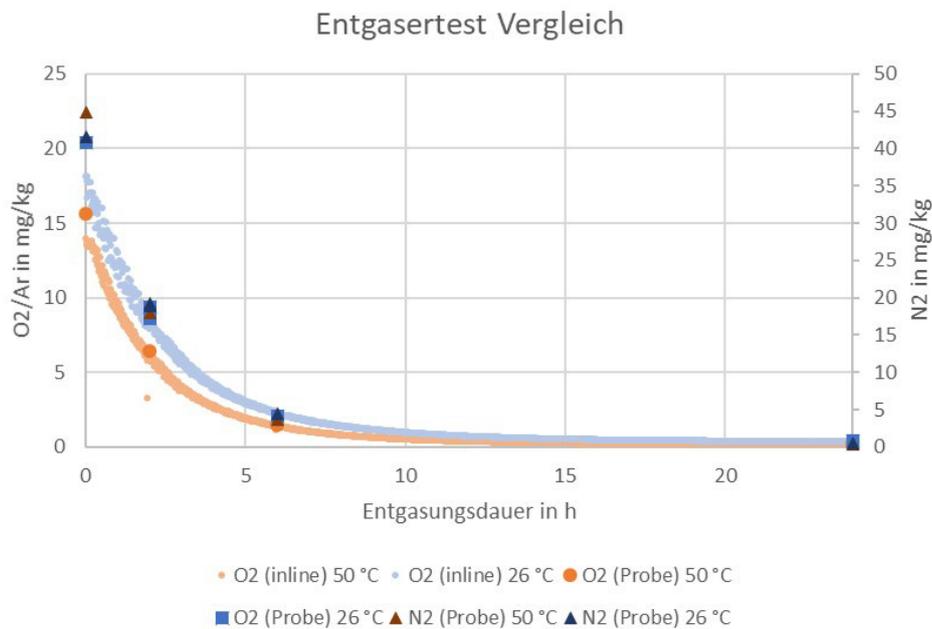


Abbildung 136 Vergleich Gasgehalte N₂ und O₂/Ar gelöst sowie Inline-O₂-Sensor bei 26 °C (blau) und 50 °C (orange)

Tabelle 31 Ergebnisse Probenahme für die gelösten Gasgehalte N₂ und O₂/Ar vergleichend für 26 °C und 50 °C, für den Versuch 26 °C wurden zwei Probenahmen nach 2 h Entgasungsdauer durchgeführt, zwischen denen eine Umwälzung ohne Entgasung von 67 h liegt

Entgasungsdauer	N ₂ -Gehalt in mg/kg (26 °C)	N ₂ -Gehalt in mg/kg (50 °C)	O ₂ /Ar-Gehalt in mg/kg (26 °C)	O ₂ /Ar-Gehalt in mg/kg (50 °C)
0 h	41,6	44,8	20,4	15,6
2 h	18,9	17,9	9,4	6,4
2 h (nach Umwälzen)	19,2	-	8,6	-
6 h	4,5	3,7	2,1	1,5
24 h	0,5	0,4	0,4	0,2

Zur besseren Übersicht sind in Abbildung 137 und Abbildung 138 vergleichend für 26 °C und 50 °C die Gasgehalte gelöstes N₂ sowie gelöstes O₂/Ar und Inline-O₂-Sensor getrennt dargestellt. Es zeigt sich bei Stickstoff in den ersten 2 h Entgasung bei 50 °C eine höhere Entgasungsleistung.

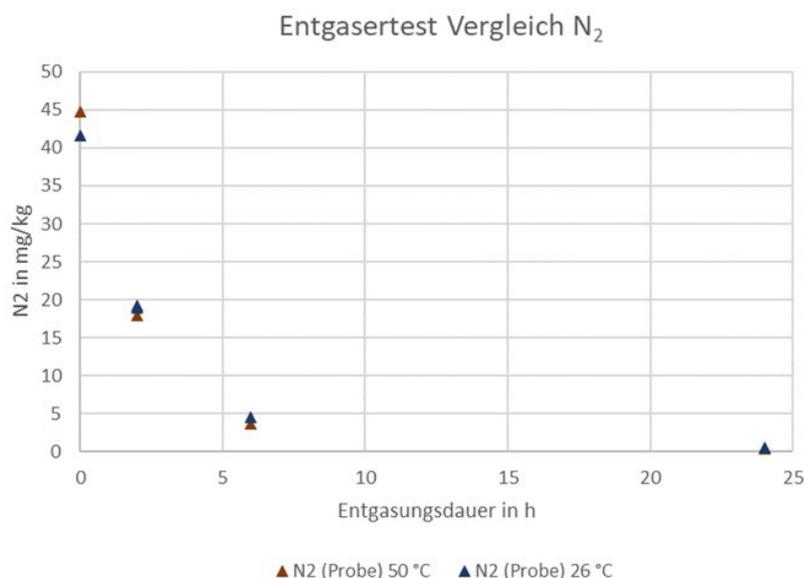


Abbildung 137 Vergleich Gasgehalte N₂ bei 26 °C (blau) und 50 °C (orange) (Messwerte als Minuten-Mittelwerte)

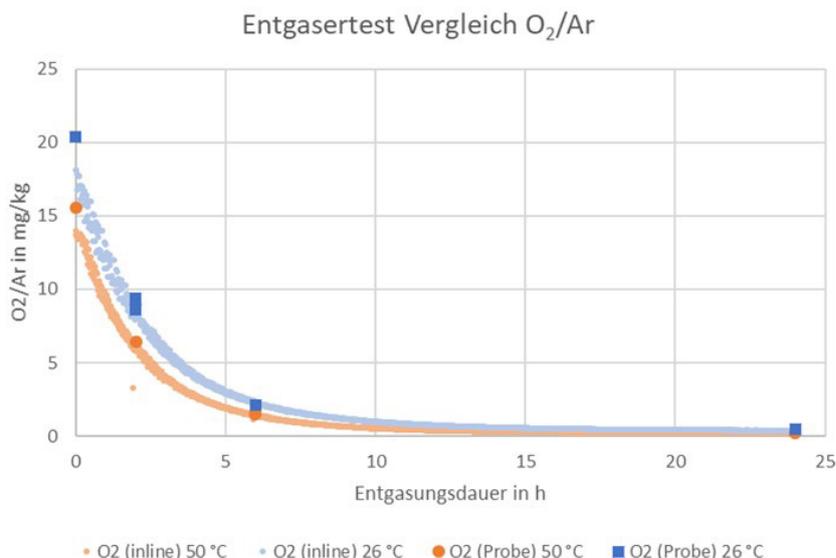


Abbildung 138 Vergleich O₂/Ar gelöst sowie Inline-O₂-Sensor bei 26 °C (blau) und 50 °C (orange) (Messwerte als Minuten-Mittelwerte)

In Abbildung 139 und Abbildung 140 sind die Entgasungsleistungen in den einzelnen Zeiträumen für N₂ und O₂/Ar vergleichend bei 26 °C und 50 °C dargestellt. Dabei zeigt sich für Stickstoff im Zeitraum 0 – 2 h eine deutlich erhöhte Entgasungsleistung, während in den Zeiträumen ab 2 h die Entgasungsleistung nahezu gleich ist. Für Sauerstoff zeigt sich in den Zeiträumen 0 – 2 h und 2 – 6 h eine deutlich höhere Entgasungsleistung für den Versuch bei 26 °C. Diese Unterschiede können auf die unterschiedlichen Startgasgehalte bei den beiden Versuchen zurückgeführt werden. So ist bei 26 °C ein höherer Start-Sauerstoffgehalt vorhanden, während bei 50 °C zu Beginn des Versuches ein höherer Stickstoffgehalt auftrat. Eine Quantifizierung der Verbesserung der Entgasungsleistung erfolgt im nächsten Abschnitt.

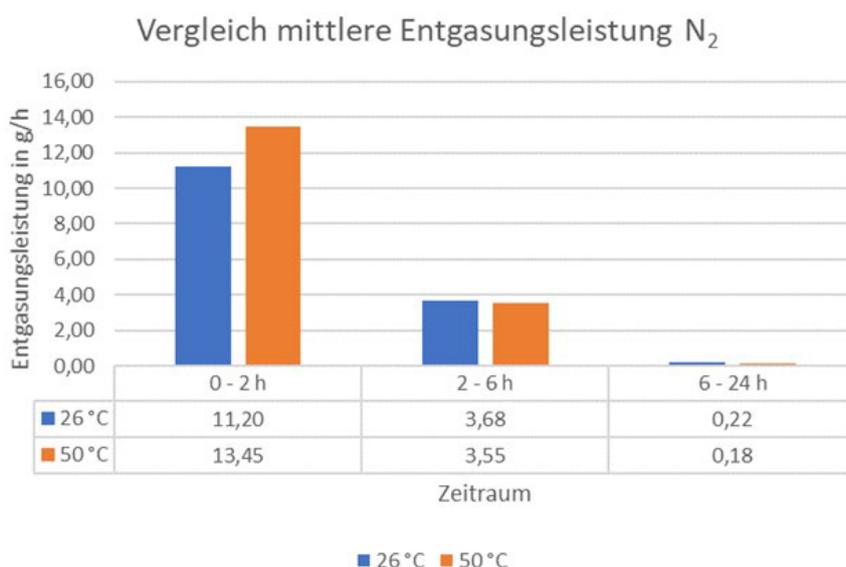


Abbildung 139 Vergleich der mittleren Entgasungsleistung für gelöstes N₂ für 26 °C (blau) und 50 °C (orange)

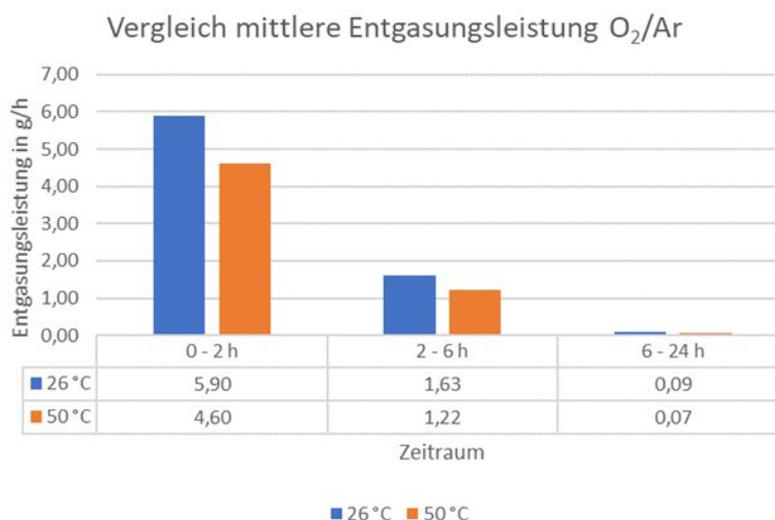


Abbildung 140 Vergleich der mittleren Entgasungsleistung für gelöstes O₂/Ar für 26 °C (blau) und 50 °C (orange)

7.5.5.2 Vergleich Gesamtmasse Gas

Zur besseren Vergleichbarkeit der Entgasertests wird die Gesamtmasse des Gases berechnet. Diese setzt sich aus der Masse von gelöstem Stickstoff und Sauerstoff/Argon sowie der Masse der freien Gase (bestimmt über die Gasblasenkontrolle) zusammen. Die Ergebnisse der Gasblasenkontrolle sowie die Gesamtmasse Gas sind in Tabelle 32 dargestellt.

Tabelle 32 Ergebnisse Gasblasenkontrolle (Volumen im Normzustand und Masse) sowie Gesamtmasse Gas vergleichend für 26 °C und 50 °C, für den Versuch 26 °C wurden zwei Probenahmen nach 2 h Entgasungsdauer durchgeführt, zwischen denen eine Umwälzung von 67 h liegt

Entgasungs- dauer	V_{GBK}	V_{GBK}	m_{GBK}	m_{GBK}	$m_{\text{Gas,gesamt}}$	$m_{\text{Gas,gesamt}}$
	in l i.N. (26 °C)	in l i.N. (50 °C)	in g (26 °C)	in g (50 °C)	in g (26 °C)	in g (50 °C)
0 h	1,16	0,84	1,50	1,08	44,8	42,9
2 h	1,15	0,84	1,49	1,09	21,2	17,9
2 h (nach Um- wälzen)	1,13	-	1,46	-	20,9	-
6 h	1,10	0,81	1,42	1,05	6,0	4,6
24 h	1,07	0,75	1,39	0,97	2,1	1,4

Anhand dieser Daten werden jeweils exponentielle Regressionen für beide Versuche erstellt. Dabei zeigt sich, dass beide Versuche mit einer leicht unterschiedlichen Gesamtmasse starten (siehe auch Tabelle 32). Um dies auszugleichen und einen Vergleich beider Versuche zu ermöglichen, wird der Verlauf für 50 °C zeitlich so verschoben, dass die Startmasse dieses Versuches auf der Kurve der exponentiellen Regression des 26 °C Versuches liegt. Der Verlauf für beide Temperaturen ist vergleichend in Abbildung 141 dargestellt. Dabei zeigt sich eine bessere Entgasungsleistung für den Versuch bei 50 °C.

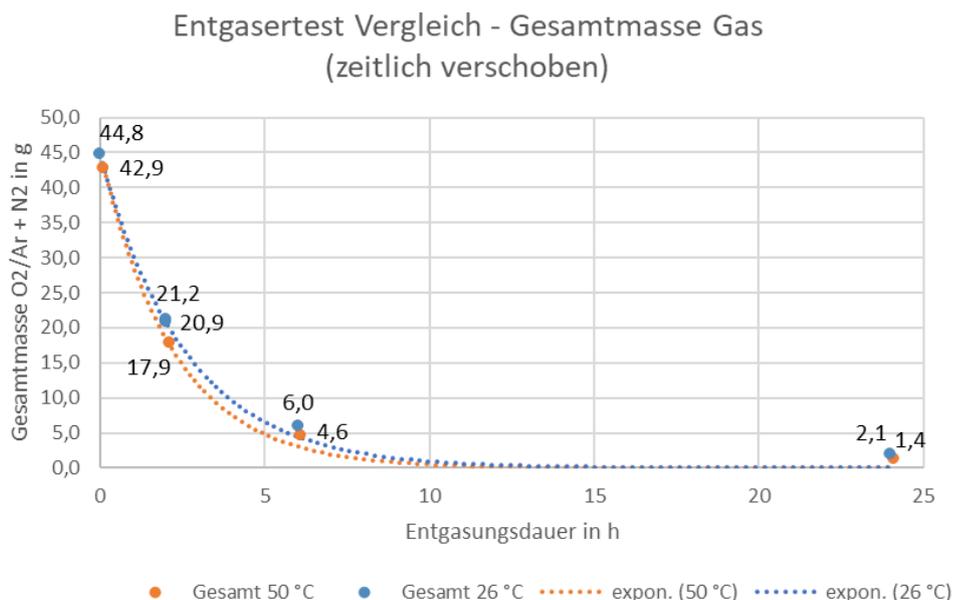


Abbildung 141 Vergleich Gesamtmasse Gas (Summe gelöstes N₂ und O₂/Ar sowie freie Gase aus GBK) bei 26 °C (blau) und 50 °C (orange)

Um die Versuche besser vergleichen zu können, ist in Abbildung 142 die mittlere Entgasungsleistung für die Zeiträume zwischen den Probenahmen dargestellt. Aufgrund der unterschiedlichen Startgasgehalte werden jedoch nicht die Werte der Probenahmen zum Berechnen dieses Werts verwendet, sondern diese wird über die exponentiellen Regressionsfunktionen zu den entsprechenden Zeitpunkten berechnet. Hier zeigt sich eine um 11 % erhöhte Entgasungsleistung für den 50 °C Versuch im Zeitraum 0 – 2 h und eine um 42 % erhöhte Entgasungsleistung im Zeitraum 2 – 6 h. Im Zeitraum 6 – 24 h ist die Entgasungsleistung für beide Versuche nahezu identisch.

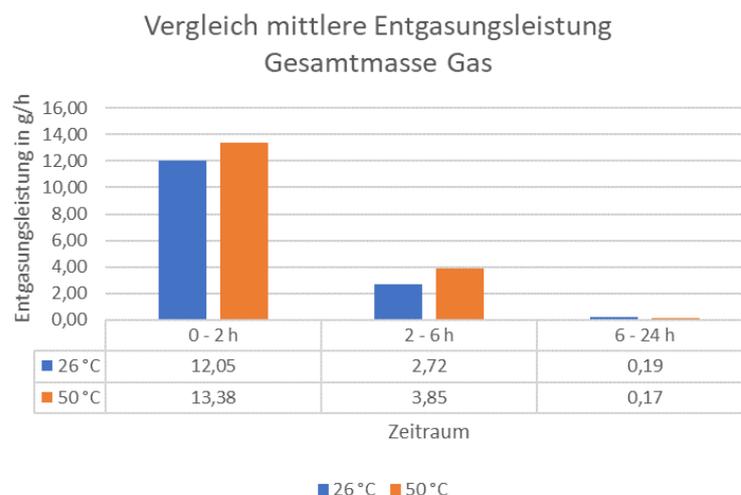


Abbildung 142 Vergleich der mittleren Entgasungsleistung anhand der Gesamtmasse Gas (Summe gelöstes O₂/Ar und N₂ sowie freie Gase aus GBK) für 26 °C (blau) und 50 °C (orange)

7.5.5.3 Fazit

Als Fazit lässt sich bei 50 °C Kreislaufmedientemperatur (typisch für Raumheizung) am Eintritt des Entgasers gegenüber 26 °C (typisch für Kühlkreisläufe) eine deutlich erhöhte Entgasungsleistung bzgl. Stickstoff und Sauerstoff insbesondere in den ersten 2 Stunden konstatieren. Nimmt man den Endgasgehalt bei den 26 °C-Versuchen nach 24 h als Maßstab, so wird bei den 50 °C-Versuchen die Entgasungsdauer ca. halbiert. Nach einer Entgasung von 24 h wurden bei beiden Temperaturniveaus sowohl der N₂- als auch der O₂/Ar-Gehalt auf $\leq 0,5$ mg/kg reduziert.

7.6 Untersuchung eines Kühlwasser-Kreislaufs

7.6.1 Problemstellung

Im Kühlwasser-Kreislauf eines Hochleistungsrechners traten nach einer Wartung Probleme auf, die sich in einem rapiden Absinken des pH-Werts und einem exponentiellen Anstieg der Leitfähigkeit zeigten. Es lag die Vermutung nahe, dass mikrobiell unterstützte Vorgänge – ggf. hervorgerufen durch Eintrag einer Minimalmenge von Glykol im Wartungsablauf – Ursache sein könnten. Deshalb erfolgte eine initiale Probenahme in deren Ergebnis eine Spülung der Anlage veranlasst wurde. Die weitere Entwicklung der Parameter im Kreislauf wurde mit Probenahmen begleitet

Die Dokumentation der Ergebnisse ist insofern von allgemeinem Interesse, da auch in anderen Kühlkreisläufen ähnliche Effekte beobachtet werden und mithin eine grundsätzlich wirksame Abhilfemaßnahme beschrieben werden kann.

7.6.2 Vorgehen

Es wurden insgesamt drei Probenahmen durchgeführt. Die erste Probenahme fand nach Auftreten des Problems und noch vor Beginn von Maßnahmen zur Behebung statt. Die zweite Probenahme wurde nach einer gründlichen Spülung des gesamten Systems mit vollentsalztem Wasser (VE-Wasser) für ungefähr 150 Stunden durchgeführt. Dabei fand jeweils im Wechsel die Spülung mit VE-Wasser und der Betrieb eines Glykolfilters statt. Eine dritte Probenahme fand nach nochmals knapp 70 Stunden Spülung mit VE-Wasser sowie dem Betrieb des Glykolfilters statt. Diese stellte den Abschluss der Maßnahmen dar.

Die Probenahmen wurden an den folgenden vier Probenahmestellen durchgeführt:

1. an einem Abgang nahe der Leitfähigkeits- und pH-Wert-Messstelle
2. an einem MAG (Membranausgleichsgefäß)
3. an einem Abgang des VE-Nachspeisewassers, um dessen Verunreinigung als Ursache auszuschließen
4. an einer Rücklaufleitung des Kreislaufs im Keller

Bei der ersten Probenahme wurden Proben an allen vier Punkten genommen und ausgewertet, während bei den folgenden zwei Probenahmen nur die ersten zwei Punkte beprobt wurden. In Abbildung 143 ist der Abschnitt des Kühlwasserkreises dargestellt, in dem sich die Probenahmestelle LF/pH-Messstelle befindet.

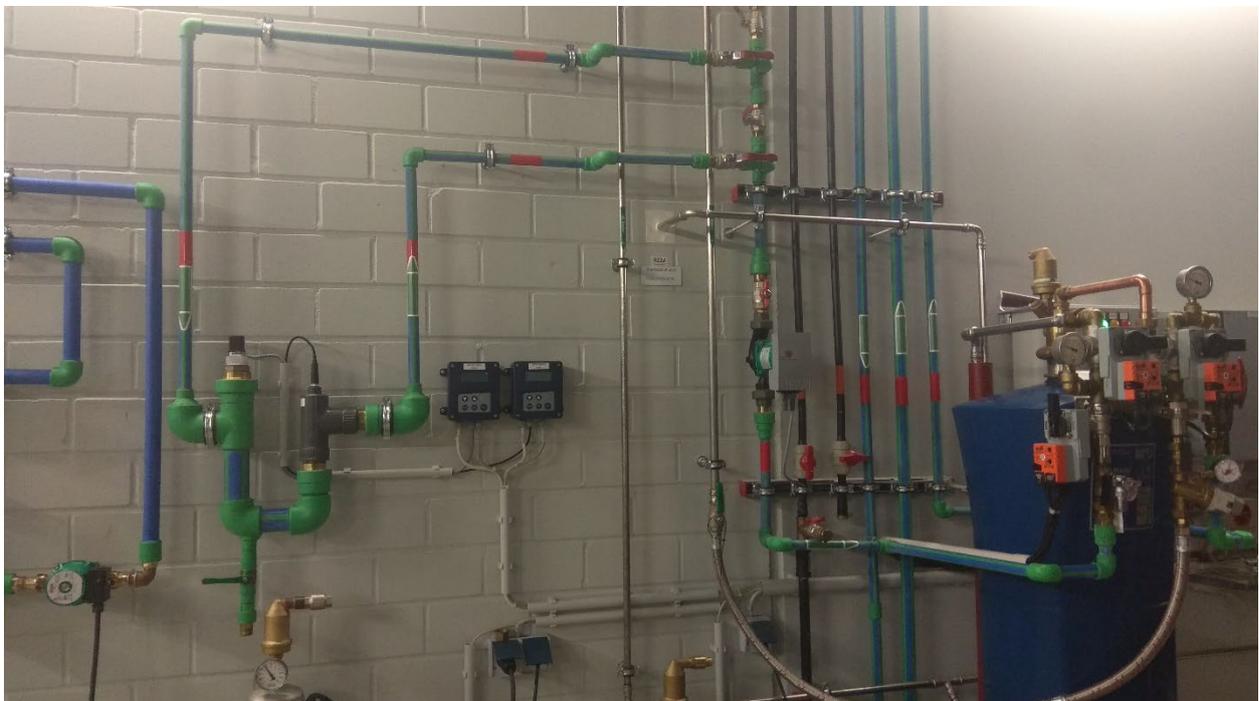


Abbildung 143 Kühlwasserkreis - Probenahmestelle LF/pH-Messstelle (links im Foto)

7.6.3 Ergebnisse

Bei der ersten Probenahme wurde der Ausgangszustand der Anlage vor Beginn der Maßnahmen festgestellt. Die Ergebnisse der vier Probenahmestellen sind in Abbildung 144 dargestellt.

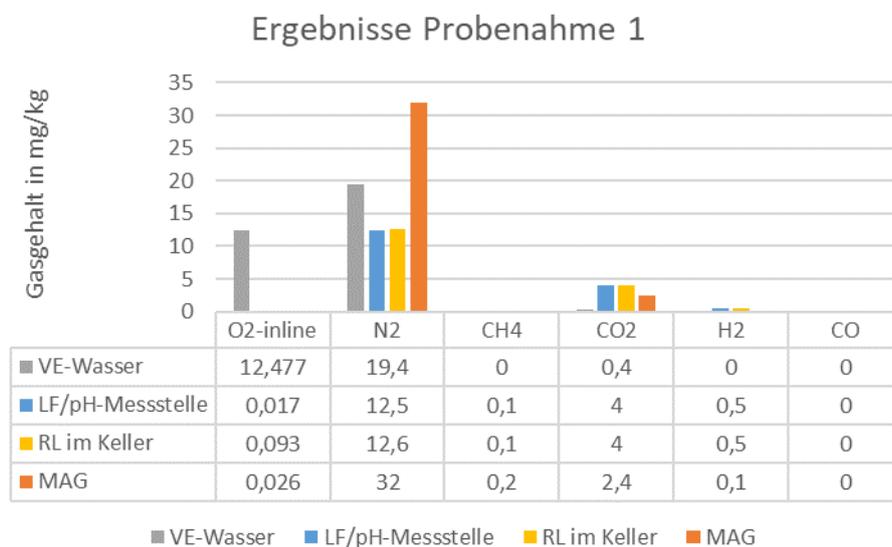


Abbildung 144 Ergebnisse der ersten Probenahme – Ausgangszustand der Anlage vor dem Spülen, Sauerstoffmessung über ein elektrochemisches Inline-Messgerät

Diese Ergebnisse der initialen Probenahme zeigen:

- Das VE-Nachspeisewasser bewegt sich im zu erwartenden Bereich für Stickstoff, Sauerstoff und CO₂. Wasserstoff oder Methan konnten nicht nachgewiesen werden. Mithin kann das VE-Wasser als Ursache ausgeschlossen werden.
- Es zeigt sich auch, dass an der LF/pH-Messstelle die gleichen Gasgehalte vorliegen wie an der Messstelle RL im Keller. Dies bedeutet, dass im ständig umgewälzten Kreislauf gleiche Gasgehalte vorliegen. Die Analyseergebnisse für Methan und Wasserstoff bestätigen die Vermutung des Vorliegens mikrobiell unterstützter Prozesse.
- Die Probenahmestelle MAG zeigt für Sauerstoff und vor allem bzgl. Stickstoff im Vergleich zu den anderen beiden Messstellen erhöhte Gasgehalte, wobei der hohe Stickstoffgehalt durch eine Diffusion aus der Gasphase des MAGs erklärbar ist.

Durch den Anlagenbetreiber wurde nach Probenahme 1 die oben bereits beschriebene Spülung mit dem nachweislich einwandfreien VE-Wasser durchgeführt.

In Abbildung 145 und Abbildung 146 sind vergleichend die Ergebnisse der drei Probenahmen jeweils für pH/LF-Messstelle sowie das MAG dargestellt. Dabei zeigen sich für die 2. Probenahme:

- ein signifikanter Rückgang der CH₄ und CO₂-Gehalte an beiden Probenahmestellen

- im Kreislaufwasser ist H₂ nicht mehr nachweisbar und am MAG nur noch in sehr geringen Konzentrationen
- am MAG sinken auch die Konzentrationen von Ar/O₂ und N₂
- an der LF/pH-Messstelle allerdings eine Verschlechterung des Sauerstoff/Argon- und Stickstoffgehalts, was auf die höheren Gehalte dieser Gase im VE-Wasser-Spülwasser zurückzuführen ist (vergleiche Abbildung 144)

Bei der dritten Probenahme sind Ar/O₂ und N₂ im Kreislaufwasser wieder leicht gesunken. Methan, Kohlenstoffdioxid und Wasserstoff sind nicht mehr nachweisbar (Werte Null = unterhalb Nachweisgrenze des Gaschromatographen). Am MAG sinkt der Kohlenstoffdioxidgehalt weiter deutlich und Wasserstoff ist nicht mehr detektierbar. Sauerstoff- und Stickstoffgehalt bleiben konstant. Es konnte aber ein erneut steigender Methangehalt – und zwar über den Ausgangsgasgehalt hinaus – festgestellt werden. Dies deutet auf biologische Prozesse hin, die Methan produzieren.

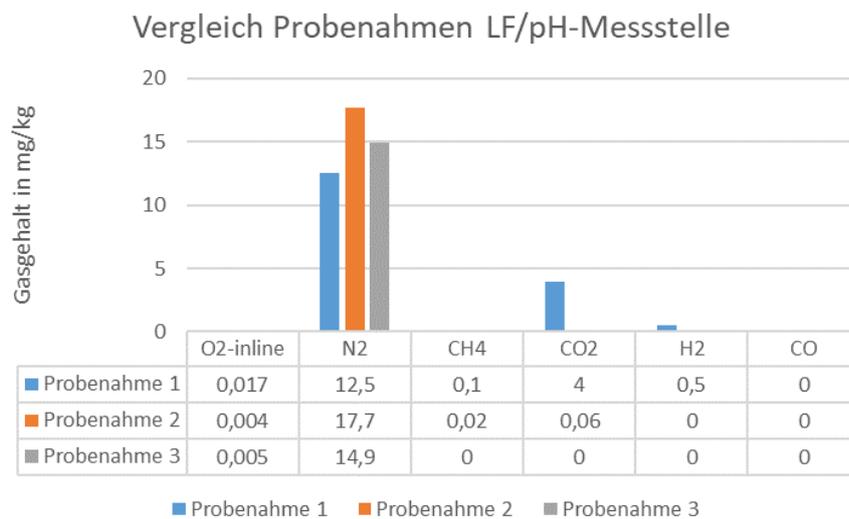


Abbildung 145 Vergleich aller drei Probenahmen an der LF/pH-Messstelle

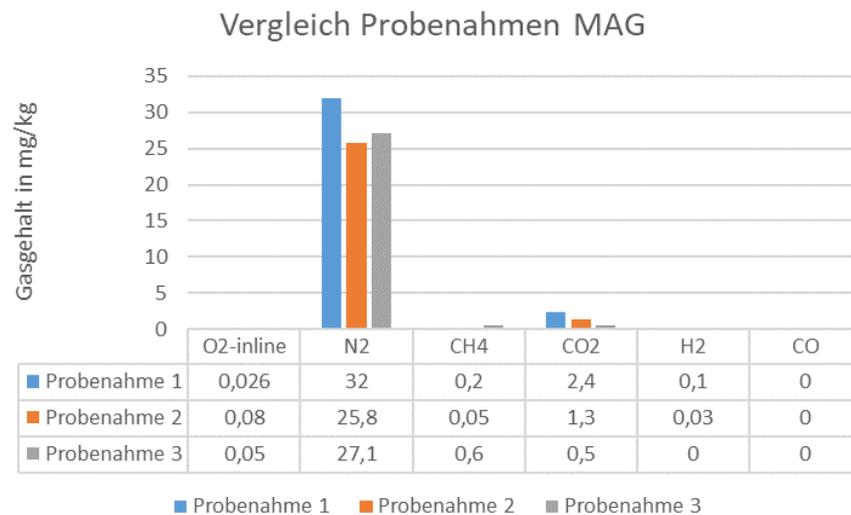


Abbildung 146 Vergleich aller drei Probenahmen am MAG

Zusammenfassend ist festzustellen, dass das Spülen Wirkung gezeigt hat und im aktiven Teil des Kreislaufs die Gasgehalte deutlich reduziert werden konnten. Die Leitfähigkeits- und pH-Messwerte liegen wieder im normalen Bereich. Die Messwerte sind an dieser Stelle nicht aufgeführt, da die Messgeräte zwischenzeitlich nicht korrekt kalibriert waren und somit vom realen Wert abweichende Messwerte angezeigt haben. Die Sauerstoff- und Stickstoffwerte nach Ende könnten durch eine Systementgasung in der Betriebsart Dauerentgasung weiter reduziert werden. Lediglich im MAG sind gestiegene Methangehalte und weiterhin sehr hohe Stickstoffgehalte feststellbar, die beide durch eine poröse Membran ausgelöst werden können.

8 Zusammenfassung der wichtigsten Erkenntnisse

Das Verbundprojektteam ImpactGas hat sich intensiv mit den Wirkungen von Gasen (Fokus Stickstoff) in verschiedenartigen Wärmeträgerflüssigkeiten auf die Effizienz der Bereitstellung thermischer Energie beschäftigt. Dabei stand die messtechnische Quantifizierung mittels gezielter Versuchsreihen in Labor- und Technikumsanlagen im Fokus, die für einzelne Fragestellungen durch simulationsbasierte Methoden ergänzt wurde.

Der Anteil der freien Gase in der Flüssigkeit wird einheitlich über den Gasvolumenanteil ε in der Strömung entsprechend folgender Gleichung bestimmt

$$\varepsilon = \frac{\dot{V}_G}{\dot{V}} = \frac{\dot{V}_G}{\dot{V}_W + \dot{V}_G}$$

Die vorangegangenen Kapitel enthalten die im Kontext der Teilaufgaben erarbeiteten Ergebnisse bei Variation von $\varepsilon = 0$ für den Referenzfall (keine freien Gase) und ε bis max. 10 % im Prüffall jeweils als Einzelfazit. Zusammenfassend soll hier kurz umrissen werden, welche Antworten auf die in Kapitel 1 formulierten Fragestellungen für die ingenieurtechnische Praxis schon gegeben werden können bzw. für welche noch weitere Untersuchungen und Entwicklungen erforderlich sind.

TECHNISCHE LÖSLICHKEITSKOEFFIZIENTEN VON WASSER-GLYKOL-GEMISCHEN SOWIE ANALYTIK VON GELÖSTEN UND FREIEN GASEN

Technische Löslichkeitskoeffizienten beschreiben die maximale Löslichkeit von Gasen in Flüssigkeiten – sprich genau den Punkt an dem die Einlagerung der Gase in den Zwischenräumen der Moleküle ihre Grenze erreicht und gerade noch keine Mikroblasen gebildet werden. Diese sind für Wasser in den einschlägigen Stoffwertbibliotheken verankert, jedoch für Wasser-Glykol-Gemische nur teilweise bekannt. Die in Vorgängerprojekten begonnenen Arbeiten zur Bestimmung der technischen Löslichkeitskoeffizienten (N_2 und teilweise auch O_2) konnten für typische Gemische auf Basis von Ethylen- und Propylenglykol abgeschlossen und in der Dissertation von Panitz [5] veröffentlicht werden. Für die praktischen Berechnungen in den Kapiteln 4, 6 und 7 wurde eine Python-Bibliothek entwickelt, die wenn möglich auf Stoffdaten aus der *CoolProp*-Stoffwertbibliothek zurückgreift. Als in der Praxis einfach handhabbare Alternative enthält Anhang B sogenannte HENRY-Diagramme.

Die an der TU Dresden vorhandene Expertise zur Bestimmung des Gasgehaltes in Flüssigkeiten konnte signifikant erweitert werden. Die Inline-Sauerstoffmesstechnik erlaubt nunmehr die Beurteilung der Wirkungen von Be- und Entgasungen an bis zu drei Orten. Die Methode der Analyse des Gehaltes an freien und gelösten Gasen mittels Gasprobenahme und anschließender Analytik im Labor konnte durch das im Rahmen des Projektes etablierte neue, mit dem Vergleichsgas Helium arbeitende Gaschromatographie-System (GC-System)

signifikant erweitert werden. Dabei wurde sowohl das Spektrum analysierbarer Gase (bisher O_2/Ar , N_2 , CH_4) um die perspektivisch relevanten Gase CO_2 , H_2 , CO ergänzt als auch eine Teilautomatisierung in Zusammenarbeit mit dem Hersteller Teckso entwickelt und umgesetzt. Die Gesamtkette von gasdichter Probenahme über Vorbereitung bis hin zur Analyse am GC-System ist nunmehr sowohl für Wasser als auch für alle gängigen Wasser-Glykol-Gemische und Hydrauliköl anwendbar. Als zentrales Element der Quantifizierung von im System an unterschiedlichen Stellen manifestierten Gaspolstern konnte die Methode der sogenannten Gasblasenkontrolle (GBK) signifikant weiterentwickelt werden und war für die Ableitung der Erkenntnisse im Test der Einzelkomponenten sowie der Wirkungen im System unverzichtbar.

VERÄNDERUNG STRÖMUNGSMECHANISCHER UND THERMODYNAMISCHER KENNGRÖßEN BEI ZUNEHMENDEN ANTEILEN GELÖSTER UND VOR ALLEM FREIER GASE

Die in Verantwortung des IFAM-DD gemeinsam mit den Experten der HSZG durchgeführten Arbeiten stützen sich auf Experimente und Simulationen am geraden Rohr und konnten keine einheitliche Antwort für alle relevanten Stoffgrößen finden.

Die effektive Dichte ρ und die effektive spezifische Wärmekapazität c_p eines Flüssigkeits-Gas-Gemisches sind exakt berechenbar aus den entsprechenden Stoffgrößen der Einzelkomponenten unter Zuhilfenahme des effektiven Gasvolumenanteiles ε bzw. des effektiven Masseanteiles ξ .

$$\begin{aligned}\rho &= \varepsilon \cdot \rho_{N_2} + (1 - \varepsilon) \cdot \rho_{H_2O} \\ c_p &= \xi \cdot c_{p_{N_2}} + (1 - \xi) \cdot c_{p_{H_2O}}\end{aligned}$$

Die effektive Wärmeleitfähigkeit λ und die effektive dynamische Viskosität η lassen sich nur näherungsweise mit Hilfe des Gasvolumenanteiles ε abschätzen. Auch die effektive Prandtl-Zahl Pr kann nur angenähert werden.

Der Einfluss freier Gase auf den Druckverlust in einer Strömung durch ein gerades Rohr konnte messtechnisch sauber erfasst und mit Hilfe empirischer Korrelationen (modifizierte Blasius-Gleichung für den Rohrreibungsbeiwert λ_R) beschrieben werden. Dabei entspricht der prozentuale Anstieg der Druckverluste etwa dem Gasvolumenanteil ε angegeben in Vol.-%.

$$\lambda_R = \frac{0,3164(1 - \varepsilon)}{Re^{0,25(1-\varepsilon)}}$$

Die Untersuchung des Wärmeüberganges einer mit freien Gasen beladenen Strömung durch ein gerades, beheiztes Rohr gestaltete sich insbesondere aufgrund der Schwierigkeit

bei der Messung einer mittleren Wandtemperatur deutlich komplizierter. Mit Unterstützung detaillierter numerischer Simulationen bei der Auswertung der Messdaten konnten einige Ergebnisse generiert werden, die ein Anwachsen der Nußelt-Zahl Nu bei höherer Strömungsgeschwindigkeit c ebenso verdeutlichen wie bei höheren Volumenanteilen freier Gase ε .

VERÄNDERUNG DES DRUCKVERLUSTS UND DER EFFIZIENZ DER WÄRMEÜBERTRAGUNG AUSGEWÄHLTER KOMPONENTEN

Die Untersuchungen ausgewählter Komponenten verfolgten den Black-Box-Ansatz, sprich die Wirkungen zunehmender Anteile freier Gase auf Druckverlust und Effizienz der Wärmeübertragung waren nur über Messgrößen an Ein- und Austritt zu bestimmen und erfassten nicht die Verteilung der freien Gase und deren Formen. Punktuell konnten Schaugläser jedoch additiv zur Beurteilung herangezogen werden.

Folgende Einzelkomponenten wurden umfassend untersucht:

- PWÜ: Drei gelötete Plattenwärmeübertrager gleicher Bauart, aber unterschiedlicher Plattenanzahl; Referenzkreis Wasser, Prüfkreis Wasser (TUD, Versuchsaufbau nach Abbildung 52)
- LWÜ: Drei Lamellenrohr-Wärmeübertrager gleicher Außenabmessungen, aber unterschiedlicher Rohrregisterschaltung und Einbaulage; Referenzkreis Luft, Prüfkreis Wasser (HSZG, Versuchsaufbau nach Abbildung 81)
- RWÜ: Ein Rohrbündel-Wärmeübertrager Referenzkreis Wasser, Prüfkreis Wasser (HSZG, Versuchsaufbau nach Abbildung 84)
- STF: Ein Solarthermie-Flachkollektorfeld; mit künstlicher Sonne, Prüfkreis Wasser-Propylenglykol-Gemisch (TUD, Versuchsaufbau nach Abbildung 103)

Für alle Versuchsaufbauten lässt sich konstatieren, dass definierte Zweiphasenströmungen Flüssigkeit und freie Gasanteile am Eintritt in die zu prüfende Komponente reproduzierbar und präzise eingestellt werden können. Auch gilt die Gemeinsamkeit, dass unmittelbar nach Austritt aus dem Prüfling die freien Gasanteile sicher aus dem Kreislauf abgeführt werden und so keine systemischen Rückwirkungen bestehen.

Die Auswertung erfolgte differenziert für folgende zwei Szenarien:

- **Szenario 1:** Trotz steigendem Anteil freier Gase ε kann das System den Flüssigkeitsvolumenstrom \dot{V}_W konstant halten – sprich der Gesamtvolumenstrom $\dot{V} = \dot{V}_W + \dot{V}_G$ steigt, wobei $\dot{V}_G = f(\varepsilon)$ gilt.
- **Szenario 2:** Das System kann den Gesamtvolumenstrom nicht erhöhen und es gilt $\dot{V} = \dot{V}_W + \dot{V}_G = \text{konst.}$ Mithin sinkt der Flüssigkeitsvolumenstrom \dot{V}_W mit zunehmendem ε .

Wärmeübertrager-Prüflinge (PWÜ, LWÜ, RWÜ)

Im Ergebnis zeigt sich für alle Wärmeübertrager-Prüflinge, dass nach **Szenario 1** mit erhöhten Druckverlusten (ca. ein Prozentpunkt je Volumenprozent Gas) im Wärmeübertrager und damit einem erhöhten Hilfsenergiebedarf zu rechnen ist. Für die LWÜ sind die Effekte bei horizontaler Einbaulage am geringsten. Die Wirkungen auf den Wärmedurchgang im Wärmeübertrager sind im Untersuchungsgebiet geringfügig und liegen im Bereich des Messfehlers. Eventuell ist deren Höhe leicht vom Betriebszustand abhängig.

In Systemen ohne direkte Regelung der Prozessgrößen (**Szenario 2**) sinken bei den PWÜ-Prüflingen durch den geringeren Wasservolumenstrom die Strömungsdruckverluste um ca. einen Prozentpunkt je Volumenprozent freies Gas. Der Wärmedurchgang sinkt etwas geringer, als der Rückgang des Kapazitätsstromes auf den ersten Blick erwarten lassen würde, um ca. zwei Prozentpunkte je drei Volumenprozent freies Gas. Die Versorgungsaufgabe wird bei dieser Betrachtung allerdings nicht mehr erfüllt.

Solarthermie-Flachkollektorfeld (STF)

Es konnte anhand der gasfreien Referenzversuche nachgewiesen werden, dass die Druckverluste des verwendeten Wärmeträgers stark temperaturabhängig sind (Temperaturabhängigkeit der Viskosität). Außerdem konnte für das Kollektorfeld (bestehend aus drei parallel verschalteten Flachkollektoren in Mäander-Bauweise) eine Volumenstromabhängigkeit des thermischen Wirkungsgrades gezeigt werden. Diese ist so nicht in den üblichen Modellansätzen zur Auslegung und Ertragsprognose enthalten und wird auch nicht in der Prüfvorschrift EN ISO 9806 berücksichtigt. Die Volumenstromabhängigkeit ist wahrscheinlich abhängig vom Reynoldszahl-Bereich in den Strömungskanälen und auch von Kollektortyp und Schaltung. Daher ist eine allgemeingültige Umsetzung in der Prüfnorm nicht leicht, könnte aber die Modellgenauigkeit deutlich verbessern.

Bei der Auswertung nach **Szenario 1** ist mit erhöhten Druckverlusten im Kollektorfeld und damit einem erhöhten Hilfsenergiebedarf zu rechnen. Die Druckverluste steigen um ca. 1,4 % je Volumenprozent freier Gase an. Die Wirkungen auf den thermischen Wirkungsgrad sind im Untersuchungsgebiet gering und liegen im Bereich der Messgenauigkeit. Es wird bei hohen Einstrahlungswerten und geringen Volumenströmen eine Verschlechterung um ca. einen Prozentpunkt gemessen, für Betriebspunkte mit geringerer Einstrahlung und hohen Volumenströmen eine leichte Verbesserung um bis zu 1,8 Prozentpunkte jeweils im Vergleich zum gasfreien Referenzfall.

Nach **Szenario 2** wird der für den Anlagenbetrieb optimale Wärmekapazitätsstrom bei Vorhandensein freier Gase nicht mehr erreicht. Der Druckverlust bleibt mit der gewählten Auswertemethodik trotz sinkendem Wärmeträgervolumenstrom ungefähr konstant bzw. steigt sogar leicht an. Für den thermischen Wirkungsgrad ändert sich das Verhalten im Vergleich

zu Szenario 1 nicht grundlegend. Die Unterschiede zwischen hohen und geringen Volumenströmen werden nur etwas deutlicher. Erklärbar ist dies mit dem im Vergleich zum Temperaturniveau geringen Einfluss des Wärmeträgervolumenstroms.

In den Prüffällen mit 8 Vol.-% Gasanteilen in der Eintrittsströmung wird ein 5 bis 10 % geringerer Maximalvolumenstrom erreicht.

Systemische Wirkungen

Die vorstehenden Aussagen sind für den gewählten, vergleichsweise günstigen Aufbau der Versuchsstände gültig, der freie Gase nur in der jeweils prüfgegenständlichen Komponente zulässt. Exemplarisch konnte für einen Versuch mit Deaktivierung der Abscheiderfunktion bei den STF-Versuchen gezeigt werden, dass bereits bei $\varepsilon = 3\%$ nach kurzer Zeit die Pumpe keinen hydraulischen Transport mehr übernehmen konnte. Freie Gase lassen sich mit einer Gasblasenkontrolle (GBK) leicht detektieren und damit der Handlungsbedarf abschätzen.

In jedem Fall ist der Thematik freier Gase bei Konzeption, Inbetriebnahme und Wartung erhöhte Aufmerksamkeit zu widmen. Insbesondere bei Systemen, in denen die Selbstentlüftungsgeschwindigkeit lokal oder global nicht überschritten wird, ist mit Gasansammlungen zu rechnen, die nur durch Spülen bei hohen Geschwindigkeiten oder Entgasung reduziert werden können. Hier enthält beispielsweise VDI 4708-2 wichtige Hinweise. Freie Gase sind grundsätzlich zu vermeiden. Die Untersuchungen im Wasser-Ethylenglykol-Kreislauf konnten aufzeigen, dass Geschwindigkeiten von $> 0,8$ m/s, besser 1 m/s erforderlich sind, um den Transport von Gaspolstern zu übernehmen.

UNTER WELCHEN BEDINGUNGEN IST EINE EFFIZIENTE ENTGASUNG DER FLÜSSIGKEITSKREISLÄUFE MÖGLICH?

Grundsätzlich sind Entgaser (z. B. Unterdruck- und Membranentgaser) marktverfügbar. Für nach den allgemein anerkannten Regeln der Technik gebaute und betriebene Kleinanlagen stellen mobile Entgaser, die nur während der Inbetriebnahme und bei Bedarf zu den Wartungsterminen zum Einsatz kommen, eine wirtschaftliche Lösung dar. Allerdings kann bislang nur die Wirksamkeit für das Wärmeträgermedium Wasser als nachgewiesen gelten. Exemplarisch sind fünf Entgaser, die in Wasser gute bis sehr gute Entgasungsleistungen zeigten, in einem Wasser-Ethylenglykol-Kreislauf (typisch für Erdwärmesonden- und Kühlkreisläufe) getestet worden. Nur zwei der fünf Entgaser zeigten überhaupt eine Entgasungsleistung und das auch nur bei Drücken $\leq 2,5$ bar_ü am hydraulischen Einbindepunkt des Entgasers. Hier besteht Entwicklungsbedarf, da die Wirkungen freier Gase z. B. auf der Verdampferseite von Wärmepumpen nicht unterschätzt werden sollten und die Entgasung essentiell für die Erreichung prognostizierter Leistungszahlen sein kann.

9 Literaturverzeichnis

- [1] K. Rühling, M. Heymann und F. Panitz, „Entgasung von Solarkreisläufen und Bestimmung der zur Auslegung erforderlichen Stoffdaten,“ in *22. Symposium Thermische Solarenergie*, Staffelstein, 2012.
- [2] E. K. Berner und R. A. Berner, *Global environment: water, air, and geochemical cycles*, Princeton University Press, 2012.
- [3] World Meteorological Organization (WMO), „The State of Greenhouse Gases in the Atmosphere Based on Global Observations through 2018,“ *WMO Greenhouse Gas Bulletin (GHG Bulletin)*, Bd. No. 15, 2019.
- [4] International Association for the Properties of Water and Steam (IAPWS), „Guideline on the Henry's Constant and Vapor-Liquid Distribution - Constant for Gases in H₂O and D₂O at High Temperatures,“ September 2004.
- [5] F. Panitz, „Löslichkeit von Gasen in Wasser-Glykol-Kreisläufen energietechnischer Anlagen,“ 2020.
- [6] K. Rühling, M. Heymann, F. Panitz, M. Wagner und T. Rosemann, „Endbericht Solarthermie2000plus - Entgasung von Solarkreisläufen und Bestimmung der zur Auslegung erforderlichen Stoffdaten,“ 2013.
- [7] J. Huhn und J. Wolf, *Zweiphasenströmung gasförmig/flüssig*, 1. Aufl. Hrsg., Leipzig: Fachbuchverl., 1975.
- [8] Verein Deutscher Ingenieure, *VDI-Wärmeatlas*, 11 Hrsg., Berlin Heidelberg: Springer, 2013.
- [9] W. Wagner, *Strömung und Druckverlust*, Würzburg: Vogel Fachbuchverlage, 2001.
- [10] R. Clift, J. Grace und M. Weber, *Bubbles, Drops and Particles*, Academic Press, 1978.
- [11] M. Heymann, F. Panitz, K. Rühling und C. Felsmann, „Solubility Coefficients for Solar Liquids, a New Method to Quantify Undissolved Gases and Practical Recommendations,“ *Energy Procedia*, Bd. 48, pp. 721-730, 2014.
- [12] VDI 4708 Blatt 2 Druckhaltung, Entlüftung, Entgasung - Entlüftung und Entgasung, Berlin , Wien , Zürich: Beuth Verlag GmbH, 2022.

- [13] G. Kreissig und H. M. Müller-Steinhagen, „Frictional Pressure Drop for Gas/Liquid Two-Phase Flow in Plate Heat Exchangers,“ *Heat Transfer Engineering*, Bd. 13, p. 42–52, January 1992.
- [14] I. H. Bell, J. Wronski, S. Quoilin und V. Lemort, „Pure and Pseudo-pure Fluid Thermophysical Property Evaluation and the Open-Source Thermophysical Property Library CoolProp,“ *Industrial & Engineering Chemistry Research*, Bd. 53, p. 2498–2508, 2014.
- [15] E. E. Michaelides, C. T. Crowe und J. D. Schwarzkopf, Hrsg., *Multiphase Flow Handbook*, CRC Press, 2016.
- [16] R. C. Martinelli und D. B. Nelson, „Prediction of Pressure Drop During Forced-Circulation Boiling of Water,“ *Journal of Fluids Engineering*, Bd. 70, p. 695–702, August 1948.
- [17] F. Mayinger, *Strömung und Wärmeübergang in Gas-Flüssigkeits-Gemischen*, Springer Vienna, 1982.
- [18] D. I. N. ENISO, *9806: Solarenergie-Thermische Sonnenkollektoren-Prüfverfahren (ISO 9806: 2017); Deutsche Fassung EN ISO 9806: 2017*, Beuth Verlag, Düsseldorf (2018-04).
- [19] M. Kraume, „Gas/Flüssigkeits-Strömungen in Rohrleitungen,“ in *Transportvorgänge in der Verfahrenstechnik*, Springer Berlin Heidelberg, 2020, p. 703–732.
- [20] R. Hausner, „Einfluß des Strömungszustandes (laminar/turbulent) im Wärmeträgerrohr auf den Kollektorwirkungsgradfaktor eines Finnenabsorbers,“ 2005.
- [21] I. Razika, I. Nabila, B. Madani und H. F. Zohra, „The effects of volumetric flow rate and inclination angle on the performance of a solar thermal collector,“ *Energy Conversion and Management*, Bd. 78, p. 931–937, February 2014.
- [22] R. Eismann, *Thermohydraulische Dimensionierung von Solaranlagen: Theorie und Praxis der kostenoptimierenden Anlagenplanung*, Berlin Heidelberg New York: Springer-Verlag, 2017.
- [23] K. R. Felix Panitz, „Gasgehaltsanalyse Rückkühlkreis HENK,“ 2017.
- [24] K. Rühling, F. Koch, M. Heymann und F. Panitz, „Gase in Wärmeträgermedien – Messmethoden und neuer Prüfstand,“ *Euro Heat & Power*, 1 April 2021.
- [25] M. Heymann, F. Koch und K. Rühling, „Wirkungen von Atmosphärgasen auf die Effizienz von Komponenten der Wärme- und Kälteversorgung: experimentelle

Untersuchung eines Plattenwärmeübertragers," *Tagungsunterlagen 32. Symposium Solarthermie und innovative Wärmesysteme*.

- [26] M. Heymann, F. Koch and K. Rühling, "Effects of Atmospheric Gases on the Efficiency of Heating and Cooling Supply Components: Experimental Investigation of Plate Heat Exchangers," Kassel, 2023.
- [27] M. Heymann, F. Koch und K. Rühling, „Wirkungen von Atmosphärgasen auf die Effizienz von Komponenten der Wärme- und Kälteversorgung: Experimentelle Untersuchung eines Kollektorfeldes," in *Tagungsunterlagen 33. Symposium Solarthermie und innovative Wärmesysteme*.
- [28] J. Löser, M. Klemm und A. Hiller, Technische Thermodynamik in ausführlichen Beispielen, München, : Fachbuchverlag Leipzig im Carl Hanser Verlag, 2018.
- [29] G. Kreissig und H. M. Müller-Steinhagen, „Frictional Pressure Drop for Gas/Liquid Two-Phase Flow in Plate Heat Exchangers," *Heat Transfer Engineering*, Bd. 13, p. 42–52, January 1992.
- [30] *VDI 4708 - Druckhaltung, Entlüftung, Entgasung*, Beuth Verlag GmbH, 2011.
- [31] *DIN EN 1148/A1 Wärmeaustauscher - Wasser/Wasser-Wärmeaustauscher für Fernheizung - Prüfverfahren zur Feststellung der Leistungsdaten; Deutsche Fassung EN 1148:1998/A1:2005*, Berlin , Wien , Zürich: Beuth Verlag GmbH, DIN Deutsches Institut für Normung e. V. AND DIN-Normenausschuss Kältetechnik (FNKä), 2005.

A Projektbegleitende Maßnahmen

A.1 Treffen intern

Es fanden regelmäßig nach Bedarf, jedoch mindestens sechsmal im Jahr Projekttreffen statt, die überwiegend (zu Beginn insbesondere aufgrund von Corona) online als Webmeetings durchgeführt wurden. Fünf Projekttreffen erfolgten als Präsenztreffen an der TU Dresden und der Hochschule Zittau/Görlitz, bei denen insbesondere die Versuchsstände der Projektpartner vorgestellt und besichtigt wurden.

A.2 Projekttreffen mit dem Expertenkreis

Um Feedback von der Industrie und Experten auf dem Gebiet des Projekts zu erhalten, wurden vier Expertenkreise durchgeführt, bei denen die Projektergebnisse vorgestellt und intensiv diskutiert wurden. Des Weiteren wurden Ideen und Anregungen der Teilnehmer aufgenommen und im weiteren Projektverlauf umgesetzt.

Datum	Ort	Kurzbeschreibung Inhalt
13.12.2019	TU Dresden	Vorstellung der Zielstellung des Projekts und Diskussion
07.12.2020	online	Status Komponententeststands TUD-WÜ1 (TUD) Status GC-Beschaffung und Gasgehaltsanalyse (TUD) Status Komponententeststand (HSZG) Status Messstrecke Stoff- und Transportkoeffizienten (Fh IFAM)
29.11.2021	online	Vorstellung der Gasanalytik am GC (TUD) Druckverlust- und Komponententests (HSZG) Ergebnisse der Untersuchung eines Plattenwärmeübertragers (TUD) Status der Wärmeübergangstests (Fh IFAM)
20.03.2023	TU Dresden	Komponententests HSZG: Lamellenrohr- und Rohrbündel-Wärmeübertrager (HSZG) Entwicklung und Aufbau einer Messstrecke zur Nutzung im Begasungsversuchsstand (Fh IFAM) Komponententests TUD: Plattenwärmeübertrager und solarthermisches Kollektorfeld (TUD) Erfahrungen Gase in Ethylenglykol-Gemischen und Gasanalytik (TUD)

A.3 Publikationen / Vorträge

TU Dresden

Es wurden ein Artikel zum Laborprüfstand Entgasung/Diffusion sowie zur Gasgehaltsmessung mit dem neuen GC-System in der EUROHEAT&POWER veröffentlicht [24]. Außerdem wurden insgesamt drei Poster auf Konferenzen vorgestellt und Paper dazu veröffentlicht. Die ersten beiden Poster und Paper beinhalteten die Ergebnisse des Tests von Plattenwärmeübertragern und wurden im Rahmen des 32. Symposium Solarthermie und innovative Wärmesysteme im Kloster Banz [25] sowie der EuroSun 2022 in Kassel [26] vorgestellt. Das dritte Poster sowie Paper [27] stellte die Ergebnisse der Untersuchung eines solarthermischen Kollektors vor und wurde im Rahmen des 33. Symposium Solarthermie und innovative Wärmesysteme im Kloster Banz präsentiert. Des Weiteren wurde ein Poster zu eben jenen Ergebnissen im Rahmen des Projektleitertreffens der Energiewendebauen 26./27.04.2023 in Dresden vorgestellt.

Während der Projektlaufzeit wurde die VDI 4708-2 [12] veröffentlicht, an deren Erstellung die Bearbeiter der TU Dresden maßgeblich beteiligt waren.

B Stoffwerte

B.1 HENRY-Diagramme für Wasser

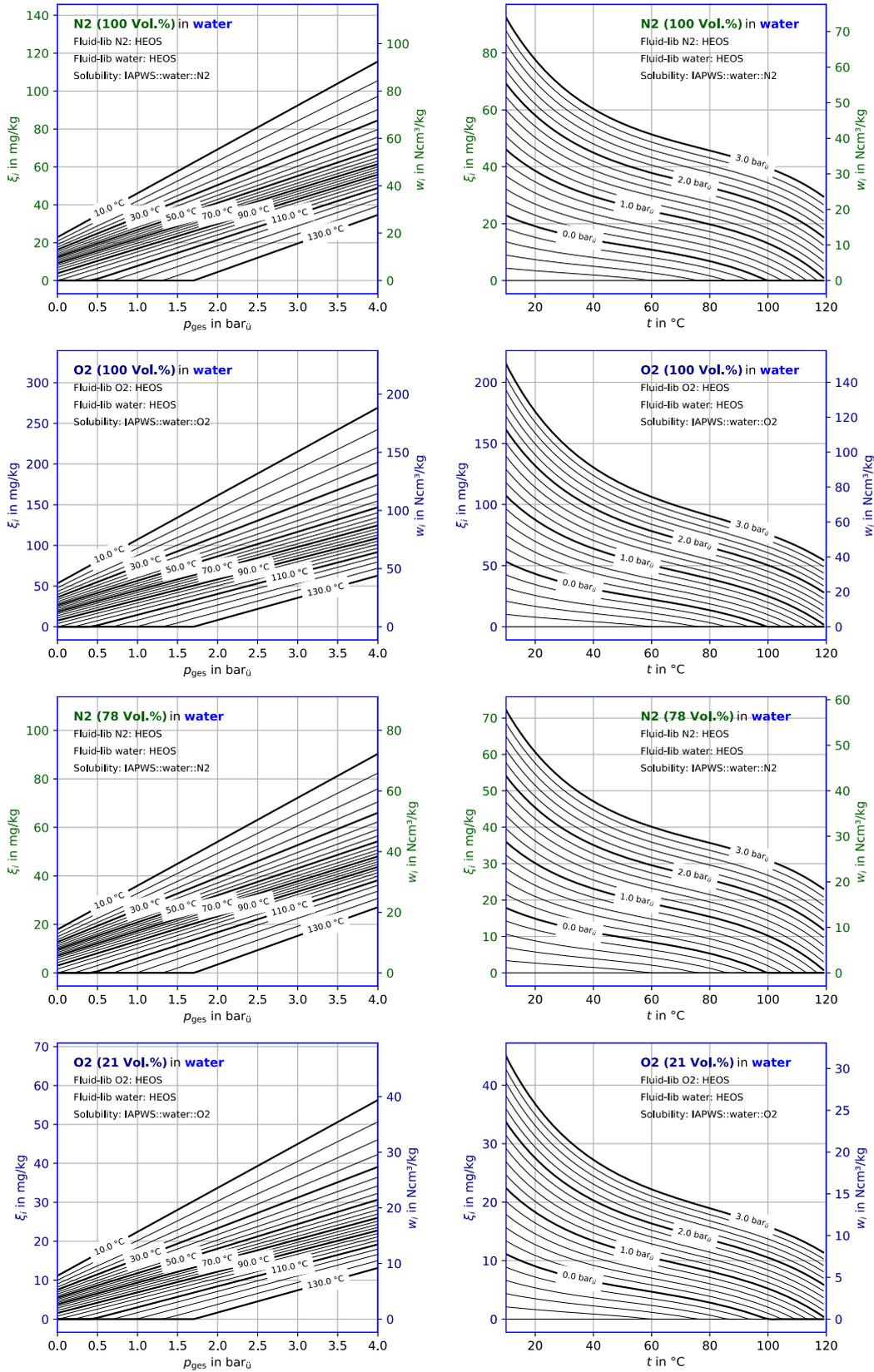


Abbildung 147 Henry-Diagramme für reines Wasser (W)

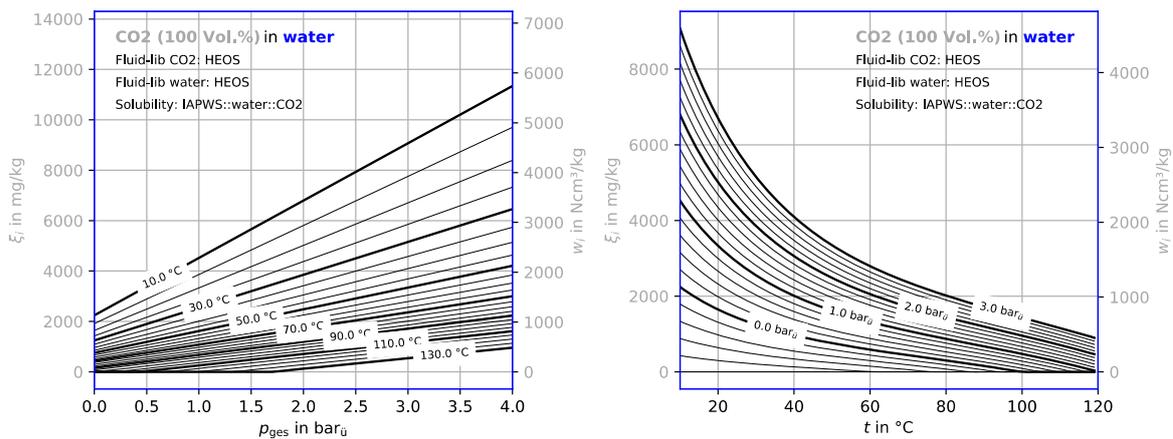


Abbildung 148 Henry-Diagramme für reines Wasser (W), Kohlenstoffdioxid CO₂

B.2 HENRY-Diagramme für Wasser-Propylenglykol-Gemische

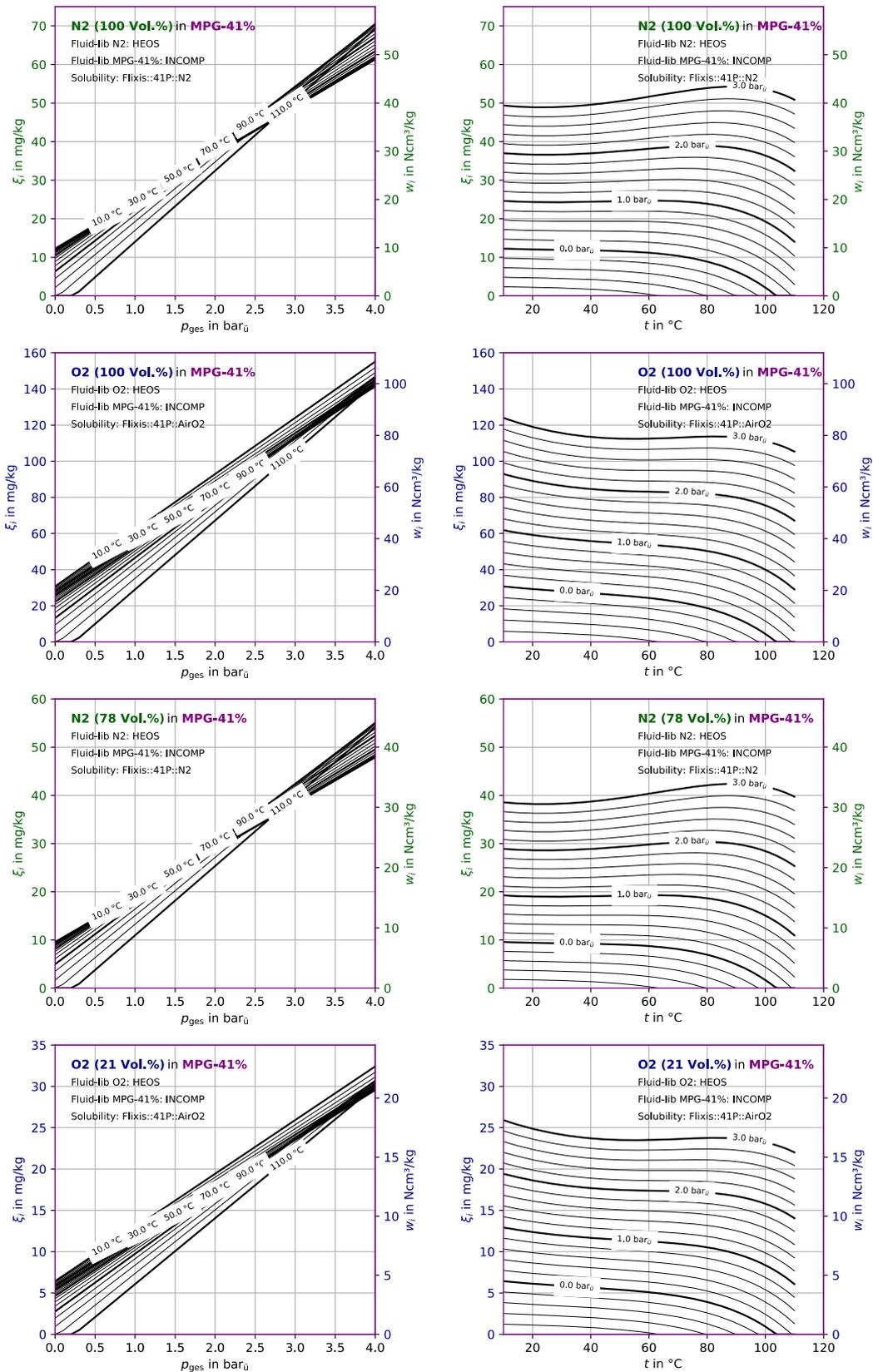


Abbildung 149 Henry-Diagramme für 41,48 Gew.-% Wasser-Propylenglykol-Gemisch (41P)

B.3 HENRY-Diagramme für Wasser-Ethylenglykol-Gemische

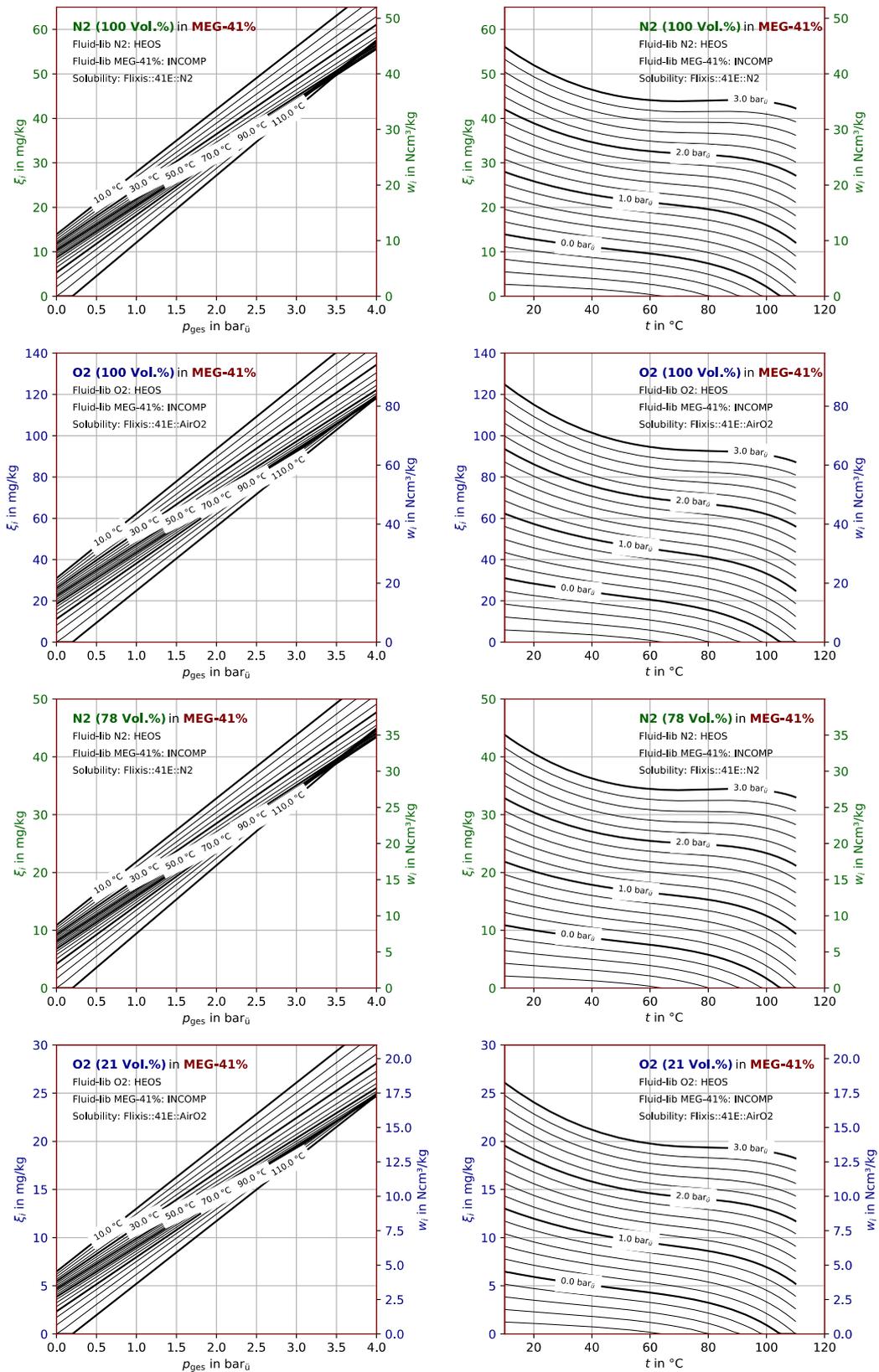


Abbildung 150 Henry-Diagramme für 41,48 Gew.-% Wasser-Ethylenglykol-Gemisch (41E)

C Komponententests

C.1 Test von Plattenwärmeübertragern (TUD-WÜ)

C.1.1 Schaltschema

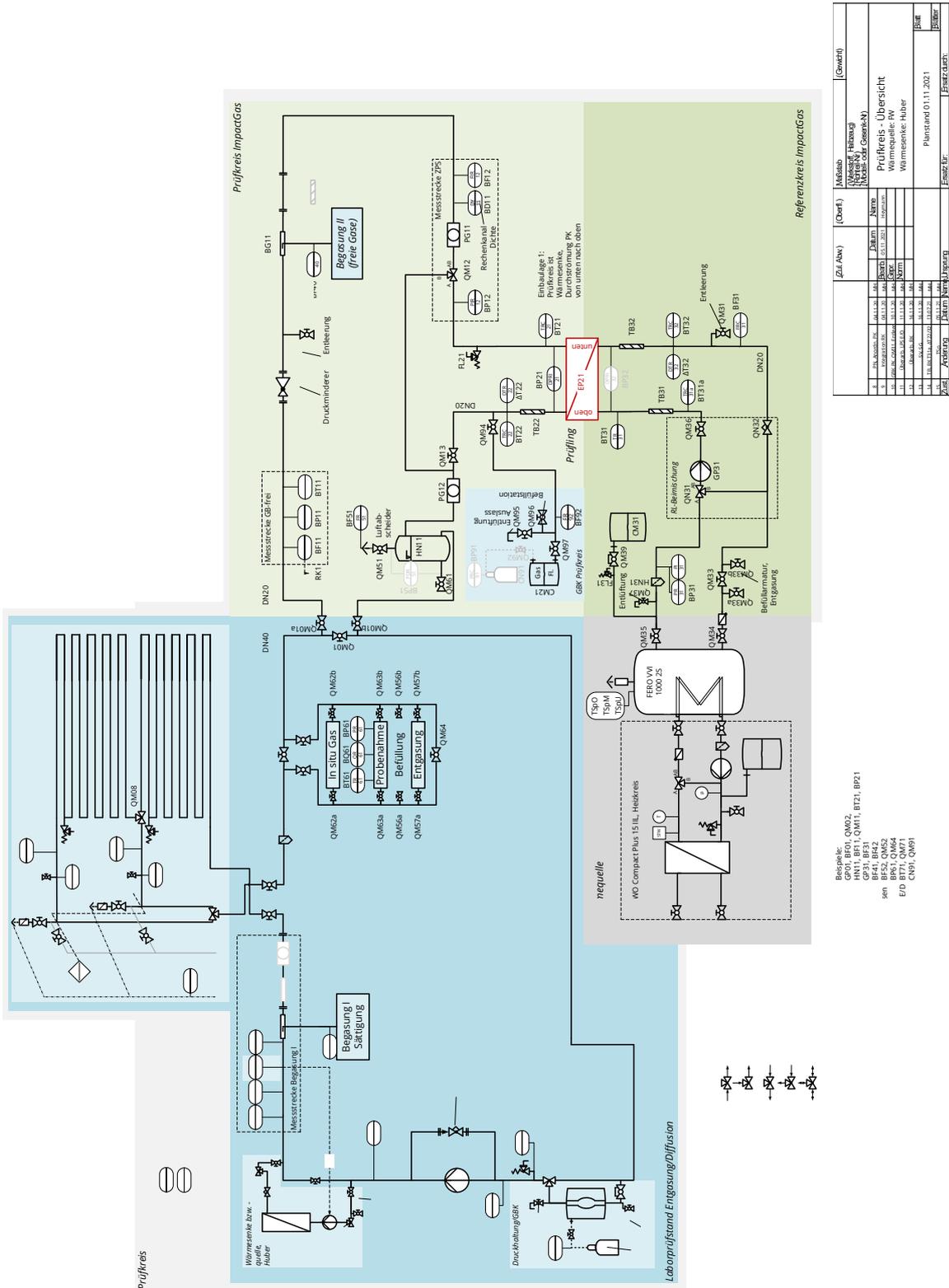


Abbildung 151 Komponententeststand TUD-WÜ, Detailliertes Schaltschema, Stand: 01.11.2021

C.1.2 Kalibrierung von Sensoren

Tabelle 33 Kalibrierfaktoren für Temperatursensoren

Datum	Sensor	Anstieg (-)	Offset (K)	r ² (-)
08.06.2021	T31-4L	0,9981	-0,206	0,999993
08.06.2021	T32-4L	0,9985	-0,115	0,999993
14.06.2021	T22u	0,9990	-0,210	0,999999
14.06.2021	T22o	0,9996	-0,144	0,999990
14.06.2021	T32o	0,9994	0,103	0,999999
14.06.2021	T32u	0,9994	0,062	0,999998
14.06.2021	T21-4L	0,9983	-0,115	0,999999
14.06.2021	T22-4L	0,9984	-0,116	0,999999

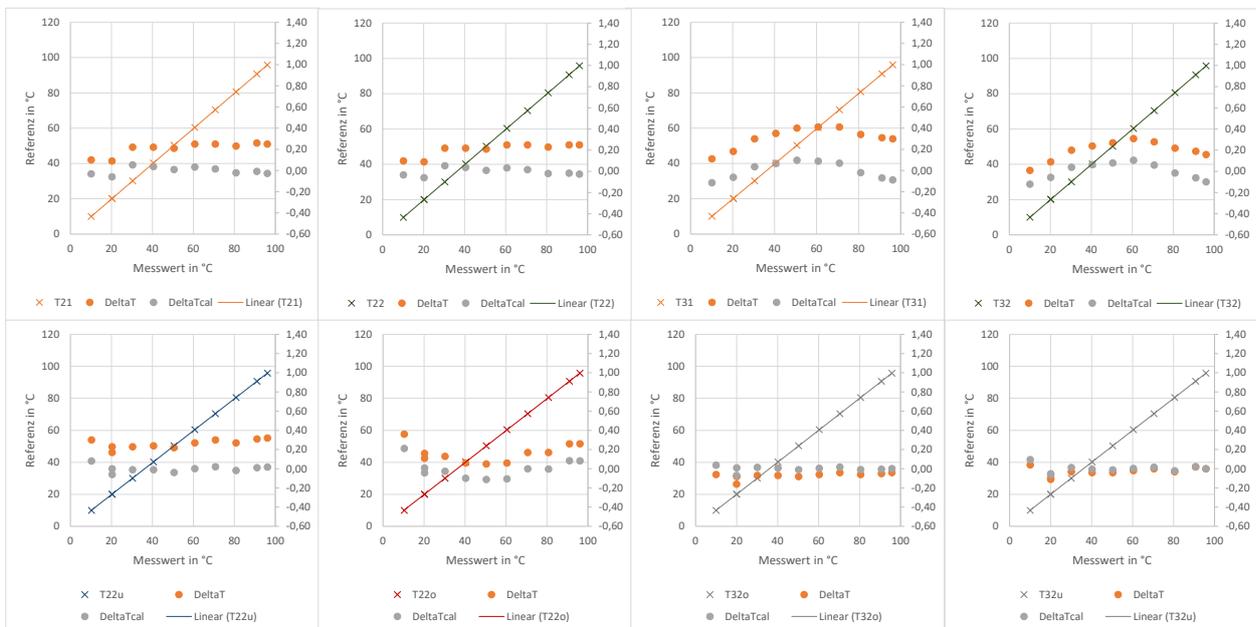


Abbildung 152 Kalibrierung von Temperatursensoren, oben: T21, T22, T31, T32, unten: T22u, T22o, T32o, T32u

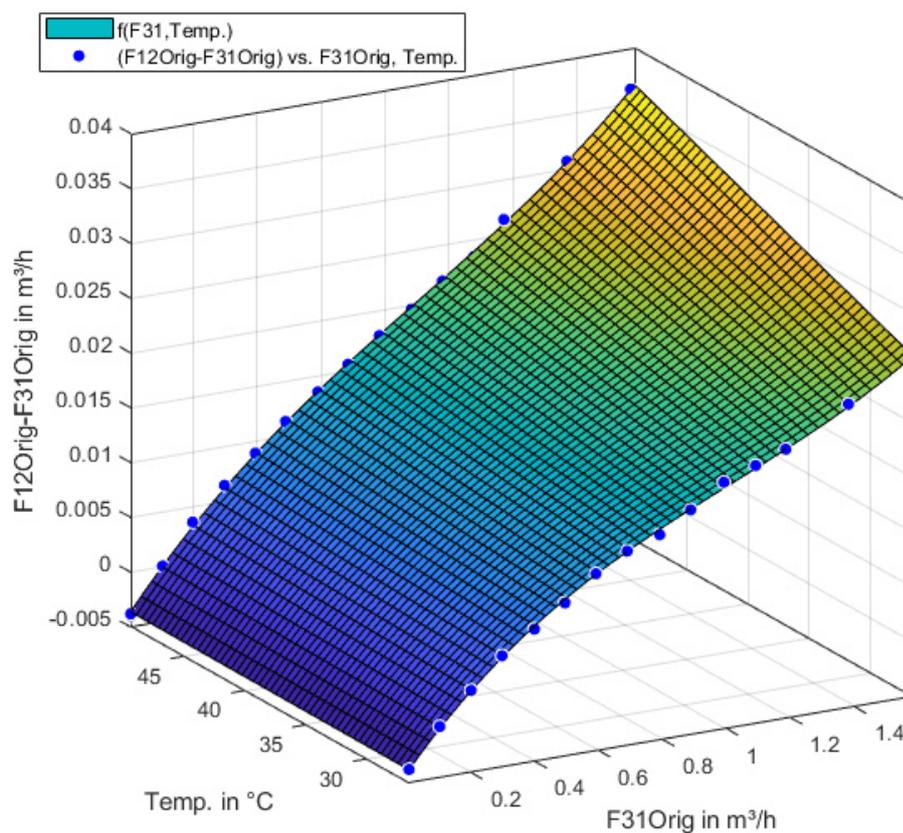


Abbildung 153 Abweichung (F12-F31) über Temp. und Messwert F31, Polynom 3. Grades
Kalibrierung des Volumenstromsensors auf der Referenzkreisseite F31 gegen den
Referenzsensor F12, zwei Temperaturniveaus: 25°C und 50°C

$$F31_{cal} = f(F31, t)$$

$$= p_{00} + p_{10} \cdot F31 + p_{01} \cdot t + p_{20} \cdot F31^2 + p_{11} \cdot F31 \cdot t + p_{30} \cdot F31^3 + p_{21} \cdot F31^2 \cdot t$$

$$p_{00} = -0,004047$$

$$p_{10} = 0,03366$$

$$p_{01} = 5,805e - 06$$

$$p_{20} = -0,02577$$

$$p_{11} = 0,0001004$$

$$p_{30} = 0,007407$$

$$p_{21} = 0,000117$$

Kalibriertabelle TUD-WÜ

name	keepOrigSuff	m	n	reverse	timeMin	timeMax	disabled	unit	comment
BF11		1,0160	-0,0040			17.03.2021 00:00		m³/h	18:30, ab 17.03.2021 in MSR-Programm hinterlegt vgl. 20210211_Protokoll_Anlagenkennlinie_V5.xlsx
BF11		1,0160	-0,0040	True		19.05.2021 14:42		m³/h	Umkehrfunktion um im MSR eingestellte Kalibrierung rückgängig zu machen
BF11	Orig	1,0080	0,0027				True	m³/h	Abgleich mit BF12, Anlagenkennlinie, Messung 30.03.2021 10:00 bis 10:40, vgl. 20210211_Protokoll_Anlagenkennlinie_V5.xlsx
BF31	Orig		0,0250				True	m³/h	Bestimmt aus Energiebilanz, Messung RF002, RF003, RF004, 17. und 23.03.2021, 20210317_Protokoll_Tempmessung02_V3.xlsx
BF11	Orig	1,0000	0,0000			19.05.2021 16:30		m³/h	Kalibrierung für Zeit vor Ausbau TB11, Bestimmt aus Kalibrierung
BF12	Orig	0,9877	0,0016			19.05.2021 16:30		m³/h	Kalibrierung für Zeit vor Ausbau TB11, Bestimmt aus Kalibrierung
BF31	Orig	1,0151	0,0027			19.05.2021 16:30		m³/h	Kalibrierung für Zeit vor Ausbau TB11, Bestimmt aus Kalibrierung
VplstaDomaKalt2,5	Orig	1,0123	0,0072			19.05.2021 16:30		m³/h	Kalibrierung für Zeit vor Ausbau TB11, Bestimmt aus Kalibrierung
BF11	Orig	1,0051	-0,0024		19.05.2021 16:30	12.07.2021 10:00		m³/h	Kalibrierung für Zeit nach Ausbau TB11, Bestimmt aus Kalibrierung 20.05.2021, vorerst verworfen, da es so eps besser mit eps2 passt
BF12	Orig	1,0000	0,0000		19.05.2021 16:30	12.07.2021 10:00		m³/h	Kalibrierung für Zeit nach Ausbau TB11, Bestimmt aus Kalibrierung 20.05.2021, vorerst verworfen, da es so eps besser mit eps2 passt
BF31	Orig	1,0203	-0,0007		19.05.2021 16:30	12.07.2021 10:00		m³/h	Kalibrierung für Zeit nach Ausbau TB11, Bestimmt aus Kalibrierung
VplstaDomaKalt2,5	Orig	1,0071	-0,0012		19.05.2021 16:30	12.07.2021 10:00		m³/h	Kalibrierung für Zeit nach Ausbau TB11, Bestimmt aus Kalibrierung
BF11	Orig	1,0057	-0,0029		12.07.2021 10:00	12.07.2021 12:00		m³/h	Kalibrierung für Zeit nach Ausbau TB11, Einbau TB22, TB31, TB32,
BF12	Orig	1,0000	0,0000		12.07.2021 10:00	12.07.2021 12:00		m³/h	Kalibrierung für Zeit nach Ausbau TB11, Einbau TB22, TB31, TB32,
BF31	Orig	1,0183	-0,0014		12.07.2021 10:00	12.07.2021 12:00		m³/h	Kalibrierung für Zeit nach Ausbau TB11, Einbau TB22, TB31, TB32,
VplstaDomaKalt2,5	Orig	0,9994	0,0015		12.07.2021 10:00	12.07.2021 12:00		m³/h	Kalibrierung für Zeit nach Ausbau TB11, Einbau TB22, TB31, TB32,
BF11	Orig	1,0124	-0,0036		12.07.2021 12:00	12.07.2021 15:00		m³/h	Kalibrierung für Zeit nach Ausbau TB11, Einbau TB22, TB31, TB32,
BF12	Orig	1,0000	0,0000		12.07.2021 12:00	12.07.2021 15:00		m³/h	Kalibrierung für Zeit nach Ausbau TB11, Einbau TB22, TB31, TB32,
BF31	Orig	1,0245	-0,0020		12.07.2021 12:00	12.07.2021 15:00		m³/h	Kalibrierung für Zeit nach Ausbau TB11, Einbau TB22, TB31, TB32,
VplstaDomaKalt2,5	Orig	1,0087	-0,0009		12.07.2021 12:00	12.07.2021 15:00		m³/h	Kalibrierung für Zeit nach Ausbau TB11, Einbau TB22, TB31, TB32,
BF11	Orig	1,0057	-0,0029		12.07.2021 15:00			m³/h	Kalibrierung für Zeit nach Ausbau TB11, Einbau TB22, TB31, TB32,
BF12	Orig	1,0000	0,0000		12.07.2021 15:00			m³/h	Kalibrierung für Zeit nach Ausbau TB11, Einbau TB22, TB31, TB32,
BF31	Orig	1,0183	-0,0014		12.07.2021 15:00		True	m³/h	Kalibrierung für Zeit nach Ausbau TB11, Einbau TB22, TB31, TB32,
VplstaDomaKalt2,5	Orig	0,9994	0,0015		12.07.2021 15:00			m³/h	Kalibrierung für Zeit nach Ausbau TB11, Einbau TB22, TB31, TB32,
BT31	Orig		-0,3900				True	°C	Abgleich mit anderen T-WÜ, Messungen Tca001, Tca002, 23.03.2021,
BT21	Orig		0,0600				True	°C	Abgleich mit anderen T-WÜ, Messungen Tca001, Tca002, 23.03.2021,
BT21	Orig	0,9977	-0,5041	True		21.05.2021 16:30		°C	Umkehrfunktion um im MSR eingestellte Kalibrierung vom 02.12.2020
BT22	Orig	0,9994	-0,4096	True		21.05.2021 16:30		°C	Umkehrfunktion um im MSR eingestellte Kalibrierung vom 02.12.2020
BT31	Orig	0,9978	-0,3775	True		21.05.2021 16:30		°C	Umkehrfunktion um im MSR eingestellte Kalibrierung vom 02.12.2020
BT32	Orig	0,9985	-0,5814	True		21.05.2021 16:30		°C	Umkehrfunktion um im MSR eingestellte Kalibrierung vom 02.12.2020
BT21	Orig	0,9966	-0,4093			21.05.2021 16:30		°C	Kalibrierung vom 17.05.2021 vgl. 20210510
BT22	Orig	1,0015	-0,4225			21.05.2021 16:30		°C	Kalibrierung vom 17.05.2021 vgl. 20210510
BT31	Orig	0,9980	-0,7145			21.05.2021 16:30		°C	Kalibrierung vom 18.05.2021 vgl. 20210510
BT32	Orig	0,9986	-0,5678			21.05.2021 16:30		°C	Kalibrierung vom 18.05.2021 vgl. 20210510
BT22u	Orig	0,9978	-0,2257	True		04.05.2021 08:00		°C	Umkehrfunktion um im MSR eingestellte Kalibrierung vom 08.04.2021
BT22o	Orig	0,9975	-0,1552	True		04.05.2021 08:00		°C	Umkehrfunktion um im MSR eingestellte Kalibrierung vom 08.04.2021
BT32o	Orig	0,9995	-0,0045	True		04.05.2021 08:00		°C	Umkehrfunktion um im MSR eingestellte Kalibrierung vom 08.04.2021
BT32u	Orig	0,9985	0,0225	True		04.05.2021 08:00		°C	Umkehrfunktion um im MSR eingestellte Kalibrierung vom 08.04.2021
BT22u	Orig	0,9986	-0,2061			25.05.2021 16:00		°C	Kalibrierung vom 18.05.2021 vgl. 20210510
BT22o	Orig	0,9988	-0,1393			25.05.2021 16:00		°C	Kalibrierung vom 18.05.2021 vgl. 20210510
BT32o	Orig	0,9997	0,0815			25.05.2021 16:00		°C	Kalibrierung vom 18.05.2021 vgl. 20210510
BT32u	Orig	0,9995	0,0302			25.05.2021 16:00		°C	Kalibrierung vom 18.05.2021 vgl. 20210510
BF40	Orig		-0,2000					Nl/min	Abgleich mit BF51 und BF40 (ExcelTool), Messung 16.04.2021, vgl.
BF40	Orig	0,0000	0,0000		09.06.2022 15:30	09.06.2022 15:45		Nl/min	Brooks Regler aktiv, aber KH geschlossen, daher MW auf 0 setzen
BF40	Orig	0,0000	0,0000		23.08.2022 14:08	24.08.2022 11:03		Nl/min	Brooks Regler aktiv, aber KH geschlossen, daher MW auf 0 setzen
BF40:YQ01	Orig		0,1000					Nl/min	Abgleich mit BF51 und BF40 (ExcelTool), Messung 16.04.2021, vgl.
BP21	Orig	1,0000	0,3800			15.02.2022 12:00		mbar	Bestimmung durch Stillstandversuche (000-000)
BP21	Orig	1,0000	0,4100		15.02.2022 12:00			mbar	Bestimmung durch Stillstandversuche (000-000)
BP21	Orig	1,0000	0,3300		23.08.2022 15:42	25.08.2022 10:34	True	mbar	Bestimmung durch Stillstandversuche (000-000)
BP21	Orig	1,0000	0,0600		25.08.2022 10:34	29.08.2022 14:50	True	mbar	Bestimmung durch Stillstandversuche (000-000)
BP21	Orig	1,0000	0,1800		29.08.2022 14:50	31.08.2022 09:47	True	mbar	Bestimmung durch Stillstandversuche (000-000)
BP21	Orig	1,0000	0,4100		31.08.2022 09:47		True	mbar	Bestimmung durch Stillstandversuche (000-000)

C.1.3 Auslegungsrechnung der WÜ-Prüflinge

siehe PDF nach S. 278 dieses Berichts jeweils 2 Seiten

C.1.3.1 Auslegung WÜ30

C.1.3.2 Auslegung WÜ20

C.1.3.3 Auslegung WÜ40

C.1.3.4 Datenblatt WÜ30

C.1.3.5 Datenblatt WÜ20 und WÜ40

C.1.4 Versuchsplanung

Tabelle 34 Strömungsgeschwindigkeiten c im Sammler/Verteiler und in einzelnen Kanälen bei gleichmäßiger Verteilung der Strömung

\dot{V}_w	WÜ20			WÜ30			WÜ40		
	Sammler		Kanal	Sammler		Kanal	Sammler		Kanal
	max	min		max	min		max	min	
%	m/s	m/s	m/s	m/s	m/s	m/s	m/s	m/s	m/s
0	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
25	0,20	0,02	0,04	0,20	0,02	0,04	0,41	0,02	0,04
50	0,41	0,05	0,07	0,41	0,05	0,07	0,82	0,04	0,07
75	0,61	0,07	0,11	0,61	0,07	0,11	1,23	0,06	0,11
100	0,82	0,09	0,15	0,82	0,09	0,15	1,64	0,09	0,14
125	1,02	0,11	0,19	1,02	0,11	0,19	2,06	0,11	0,18
150	1,22	0,14	0,22	1,22	0,14	0,22	2,47	0,13	0,21
175	1,43	0,16	0,26	1,43	0,16	0,26	2,88	0,15	0,25

C.1.5 Gasblasenkontrolle Prüfling

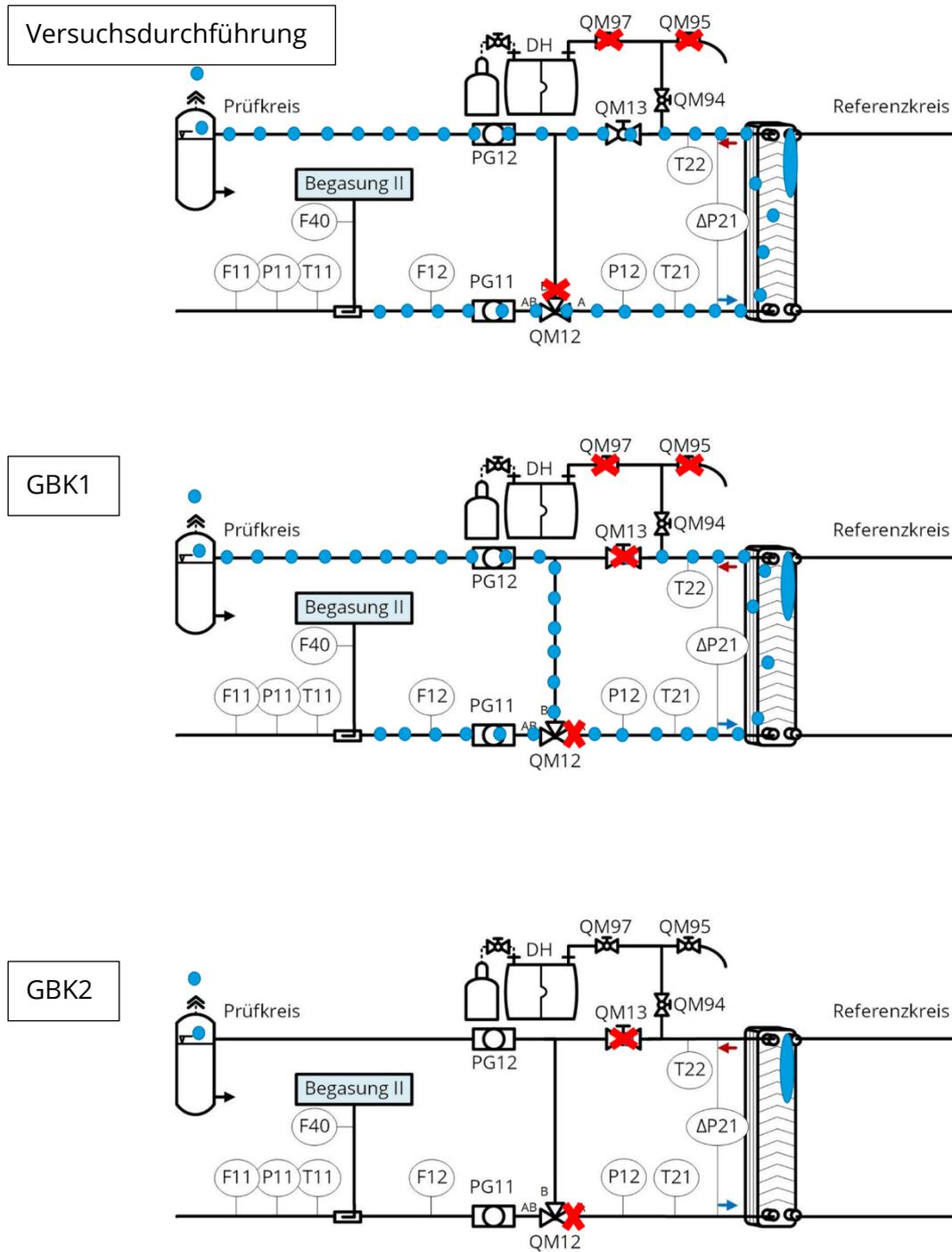


Abbildung 154 Ventilpositionen und Gasblasen und -polster während des Versuchs (oben), GBK1 (Mitte) und GBK2 (unten)

C.1.6 Berechnungsgrundlagen

C.1.6.1 Druckverluste

Strömungsdruckverlust

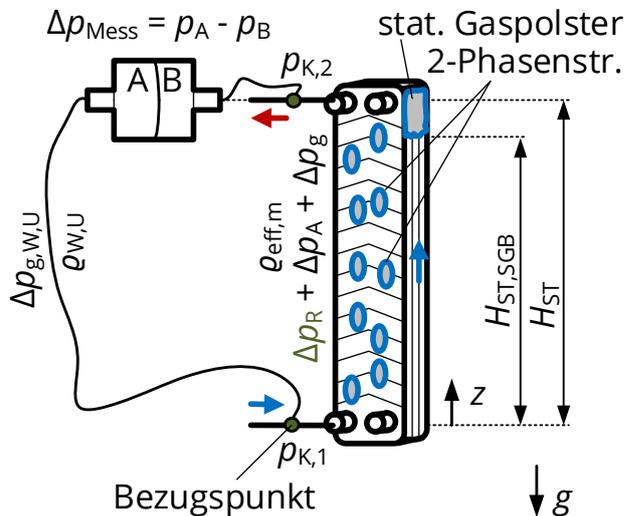


Abbildung 155 Druckverhältnisse am Differenzdrucksensor, mit Zwei-phasenströmung und stationärem Gaspolster

An dieser Stelle sollen die Verhältnisse bei der Bestimmung der Strömungsdruckverluste genauer analysiert werden. Der Messaufbau und die verwendeten Größen sind in Abbildung 64 zu sehen. Es seien die folgenden Annahmen getroffen:

- die gasbeladene Seite des Wärmeübertragers wird von unten nach oben durchströmt,
- die Messleitungen sind vollständig mit Wasser gefüllt und haben ungefähr Umgebungstemperatur angenommen,
- Verdampfung/Kondensation und Lösungs- und Entlösungsvorgänge werden vernachlässigt (letzteres nicht exakt möglich für Versuche mit Wärmezufuhr)
- keine Verformung der Plattenkanäle durch unterschiedliche Druckniveaus.

Es gelten die Gleichungen (21) und (22), die hier hergeleitet werden sollen. Der Gesamtdruckverlust über dem Prüfling setzt sich zusammen aus:

$$\Delta p_{\text{ges}} = p_{K,1} - p_{K,2} = \Delta p_R + \Delta p_A + \Delta p_g$$

Das Druckgleichgewicht an der Membran in der Sensorkammer mit Δp_{Mess} als Differenzdruck-Messwert und der Annahme, dass der Sensor so angeschlossen ist, dass die Strömungsdruckverluste positiv abgebildet werden, ergibt sich folgendermaßen:

$$\Delta p_{\text{Mess}} = \Delta P_{21} = p_A - p_B$$

Die Drücke in den Sensorkammern p_A und p_B können mit der Bernoulli-Gleichung ausgehend vom Bezugspunkt K,1 bestimmt werden. Für Sensorkammer A ist der hydrostatische

Druckabfall durch die mit Wasser bei Umgebungstemperatur gefüllte Impulsleitung zu beachten:

$$p_A = p_{K,1} - \Delta p_{g,W,U}$$

Für den Druck in der Sensorkammer B ist ausgehend vom Bezugspunkt K,1 die aus den drei Anteilen bestehende Gesamtdruckdifferenz Δp_{ges} zu berücksichtigen.

$$p_B = p_{K,2} = p_{K,1} - \Delta p_{ges} = p_{K,1} - \Delta p_R - \Delta p_A - \Delta p_g$$

Insgesamt ergibt sich Gleichung (22) zu:

$$\Delta p_{Mess} = p_A - p_B = \Delta p_R + \Delta p_A + \Delta p_g - \Delta p_{g,W,U}$$

Der hydrostatische Anteil in der vertikalen Messleitung berechnet sich mit der Wasserdichte bei Umgebungstemperatur zu:

$$\Delta p_{g,W,U} = \rho_{W,U} \cdot g \cdot \Delta z$$

Der hydrostatische Anteil im Prüfling zu:

$$\Delta p_g = \rho \cdot g \cdot \Delta z$$

Wie in Abschnitt 4.5.4.2 diskutiert, können bei der Berechnung der hydrostatischen Druckdifferenz die folgenden drei Anteile berücksichtigt werden. Es ist gekennzeichnet, ob diese letztendlich bei der Auswertung verwendet wurden.

Tabelle 35 Übersicht Anteile für hydrostatische Druckänderung mit $\rho_{W,m}$ als Wärmeträger-Dichte bei Mitteltemperatur, $\rho_{G,m}$ als Gasdichte bei Mitteltemperatur, ρ als effektive Dichte der Blasenströmung

Nr.	Anteile	mögliche Berechnung	Verwendet?	
			TUD-WÜ	TUD-STA
1	reine Wassersäule mit der mittleren Medientemperatur	$\Delta p_g = \rho_{W,m} \cdot g \cdot H_{ST}$ Mit der Dichte des reinen Wassers und der Plattenlänge L_p .	JA	JA
2	effektive Dichte der Blasenströmung nach homogenen Modell	$\Delta p_g = \rho \cdot g \cdot H_{ST}$ Die effektive Dichte nach dem homogenen Modell ergäbe sich zu $\rho = (1 - \varepsilon) \cdot \rho_{W,m} + \varepsilon \cdot \rho_{G,m}$	NEIN	JA

3	Angelagertes stationäres Gaspolster	$\Delta p_g = \rho \cdot g \cdot H_{ST,SGB}$ <p>Mit einem Faktor, der vom Gasvolumenanteil im Prüfling ε_{GBK} abhängt. Beispielsweise könnte vereinfachend $f(\varepsilon_{GBK}) = 1 - \varepsilon_{GBK}$ gesetzt werden.</p>	NEIN	NEIN
---	-------------------------------------	--	------	------

Reynolds-Zahl

Die Reynolds-Zahl wird unter Verwendung der effektiven Dichte und Strömungsgeschwindigkeit folgendermaßen bestimmt:

$$Re = \frac{\rho \cdot c \cdot d_h}{\eta} \quad (53)$$

Dabei sind laut [7] verschiedene Ansätze zur Bestimmung der dynamischen Viskosität möglich. In dieser Untersuchung wird der Wert der Flüssigphase verwendet. Denkbar sind auch Mittelungen über den Gasvolumen- oder den Gasmasseanteil. Da an dieser Stelle sehr geringe Gasmasseanteile \dot{x} betrachtet werden (max. 0,02 %) ergäben sich nur geringfügige Abweichungen im Vergleich zur Verwendung der reinen Flüssigkeitsviskosität. Nach [8] sei der Reibungsdruckverlust der Strömung außerdem hauptsächlich auf den Flüssigkeitsanteil zurückzuführen.

Hydraulischer Durchmesser

Sowohl die Berechnung des Druckverlustbeiwertes als auch die der Reynolds-Zahl enthalten den hydraulischen Durchmesser d_h . Prinzipiell sind auch andere Beschreibungen, z. B. mittels äquivalenten Durchmessers, denkbar. In jedem Fall ist eine Anwendung der Gleichung (24) zur Berechnung der Strömungsdruckverluste bei einem bestimmten Volumenstrom $\Delta p = f(\dot{V}, t)$ nur bei Kenntnis der Gleichung selbst, des hydraulischen Durchmessers d_h , der Plattenlänge L_p und der Querschnittsfläche A_q des Plattenwärmeübertragers möglich. Es reicht also nicht aus, die Druckverlustbeiwerte für den Wärmeübertragerprüfling anzugeben. Die Berechnungsvorschrift, die für die Bestimmung der ζ -Werte verwendet wurde, muss ebenfalls bekannt sein.

Der hydraulische Durchmesser am Plattenwärmeübertrager richtet sich laut [8] nach der Amplitude $\hat{a}_{PWÜ}$ des Wellenmusters und nach dem Flächenvergrößerungsfaktor $\Phi_{PWÜ}$. Die folgenden Definitionen sind für die Bauform „Plattenwärmeübertrager mit Winkel-Wellenplatte mit sinusförmigem Wellenmuster“ (Englisch: chevron type plate) gültig.

$$d_h = 4\hat{a}_{PWÜ}/\Phi_{PWÜ}$$

Näherungsweise gilt für den Flächenvergrößerungsfaktor für eine sinusförmige Wellung:

$$\Phi_{PWÜ}(X) \approx \frac{1}{6} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + X^2} + 4\sqrt{1 + X^2/2} \right)$$

mit $X = 2\pi \cdot \hat{a}_{PWÜ} / \Lambda_{PWÜ}$.

Strömungsgeschwindigkeit

Laut VDI-Wärmeatlas kann die Strömungsgeschwindigkeit über den Spaltvolumenstrom gebildet werden. Hierbei ist B_P die Breite der WÜ-Platten und $N_{\text{Kanäle}}$ die Anzahl der durchströmten Kanäle.

$$c = \frac{\dot{V}_{\text{Spalt}}}{2 \cdot \hat{a}_{PWÜ} \cdot B_P} = \frac{\dot{V}}{2 \cdot N_{\text{Kanäle}} \cdot \hat{a}_{PWÜ} \cdot B_P}$$

In den folgenden Auswertungen erfolgt aufgrund der nur ungenau bekannten Amplitude \hat{a} die Umsetzung auf Basis von Angaben im Auslegungstool des Herstellers. Hier sind für den Auslegungsfall die Strömungsgeschwindigkeiten im Stutzen und im WÜ-Kanal angegeben. Da der Stutzenquerschnitt genau bekannt ist, lässt sich die durchströmte Querschnittsfläche A_q für jeweils eine Seite bestimmen. (Bei der Umrechnung des Volumenstroms in eine Strömungsgeschwindigkeit wurde mit der Dichte bei mittlerer Temperatur im Kanal gerechnet.)

$$A_q = A_{q,\text{Stutzen}} \cdot \frac{w_{\text{Ausl,Stutzen}}}{w_{\text{Ausl,Kanal}}}$$

Die Strömungsgeschwindigkeit ergibt sich dann durch:

$$c = \frac{\dot{V}}{A_q}$$

Die effektive Strömungsgeschwindigkeit c kann unter Verwendung des Gesamtmassestromes und der effektiven Dichte folgendermaßen berechnet werden:

$$c = (\dot{m}_W + \dot{m}_G) / \rho / A_q$$

$$c = (\dot{V}_{F11} \cdot \rho_W + \dot{V}_{F40} \cdot \rho_{N,G}) / \rho / A_q \quad (54)$$

Effektive Re-Zahl und Flüssigkeitsbezogene Re-zahl

Die Reynolds-Zahl wird nach Gleichung (53) berechnet mit

$$\text{Re} = \frac{\dot{m}_W + \dot{m}_G}{\eta_W} \cdot \frac{d_h}{A_q} \quad (55)$$

$$\text{Re} = \frac{\dot{V}_{F11} \cdot \rho_W + \dot{V}_{F40} \cdot \rho_{N,G}}{\eta_W} \cdot \frac{d_h}{A_q}$$

Die Re-Zahl ist demnach nicht von der effektiven Dichte, sondern nur von der dynamischen Viskosität der Flüssigphase und vom Gesamtmassestrom abhängig. Da der Gasmassestrom

bei den untersuchten Gasvolumenanteilen vernachlässigbar ist, ergibt sich eine Re-Zahl, die nur vom Betriebszustand abhängig und von der Gasbeladung fast unabhängig ist. Mit dieser Definition gilt also

$$\text{Re}_{\text{eff}} \approx \text{Re}_W \quad (56)$$

Druckverlustbeiwert

Es ergibt sich nach Gleichung (24) der folgende messstellenkonkrete Zusammenhang zur Berechnung des Druckverlustbeiwertes ζ :

$$\begin{aligned} \zeta &= \frac{2 \cdot \Delta p \cdot d_h}{\rho \cdot c^2 \cdot L_p} \\ \zeta &= \frac{2 \cdot \Delta p_R \cdot \rho}{(\dot{m}_W + \dot{m}_G)^2} \cdot \frac{d_h \cdot A_q^2}{L_p} \\ \zeta &= \frac{2 \cdot \Delta p_R \cdot \rho}{(\dot{V}_{F11} \cdot \rho_W + \dot{V}_{F40} \cdot \rho_{N,G})^2} \cdot \frac{d_h \cdot A_q^2}{L_p} \end{aligned} \quad (57)$$

Der rechte Faktor enthält die geometrischen Angaben des Prüflings.

C.1.6.2 Druckverlust - Herleitung vereinfachter Ansätze

Wie verhalten sich die Druckverluste einer Zweiphasenströmung (Blasenströmung) im Vergleich zur reinen Flüssigkeitsströmung, bei gleichem Flüssigkeitsvolumenstrom \dot{V}_W (Szenario 1) bzw. gleichem Gesamtvolumenstrom \dot{V}_{eff} ?

Annahmen:

- Es liegt eine Blasenströmung mit Gasanteilen bis ca. zehn Volumenprozent vor.
- Bestimmend für die Strömungsdruckverluste ist die Flüssigkeitsströmung an der Wand.
- Der Druckverlustbeiwert ζ gilt für eine bestimmte geometrische Form und ist allgemein von der Reynolds-Zahl Re und der Oberflächenrauigkeit abhängig.
- Die effektive Reynolds-Zahl der Blasenströmung ist ungefähr gleich der Reynolds-Zahl der reinen Flüssigkeit: $Re_{\text{eff}} \approx Re_W$ (siehe Gleichung (56))
- Daher ist $\zeta_{\text{PF}}/\zeta_{\text{RF}} \approx 1$.

$$\Delta p_R = \zeta \cdot \frac{\rho_{\text{eff}}}{2} \cdot \left(\frac{\dot{V}_{\text{eff}}}{A_q} \right)^2 \cdot \frac{L_p}{d_h}$$

$$\text{mit } \dot{V}_{\text{eff}} = \frac{\dot{V}_W}{1 - \varepsilon} \quad \text{und}$$

$$\text{mit } \rho_{\text{eff}} = (1 - \varepsilon) \cdot \rho_W + \varepsilon \cdot \rho_G$$

$$\Delta p_R = \zeta \cdot \frac{(1 - \varepsilon) \cdot \rho_W + \varepsilon \cdot \rho_G}{2 \cdot (1 - \varepsilon)^2} \cdot \left(\frac{\dot{V}_W}{A_q} \right)^2 \cdot \frac{L_p}{d_h}$$

Referenzfall mit $\varepsilon = 0$:

$$\Delta p_{R,\text{RF}} = \zeta_{\text{RF}} \cdot \frac{\rho_W}{2} \cdot \left(\frac{\dot{V}_{W,\text{RF}}}{A_q} \right)^2 \cdot \frac{L_p}{d_h}$$

Prüffall mit $0 < \varepsilon < 10\%$:

unter Vernachlässigung des Terms $\varepsilon \cdot \rho_G$ ergibt sich

$$\Delta p_{R,\text{PF}} \approx \zeta_{\text{PF}} \cdot \frac{\rho_W}{2 \cdot (1 - \varepsilon)} \cdot \left(\frac{\dot{V}_{W,\text{PF}}}{A_q} \right)^2 \cdot \frac{L_p}{d_h}$$

Szenario 1

Mit $\dot{V}_{W,\text{PF}} \stackrel{\text{def}}{=} \dot{V}_{W,\text{RF}}$ nach Szenario 1 ergibt sich

$$\frac{\Delta p_{R,\text{PF}}}{\Delta p_{R,\text{RF}}} \approx \frac{\zeta_{\text{PF}}}{\zeta_{\text{RF}}} \cdot \frac{1}{1 - \varepsilon}$$

Mit $\zeta_{\text{PF}}/\zeta_{\text{RF}} \approx 1$:

(58)

$$\frac{\Delta p_{R,PF}}{\Delta p_{R,RF}} \approx \frac{1}{1 - \varepsilon}$$

Szenario 2

Mit $\dot{V}_{\text{eff},PF} \stackrel{\text{def}}{=} \dot{V}_{W,RF}$ nach Szenario 1 ergibt sich

$$\dot{V}_{W,PF} = (1 - \varepsilon) \cdot \dot{V}_{W,RF}$$

und damit

$$\frac{\Delta p_{R,PF}}{\Delta p_{R,RF}} \approx \frac{\zeta_{PF}}{\zeta_{RF}} \cdot 1 - \varepsilon$$

Mit $\zeta_{PF}/\zeta_{RF} \approx 1$:

$$\frac{\Delta p_{R,PF}}{\Delta p_{R,RF}} \approx 1 - \varepsilon \quad (59)$$

C.1.6.3 Wärmedurchgang

C.1.6.4 Übersicht der Berechnungsgrundlagen

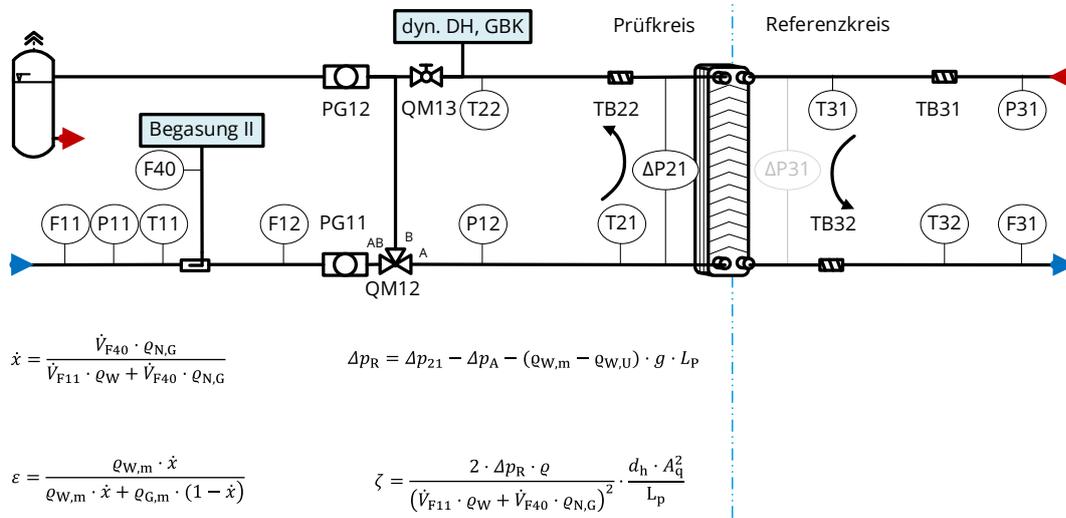


Abbildung 156 Übersicht Berechnungsgrundlage – Druckverluste

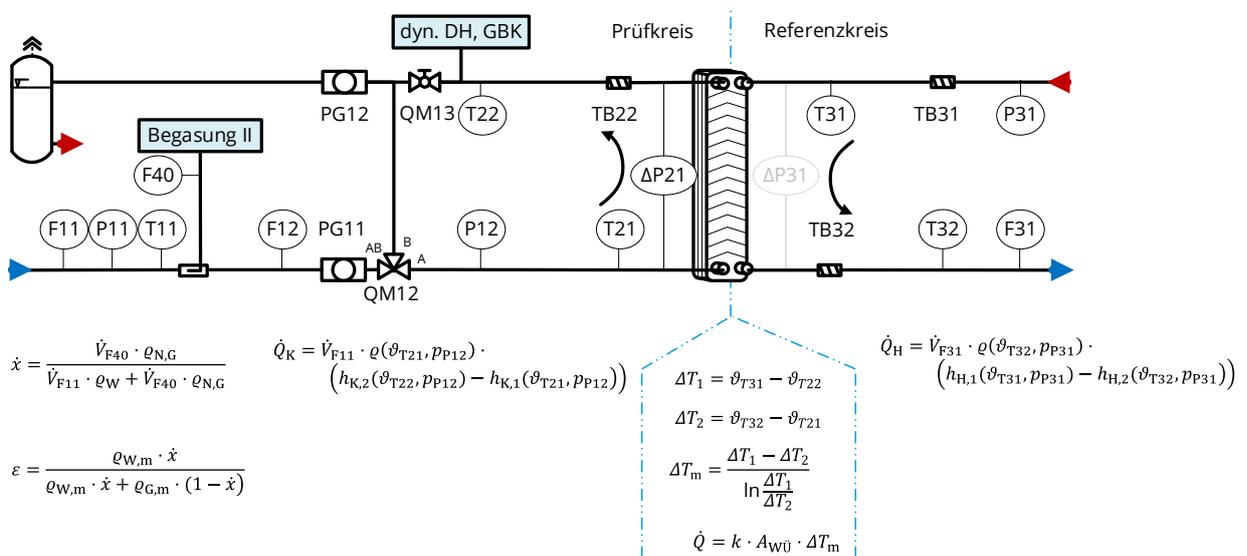


Abbildung 157 Übersicht Berechnungsgrundlage – Wärmedurchgang

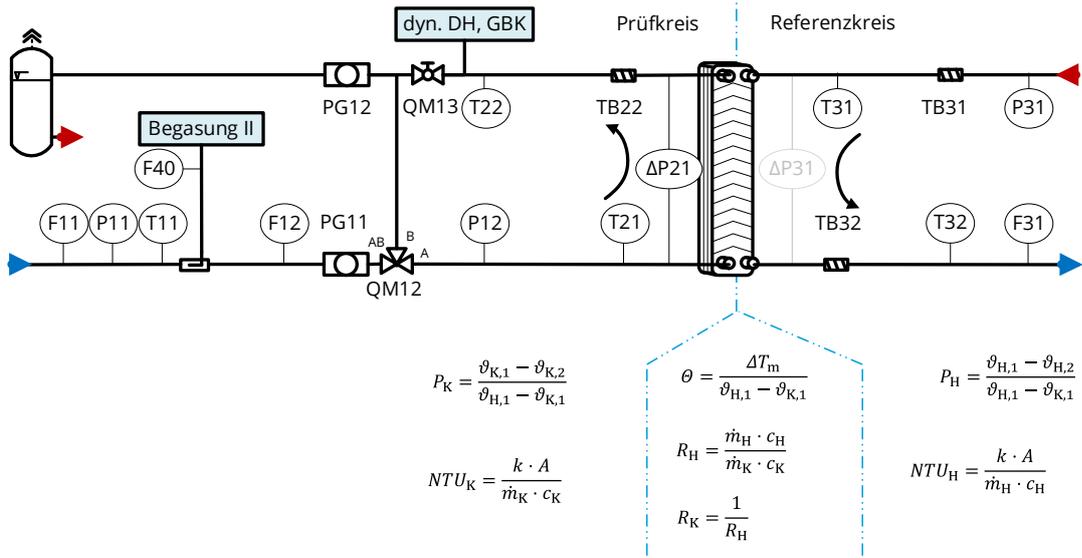


Abbildung 158 Übersicht Berechnungsgrundlage – Betriebscharakteristik

C.1.7 Energiebilanz TUD-WÜ1

C.1.7.1 Problemstellung

Erste Probeversuche mit dem Wärmeübertragerprüfling WÜ1 und deren Auswertung haben Abweichungen in den stoffgebundenen Wärmeströmen auf Referenzkreis- und Prüfkreisseite ergeben und werden im Folgenden als „Bilanzfehler“ Δf bezeichnet. Dieser wird folgendermaßen definiert:

$$\Delta f := \frac{\dot{Q}_{\text{RK}} - \dot{Q}_{\text{PK}}}{\dot{Q}_{\text{RK}}}$$

- Hierbei stellt ein positives Δf einen scheinbaren Wärmeverlust dar.
- Ein negatives Δf verweist auf ein scheinbares Perpetuum Mobile erster Art.

Im Prüfkreis kommt im letzteren Fall also scheinbar ein größerer Wärmestrom an, als im Referenzkreis abgegeben wurde. Die Abweichung wurde als relevant ($\Delta f \approx \pm 6\%$) eingeschätzt, da sie über oder in der Größenordnung der erwarteten Wirkungen von Gasen, dem eigentlichen Untersuchungsziel, lag.

Um abschätzen zu können in welcher Größenordnung reale Wärmeverluste zu erwarten sind, sollen diese rechnerisch abgeschätzt werden (siehe Tabelle 36).

Dabei wird der Wärmeübertrager vereinfacht als vertikale Platte mit gleicher Oberfläche betrachtet. Die charakteristische Länge ist die Höhe des Plattenwärmeübertragers. Als ungünstigster Fall wird eine einheitliche Oberflächentemperatur von 65 °C angenommen, was in den Vorversuchen der Eintrittstemperatur der heißen Seite entspricht. Es soll eine konstante Umgebungstemperatur von 25 °C herrschen. Das Formelwerk wurde nach dem VDI-Wärmeatlas erstellt und quergeprüft mit [28]. Weitere Annahmen sind:

- Stoffwerte feuchte Luft ($\varphi = 80\%$),
- gleichgerichtete Mischkonvektion, laminar ($w = 0,1\text{ m/s}$),
- mit Hartschalendämmung ($s_{\text{Dämm}} = 2\text{ cm}$),
- Strahlungsaustausch vernachlässigt

Tabelle 36 Abschätzung der Wärmeverluste des Prüflings WÜ1

Größe	Einheit	Wert
w	m/s	0,1
φ	%	80
$s_{\text{Dämm}}$	cm	2
Pr	-	0,9
Re	-	1840
Gr	-	1,4e+08
Nu	-	129
α	W/m ² /K	15,1
k	W/m ² /K	1,5
\dot{Q}_v	W	6
$\frac{\dot{Q}_v}{30\text{ kW}}$	%	0,02

Es zeigt sich, dass die Wärmeverluste mit ca. 6 W vernachlässigbar sein sollten und keine Ursache für die gemessenen positiven Bilanzfehler darstellen können.

C.1.7.2 Kalibrierung der Messsensorik

Die für die Bilanzierung notwendigen Temperatursensoren wurden paarweise (Ein- und Austritt Prüfkreis sowie Ein- und Austritt Referenzkreis) in einem Kalibrierbad (Sika TPM 165S-U) gegen ein Referenzthermometer (ISOTECHNA F250 MKII) kalibriert.

C.1.7.3 Vorversuche zur Behebung des Bilanzfehles

Zur Verbesserung der Zuverlässigkeit der Messungen und zur Verringerung des Bilanzfehlers wurden 36 Einzelmessungen, jeweils mit dem Referenzfall und ggf. mit zwei Prüffällen (Prüffall 1 mit ca. 2 Vol.-%, Prüffall 2 mit ca. 4 Vol.-% Stickstoff) mit der Zufuhr von freiem Gas durch die Begasung II durchgeführt. Nach Auswertung der jeweiligen Versuche wurden Änderungen an Versuchsstand und Auswertung vorgenommen und deren Wirkungen auf den Bilanzfehler beurteilt. Dieser Erkenntnisweg soll im Folgenden dargestellt werden. Dabei sind die Änderungen fotografisch oder symbolisch in Abbildung 159 zu sehen, die bestimmten Bilanzfehler in Abbildung 160. Die mit Anlegefühlern gemessene Temperaturdifferenz zwischen Ober- und Unterseite des Austrittsstutzens ist in Abbildung 161 dargestellt. Der Ausgangszustand war der Folgende:

Die Messspitzen der für die Bilanzierung notwendigen Temperatursensoren (T21, T22, T31, T32) sind direkt in den Stutzen des WÜ positioniert (0 cm stromabwärts).

Es wurden sortiert in zeitlicher Reihenfolge die folgenden Maßnahmen getroffen (vergleiche auch Abbildung 159):

1. Verlängerung der Einlaufstrecken für die T-Sensoren an den Austrittsstutzen von 0 cm auf 9 cm
2. Ausbau des Turbulators TB11
3. Verlängerung der Einlaufstrecken für die T-Sensoren an den Austrittsstutzen von 9 cm auf 50 cm.
4. Einbau der Turbulatoren TB22 und TB32 an den Austrittsstutzen des Prüflings sowie Einbau von TB31 zur Vereinheitlichung der Strömung am referenzkreisseitigen Eintrittsstutzen nach der Rücklaufbeimischung über ein 3-Wege-Mischventil
5. Temperaturabhängige Kalibrierung der Volumenstromsensoren (linear (lin.), Polynom 2. Grades (Poly21), Polynom 3. Grades (Poly31))

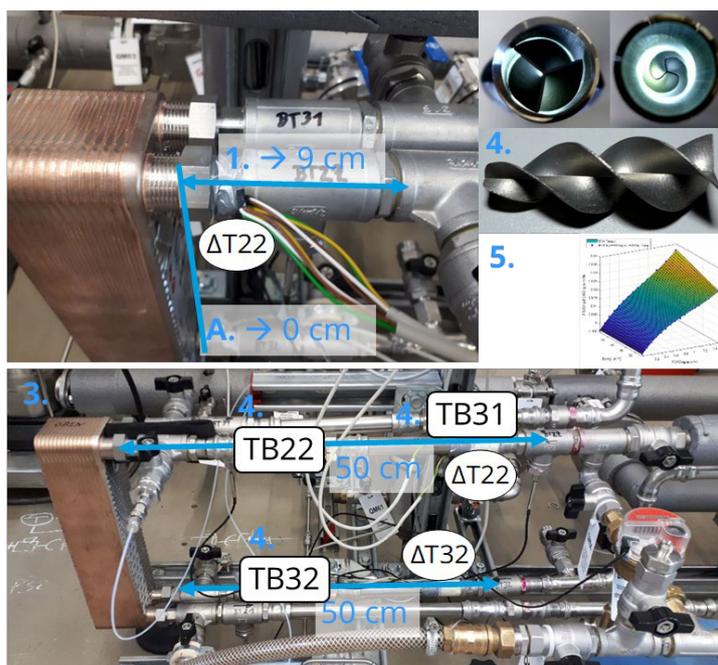


Abbildung 159
Änderungshistorie für Vor-
versuche am Versuchsstand
ImpactGas

Es konnten die folgenden Effekte beobachtet werden:

1. *Hohe Bilanzfehler* (im Ausgangszustand von $\Delta f \approx \pm 6\%$, deutliche Reduzierung durch Maßnahme 3, durch Maßnahme 5 Reduzierung auf $-0,25\% < \Delta f < 0\%$, siehe Abbildung 160)
2. *Messbare Temperaturschichtung* ΔT_{22} und ΔT_{32} in beiden Austrittsstutzen (ΔT_{22} ca. 0,5 K bis inklusive Maßnahme 2, deutliche Verbesserung durch Maßnahme 3, Minimierung auf $\Delta T_{22} < 0,02$ K durch Maßnahme 4, siehe Abbildung 161)
3. *Starke Änderung der Bilanzfehler* mit der *Strömungsgeschwindigkeit* (von $\Delta f \approx -6\%$ auf $\Delta f \approx +6\%$ im Ausgangszustand, Verbesserung durch Maßnahme 1, siehe Abbildung 160)
4. *Änderung des Bilanzfehlers* mit der Zufuhr von *freien Gasen* (vor allem im Ausgangszustand, fast verschwunden durch Maßnahme 4, siehe Abbildung 160)

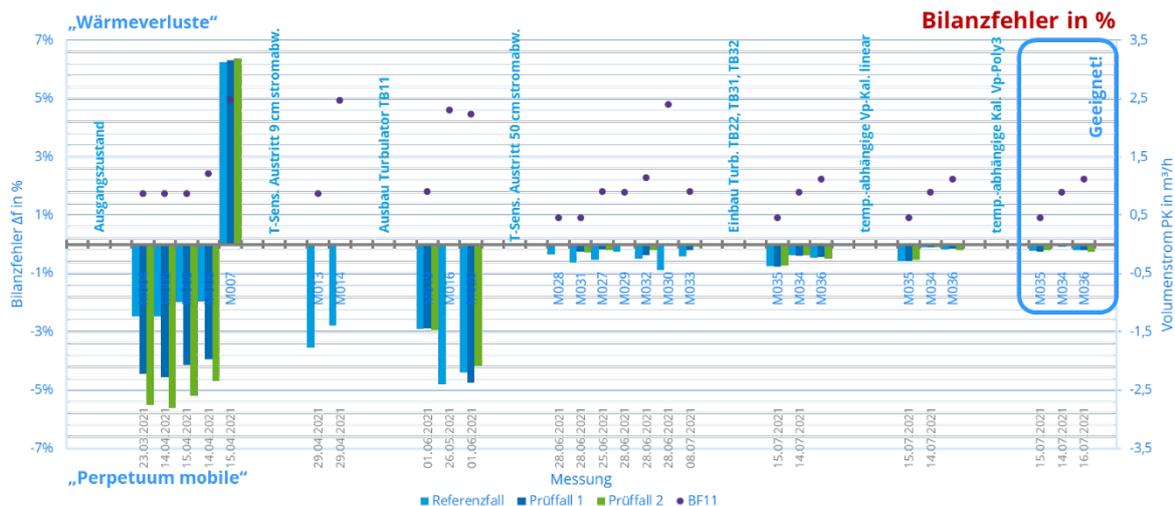


Abbildung 160 Bilanzfehler für ausgewählte Vorversuche und Auswertungen, gruppiert nach Änderungshistorie, jeweils sortiert nach dem Volumenstrom auf der Prüfkreisseite F11, mit Referenzfall (blau), Prüffall 1 und 2 (dunkelblau, grün)

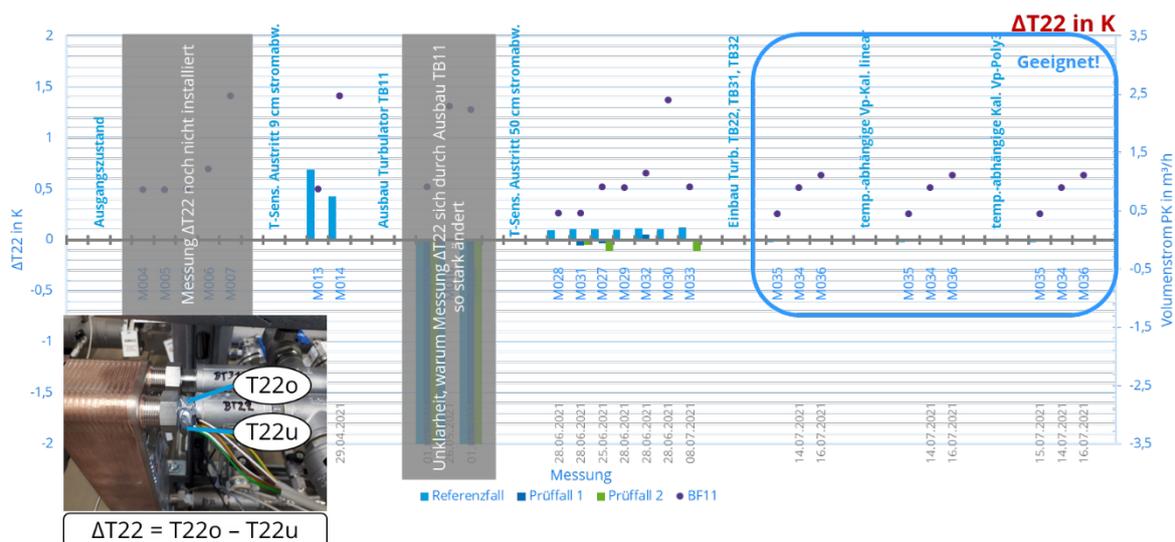


Abbildung 161 gemessene Temperaturdifferenzen zwischen Ober- und Unterseite Rohr ΔT_{22} , für ausgewählte Vorversuche und Auswertungen, gruppiert nach Änderungshistorie, jeweils sortiert nach dem Volumenstrom auf der Prüfkreisseite F11, mit Referenzfall (blau), Prüffall 1 und 2 (dunkelblau, grün)

Tabelle 37 stellt die beobachteten Effekte nochmals zusammen, benennt jeweils die Ursache und die sich ergebenden Folgerungen und nennt die Maßnahmen, mit denen eine Verbesserung erreicht werden konnte.

Tabelle 37 Übersicht unerwünschter Effekte, deren Ursache und Verbesserungsmaßnahmen

	Unerwünschter Effekt	Erklärung/Folgerung	Verbessert durch
1	Bilanzfehler $\Delta f < 0$	Bilanzfehler $\Delta f < 0$ resultieren aus Messfehlern und sind physikalisch nicht sinnvoll	<ul style="list-style-type: none"> • Verlängerung der Einlaufstrecken für die T-Sensoren an den Austrittsstutzen • temperaturabhängige Kalibrierung des \dot{V}-Sensors F31 (Temperatur – linear, \dot{V} – Polynom 3. Grades)
	Bilanzfehler $\Delta f \gg 10 W/\dot{Q}_{RK}$	Bilanzfehler $\Delta f \gg 10 W/\dot{Q}_{RK}$ resultieren nicht aus Wärmeverlusten und sind Hinweise auf Messfehler	
2	Messbare Temperaturschichtung in den Austrittsstutzen	Hinweis, dass die Temperaturmessung nicht repräsentativ ist	<ul style="list-style-type: none"> • Verlängerung der Einlaufstrecken für die T-Sensoren an den Austrittsstutzen • Turbulatoren an den Austrittsstutzen
3	starke Änderung der Bilanzfehler mit der Strömungsgeschwindigkeit	Hinweis, dass die Temperaturmessung nicht repräsentativ ist oder	<ul style="list-style-type: none"> • Verlängerung der Einlaufstrecken für die T-Sensoren an den Austrittsstutzen
		die Kalibrierfunktion der Volumenstromsensoren stark temperaturabhängig ist	
4	Änderung des Bilanzfehlers mit der Zufuhr von freien Gasen	Hinweis, dass die Temperaturmessung nicht repräsentativ ist → Verwechslungsgefahr mit realen thermischen Effekten!	<ul style="list-style-type: none"> • Verlängerung der Einlaufstrecken für die T-Sensoren an den Austrittsstutzen • Turbulatoren an den Austrittsstutzen

C.1.7.4 Fazit

Die Hauptursache für die aufgetretenen Bilanzfehler ist eine Temperaturschichtung in der Strömung an den Austrittsstutzen im Höhenprofil. Diese konnte auch durch Anlegetemperaturfühler an der Ober- und Unterseite der Rohrleitung nachgewiesen werden und führte zu der nicht-repräsentativen Temperaturmessung. Daher sind für eine saubere Bilanzierung eines Plattenwärmeübertragers Einlaufstrecken vor der Temperaturmessung notwendig. Bei einer Nennweite von DN 20 reduzieren Einlaufstrecken von 50 cm das Problem deutlich, reichen aber nicht zur vollständigen Vereinheitlichung aus. Aus Platzgründen und aufgrund der erhöhten Wärmeverlusten wurde auf eine weitere Verlängerung verzichtet und Turbulatoren eingebaut. Mit dieser Konfiguration ist keine Temperaturschichtung mehr nachweisbar.

Die Verwendung von Turbulatoren kann bei einem Einbau vor Volumenstromsensoren, die auf einer Geschwindigkeitsmessung beruhen (MID und Ultraschall), deren Genauigkeit beeinträchtigen, da ein zusätzlicher Geschwindigkeitsanteil in Umfangsrichtung des Rohres entstehen kann.

Eine temperaturabhängige Kalibrierung der Volumenstromsensoren konnte die Bilanzfehler nochmal reduzieren, da die MID in Referenz- und Prüfkreis jeweils auf leicht unterschiedlichem Temperaturniveau arbeiten.

Die Anlage ist jetzt für einen aussagekräftigen Versuchsbetrieb einsatzbereit. Dieser Zustand wurde durch geeignete Veränderungen am Versuchsstand sowie durch auf Messungen basierende Kalibrierungen erreicht.

C.1.8 Aufsättigung mit Stickstoff

C.1.8.1 Herstellen des gesättigten Zustands am Laborprüfstand Entgasung/Diffusion

Es wurden zwei Methoden zur Herstellung des gesättigten Zustands getestet. Diese unterscheiden sich insbesondere im Volumenstrom bzw. der Geschwindigkeit des Kreislaufwassers. In Tabelle 38 ist eine Übersicht der Unterschiede zwischen den zwei Methoden zu finden.

Tabelle 38 Übersicht der zwei untersuchten Methoden zur Herstellung des gesättigten Zustands

	Methode 1	Methode 2
Volumenstrom des Kreislaufwassers	5,72 m ³ /h (teilweise unter der Selbstentlüftungsgeschwindigkeit)	9,3 m ³ /h (überall über der Selbstentlüftungsgeschwindigkeit)
Begasung	Überschussbegasung	gezielte Begasung
Entlüfter	offen	geschlossen

In beiden Fällen wird eine Nullprobenahme durchgeführt, bei der der Startgasgehalt an Stickstoff gemessen wird. Anschließend wird bei Methode 1 bei geringem Volumenstrom im Überschuss mit offenen Entlüftern für eine lange Zeit begast, sodass sich die Gase auf dem Weg zum Hochpunkt, an dem der Entlüfter positioniert ist, lösen und bis dahin noch nicht gelöstes Gas über den Entlüfter ausgeschoben wird. Bei Methode 2 hingegen wird bei hohem Volumenstrom, sodass im gesamten Kreis die Selbstentlüftungsgeschwindigkeit überschritten ist, bei geschlossenen Entlüftern gezielt begast. Das heißt, dass der Sättigungsgasgehalt berechnet wird und anschließend die Differenz zum Startgasgehalt aus der Nullprobenahme gebildet wird. Anschließend wird der Gasvolumenstrom so berechnet, dass bei dem Volumenstrom des Kreislaufwassers eine gerade Anzahl an Umwälzungen passiert, damit eine gleichmäßige Begasung des gesamten Anlagenmediums stattfindet. Nach der Begasung nach beiden Methoden wird jeweils eine Endprobenahme durchgeführt, mit der der erreichte Gasgehalt überprüft werden kann.

Es konnte gezeigt werden, dass sich Methode 2 als die effektivere und reproduzierbarere Methode erweist. Dabei wird einerseits im Vergleich zu Methode 1 kein Gas vergeudet und andererseits kann vorher genau berechnet werden, wie lange begast werden muss. Des Weiteren kann es bei Methode 1 vorkommen, dass sich Gaspolster in der Anlage bilden, die sich nur durch eine Untersättigung des Mediums über Vakuumentgasung wieder entfernen lassen. In Abbildung 162 sind die Ergebnisse der Endprobenahme des Sättigungsversuchs nach

Methode 2 dargestellt. Dabei wurden zum Nachweis der Reproduzierbarkeit zwei vergleichende Probenahmen durchgeführt. Es zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung der Probenahmen untereinander sowie mit dem Sättigungsgasgehalt, sodass die Methode 2 sich gut zur gezielten Einstellung eines Gasgehalts eignet.

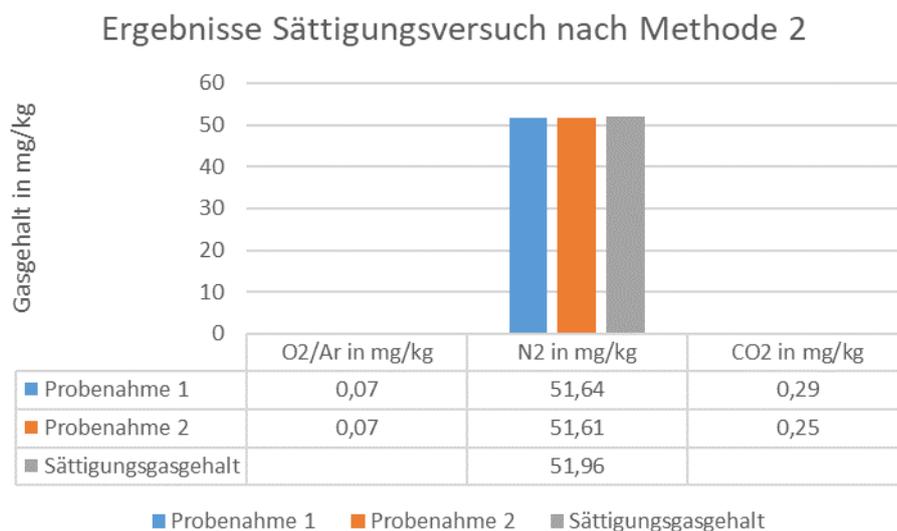


Abbildung 162 Ergebnisse der Endprobenahme des Sättigungsversuchs nach Methode 2

C.1.9 Ergebnisse – Druckverluste

C.1.9.1 Druckverluste

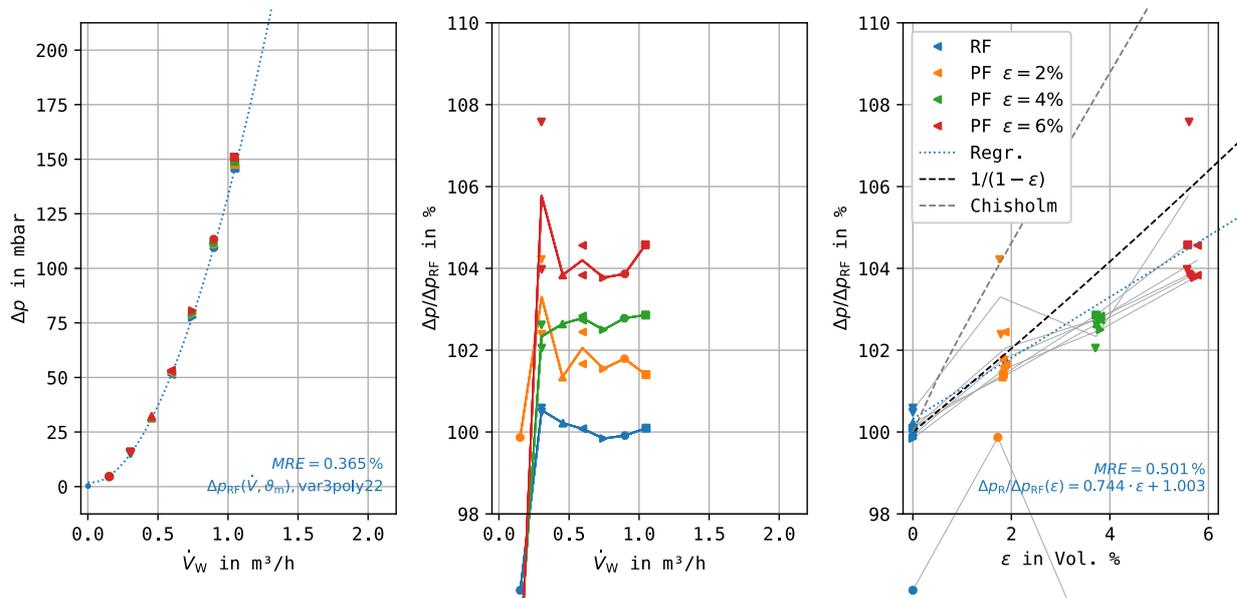


Abbildung 163 Strömungsdruckverluste Δp_R für WÜ20 in Abhängigkeit vom Gasvolumenanteil bei 25°C, Szenario 1

- links Aufgetragen über dem Wasservolumenstrom \dot{V}_W , Modellfunktion des Referenzfalls
- Mitte Bezogener Druckverlust $\Delta p_R/\Delta p_{R,RF}$ aufgetragen über dem Wasservolumenstrom \dot{V}_W
- rechts Bezogener Druckverlust $\Delta p_R/\Delta p_{R,RF}$ aufgetragen über dem Gasvolumenanteil ε

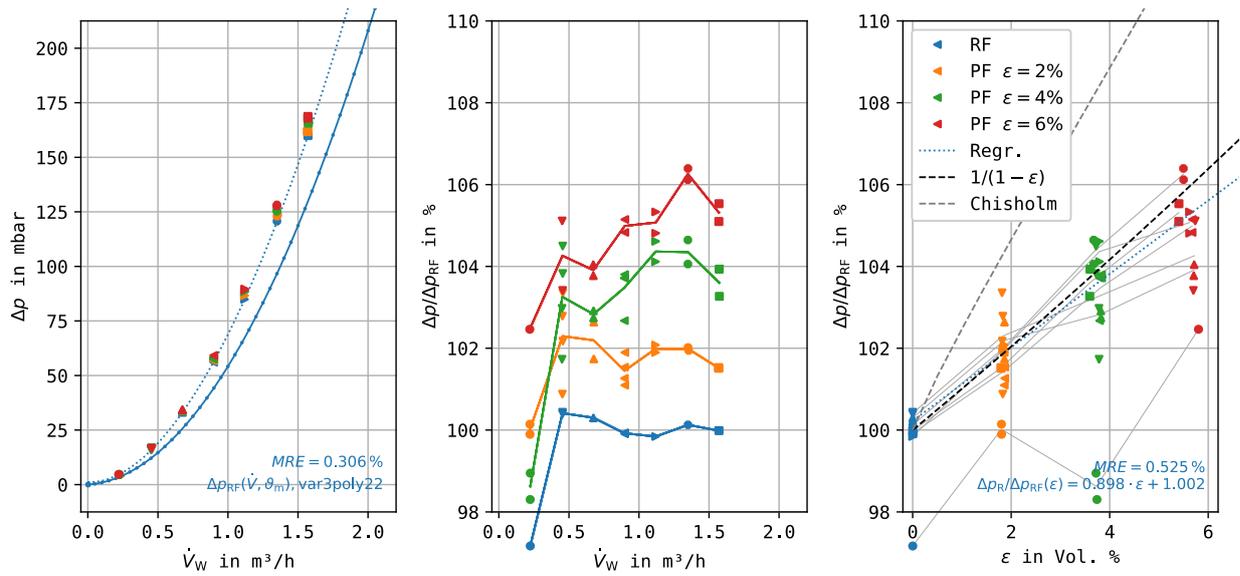


Abbildung 164 Strömungsdruckverluste Δp_R für WÜ30 in Abhängigkeit vom Gasvolumenanteil bei 25°C, Szenario 1

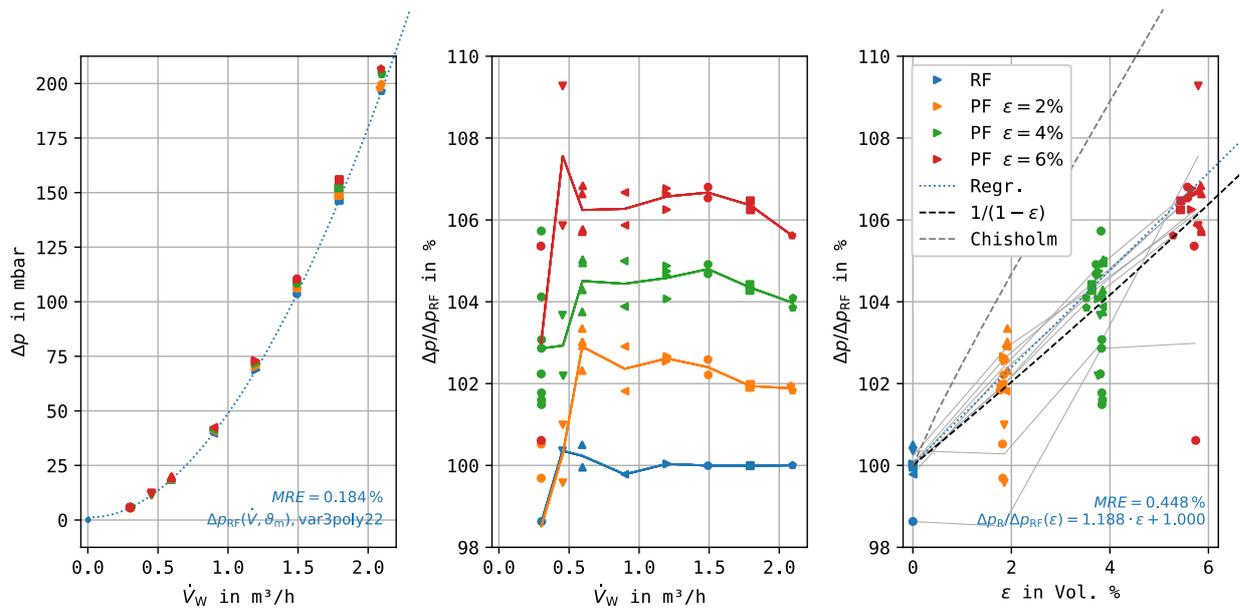


Abbildung 165 Strömungsdruckverluste Δp_R für WÜ40 in Abhängigkeit vom Gasvolumenanteil bei 25°C, Szenario 1

C.1.9.2 Druckverlustbeiwerte

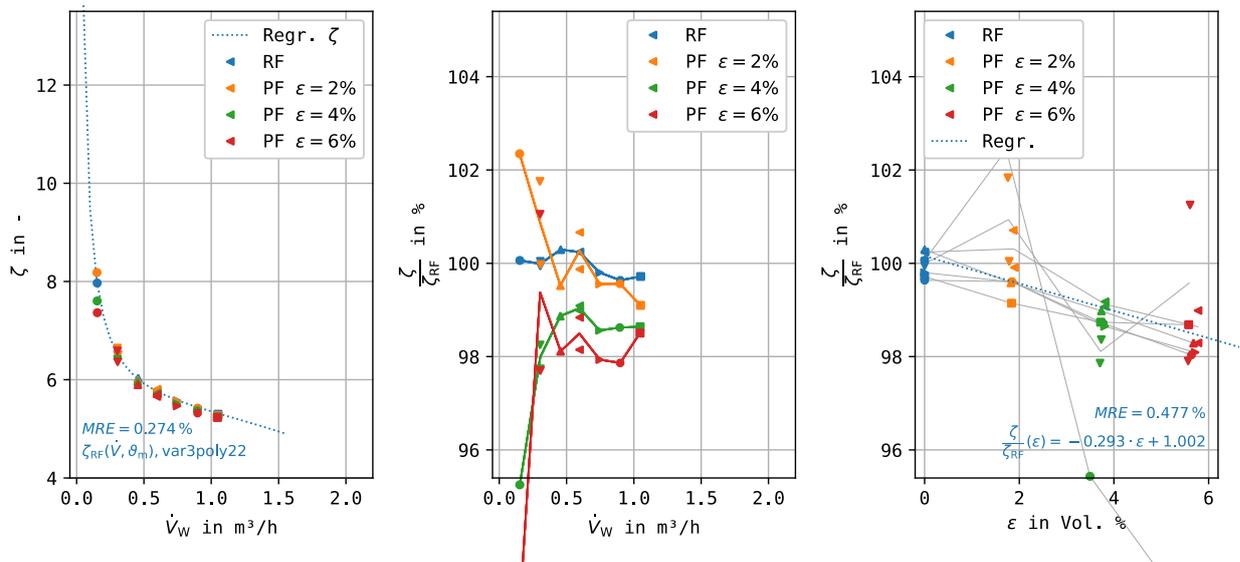


Abbildung 166 Druckverlustbeiwert ζ für WÜ20 in Abhängigkeit vom Gasvolumenanteil bei 25°C, Szenario 1

links Aufgetragen über dem Wasservolumenstrom \dot{V}_W , Modellfunktion des Referenzfalls
 Mitte Bezogener Druckverlustbeiwert ζ/ζ_{RF} über dem Wasservolumenstrom \dot{V}_W
 rechts Bezogener Druckverlust ζ/ζ_{RF} über dem Gasvolumenanteil ϵ

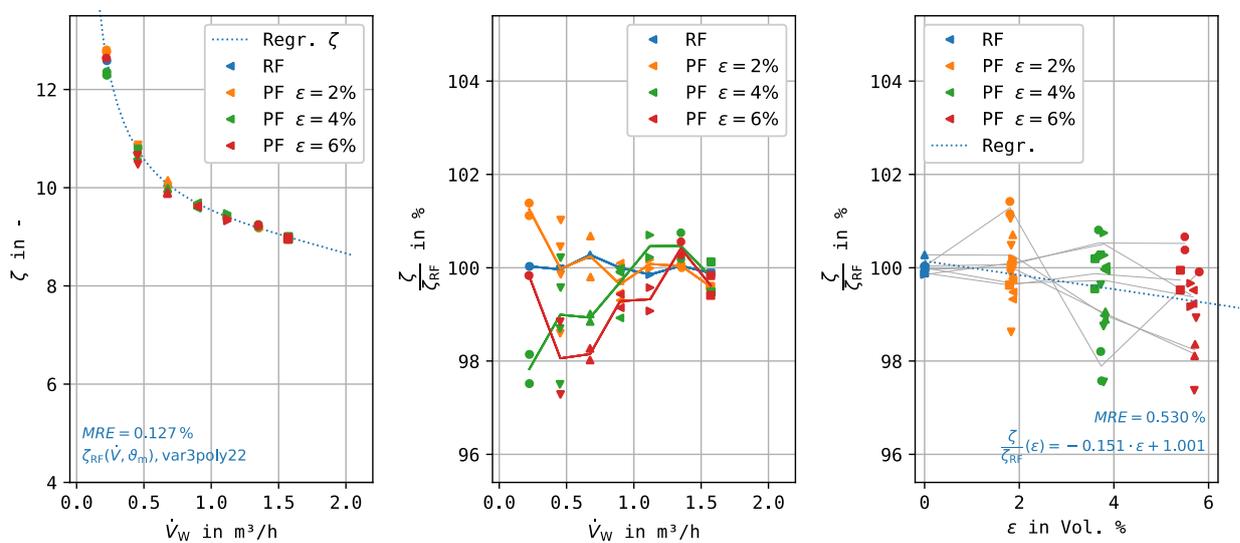


Abbildung 167 Druckverlustbeiwert ζ für WÜ30 in Abhängigkeit vom Gasvolumenanteil bei 25°C, Szenario 1

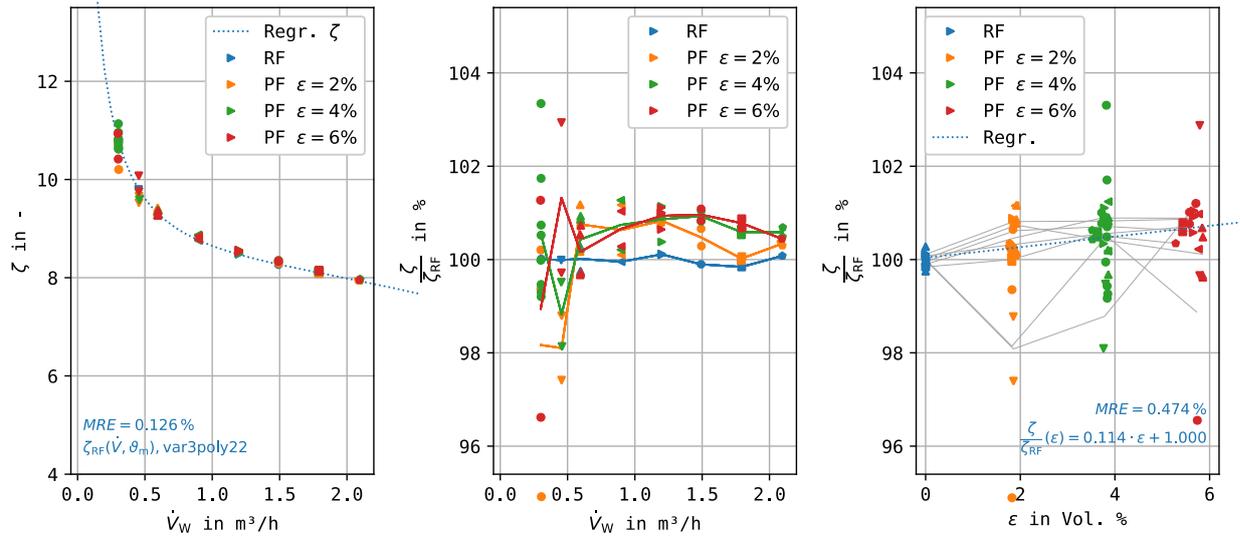


Abbildung 168 Druckverlustbeiwert ζ für WÜ40 in Abhängigkeit vom Gasvolumenanteil bei 25°C, Szenario 1

C.1.9.3 Übersicht Druckverluste – Parallele Koordinaten

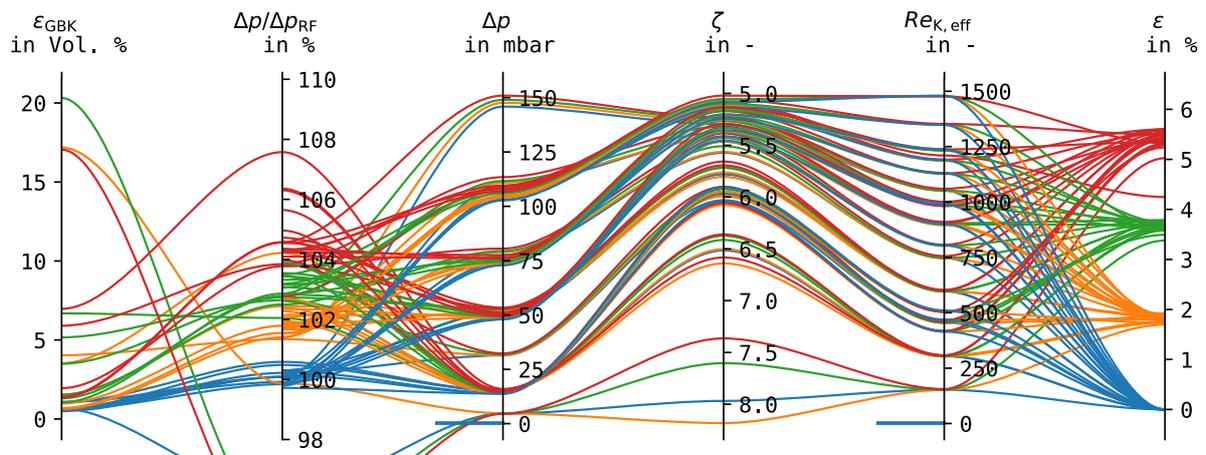


Abbildung 169 Versuchsübersicht Druckverluste, wichtige Kenngrößen als parallele Koordinaten, WÜ20, Szenario 1

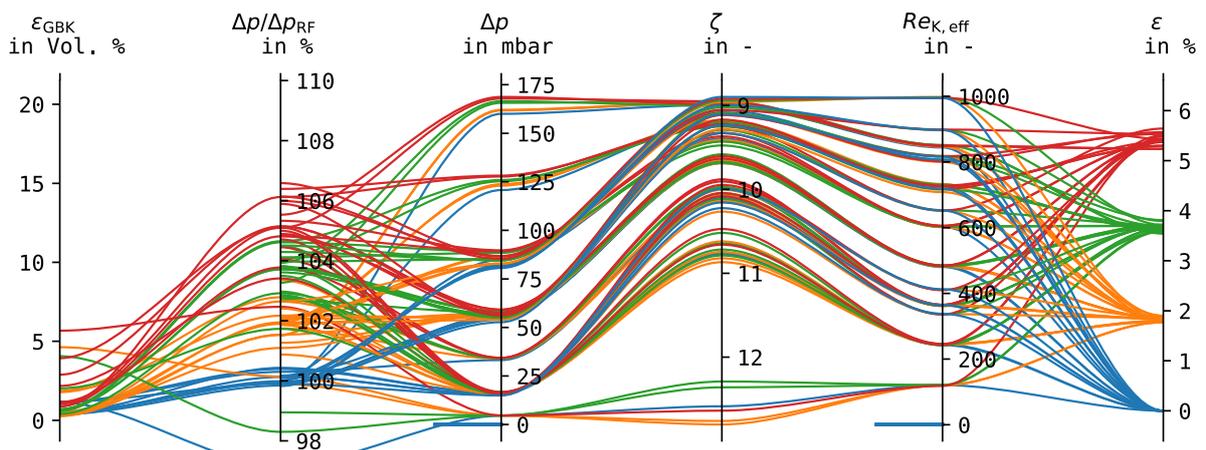


Abbildung 170 Versuchsübersicht Druckverluste, wichtige Kenngrößen als parallele Koordinaten, WÜ30, Szenario 1

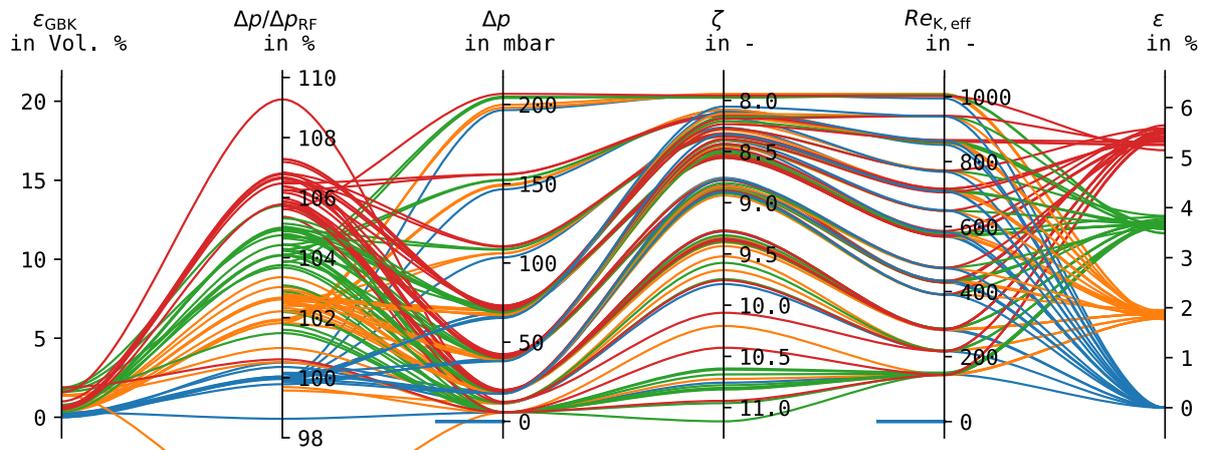


Abbildung 171 Versuchsübersicht Druckverluste, wichtige Kenngrößen als parallele Koordinaten, WÜ40, 25°C, Szenario 1

C.1.10 Ergebnisse – Wärmedurchgang

C.1.10.1 Wärmedurchgangskoeffizienten

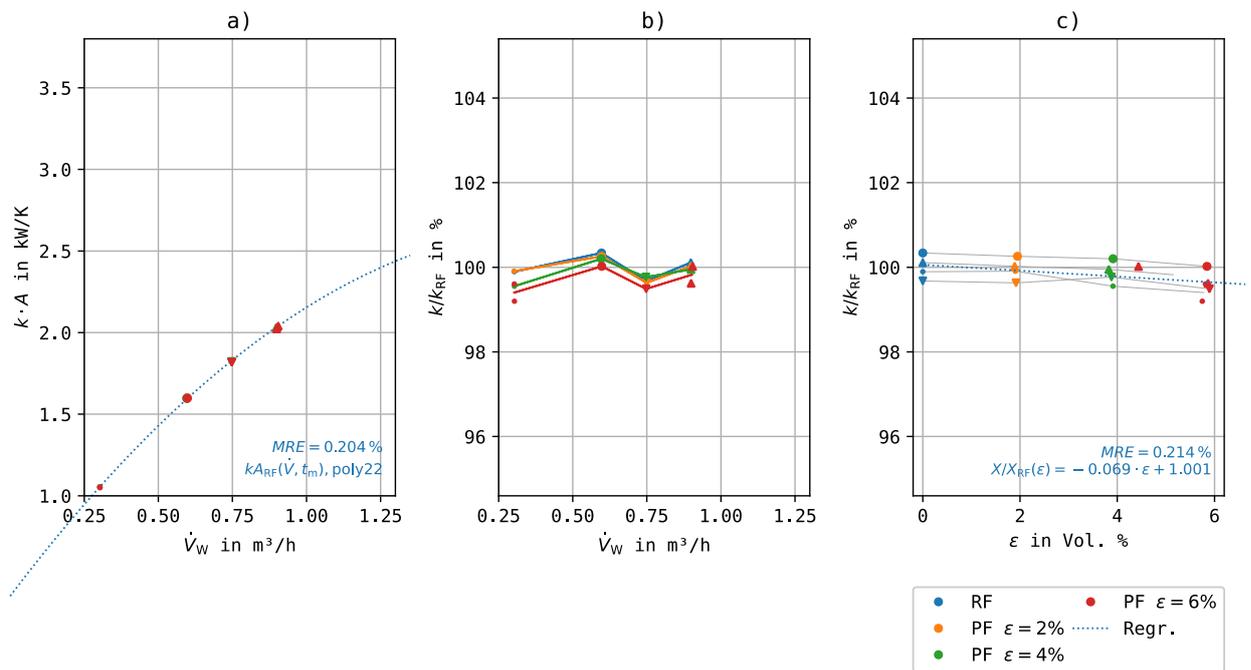


Abbildung 172 Wärmedurchgang $k \cdot A$ für WÜ40 in Abhängigkeit vom Gasvolumenanteil bei 65/25, Szenario 1

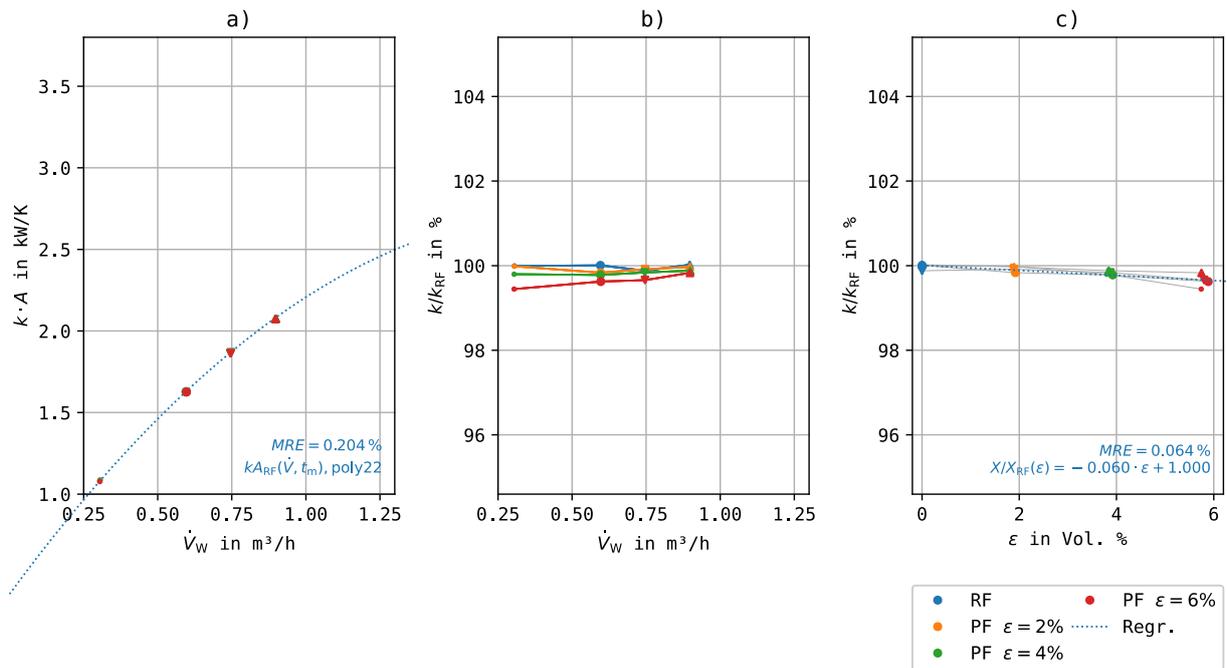


Abbildung 173 Wärmedurchgang $k \cdot A$ für WÜ20 in Abhängigkeit vom Gasvolumenanteil bei 65/35, Szenario 1

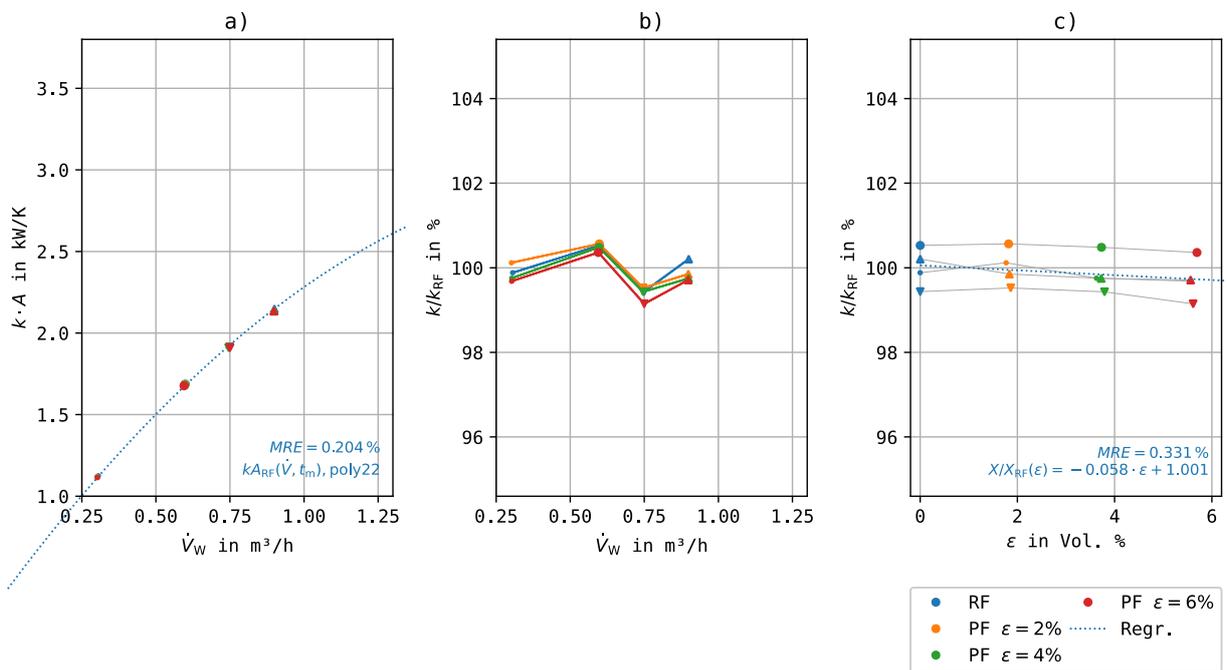


Abbildung 174 Wärmedurchgang $k \cdot A$ für WÜ20 in Abhängigkeit vom Gasvolumenanteil bei 70/40, Szenario 1

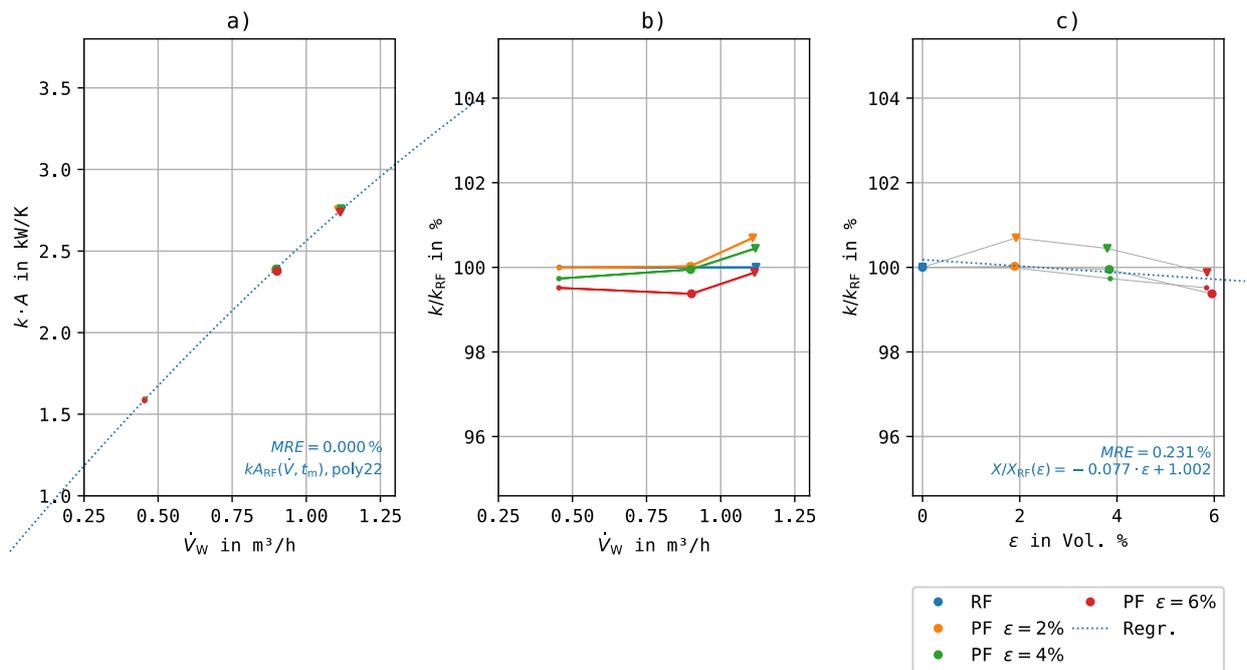


Abbildung 175 Wärmedurchgang $k \cdot A$ für WÜ30 in Abhängigkeit vom Gasvolumenanteil bei 65/25, Szenario 1

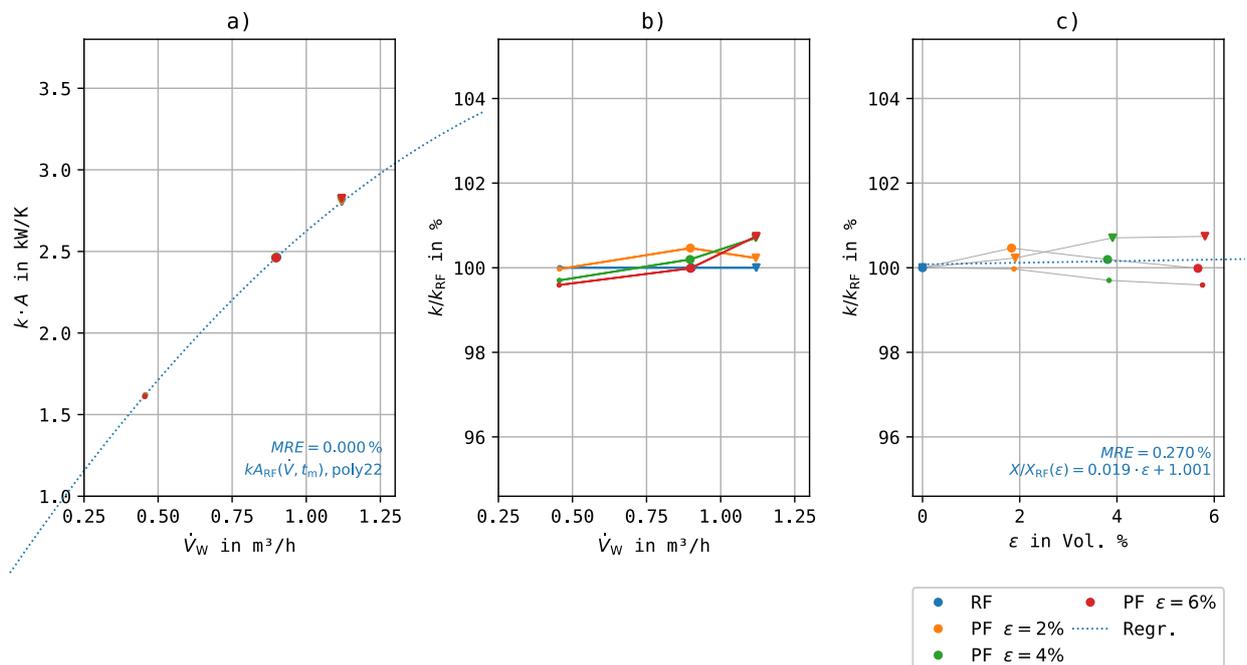


Abbildung 176 Wärmedurchgangskoeffizient k für WÜ30 in Abhängigkeit vom Gasvolumenanteil bei 65/35, Szenario 1

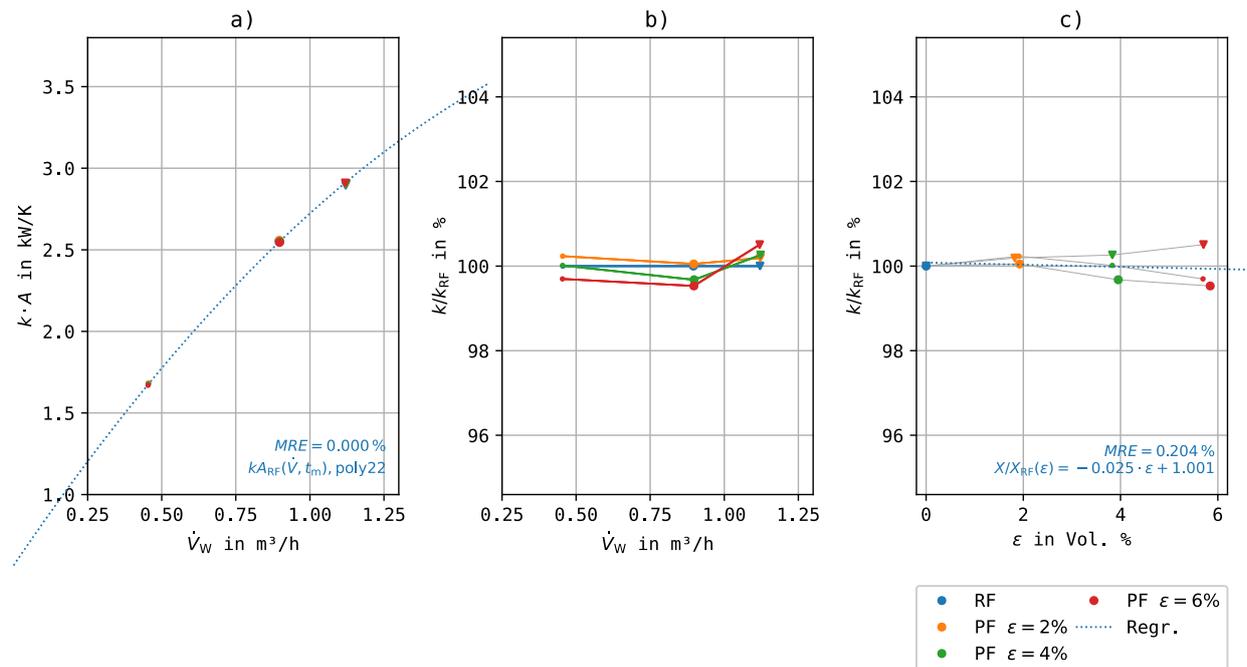


Abbildung 177 Wärmedurchgang $k \cdot A$ für WÜ30 in Abhängigkeit vom Gasvolumenanteil bei 75/40, Szenario 1

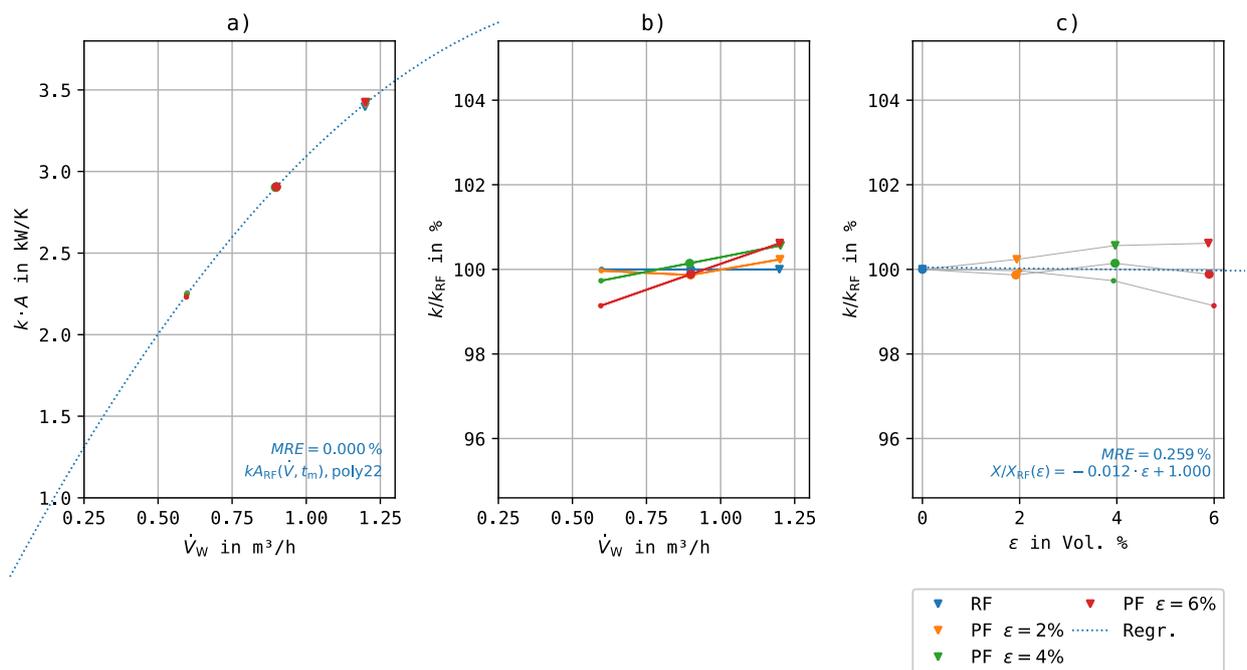


Abbildung 178 Wärmedurchgang $k \cdot A$ für WÜ40 in Abhängigkeit vom Gasvolumenanteil bei 65/25, Szenario 1

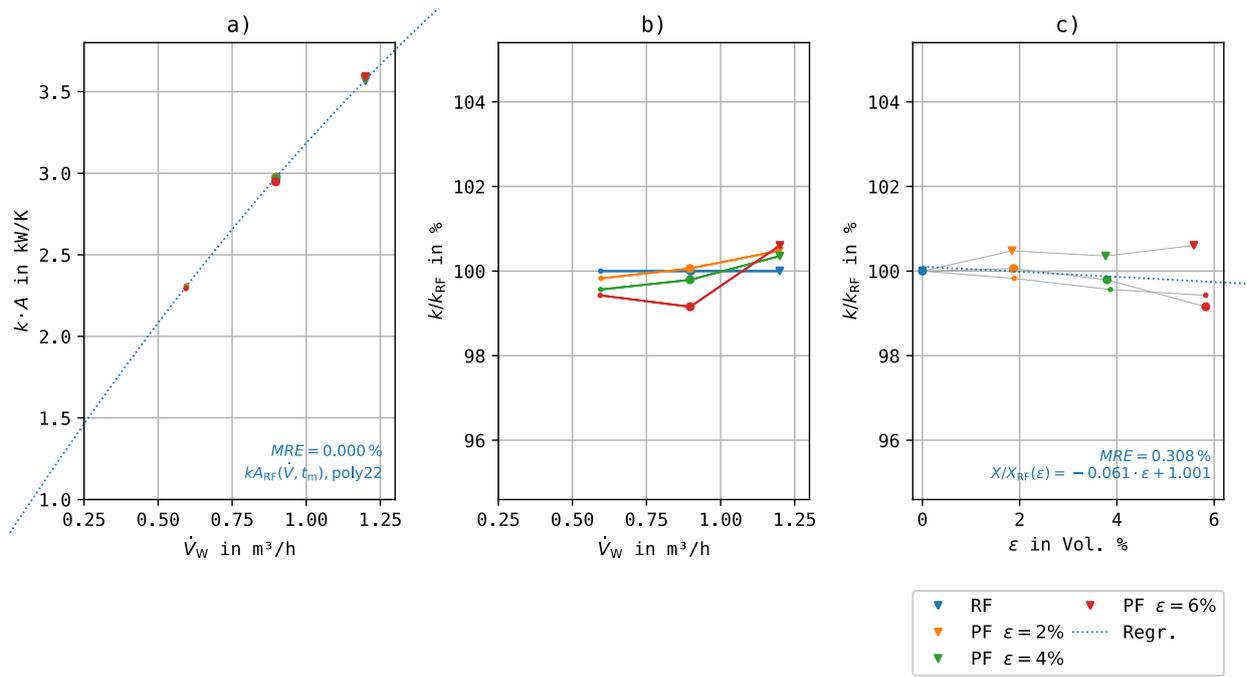


Abbildung 179 Wärmedurchgang $k \cdot A$ für WÜ40 in Abhängigkeit vom Gasvolumenanteil bei 65/35, Szenario 1

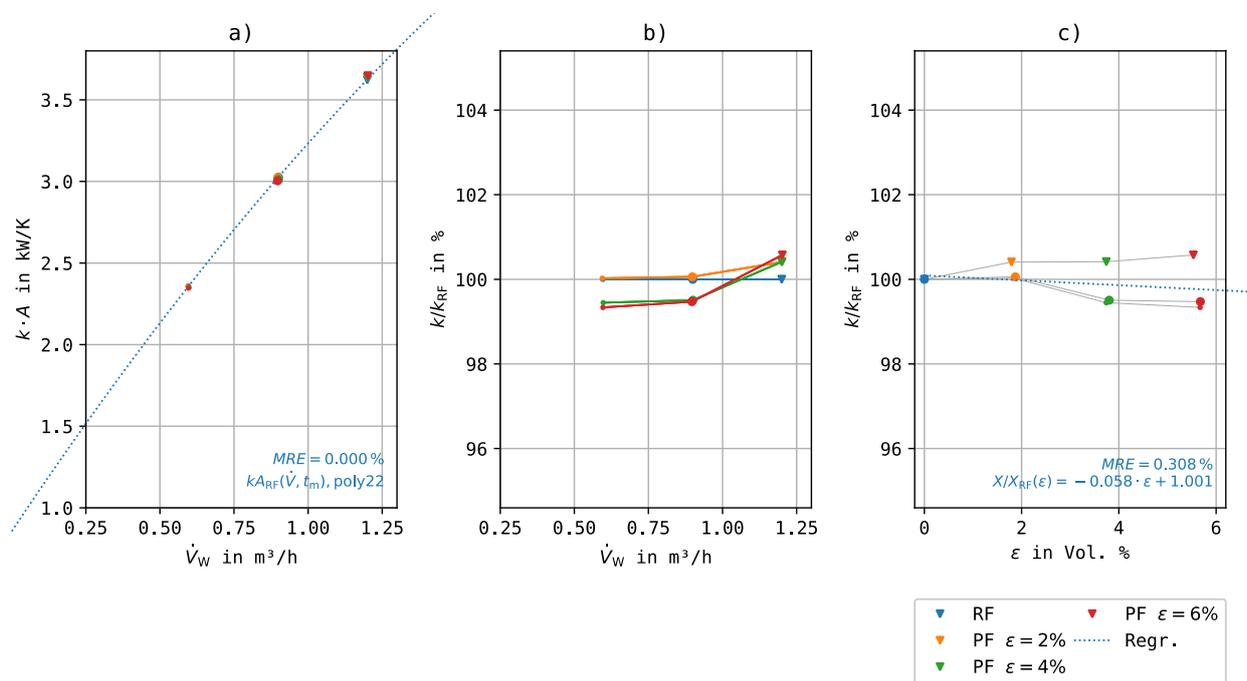


Abbildung 180 Wärmedurchgang $k \cdot A$ für WÜ40 in Abhängigkeit vom Gasvolumenanteil bei 75/40, Szenario 1

C.1.10.2 Übersicht Wärmedurchgang – Parallele Koordinaten

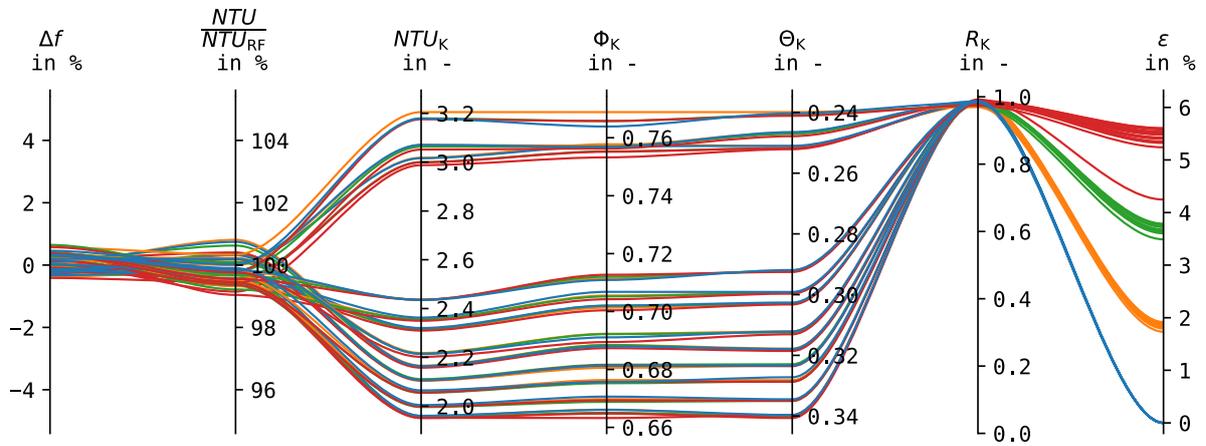


Abbildung 181 Übersicht Auswertung für WÜ20 mit Betriebscharakteristik, parallele Koordinaten

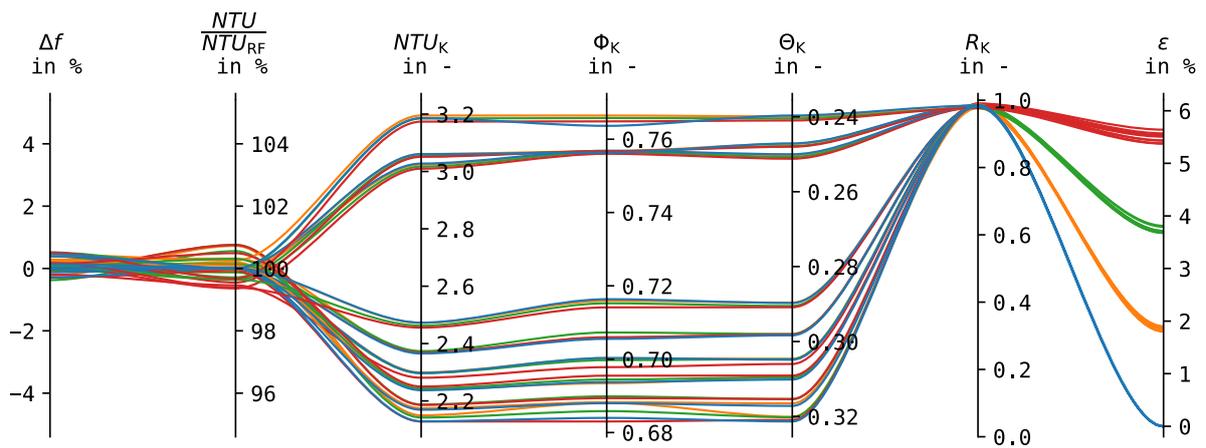


Abbildung 182 Übersicht Auswertung für WÜ30 mit Betriebscharakteristik, parallele Koordinaten

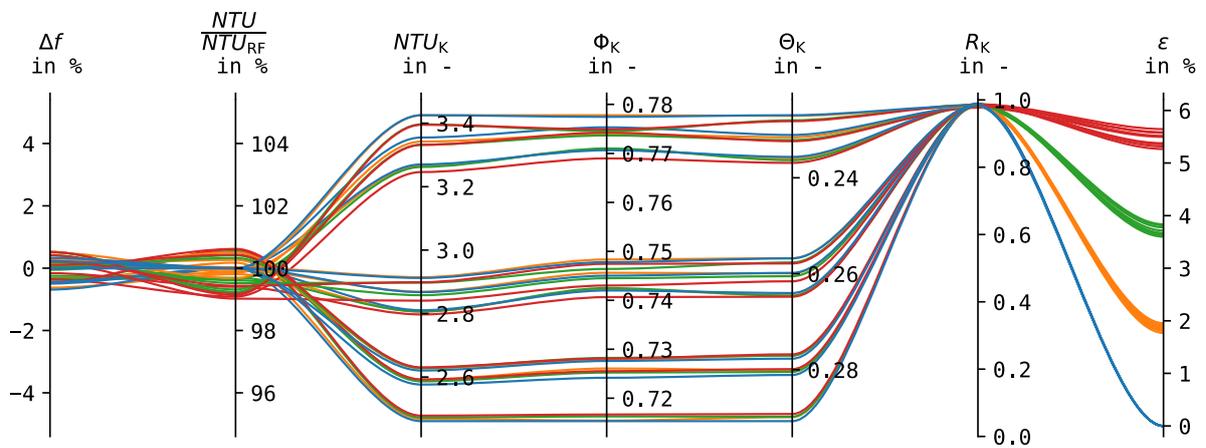


Abbildung 183 Übersicht Auswertung für WÜ40 mit Betriebscharakteristik, parallele Koordinaten

C.2 Test solarthermisches Kollektorfeld (TUD-ST)

C.2.1 Versuchsplanung

Tabelle 39 Strömungsgeschwindigkeiten im Sammler/Verteiler und in den Mäandern bei gleichmäßiger Verteilung der Strömung

\dot{V}_w	c in Sammler		c in Mäander
	max	min	
%	m/s	m/s	m/s
0	0,00	0,00	0,00
10	0,10	0,02	0,26
20	0,21	0,03	0,52
30	0,31	0,05	0,79
40	0,42	0,07	1,05
50	0,52	0,09	1,31
60	0,63	0,10	1,57
70	0,73	0,12	1,83
80	0,83	0,14	2,10

C.2.2 Multipler Regressionsansatz für den Referenzfall – Wärmedurchgang

$$MRE = 0.479\%$$

$$\eta_{th}(\dot{V}, \Delta T_{\bar{u}}, \dot{G}), \text{ eta_Vp_dtu_G_poly331}$$

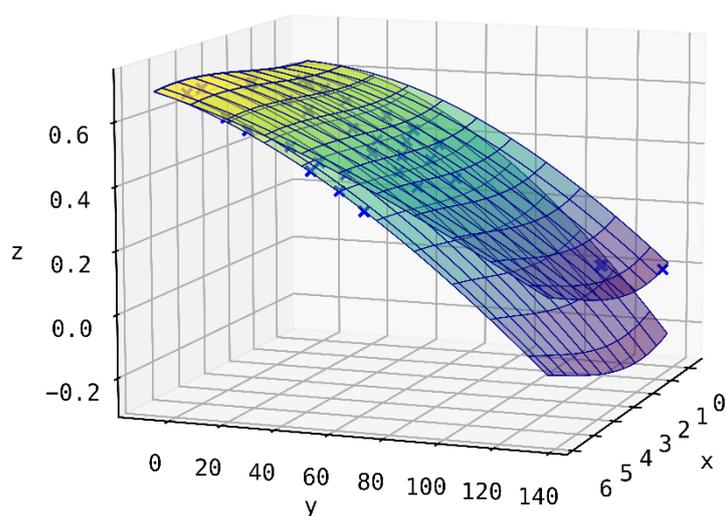


Abbildung 184 Regression des thermischen Wirkungsgrades alle Temperaturniveaus, Volumenströme und Einstrahlungen

C.2.3 Ergebnisse – thermischer Wirkungsgrad

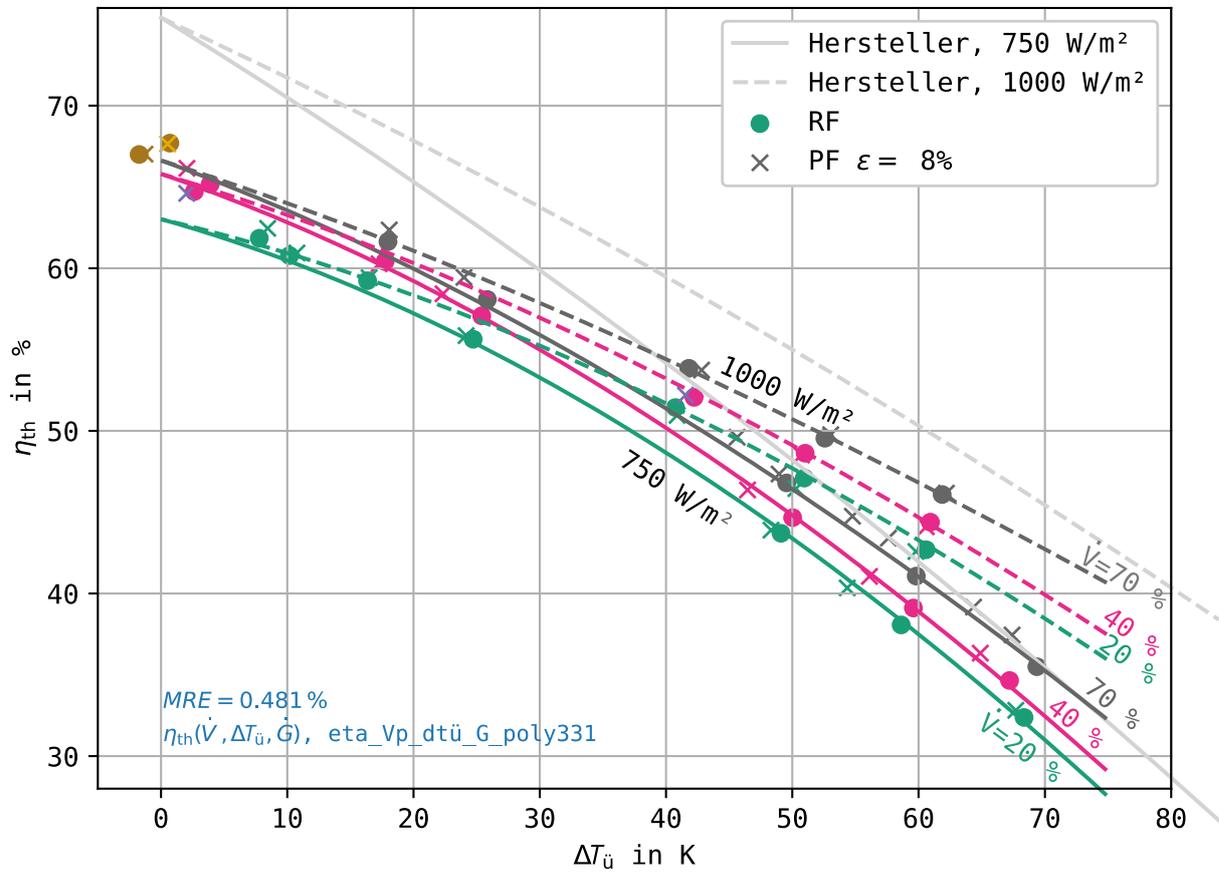


Abbildung 185 Wirkungsgradkennlinien bei 750 und 1000 W/m², Isolinien der Regression, Messwerte im Referenzfall für den normierten Volumenstrom, Detailansicht

SINGLE PHASE - PERFORMANCE

HEAT EXCHANGER: BX8THx30/1P

SWEF SSP G8 2023.329.1.0

Date: 02/06/2023

SSP Alias: BX8T

DUTY REQUIREMENTS		Side 1	Side 2
Fluid		Water	Water
Flow type		Counter-Current	
Circuit		Outer	Inner
Heat load	kW		28,76
Inlet temperature	°C	65,00	25,00
Outlet temperature	°C	36,62	52,93
Flow rate	m ³ /h	0,8900	0,8900
Thermal length		2,396	2,358

PLATE HEAT EXCHANGER		Side 1	Side 2
Total heat transfer area	m ²		0,644
Heat flux	kW/m ²		44,7
Mean temperature difference	K		11,85
O.H.T.C. (available/required)	W/m ² , °C		3770/3770
Pressure drop - total*	kPa	3,69	4,25
- in ports	kPa	0,707	0,726
Port diameter (up/down)	mm	16,0/16,0	16,0/16,0
Number of channels per pass		15	14
Number of plates			30
Oversurfacing	%		0
Fouling factor	m ² , °C/kW		0,000
Reynolds number		820,1	723,8
Port velocity (up/down)	m/s	1,22/1,22	1,23/1,23
Channel velocity	m/s	0,112	0,121
Shear stress	Pa	9,48	11,2
Average wall temperature	°C	45,29	44,58
Largest wall temperature difference	K		1,08
Min./Max. wall temperature	°C	31,31/59,48	30,27/58,40

*Excluding pressure drop in connections.

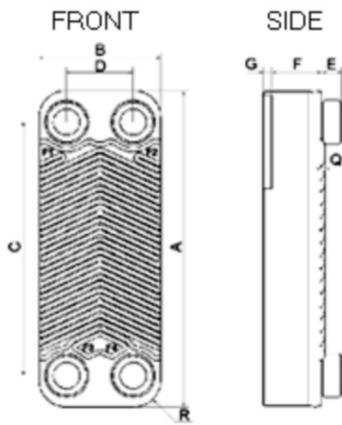
PHYSICAL PROPERTIES		Side 1	Side 2
Reference temperature	°C	50,81	38,96
Dynamic viscosity	cP	0,540	0,666
Dynamic viscosity - wall	cP	0,593	0,601
Density	kg/m ³	987,7	992,7
Heat capacity	kJ/kg, °C	4,181	4,178
Thermal conductivity	W/m, °C	0,6445	0,6291
Film coefficient	W/m ² , °C	8250	8320

TOTALS		Side 1	Side 2
Total weight empty (no connections)*	kg	2,63	
Total weight filled (no connections)*	kg	3,75	
Hold-up volume (Inner Circuit)	dm ³	0,55	
Hold-up volume (Outer Circuit)	dm ³	0,58	
Port size F1/P1	mm	16	
Port size F2/P2	mm	16	
Port size F3/P3	mm	16	
Port size F4/P4	mm	16	
Carbon footprint	kg	18,46	

*Weight depends on the selected product.



DIMENSIONS



A	mm	315 ±2
B	mm	73 ±1
C	mm	278 ±1
D	mm	40 ±1
E	mm	20 (opt. 48) ±1
F	mm	64,72 +5%/-4,5%
G	mm	7 ±1
Q	mm	2
R	mm	16

*This is a schematic sketch. For correct drawings please use the order drawing function or contact your SWEP representative.

Disclaimer:

Data used in this calculation is subject to change without notice. SWEP strives to use "best practice" for the calculations leading to the above results. Calculation is intended to show thermal and hydraulic performance, no consideration has been taken to mechanical strength of the product. Product restrictions - such as pressure, temperatures and corrosion resistance- can be found in SWEP product sheets and other technical documentation. SWEP may have patents, trademarks, copyrights or other intellectual property rights covering subject matter in this document. Except as expressly provided in any written license agreement from SWEP, the furnishing of this document does not give you any license to these patents, trademarks, copyrights, or other intellectual property. To the maximum extent permitted by applicable law, the software, the calculations and the results are provided without warranties of any kind, whether express or implied. No advice or information obtained through use of the software (including information provided in the results), will create any warranty not expressly stated in the applicable license terms. Without limiting the foregoing, SWEP does not warrant that the content (including the calculations and the results) is accurate, reliable or correct. SWEP does not warrant that any system comprising heat exchanger and other components, installed on the basis of calculations in this software, will meet your requirements or function to your satisfaction or expectations.



SINGLE PHASE - PERFORMANCE

HEAT EXCHANGER: B8THx20/1P

SWEP SSP G8 2023.329.1.0

Date: 02/06/2023

SSP Alias: B8T

DUTY REQUIREMENTS		Side 1	Side 2
Fluid		Water	Water
Flow type		Counter-Current	
Circuit		Outer	Inner
Heat load	kW		18,92
Inlet temperature	°C	65,00	25,00
Outlet temperature	°C	36,98	52,57
Flow rate	m ³ /h	0,5930	0,5930
Thermal length		2,296	2,260

PLATE HEAT EXCHANGER		Side 1	Side 2
Total heat transfer area	m ²		0,414
Heat flux	kW/m ²		45,7
Mean temperature difference	K		12,20
O.H.T.C. (available/required)	W/m ² , °C		3750/3750
Pressure drop - total*	kPa	3,38	4,25
- in ports	kPa	0,217	0,223
Port diameter (up/down)	mm	17,5/17,5	17,5/17,5
Number of channels per pass		10	9
Number of plates			20
Oversurfacing	%		0
Fouling factor	m ² , °C/kW		0,000
Reynolds number		822,1	747,6
Port velocity (up/down)	m/s	0,680/0,680	0,688/0,688
Channel velocity	m/s	0,112	0,126
Shear stress	Pa	10,0	12,8
Average wall temperature	°C	45,25	44,50
Largest wall temperature difference	K		1,31
Min./Max. wall temperature	°C	31,54/59,35	30,28/58,05

*Excluding pressure drop in connections.

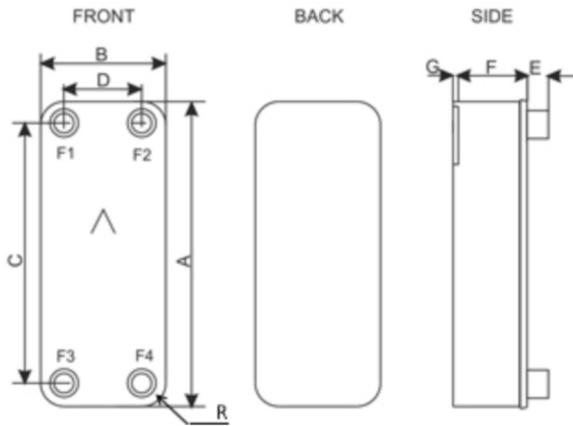
PHYSICAL PROPERTIES		Side 1	Side 2
Reference temperature	°C	50,99	38,79
Dynamic viscosity	cP	0,538	0,669
Dynamic viscosity - wall	cP	0,594	0,602
Density	kg/m ³	987,6	992,7
Heat capacity	kJ/kg, °C	4,181	4,178
Thermal conductivity	W/m, °C	0,6447	0,6289
Film coefficient	W/m ² , °C	8250	8510

TOTALS		Side 1	Side 2
Total weight empty (no connections)*	kg		2,35
Total weight filled (no connections)*	kg		3,08 - 3,09
Hold-up volume (Inner Circuit)	dm ³		0,35
Hold-up volume (Outer Circuit)	dm ³		0,39
Port size F1/P1	mm		16
Port size F2/P2	mm		16
Port size F3/P3	mm		16
Port size F4/P4	mm		16
Carbon footprint	kg		16,51

*Weight depends on the selected product.



DIMENSIONS



A	mm	317 ±2
B	mm	76 ±1
C	mm	278 ±1
D	mm	40 ±1
E	mm	20 ±1
F	mm	48,8 +3,7%/-3,1%
G	mm	7 ±1
R	mm	18

*This is a schematic sketch. For correct drawings please use the order drawing function or contact your SWEP representative.

Disclaimer:

Data used in this calculation is subject to change without notice. SWEP strives to use "best practice" for the calculations leading to the above results. Calculation is intended to show thermal and hydraulic performance, no consideration has been taken to mechanical strength of the product. Product restrictions - such as pressure, temperatures and corrosion resistance- can be found in SWEP product sheets and other technical documentation. SWEP may have patents, trademarks, copyrights or other intellectual property rights covering subject matter in this document. Except as expressly provided in any written license agreement from SWEP, the furnishing of this document does not give you any license to these patents, trademarks, copyrights, or other intellectual property. To the maximum extent permitted by applicable law, the software, the calculations and the results are provided without warranties of any kind, whether express or implied. No advice or information obtained through use of the software (including information provided in the results), will create any warranty not expressly stated in the applicable license terms. Without limiting the foregoing, SWEP does not warrant that the content (including the calculations and the results) is accurate, reliable or correct. SWEP does not warrant that any system comprising heat exchanger and other components, installed on the basis of calculations in this software, will meet your requirements or function to your satisfaction or expectations.



SINGLE PHASE - PERFORMANCE

HEAT EXCHANGER: B8THx40/1P

SWEP SSP G8 2023.329.1.0

Date: 02/06/2023

SSP Alias: B8T

DUTY REQUIREMENTS		Side 1	Side 2
Fluid		Water	Water
Flow type		Counter-Current	
Circuit		Outer	Inner
Heat load	kW		38,67
Inlet temperature	°C	65,00	25,00
Outlet temperature	°C	36,46	53,08
Flow rate	m ³ /h	1,190	1,190
Thermal length		2,441	2,402

PLATE HEAT EXCHANGER		Side 1	Side 2
Total heat transfer area	m ²		0,874
Heat flux	kW/m ²		44,2
Mean temperature difference	K		11,69
O.H.T.C. (available/required)	W/m ² , °C		3790/3780
Pressure drop - total*	kPa	4,07	4,57
- in ports	kPa	0,886	0,909
Port diameter (up/down)	mm	17,5/17,5	17,5/17,5
Number of channels per pass		20	19
Number of plates			40
Oversurfacing	%		0
Fouling factor	m ² , °C/kW		0,000
Reynolds number		821,3	714,1
Port velocity (up/down)	m/s	1,36/1,36	1,38/1,38
Channel velocity	m/s	0,112	0,120
Shear stress	Pa	10,1	11,6
Average wall temperature	°C	45,32	44,62
Largest wall temperature difference	K		0,97
Min./Max. wall temperature	°C	31,21/59,54	30,27/58,56

*Excluding pressure drop in connections.

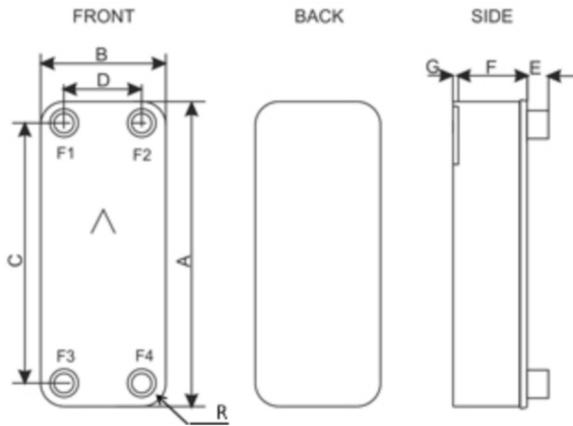
PHYSICAL PROPERTIES		Side 1	Side 2
Reference temperature	°C	50,73	39,04
Dynamic viscosity	cP	0,541	0,665
Dynamic viscosity - wall	cP	0,593	0,601
Density	kg/m ³	987,7	992,6
Heat capacity	kJ/kg, °C	4,181	4,178
Thermal conductivity	W/m, °C	0,6444	0,6292
Film coefficient	W/m ² , °C	8260	8240

TOTALS		Side 1	Side 2
Total weight empty (no connections)*	kg		3,85
Total weight filled (no connections)*	kg		5,35 - 5,36
Hold-up volume (Inner Circuit)	dm ³		0,74
Hold-up volume (Outer Circuit)	dm ³		0,78
Port size F1/P1	mm		16
Port size F2/P2	mm		16
Port size F3/P3	mm		16
Port size F4/P4	mm		16
Carbon footprint	kg		27,04

*Weight depends on the selected product.



DIMENSIONS



A	mm	317 ±2
B	mm	76 ±1
C	mm	278 ±1
D	mm	40 ±1
E	mm	20 ±1
F	mm	93,6 +3,7%/-3,1%
G	mm	7 ±1
R	mm	18

*This is a schematic sketch. For correct drawings please use the order drawing function or contact your SWEP representative.

Disclaimer:

Data used in this calculation is subject to change without notice. SWEP strives to use "best practice" for the calculations leading to the above results. Calculation is intended to show thermal and hydraulic performance, no consideration has been taken to mechanical strength of the product. Product restrictions - such as pressure, temperatures and corrosion resistance- can be found in SWEP product sheets and other technical documentation. SWEP may have patents, trademarks, copyrights or other intellectual property rights covering subject matter in this document. Except as expressly provided in any written license agreement from SWEP, the furnishing of this document does not give you any license to these patents, trademarks, copyrights, or other intellectual property. To the maximum extent permitted by applicable law, the software, the calculations and the results are provided without warranties of any kind, whether express or implied. No advice or information obtained through use of the software (including information provided in the results), will create any warranty not expressly stated in the applicable license terms. Without limiting the foregoing, SWEP does not warrant that the content (including the calculations and the results) is accurate, reliable or correct. SWEP does not warrant that any system comprising heat exchanger and other components, installed on the basis of calculations in this software, will meet your requirements or function to your satisfaction or expectations.



BX8T

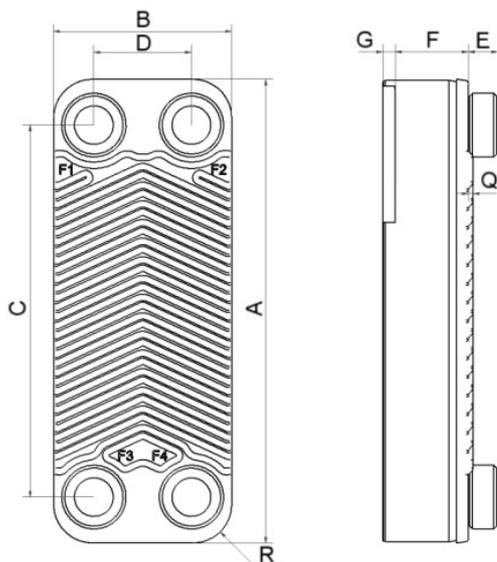
The X-marked BX8T is a good choice for a variety of one-phase and two-phase applications in many industries. Its efficient heat transfer can be utilized in applications such as container refrigeration and heat pumps. The X-plates on front and back give structural stability while being active heat transfer plates. This All-Active plate pack maximizes the material utilization and makes the product an efficient and competitive product for demanding applications.



Basic specifications

Maximum number of plates (NoP)	60
Max flow	4 m ³ /h (17.61 gpm)
Channel volume	0.039/0.039 dm ³ (0.0014/0.0014 ft ³)
Material	316/316L stainless steel plates, copper brazing
Weight excl. connections	0.53+(0.075*NoP) kg 1.16+(0.165*NoP) lb
Max Particle Size (mm)	1

Standard dimensions



#	MM	IN
A	315	12.4
B	73	2.87
C	278	10.94
D	40	1.57
F	2,00+(2,24*(NoP-2,00))	0.08+(0.09*(NoP-7.87))
G	7	0.28
Q	2	0.08
R	16	0.63
E_1	20	0.79
E_2	48	1.89

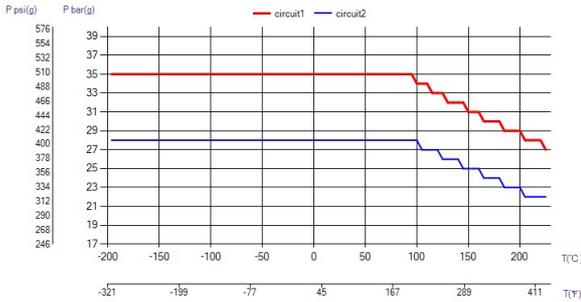
Available connections



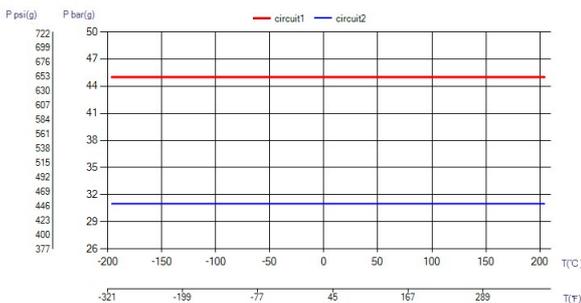
Combo Connection Solder Connection Threaded Connection Hose Connection

*For specific dimensions, or information about other types of connections, please contact your SWEP sales representative.

PED Pressure / Temperature



UL Pressure / Temperature



Misc Header Translations

The Brazed Plate Heat Exchanger (BPHE) is constructed as a plate package of corrugated channel plates with a filler material between each plate. During the vacuum brazing process, the filler material forms a brazed joint at every contact point between the plates, creating complex channels. The BPHE allows media at different temperatures to come into close proximity, separated only by channel plates that enable heat from one media to be transferred to the other with very high efficiency. The concept is similar to other plate and frame technology, but without the gaskets and frame parts.

3rd party Approvals

Most SWEP products are approved by below listed certification organizations: Europe, Pressure Equipment Directive (PED) America, Underwriters Laboratories Inc (UL) Japan, Kouatsu-Gas Hoan Kyoukai (KHK) Additionally SWEP holds approvals from a vast variety of other certification organizations. For more details please contact your local SWEP representative. SWEP reserves the right to make changes without prior notice.

Find product solution - SSP

With SWEP's unique SSP, the SWEP Software Package, you can do advanced heat transfer calculations yourself. It's also easy to choose connections and generate drawings of the complete product. If you would like advice, SWEP offers all the service and support you need. Several SWEP accessories are also available to fulfill additional needs.

Disclaimer

The information and recommendations in regards to the products are presented in good faith, however, SWEP makes no representations or warranties as to the completeness or accuracy of the information. Information is supplied upon the condition that the purchasers will make their own determination as to the products' suitability for their purposes prior to use. Purchasers should note that the properties of the products are both application and material selection dependent and that products containing stainless steel are still object to corrosion if used in unsuitable environments. Standard data is presented, product variants with different data may exist. Contact your SWEP sales representative for more details. SWEP may change any data without notice.

B8T

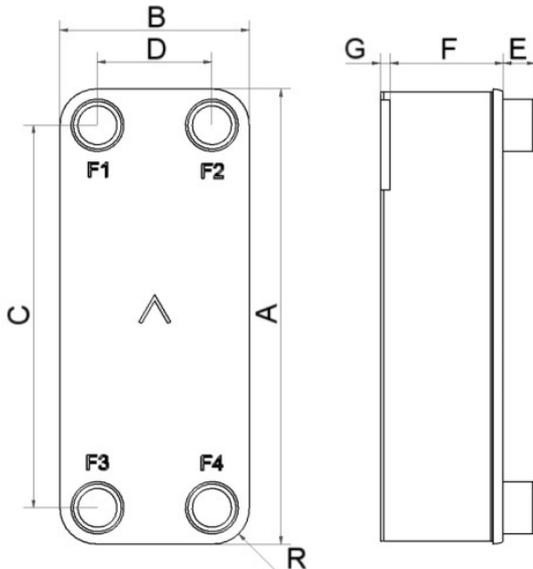
The B8T enables efficient heat exchange in applications with small flows and extreme demands for compactness. Easy to install and use, the product is small yet versatile, which makes it a good choice for a variety of one-phase and two-phase applications in many industries.



Basic specifications

Maximum number of plates (NoP)	60
Max flow	4 m ³ /h (17.61 gpm)
Channel volume	0.039/0.039 dm ³ (0.0014/0.0014 ft ³)
Material	316/316L stainless steel plates, copper brazing
Weight excl. connections	0.85+(0.0749*NoP) kg 1.88+(0.165*NoP) lb
Max Particle Size (mm)	1

Standard dimensions



#	MM	IN
A	317	12.48
B	76	2.99
C	278	10.94
D	40	1.57
F	4,00+2,24*(NoP)	0.16+0.09*(NoP)
G	7	0.28
R	18	0.71
E_1	20	0.79

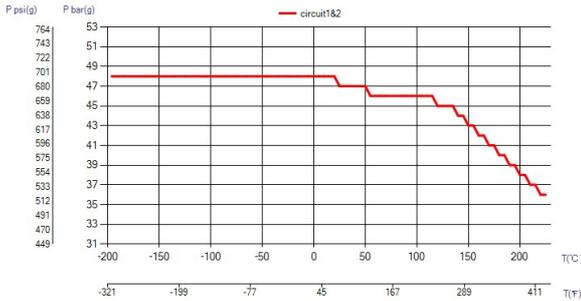
Available connections



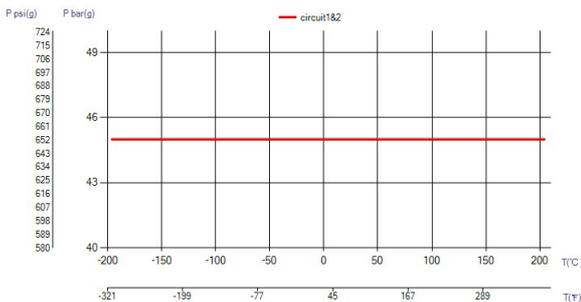
Solder Connection Threaded Ultra High Approved Threaded Connection Hose Connection Combo Connection Weld Connection O-Ring Connection

*For specific dimensions, or information about other types of connections, please contact your SWEP sales representative.

PED Pressure / Temperature



UL Pressure / Temperature



Misc Header Translations

The Brazed Plate Heat Exchanger (BPHE) is constructed as a plate package of corrugated channel plates with a filler material between each plate. During the vacuum brazing process, the filler material forms a brazed joint at every contact point between the plates, creating complex channels. The BPHE allows media at different temperatures to come into close proximity, separated only by channel plates that enable heat from one media to be transferred to the other with very high efficiency. The concept is similar to other plate and frame technology, but without the gaskets and frame parts.

3rd party Approvals

Most SWEP products are approved by below listed certification organizations: Europe, Pressure Equipment Directive (PED) America, Underwriters Laboratories Inc (UL) Japan, Kouatsu-Gas Hoan Kyoukai (KHK) Additionally SWEP holds approvals from a vast variety of other certification organizations. For more details please contact your local SWEP representative. SWEP reserves the right to make changes without prior notice.

Find product solution - SSP

With SWEP's unique SSP, the SWEP Software Package, you can do advanced heat transfer calculations yourself. It's also easy to choose connections and generate drawings of the complete product. If you would like advice, SWEP offers all the service and support you need. Several SWEP accessories are also available to fulfill additional needs.

Disclaimer

The information and recommendations in regards to the products are presented in good faith, however, SWEP makes no representations or warranties as to the completeness or accuracy of the information. Information is supplied upon the condition that the purchasers will make their own determination as to the products' suitability for their purposes prior to use. Purchasers should note that the properties of the products are both application and material selection dependent and that products containing stainless steel are still object to corrosion if used in unsuitable environments. Standard data is presented, product variants with different data may exist. Contact your SWEP sales representative for more details. SWEP may change any data without notice.