



Forschungszentrum Karlsruhe
in der Helmholtz-Gemeinschaft

Wissenschaftliche Berichte
FZKA 7111

**Qualifizierung von
Messtechniken zur Erfassung
von Strömungsgrößen
in flüssigen Schwermetallen**

C.-H. Lefhalm

Institut für Kern- und Energietechnik
Programm Nukleare Sicherheitsforschung

Februar 2005

Forschungszentrum Karlsruhe

in der Helmholtz-Gemeinschaft

Wissenschaftliche Berichte

FZKA 7111

Qualifizierung von Messtechniken zur Erfassung
von Strömungsgrößen in flüssigen Schwermetallen

C.-H. Lefhalm

Institut für Kern- und Energietechnik

Programm Nukleare Sicherheitsforschung

Von der Fakultät für Maschinenbau der Universität Karlsruhe (TH)

genehmigte Dissertation

Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

2005

Impressum der Print-Ausgabe:

**Als Manuskript gedruckt
Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor**

**Forschungszentrum Karlsruhe GmbH
Postfach 3640, 76021 Karlsruhe**

**Mitglied der Hermann von Helmholtz-Gemeinschaft
Deutscher Forschungszentren (HGF)**

ISSN 0947-8620

urn:nbn:de:0005-071111

Qualifizierung von Messtechniken zur Erfassung von Strömungsgrößen in flüssigen Schwermetallen

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktors der Ingenieurwissenschaften

von der Fakultät für Maschinenbau der
Universität Karlsruhe (Technische Hochschule)
genehmigte Dissertation von

Dipl.-Phys. Cord-Henrich Lefhalm

aus Bielefeld

Tag der mündlichen Prüfung:	9. Dezember 2004
Vorsitzender:	Prof. Dr. rer. nat. habil. U. Maas
Hauptreferent:	Prof. Dr.-Ing. T. Schulenberg
Koreferent:	Prof. Dr.-Ing. M. Gabi

Qualifizierung von Messtechniken zur Erfassung von Strömungsgrößen in flüssigen Schwermetallen

Zusammenfassung

Für die Transmutation radioaktiver Abfälle werden Beschleuniger getriebene Anlagen (engl. Accelerator Driven Systems, ADS) in europäischen Forschungsprojekten untersucht. Ein Konzept sieht dabei die Kühlung einer solchen Anlage mit den flüssigen Schwermetallen Blei oder Blei-Wismut vor. Sowohl für die thermohydraulische Auslegung, als auch für den zukünftigen Betrieb werden Messtechniken zur Erfassung von Strömungsgrößen in diesen flüssigen Schwermetallen benötigt. Aufgrund der eingeschränkten Übertragbarkeit der Erfahrungen aus der Natrium-Technologie auf die genannten Schwermetalle, ist im Karlsruhe Lead Laboratory (KALLA) des Forschungszentrums Karlsruhe eine systematische Untersuchung unterschiedlicher physikalischer Verfahren zur Messung des Volumenstroms und des lokalen Geschwindigkeitsfeldes in einer hydraulisch eingelaufenen, turbulenten Blei-Wismut Rohrströmung durchgeführt worden. Im Einzelnen wurden volumetrische, magnetisch induktive und Ultraschall-Laufzeit-Verfahren zur Volumenstrommessung, sowie ein Pitot-Differenzdruckverfahren und die Ultraschall Doppler Velocimetrie (UDV) zur lokalen Geschwindigkeitsmessung untersucht.

Während bei der Applikation der Volumenstrommesstechniken vornehmlich technologische Problemstellungen gelöst wurden, konnten bei der Messung lokaler Geschwindigkeitsfelder erhebliche Fortschritte im Hinblick auf die erreichbare Orts- und Zeitauflösung im Vergleich zu bisher verfügbaren Flüssigmetallmesstechniken erreicht werden. Insbesondere bei der Anwendung der Ultraschall Doppler Velocimetrie sind Messungen bis hinein in die viskose Unterschicht der turbulenten Grenzschicht ebenso möglich, wie die Ermittlung statistischer Informationen über die turbulenten Eigenschaften der Strömung. Zentrales Ergebnis dieser Arbeit ist die Verfügbarkeit qualifizierter Messtechniken für die Erfassung von Volumenstrom und lokalen Geschwindigkeiten in mit schweren Flüssigmetallen betriebenen Kreisläufen.

Qualification measurement techniques for flow quantities in heavy liquid metals

Abstract

For the transmutation of radioactive waste Accelerator Driven Systems (ADS) are under investigation in European research projects. One of the explored concepts utilizes the heavy liquid metals (HLM) lead or lead-bismuth as coolant for such a system. The thermohydraulic design as well as the future operation demands measurement techniques to acquire relevant flow quantities within HLM flows. Because of the differences of HLM compared to sodium regarding the physical and chemical properties, the knowledge from the previously developed technology can not generally be transferred. Thus, a systematic investigation of different physical principles for the measurement of flow rate and local velocity fields were performed in the Karlsruhe Lead Laboratory (KALLA) of the Forschungszentrum Karlsruhe. Volumetric, magnetic inductive and ultrasound transit time methods for the flow rate measurement, a differential pressure pitot probe and the Ultrasound Doppler Velocimetry (UDV) for local velocity measurements were investigated in a fully developed turbulent lead-bismuth pipe flow.

During the application of the flow rate measurement techniques in liquid lead-bismuth primarily technological problems were solved, whereas for the measurement of the local velocity field a considerable progress was achieved especially related to the attainable resolution in position and time compared to available liquid metal measurement techniques. Particularly, the Ultrasound Doppler Velocimetry allowed to measure velocities in the viscous sublayer of the turbulent boundary layer as well as the determination of statistical quantities of the turbulent there. The main result of this report is the availability of qualified measurement techniques for heavy liquid metal operated loop systems.

Inhaltsverzeichnis

Verzeichnis der verwendeten Symbole	IV
Abkürzungsverzeichnis	VII
1 Einleitung	1
1.1 Wissensstand	4
1.2 Zielsetzung und Vorgehensweise	6
2 Theoretische Grundlagen	9
2.1 Theorie turbulenter Strömungen	9
2.1.1 Grundgleichungen.....	11
2.1.2 Reynolds-Gleichungen	12
2.1.3 Strömung in der Grenzschicht	13
2.1.4 Rohrströmung	16
2.1.5 Physikalische zugängliche Messgrößen.....	18
2.1.6 Turbulente Strömung in Flüssigmetallen	21
2.2 Messtechnik	24
2.2.1 Messkette und Übertragungsverhalten	24
2.2.2 Messabweichungen	25
2.2.3 Statistische Methoden	27
3 Strömungsmesstechnik in Flüssigmetallen.....	33
3.1 Überblick	33
3.2 Volumenstrom	34
3.2.1 Volumetrische Messverfahren	35
3.2.2 Wirkdruckverfahren	36
3.2.3 Magnetisch Induktive Verfahren	38
3.2.4 Ultraschall Laufzeitverfahren	43
3.2.5 Korrelationsverfahren	45
3.2.6 Wärmebilanz	46
3.2.7 Coriolis-Prinzip	46

3.3	Lokale Geschwindigkeit	48
3.3.1	Pitot-Sonde und Prandtl-Rohr	49
3.3.2	Ultraschall Doppler Velocimetrie.....	52
3.4	Ausgewählte Messtechniken für die Qualifizierungsexperimente.....	57
4	Anlagenbeschreibung und Messtechnik.....	59
4.1	Technologie Kreislauf THESYS.....	59
4.1.1	Komponenten	61
4.1.2	Teststrecken	64
4.1.3	Datenerfassung und Steuerung	64
4.2	Messtechnik für den Volumenstrom	65
4.2.1	Wärmebilanz	65
4.2.2	Turbinenzähler	66
4.2.3	Magnetisch Induktive Verfahren	67
4.2.4	Ultraschall Laufzeit	71
4.3	Lokale Geschwindigkeitsmesstechnik.....	73
4.3.1	Pitot-Sonde	73
4.3.2	Ultraschall Doppler Velocimetrie.....	77
5	Ergebnisse und Diskussion	81
5.1	Volumenstrommessung.....	82
5.1.1	Wärmebilanz	83
5.1.2	Turbinenzähler	87
5.1.3	Magnetisch Induktiv.....	90
5.1.4	Ultraschall Laufzeit	94
5.2	Lokale Geschwindigkeitsmessung.....	96
5.2.1	Pitotmessungen	97
5.2.2	Ultraschall Doppler Velocimetrie.....	98
5.2.3	Mittlere Geschwindigkeitsprofile in dimensionsloser Darstellung.....	108
5.2.4	Grenzschicht der turbulenten Rohrströmung	111
5.2.5	Spatiotemporale Darstellung und 3D Flow Mapping.....	114
5.3	Zusammenfassung der Resultate.....	118

6	Schlussfolgerungen und Ausblick	123
7	Literatur	125
8	Anhang	137
8.1	Stoffdaten von Pb55Bi.....	137
8.2	Auflistung der Experimente.....	138
8.2.1	Wärmebilanz	139
8.2.2	Turbine	141
8.2.3	Permanentmagnet	142
8.2.4	EMFM.....	144
8.2.5	Ultraschall Laufzeitverfahren	145
8.2.6	Pitot-Sonde	147
8.2.7	Ultraschall Doppler Velocimetrie.....	151
8.3	Details zur Ultraschall Doppler Velocimetrie.....	155
8.3.1	Ultraschallfeld	155
8.3.2	Messvolumen und Ortsauflösung.....	158
8.3.3	Wandkorrektur nach Wunderlich und Brunn (2000).....	160
8.3.4	Datenanalyse der Ultraschallmessungen	163
8.4	Geschwindigkeitsprofil nach Reichardt.....	164
8.5	Teststrecke zur lokalen Geschwindigkeitsmessung.....	166

Verzeichnis der verwendeten Symbole

Symbol	Einheit	Bezeichnung
A	m^2	Querschnittsfläche
b	-	Achsenabschnitt der Regressionsgeraden
\mathbf{B}	Vs/m^2	Vektorfeld der magnetischen Induktion
c	m/s	Schallgeschwindigkeit
C	-	Allgemeine Konstante
c_p	J/kgK	Spezifische Wärmekapazität
d	m	Durchmesser des Piezoelements
D	m	Rohrdurchmesser
E	-	Allgemeine Fehlerangabe
f	-	Frequenz
F_C	-	Corioliskraft
f_D	Hz	Doppler Frequenz
f_e	Hz	Emissionsfrequenz des Ultraschalls
h	m	Dicke des Ultraschall Messvolumens
Ha	-	Hartmannzahl
i	-	Index $i=1..3$ Raumrichtungen, $i=1..n$ Anzahl Messwerte
I_{max}	A	Maximaler Speisestrom des EMFM
L	m	Rohrlänge
m	-	Steigung der Regressionsgeraden
m	kg	Masse
n	-	Anzahl Werte in einer Verteilung (Messreihe)
p	Pa	Druck
p^*	-	Dimensionsloser Druck
p	-	Verteilungsdichte der Gaußverteilung
P_{max}	m	Maximale Messtiefe des UDV Verfahrens
Pr	-	Prandtlzahl
Pr_t	-	Turbulente Prandtlzahl
q_{tur}	mK/s	Turbulenter Wärmetransport
Q	W	Wärmeleistung
r	m	Radialkoordinate
R	m	Rohrradius

Symbol	Einheit	Bezeichnung
R	-	Korrelationskoeffizient
Re	-	Reynoldszahl
Re_m	-	Magnetische Reynoldszahl
R_{xy}	-	Korrelationsfunktion zwischen x und y
S	-	Streuung, Schätzwert für die Standardabweichung
St	-	Stewardzahl
t	s	Zeit
T	°C	Temperatur
T_0	°C	Charakteristische Temperatur
T^*	-	Dimensionslose Temperatur
T_{prf}	s	Zeit zwischen zwei Ultraschallimpulsen
Tu	-	Turbulenzgrad
u	m/s	Lokale Geschwindigkeit (in x-Richtung)
\mathbf{u}	m/s	Geschwindigkeitsfeld
u^+	-	Normierte Geschwindigkeit in der Grenzschicht
u_m	m/s	Mittlere Strömungsgeschwindigkeit
u_{max}	m/s	Maximale Geschwindigkeit der Verteilung
u_τ	m/s	Wandschubspannungsgeschwindigkeit
u^*	-	Dimensionslose Geschwindigkeit
v	m/s	Geschwindigkeit in y-Richtung
U	V	Spannung
V	m ³ /h	Volumenstrom
\mathbf{W}	-	Wichtungsvektor der magnetischen Induktion
x	m	x-Koordinate
x^*	-	Dimensionslose x-Koordinate
y	m	y-Koordinate Wandabstand in der Grenzschicht
y^+	-	Normierter Wandabstand in der Grenzschicht
Z	kg/m ² s	Akustische Impedanz
Z	m	Nahfeldlänge der Schalldruckverteilung

Griechisches Alphabet

Symbol	Einheit	Bezeichnung
α	-	Winkel der Schallausbreitung zur Strömungsrichtung

Symbol	Einheit	Bezeichnung
$\delta(x)$	-	Diracfunktion
δ_ϕ	-	Phasenverschiebung
$\langle \varepsilon \rangle$	m^2/s^3	Dissipationsrate der turbulenten kinetischen Energie
ϕ	V	Elektrisches Potential
γ_0	-	Divergenzwinkel des Schallfelds
κ	m^2/s	Temperaturleitfähigkeit
κ	-	Van Karman Konstante $\kappa=0,4$
λ	W/mK	Wärmeleitfähigkeit
λ	-	Widerstandszahl, Reibbeiwert
λ	m	Wellenlänge
λ_K	m	Kolmogorovlänge
μ	-	Erwartungswert einer Verteilung
μ_0	Vs/Am	Magnetische Permeabilität des Vakuums $\mu_0=4\pi\cdot 10^{-7}$ Vs/Am
ν	m^2/s	Kinematische Viskosität
π	-	Konstante Pi $\pi=3,141592654$
ρ	kg/m^3	Fluidichte
σ	-	Standardabweichung der Gaußverteilung
σ	$1/\Omega\text{m}$	Elektrische Leitfähigkeit
τ	s	Zeitintervall
τ	N/m^2	Schubspannung
τ_{tur}	N/m^2	Turbulente Schubspannungen
τ_w	N/m^2	Wandschubspannung
ω	Hz	Kreisfrequenz
ψ	m/s	RMS-Wert der Geschwindigkeitsfluktuation
ψ	-	Varianz der Gaußverteilung

Sonstige Symbole

Symbol	Bedeutung
\bar{x}	Zeitliche Mittelung
x'	Schwankungsgröße
Δ	Differenzwert
∇	Nablaoperator

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Bedeutung
[H <i>n</i>]	Messdaten des UDV Experiments <i>n</i> im HERA Wasserkreislauf
[P <i>n</i>]	Messdaten des Pitot-Experiments <i>n</i> in PbBi
[T <i>n</i>]	Messdaten des UDV Experiments <i>n</i> im THESYS Flüssigmetallkreislauf
ADS	Accelerator Driven System (Beschleuniger getriebenes System)
CFD	Computational Fluid Dynamics
DIN	Deutsches Institut für Normung
DNS	Direkte Numerische Simulation
EM	Elektromagnetisch
EMFM	Elektromagnetischer Frequenzdurchflußmesser
EPP	Emissions per Profile (Ultraschallimpulse pro Geschwindigkeitsprofil)
FZK	Forschungszentrum Karlsruhe
HERA	H ₂ O Experimentier Anlage (Wasserkreislauf)
HWA	Hot Wire Anemometrie
IKET	Institut für Kern- und Energietechnik
ISO	International Organization for Standardization
KALLA	KARlsruhe Lead LABoratory
KNK	Kompakt Natriumgekühltes Kernkraftwerk
LDA	Laser Doppler Anemometrie
LLFP	Long Lived Fission Products (Langlebige Spaltprodukte)
LMFBR	Liquid Metal Fast Breeder Reaktor
MA	Minore Aktiniden
MHD	Magneto Hydro Dynamik
MPP	Miniatur Permanentmagnet Potentialsonde
OCS	Oxygen Control System (Sauerstoffkontrolle)
PC	Personal Computer
PIV	Particle Image Velocimetry
PMF	Permanentmagnetischer Durchflußmesser
PP	Pump Power (Pumpleistung)
RMS	Root Mean Square
SPS	Speicher Programmierbare Steuerung
TECLA	Technology for Lead Alloys (EU Projekt)
THESYS	Technology for Heavy Metal Systems (PbBi Kreislauf in KALLA)

Abkürzung	Bedeutung
TPP	Time per Profile (Zeit für die Erfassung eines Profils)
TS1/2	Teststrecke 1/2 im THESYS Kreislauf
UDV	Ultraschall Doppler Velocimetrie
UDVF	Ultrasonic Doppler Velocity Field
USTT	Ultrasound Transit Time (Ultraschall Laufzeitverfahren)
WB	Wärmebilanz

Für die Bezeichnung chemischer Elemente werden die aus dem Periodensystem bekannten Abkürzungen verwendet.

1 Einleitung

Bei der Energieerzeugung in Kernkraftwerken fallen Spaltprodukte und transurane Elemente als Abfall an. Neben Plutonium entstehen die sog. Minore Aktiniden (MA) Neptunium, Americium und Curium sowie langlebige Spaltprodukte (long lived fission products, LLFP) wie zum Beispiel Technetium 99 und Jod 129. Diese Elemente sind verantwortlich für die hohe Radiotoxizität des kerntechnischen Abfalls, der daher, sicher von der Biosphäre abgeschlossen, bis zu seinem endgültigen Zerfall gelagert werden muss. Wie Abbildung 1.1 (links) zeigt, ist dafür ohne eine weitere Behandlung des Abfalls eine Zeit von mehr als 1 Million Jahre erforderlich.

Werden jedoch Pu, die MA und die LLFP abgetrennt und durch die sog. Transmutation in stabile oder spaltbare Elemente umgewandelt, so fällt die Radiotoxizität der zurückbleibenden Spaltprodukte bereits nach weniger als 500 Jahren auf das Niveau von natürlichem Uran zurück (Abbildung 1.1, rechts). Durch die Transmutation von Pu, MA und LLFP wird eine drastische Reduktion der Radiotoxizität und der Menge des radioaktiven Abfalls erreicht, der in ein Endlager eingebracht werden muss (Magill et al. (2003)).

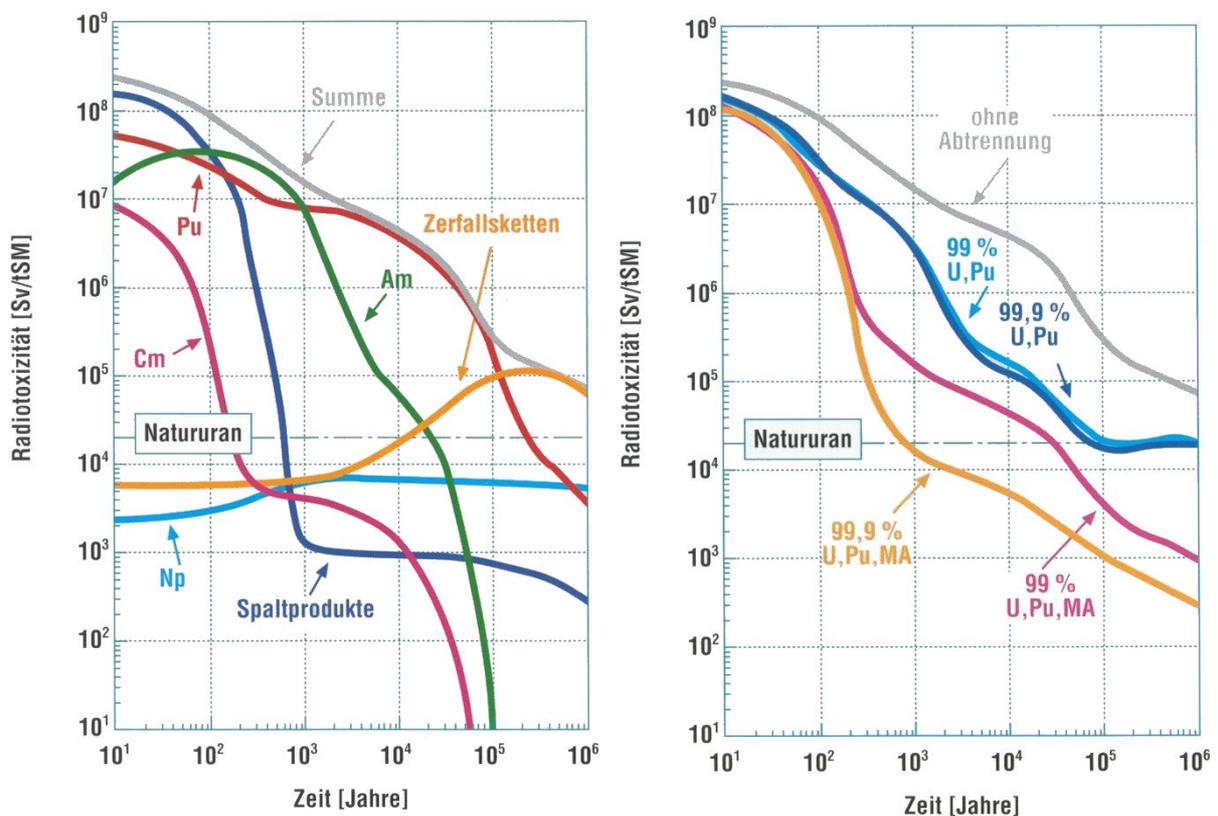


Abbildung 1.1: Transmutation reduziert die Abklingzeit von radioaktivem Abfall.

Die Transmutation erfolgt durch Bestrahlung mit hochenergetischen Neutronen, entweder in kritischen Reaktorsystemen (Vasile et al. (2001)), oder in unterkritischen Beschleuniger getriebenen Anlagen (Accelerator Driven Systems, ADS). Neben Reaktoren mit konventionellem festem Brennstoff werden auch Systeme mit in Flüssigkeiten gelöstem Brennstoff untersucht (Molten Salt Reactor), (Maschek (2003)).

Die massive Zuladung von Pu und MA in einen Reaktorkern, oder die Verwendung von reinem Pu/MA Brennstoff (sog. dedicated fuel), führt zu einer Verschlechterung der Sicherheitseigenschaften von kritischen Reaktorsystemen. Aus diesem Grund ist die Menge an Material, das in einem kritischen System transmutiert werden kann, begrenzt. In unterkritischen Systemen, wie dem ADS, kann eine wesentlich größere Menge an Pu und MA im Brennstoff enthalten sein, was sie als Transmutations-systeme für einen geschlossenen Brennstoffkreislauf attraktiver macht. Weitere Informationen können bei der Europäischen Union gefunden werden: European Technical Working Group on ADS (2001).

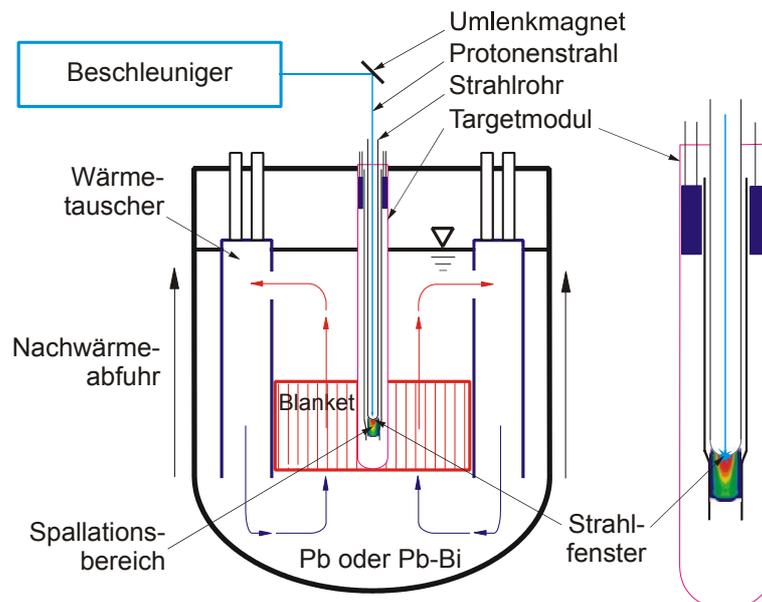


Abbildung 1.2: Schemadarstellung eines ADS, Knebel et al. (2002, 2003) .

Eine ADS-Anordnung, wie sie im Rahmen Europäischer Forschungsprogramme untersucht wird, besteht aus drei Hauptkomponenten: einem *Beschleuniger* für Protonen, einem *Target*, in welchem die Protonen in einer Spallationsreaktion Neutronen erzeugen (externe Neutronenquelle) und einem *unterkritischen Blanket*, in dem die Spaltungsreaktion unter Freisetzung von Spaltungsneutronen (interne

Neutronenquelle) und von Wärme stattfindet. Die Protonen werden durch ein evakuiertes Strahlrohr, das am Ende durch ein Strahlfenster abgeschlossen ist, in das Target eingeschossen. Die im Target erzeugten Spallationsneutronen initiieren eine Kettenreaktion, die ein hohes Potential zur Transmutation im Blanket zur Folge hat. Als Targetmaterial und als Kühlmittel dienen die flüssigen Schwermetalle Blei (Pb) oder Blei-Wismut (PbBi). Eine schematische Darstellung einer ADS-Anordnung nach Knebel et al. (2002, 2003) gibt Abbildung 1.2. Für die technische Realisierung eines ADS müssen viele innovative Eigenschaften dieses Systems untersucht werden. Die Schwerpunkte der internationalen Forschungsarbeiten liegen in folgenden Bereichen:

- Entwicklung geeigneter Protonenbeschleuniger,
- Kopplung eines unterkritischen Reaktors mit einer externen Neutronenquelle,
- Neue Brennstoffe mit Pu, MA und LLFP (dedicated fuels),
- Schwerere Flüssigmetalle als Spallationsmaterial und Kühlmittel (Pb, PbBi),
- Wärmeabfuhr von thermisch hoch belasteten Oberflächen und
- Materialforschung (thermische Belastung, Korrosion).

Beiträge zu den unteren drei Punkten liefern die experimentellen Arbeiten zum Umgang mit schweren Flüssigmetallen im KALLA Labor (Karlsruhe Lead Laboratory) am Forschungszentrum Karlsruhe. Zu diesem Zweck sind drei Kreisläufe in Betrieb, an denen Fragestellungen zur Technologie, Thermohydraulik und Korrosion in Strömungen des schweren Flüssigmetalls Blei-Wismut bearbeitet werden (Knebel et al. (2003)).

Für die thermohydraulische Auslegung und den Betrieb flüssigmetallgekühlter Reaktoren sind Fragestellungen zu Wärmeübergang und Wärmetransport entscheidend. Die für diese Prozesse vorteilhafte hohe Wärmeleitfähigkeit von Flüssigmetallen schlägt sich in einer kleinen molekularen Prandtlzahl nieder und führt zu einer unterschiedlichen Entwicklung hydraulischer und thermischer Grenzschichten (Jischa (1982), Zierp (1982)). Aus diesem Grund gilt die in gängigen Turbulenzmodellen angenommene Analogie von Impuls- und Wärmetransport (Reynolds-Analogie) nicht für flüssige Metalle (Jischa und Rieke (1979), Kays (1994)), so dass kommerziell verfügbare CFD Codes (Computational Fluid Dynamics) nicht für thermohydraulische Auslegungsrechnungen herangezogen werden können. Hier besteht das Interesse auf der Basis experimentell gewonnener Daten, geeignete Turbulenzmodelle für die Beschreibung des Wärmetransports in Fluiden kleiner Prandtlzahl zu entwickeln (Carteciano und Grötzbach (2003)). Dazu sind Messungen von Temperatur- und Geschwindigkeitsverteilung im Flüssigmetall erforderlich.

Neben dem Bedarf der experimentellen Gewinnung einer Datenbasis für die physikalische Modellentwicklung besteht die Notwendigkeit zur Messung von Strömungsgrößen in Flüssigmetallen bei der thermohydraulischen Validierung von Reaktorkomponenten. Dabei spielen vor allem technologische Aspekte wie der Einfluss der physikalischen Eigenschaften des Flüssigmetalls, die Materialkompatibilität, und der Umgang mit dem Fluid, eine Rolle. Hier ist das Problem der Applikation von Strömungsmesstechniken unter spezifischen Bedingungen, die durch das gewählte Flüssigmetall gegeben sind, zu lösen.

Diesen detaillierten Fragestellungen, die zumeist in kleinerem Maßstab im Labor bearbeitet werden, steht der Betrieb von Strömungsmesstechnik in Reaktoren gegenüber, bei dem Erwägungen bezüglich Betriebssicherheit und Kosten an erster Stelle stehen.

Außerdem ergeben sich neben der wissenschaftlichen und reaktortechnischen Nutzung der Strömungsmesstechnik Anwendungsgebiete im Bereich der Metallurgie, da hier ähnliche Rahmenbedingungen angetroffen werden. Hier sollen die Kenntnisse über das Strömungsfeld in flüssigen Metallen in erster Linie zur Optimierung metallverarbeitender Prozesse dienen.

Aus diesen Gründen besteht ein großes Interesse an Strömungsmesstechniken in Flüssigmetallen, wobei im Rahmen dieser Arbeit aufgrund des Bezugs zu schwermetallgekühlten Reaktorsystemen das Medium Blei-Wismut im Vordergrund steht.

1.1 Wissensstand

In der Vergangenheit konzentrierten sich die Bemühungen, Flüssigmetalle aufgrund ihrer hohen Wärmekapazität als einphasige Kühlmittel bei hohen Temperaturen einzusetzen, vor allem auf die schnellen Brutreaktoren (engl: Liquid Metal Fast Breeder Reaktor, LMFBR). In diesem Zusammenhang wurde die Verwendung von Blei oder Blei-Wismut zwar diskutiert (Weeks (1971)), doch fiel die Entscheidung zu Gunsten des Alkalimetalls Natrium. Als Gründe dafür werden die Korrosivität und die unberechenbare Benetzung sowie die Entstehung hochtoxischer Aktivierungsprodukte aus den Schwermetallen im Reaktorbetrieb angeführt. Entwicklungen von Blei-Wismut gekühlten Reaktoren fanden hingegen in der ehemaligen UdSSR für den Antrieb von Atom-U-Booten der Alpha-Klasse statt, doch sind hier aus Gründen der militärischen Geheimhaltung weder Auslegungsgrundlagen noch Betriebserfahrungen öffentlich zugänglich. Dementsprechend wurden sehr wenige Veröffentlichungen

gefunden, in denen das Medium Blei-Wismut eine Rolle spielt. Darunter befinden sich ältere Arbeiten zum Wärmeübergang von Seban und Casey (1956) sowie Subbotin (1961), wobei hier nur Temperaturen, aber keine Volumenströme oder Geschwindigkeitsverteilungen gemessen wurden. Bei Wild et al. (1980, 1981) werden Blei-Wismut Kreisläufe beschrieben, die im Rahmen einer Realisierungsstudie für eine Spallations-Neutronenquelle im Forschungszentrum Karlsruhe aufgebaut wurden. Hier wurde versucht, den Volumenstrom mittels Wirkdruckverfahren und magnetisch induktiver Techniken zu messen, doch wird eingeräumt, dass dabei große Unsicherheiten bestanden und eine systematische Untersuchung von Messtechniken zur Erfassung von Strömungsgrößen in Blei-Wismut erforderlich ist. Da jedoch dieses Projekt aus politischen Gründen eingestellt wurde, blieben diese Untersuchungen aus.

Für lokale Geschwindigkeitsmessungen in Blei-Wismut stellt die Publikation von Eckert et al. (2003b) die einzige Quelle dar. In ihr wird der Einsatz eines Wellenleiters zur Vermessung einer gasgetriebenen Zweiphasenströmung in Blei-Wismut mit Hilfe der Ultraschall Doppler Velocimetrie beschrieben. Hieran schließen die UDV Messungen in dieser Arbeit an, denn sie wurden mit einem Wellenleiter gleichen Typs durchgeführt, der im Rahmen einer Kooperation vom Forschungszentrum Rossendorf erworben wurde.

Aufgrund des erst in den letzten Jahren erneut aufkommenden Interesses an schwermetallgekühlten Transmutationssystemen ist der Wissensstand bezüglich der Einsatzfähigkeit von Strömungsmesstechniken in Blei und Blei-Wismut sehr beschränkt, und es stellt sich die Frage nach der Übertragbarkeit von Messtechniken, die in anderen Flüssigmetallen angewandt werden.

Die umfangreichen, messtechnischen Erfahrungen aus der Natriumtechnologie (z.B. Fuchs (1973), Dorff und Hans (1974), Knebel (1994), Kapulla (2000), Eckert und Gerbeth (2002)) lassen sich nicht auf das Medium Blei-Wismut übertragen, da entscheidende physikalische Unterschiede bestehen. Zwar sind die typischen Arbeitstemperaturen von 200 bis 600°C denen von PbBi Systemen ähnlich, doch weist Natrium eine Dichte von 880 kg/m³ gegenüber 10324 kg/m³ von Blei-Wismut bei 300°C auf. Das schlägt sich bei Verfahren nieder, die die Kraftwirkung der Strömung nutzen, die damit in PbBi nicht angewendet werden können oder zumindest neu bewertet werden müssen. Ebenfalls um mehr als eine Größenordnung unterscheidet sich die elektrische Leitfähigkeit ($5,696 \cdot 10^6$ A/Vm für Na und $0,8475 \cdot 10^6$ A/Vm für PbBi bei 300°C), Barleon et al. (1996), was in Natrium einen effizienten Einsatz magnetisch induktiver Verfahren ermöglicht, die in Blei-Wismut nicht ohne weiteres

zu betreiben sind (Stieglitz (2003)). Hier wirkt sich unter anderem die hohe Reaktivität von Natrium aus, die die elektrischen Kontakteigenschaften günstig beeinflusst, welche in Blei-Wismut aufgrund der hohen Oberflächenspannung und der damit verbundenen schlechten Benetzung des Strukturmaterials ein Hemmnis für den Einsatz solcher Verfahren darstellen. Gleiches gilt für Messtechniken aus dem Bereich der Natrium-Kalium (NaK) Experimente, siehe Barleon et al. (1996).

Eine ähnliche Dichte wie die von Blei-Wismut findet man mit 13546 kg/m^3 bei Quecksilber. Entscheidender Unterschied ist hier die sehr niedrige Betriebstemperatur von 20°C , die die Anwendung vieler messtechnischer Verfahren ermöglicht, die bei den hohen Temperaturen in Blei-Wismut eingeschränkt oder gar nicht arbeiten. Hervorzuheben ist hier wiederum die Ultraschall Doppler Velocimetrie (UDV), deren Applikation an eine PbBi Rohrströmung erstmalig im Rahmen dieser Arbeit erfolgreich durchgeführt wurde. Hier kann auf Arbeiten mit diesem Verfahren in Quecksilber von Takeda (1987, 2002) und Cramer et al. (2004) zurückgegriffen werden. Anwendungen der Hot Film Anemometrie, wie sie von Baker und Anders (1990) in Quecksilber beschrieben werden, sind in Blei-Wismut aufgrund der hohen Temperaturen und der Korrosivität des Fluids nicht möglich.

Strömungsmesstechniken aus dem Feld der Metallurgie, über die Argyropoulos (2001) eine Übersicht gibt, sind vielfach ungeeignet für fluiddynamische Messung in Rohrströmungen. Einige sinnvolle Applikationen werden jedoch in dieser Arbeit diskutiert. Somit lohnt sich zunächst eine fluidunabhängige Erweiterung der Betrachtung auf den gesamten Bereich der Strömungsmesstechniken (z.B. Goldstein (1983)) mit einer anschließenden Auswahl geeigneter Verfahren anhand der durch das Flüssigmetall vorgegebenen Einsatzbedingungen. Im Falle von Blei-Wismut ergeben sich die entscheidenden Problemstellungen aus den physikalischen Eigenschaften einer hohen Dichte, hoher Temperatur, niedriger elektrischer Leitfähigkeit und starker Korrosivität.

1.2 Zielsetzung und Vorgehensweise

Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, Messtechniken für die Erfassung von Strömungsgrößen im flüssigen Schwermetall Blei-Wismut auszuwählen und in experimentellen Untersuchungen zu qualifizieren. Unter dem Begriff der Qualifizierung wird die Gewinnung eines Eignungsnachweises der jeweiligen Messtechnik unter gegebenen Bedingungen verstanden bzw. die Angabe der Bedingungen, unter denen die Mess-

technik mit bekannten Charakteristiken arbeitet. Das Ziel einer Qualifizierung ist es, eine Aussage über die Tauglichkeit der jeweiligen Messtechnik im Hinblick auf die oben genannten unterschiedlichen Anforderungen zu erhalten.

Die experimentellen Untersuchungen werden aufgrund der großen technischen Relevanz an einer im Mittel stationären, turbulenten Rohrströmung durchgeführt. Anhand eines Vergleichs der Untersuchungsergebnisse mit theoretischen Vorhersagen und Daten aus der Literatur kann somit auf die Fähigkeiten der zu beurteilenden Messmethode geschlossen werden. Das Interesse an der Verfügbarkeit einer Messtechnik, mit der turbulente Geschwindigkeitsfluktuationen als Beitrag zur Turbulenzmodellierung in flüssigen Metallen erfasst werden können, führt zu einer intensiveren Betrachtung der Leistungsfähigkeit der Ultraschall Doppler Velocimetrie in dieser Hinsicht.

Die durchgeführten Tätigkeiten lassen sich in fünf Schritte gliedern:

1. Theoretische Betrachtung und Bestimmung der Rahmenbedingungen,
2. Literaturrecherche im Bereich der Messtechnik für Flüssigmetalle und Auswahl geeigneter Verfahren für PbBi,
3. Bau eines PbBi-Kreislaufs und Applikation der gewählten Techniken,
4. Experimentelle Untersuchungen zur Qualifizierung,
5. Auswertung und Beurteilung der Ergebnisse.

Der Aufbau der Arbeit orientiert sich an dieser Gliederung. Im folgenden Kapitel werden die theoretischen strömungsmechanischen Grundlagen zusammengestellt und ein Überblick über die statistischen Methoden gegeben, die zur Analyse und Bewertung der Messergebnisse benötigt werden. Im dritten Kapitel schließt sich ein Literaturüberblick über den Stand der Strömungsmesstechnik in flüssigen Metallen an, wobei gleichzeitig die theoretischen Grundlagen zur Arbeitsweise des jeweiligen Verfahrens vermittelt werden. Am Ende dieses Abschnitts werden die für die Qualifizierung ausgewählten Verfahren aufgeführt. Kapitel 4 fasst daraufhin die experimentellen Arbeiten zusammen: Neben einer Beschreibung des Flüssigmetallkreislaufs, an dem die Untersuchungen durchgeführt wurden, werden die spezifischen Problemstellungen bei der Applikation der ausgewählten Messverfahren in Blei-Wismut diskutiert. Die Darstellung, Analyse und Diskussion der Messergebnisse erfolgen im fünften Abschnitt. Den Abschluss bilden die Schlussfolgerungen im Hinblick auf die Eignung der untersuchten Messtechniken für Anwendungen in wissenschaftlichen Untersuchungen und in zukünftigen Reaktorsystemen sowie ein Ausblick auf zukünftige Arbeiten.

2 Theoretische Grundlagen

Gegenstand dieser Arbeit ist die experimentelle Untersuchung einer im zeitlichen Mittel stationären, turbulenten Rohrströmung des schweren Flüssigmetalls Blei-Wismut. Dieser Abschnitt stellt die strömungsmechanischen Grundlagen dar, die zur Analyse der Messdaten und zur Bewertung der Messverfahren notwendig sind.

Die Darstellung orientiert sich an der Vorgehensweise Jischas (1982) und erfolgt in kartesischen Koordinaten einer Tensor-Notation, d.h. über gleiche Indizes innerhalb eines Terms wird summiert.

2.1 Theorie turbulenter Strömungen

Eine Strömung wird als turbulent (im Gegensatz zu laminar) bezeichnet, wenn in ihr die Trägheitskräfte gegenüber den viskosen Kräften dominieren. Den Übergang von laminarer zu turbulenter Strömung zeigte Osborne Reynolds bereits 1883 anhand eines Farbfadenexperiments in einer Rohrströmung. Die nach ihm benannte Reynolds-Zahl

$$\text{Re} = \frac{u_m \cdot D}{\nu}, \quad (2.1)$$

setzt sich aus der mittleren Fließgeschwindigkeit u_m , dem Rohrdurchmesser D und der kinematischen Viskosität ν zusammen. Reynolds ermittelte als kritische Grenze $\text{Re}_{\text{krit}}=2300$, oberhalb derer in einer Rohrströmung ein laminar-turbulenter Umschlag erfolgt.

Eine beobachtbare Folge dessen ist die stochastische Schwankung der beschreibenden Größen Druck und Geschwindigkeit um einen Mittelwert. In einer turbulenten Strömung ist also jede Größe vom Ort und von der Zeit abhängig. Man unterscheidet zwischen stationären Strömungen, in denen die Mittelwerte dieser Größen an jedem Ort der Strömung über die Zeit konstant bleiben, und instationären, wo sich diese zeitlich ändern. Ebenfalls nach Reynolds ist die Aufspaltung der Strömungsgrößen in einen ortsabhängigen Mittelwert und einen orts- und zeitabhängigen Schwankungswert üblich:

$$u_i(t, x_i) = \overline{u_i(x_i)} + u_i'(t, x_i). \quad (2.2)$$

Dabei ist der zeitliche Mittelwert definiert als

$$\overline{u_i(x_i)} = \frac{1}{\tau} \int_0^{\tau} u_i(x_i, t) dt. \quad (2.3)$$

Hierbei muss das Zeitintervall τ hinreichend groß gewählt werden, jedoch nicht so groß, dass langzeitige, instationäre Veränderungen mit erfasst werden. Diese Vorgehensweise ist nur für stationäre Strömungen sinnvoll, auf die sich im Folgenden beschränkt werden soll.

Nach dieser Definition sind die Mittelwerte der Schwankungsgrößen Null. Von Null verschieden sind jedoch die Mittelwerte ihrer Quadrate, deren Wurzel man als Schwankungsintensität ψ oder RMS-Wert (engl.: root mean square) bezeichnet:

$$\psi = \sqrt{u_i'^2}. \quad (2.4)$$

Wird die Intensität auf den zeitlichen Mittelwert einer Größe bezogen, bezeichnet man sie als relative Intensität. Die relative Intensität der Geschwindigkeitsfluktuationen bezogen auf die mittlere Strömungsgeschwindigkeit wird Turbulenzgrad Tu genannt:

$$\text{Tu} = \frac{\sqrt{\frac{1}{3} u_i'^2}}{|\bar{u}_i|}. \quad (2.5)$$

Im Zentrum einer Rohrströmung beträgt der Turbulenzgrad im Regelfall ca. 2-3%. In der Grenzschicht nahe der Rohrwand, an der die Geschwindigkeit auf Grund der Haftbedingung auf Null abfällt, kann er bis zu 10% erreichen (Jischa (1982)).

Es können noch weitere statistische Methoden angewandt werden, um Eigenschaften der Turbulenz mathematisch zu charakterisieren. Dazu zählen Korrelationen von Schwankungsgrößen, Frequenz- und Energiespektren oder Schiefe und Exzess ihrer Verteilungen. Diese Betrachtungsweise turbulenter Strömungen geht zurück auf die von Taylor begründete statistische Turbulenztheorie. Eine umfassende Vorstellung ist im Rahmen dieser Arbeit nicht erforderlich, dennoch werden einige Aspekte in der Diskussion als aus der Literatur bekannt vorausgesetzt.

Eine weitere wesentliche Eigenschaft der Turbulenz ist ihr dissipativer Charakter. Richardson schlug 1922 zur Erklärung das phänomenologische Modell der sog. Energiekaskade vor. Dabei wird die Turbulenz in Form von großräumigen Wirbelstrukturen erzeugt, die der Hauptströmung Energie entziehen. Verantwortlich dafür ist ein Gradient der zeitlich gemittelten Geschwindigkeit wie er nur in Scherströmungen auftritt. Diese großen Wirbel zerfallen beim Verlust ihrer Stabilität in immer kleinere Wirbel, wodurch sich die kinetische Energie innerhalb der Strömung über ein breites Spektrum unterschiedlicher Wirbelgrößen verteilt und transportiert wird. Durch viskose Schubspannungen wird schließlich die Energie der kleinsten Wirbel in

innere Energie des Fluids dissipiert. Da die Energie durch die großen Wirbel der Hauptströmung entzogen wird und nach Durchlaufen der Energiekaskade von den kleinsten Wirbeln dissipiert wird, bestimmen die großen Wirbel den Betrag der Energie, der dissipiert wird, und nicht die Viskosität des Fluids (Batchelor (1953)). Letztere bestimmt nur den charakteristischen Längenmassstab der kleinsten Wirbel. Je kleiner der Effekt der Viskosität ist, desto kleiner sind die dissipativen im Vergleich zu den großskaligen Wirbeln. Eine Quantifizierung dieser Prozesse lässt die Herleitung der Transportgleichung für die Turbulenzenergie k zu, die zum Beispiel bei Jischa (1982) oder Schlichting (1997) gefunden werden kann.

Im Folgenden werden die Bilanzgleichungen der Thermofluidodynamik aufgeführt. Dabei beschränkt sich die Behandlung auf homogene, einphasige, newtonsche, inkompressible Fluide konstanter kinematischer Viskosität und Dichte. Im Bezug auf die chemischen und physikalischen Eigenschaften von flüssigem Blei-Wismut stellt dies keine Einschränkung der Allgemeinheit für die Beschreibung isothermer, zwangskonvektiver Strömungen dar (siehe Stoffdaten im Anhang 8.1). Magnetohydrodynamische (MHD) Effekte werden ebenfalls nicht mit aufgeführt, da sie in den betrachteten Experimenten als vernachlässigbar gelten sollen.

2.1.1 Grundgleichungen

Laminare sowie turbulente Strömungen werden durch die zeitabhängigen Bilanzgleichungen für Masse, Impuls und Energie beschrieben. Sie bilden ein geschlossenes Gleichungssystem zur Berechnung von Geschwindigkeit, Temperatur und Druck.

Die Massenbilanz (Kontinuitätsgleichung) für Fluide konstanter Dichte ergibt sich als Bedingung an das Geschwindigkeitsfeld in einem geschlossenen Kontrollvolumen und lautet:

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0. \quad (2.6)$$

Für die differenzielle Impulsbilanz (Navier-Stokes-Gleichungen) erhält man

$$\rho \frac{\partial u_i}{\partial t} + \rho u_j \frac{\partial u_i}{\partial x_j} = - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \rho \nu \frac{\partial^2 u_i}{\partial x_j^2}. \quad (2.7)$$

Die Energiebilanz des konvektiv-diffusiven Wärmetransports in einem inkompressiblen Medium lautet schließlich

$$\rho c_p \left[\frac{\partial T}{\partial t} + u_i \frac{\partial T}{\partial x_i} \right] = \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial x_i^2}. \quad (2.8)$$

In den Gleichungen (2.6), (2.7) und (2.8) bezeichnen u_i die Komponenten des Geschwindigkeitsfeldes in kartesischen Koordinaten, ρ die Dichte, p den Druck, ν die kinematische Viskosität, c_p die spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck, T die Temperatur und λ die Wärmeleitfähigkeit des Fluids.

Dieses nichtlineare Gleichungssystem der Momentanwerte ist für allgemeine turbulente Strömungen nicht analytisch lösbar. Nur durch extreme Vereinfachungen kann eine Linearität erreicht und eine algebraische Lösung gefunden werden. Darüber hinaus werden numerische Methoden erforderlich, die auf unterschiedlichen Modellannahmen beruhen.

In technischen Applikationen interessiert jedoch meist nicht das genaue zeitliche Verhalten der Strömungsgrößen, sondern vielmehr ihre zeitlichen Mittelwerte wie die mittlere Geschwindigkeit bzw. der Volumenstrom, der Druckverlust oder auch die mittlere Wärmeübergangszahl. Daher werden im Folgenden die Reynolds-Gleichungen vorgestellt, die eine Behandlung dieser mittleren Strömungsgrößen erlauben.

2.1.2 Reynolds-Gleichungen

Als Reynolds-Gleichungen werden die Bilanzgleichungen für die zeitlichen Mittelwerte bezeichnet. Um sie aus dem oben vorgestellten Gleichungssystem der Momentanwerte zu erhalten, wird der Ansatz aus Gleichung (2.2), die Aufspaltung einer Größe in ihren ortsabhängigen Mittelwert und einen orts- und zeitabhängigen Schwankungswert, in die Bilanzgleichungen eingesetzt und eine Zeitmittelung durchgeführt. Man erhält die Reynolds-Gleichungen der mittleren Strömungsgrößen.

Massebilanz:

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0; \quad (2.9)$$

Impulsbilanz:

$$\rho \bar{u}_j \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\rho \nu \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} - \overline{\rho u_i' u_j'} \right); \quad (2.10)$$

Energiebilanz:

$$\rho c_p \bar{u}_i \frac{\partial \bar{T}}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\lambda \frac{\partial \bar{T}}{\partial x_i} - \rho c_p \overline{u_i' T'} \right). \quad (2.11)$$

Durch die Mittelung des nichtlinearen, konvektiven Terms der zeitabhängigen Impulserhaltung aus Gleichung (2.7) ergeben sich unbekannte Korrelationen der

Schwankungsgrößen der Geschwindigkeitskomponenten. Der dadurch entstehende Tensor 2. Ordnung wird als Reynoldsscher Spannungstensor bezeichnet und enthält die turbulenten Schubspannungen, die ein direktes Maß für den turbulenten Impulstransport innerhalb der Strömung darstellen:

$$\tau_{tur} = -\rho \overline{u'_i u'_j}. \quad (2.12)$$

Die drei Elemente auf der Diagonalen werden als Normalspannungen bezeichnet, die übrigen sog. Tangentialspannungen mit alternierenden Indizes sind paarweise gleich, $\overline{u'_i u'_j} = \overline{u'_j u'_i}$, so dass insgesamt 6 unbekannte Korrelationen entstehen. Aus der Mittelung der Energiebilanz ergibt sich der Tensor 1. Ordnung für den turbulenten Wärmetransport:

$$q_{tur} = -\rho c_p \overline{u'_i T'}. \quad (2.13)$$

Durch die Entstehung dieser Tensoren stellen die Reynoldsgleichungen kein geschlossenes System mehr dar. Das sog. Schließungsproblem besteht darin, die unbekanntenen Korrelationen mit Hilfe geeigneter Turbulenzmodelle mit den zeitlich gemittelten Strömungsgrößen zu verknüpfen. Das ist bislang nur mit Hilfe halbempirischer Schließungsannahmen möglich. Dabei unterscheidet man, ob die turbulenten Schubspannungen direkt modelliert werden, wie z.B. im Prandtlschen Mischungswegansatz, oder ob für sie zunächst ihre Transportgleichungen hergeleitet werden, die der Ausgangspunkt für neuere Turbulenzmodelle höherer Ordnung sind. Eine umfassende Darstellung von Turbulenzmodellen und ihre praktische Anwendung kann der mannigfaltigen Fachliteratur beispielsweise bei Rodi (1984, 2002) entnommen werden.

2.1.3 Strömung in der Grenzschicht

Im Falle einer Rohrströmung wird das turbulente Strömungsfeld durch die Rohrwand begrenzt. Um mit Hilfe der Reynoldsschen Gleichungen zu einer Aussage über die Geschwindigkeitsverteilung in der Nähe der Wand zu kommen, wird eine Scherströmung betrachtet, in der der Druckgradient in Strömungsrichtung verschwindet. Damit sind alle statistischen Eigenschaften nur vom Wandabstand y abhängig. Unter Berücksichtigung der Kontinuitätsgleichung entfallen damit die konvektiven Terme und das Druckglied in Gleichung (2.10) und es verbleibt:

$$0 = \frac{\partial}{\partial y} \left(\rho \nu \frac{\partial \bar{u}}{\partial y} - \rho \overline{u'v'} \right). \quad (2.14)$$

Bei Annäherung an die Wand fallen die Geschwindigkeitsschwankungen und damit die Reynoldsschen Schubspannungen auf Null ab:

$$\lim_{y \rightarrow 0} \rho \nu \frac{\partial \bar{u}}{\partial y} = \tau_w = 0. \quad (2.15)$$

Damit folgt für die Integration von Gleichung (2.14)

$$\nu \frac{\partial \bar{u}}{\partial y} - \overline{u'v'} = \frac{\tau_w}{\rho}. \quad (2.16)$$

Man bezeichnet

$$u_\tau = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}} \quad (2.17)$$

als Schubspannungsgeschwindigkeit und definiert die dimensionslosen Größen

$$u^+ = \frac{\bar{u}}{u_\tau} \quad \text{und} \quad y^+ = \frac{y}{\nu} u_\tau. \quad (2.18)$$

Mit ihnen kann die Geschwindigkeitsverteilung in universeller Form $u^+ = f(y^+)$ angegeben werden. Direkt an der Wand kann dies sofort angegeben werden, denn wegen Gleichung (2.15) und unter Beachtung der Haftbedingung $u(y=0)=0$ folgt aus der Integration von (2.16)

$$u^+ = y^+. \quad (2.19)$$

In dieser sog. viskosen Unterschicht ist die molekulare Schubspannung gegenüber der Reynoldsschen dominant. Entfernt man sich von der Wand, so nimmt der turbulente Anteil der Schubspannung schnell zu, und der molekulare wird vernachlässigbar. Es ergibt sich das logarithmische Wandgesetz

$$u^+ = \frac{1}{\kappa} \ln y^+ + C, \quad (2.20)$$

welches zuerst 1932 von Prandtl mit den Konstanten $\kappa \sim 0,40$ und $C \sim 5,5$ angegeben wurde. Der Bereich zwischen der viskosen Unterschicht und der vollturbulenten Grenzschicht wird im Allgemeinen durch eine Übergangsschicht beschrieben. Van Karman gibt so für die Geschwindigkeitsverteilung in der Grenzschicht an:

$$\begin{aligned} u^+ &= y^+ && \text{für } y^+ \leq 5, \\ u^+ &= 5,0 \ln y^+ - 3,05 && \text{für } 5 < y^+ \leq 30, \\ u^+ &= 2,5 \ln y^+ + 5,5 && \text{für } y^+ > 30. \end{aligned} \quad (2.21)$$

Abbildung 2.1 zeigt die Geschwindigkeitsverteilung nach den Gleichungen (2.21). Dabei wird die halblogarithmische Darstellung bevorzugt, um die Vorgänge in Wandnähe hervorzuheben.

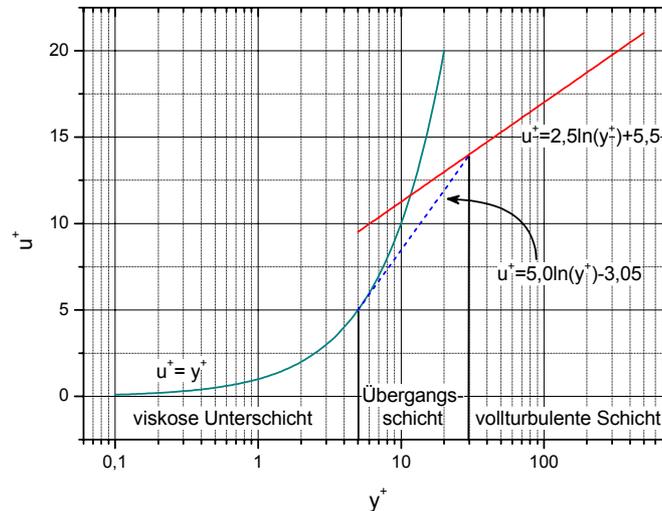


Abbildung 2.1: Logarithmisches Wandgesetz der turbulenten Grenzschicht nach van Karman.

Beim Übergang aus der anisotrop turbulenten Grenzschicht in den Bereich isotroper Turbulenz der Kernströmung gilt das logarithmische Gesetz nicht mehr. Es geht über in ein Nachlaufgesetz, dass in Rohr- oder Kanalströmungen auch als Mittengesetz bezeichnet wird. Es existieren Arbeiten diverser Autoren, die Kombinationen der Wand- und Mittengesetze zu einem Gesetz für die vollständige Beschreibung der Geschwindigkeitsverteilung einer Rohrströmung entwickelt haben. Viele dieser Gesetze unterscheiden sich dabei nur in der Wahl der verwendeten Konstanten. Als repräsentativ wurde für diese Arbeit die Darstellung nach Reichardt (1951) ausgewählt, die als theoretisches Profil zum Vergleich mit den Messdaten dient. Die Beschreibung des Reichardt Profils und die damit zusammenhängenden Berechnungen sind im Anhang 8.4 zusammengestellt.

Eine umfassende Zusammenstellung von Arbeiten zum Thema der dimensionslosen Darstellung der Geschwindigkeitsverteilung in turbulenten Rohrströmungen findet sich bei Fuchs (1973). Neuere Ergebnisse können Zagarola (1996,1997), Barenblatt (1998) und Guo und Julien (2003) entnommen werden. Allgemeine theoretische Grundlagen zu Grenzschichtströmungen finden sich im Standardwerk von Schlichting (1997).

2.1.4 Rohrströmung

Für eine eingelaufene Rohrströmung gilt, dass sich die Geschwindigkeitskomponente u in Strömungsrichtung nicht ändert. Wiederum unter Beachtung der Kontinuitätsgleichung entfallen die konvektiven Terme in der Impulsbilanz und es verbleibt in Zylinderkoordinaten

$$\frac{dp}{dx} = \frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left(r \rho \nu \frac{d\bar{u}}{dr} \right) = \text{const.} \quad (2.22)$$

Es werden das Koordinatensystem und die Bezeichnungen aus Abbildung 2.2 verwendet.

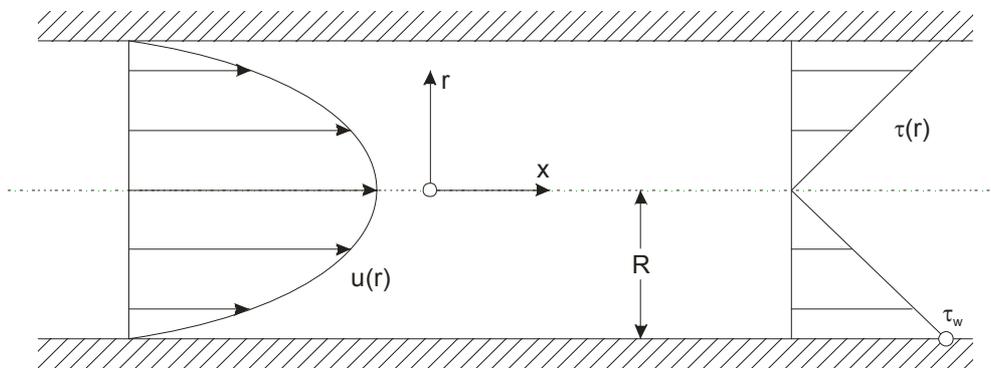


Abbildung 2.2: Schema zur Beschreibung der Rohrströmung.

Mit der Randbedingung, dass die Schubspannungen in der Rohrmitte auf Null abfallen, folgt nach Integration

$$\tau(r) = -\frac{dp}{dx} \frac{r}{2}. \quad (2.23)$$

Des Weiteren gilt

$$\tau_w = -\frac{dp}{dx} \frac{R}{2} = \frac{\Delta p}{L} \frac{R}{2} \quad \text{und damit} \quad \frac{\tau(r)}{\tau_w} = \frac{r}{R}. \quad (2.24)$$

Dabei ist Δp die Druckdifferenz über die Rohrlänge L . Im laminaren Fall kann wegen

$$\tau = -\rho \nu \frac{du}{dr} \quad (2.25)$$

mit der Randbedingung $u(r=R)=0$ die Geschwindigkeitsverteilung durch Integration bestimmt werden zu

$$u(r) = \frac{\Delta p}{4\rho\nu L} (R^2 - r^2) \quad \text{und} \quad u_{\max} = \frac{\Delta p}{4\rho\nu L} R^2. \quad (2.26)$$

Gleichung (2.26) stellt das parabelförmige Hagen-Poiseuille Profil einer laminaren Rohrströmung dar. Für den Volumenstrom folgt daraus durch Integration über den Rohrquerschnitt A

$$\dot{V} = \frac{\pi \Delta p}{8 \rho \nu L} R^4. \quad (2.27)$$

Man definiert die mittlere Strömungsgeschwindigkeit durch $u_m = \dot{V} / A$ und ermittelt den Druckverlust zu

$$\Delta p = \lambda \frac{L}{D} \frac{\rho}{2} u_m^2, \quad (2.28)$$

wobei die Widerstandszahl (auch Reibbeiwert, engl. friction coefficient) durch $\lambda = 64 / \text{Re}$ für laminare Rohrströmung definiert ist.

Im turbulenten Fall müssen die Reynoldsschen Schubspannungen mit berücksichtigt werden, und es gilt anstelle von Gleichung (2.25)

$$\tau(r) = -\rho \nu \frac{d\bar{u}}{dr} + \rho \overline{u'v'}. \quad (2.29)$$

Dadurch lässt sich keine geschlossene Integration mehr durchführen, und es müssen Modellannahmen für die Bestimmung von $\overline{u'v'}$ herangezogen werden. Dies ist zum Beispiel mit dem Prandtlschen Mischungswegansatz möglich, wozu die Herleitung bei Jischa (1982) gefunden werden kann. Die Geschwindigkeitsverteilung ergibt sich damit zu

$$\frac{u_{\max} - \bar{u}(r)}{u_\tau} = \frac{1}{\kappa} \left[\ln \frac{1 + \sqrt{r/R}}{1 - \sqrt{r/R}} - 2\sqrt{\frac{r}{R}} \right]. \quad (2.30)$$

Diese universelle Darstellung wird als Außengesetz bezeichnet. Der Einfluss der Reynoldszahl auf das Profil findet sich in der Schubspannungsgeschwindigkeit. Ihre Definition nach Gleichung (2.17) kann mit der Widerstandszahl nach Gleichung (2.28) verknüpft werden zu

$$u_\tau^2 = \frac{\tau_w}{\rho} = \frac{\Delta p}{2\rho} \frac{R}{L} = \frac{\lambda}{8} u_m^2. \quad (2.31)$$

Beziehungen für die Ermittlung der Widerstandszahl in turbulenten Rohrströmungen wurden aus experimentellen Daten ermittelt und z.B. von Blasius

$$\lambda = (100 \cdot \text{Re})^{-\frac{1}{4}}, \quad (2.32)$$

für Reynoldszahlen bis 10^6 und Prandtl

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 2,0 \cdot \log(\operatorname{Re} \sqrt{\lambda}) - 0,8, \quad (2.33)$$

angegeben. Die genannten Beziehungen gelten jedoch nur für technisch glatte Rohre. Bei zunehmender Rauigkeit müssen diese Gleichungen um einen Rauigkeitsfaktor erweitert werden. Siehe hierzu Perry et al. (1969, 1986).

Grundsätzlich ist das turbulente Geschwindigkeitsprofil energiereicher als das laminare Profil, es wird mit zunehmender Reynoldszahl völliger. Es kann durch den Ansatz

$$\frac{\bar{u}}{u_{\max}} = \left(1 - \frac{r}{R}\right)^{\frac{1}{n}} = \left(\frac{y}{R}\right)^{\frac{1}{n}} \quad (2.34)$$

gut approximiert werden. Dabei ist der Exponent eine Funktion der Reynoldszahl. Üblich ist ein Wert von $n=7$, der jedoch mit zunehmender Reynoldszahl ebenfalls zunimmt.

Turbulente Rohrströmungen sind schon früh Gegenstand intensiver experimenteller Untersuchungen gewesen. Als Wegbereiter können die Arbeiten von Nikuradse (1933) und Laufer (1953) genannt werden. Verbesserte Messverfahren führten in den letzten Jahren zu immer genaueren Ergebnissen, die durch direkte numerische Simulationen (DNS) ergänzt wurden. Hier seien die Arbeiten von Durst (1996), Eggels (1994), Fukagata (2001, 2002) und Loulou (1997) genannt, aus denen Daten für den Vergleich mit den Ergebnissen dieser Arbeit herangezogen wurden.

Aktualität hat dieses Thema durch das Princeton Superpipe Experiment aus dem Jahr 1996 gewonnen. Die Ergebnisse dieser Experimente haben eine belebte Diskussion über die Richtigkeit von Skalierungsgesetzen für turbulente Rohrströmungen ins Leben gerufen. Neben den logarithmischen werden auch Potenzgesetze sowie Nachlaufgesetze (wake laws) für die Kernströmung diskutiert. Siehe Zagarola (1996,1997) und Barenblatt (1998).

2.1.5 Physikalische zugängliche Messgrößen

Will man lokal turbulente Strömungsgrößen messen, so stellt sich die Frage nach der Größe und Frequenz der Wirbel, die die Fluktuationen dieser Größen verursachen. Nach dem oben eingeführten Modell der Energiekaskade existieren Wirbel von der Größenordnung des Strömungsgebietes bis hin zu kleinsten Wirbeln, deren Größe von der Viskosität des Fluids bestimmt wird. Somit ist auch zu erwarten, dass die Fluktuationen der Strömungsgrößen in einem der Wirbelgröße entsprechenden Frequenzbereich auftreten. Sucht man eine Technik, die in Lage sein soll, allen diesen

Fluktuationen zu folgen, so muss diese ein räumliches und zeitliches Auflösungsvermögen haben, dass den kleinsten auftretenden Wirbeln gerecht wird.

Der Bereich der kleinsten Wirbel, in dem die Dissipation der turbulenten Energie stattfindet, wird durch den Längenmaßstab der Kolmogorov Länge charakterisiert

$$\lambda_K = \left(\frac{\nu^3}{\langle \varepsilon \rangle} \right)^{1/4}, \quad (2.35)$$

wobei $\langle \varepsilon \rangle$ die mittlere Dissipationsrate der turbulenten Energie und ν wieder die kinematische Viskosität sind (Kolmogorov (1968)).

Da nur die Menge an turbulenter Energie durch die kleinsten Wirbel dissipiert werden kann, die von großen Wirbeln erzeugt wurde, kann nach Tennekes und Lumley (1972) die Dissipationsrate mit Hilfe der mittleren Strömungsgeschwindigkeit durch den nachstehenden Zusammenhang angenähert werden.

$$\langle \varepsilon \rangle = C \frac{u_m^3}{D}, \quad (2.36)$$

wobei u_m die mittlere Geschwindigkeit und D den Rohrdurchmesser als charakteristische Länge darstellen. C ist eine von der Geometrie und Strömungssituation abhängige Konstante, die jedoch nach Pearson (2002) von der Größenordnung Eins ist. Für eine PbBi Rohrströmung (Rohrdurchmesser 60 mm) bei einer Temperatur von 300°C ($\nu = 0,175 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$) mit einer mittleren Geschwindigkeit von etwa 250 mm/s, wie sie im Rahmen dieser Arbeit untersucht wird, ergeben sich für die Kolmogorov Länge $\lambda_K \approx 0,012 \text{ mm}$ und eine maximale Wirbelfrequenz von mehr als 20 kHz.

Wie Mi und Nathan (2003) zeigen, muss die räumliche Auflösung einer Sonde, d.h. ihre räumliche Ausdehnung, im Bereich dieser Kolmogorov Länge liegen, um die Fluktuationen der kleinsten Wirbel und damit die turbulente Dissipation korrekt erfassen zu können. Für die Auswertung statistischer Größen wie Mittelwert und RMS-Wert ist jedoch ein um einige Größenordnungen geringeres Auflösungsvermögen erforderlich, da diese von den großen Wirbeln dominiert werden und über den Anteil der kleinen Wirbel räumlich integriert wird. Für den eben genannten Fall der Blei-Wismut Rohrströmung ist man also zunächst auf die Erfassung mittlerer, statistischer Strömungsgrößen beschränkt. Dabei ist zu beachten, dass die statistische Behandlung eine stationäre Strömung, in der sich die Mittelwerte der Strömungsgrößen mit der Zeit nicht ändern, voraussetzt. Die notwendigen Auflösungen zur Untersuchung instationärer oder transients Vorgänge ergeben sich aus der jeweiligen Zeitcharakteristik des betrachteten Prozesses. Darauf soll hier aber nicht weiter eingegangen werden, da im Folgenden nur stationäre Strömungen untersucht werden.

Details zur räumlichen und zeitlichen Auflösung bei Strömungsmessungen finden sich bei Goldstein (1983).

Im Gegensatz zu den lokalen Strömungsgrößen ist die wichtigste integrale Größe der Volumenstrom. Er geht in Form der mittleren Strömungsgeschwindigkeit in nahezu alle Kennzahlen ein, die das geometrische Strömungsfeld und Transportprozesse innerhalb der Strömung beschreiben und die Grundlage für die Ähnlichkeitsgesetze bilden, siehe Zierep (1982). Damit sichert er die korrekte Bilanzierung von Strömungsprozessen und ist gleichzeitig ihre wichtigste Randbedingung.

Die Bestimmung des Volumenstroms erfolgt durch eine Integration der mittleren Geschwindigkeitsverteilung über den Strömungsquerschnitt. Die mittlere Geschwindigkeit an jedem Ort des Querschnitts ist dabei gegeben durch Gleichung (2.3). Da eine Messung an jedem Punkt des Strömungsquerschnitts aufwendig ist, wird technisch meist ein entwickeltes, stationäres Strömungsprofil vorausgesetzt und an einigen repräsentativen Punkten vermessen. Aus den Messdaten wird das gesamte Profil interpoliert und daraus dann der Volumenstrom abgeleitet. Neben Verfahren, die diese Vorgehensweise nutzen, existieren auch Messtechniken, die ein direkt volumenstromproportionales Signal liefern. Doch auch bei diesen wird die Bedingung der Gleichförmigkeit an das Strömungsfeld gestellt.

Die Anforderungen an messtechnische Ergebnisse im Labor und im praktischen Anlagenbetrieb sind verschieden. Wo im Bereich der experimentellen Messtechnik vor allem das akademische Interesse an möglichst genauen und detaillierten Datensätzen im Vordergrund steht, ist im realen Betrieb eine verlässliche und robuste Datenquelle mit hinreichender Genauigkeit gefordert.

Die wissenschaftliche Untersuchung turbulenter Strömungen hat zum Ziel, Modelle zu entwickeln, die unter Verwendung von numerischen Methoden gesicherte Vorhersagen über das Verhalten beliebiger Strömungssituationen zulassen. Im praktischen Anlagenbetrieb hingegen liefert die Strömungsmesstechnik Informationen, die einen übergeordneten Prozess bedingen. Die damit verbundenen Messaufgaben umfassen

- die Bilanzierung energietechnischer Prozesse,
- die Verrechnung an Übergabestellen,
- die Überwachung, Steuerung und Regelung sowie
- die Untersuchung von Teilprozessen und deren Optimierung.

Vor Allem im Bereich der eich- und verrechnungsfähigen Messungen ist eine hohe Genauigkeit gefordert. Neben der Zapfsäule an der Tankstelle sei hier als Beispiel eine

Messeinrichtung für eine Erdgaspipeline der Rohrweite DN200 bei einem Betriebsdruck von 63bar aufgeführt: eine Messunsicherheit von 0,5% führt hier laut Kaiser (2003) zu einer Jahresbilanz-Unsicherheit von ca. 700.000 Euro.

Ein weiterer wesentlicher Punkt ist die Nutzung eines Messsignals als Eingangsgröße für eine Prozesssteuerung. Hier sind stabile, reproduzierbare Verfahren gefragt, die unter technischen Bedingungen möglichst lange wartungsfrei und zuverlässig arbeiten. Insbesondere dann, wenn sicherheitstechnische Aspekte berücksichtigt werden müssen. Es wird deutlich, dass bei der Beurteilung einer Messtechnik für den industriellen Betrieb grundsätzlich andere Kriterien berücksichtigt werden müssen als bei der Qualifizierung von Verfahren für den Laboreinsatz.

2.1.6 Turbulente Strömung in Flüssigmetallen

Um zu klären, inwieweit sich turbulente Strömungen flüssiger Metalle von denen anderer Fluide unterscheiden, werden die Reynoldsgleichungen (2.9) bis (2.11) mit Hilfe geeigneter Bezugsgrößen dimensionslos gemacht. Im Hinblick auf die Untersuchung einer Rohrströmung werden ohne Beschränkung der Allgemeinheit der Rohrdurchmesser D als charakteristische Länge und die mittlere Strömungsgeschwindigkeit u_m als charakteristische Geschwindigkeit gewählt. In der Energiebilanz wird zudem eine charakteristische Temperatur benötigt, deren Definition vom betrachteten Problem abhängt und die hier allgemein als T_0 bezeichnet wird (Jischa (1982)). Damit ergeben sich folgende dimensionslose Größen:

$$x_i^* = \frac{x_i}{D}, \quad u_i^* = \frac{u_i}{u_m}, \quad p^* = \frac{p}{\rho u_m^2}, \quad T^* = \frac{T}{T_0}. \quad (2.37)$$

Multipliziert man die Massebilanz (2.9) mit D/u_m erhält man:

$$\frac{\partial \bar{u}_i^*}{\partial x_i^*} = 0. \quad (2.38)$$

Für die dimensionslose Impulsbilanz ergibt sich durch Multiplikation von Gleichung (2.10) mit D/u_m^2 :

$$\bar{u}_j^* \frac{\partial \bar{u}_i^*}{\partial x_j^*} = -\frac{\partial \bar{p}^*}{\partial x_i^*} + \frac{\partial}{\partial x_j^*} \left(\frac{1}{\text{Re}} \frac{\partial \bar{u}_i^*}{\partial x_j^*} - \overline{u_i^* u_j^*} \right). \quad (2.39)$$

Aus Gleichung (2.11) folgt für die Energiebilanz nach Multiplikation mit $D/(u_m \cdot T_0)$:

$$\bar{u}_i^* \frac{\partial \bar{T}^*}{\partial x_i^*} = \frac{\partial}{\partial x_i^*} \left(\frac{1}{\text{Re Pr}} \frac{\partial \bar{T}^*}{\partial x_i^*} - \overline{u_i^* T^*} \right). \quad (2.40)$$

In den Gleichungen (2.39) und (2.40) tritt durch die Entdimensionalisierung neben der Reynoldszahl die molekulare Prandtlzahl auf, die das Verhältnis der Transportkoeffizienten von Impuls (kinematische Viskosität ν) und Wärmeenergie (Temperaturleitfähigkeit κ) im Medium darstellt:

$$\text{Pr} = \frac{\nu}{\kappa} \quad \text{mit} \quad \kappa = \frac{\lambda}{\rho c_p}. \quad (2.41)$$

Aus der dimensionslosen Impulsbilanz (2.39) geht hervor, dass sich das Geschwindigkeitsfeld der Strömung eines Fluids mit konstanten Stoffwerten ausschließlich in Abhängigkeit der Reynoldszahl ausbildet. Unter solchen Bedingungen unterscheidet sich der Impulstransport in Flüssigmetallen nach den Ähnlichkeitsgesetzen der Strömungslehre nicht von demjenigen in anderen newtonschen Fluiden (Zierep (1982)).

Demgegenüber geht in die Energiebilanz zusätzlich die Prandtlzahl ein, die für flüssige Metalle aufgrund ihrer hohen Wärmeleitfähigkeit sehr klein ist. Damit spielt der konduktive, molekulare Wärmetransport in Flüssigmetallen auch bei hohen Reynoldszahlen eine entscheidende Rolle und kann nicht gegenüber dem turbulenten Wärmetransport vernachlässigt werden. Diese maßgebliche Besonderheit turbulenter Flüssigmetallströmungen tritt also in Verbindung mit Wärmetransportphänomenen hervor (Grand und Vernier (1979)).

Aus dieser Tatsache ergeben sich Probleme beim Einsatz der Standardturbulenzmodelle für die Beschreibung des Wärmetransports in Fluiden mit kleiner Prandtlzahl (Carteciano und Grötzbach (2003)). Die gängigen Schließungsansätze (k- ϵ -Modell) gehen davon aus, dass der turbulente Transport der Reynoldsspannungen und der turbulenten Wärmeströme dem Gradienten der transportierten Größe proportional ist, und es wird in Analogie zu den molekularen Transportprozessen nach der Boussinesq Approximation definiert (Jischa (1982)):

$$\overline{u_i' u_j'} = \varepsilon_\tau \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} k \delta_{ij} \quad (2.42)$$

und

$$-\overline{u_i' T'} = \varepsilon_q \frac{\partial \bar{T}}{\partial x_i}. \quad (2.43)$$

Die Wirbelviskosität ε_τ (engl: eddy viscosity) und die Wirbeldiffusivität ε_q (engl: eddy diffusivity) sind keine Stoffgrößen, sondern hängen von der Turbulenzstruktur ab, d.h. sie sind im Allgemeinen ortsabhängig und von Strömung zu Strömung verschie-

den. Der Term k in Gleichung (2.42) bezeichnet die kinetische Energie der Normalspannungen der Turbulenz. Für die Berechnung des Wärmetransports wird dann die sog. Reynolds-Analogie zu Grunde gelegt, die die Ähnlichkeit des turbulenten Impuls- und Wärmetransports voraussetzt und die Wirbeldiffusivität ε_q mit der Wirbelviskosität ε_τ über die turbulente Prandtlzahl¹ Pr_t verknüpft:

$$\text{Pr}_t = \frac{\varepsilon_\tau}{\varepsilon_q}. \quad (2.44)$$

Die turbulente Prandtlzahl wird in den Standardturbulenzmodellen als konstant angenommen und zu $\text{Pr}_t=0,9$ gesetzt. Wie in der Literatur diskutiert wird, ist diese Annahme für Flüssigmetalle nicht richtig (Fuchs (1973), Jischa (1982), Kays (1994)). Zum einen ist die turbulente Prandtlzahl offensichtlich ortsabhängig, zum anderen werden für Flüssigmetalle Werte deutlich größer als Eins angegeben. Letzteres deckt sich mit der bereits oben getroffenen Aussage, dass aufgrund der hohen Wärmeleitfähigkeit der molekulare Wärmetransport gegenüber dem turbulenten nicht vernachlässigt werden kann. Demnach sind solche Modelle nicht in der Lage, den turbulenten Wärmetransport in Flüssigmetallen korrekt zu beschreiben.

Für die Entwicklung und Validierung von brauchbareren Turbulenzmodellen sind experimentelle Untersuchungen erforderlich, die eine geeignete Datenbasis liefern, um die notwendigen Modellkonstanten (wie die turbulente Prandtlzahl) festlegen oder die unbekannt Transportkorrelationen neu modellieren zu können. Unabdingbar in solchen Experimenten ist demnach die gleichzeitige Messung von Temperatur- und Geschwindigkeitsfeld zur Bestimmung der turbulenten Transportgrößen und Gradienten. Die Korrelation des turbulenten Wärmetransports $\overline{u'_i T'}$ kann dann aus der Reynoldsschen Energiebilanz (2.11) bzw. (2.40) gewonnen werden, indem die gemessenen Temperatur- und Geschwindigkeitsverteilungen eingesetzt werden. Viel versprechend erscheint die Möglichkeit zur Messung der Reynoldsspannungen $\overline{u'_i u'_j}$ mit Hilfe der Ultraschall Doppler Velocimetrie: Taishi et al. (2002) zeigen entsprechende Resultate mit Wasser in einer turbulenten Rohrströmung. Angesichts der erfolgreichen Applikation dieser Technik an einer Blei-Wismut Rohrströmung im Rahmen dieser Arbeit sind in diesem Bereich in Zukunft wesentliche Fortschritte zu erwarten.

¹ Die Turbulente Prandtlzahl Pr_t ist ein Modellparameter und nicht zu verwechseln mit der molekularen Prandtlzahl Pr , die eine Stoffgröße darstellt.

2.2 Messtechnik

Aus dem umfangreichen Gebiet der Messtechnik werden im Folgenden die für diese Arbeit relevanten Grundlagen in knapper Form dargestellt. Dabei liegt der Schwerpunkt auf der statistischen Verarbeitung und Analyse gewonnener Daten, da moderne Verfahren aufgrund stetig steigender Rechenleistung der verwendeten Computertechnik zunehmend Gebrauch davon machen. Da statistische Größen auch zur Beschreibung turbulenter Strömungen genutzt werden, wird der Unterschied zwischen der Statistik der Messdaten und der Statistik der turbulenten Strömung gesondert herausgestellt.

Dem Bereich der Messtechnik liegt die Deutsche Norm DIN1319 von 1995 zugrunde, in der die Begriffsdefinitionen und Verfahren zur Behandlung von Messunsicherheiten zusammengefasst sind. Für eine umfangreiche Einführung in die Messtechnik sei weiterhin das Buch von Profos und Preifer (1997) empfohlen.

2.2.1 Messkette und Übertragungsverhalten

Der Vorgang einer Messung reicht von der Erfassung einer physikalischen Größe durch einen Sensor bis zu ihrer Darstellung durch ein Anzeigegerät. Man unterscheidet dabei zwischen direkten und indirekten Messverfahren. Bei einer direkten Messung wird eine Basisgröße durch Vergleich mit einer Referenz ermittelt, z.B. eine Spannung mit einem Voltmeter. Der angezeigte Wert stellt damit direkt das Messergebnis dar.

Indirekte Messverfahren sind dadurch gekennzeichnet, dass der gesuchte Messwert auf andersartige physikalische Größen zurückgeführt und aus diesen unter Verwendung bekannter Zusammenhänge ermittelt wird. Bei einer indirekten Messung gehen zumeist mehrere Messwerte in ein Messergebnis ein, zwischen denen unterschieden werden muss. Alle in dieser Arbeit untersuchten Messtechniken basieren auf indirekten Messverfahren, die sich aus physikalischen Gesetzmäßigkeiten ergeben.

Von der Erfassung einer Größe bis zur Darstellung des Messergebnisses sind also funktionale Komponenten notwendig, die eine Konditionierung und Wandlung des Sensorsignals vornehmen und für die Abbildung der verwendeten Gesetzmäßigkeiten sorgen. Man bezeichnet den Zusammenschluss aller Komponenten einer Messeinrichtung als Messkette.

Jede Komponente einer Messkette verändert ihre Eingangsgröße; sie besitzt ein Übertragungsverhalten, welches als funktionaler Zusammenhang zwischen Ein- und Ausgangssignal dargestellt werden kann. Bei der Bestimmung zeitlich unabhängiger

Messwerte kann dieser Zusammenhang in Form einer algebraischen Beziehung angegeben werden. Bei der Messung zeitlich variabler Größen hingegen wird das Übertragungsverhalten durch eine Differentialgleichung beschrieben.

Die Kenntnis des Übertragungsverhaltens der gesamten Messkette ist eine Voraussetzung für den korrekten Einsatz einer Messtechnik. Insbesondere bei der Verarbeitung dynamischer Signale, wie z.B. den Fluktuationen einer turbulenten Strömung, müssen die Effekte der Messkette auf das Messergebnis verstanden werden, um Fehlinterpretationen zu vermeiden.

2.2.2 Messabweichungen

Jede Messung ist aufgrund nicht kontrollierter oder nicht kontrollierbarer Einflüsse auf das Messsystem fehlerbehaftet, d.h. dass das Messergebnis vom wahren Wert um den Messfehler abweicht. Nach DIN1319 ist der Gebrauch des Wortes ‚Fehler‘ in der Messtechnik nicht geeignet, da es den Eindruck von ‚Falsch‘ im Sinne des Verfahrens vermittelt. In dieser Arbeit sollen die Worte *Messfehler*, *Messunsicherheit* und *Messabweichung* gleichberechtigt verwendet werden, da von einem richtigen Einsatz der Techniken im physikalischen Sinn ausgegangen wird.

Abbildung 2.3 zeigt schematisch eine Messeinrichtung und die Einflüsse, die eine Messabweichung verursachen.

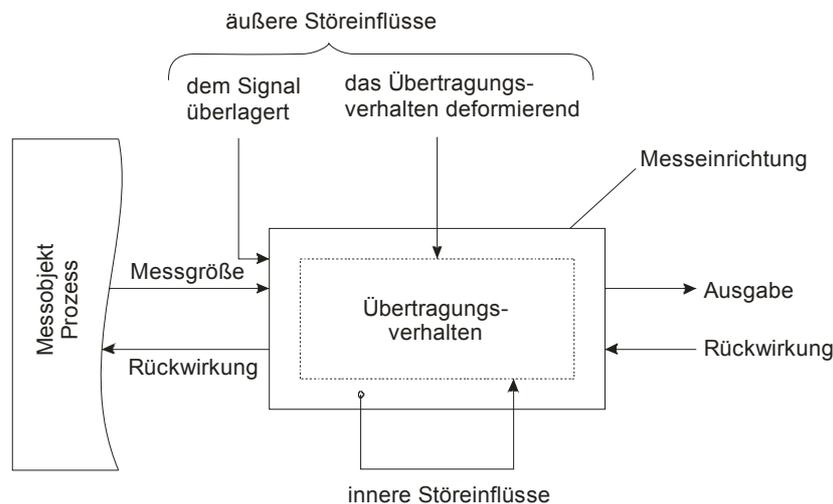


Abbildung 2.3: Schema eines Messsystems unter Störeinflüssen.

Schon bei der Erfassung der Messgröße durch den Sensor tritt eine Rückwirkung auf, die das Messobjekt beeinflusst. Bringt man z.B. für die Messung lokaler Strömungsgrößen eine Sonde in eine Strömung ein, so wird diese durch die Anwesenheit von

Sonde und Haltevorrichtung verändert, so dass u.U. nicht mehr das zu untersuchende Strömungsfeld vermessen werden kann. Die Rückwirkung einer Messeinrichtung auf das Messobjekt gewinnt zunehmend an Bedeutung, wenn die geometrischen Abmessungen des zu vermessenden Prozesses klein werden. Eine Rückwirkung des Empfängers bei der Ausgabe des Messergebnisses ist bei der heutigen digitalen Messtechnik nicht mehr gegeben.

Unter den inneren Störeinflüssen versteht man Effekte, die innerhalb der Messeinrichtung eine Messabweichung verursachen. In moderner computergestützter Messtechnik werden häufig innerhalb eines Messsystems komplexe Berechnungen durchgeführt, um zum Messergebnis zu gelangen. Dabei spielen Rundungsfehler die Rolle einer inneren Störung. Solche geräte-internen Einflüsse sind schwer zu quantifizieren. Sie werden durch Kalibrieren der Messeinrichtung kompensiert.

Äußere Störeinflüsse, die dem Signal überlagert sind, verursachen Messabweichungen, die unabhängig von der Größe des zu ermittelnden Messwerts sind. Eine durch ein magnetisches Wechselfeld in das Messsystem von außen induzierte Störspannung ist ein Beispiel für eine solche Störung. Für diese superponierenden Einflüsse lassen sich Korrekturen finden, die dann in die Messeinrichtung integriert werden können.

Im Gegensatz dazu erzeugen Einflüsse, die das Übertragungsverhalten deformieren, eine Abweichung, die abhängig vom ermittelten Messwert ist. Wird die Temperatur eines strömenden Fluids mit einem Eintauchthermometer gemessen, so ist die Strömungsgeschwindigkeit eine deformierende äußere Störung. Sie beeinflusst einerseits den Wärmeübergang zwischen Fluid und Sensor und ist daher mitbestimmend für die Trägheit der Messeinrichtung, d.h. der dynamischen Messabweichung. Andererseits entstehen durch den Staueffekt Temperaturänderungen in der Stauzone am Fühler und dadurch geschwindigkeitsabhängige, statische Messabweichungen.

Man unterscheidet zwischen zwei verschiedenen Arten von Abweichungen, den systematischen und den zufälligen Messabweichungen. Zur Definition der Begriffe wird Abbildung 2.4 herangezogen.

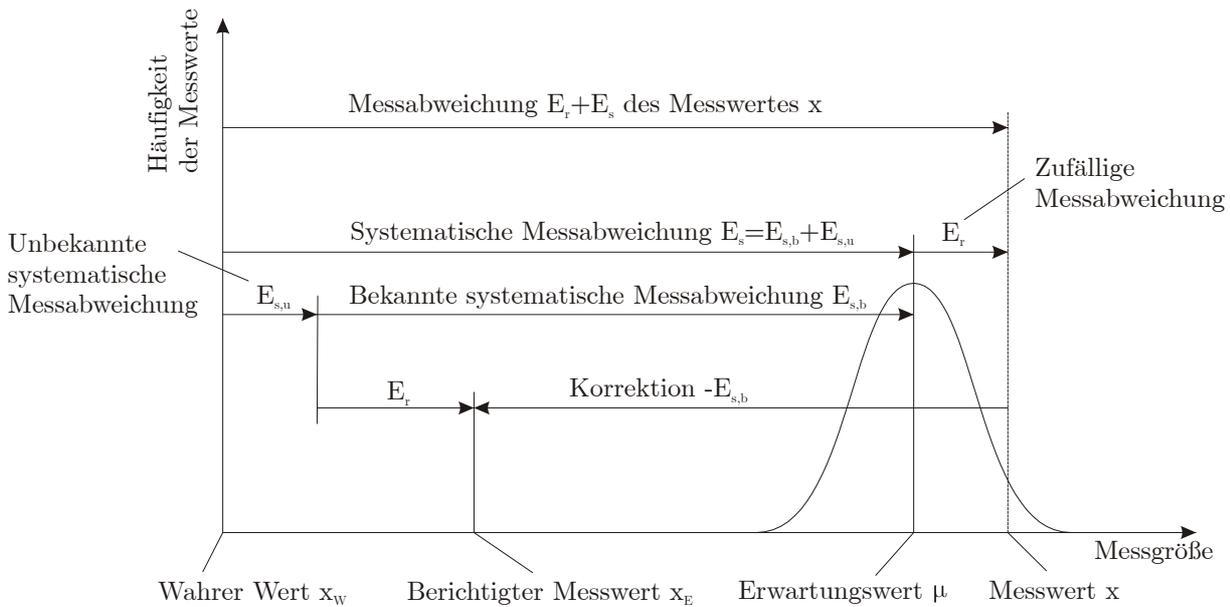


Abbildung 2.4: Skizze zur Erläuterung der Begriffe zur Messabweichung nach DIN 1319.

Unter gleichen Bedingungen aufgenommene Messwerte einer Größe gruppieren sich in Form einer Häufigkeitsverteilung um den Erwartungswert μ , der zu dieser Verteilung gehört. Wird der arithmetische Mittelwert von Messwerten gebildet, so ist dessen Abweichung vom Erwartungswert umso geringer, je größer die Anzahl der Messwerte ist. Der Erwartungswert weicht um die systematische Messabweichung E_s vom wahren Wert x_w der Messgröße ab. Der z.B. aus einer Kalibrierung bekannte Teil der systematischen Messabweichung $E_{s,b}$ kann mit umgekehrtem Vorzeichen als Korrektur auf den Messwert angewandt werden. Der eingezeichnete einzelne Messwert x wird durch die Korrektur zum berichtigten Messwert x_E und unterscheidet sich dann vom wahren Wert durch den unbekannt bleibenden Anteil der systematischen Abweichung und der zufälligen Messabweichung E_r . Einzelheiten zum praktischen Umgang mit Messfehlern und Unsicherheiten stellt Rabinowich (2000) ausführlich dar.

2.2.3 Statistische Methoden

Die zunächst völlig regellos erscheinenden Schwankungen der zufälligen Messabweichung können mit Hilfe statistischer Methoden quantifiziert werden. Bei den folgenden Ausführungen wird vorausgesetzt, dass die betrachteten Prozesse ergodisch sind, d.h. dass der Mittelwert aus einem Ensemble unabhängiger Messungen mit demjenigen einer kontinuierlich aufgezeichneten Zeitreihe identisch ist. Damit wird implizit unterstellt, dass es sich um stationäre Prozesse handelt. Weitere Einzelheiten zu den Themen statistischer Signalanalyse und Signaltheorie finden sich in den Büchern von Wolf (1999) und Bendat & Piersol (1971).

2.2.3.1 Verteilung und Wahrscheinlichkeitsdichte

Bei der mehrmaligen Messung einer Größe streuen die einzelnen Messungen aufgrund der zufälligen Messabweichung. Es ergibt sich eine Häufigkeitsverteilung der einzelnen Messergebnisse, die in Form eines Histogramms dargestellt werden kann. Geht die Anzahl der Messungen gegen Unendlich, so erhält man daraus die Wahrscheinlichkeitsdichte-Verteilung oder kurz Verteilungsdichte $p(x)$. Die Wahrscheinlichkeit, dass ein Messwert x im Intervall $x_1 < x \leq x_2$ auftritt, wird durch das Integral der Verteilungsdichte in diesem Intervall gegeben. Es ergibt sich die Wahrscheinlichkeitsfunktion bzw. Verteilungsfunktion $D(x)$. Die Verteilungsfunktion variiert für $-\infty < x \leq +\infty$ zwischen 0 und 1 und es gilt mit $D=1$ die allgemeine Bedingung, dass ein gemessener Wert innerhalb dieses Wertebereiches liegen muss.

Es existiert eine Vielzahl verschiedener Verteilungsfunktionen, von denen die Gaußverteilung jedoch eine Sonderstellung einnimmt, nicht nur weil sie den stochastischen Charakter vieler physikalischer Mechanismen (auch der Turbulenz) richtig darstellt, sondern auch, weil sich andere Verteilungsfunktionen auf Verknüpfungen mehrerer Gaußverteilungen zurückführen lassen. Ihre Verteilungsdichte ist definiert durch

$$p(x) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \cdot \exp\left(-\frac{(x-\mu)^2}{2\sigma^2}\right). \quad (2.45)$$

Für die Verteilungsfunktion folgt mit der Definition des so genannten Gaußschen Fehlerintegrals $\text{erf}(x)$, welches z.B. bei Bronstein (1993) graphisch oder tabellarisch ausgewertet vorliegt:

$$D(x) = \frac{1}{2} + \sigma\sqrt{\frac{\pi}{2}}\text{erf}\left(\frac{x-\mu}{\sigma\sqrt{2}}\right). \quad (2.46)$$

Neben dem Erwartungswert μ tritt als einziger weiterer Parameter die Standardabweichung σ auf.

2.2.3.2 Mittelwert, Varianz und Standardabweichung

Die in den Gleichungen (2.45) und (2.46) angegebenen Größen Erwartungswert μ und Standardabweichung σ sind theoretische Werte, die der sog. Grundgesamtheit angehören und erst durch die Auswertung unendlich vieler Messungen zu erhalten wären. Die aus endlich vielen Messwerten einer Stichprobe ermittelten Größen können also nur Schätzwerte darstellen, die ihrerseits mit einem statistischen Fehler behaftet sind.

Für den Erwartungswert, der definiert ist durch

$$\mu = \lim_{n \rightarrow \infty} \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i = \int_{-\infty}^{\infty} p(x) x dx, \quad (2.47)$$

wird als Schätzwert der Mittelwert der Stichprobe \bar{x} verwendet

$$\bar{x} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i. \quad (2.48)$$

Die Wurzel aus der Varianz ψ

$$\psi = \sigma^2 = \lim_{n \rightarrow \infty} \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (x_i - \mu)^2 = \int_{-\infty}^{\infty} p(x) x^2 dx \quad (2.49)$$

definiert die Standardabweichung σ . Für ihren Schätzwert wird die Streuung S benutzt:

$$S^2 = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2. \quad (2.50)$$

In Gleichung (2.50) wird nicht mehr durch die Anzahl n aller Messungen der Stichprobe dividiert, sondern durch $n-1$, denn durch die Verwendung des Mittelwerts geht ein Freiheitsgrad verloren. Für die in dieser Arbeit verwendeten Stichproben mit sehr hoher Anzahl von Messwerten lassen sich statistisch sehr gute Schätzwerte ermitteln. Die Unsicherheit des Mittelwerts (auch Standardfehler genannt) entspricht seiner Streuung:

$$S(\bar{x}) = \frac{S}{\sqrt{n}}. \quad (2.51)$$

Für die Auswertung von Daten aus turbulenten Strömungen spielen die vorgestellten Schätzwerte eine wichtige Rolle. Bei der Aufspaltung der fluktuierenden Strömungsgrößen nach Gleichung (2.2) erfolgt die Bestimmung des Mittelwerts aus den Messdaten nach Gleichung (2.48).

2.2.3.3 Fehlerfortpflanzung

Wird durch mathematische Methoden aus fehlerbehafteten Messwerten ein Messergebnis ermittelt, so gehen auch ihre Unsicherheiten in das Ergebnis ein. Für die sog. Fehlerfortpflanzung von systematischen Fehlern existiert folgender Zusammenhang:

$$E_{sy} = \sum_{i=1}^n \frac{\delta f}{\delta x_i} E_{sx_i}. \quad (2.52)$$

Dabei sind $E_{s_{x_i}}$ die systematischen Fehler der in die Rechnung eingehenden Größen x_i . Sie werden gewichtet durch die partielle Ableitung des verwendeten Zusammenhangs f und geben so an, wie stark sich der entsprechende Fehler im Endergebnis niederschlägt.

Für die Fortpflanzung zufälliger Fehler muss ihr Charakteristikum, die Standardabweichung bzw. ihr Schätzwert die Streuung, ähnlich (2.52), an das Endergebnis weitergegeben werden:

$$S_y = \sqrt{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\delta f}{\delta x_i} \sigma_{x_i} \right)^2}. \quad (2.53)$$

Gleichung (2.52) wird in der Auswertung genutzt, um den Einfluss systematischer Fehler auf die ausgewählten Messverfahren zu untersuchen.

2.2.3.4 Korrelationen

Mit Hilfe von Korrelationen werden statistische Abhängigkeiten zwischen Signalen quantifiziert. Man unterscheidet zwischen der Autokorrelation R_{xx} , die die Abhängigkeiten innerhalb einer Signalfunktion berücksichtigt, und der Kreuzkorrelation R_{xy} , die sich auf unterschiedliche Signale bezieht.

Die Korrelationsfunktionen sind definiert als

$$R_{xx}(\tau) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T x(t) x(t + \tau) dt \quad \text{und} \quad R_{xy}(\tau) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T x(t) y(t + \tau) dt. \quad (2.54)$$

Man bezeichnet

$$r_{xx}(\tau) = \frac{R_{xx}(\tau)}{R_{xx}(0)} = \frac{R_{xx}(\tau)}{\psi_x^2} \quad \text{und} \quad r_{xy}(\tau) = \frac{R_{xy}(\tau)}{\sqrt{R_{xx}(0) R_{yy}(0)}} = \frac{R_{xy}(\tau)}{\psi_x \psi_y} \quad (2.55)$$

als normierte Korrelationsfunktionen, die nur Werte zwischen -1 und 1 annehmen. In den Gleichungen (2.55) erkennt man, dass die Autokorrelation an der Stelle Null dem mittleren Fehlerquadrat der Signalfunktion entspricht, d.h. dem Quadrat des RMS-Werts. Der Wert des Nenners ist also ein Maß für die mittlere Leistung des Prozesses. Durch die zeitliche Integration (Mittelung) in Gleichung (2.54) geht in den Korrelationsfunktionen die Phaseninformation des Signals verloren.

In der Messtechnik spielt die Kreuzkorrelation eine wichtige Rolle für viele Verfahren. Vor allem bei der Bestimmung von Laufzeiten sind Korrelationsverfahren weit verbreitet, auch bei Techniken, die im Rahmen dieser Arbeit diskutiert werden.

2.2.3.5 Lineare Regression

Die gemessenen Werte einer Größe sind im Allgemeinen von Parametern abhängig, die den zu vermessenden Prozess definieren. Mit Hilfe der linearen Regression werden diese Abhängigkeiten auf ihre Linearität geprüft.

Für Messpunkte y_i der abhängigen Variablen Y und x_i der unabhängigen Variablen X kann mit Hilfe der Methode der kleinsten Fehlerquadrate (engl: least chi-square fit) diejenige Regressions- oder Ausgleichsgerade gefunden werden, die ihren Zusammenhang am besten wiedergibt. Für sie muss die Geradengleichung gelten:

$$y_i = m \cdot x_i + b. \quad (2.56)$$

Für den y-Achsenabschnitt b gilt

$$b = \bar{y} - m \cdot \bar{x}, \quad (2.57)$$

wobei \bar{y} bzw. \bar{x} die Mittelwerte der Messreihen nach Gleichung (2.48) sind. Die Steigung m wird Regressionskoeffizient genannt und berechnet sich nach:

$$m = \frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})(y_i - \bar{y})}{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2}. \quad (2.58)$$

Als Maß dafür, wie ausgeprägt der funktionale Zusammenhang zwischen der abhängigen und der unabhängigen Variable ist, wird der lineare Korrelationskoeffizient R definiert:

$$R = \frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})(y_i - \bar{y})}{\sqrt{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2 \sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2}}. \quad (2.59)$$

Er wird meist als Bestimmtheitsmaß R^2 der Regression angegeben und nimmt dann Werte zwischen 0 und 1 an. Für einen Wert von Null ist keinerlei statistische Abhängigkeit vorhanden, bei $R^2=1$ liegen die Wertepaare (x_i, y_i) exakt auf einer Geraden. Eine Angabe in Prozent ist ebenfalls üblich ($R^2=1 \equiv 100\%$).

2.2.3.6 Spektren der Amplitudendichte und Leistungsdichte

Die spektralen Dichtefunktionen eines Signals beschreiben seinen Frequenzinhalt, d.h. die Verteilung der Signalleistung auf das Frequenzspektrum. Zur Analyse eines Signals im Frequenzraum dient die Fourier-Transformation.

Die Fourier-Transformation des Signals selbst führt auf die spektrale Amplitudendichte, definiert durch

$$x^d(f) = \int_{-\infty}^{+\infty} x(t) e^{-i2\pi f t} dt. \quad (2.60)$$

Die Transformation der Autokorrelationsfunktion nach Gleichung (2.54) führt zur spektralen Leistungsdichte S_{xx} , auch Leistungsdichtespektrum oder kurz Leistungsdichte genannt:

$$S_{xx}(f) = \int_{-\infty}^{+\infty} R_{xx}(\tau) e^{-i2\pi f \tau} d\tau. \quad (2.61)$$

Durch Rücktransformation ergibt sich damit wieder für die Autokorrelationsfunktion:

$$R_{xx}(\tau) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} S_{xx}(f) e^{i2\pi f \tau} df. \quad (2.62)$$

Die beiden Beziehungen (2.61) und (2.62) werden als Wiener-Khintchie-Relationen bezeichnet. Sie zeigen, dass die Darstellung der Signale im Zeitbereich und im Frequenzraum gleichberechtigt ist und kein Informationsverlust bei der Transformation auftritt.

Für die Messtechnik ist die Frequenzanalyse ein wichtiges Hilfsmittel, um charakteristische Eigenschaften von Signalen identifizieren und verarbeiten zu können, die in der Zeitdarstellung nicht erkennbar sind. Insbesondere dient das Leistungsdichtespektrum zur Ermittlung der Energieverteilung in periodischen Signalen, die als Informationsträger dienen. Die Ultraschalltechnik bedient sich in hohem Maße dieser Verarbeitungstechniken, wie später gezeigt wird. Details zur Berechnung der Fourier-Transformation durch den FFT-Algorithmus (Fast Fourier Transformation) und die Verwendung von Windowfunktionen können Cerna und Harvey (2000) oder Bendat & Piersol (1971) entnommen werden.

3 Strömungsmesstechnik in Flüssigmetallen

Nicht nur für die Entwicklung und den Betrieb von flüssigmetallgekühlten, kerntechnischen Anlagen ist Strömungsmesstechnik wichtig. Auch zur Optimierung von Verfahren und Anlagen für metallurgische Prozesse wie Schmelzen, Affinieren oder Gießen von flüssigen Metallen ist die Kenntnis von Strömungsgrößen wesentlich. Unabhängig vom Einsatzgebiet, Metallurgie oder Thermohydraulik muss die eingesetzte Messtechnik den feindlichen Umgebungsbedingungen in flüssigen Metallen standhalten und folgenden Eigenschaften des Mediums Rechnung tragen:

- Undurchsichtigkeit,
- Hohe Temperatur,
- Korrosivität,
- Elektrische Leitfähigkeit.

Bei der Verwendung eines Schwermetalls wie Quecksilber oder Blei-Wismut muss dessen hohe Dichte ebenfalls als problematisch angesehen werden. Auch wenn auf dem Gebiet der Strömungsmesstechnik, nicht zuletzt durch die Forschung an schnellen natriumgekühlten Reaktoren und im Bereich der Kernfusion, in den vergangenen Jahrzehnten große Anstrengungen unternommen wurden, sind die Möglichkeiten nach wie vor äußerst begrenzt. Nach einem generellen Überblick wird im Folgenden der Stand der Technik für die Erfassung von Volumenstrom und lokalen Geschwindigkeitsfeldern in flüssigen Metallen dargestellt.

3.1 Überblick

Eine ausführliche Beschreibung klassischer Verfahren zur Erfassung von Strömungsgrößen findet sich in der Literatur bei Van den Braembussche (2001) und Goldstein (1983). Aufgrund der Lichtundurchlässigkeit von Flüssigmetallen müssen jedoch von vornherein sämtliche optischen Methoden ausgeschlossen werden. Dazu zählen die Laser Doppler Anemometrie (LDA) und Particle Image Velocimetry (PIV) ebenso wie sämtliche optischen Visualisierungsverfahren, die aus dem Windkanal oder von ihrem Einsatz an Wassermodellen bekannt sind: Rauchfahnen, Farbfäden, Laser-Lichtschnitt, Shadowgraph oder Schlierentechnik, um nur einige zu nennen.

Der fehlende visuelle Zugang zum Strömungsfeld erschwert die experimentelle Arbeit mit Flüssigmetallen erheblich. Die qualitativen, visuellen Informationen über das

Geschwindigkeitsfeld bilden eine wichtige Interpretationsgrundlage für die quantitative Auswertung thermohydraulischer Messdaten. Die Entwicklung einer Technik mit visualisierenden Eigenschaften für Flüssigmetallströmungen ist also wünschenswert. Wie sehr, das zeigen Takenaka et al. (1996), die sogar Neutronenradiographie nutzen, um das Geschwindigkeitsfeld in flüssigen Blei-Wismut sichtbar zu machen. Dazu geben sie Partikel aus einer Gold-Cadmium Legierung in das Flüssigmetall, an denen die Neutronen streuen, und verwenden Bildverarbeitungsverfahren (PIV) zur Berechnung des Vektorfeldes. Ebenso existieren Röntgen Tomographie Verfahren, die jedoch bei der Verwendung von Blei oder Blei-Wismut als Fluid enorme Energien aufbringen müssen, um die sonst zu Abschirmungszwecken verwendeten Metalle zu durchstrahlen. Diese Verfahren sind aufgrund der notwendigen radiologischen Installationen sicher nur in Einzelfällen einsetzbar, dennoch belegen sie eindrucksvoll die Notwendigkeit für die Entwicklung von Strömungsmesstechniken.

Eine besondere Schwierigkeit ergibt sich bei der Kalibrierung von Messsystemen für den Einsatz in Flüssigmetallen. Um eine adäquate Genauigkeit zu erhalten, ist ein Vergleich der Messwerte mit einem Normal unter den zukünftigen Einsatzbedingungen notwendig. Das ist für Flüssigmetallanwendungen jedoch selten möglich. Stattdessen kann eine Kalibrierung mit einem Modellfluid unter Berücksichtigung von Ähnlichkeitsbeziehungen durchgeführt werden, wobei jedoch Unsicherheiten bezüglich der Übertragbarkeit bestehen bleiben. Eine bessere Methode ist die Etablierung eines Messnormals direkt im Prozess mit dem die Daten des Prüflings während des Betriebs abgeglichen werden können, man spricht von „in situ“-Kalibrierung. Möglich ist das durch ein physikalisches Messprinzip, welches auf wenigen *kontrollierbaren* Einflussgrößen beruht. Kennt man diese Größen genügen genau, so ist damit die Konstruktion eines Normals möglich.

3.2 Volumenstrom

Im vorangegangenen Kapitel wurde bereits die industrielle Bedeutung der Volumestrommessung deutlich. Daher kann hier auf umfangreiche Literatur zurückgegriffen werden. Neben der DIN EN24006 zur „Durchflussmessung von Fluiden in geschlossenen Leitungen“ wird hier das Buch von Bonfig (2002), in dem auch umfangreiche, weiterführende Literatur aufgeführt ist, als Referenz verwendet. Die vorgestellten Verfahren werden jeweils im Hinblick auf ihren Einsatz in flüssigem Metall betrachtet.

3.2.1 Volumetrische Messverfahren

Zu den volumetrischen Messverfahren gehören Kolben- und Turbinenzähler, die durch ihre Verwendung bei der Bestimmung des Verbrauchs von Wasser und Gas in Haushalten weit verbreitet sind. Die Kolbenzähler können sogleich ausgeschlossen werden, da sie für den Einsatz in kontinuierlich betriebenen Kreisläufen ungeeignet sind, denn sie verursachen durch ihre Arbeitsweise eine Schwankung des Volumenstroms, der nicht akzeptabel ist.

In einem Turbinenzähler ist das Messelement ein axial gelagerter Rotor, der durch die Kraft, die die Strömung auf die Rotorblätter ausübt, in Drehung versetzt wird. Die Rotation des Laufrades wird von einer Spule, die als Aufnehmer am Gehäuse in unmittelbarer Nähe der innen vorbeistreichenden Rotorblätter installiert ist, in Form von elektrischen Impulsen registriert. Die so erfasste Rotationsfrequenz ist proportional zum Volumenstrom.

In der Praxis führen Lagerreibung, nichtlineare Beziehungen zwischen Strömungsprofil, Viskosität, Verwirbelungen und Durchfluss im Gerät zu einer nur über einen begrenzten Messbereich linearen Kennlinie. Diese Einflüsse werden durch verbesserte Lagermaterialien und integrierte Strömungsgleichrichter teilweise kompensiert und bei der Kalibrierung des Turbinenzählers durch den Hersteller berücksichtigt. Turbinenzähler, wie in Abbildung 3.1 gezeigt, sind für diverse Rohrdurchmesser kommerziell erhältlich (Natec Schultheiß (1999)). Sie werden für die Durchflussmessung von Gasen und turbulent strömenden, niederviskosen Flüssigkeiten eingesetzt und zeichnen sich durch eine hohe Messgenauigkeit aus.

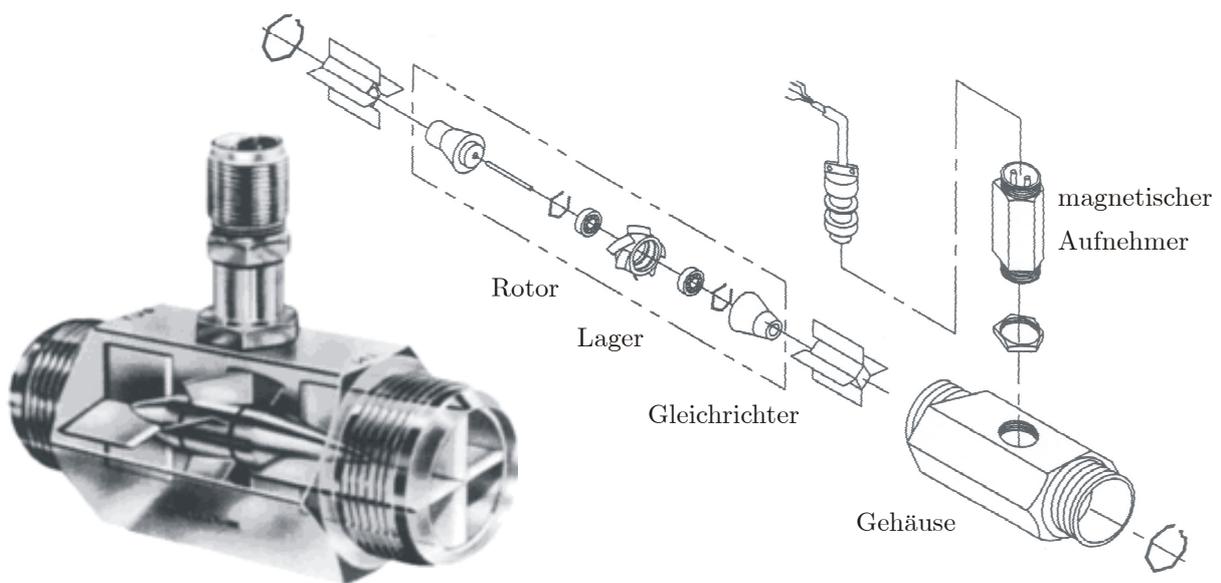


Abbildung 3.1: Turbinenzähler von Natec Schultheiß (1999).

Für den Einsatz in Flüssigmetallen stellt sich die Frage nach der Materialkompatibilität. Flügelrad und Lager müssen den korrosiven Bedingungen und hohen Temperaturen des Fluids standhalten. Gegen Schwebeteilchen sind Turbinenzähler aufgrund ihres relativ großen freien Strömungsquerschnitts unempfindlich. Setzt man jedoch Schwermetalle als Fluid ein, so sammeln sich eventuelle Verunreinigungen an der oberen Rohrwand, da ihre Dichte im Vergleich zur der des Fluids meist klein ist. Damit läuft man Gefahr, den engen Raum zwischen Turbinenflügeln und Rohrwand zu verstopfen, was ebenso wie ein Lagerschaden den Stillstand und damit den Defekt der Turbine zur Folge hat.

Ein entscheidender Vorteil der volumetrischen Messverfahren ist jedoch die Möglichkeit, sie als Messnormal einzusetzen, da ihr mechanisches Messprinzip von wenigen gut bekannten Größen abhängt. Daher wurde eine Messturbine für die Qualifikation in Blei-Wismut ausgewählt.

3.2.2 Wirkdruckverfahren

Die Bestimmung des Volumenstroms anhand des Druckverlusts bei der Durchströmung einer Rohrleitungsverengung wird als Wirkdruckverfahren bezeichnet. Die Verwendung von Blenden, Düsen und Venturirohren ist weit verbreitet in der Verfahrenstechnik, so dass umfangreiche nationale und internationale Normen für deren Gebrauch existieren.

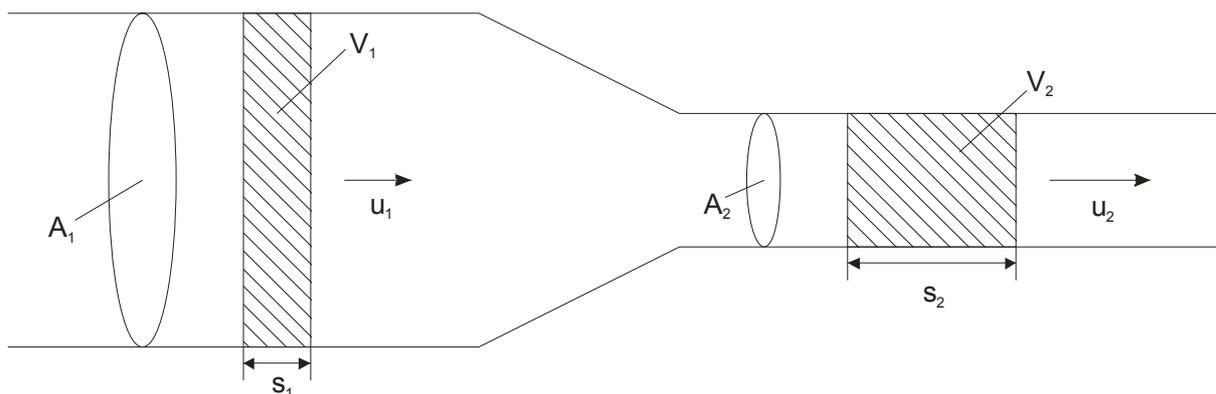


Abbildung 3.2: Prinzip des Wirkdruckverfahrens frei nach Bonfig (2002).

Betrachtet man ein Fluidvolumenelement bei der Durchströmung einer sich verengenden Rohrleitung (Abbildung 3.2), so ergibt sich aus der Kontinuitätsgleichung:

$$A_1 \cdot s_1 = A_2 \cdot s_2 \quad \text{bzw.} \quad \frac{u_1}{u_2} = \frac{A_2}{A_1}. \quad (3.1)$$

Hier bezeichnet u_i die jeweils mittlere Strömungsgeschwindigkeit über dem Querschnitt A_i . Durch Anwendung der Energieerhaltung erhält man die Bernoulli-Gleichung:

$$\frac{1}{2} \rho u_1^2 + p_1 = \frac{1}{2} \rho u_2^2 + p_2 = \text{const.} \quad (3.2)$$

Ein Einsetzen der Gleichung (3.1) in (3.2) führt mit $\Delta p = p_2 - p_1$, dem gemessenen Wirkdruck, auf die mittlere Strömungsgeschwindigkeit vor der Rohrverengung. Es ergibt sich:

$$u_1 = \sqrt{\frac{2\Delta p}{\rho \left(\frac{A_1^2}{A_2^2} - 1 \right)}}. \quad (3.3)$$

Es existieren diverse Geräte, die dieses Messprinzip auf unterschiedliche Weise realisieren. Neben Messungen an den schon genannten Blenden und Düsen sind auch Einrichtungen an Rohrbögen oder sogar geraden Leitungsstücken möglich. Der erzeugte Wirkdruck ist dort im Vergleich nicht sehr hoch, doch überwiegen die Vorteile ungestörter Strömung und niedrigen Druckverlusts.

Bevor Wirkdruckverfahren in flüssigen Metallen eingesetzt werden können, muss eine technische Lösung für die Druckmessung gefunden werden. Die wesentlichen Probleme sind hier die hohe Temperatur und die Korrosivität des Mediums, mit dem der Druckaufnehmer in Kontakt stehen muss. Auf dem Markt erhältliche kapazitive und piezoelektrische Sensoren können angesichts ihrer Spezifikationen nicht ohne weiteres im Flüssigmetall eingesetzt werden. Durch die Verwendung von Schutzmembranen aus kompatiblen Material und Sekundärfluiden zur Entkopplung der Temperatur können diese Einschränkungen jedoch teilweise überwunden werden. Eine solche Druckmesstechnik für Kreisläufe, die mit NaK und InGaSn betrieben wurden, ist bei Barleon et al. (1996) dokumentiert.

Ist das Problem der Druckmessung gelöst, bieten Messverfahren auf Wirkdruckbasis eine verlässliche und genaue Möglichkeit zur Bestimmung des Volumenstroms. Aufgrund der weiten Verbreitung in industriellen Anwendungen kann auf Normen und Dokumentationen zurückgegriffen werden, die eine theoretische Bestimmung gesicherter Fehlergrenzen für entsprechende Geräte bei Kalibration mit einem Modellfluid oder sogar gänzlich ohne Kalibration zulassen. Somit steht auch hier je

nach gerätetechnischer Ausführung ein nahezu absolutes Messverfahren zur Verfügung.

3.2.3 Magnetisch Induktive Verfahren

Nach dem Faradayschen Gesetz induziert ein elektrisch leitfähiges Fluid, das senkrecht zu seiner Flussrichtung von einem Magnetfeld durchsetzt wird, ein elektrisches Feld. Dieses ist der mittleren Strömungsgeschwindigkeit proportional und kann von diametral an der Rohrwand, senkrecht zu Feld und Strömungsrichtung angeordneten Elektroden abgegriffen werden. Eine ausführliche Zusammenstellung der theoretischen Konzepte zur elektromagnetischen Strömungsmessung bietet das Standardwerk von Shercliff (1962).

Ausgehend von den Maxwellgleichungen ergibt sich eine Poissongleichung für den elektromagnetischen Durchflussmesser zu,

$$\nabla^2\phi = \operatorname{div}(\mathbf{u} \times \mathbf{B}), \quad (3.4)$$

mit dem elektrischen Potential ϕ und den vektoriellen Größen Geschwindigkeit \mathbf{u} und Magnetfeld \mathbf{B} . Die partiellen Differentialgleichungen (3.4) lassen sich allgemein nicht lösen. Man kann jedoch für den betrachteten Rohrquerschnitt unter Einbeziehung der Randbedingungen (hier Punktelektroden) mit Hilfe der Greenschen Funktion eine Umformung durchführen und eine Lösung für das betrachtete Gebiet angeben. Für die Elektrodenspannung, die sich aus der elektrischen Potentialdifferenz $\Delta\phi$ ergibt, erhält man unter Einführung des Wichtungsvektors \mathbf{W} , der den Einfluss einzelner Volumenelemente auf die Bildung der messbaren Nutzspannung angibt,

$$\Delta\phi = \int_{x,y,z} \mathbf{W}(\mathbf{u} \times \mathbf{B}) dx dy dz. \quad (3.5)$$

Für ein rotationssymmetrisches Strömungsprofil und ein unendlich langes, homogenes Magnetfeld erhält man daraus die einfache Beziehung

$$\Delta\phi = c \cdot u_m B d, \quad (3.6)$$

die den linearen Zusammenhang zwischen gemessener Spannung $\Delta\phi$ und der mittleren Strömungsgeschwindigkeit u_m in Abhängigkeit der mittleren magnetischen Feldstärke B und des Rohrdurchmessers d angibt. Der in Gleichung (3.5) eingeführte Wichtungsvektor wurde von Shercliff (1962) für einen unendlich langen, homogenen Durchflussmesser (2D Problem) ausgewertet.

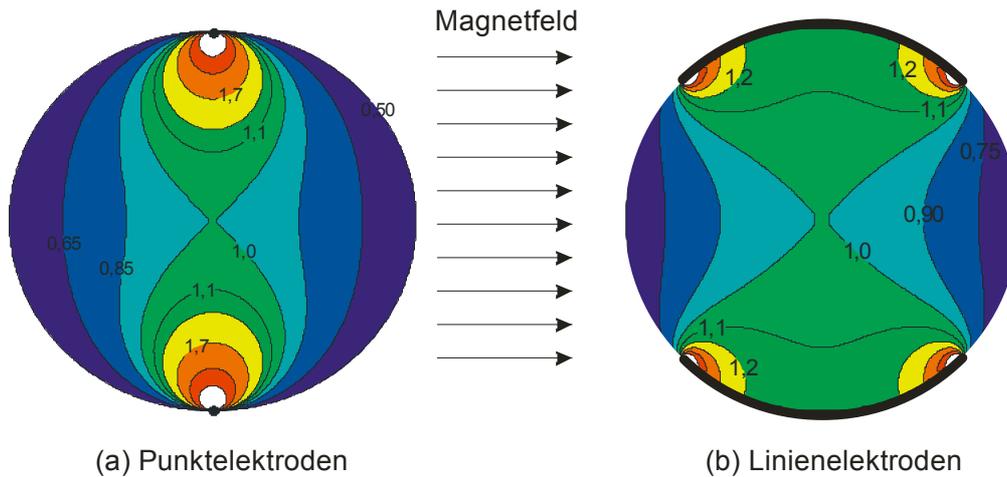


Abbildung 3.3: Wichtungsfunktionen nach Shercliff (1962) für (a) Punktelektroden und (b) Linienelektroden.

Anhand der in Abbildung 3.3 gezeigten Wertigkeitsverteilung können Rückschlüsse auf den Einfluss unsymmetrischer Strömungsprofile auf die Messunsicherheit eines elektromagnetischen Durchflussmessers gezogen werden. Bei der Verwendung von Punktelektroden erwartet man aufgrund der höheren Gradienten im Wichtungsfeld eine höhere Messabweichung als bei Linienelektroden. In der Praxis kann das zwar beobachtet werden, doch sind diese Abweichungen generell klein gegenüber dem Messsignal, üblicherweise weniger als 1% (Bonfig (2002)). Anders verhält es sich, wenn man Ablagerungen an den Elektroden betrachtet. Eine Ansammlung von Verunreinigungen an einer Punktelektrode kann zu einer deutlichen Änderung der Nutzspannung führen und sogar die Linearität des Durchflussmessers stören, so dass Gleichung (3.6) nicht mehr gilt und die Messeinrichtung unbrauchbar wird.

Die Elektroden bzw. die Rohrwand und das Fluid bilden zudem galvanische Elemente, deren Spannung von Temperatur, Durchfluss, Druck und chemischer Eigenschaft des Fluids, sowie Oberflächenbeschaffenheit der Rohrwand abhängt. Diese Spannung zwischen Rohrwand und Medium ist daher in der Praxis an beiden Elektroden unterschiedlich und führt zu einer elektrochemischen Störgleichspannung. Wegen der vielen Größen, die diese Störung beeinflussen, ist sie theoretisch nicht zu ermitteln und muss durch eine Kalibrierung der Messeinrichtung kompensiert werden. Ändern sich jedoch während des Betriebs diese Einflussgrößen, was im Allgemeinen der Fall ist, so muss dies erkannt und erneut kalibriert werden.

Eine andere Möglichkeit, die Störgleichspannung vom Nutzsignal zu trennen, ist die Verwendung von elektromagnetischen Wechselfeldern, so dass das Nutzsignal als Wechselspannung vorliegt und vom Gleichspannungsanteil getrennt werden kann. Denkt man dieses Konzept weiter, so kann auch auf die Elektroden verzichtet werden und das Nutzsignal induktiv abgenommen werden. Dazu wurde das Prinzip des elektromagnetischen Frequenzdurchflussmessers (EMFM) entwickelt, welches in Abbildung 3.4 illustriert ist. Der Aufbau orientiert sich am Patent von Lehde und Lang (1948).

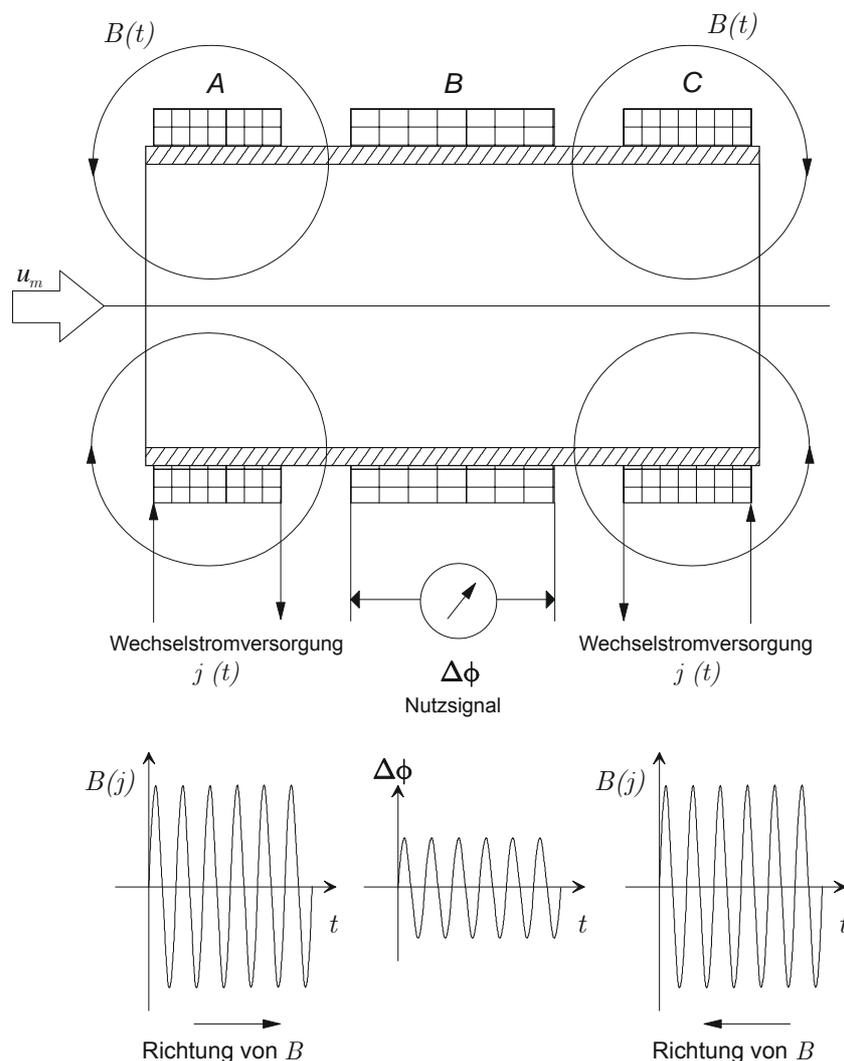


Abbildung 3.4: Prinzip des elektromagnetischen Frequenzdurchflussmessers nach Lehde und Lang (1948).

Die beiden Spulen A und C erzeugen, angetrieben durch eine Wechselstromversorgung, einander entgegengesetzte, elektromagnetische Wechselfelder. Steht das Fluid im Rohr still, so heben sich diese symmetrischen Felder an der Position der Messspule B auf. Sobald sich jedoch das Medium bewegt, wird das Feld stromabwärts defor-

miert, und Empfängerspule B erfasst ein Nutzsignal. Der RMS Wert dieses Nutzsigs- nals ist proportional zur magnetischen Reynoldszahl Re_m der Strömung:

$$Re_m = \mu_0 \sigma(T) u_m d, \quad (3.7)$$

mit der magnetischen Permeabilität des Vakuums $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7} \text{Vs}/(\text{Am})$, der temperaturabhängigen, spezifischen elektrischen Leitfähigkeit des Fluids σ , der mittleren Strömungsgeschwindigkeit u_m und dem Rohrdurchmesser d . Bei konstanter Temperatur ist der RMS Wert des Signals $\Delta\phi$ also proportional zur mittleren Geschwindigkeit und damit zum Volumenstrom. Die Flussrichtung kann anhand des Vorzeichens des RMS Wertes erkannt werden.

Der Aufbau eines solchen elektromagnetischen Frequenzdurchflussmessers ist sehr anspruchsvoll. Zum einen muss auf eine genaue Fertigung der Senderspulen geachtet werden, da sich ihre Felder bei stehendem Fluid exakt aufheben sollen. Das ist jedoch kaum zu realisieren und schlägt sich in einem Offset des Nutzsignals nieder. Zum anderen stellt sich die Frage nach der Windungszahl der Empfängerspule. Eine hohe Windungszahl ermöglicht die Erfassung auch kleinster Durchflussmengen, erhöht aber das Risiko der Aufnahme von Streufeldern, das sog. „pick-up“. In einer Betriebsumgebung sind Streufelder, die von Geräten wie Gebläsen, Pumpen oder Computerkomponenten herrühren, nicht vollständig zu unterdrücken, so dass ihr Effekt nur durch Abschirmung minimiert werden kann. Eine Signalanalyse, z.B. durch Bandpassfilter, ist daraufhin nötig, um das Nutzsignal zu identifizieren.

Einschränkungen ergeben sich auch für die Frequenz des verwendeten Wechselfelds. Für niedrige Frequenzen werden die pick-up Effekte auf ein Minimum reduziert und die Identifikation des Nutzsignals erleichtert, doch sollten Vielfache der Netzfrequenz vermieden werden, um das Entstehen von Oberschwingungen in der Empfängerspule zu vermeiden. Eine obere Grenze für die Frequenz ist durch das Auftreten des Skin-Effekts bei gut leitfähigen Fluiden und von Verschiebestromen bei schlechterer Leitfähigkeit des Mediums gegeben. Mathematisch ausgedrückt muss für die Frequenz $\omega = 2\pi f$ gelten:

$$\omega d^2 \mu \sigma \ll 1 \quad \text{und} \quad \frac{\omega \varepsilon \varepsilon_0}{\sigma} \ll 1 \quad (3.8)$$

mit der Dielektrizität des Fluids ε , der elektrischen Feldkonstante ε_0 .

Beim Einsatz dieses Verfahren in Flüssigmetallen bzw. gut leitfähigen Fluiden allgemein muss darauf geachtet werden, dass keine MHD Effekte auftreten. Die magnetische Reynoldszahl nach Gleichung (3.7) muss kleiner als Eins sein, damit keine Selbstinduktionseffekte die Linearität stören. Zudem darf das generierte

Magnetfeld $B(t)$ nicht so stark sein, dass es das Strömungsprofil beeinflusst. Dieser Effekt wird durch die Hartmannzahl, die das Verhältnis von elektromagnetischen zu viskosen Kräften beschreibt, und den sog. Interaktionsparameter, die Stewardzahl, charakterisiert. Beide lassen sich nach Gleichung (3.9) berechnen und müssen nach Shercliff (1962) ebenfalls über den gesamten Arbeitsbereich des Durchflussmessers kleiner als Eins sein.

$$Ha = d \cdot B_{\max} \sqrt{\frac{\sigma}{\rho \cdot \nu}} \quad \text{und} \quad St = \frac{d \cdot \sigma \cdot B_{\max}^2}{\rho \cdot u_m}, \quad (3.9)$$

wobei ρ die Dichte des Fluids, B_{\max} die maximale Induktion und ν die kinematische Viskosität des Mediums sind.

Flüssige Metalle sind aufgrund ihrer hohen elektrischen Leitfähigkeit für den Einsatz von elektromagnetischer Strömungsmesstechnik prädestiniert. Dementsprechend hat sich diese Technik als Standard für die Volumenstrommessung von Flüssigmetallen in Rohrleitungen etabliert. Permanentmagnetische Natriumdurchflussmeseinrichtungen für Kernkraftwerke wurden von Siemens entwickelt und in diversen Anlagen eingesetzt, u.a. in dem Kompakt Natriumgekühlten Kernkraftwerk (KNK) des Forschungszentrum Karlsruhe (Dorff und Hans (1974)). Hier stehen also diverse Geräte und Erfahrungen zur Verfügung. Problematisch ist jedoch die oben erwähnte Notwendigkeit zur wiederholten Kalibrierung unter Betriebsbedingungen. Daher müssen magnetisch induktive Durchflussmesssysteme in Flüssigmetallen immer in Kombination mit einer weiteren, absoluten Messtechnik installiert werden.

Weitere Beispiele für den Einsatz magnetisch induktiver Messverfahren in Flüssigmetallen findet man bei Cha et al. (2003), die Zweiphasenströmungen von Natrium mit Stickstoff untersuchen, und Eckert et al. (2003a), die mittels inverser Rekonstruktionsmethoden dreidimensionale Strömungsstrukturen darstellen.

Die Vorteile dieser Technik,

- berührungslose Messung,
- Erfassung kleinster Durchflüsse,
- keine Einbauten in der Rohrleitung und damit
- keinerlei Druckverlust,

machen sie auch für andere leitfähige Medien interessant. Wichtige Einsatzgebiete sind die Nahrungsmittel- und Getränkeindustrie, sowie die Chemische Industrie (Säuren) und die Aufbereitungstechnik (Erz-Wasser-Gemische).

3.2.4 Ultraschall Laufzeitverfahren

Die Ausbreitungsgeschwindigkeit von Schallwellen in bewegten Fluiden ändert sich mit der Strömungsgeschwindigkeit des Übertragungsmediums. Es werde, wie in Abbildung 3.5 gezeigt, eine Ultraschallwelle unter einem Winkel α zur Strömungsrichtung von einem Sender A zu einem Empfänger B durch ein Fluid geschickt (Gaetke (1991), Millner (1987)).

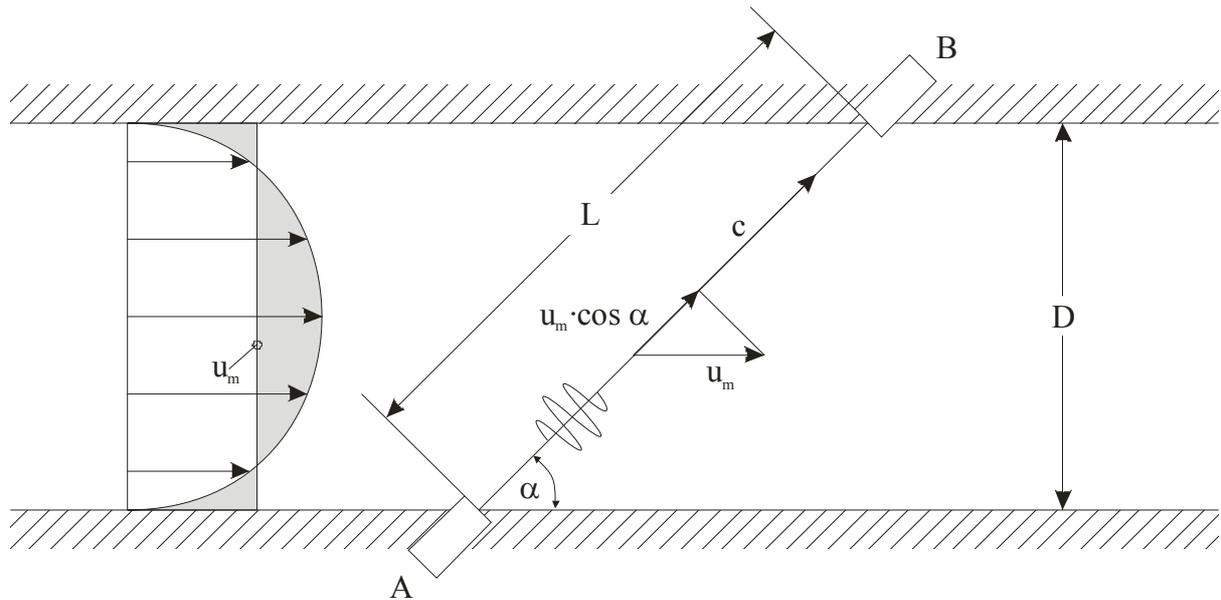


Abbildung 3.5: Prinzip der Ultraschall Laufzeitmessung frei nach Gaetke (1991).

Bei ruhendem Fluid wandert dieses Signal mit der Schallgeschwindigkeit c von A nach B, woraus sich seine Laufzeit zu $t_0 = L/c$ ergibt. Strömt jedoch das Medium mit der mittleren Geschwindigkeit u_m , so wird das Signal um den Anteil der Projektion dieser Geschwindigkeit auf die Messstrecke beschleunigt. Dementsprechend wird ein Signal auf dem Weg von B nach A um den gleichen Betrag verlangsamt. Man berechnet damit die Laufzeiten der Signale zu

$$t_{AB} = \frac{L}{c + u_m \cos \alpha} \quad \text{und} \quad t_{BA} = \frac{L}{c - u_m \cos \alpha}. \quad (3.10)$$

Durch Umformung erhält man einen Ausdruck für die mittlere Strömungsgeschwindigkeit:

$$u_m = \frac{L}{2 \cos \alpha} \left(\frac{1}{t_{AB}} - \frac{1}{t_{BA}} \right). \quad (3.11)$$

In der Praxis wird meist direkt die Laufzeitdifferenz $\Delta t = t_{AB} - t_{BA}$ bestimmt und unter der Voraussetzung $\left(\frac{u_m}{c}\right)^2 \ll 1$ gilt

$$u_m = \frac{c^2}{2L \cos \alpha} \Delta t. \quad (3.12)$$

Man erkennt, dass die Geschwindigkeit in Gleichung (3.12) im Gegensatz zu (3.11) von der Schallgeschwindigkeit abhängt. Dieser Nachteil wird in Kauf genommen, da die Erfassung der sehr kurzen Laufzeiten nach Gleichung (3.10) technisch komplizierter und ungenauer ist, als die Bestimmung ihrer Differenz durch eine Signalkorrelation. Neben der Schallgeschwindigkeit gehen nur geometrische Größen in die Gleichungen ein. Daher ist die Ultraschall Laufzeitmessung als absolute Messmethode anzusehen und kann zur Kalibrierung anderer Verfahren dienen, wenn die Schallgeschwindigkeit im verwendeten Medium bekannt ist und ein voll entwickeltes Strömungsprofil vorliegt. Bei sorgfältiger Installation wird eine Genauigkeit von 2-3% über den gesamten Messbereich erreicht, die durch den Einsatz mehrerer Messpfade bis auf unter 1% verbessert werden kann (Panametrics (1998)).

Zur Erzeugung des Ultraschalls werden hauptsächlich piezoelektrische Materialien (Quarz, Bariumtitanat, Bleizirkonat) verwendet, die in den Sensoren durch Anregung mit einer Wechselspannung mit Frequenzen zwischen 100 kHz und 10 MHz schwingen. Einkoppelt wird die mechanische Ultraschallenergie in das Fluid entweder in direktem Kontakt (sog. benetzte Sensoren) oder durch die Rohrwand mit sog. clamp-on Systemen. Letztere sind in der industriellen Anwendung weit verbreitet, da sie keinerlei Modifikation der Rohrleitung notwendig machen und auch nachträglich angebracht werden können.

Die Einsatztemperatur piezoelektrische Sensoren ist durch ihre Curie-Temperatur begrenzt, oberhalb derer sie instabil und irreversibel zerstört werden. Bei den oben genannten Materialien liegt diese zwischen 70 und 100°C. Es existieren zwar Piezomaterialien, die wesentlich höhere Curie-Temperaturen besitzen, doch sind diese für Strömungsmessverfahren ungeeignet. Sie kommen im Wesentlichen bei der Materialprüfung zum Einsatz. Einen ausführlichen Überblick hierzu bietet das Buch von Krautkrämer (1986). Will man in Fluiden höherer Temperatur den Durchfluss messen, so ist der Einsatz von Wellenleitern erforderlich. Liu et al (1998) haben bei der Firma Panametrics solche Wellenleiter für Messungen in Flüssigkeiten und Gasen bis 450°C entwickelt. Sie beschreiben sowohl benetzte, als auch clamp-on Wellenleiter

und zeigen Ergebnisse ihres Einsatzes für Durchflussmessungen bei Temperaturen zwischen 200-300°C.

Die Eigenschaft des Ultraschalls als longitudinale Druckfluktuation auch in lichtundurchlässigen Flüssigkeiten transportiert zu werden, macht eine Anwendung dieser Technologie auch in flüssigen Metallen möglich. Rohrbacher und Batholomay haben bereits 1975 Hochtemperatur-Ultraschallsensoren und Wellenleiter eingesetzt, um mechanische Strukturen in flüssigem Natrium abzutasten, mit dem Ziel, eine Handhabungstechnik für den Brennelementwechsel in einem schnellen Brutreaktor zur Verfügung zu stellen. Berichte über die Anwendung des Ultraschall-Laufzeitverfahrens zur Bestimmung des Durchflusses in Flüssigmetallsystemen wurden jedoch nicht gefunden. Ein Grund dafür ist die anspruchsvolle Mess- und Signalanalysetechnik, die für diese Verfahren nötig ist. Erst die Entwicklung der Mikroelektronik hat den Bau kompakter Geräte entsprechender Leistung ermöglicht, die eine Durchflussmessung mit vernünftiger Genauigkeit gestatten.

3.2.5 Korrelationsverfahren

Die Korrelationsverfahren basieren auf der Bestimmung der Laufzeit einer von außen eingebrachten oder fluideigenen Markierung zwischen zwei Messpunkten. Fluideigene Markierungen entstehen in strömenden Medien als örtlich regellose Fluktuationen von Druck, Temperatur, Geschwindigkeit oder anderen Fluideigenschaften infolge von Turbulenz oder speziellen Strömungsformen bei Mehrphasengemischen. Betrachtet man die statistisch schwankenden Signale zweier in Flussrichtung hintereinander angeordneter Messaufnehmer als Ein- und Ausgangssignal eines Übertragungsglieds, so kann die Laufzeitinformation aus der Impulsantwort dieses Übertragungsglieds durch Korrelation ermittelt werden. Aus der Laufzeit und der Messstreckengeometrie lässt sich dann der Durchfluss ermitteln.

Entsprechend der gewählten Fluidmarkierung kommen jeweils unterschiedliche Messaufnehmer in Frage, um ein Korrelationsverfahren zu realisieren. Am häufigsten finden sich in der Literatur Anwendungen, in denen Temperaturfluktuationen als Markierung mit Hilfe von Thermoelementen erfasst werden (Bentley und Dawson (1966)). Por et al. (2003) z.B. messen auf diese Weise den Kühlmittelvolumenstrom am Austritt eines Reaktorkerns.

Intensive Entwicklungen finden zurzeit im Bereich der Ultraschall Korrelationsmethoden statt, die die Fluktuationen von Geschwindigkeit, Druck und Dichte des strömenden Mediums als Markierung erfassen. Worch (1998) stellt eine clamp-on

Variante eines solchen Systems für einphasige Fluide vor und gibt eine Unsicherheit von weniger als 2% für einen Reynoldszahlbereich zwischen 25000 und 250000 an. Schneider et al. (2003) liefern hierzu eine quantitative Analyse auf Basis der Systemtheorie.

Viele die Strömungsgeschwindigkeit messende Anordnungen können durch die Anwendung von Korrelationsverfahren erweitert oder verbessert werden. Auch für die Anwendung in Flüssigmetallen eröffnen sich dadurch Möglichkeiten für zukünftige Entwicklungen.

3.2.6 Wärmebilanz

Wird mit einer konstanten Heizleistung Q ein Stoffstrom um die Temperatur ΔT erwärmt, so lässt sich bei bekannter Wärmekapazität c_p des Fluids aus der Wärmebilanz sein Massenstrom \dot{m} errechnen, denn es gilt (VDI Wärmeatlas (1997)):

$$\dot{Q} = \dot{m}c_p\Delta T. \quad (3.13)$$

Dieses Verfahren eignete sich besonders für kleine Massenströme, bei denen schon mit geringen Leistungen hohe Temperaturdifferenzen erreicht werden. Grundsätzlich muss man die Leistung, die in das Fluid eingetragen wird, exakt kennen, um dieses Verfahren mit ausreichender Genauigkeit betreiben zu können. Für Systeme, die das durchströmte Rohr von außen beheizen, ist das problematisch, da zum einen das Rohr mit aufgeheizt wird und zum anderen der Leistungseintrag vom Wärmeübergangskoeffizienten zwischen Wand und Fluid abhängt. Hier ist eine Kalibrierung unter Betriebsbedingungen erforderlich. Verfahren auf dieser Grundlage finden sich in Massenstrom-Regelventilen für Gase bei geringen Flüssen.

Die hohe Wärmekapazität von Flüssigmetallen erfordern hohe Heizleistungen, um brauchbare Temperaturdifferenzen zu erzeugen. Daher finden sich in der Literatur keine Hinweise auf die Verwendung der Wärmebilanz als Volumenstrommesstechnik in Flüssigmetallen. An den Blei-Wismut Kreisläufen des KALLA Labors dient die Schätzung des Volumenstroms anhand der Wärmebilanz als Plausibilitätsprüfung für die Messergebnisse anderer eingesetzter Verfahren.

3.2.7 Coriolis-Prinzip

Bei dem gyrostatischen Prinzip der Massendurchflussmessung wird die Corioliskraft ausgenutzt, die bei rotierenden oder schwingenden Systemen neben der Zentrifugalkraft auftritt. Sie wirkt auf jeden sich in einem rotierenden System bewegenden

Körper und ist senkrecht zur Drehachse und zur Bewegungsrichtung gerichtet. Für die Corioliskraft F_c gilt

$$\vec{F}_c = 2m(\vec{\omega} \times \vec{u}) \quad (3.14)$$

mit der Masse des Körpers m , der Winkelgeschwindigkeit ω und der Bewegungsgeschwindigkeit u .

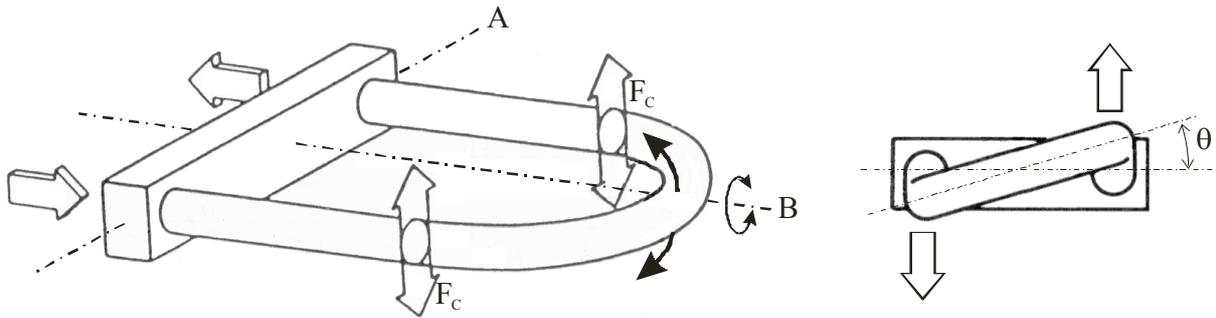


Abbildung 3.6: Das Coriolis-Prinzip des gyrostatischen Durchflussmessers frei nach Bonfig (2002).

Durchströmt ein Fluid wie in Abbildung 3.6 ein U-förmiges Rohr, das um die fest eingespannte Achse A mit der Kreisfrequenz ω schwingt, so stehen die Geschwindigkeitsvektoren des Mediums und der Winkelgeschwindigkeit der Schwingung senkrecht aufeinander. In jeder Längeneinheit des Rohres werden daher nach Gleichung (3.14) Coriolis-Kräfte erzeugt, deren Richtung in beiden Schenkeln des Rohres entgegengesetzt ist. Dies führt zu einer Drehschwingung um Achse B, deren Auslenkungswinkel θ und Schwingungsdauer direkt proportional zum Massenfluss durch das U-Rohr ist. Dieses Verfahren ist unabhängig von Viskosität und Temperatur des Fluids und eignet sich auch für mehrphasige Medien.

Aufgrund des absoluten Charakters dieser Messmethode wird sie in Flüssigmetallkreisläufen als Kalibriernormal für magnetisch induktive Verfahren genutzt. Die Beschreibung einer solchen Installation findet sich für einen Natrium-Kalium-Kreislauf bei Barleon et al (1996) oder für den Einsatz in Natrium bei Stieglitz und Müller (1996). Bei der Verwendung von schweren Flüssigmetallen führt die hohe Dichte des Fluids schon bei relativ geringen Volumenströmen zu großen Coriolis-Kräften. Dieser prinzipiell wünschenswerte Effekt schränkt jedoch die Anwendbarkeit von kommerziell erhältlichen Systemen auslegungsbedingt auf kleine Volumenströme ein. Daher stand im Rahmen dieser Arbeit kein solches Gerät zur Verfügung. Die Installation eines entsprechend angepassten Messsystems ist für die Zukunft geplant.

3.3 Lokale Geschwindigkeit

Die folgende Vorstellung lokaler Geschwindigkeitsmesstechniken beschränkt sich auf Anwendungen in flüssigen Metallen. Einen Überblick über den aktuellen Stand der messtechnischen Entwicklungen auf diesem Gebiet geben die Berichte von Argyropoulos (2000) und Eckert et al. (2003a). Beide Autoren geben als Motivation für ihre Arbeit an, dass die Kenntnis der Strömungsfelder in Flüssigmetallen erforderlich ist, um Prozesse im Bereich der Metallurgie zu modellieren und zu optimieren. Daher sind nicht alle dort aufgeführten Methoden für hydraulische Messungen in Rohrleitungen zu gebrauchen.

Bei Argyropoulos (2000) werden Techniken zur optisch quantitativen Erfassung freier Oberflächenströmungen mittels PIV Algorithmen ebenso diskutiert, wie Verfahren, die die Strömungsgeschwindigkeit mit der Aufschmelzrate eines Testkörpers im Flüssigmetall in Beziehung setzen. Außerdem werden Methoden erörtert, die sich der oben genannten Korrelationstechniken bedienen, um lokalen Markierungen in der Strömung zu folgen.

Eckert et al. (2000) präsentieren eine mechanisch-optische Sonde, in der die durch eine Flüssigmetallströmung verursachte Auslenkung einer dünnen Quarzglasnadel optisch erfasst und ausgewertet wird. Vorteile dieser Technik ergeben sich vor allem bei der Untersuchung von MHD Strömungen, denn sie ist unempfindlich gegenüber Magnetfeldeinflüssen. Andererseits kann man sich die starken Magnetfelder der MHD mit Potentialsonden zu Nutze machen, die lokale Potentialdifferenzen detektieren, die nach dem oben erklärten Prinzip magnetisch induktiver Messungen entstehen. Siehe dazu auch Barleon et al. (1996) und Eckert et al. (2003a).

Mittlerweile weit verbreitet in experimentellen Untersuchungen von Natrium-Strömungen ist die Miniatur Permanent Magnet Sonde (MPP). Sie funktioniert nach dem oben beschriebenen magnetisch induktiven Verfahren. Dazu wird das notwendige Magnetfeld aber nicht von außen der Messstrecke aufgeprägt, sondern in Form eines kleinen Permanentmagneten in die Sonde integriert. Thermoelemente, die senkrecht zu Strömungsrichtung und Magnetfeld an den Seiten der Sonde angebracht sind, erfassen dabei sowohl die durch die Strömung verursachte Potentialdifferenz als auch die dort herrschende Temperatur. Entscheidender Vorteil ist dabei, die Geschwindigkeits- und Temperaturfluktuationen an der Spitze der Sonde gleichzeitig messen und damit Aussagen über Wärmetransportphänomene gewinnen zu können. Eine Beschreibung der MPP-Sonde und damit in flüssigem Natrium durchgeführter Experi-

mente findet sich bei Knebel (1994) und zusammen mit einer ausführlichen theoretischen Betrachtung bei Kapulla (2000).

Die vor allem aus Windkanälen bekannte Hot Wire Anemometrie (HWA) ist äußerst schwierig in Flüssigmetallen einzusetzen. Ihr Prinzip basiert auf der geschwindigkeitsproportionalen Wärmeabfuhr an einem sehr dünnen (Größenordnung $<40\mu\text{m}$) elektrisch beheizten Draht durch die Fluidströmung. Zunächst muss ein solcher Draht bei einem Einsatz in leitfähigen Medien isoliert werden, damit kein Kurzschluss entsteht. Möglich ist das durch eine dünne Quarzschicht, die jedoch vom flüssigen Metall angegriffen und mit der Zeit aufgelöst wird. Auch die Heizleistung, die benötigt wird, um eine brauchbare Überhitzung des Drahtes gegenüber dem Flüssigmetall einzustellen, ist wegen der hohen molekularen Wärmeleitfähigkeit des Fluids sehr hoch. Außerdem besteht die Gefahr, dass sich Verunreinigungen auf dem Draht absetzen und zu einer nicht vorhersagbaren Übertragungsfunktion der Sonde führen (sog. Fouling). Dennoch hat diese Technik auch Vorteile. Zum einen lassen sich mit der HWA extrem kleine Geschwindigkeiten z.B. für Untersuchungen von Naturkonvektionsphänomenen erfassen, zum anderen können in MHD Strömungen auch Geschwindigkeitskomponenten parallel zum Magnetfeld gemessen werden, was mit den Potentialsonden nicht möglich ist. Trotz der Probleme beim Einsatz der HWA in flüssigen Metallen findet man bei Baker und Anders (1990) HWA Messungen in Naturkonvektionsströmungen von Quecksilber. Argyropoulos (2000) weist ebenfalls auf einige Anwendungen der HWA hin, doch stellt er heraus, dass die Schwierigkeiten überwiegen und bisher keine Anwendungen in Metallen bei Temperaturen über 100°C bekannt sind. Aus diesem Grund scheidet die HWA auch für Anwendungen in flüssigem Blei-Wismut aus.

In den nächsten Abschnitten werden die zwei in dieser Arbeit verwendeten Methoden zur lokalen Geschwindigkeitsmessung in Blei-Wismut genauer betrachtet. Der Schwerpunkt liegt dabei auf der erstmals in einer PbBi Rohrströmung eingesetzten Ultraschall Doppler Velocimetrie (UDV).

3.3.1 Pitot-Sonde und Prandtl-Rohr

Pitot-Sonde und Prandtl-Rohr nutzen dasselbe Messprinzip, denn sie zählen beide zu den Stau- bzw. Differenzdruckverfahren. Es gilt wie bei den oben beschriebenen Wirkdruckverfahren zur Volumenstrommessung die Bernoulli-Gleichung.

Bringt man eine Sonde, wie in Abbildung 3.7 dargestellt, als Staukörper in eine Strömung ein, so kommt die Strömung an der Messstelle – der Spitze der Sonde – vollständig zur Ruhe. Man setzt daher $u_2=0$ in Gleichung (3.2) und es folgt

$$p_{ges} = p_{stat} + \frac{1}{2} \rho u^2. \quad (3.15)$$

Hierbei sind p_{stat} der statische Druck, p_{ges} der Gesamtdruck, ρ die Dichte des Fluids und u die Geschwindigkeit vor dem Staupunkt. Der linke Term in Gleichung (3.15) bezeichnet den dynamischen Druck oder auch Staudruck. Nach einer Umformung kann somit aus der Differenz des gesamten und des statischen Drucks die Geschwindigkeit an der Stelle der Sondenspitze, hier durch die Radiuskoordinate r ausgedrückt, berechnet werden:

$$u(r) = \sqrt{\frac{2}{\rho}(p_{ges} - p_{stat})} = \sqrt{\frac{2}{\rho} \Delta p}. \quad (3.16)$$

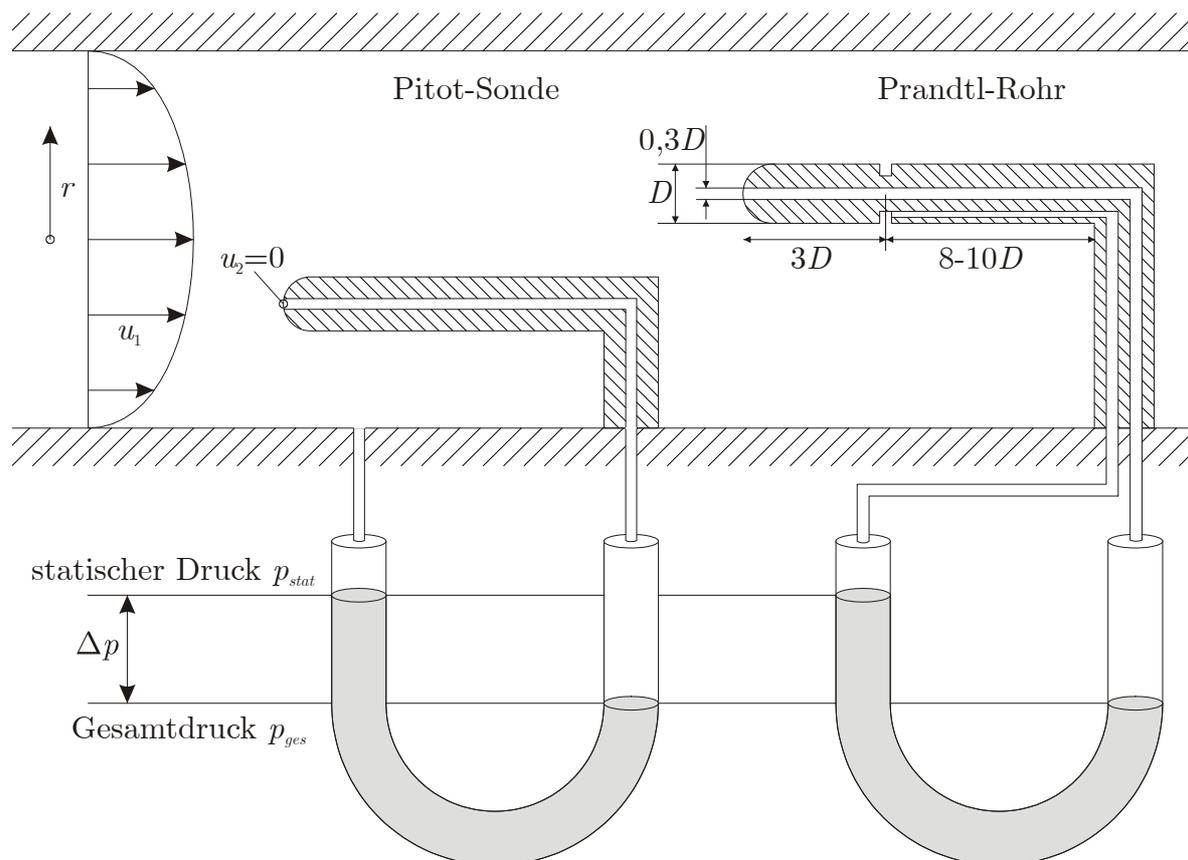


Abbildung 3.7: Prinzip von Pitot-Sonde und Prandtl-Rohr.

Bei Verwendung einer Pitot-Sonde wird der statische Druck an einer Bohrung in der Rohrwand abgenommen, für die einige Bedingungen erfüllt sein müssen, die bei

McKeon und Smits (2002) und Van den Braembussche (2001) nachzulesen sind. Das Prandtl-Rohr hingegen ermöglicht die Abnahme beider Drücke mit einer Sonde. Abbildung 3.7 zeigt anhand des Prandtl-Rohrs typische Maße, die für die Messung korrekter Drücke einzuhalten sind. Die Position des Punktes, an dem der statische Druck abgenommen wird, ist dabei besonders zu beachten. Wählt man ihn zu nah an der Sondenspitze, so fällt er in die sich entwickelnde hydraulische Grenzschicht um die Sondenspitze, zu weit hinten wird der gemessene Druck vom Staudruck vor dem Schaft der Sonde beeinflusst. Ebenfalls zu berücksichtigen ist die Abhängigkeit der gemessenen Drücke vom Winkel, unter dem die Sonde angeströmt wird. In drallfreien Rohrströmungen ist dieses Problem vernachlässigbar, da die relevante Hauptströmungsrichtung absolut dominant ist, in komplizierteren Strömungsfeldern müssen jedoch unter Umständen Korrekturen vorgenommen werden. Umfangreiches Material hierzu findet sich bei Van den Braembussche (2001).

Eine weitere Notwendigkeit für Korrekturen ergibt sich bei Messungen in turbulenten Strömungen. Der dynamische Druck enthält hier einen Anteil, der durch die turbulenten Geschwindigkeitsfluktuationen u' entsteht. Gleichung (3.15) wird erweitert zu

$$p_{ges} = p_{stat} + \frac{1}{2}\rho u^2 + \frac{1}{2}\rho (u')^2. \quad (3.17)$$

Dieser Effekt ist jedoch relativ klein: bei einem Turbulenzgrad von 20% trägt nach Benedict (1984) die Fluktuation etwa 4% zum dynamischen Druck bei. Ein Überblick über die notwendigen Korrekturen beim Einsatz einer Pitot-Sonde in einer turbulenten Rohrströmung findet sich bei McKeon et al. (2003).

Für Pitot- und Prandtl-Messungen in Flüssigmetallen gilt im Bezug auf die Druckmesstechnik das bereits diskutierte. Ist eine Druckmesstechnik im Flüssigmetall qualifiziert, so können diese Verfahren eingesetzt werden. Von Vorteil ist die hohe Dichte schwerer Flüssigmetalle, da durch sie auch bei kleinen Geschwindigkeiten noch gut messbare Druckdifferenzen entstehen. Problematisch hingegen sind die kleinen Durchmesser der Druckbohrungen in Sonde und Rohrwand. Sie können leicht durch mitgeführte Verunreinigungen (Metalloxide) verstopft werden. Hier ist ein Kompromiss zwischen Miniaturisierung (Ortsauflösung) und Erhalt der Betriebsfähigkeit zu wählen.

Barleon et al. (1996) raten von der Verwendung von Pitot-Sonden in Natrium-Kalium MHD Strömungen ab, da große Unsicherheiten im Vergleich zu Messwerten von Potentialsonden beobachtet wurden. Außerdem sind die auftretenden Druckdifferenzen bei Fluiden mit niedriger Dichte (Alkalimetalle) klein und die Geschwindig-

keitsauflösung entsprechend gering, so dass anderen Methoden wie MPP- und Potentialsonden in diesen Medien der Vorzug gegeben wird. Beachtet man die hohe Dichte von Blei-Wismut, die zu recht großen Druckdifferenzen schon bei kleinen Geschwindigkeiten führt, so wird eine wesentlich bessere Tauglichkeit der Pitot-Sonde in einem schweren Flüssigmetall erwartet. Eben solches gilt für die Anwendung der Differenzdruckmessung zur Geschwindigkeitsbestimmung in Quecksilber, wie sie von Brown et al. (1957) beschrieben wird.

3.3.2 Ultraschall Doppler Velocimetrie

Ultraschall Doppler Verfahren wurden vor mehr als 30 Jahren in der Medizintechnik als Diagnosemittel entwickelt und sind heute in Kombination mit bildgebenden Verfahren in modernen Ultraschallgeräten implementiert. Der Schritt von den „continuous-wave“ Systemen (CW-Doppler) zu Techniken mit gepulster Emission des Ultraschalls (PW-Doppler), eröffnete neue Möglichkeiten im Bereich strömungsmechanischer Messungen. Als Begründer dieser Technik gilt Takeda (1986), der ihre Vorteile im Bezug auf Messungen in flüssigen Metallen erkannte und mehrfach demonstrierte, Takeda (1987, 1995, 2002). Einen detaillierten Überblick über die Entwicklung der Ultraschall Doppler Messtechnik, ihrer theoretischen Hintergründe und der für ihren Einsatz notwendigen Signalanalysetechniken gibt das Buch von Jensen (1996).

Bei der gepulsten Doppler Ultraschall Technik werden in regelmäßigen Abständen kurze Ultraschall Pulse von einem Sender emittiert. Während dessen werden die Echos von streuenden Partikeln, die sich im Ultraschallfeld befinden, kontinuierlich von einem Empfänger aufgezeichnet. Durch den Vergleich zweier Echos, die nach der gleichen Zeit relativ zum Sendezeitpunkt des Pulses am Empfänger eintreffen, wird damit die Positionsänderung eines streuenden Partikels bestimmt.

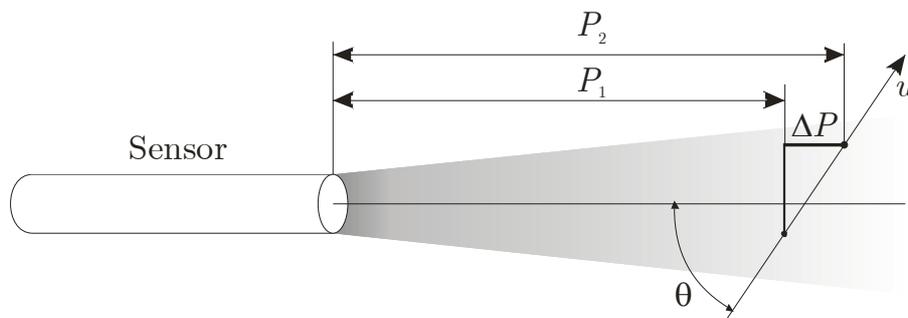


Abbildung 3.8: Ultraschall Doppler Prinzip nach Willemetz (2001).

Abbildung 3.8 zeigt schematisch einen Sensor, durch dessen Ultraschallfeld sich ein Partikel mit der Geschwindigkeit u unter dem Winkel θ bewegt. Aus der Laufzeit des Schalls zwischen Senden des Pulses und Empfangen des Echos T_L kann die Position P des Partikels bestimmt werden, wenn die Schallgeschwindigkeit c bekannt ist:

$$P = \frac{cT_L}{2}. \quad (3.18)$$

Für die Positionsänderung des Partikels ΔP zwischen zwei Pulsen, die in einem Zeitabstand von T_{prf} (prf = pulse repetition frequency) gesendet werden, gilt dann:

$$\Delta P = (P_2 - P_1) = u \cdot T_{prf} \cdot \cos \theta = \frac{c}{2}(T_2 - T_1). \quad (3.19)$$

Aus der Laufzeitdifferenz ($T_2 - T_1$) kann damit die Geschwindigkeit des Partikels berechnet werden. Da diese aber sehr klein ist, meist weniger als eine Mikrosekunde, wird die Zeitmessung durch die Bestimmung der Phasenverschiebung δ_ϕ des Echos ersetzt. Es gilt

$$\delta_\phi = 2\pi \cdot f_e (T_2 - T_1), \quad (3.20)$$

wobei f_e die Emissionsfrequenz des Ultraschalls ist. Eingesetzt in Gleichung (3.19) folgt für die Geschwindigkeit

$$u = \frac{c \cdot \delta_\phi}{2 \cdot T_{prf} \cdot 2\pi \cdot f_e \cos \theta} = \frac{c \cdot f_D}{2 \cdot f_e \cos \theta}. \quad (3.21)$$

Die rechte Seite von Gleichung (3.21) liefert das gleiche Resultat wie das Doppler-Gesetz, doch muss nochmals darauf hingewiesen werden, dass hier *nicht* die Doppler Frequenz f_D gemessen wird. Vielmehr wird die Phasenverschiebung nach Gleichung (3.20) aus dem Verlauf der Amplitude mehrerer im Abstand von T_{prf} erfasster Echos ermittelt und mit der Doppler Frequenz bzw. der Geschwindigkeit in Beziehung gesetzt. Siehe hierzu Takeda (1995) und Willemetz (2001, 2004).

Um ein vollständiges Geschwindigkeitsprofil in Richtung des Ultraschallfeldes zu erhalten, wird das Echosignal in konstante Zeitabschnitte, sog. Gates, unterteilt. Nach Gleichung (3.18) entspricht dies Messpositionen in regelmäßigem Abstand vom Sensor.

Abbildung 3.9 zeigt dieses Vorgehen am Beispiel einer Rohrströmung. Die empfangenen Partikelechos werden in die entsprechenden Gates zerlegt und in jedem einzelnen Gate nach dem oben beschriebenen Verfahren ausgewertet. Somit ergibt sich ein Geschwindigkeitswert für jedes Gate, und das Profil kann rekonstruiert werden.

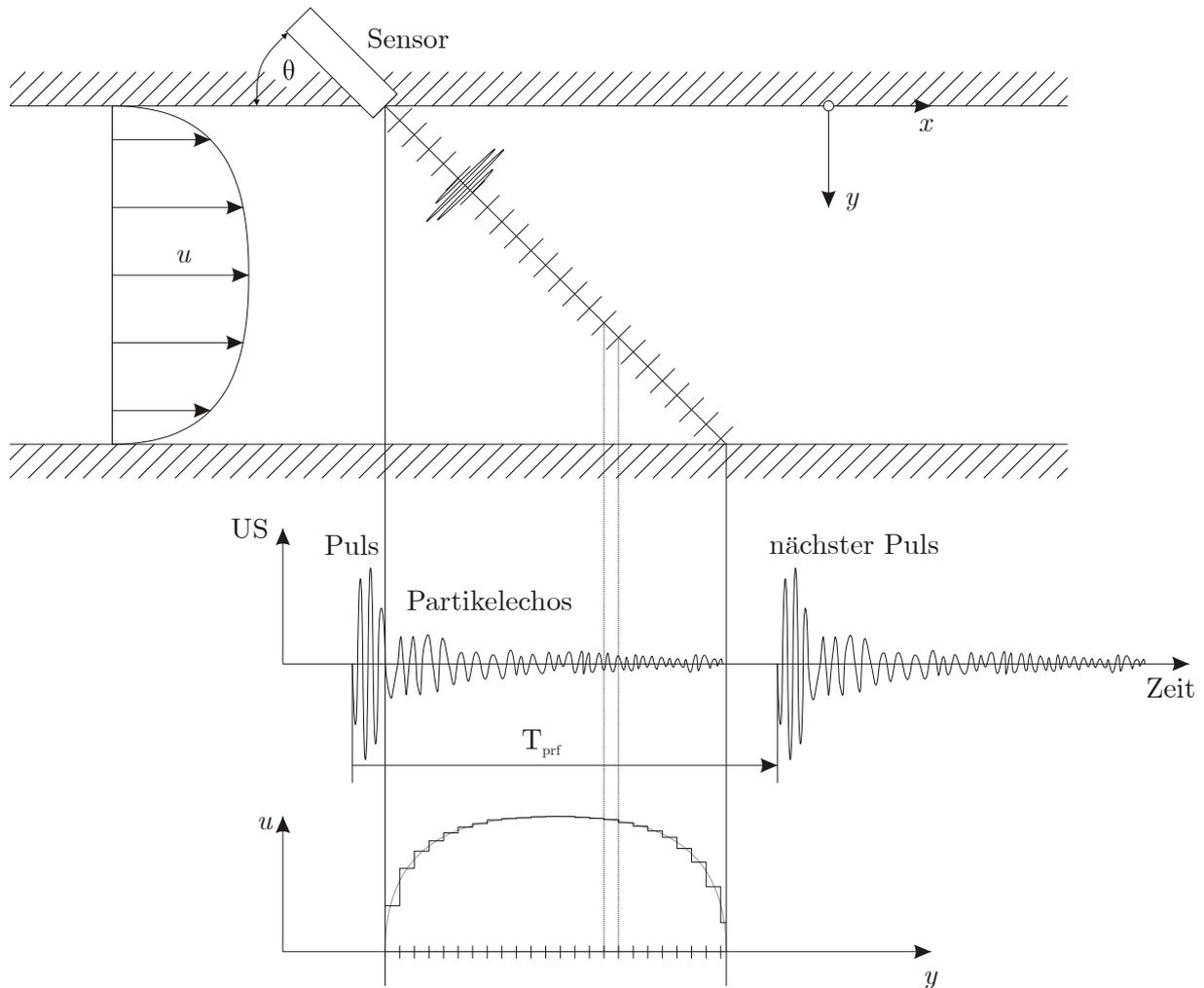


Abbildung 3.9: Ultraschall Doppler am Beispiel einer Rohrströmung nach Takeda (1995).

Durch die Einteilung der erfassten Signale in einzelne Gates wird die Ortsauflösung der UDV Technik bestimmt. Das Schallfeld, welches sich konusförmig vom Sensor ausbreitet, wird auf diese Weise in scheibenförmige Messvolumina zerlegt, deren laterale Ausdehnung durch die Geometrie des Schallfeldes vorgegeben ist. Ihre Dicke wird durch die Pulslänge und die Gateweite definiert. Die Bandbreite der Datenerfassungshardware, mit der die Echos aufgezeichnet werden, legt dabei die minimale Gateweite, d.h. die maximale Ortsauflösung fest. Eine detaillierte Diskussion des Zusammenhangs zwischen Messvolumen und Ortsauflösung findet sich im Anhang 8.3.2. Siehe hierzu auch Willemetz (2001,2004).

Da die Echos in Intervallen von T_{prf} aufgezeichnet werden, existiert nach dem Abtasttheorem von Shannon eine maximal erfassbare Geschwindigkeit. Sie ergibt sich unter Berücksichtigung der entsprechenden Nyquist Frequenz $1/(2 \cdot T_{prf})$ aus Gleichung (3.21) zu

$$u_{\max} = \frac{c}{4 \cdot T_{prf} \cdot f_e \cos \theta}. \quad (3.22)$$

Die maximale Messtiefe P_{\max} ist gegeben durch den Weg, den der Schall in der Zeit T_{prf} zurücklegen kann:

$$P_{\max} = \frac{c \cdot T_{prf}}{2}. \quad (3.23)$$

Man erkennt, dass die Zeit zwischen zwei Pulsen T_{prf} der entscheidende Parameter ist. Eine Verkürzung dieser Zeit erhöht zwar die maximal messbare Geschwindigkeit, schränkt aber die Messtiefe ein (und umgekehrt). Dieser Zusammenhang lässt sich durch die Kombination beider Gleichung ausdrücken:

$$P_{\max} u_{\max} = \frac{c^2}{8 \cdot f_e \cos \theta}. \quad (3.24)$$

Aus Gleichung (3.24) geht eine weitere Einschränkung hervor. Da die Emissionsfrequenz des Ultraschalls f_e im Nenner steht, wird das Produkt aus maximal messbarer Geschwindigkeit und erreichbarer Messtiefe umso kleiner, je größer diese Frequenz ist. Eine höhere Frequenz bedeutet aber eine bessere Ortsauflösung, da die Pulsweite mit kleinerer Wellenlänge ebenfalls kleiner wird. Die gewählte Ultraschallfrequenz f_e muss also ebenso wie die Zeit zwischen zwei Pulsen T_{prf} auf die Erfordernisse der Messung abgestimmt sein.

In einem realen Fluid befinden sich viele zufällig verteilte Partikel verschiedener Größe und Form in jedem Messvolumen. Da sich die an ihnen gestreute Ultraschallenergie zu einem einzigen Echo überlagert, fluktuiert die erfasste Amplitude des Echos aus einem Messvolumen von Emission zu Emission. Das ist darauf zurückzuführen, dass zwischen den Pulsen einige Partikel in das Messvolumen eintreten, während andere das Messvolumen verlassen. Haben nicht alle Partikel die gleiche Bewegungsrichtung und Geschwindigkeit, so tragen bei der Auswertung der aufgezeichneten Echos mehrere Doppler-Frequenzen zur Bildung eines Geschwindigkeitswerts in einem Messvolumen bei. Da eine solche Verteilung der Doppler-Energien im Geschwindigkeitsprofil nicht zu erkennen ist, kann ein Leistungsdichtespektrum der ermittelten Doppler-Frequenzen Informationen über das Zustandekommen des Geschwindigkeitswertes in einem Gate liefern. Das ist insbesondere dann wichtig, wenn man in Bereichen mit starken Geschwindigkeitsgradienten misst, wo zu erwarten ist, dass sich viele Partikel mit unterschiedlichen Geschwindigkeiten in einem Messvolumen befinden. Betrachtet man nur den Geschwindigkeitsmittelwert an einem solchen Gate, so unterliegt dieser einem Integrationsfehler, der von der Größe des

Messvolumens abhängig ist. Diesen und weitere Effekte, die durch die Größe des Messvolumens bei UDV Messungen in turbulenten Strömungen auftreten, untersuchen Taishi et al. (2002) und Kikura et al. (2004).

Grundsätzlich benötigt die Ultraschall Doppler Velocimetrie möglichst homogen verteilte Partikel in der Strömung, an denen der Schall gestreut werden kann. Damit es zu einer Streuung kommt, müssen diese Partikel eine andere akustische Impedanz besitzen, als das Fluid. Diese ist definiert als das Produkt aus Dichte ρ und Schallgeschwindigkeit c :

$$Z = \rho \cdot c \quad (3.25)$$

Um eine homogene Verteilung im Medium zu erreichen, sollten die Partikel eine ähnliche Dichte wie das Fluid besitzen und daher aus einem Material mit deutlich unterschiedlicher Schallgeschwindigkeit bestehen. Sind die Partikel größer als die Wellenlänge des verwendeten Ultraschalls, so werden die Schallwellen an ihnen gebrochen und reflektiert, wodurch ihre Richtung und Intensität verändert wird. Die entstehenden Signale sind nicht reproduzierbar und somit nicht für eine Messung zu gebrauchen. Sind die Partikel hingegen kleiner als die Wellenlänge, so streuen sie die Ultraschallenergie, d.h. sie agieren nach dem Huygenschen Prinzip selbst als Sender, indem sie einen kleinen Anteil der Schallenergie isotrop abstrahlen. Die Richtung und Intensität der einfallenden Wellen wird dabei kaum geändert. Ebendieses Verhalten wird für den Einsatz der UDV Technik verlangt. Daher werden Partikel benötigt, die kleiner sind als die Wellenlänge des Ultraschalls. Darüber hinaus müssen die Partikel in der Lage sein, der Strömung uneingeschränkt zu folgen, ohne diese zu beeinflussen. Dieses Folgevermögen ist hier ebenso notwendig, wie bei anderen Verfahren, die Tracer verwenden, wie z.B. bei der Laser Doppler Anemometrie. Für die Messung turbulenter Strömungseigenschaften ist diese Eigenschaft besonders wichtig und wird von Maxey und Chang (1993) eingehend untersucht.

Für die Erzeugung der Ultraschallenergie und ihre Einkopplung in das zu vermessende Fluid gelten die bereits bei der Ultraschall Laufzeitmessung angestellten Überlegungen. Auch hier sind Wellenleiter erforderlich, wenn man eine Anwendung bei höheren Temperaturen in Flüssigmetallen anstrebt.

Aufgrund intensiver Entwicklungen der UDV Technik in den letzten Jahren existieren viele Veröffentlichungen grundlegender Art, um die Einsatzmöglichkeiten dieser Messmethode abzustecken. Seit 1999 wird das „International Symposium on Ultrasonic Doppler Methods for Fluid Mechanics and Fluid Engineering“ ausgerichtet, um eine wissenschaftliche Basis zu schaffen und neue Anwendungsbereiche zu erschließen.

Beispielhaft seien hier neben den Proceeding der Symposien (De Cesare (2002)) Arbeiten zu turbulenten Rohrströmungen (Wasser) von Alfonsi et al. (2003), Nowak (2002) und Wunderlich (2000) genannt. Auch einige Anwendungen in Flüssigmetallen wurden bereits vorgestellt: Cramer et al. (2004) in InGaSn und Quecksilber, Eckert und Gerbeth (2002) in Natrium und Takeda (2002) in Quecksilber. Letztere präsentiert die Möglichkeit, mit mehreren Ultraschall-Pfaden quantitative Analysen eines gesamten Strömungsfeldes in komplexen Geometrien vornehmen zu können. In diesem Bereich zeigt sich großes Potential für zukünftige Entwicklungen der UDV Technik. Zurzeit ist international vielerorts der Einsatz der UDV Technik in Flüssigmetallsystemen geplant (z.B. Vishveshwar et al. (2002) oder Li (2002)), wobei hier das Medium Blei-Wismut eine entscheidende Rolle spielt.

3.4 Ausgewählte Messtechniken für die Qualifizierungsexperimente

Für die experimentellen Untersuchungen wurden folgende Messverfahren ausgewählt:

Verfahren	Grund
Wärmebilanz	Grundlegende Notwendigkeit für thermohydraulische Experimente. Erhitzer vorhanden. Einfache Abschätzung des Volumenstroms.
Turbinenzähler	Absolutes Messverfahren mit wenigen Einflussgrößen. Gerät kann mit entsprechenden Spezifikationen kommerziell erworben werden.
Magnetisch Induktiv	Standard für die Volumenstrommessung leitfähiger Medien. Erfasst kleinste Durchsätze. Großer Erfahrungsschatz im Bereich der Natrium-Technologie. Umfassendes theoretisches Verständnis.
Ultraschall Laufzeit	Einsetzbar in undurchsichtigen Medien. Umfassende Entwicklungen in den letzten Jahren. Absolute Messtechnik, die nur von Schallgeschwindigkeit und Geometrie abhängt. Anpassung eines handelsüblichen Geräts in Partnerschaft mit der Zulieferfirma.
Pitot Sonde	Robustes Messprinzip mit wenigen Einflussgrößen. Parallele Entwicklung der Druckmesstechnik.

Verfahren	Grund
Ultraschall Doppler	Innovatives Konzept. Applikation auf Flüssigmetalle in jüngster Zeit (noch nicht PbBi!) mit vielversprechenden Erfolgen. Instantane Erfassung vollständiger Profile liefert raumzeitliche Informationen über das Geschwindigkeitsfeld.

Neben den Qualifizierungsexperimenten stehen der Bau eines PbBi-Kreislaufs und die technische Applikation der gewählten Messtechniken im Vordergrund dieser Arbeit. Der nächste Abschnitt gibt einen Überblick über die dazu durchgeführten Arbeiten.

4 Anlagenbeschreibung und Messtechnik

Die Experimente wurden im Technologie-Kreislauf THESYS (Technology for HEavy liquid metal SYStems) des Flüssigmetalllabors KALLA am Institut für Kern- und Energietechnik (IKET) des Forschungszentrums Karlsruhe durchgeführt.

Aufbau und Betrieb des Kreislaufs stellten eine technische Herausforderung dar, da sich die Erfahrungen aus dem Bereich der Natriumtechnologie, die im Institut vorhanden sind, nicht vorbehaltlos auf das Medium Blei-Wismut übertragen lassen. Die temperaturabhängigen Stoffdaten der verwendeten eutektische Blei-Wismut Legierung in der Zusammensetzung 45% Blei und 55% Wismut, kurz PbBi, sind im Anhang 8.1 aufgeführt. In der folgenden Beschreibung der Anlage und der verwendeten Messtechnik wird auf die Besonderheiten, die sich durch die Fluideigenschaften von PbBi ergeben, eingegangen.

4.1 Technologie Kreislauf THESYS

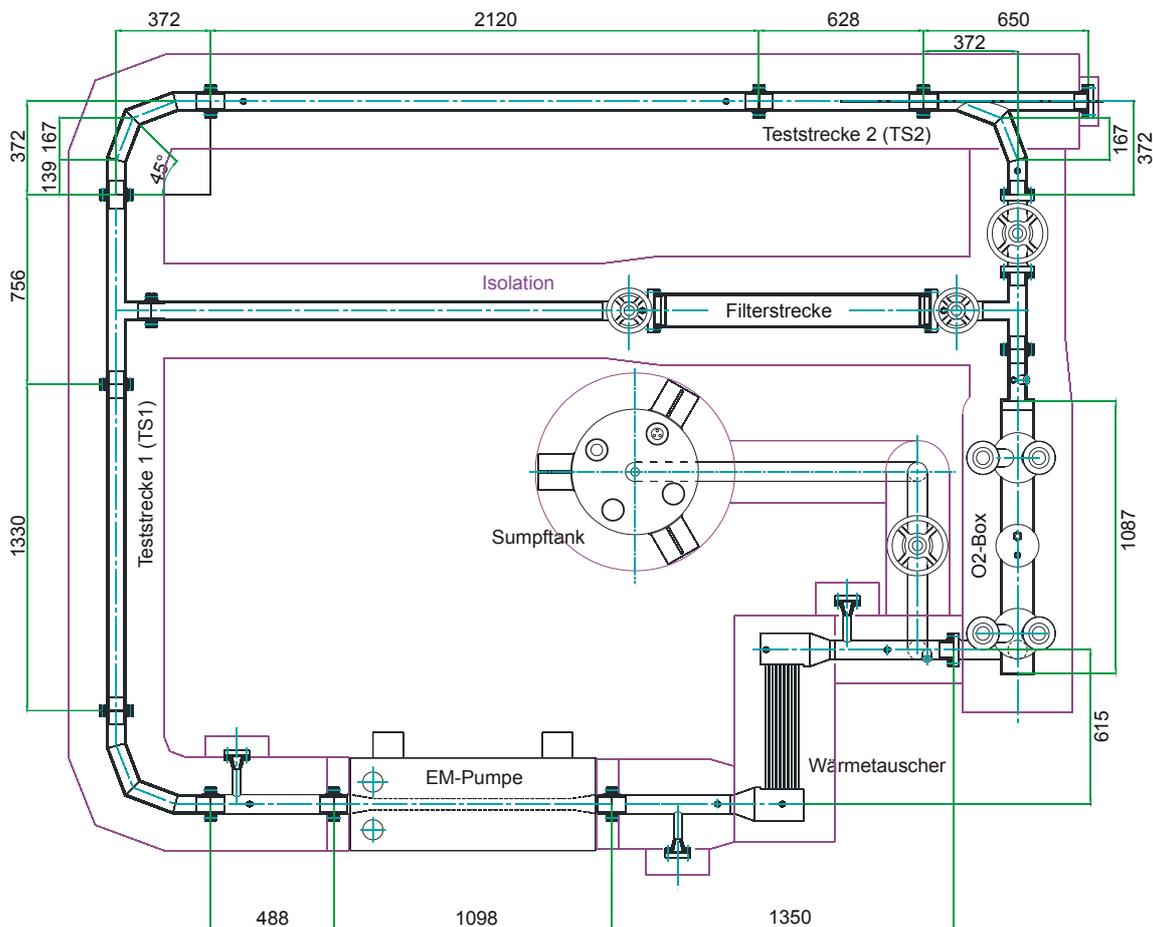


Abbildung 4.1: Schema des Technologie-Kreislauf THESYS.

Im THESYS Kreislauf werden ca. 60 Liter des flüssigen Schwermetalls Blei-Wismut bei Arbeitstemperaturen zwischen 200 und 400°C umgepumpt. Die Abbildung 4.1 zeigt ein Schema des Kreislaufs und seiner Abmessungen.

Neben den Rohrleitungen und den Komponenten ist die 150mm dicke thermische Isolierung aus Steinwolle mit der Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{\text{Isolation}}=0,043\text{W}/(\text{mK})$ zu erkennen, die den gesamten Kreislauf umgibt. Sämtliche Anlagenteile sind mit Heizstäben versehen (die sog. Begleitheizung), die es mit einer Gesamtleistung von maximal 40 kW gestatten, den Kreislauf auf Arbeitstemperatur zu bringen und im Betrieb die thermischen Verluste auszugleichen.

Der Behälter der Sauerstoffkontrolle (O_2 -Box) ist der höchste Punkt des Kreislaufs und dient als Ausdehnungsbehälter. In ihm kann die freie Oberfläche des Flüssigmetalls durch zwei Quarzglasfenster beobachtet werden. Der Kreislauf ist horizontal in einem Stahlgerüst abgehängt, so dass die relativ große thermische Ausdehnung des Rohrleitungssystems aufgefangen werden kann. Abbildung 4.2 zeigt eine Gesamtansicht des Kreislaufs.



Abbildung 4.2: Gesamtansicht des THESYS Kreislaufs.

4.1.1 Komponenten

Der THESYS-Kreislauf wurde als erster der drei Kreisläufe des KALLA Labors aufgebaut und in Betrieb genommen. Er ist als flexible Anlage zur Entwicklung von Handhabungs- und Messtechnik für Blei-Wismut Systeme aus folgenden Komponenten konstruiert:

Sumpftank:

Im Sumpftank wird das Blei-Wismut gelagert. Das Metall wird darin bei einer Temperatur von mindestens 170°C flüssig gehalten. Anhand einer Lanze mit Thermoelementen kann der Füllstand bestimmt werden.

Rohrleitungen:

Die Rohrleitungen bestehen aus Edelstahl (DIN 1.4849), haben einen Innendurchmesser von 60mm und eine Wanddicke von 8mm. Die gesamte Rohrleitungslänge beträgt ca. 16m. Die Rohrleitungssegmente und die Komponenten sind zugunsten besserer Modifikationsmöglichkeiten Flanschverschraubungen miteinander verbunden. Die Dichtung erfolgt durch Metalldichtringe der Firma Garlock, Typ Helicoflex.

Ventile:

Die verwendeten Ventile bestehen vollständig aus Edelstahl und sind abgedichtet durch einen verschweißten Faltenbalg. Die Verstellung der Ventile an der Filterstrecke und nach der Teststrecke erfolgt manuell durch ein Handrad. Das Füll- und Ablassventil ist pneumatisch betrieben.

Schutzgassystem:

Das mit Argon betriebene Gassystem schützt zum einen das Flüssigmetall vor Sauerstoff (Oxidation) und ermöglicht es zum anderen, eine Druckdifferenz zu erzeugen, um den Kreislauf aus dem Sumpftank zu befüllen.

EM-Pumpe:

In der elektromagnetischen (EM) Pumpe erzeugt ein magnetisches Wechselfeld mit einer Frequenz von 50 Hz Lorentz Kräfte im Flüssigmetall, die das Medium transportieren. Die hier verwendete Bauart ist eine lineare Flachkanalpumpe, die voraussetzt, dass sich die normal zum Magnetfeld und senkrecht zur Strömung induzierten elektrischen Ströme über die elektrisch leitenden Wände des Pumpenkanals kurz-

schließen können. Dafür ist ein möglichst widerstandsfreier Übergang des elektrischen Stroms zwischen dem flüssigen Metall und der Kanalwand erforderlich. Hier tritt ein entscheidendes Problem beim Umgang mit flüssigem Blei-Wismut auf: die Benetzung. Aufgrund der Materialeigenschaften (z.B. hohe Oberflächenspannung), benetzt Blei-Wismut das Strukturmaterial schlecht. Im Gegensatz zu Alkalimetallen wie Natrium oder NaK lässt sich durch hohe Temperaturen eine dauerhafte Benetzung der Stahlwände nicht sicherstellen. Somit ist der elektrische Kontaktwiderstand eine nicht kontrollierbare Größe. Das hat während des Kreislaufbetriebs Änderungen des Leistungsvermögens der Pumpe zur Folge.

Eine Erklärung für das Benetzungsverhalten steht aus Sicht der Materialforschung noch aus. Erste Untersuchungen wurden im Rahmen des TECLA Projects (TEChnology for Lead Alloys) durchgeführt: Gnecco et al. (2002) finden keinerlei Anzeichen von Benetzung der Stahlstrukturen durch Blei-Wismut. Als Grund führen sie die natürliche Passivierung des Stahls durch dünne Oxidschichten an, die bei den betriebsrelevanten Temperaturen zwischen 200°C und 400°C nicht abgebaut werden. Nach einer optimistischen Abschätzung liegt der Wirkungsgrad der EM-Pumpe bei etwa 2%. Dennoch überwiegen die Vorteile dieses Verfahrens. Das Flüssigmetall ist in einer EM-Pumpe luftdicht eingeschlossen, und es existieren keine beweglichen Teile.

Wärmetauscher:

Der Wärmetauscher führt die Wärme ab, die durch die EM-Pumpe und den hydraulischen Druckverlust in das Fluid eingebracht werden. Bei Wärmeübertragungsexperimenten kommt die Leistung der Heizelemente hinzu. Die Aufgabe des Wärmetauschers ist es, eine konstante Temperatur am Eintritt der Teststrecken und damit konstante Randbedingungen für die Experimente zu gewährleisten.

Zu diesem Zweck ist ein Luftkühler im THESYS-Kreislauf integriert, der aus drei übereinander liegenden Ebenen von je 8 Rohren mit einem Durchmesser von 12mm besteht. Der Luftstrom kann geheizt werden, um die Betriebstemperatur für den Füllvorgang zu erreichen. Während der Experimente hat sich gezeigt, dass eine deutlich bessere thermische Stabilität erreicht werden kann, wenn die Wärmeverluste des Kreislaufs nicht durch die zyklisch geschalteten Begleitheizungen, sondern durch einen geheizten Luftstrom im Wärmetauscher ausgeglichen werden. Damit konnte die Eintrittstemperatur an den Teststrecken auf mindestens $\pm 0,1^\circ\text{C}$ genau konstant gehalten werden.

Filterstrecke:

Basierend auf Erfahrungen aus der Natriumtechnologie wurde diese Filterstrecke als Kaltfalle ausgelegt. Bei Temperaturen nahe dem Erstarrungspunkt soll das Flüssigmetall durch eine Siebkaskade aus Stahlwolle geleitet werden, um die aufgrund der niedrigeren Löslichkeit bei tiefen Temperaturen ausfallenden Metalloxide abzutrennen. Leider ist dieses Verfahren bei Blei-Wismut nicht anwendbar: Wegen der extrem niedrigen Sauerstoffpotentiale, die zur Oxidation von Blei und Wismut notwendig sind, würden in der Kaltfalle Blei- und Wismutoxid entstehen, welche diese sofort verstopfen würde. Daher wurde die Filterstrecke bei der aktuellen Arbeitstemperatur des Kreislaufs durchströmt, womit zumindest grobe Verunreinigungen, so sie vorhanden sind, herausgefiltert werden können. Untersuchungen zu Typ und Verhalten von Verunreinigungen in Blei-Wismut wurden von Courouau et al. (2002) durchgeführt. Während der Durchführung der Experimente konnten keine Verunreinigungen festgestellt werden, die die physikalisch chemischen Eigenschaften des Fluid verändert hätten. Eine optische Kontrolle der Oberfläche in der O₂-Box zeigte ebenfalls keine erkennbaren Verunreinigungen oder Oxidbildung, was auf die Verwendung der Sauerstoffkontrolle zurückzuführen ist.

Sauerstoffkontrolle:

Um die Strukturmaterialien gegen Korrosion zu schützen, wird die Sauerstoffkonzentration im Flüssigmetall so eingestellt, dass sich geschlossene Eisenoxidschichten bilden können, ohne dass Blei- oder Wismutoxid entsteht. Am Forschungszentrum Karlsruhe wurde für diesen Zweck das Sauerstoffkontrollsystem OCS entwickelt, das am THESYS-Kreislauf eingesetzt wird. Dieses System kontrolliert den Sauerstoffgehalt im Flüssigmetall durch Zuführen eines reduzierenden Gasgemisches (H₂/H₂O) mit definiertem Sauerstoffpartialdruck in die O₂-Box. Damit stellt sich zwischen Gasphase und Flüssigmetall bezüglich der Sauerstoffaktivität ein Gleichgewicht ein. Eine detaillierte Beschreibung der Flüssigmetallkorrosion und entsprechender Schutzmassnahmen zusammen mit der Sauerstoffkontrolle kann bei Müller et al. (2000) gefunden werden.

Da aber die Korrosionsangriffe durch das Flüssigmetall erst ab Temperaturen um die 500°C problematisch werden und der Einfluss von Oxidschichten auf Anlagenteilen, die zu Messeinrichtungen gehören, nicht vorhergesehen werden kann, wurde während der Experimente eine vollständig reduzierende Argon-Wasserstoff Atmosphäre in der O₂-Box eingestellt. Daher kann von einer Sauerstoffkonzentration von weniger als

10^{-10} Gewichtsprozent (wt%) im Flüssigmetall ausgegangen werden. Damit ist eine unerwünschte Oxidbildung ausgeschlossen.

Der Einfluss der Oxidation des Strukturmaterials auf physikalische Prozesse, die sowohl die Messtechnik als auch den Wärmeübergang betreffen, ist bisher weitestgehend unbekannt. Grundlegende Überlegungen stellt Borgstedt (1966) für Natriumsysteme an. Eine Untersuchung dieser Effekte in flüssigem Blei-Wismut ist dringend erforderlich.

4.1.2 Teststrecken

Am THESYS Kreislauf stehen zwei Teststrecken TS1 und TS2 zur Verfügung. In Teststrecke TS1 mit einer Länge von 1330mm (22,2 hydraulische Durchmesser) wurden die Qualifikationsexperimente für die Durchflussmesstechniken durchgeführt. Die relativ kurze Einlaufstrecke nach dem Rohrbogen führt zu einem unsymmetrischen Strömungsprofil, was bei der Bewertung der Messergebnisse berücksichtigt werden muss.

Wesentlich bessere Randbedingungen bietet Teststrecke TS2 mit einer Länge von 628mm und einem Vorlauf von 2120mm (35,3 hydraulische Durchmesser). Durch den zusätzlichen Einbau eines Strömungsgleichrichters in Form einer Venturi-Düse mit Leitblechen am Beginn der Vorlaufstrecke wird eine hydraulisch eingelaufene Strömung am Eintritt der Teststrecke TS2 garantiert. Dort wurde die turbulente Rohrströmung mit den lokalen Geschwindigkeitsmesstechniken untersucht.

4.1.3 Datenerfassung und Steuerung

Die Steuerung von Begleitheizungen und Pumpe erfolgt durch eine Siemens S5 SPS 135U CPU. In Ermangelung kommerzieller Software, die den Ansprüchen bezüglich Flexibilität und Datenaufzeichnung an einem experimentellen Kreislaufs gerecht wird, wurde mit der Entwicklungsumgebung LabVIEW der Firma National Instruments ein SCADA System (Supervisory Control and Data Acquisition) als Front End für die Kreisläufe des KALLA Labors entwickelt, siehe hierzu Lefhalm et al. (2002). Mit diesem System werden von einem Kontrollrechner aus die Funktionen der SPS gesteuert und alle prozessrelevanten Daten kontinuierlich in einer Datenbank aufgezeichnet.

Für die Datenerfassung bei den Experimenten kommt ein Personal Computer (PC) mit einer 16bit Datenerfassungskarte der Firma National Instruments (6031E) zum

Einsatz. Die Erfassung und Analyse der Daten erfolgte ebenfalls in der Entwicklungsumgebung LabVIEW, National Instruments (2003,2004).

Eine Ausnahme bildet die Ultraschall Doppler Velocimetrie. Hier sind sämtliche Hard- und Softwarekomponenten in dem Gerät DOP2000 der Firma Signal Processing integriert, Willemetz (2001).

4.2 Messtechnik für den Volumenstrom

In den nächsten Abschnitten wird die technische Realisation der in Kapitel 3 vorgestellten Messverfahren am THESYS Kreislauf vorgestellt.

4.2.1 Wärmebilanz

Mit Hilfe eines zu Testzwecken im Vorlauf von Teststrecke TS2 eingebauten Rohrerhitzers wurde in einem ersten Schritt der Volumenstrom anhand der Wärmebilanz abgeschätzt. Der verwendete Erhitzer ist eine Eigenkonstruktion mit der Maßgabe, einen möglichst effektiven Wärmeeintrag in das Flüssigmetall zu erreichen, ohne dass die Heizstäbe mit dem Flüssigmetall in Berührung kommen. Dazu wurde ein Rohr mit 9 sternförmig von außen eingefrästen Nuten gefertigt, die jeweils einen Heizstab aufnehmen, womit sich eine Gesamtleistung von maximal 27kW ergibt. Die Länge der beheizten Strecke beträgt 1400mm.

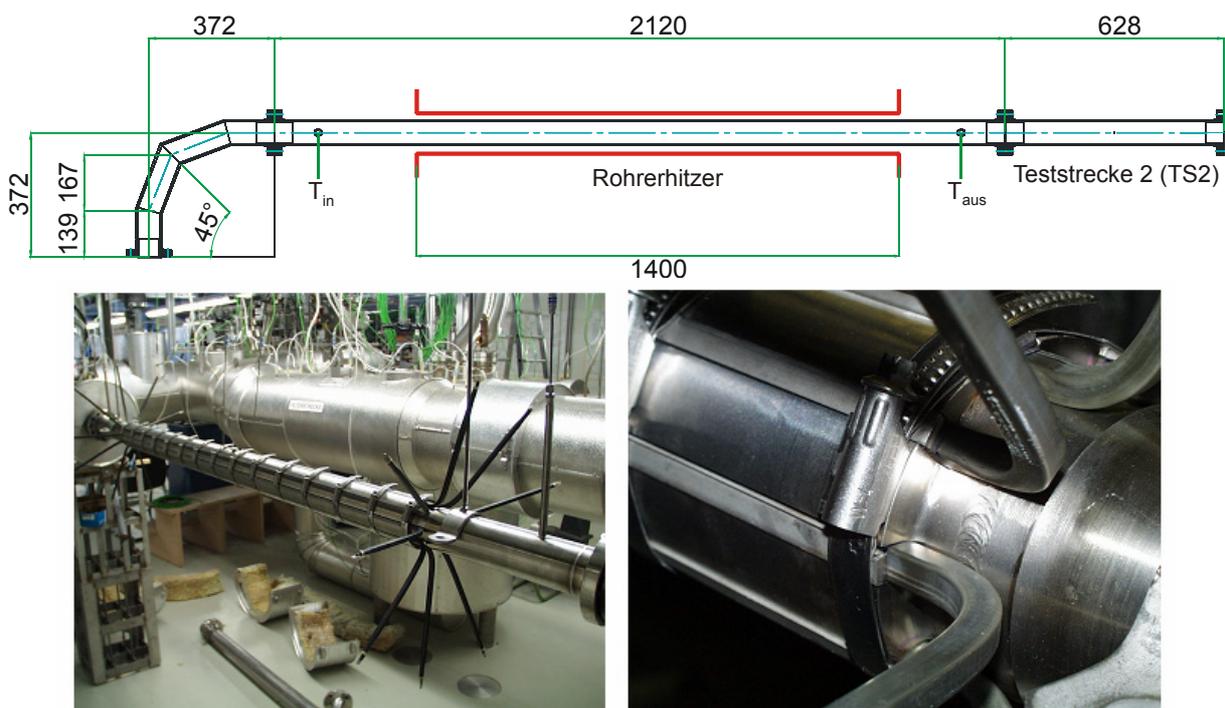


Abbildung 4.3: Rohrerhitzer im THESYS Kreislauf.

Abbildung 4.3 zeigt schematisch die Position des Rohrerhitzers. Auf dem linken Bild ist der eingebaute Erhitzer mit den Anschlussstücken der Heizstäbe vor der thermischen Isolation zu sehen; das rechte Bild zeigt im Detail die Einpassung der Heizstäbe in die Nuten des Rohres. Jeweils 240mm vor (T_{in}) und nach (T_{aus}) der beheizten Länge sind 3mm Mantelthermoelemente installiert, die die Flüssigmetalltemperatur in der Rohrmitte erfassen. In der Teststrecke TS2 befindet sich ein traversierbares Thermoelement, mit dem das Temperaturprofil mittig im horizontalen Schnitt durch das Rohr vermessen werden kann. Die Leistungssteuerung des Erhitzers erfolgt über einen Thyristorsteller, der über die SPS mit dem Steuerungssystem des Kreislaufs verbunden ist.

Im Betrieb mit 24kW elektrischer Leistung stellt sich eine maximale Heizstabtemperatur von ca. 500°C ein. Schätzt man damit konservativ nach VDI Wärmeatlas (1997) die thermischen Verluste durch die Isolierung ab, so ergibt sich für den ganzen Erhitzer $P_{\text{verlust}}=170\text{W}$. Diese Größenordnung ist bei der Auswertung der Wärmebilanz berücksichtigt worden.

4.2.2 Turbinenzähler

Im Bestreben, eine absolute Messtechnik zur Verfügung zu haben wurde ein Turbinenzähler der Firma Natec Schultheiß erworben und in Teststrecke TS1 eingesetzt. Bei dem verwendeten Modell FT-1600-YBBLED-6108 handelt es sich um eine Messturbine für Flüssigkeiten mit magnetisch induktivem Abgriff.

Aufgrund des gewünschten Messbereichs von 0 – 6m³/h musste ein Innendurchmesser von 25,4mm für die Turbine gewählt werden, was eine entsprechende Reduzierung des Leitungsdurchmessers nötig machte. Um zu verhindern, dass das Laufrad der Turbine im abgelassenen Zustand des Kreislaufs mit Blei in Berührung kommt, wurde parallel ein Bypass mit Ventil installiert. Abbildung 4.4 zeigt ein Schema der Anordnung des Durchflussmessers in Teststrecke TS1, eine Außenansicht der Turbine und einen Blick durch den Strömungskanal auf das Laufrad.

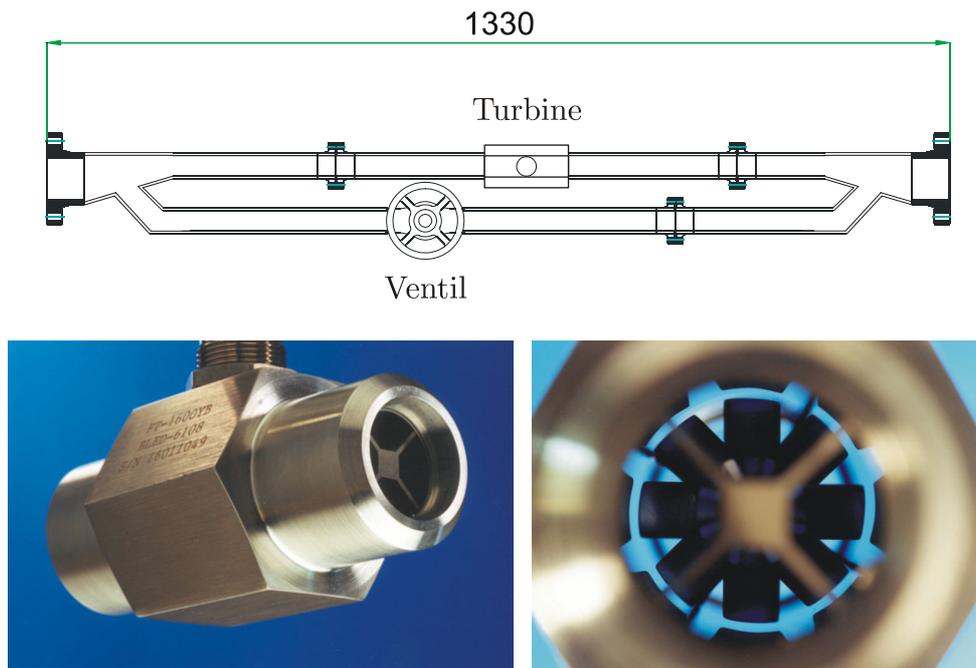


Abbildung 4.4: Turbinendurchflussmesser (Natec Schultheiß (1999)).

Das Gehäuse der Turbine ist aus Edelstahl DIN 1.4571 und der Rotor aus DIN 1.4104 gefertigt. Achszapfen, Achse und Lager bestehen aus Hartmetall. Laut Spezifikation ist damit eine Mediumtemperatur bis zu 600°C zulässig, die Temperatur des magnetisch induktiven Abgriffs darf 400°C erreichen (Natec Schultheiß (1999)). Kalibriert wurde firmenseitig an 20 Punkte zwischen 0,2 und 6,3m³/h mit einem Ölgemisch, dessen Viskosität an die des Blei-Wismuts angepasst war.

Nachteilig wirkt sich der kleine Durchmesser des Strömungskanals der Turbine auf den Druckverlust des Kreislaufs aus. Bei installierter Turbine wurde daher nur ein maximaler Volumenstrom von etwa 1,3m³/h bei voller Pumpenleistung erreicht.

4.2.3 Magnetisch Induktive Verfahren

In Teststrecke TS1 kamen die zwei im vorangegangenen Kapitel beschriebenen magnetisch induktiven Messverfahren in Form eines Permanentmagneten und eines Elektromagnetischen Frequenzdurchflussmessers (EMFM) zum Einsatz.

4.2.3.1 Permanentmagnet

Zum Aufbau des permanentmagnetischen Durchflussmessers (PMF) wurde ein Hufeisenmagnet aus Trafoperm (Weicheisen) auf der Teststrecke TS1 fixiert, so dass sein Feld die Rohrleitung vertikal durchsetzt. Der Magnet mit einer Feldstärke von

ca. 800 Gauss an den Polschuhen entstammt einem Natrium Kreislauf, an dem er ebenfalls als Teil eines Durchflussmessers gedient hat. Die Elektroden, an denen die zu messende Potentialdifferenz abgenommen wird, wurden horizontal an gegenüberliegenden Seiten des Rohren mit Bolzenschweißtechnik angebracht. Eine Abschirmung wurde nicht vorgesehen, da man eine zu starke Temperaturerhöhung in einem Gehäuse befürchtete.

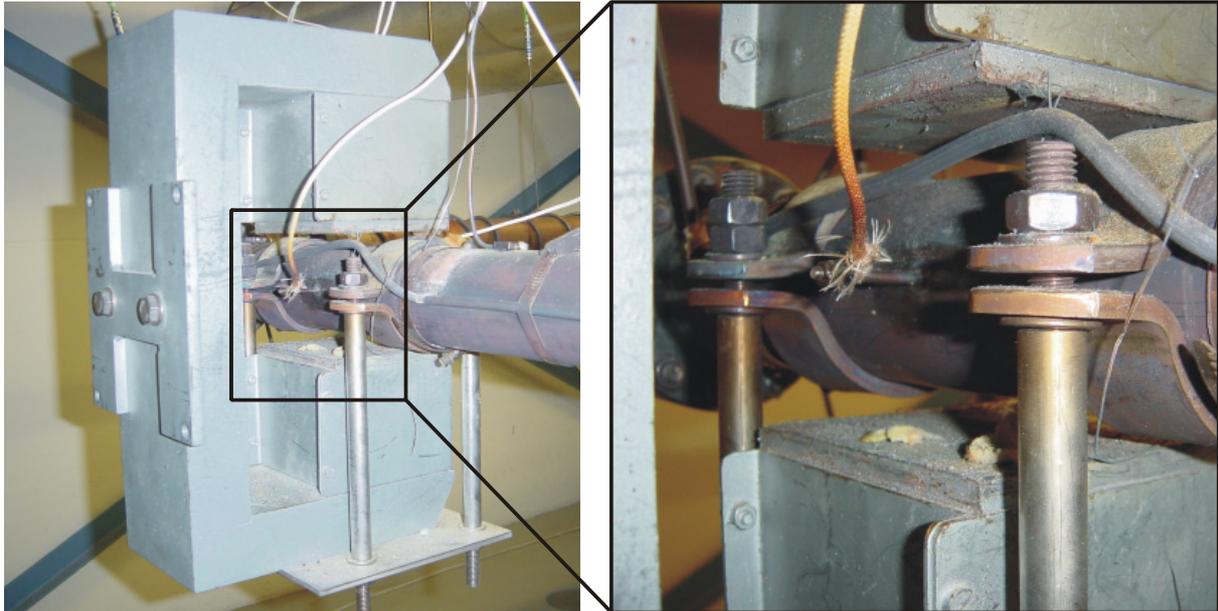


Abbildung 4.5: Einbausituation Permanentmagnet.

In Abbildung 4.5 ist auf der linken Seite der am Rohr fixierte Hufeisenmagnet zu sehen. In der Vergrößerung kann man eine der aufgeschweißten Elektroden mit angeschlossenem, isoliertem Messkabel erkennen. Der über die Elektrode hinweg gebogene Heizstab dient nur zum Aufheizen vor dem Befüllen des Kreislaufs und ist während der Messungen inaktiv.

Bei der ersten Inbetriebnahme lieferte diese Anordnung keine verwertbaren Daten. Erst im Laufe einiger Betriebswochen stellte sich, nach kontinuierlicher Verbesserung der Signalstärke, ein volumenstromproportionales Verhalten ein. Dies wird darauf zurückgeführt, dass die auf den Rohrwänden vorhandenen Oxidschichten im Flüssigmetall gelöst wurden, wodurch sich die Benetzung verbessern und der Kontaktwiderstand zwischen Flüssigmetall und Rohrwand verringern konnte.

4.2.3.2 Elektromagnetischer Frequenzdurchflussmesser

Der im Rahmen dieser Arbeit untersuchte elektromagnetische Frequenzdurchflussmesser (EMFM) wurde im KALLA Labor gefertigt. Er besteht aus zwei Senderspulen mit 300 Windungen und einer Empfängerspule mit 800 Windungen aus Wigaflex-G Nickeldraht der Firma Garnisch. Die Senderspulen haben eine Induktivität von 5,88 bzw. 5,50mHenry und einen Ohmschen Widerstand von 113 bzw. 110,1 Ω bei 25°C, der linear auf 145 bzw. 141 Ω bei 200°C ansteigt. Gespeist werden die Senderspulen von einem Wechselstrom mit einer Frequenz zwischen 400 und 1100Hz durch einen Musikverstärker, der den Strom über den sich mit der Temperatur ändernden Widerstand der Spulen konstant hält. Letzteres ist eine Grundvoraussetzung, um den EMFM betreiben zu können. Die Empfängerspule weist eine Induktivität von 21,63mHenry auf und hat einen Widerstand von 457,1 Ω bei 25°C, ebenfalls linear ansteigend auf 834 Ω bei 200°C. Den EMFM während der Fertigung und eingebaut in den THESYS Kreislauf (nicht isoliert) zeigt Abbildung 4.6.

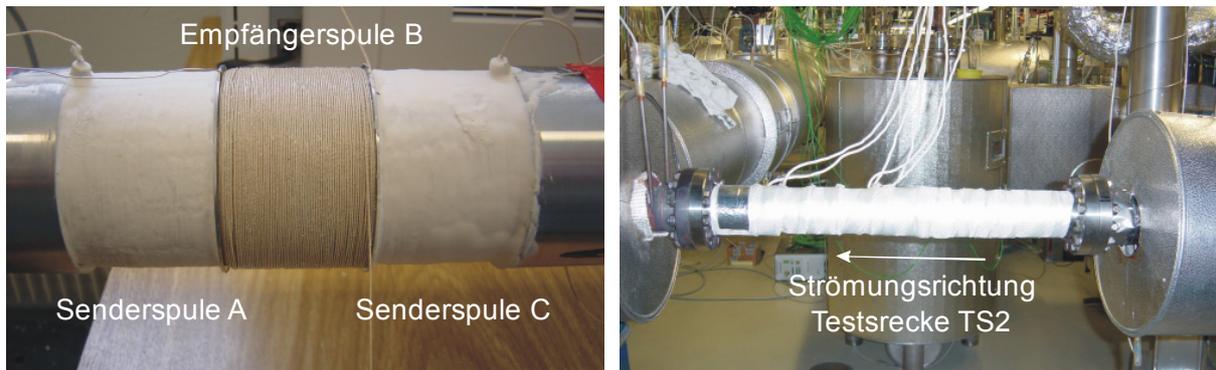


Abbildung 4.6: EMFM Fertigung (links) und Einsatz in Teststrecke TS2 (rechts).

In Tabelle 4.1 sind die charakteristischen Größen, die das Verhalten des EMFM bestimmen, für eine Blei-Wismut Temperatur von 200°C zusammengestellt. Die zur Berechnung notwendigen Stoffgrößen können dem Anhang 8.1 entnommen werden. Die maximale magnetische Induktion wurde nach Gleichung (4.1) berechnet.

$$B_{\max} = \frac{I_{\max} R}{n L f \pi d_{m,SS}}, \quad (4.1)$$

wobei R den ohmschen Widerstand, L die Breite, n die Anzahl der Windungen und $d_{m,SS}$ den Durchmesser der Senderspulen bezeichnet.

Tabelle 4.1: Charakteristische Größen für den EMFM des KALLA Labors.

Größe	Symbol	phys. Einheit	Größenordnung
Maximaler Strom	I_{max}	A	0,1
Rohrinnendurchmesser	d_m	m	0,06
Durchmesser Senderspule	$d_{m,SS}$	m	0,066
Breite Senderspule	L	m	0,06
Frequenzbereich Senderstrom	f	s ⁻¹	400 – 1,1·10 ³
Maximale magnetische Induktion	B_{max}	Tesla 10 ⁻³	3,53 – 9,712
Mittlere Geschwindigkeit	v_0	m/s	10 ⁻³ – 2
Widerstand Senderspule	R	Ω	145
Magnetische Reynoldszahl	Re_m	-	6,6·10 ⁻⁵ – 0,13
Hartmannzahl	Ha	-	4 – 10,2
Stewartzahl	St	-	4,27·10 ⁻³ – 10 ⁻²
Skin-Effekt	Gleichung	-	9,97 – 27,42
Verschiebestrome	(3.8)	-	2,56·10 ⁻¹⁴ – 7,05·10 ⁻¹⁴

Vergleicht man die fünf unteren Parameter aus Tabelle 4.1 mit der in Kapitel 3 gestellten Forderung (alle $\ll 1$), so erkennt man, dass dies für die Hartmannzahl und die Kennzahl des Skin-Effekts nicht erfüllt ist. Für geringere Speisefrequenzen der Senderspulen ist die Beeinflussung des Strömungsfeldes durch die magnetische Induktion geringer und die Eindringtiefe des Magnetfelds weiter. Wesentlich geringere Wechselfrequenzen sind aber aus den in Kapitel 3 genannten Gründen nicht erwünscht. Daher wäre eine geometrische Optimierung des Durchflussmessers sinnvoll. Dennoch kann ein lineares Verhalten dieses EMFM erwartet werden, da die magnetische Reynoldszahl und die Stewartzahl wesentlich kleiner als Eins sind.

Die Signale der Empfängerspule wurden unter Verwendung des in Kapitel 1 beschriebenen Oversampling nach Konditionierung durch einen analogen Antialiasing-Filter erfasst und in Echtzeit auf dem Messrechner analysiert. Um Signalartefakte aufgrund

von pick-up Effekten zu eliminieren, wurde das gesampelte Signal einer digitalen Bandpassfilterung unterworfen, bevor der RMS-Wert ermittelt wurde. Somit steht ein volumenstromproportionales Signal für die Aufzeichnung zur Verfügung.

4.2.4 Ultraschall Laufzeit

Das Ultraschall Laufzeitverfahren wurde mit dem Gerätemodell XMT868 der Firma Panametrics realisiert (Panametrics (1998)). Sende- und Empfangsverstärker sowie Auswerteelektronik sind hier in einer Einheit zusammengefasst. Der Ultraschall wird von zwei 512kHz Sensoren mit einem Durchmesser von 20mm erzeugt und über Wellenleiter (Bundled Waveguides) unter einem Winkel von 45° zur Strömungsrichtung auf gegenüberliegenden Seiten des Messrohres in das flüssige Metall eingekoppelt. Da dieses Verfahren eine längere Einlaufstrecke benötigt, wurde die Vorlaufstrecke von Teststrecke TS2 für die Installation ausgewählt.

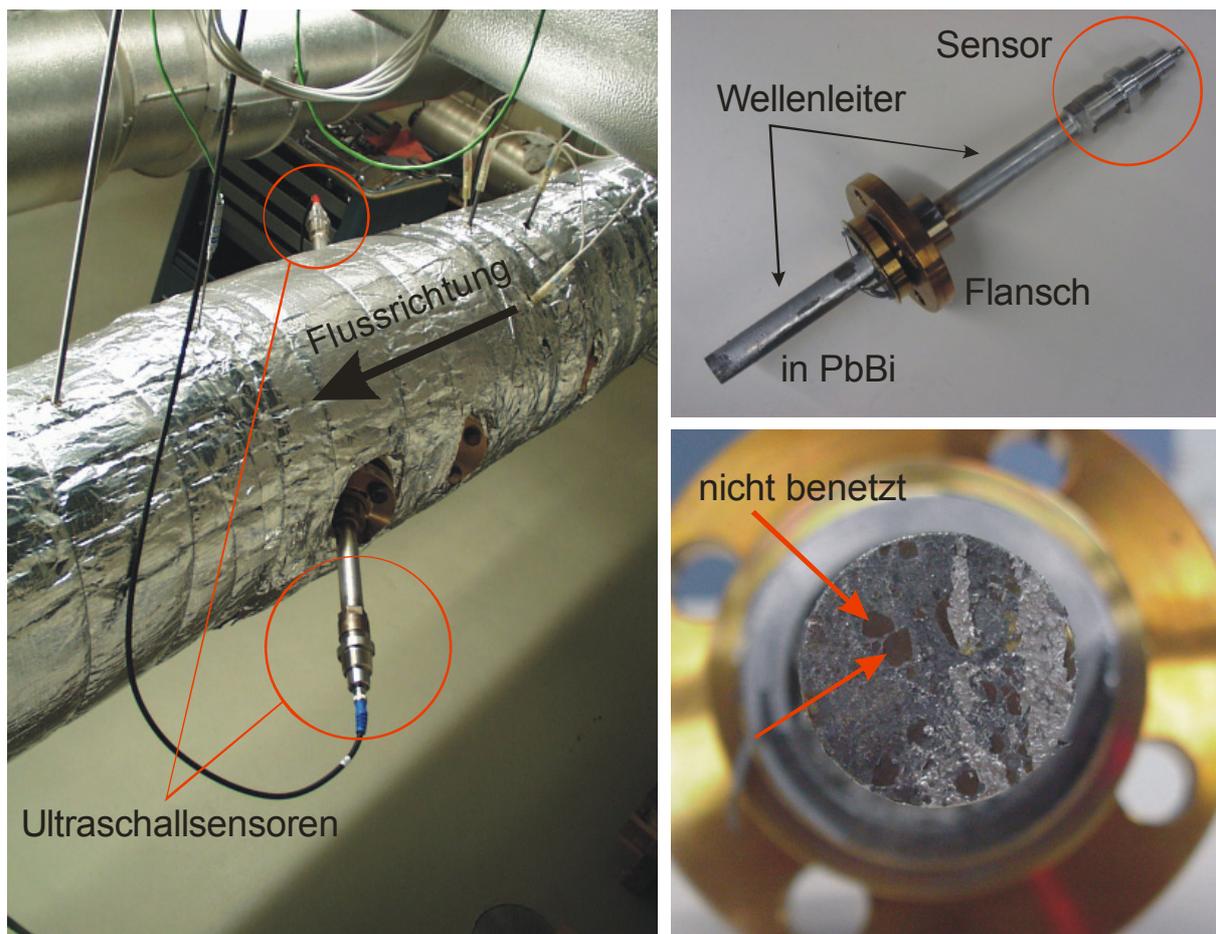


Abbildung 4.7: Ultraschall Laufzeitverfahren am THESYS Kreislauf, Wellenleiter und Benetzung.

Abbildung 4.7 zeigt oben rechts einen Wellenleiter mit eingesetztem Sensor, der unterhalb des Flansches in das Blei-Wismut hineinragt. Der obere Teil ist frei zugänglich und wird von der Umgebungsluft gekühlt. Aufgenommen werden die Wellenleiter von zwei an das Rohr geschweißten Stützen, von denen man einen auf der linken Seite von Abbildung 4.7 am Rand der Isolation der Rohrleitung erkennen kann.

Entscheidend für die Einkopplung des Ultraschalls ist eine adhäsive Benetzung des Wellenleiterendes, damit die Schwingungsenergie an das Fluid übertragen werden kann. Wie unten rechts in Abbildung 4.7 erkennbar ist, war das jedoch zunächst nicht der Fall. Deutlich sind Bereiche erkennbar, in denen offensichtlich keine Benetzung durch das Flüssigmetall stattgefunden hat, was zu so schlechten Signalqualitäten führt, dass keine Messung möglich ist. Nach mehreren Versuchen, durch eine Oberflächenbehandlung die Benetzung herbeizuführen, wurde in einem galvanischen Bad eine 2µm dicke Opferschicht aus Nickel auf das Wellenleiterende aufgebracht. Aufgrund der hohen Löslichkeit von Nickel in Blei-Wismut kam es zum gewünschten adhäsiven Kontakt, der über den gesamten Einsatzzeitraum bestehen blieb. Auf diese Weise wurde am Empfänger eine Signalstärke von bis zu 60% der Sendeamplitude erreicht.

Das XMT868 wird über eine eigene Software (Instrument Data Manager, IDM) mit den Parametern der Teststreckengeometrie und den Fluideigenschaften, die in den Auswertungsalgorithmus eingehen, konfiguriert. Die Laufzeitdifferenz der phasenkodierten Ultraschallimpulse wird durch eine Kreuzkorrelation des nacheinander stromaufwärts und stromabwärts gesendeten Signals bestimmt, wobei auftretende Störungen (Rauschen, Reflektionen von Partikeln in der Strömung) durch digitale Singalbearbeitung beseitigt werden, Panametrics (2003). Der daraus berechnete Volumenstrom wird von der IDM Software zusammen mit diversen Diagnoseparametern aufgezeichnet und gleichzeitig als analoges Signal an das Steuerungssystem übergeben und dort ebenfalls mitgeschrieben.

Wie in Kapitel 3 erläutert, geht die Ultraschallgeschwindigkeit im Flüssigmetall in die Auswertung des Volumenstroms ein. Da die Teststreckengeometrie bekannt ist, kann bei stehendem Fluid aus der Laufzeit eines Impulses die Schallgeschwindigkeit ermittelt werden. Weil diese in Blei-Wismut bisher unbekannt war, wurde eine Zusatzfunktion des XMT868 verwendet, die dieses Verfahren nutzt, um die Schallgeschwindigkeit in Abhängigkeit der Temperatur im Bereich von 200 bis 400°C zu ermitteln. Das Ergebnis lässt sich durch Gleichung (4.2) wiedergeben.

$$c_{PbBi}(T) = 1910 - 0,8 \cdot T \text{ [m/s]}. \quad (4.2)$$

Beim Abfahren der Temperaturtransienten wurde eine Hysterese beobachtet (eventuell zu schnell), weswegen die Unsicherheit mit maximal 10% angegeben werden muss. Wird die erwartete Schallgeschwindigkeit angegeben, so ist das XMT868 jedoch in der Lage, diese Unsicherheit auch bei fließendem Medium zu korrigieren, so dass sie sich nicht im Messergebnis niederschlägt, siehe hierzu Panametrics (1998).

4.3 Lokale Geschwindigkeitsmesstechnik

Aufgrund von Erfahrungen mit der Messung lokaler Geschwindigkeiten in Natrium Strömungen mit Hilfe von MPP Sonden (Knebel (1994), Kapulla (2000)) wurde versucht, diese Technologie auf das Medium Blei-Wismut zu übertragen. Eine in Teststrecke TS2 installierte MPP Sonde zeigte jedoch eine so geringe Empfindlichkeit, dass davon Abstand genommen werden musste. Verantwortlich dafür ist erneut die fehlende Benetzung der Sonde, so dass der bestehende Kontaktwiderstand die Feldlinien des Miniaturmagneten daran hindert, sich im Flüssigmetall auszubreiten. Daher induziert das vorbeiströmende Fluid keine detektierbare Spannung, und die Sonde wird in PbBi unbrauchbar.

Daher wurden zur Untersuchung des Geschwindigkeitsfelds der turbulenten Blei-Wismut Rohrströmung eine traversierbare Pitot Sonde und die Ultraschall Doppler Velocimetrie verwendet.

4.3.1 Pitot-Sonde

Im KALLA Labor wurden zwei verschiedene Ausführungen für die absolute und die Differenzdruckmessung zur Bestimmung der lokalen Geschwindigkeit mittels einer Pitot-Sonde ausgewählt. Zur Aufnahme des Absolutdrucks werden Membrandruckaufnehmer mit einem Sensorchip auf Siliziumbasis der Firma Kulite benutzt. Die Modellreihen HEM-375 und XTEH-10L zeichnen sich durch hohe Einsatztemperaturen bis 260°C bzw. 480°C, hohe Eigenfrequenzen von mehr als 400kHz, eine robuste Bauart und die sog. Leadless Technology aus, mit der der Sensorchip ohne leitfähige Verbindungen gegen das Fluid mit den Messleitungen kontaktiert ist, Kulite (2003). Mit solchen Sensoren lassen sich so auch hochfrequente Druckfluktuationen in leitfähigen Medien, wie Flüssigmetallen, bestimmen. Die Messspanne ist sensorabhängig wählbar von 0-1,7bar bis 0-70bar.

Für die Messung von Differenzdrücken beim Einsatz der Pitot-Sonde werden Messumformer der Firma Fisher-Rosemount, Modellreihe 3051, verwendet. Sie arbeiten nach einem kapazitiven Prinzip und erreichen so eine sehr hohe Messgenauigkeit von 0,075% einschließlich Linearität, Hysterese und Reproduzierbarkeit (Fisher-Rosemount (2000)). Da jedoch die Messzelle nur für Prozesstemperaturen bis 120°C ausgelegt ist, wird ein Druckmittlersystem mit Hochtemperatur Silikonöl (bis 350°C, Modell 1199) über einen Kapillaranschluß vorgeschaltet. Abbildung 4.8 zeigt den Aufbau des Druckaufnehmers und dessen Messzelle im Detail.

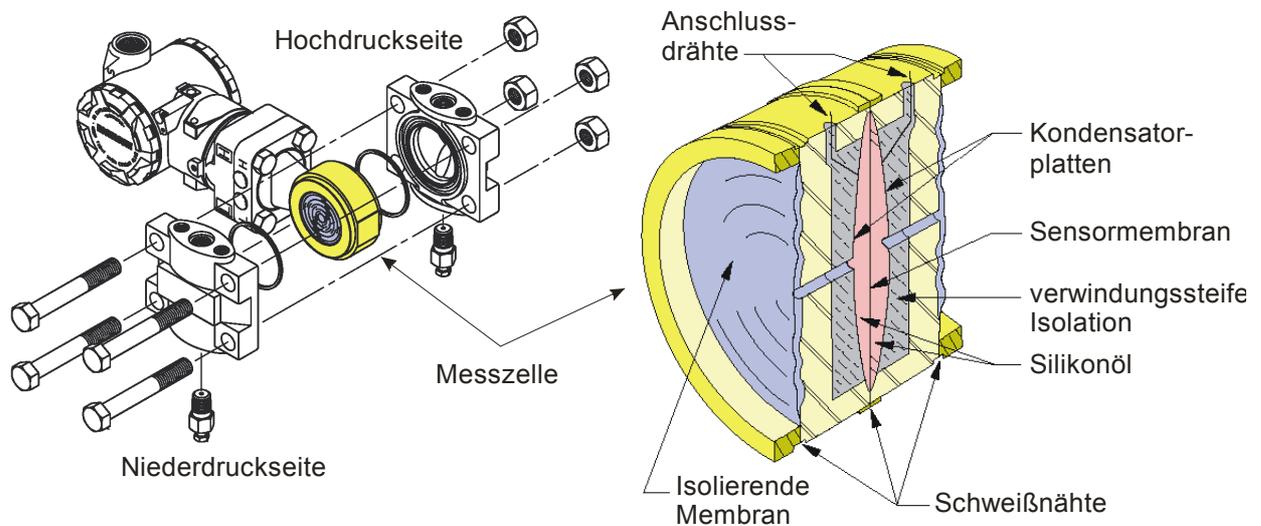


Abbildung 4.8: Kapazitiver Differenzdruckaufnehmer Modell 3051, Fisher-Rosemount (2000).

Der Einsatz des Druckmittlersystems führt zu einer deutlich verlangsamten Antwortzeit des Meßsystems von ca. 500ms bzw. 2Hz. Eine Auflösung von Geschwindigkeitsschwankungen kommt mit diesem Aufbau also nicht in Frage. Der Versuch, die Druckfluktuationen parallel zur Differenzdruckmessung mit einem Absolutdruckaufnehmer zu erfassen, ist für zukünftige Experimente geplant.

Die Flüssigmetall-Pitot-Sonde ist eine Eigenkonstruktion, die in einem Wasser-Vorversuch gegen einen magnetisch induktiven Durchflussmesser der Firma Krone kalibriert wurde. Dabei kam dasselbe Druckmittlersystem zum Einsatz, das später auch am THESYS Kreislauf für die Messungen verwendet wurde. Wegen schwankender Durchflüsse im Wasserkreislauf wurde bei kleinen Volumenströmen eine Kalibrierengenauigkeit von 0,5% erreicht, die sich mit steigendem Durchsatz auf maximal 1,5% verschlechterte.

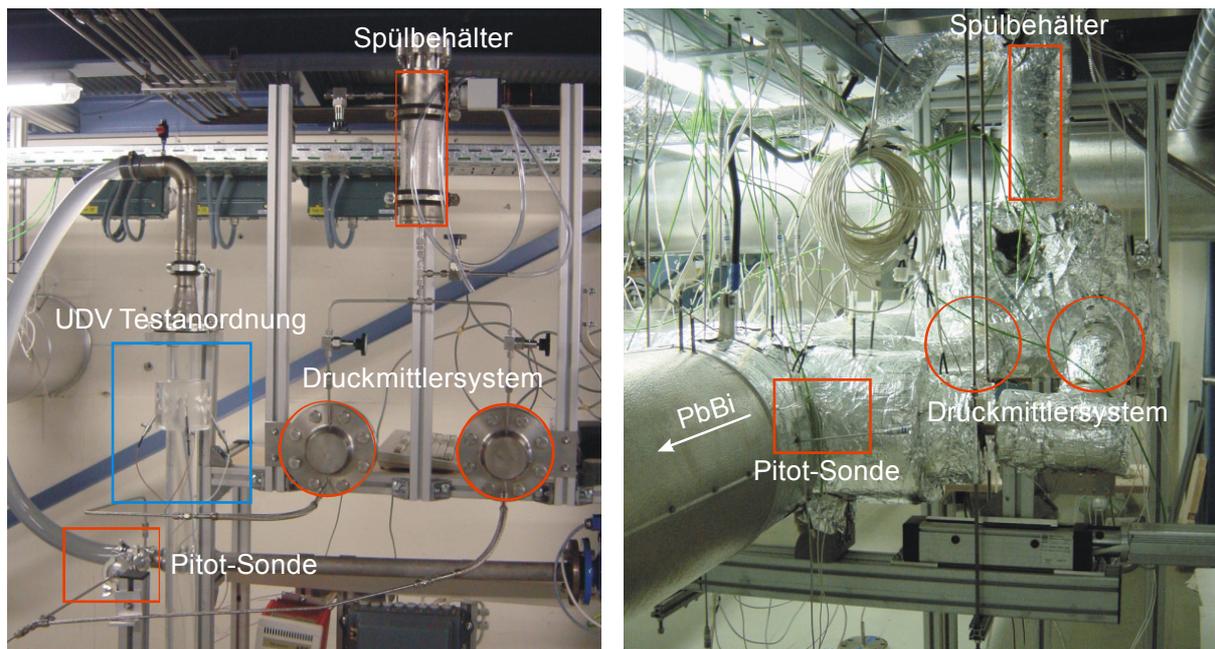


Abbildung 4.9: Einbausituation des Druckmittlersystems für die Pitot-Sonde im Wasser-Vorversuch (links) und im THESYS Kreislauf (rechts).

Abbildung 4.9 zeigt die Einbausituation des Druckmittlersystems für die Pitot-Sonde im Wasserkreislauf (links) und später im THESYS-Kreislauf (rechts). Sämtliche Zuleitungen, der Spülbehälter und die Spüleleitungen der Druckmesstechnik müssen isoliert und beheizt sein. Während der Experimente wurde im gesamten Druckmittlersystem eine konstante Temperatur von 200°C gehalten. Die 4mm Bohrung zur Abnahme des statischen Drucks wurde an der Unterseite der Rohrleitung angebracht, was während des Ablassens und Füllens des Kreislaufs zu Problemen führte, da sich Verunreinigungen in der Bohrung absetzten. Da wegen der hohen Dichte des Blei-Wismuts eventuelle Verunreinigungen während des Betriebs aufschwimmen, muss auch von einer Anbringung an der Oberseite Abstand genommen werden.

Die Teststrecke zur Untersuchung der turbulenten Rohrströmung besteht aus einem geraden, aus Edelstahl 1.4571 gefertigten Rohrstück mit einem Innendurchmesser von 60mm. Die Pitot-Sonde wird auf einer angeflanschten Verfahrereinrichtung durch einen Schlitz in der Rohrwand in die Strömung eingeführt. Durch diesen Schlitz kann die Sonde vollständig aus dem Rohr in eine Parkposition gefahren werden, so dass auch Messpositionen in der Grenzschicht angefahren werden können. Die theoretische Positionsgenauigkeit des Schrittmotors beträgt 1/80mm bei einer Reproduzierbarkeit vom 0,1mm, die durch eine Referenzfahrt (Nullpunktsabgleich) vor jedem Experiment sichergestellt wird.

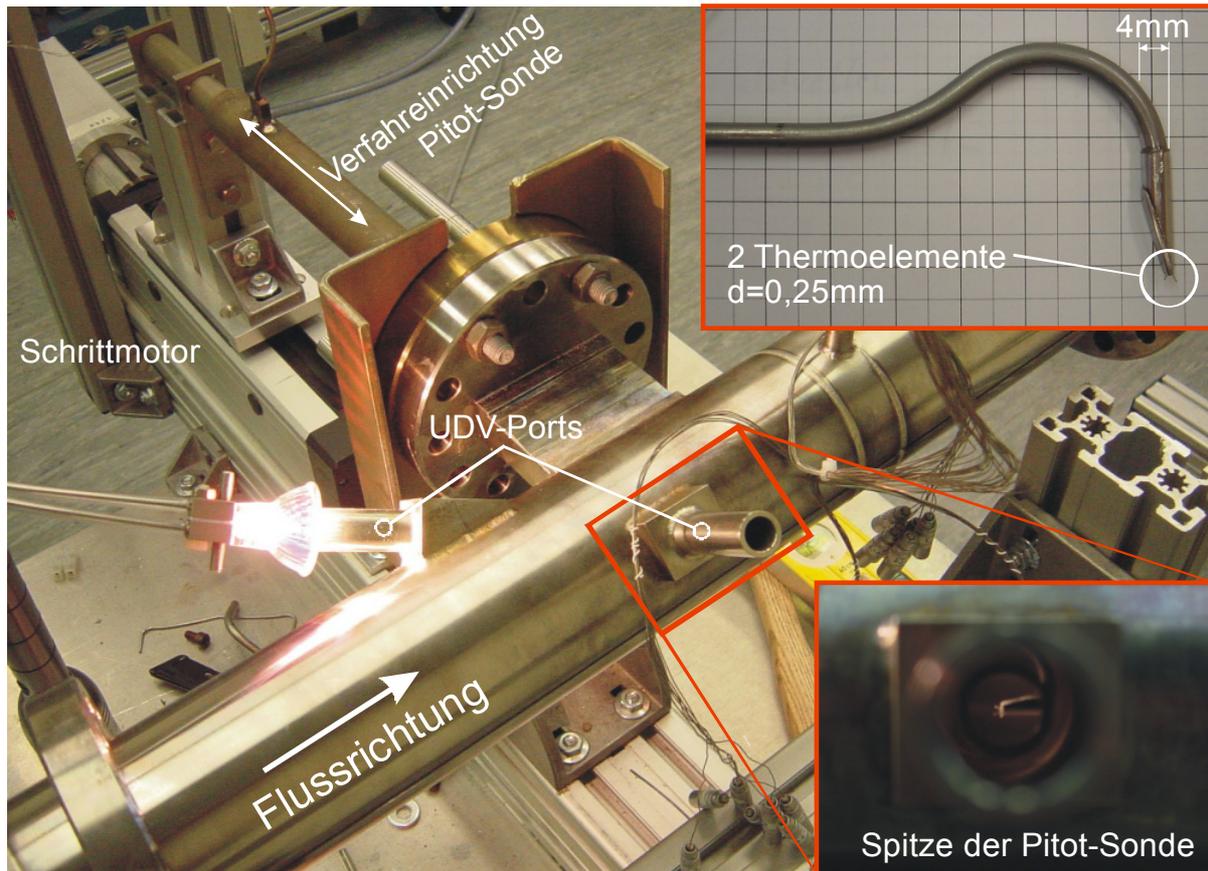


Abbildung 4.10: Teststrecke zur lokalen Geschwindigkeitsmessung mit Pitot-Sonde und UDV.

In Abbildung 4.10 ist die Teststrecke zur lokalen Geschwindigkeitsmessung während der Montage vor ihrem Einbau in den THESYS Kreislauf zu sehen. Neben der Einrichtung für die Pitot-Sonde sind die zwei Ports für die Ultraschall Doppler Velocimetrie Technik zu sehen.

Der Ausschnitt oben rechts von Abbildung 4.10 zeigt die im KALLA Labor für Schwermetallströmungen entwickelte Pitot-Sonde. Sie besteht aus einem 4x1mm Edelstahlrohr mit einer aufgesetzten, einseitig abgeschrägten Messspitze, deren dezentral positionierte Druckmündung mit einer Querschnittsfläche von $0,86\text{mm}^2$ Messpositionen nahe der Rohrwand ermöglicht. Die gebogene Form verhindert eine Störung der Strömung am Messpunkt durch den Schaft der Sonde. In die Spitze der Sonde sind für spätere Wärmeübergangsexperimente zwei 0,25mm Ni-CrNi Mantelthermoelemente integriert. Einen Blick auf die Spitze der eingebauten Pitot-Sonde durch einen UDV-Port zeigt die Detailansicht unten rechts in Abbildung 4.10.

4.3.2 Ultraschall Doppler Velocimetrie

Für die Ultraschall Doppler Velocimetrie Messungen stand das Gerät DOP2000 der Firma Signal Processing zu Verfügung (Willemetz (2001)). Basierend auf der Architektur eines Personal Computers integriert es die notwendigen Funktionen zur Ultraschallerzeugung, Signalkonditionierung und Datenerfassung, sowie ein Softwaresystem zur Steuerung des Messprozesses und Aufzeichnung der ermittelten Geschwindigkeitsprofile.

Zur Qualifizierung der UDV Technik wurden zunächst Vorversuche im Wasserkreislauf durchgeführt. In Abbildung 4.9 ist auf der linken Seite die Testanordnung am Ende eines Plexiglasrohres markiert, die in ihren geometrischen Innenmaßen denen der Teststrecke im THESYS-Kreislauf entspricht. Gemessen wurde mit Ultraschallsensoren bei einer Frequenz von 4MHz und Umgebungstemperatur. Im Gegensatz zu den Blei-Wismut Experimenten ist der simultane Einsatz mehrerer Sensoren mit einem Multiplexer möglich, um ein dreidimensionales Strömungsprofil (Flowmapping) zu erhalten.

Um auch bei den hohen Temperaturen in Flüssigmetallen mit der UDV messen zu können, wurde vom Forschungszentrum Rossendorf in Kooperation mit der Universität Nishni Novgorod in Russland ein Ultraschallsensor mit integriertem Wellenleiter für das DOP2000 entwickelt (Eckert et al. (2003a) und (2003b)). Zwei dieser Sensoren, die mit 2MHz und 4MHz betrieben werden können, wurden für die Experimente am THESYS Kreislauf käuflich erworben und an die Teststrecke angepasst. Ebenso wie bei der Ultraschall Laufzeit Messung konnte mit einer Nickel Opferschicht die notwendige adhäsive Benetzung erreicht werden, die eine zuverlässige Messung gewährleistet. Allerdings konnte sie nur einige Tage aufrechterhalten werden. Einerseits kann das durch die extremen, wechselseitigen Temperaturbelastungen während der Experimente erklärt werden, andererseits sind diese manuell gefertigten Wellenleiter wesentlich empfindlicher als die industriellen Varianten, die bei der Volumestrommessung mit der Ultraschall Laufzeitmessung zum Einsatz kommen. Eine Nachuntersuchung der Sensoren ergab, dass die Opferschicht vollständig abgetragen war. Durch eine Erneuerung der Nickelschicht konnte die Benetzung wieder hergestellt werden.

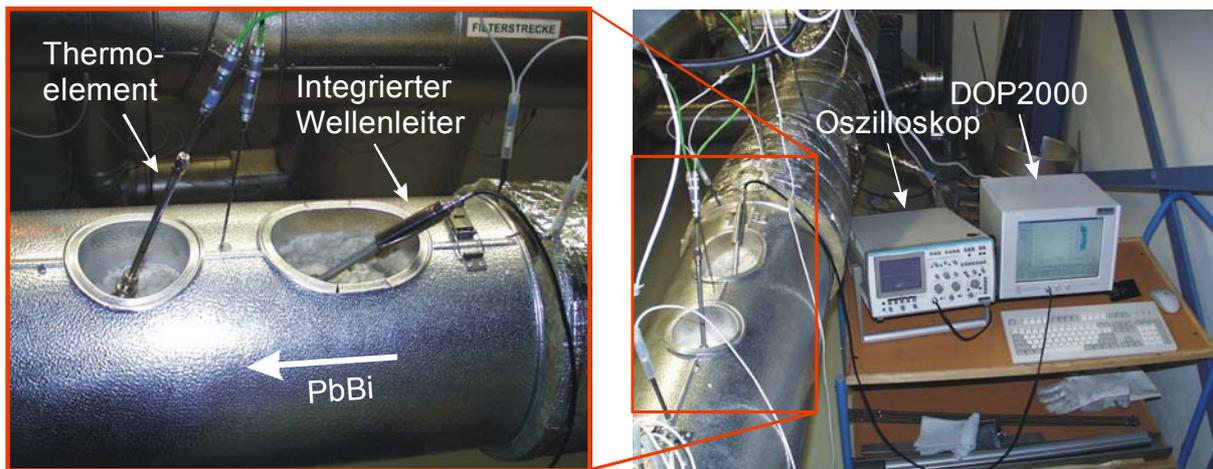


Abbildung 4.11: Ultraschall Doppler Velocimetrie am THESYS-Kreislauf.

Abbildung 4.11 zeigt den Versuchsaufbau am THESYS-Kreislauf mit dem unter einem Winkel von 45° zur Strömung eingebauten integrierten Wellenleiter. Mit einem Thermoelement nach dem Ultraschallsensor wurde die Fluidtemperatur kontinuierlich überwacht. Ein Oszilloskop dient zur Erfassung des Echosignals, aus dem anhand der auftretenden Spitzen die Reflektionen des Wellenleiterendes und der gegenüberliegenden Rohrwand identifiziert werden. Aus den zugehörigen Laufzeiten kann mit der bekannten Geometrie die Schallgeschwindigkeit im Wellenleiter und im Blei-Wismut ermittelt werden. Die Ergebnisse für das Flüssigmetall decken sich im Rahmen einer Unsicherheit von 8% mit denen aus Gleichung (4.2).

Für die UDV Technik werden homogen verteilte Streuteilchen im Fluid benötigt. In den Wasserexperimenten werden dazu Nylon Partikel mit 0,1mm Durchmesser verwendet. Da dem Blei-Wismut keinerlei Partikel zugesetzt werden, aber trotzdem brauchbare Signale beobachtet werden können, stellt sich die Frage nach der Ursache der Streuung. Hier lassen sich zwei mögliche Erklärungen anbieten: Da Blei-Wismut eine eutektische Legierung ist, kommt es zur sog. Clusterbildung, d.h. es existieren Gebiete lokal unterschiedlicher Dichte im makroskopisch homogenen Fluid. Diese Dichteunterschiede führen zu unterschiedlichen akustischen Impedanzen und damit zu Brechung, Reflektion oder Streuung an Clustergrenzen. Da jedoch z.Zt. nicht klar ist, wie groß solche Cluster sind und wie stark die Dichteunterschiede ausgeprägt sind, können nur künftige Röntgenstrukturuntersuchungen diese Annahme bestätigen oder widerlegen.

Der zweite Erklärungsversuch geht von homogen verteilten Verunreinigungen in Form von Oxidpartikeln im Flüssigmetall aus. Hier können Abschätzungen über Größe und Dichte solcher Partikel vorgenommen werden, die ein Streuverhalten gut

erklären. Sollte diese Vermutung zutreffen, so müsste eine Abhängigkeit der Signalqualität von der Sauerstoffkonzentration im Flüssigmetall beobachtbar sein.

Die Ultraschall Doppler Velocimetrie ist ein komplexes Messverfahren, in das eine Vielzahl physikalischer Gesetze und Annahmen eingeht. Entsprechend groß ist die Zahl der Parameter, die für die Definition des Messprozesses zur Verfügung stehen. Eine komplette Aufstellung aller Experimente mit den zugehörigen Randbedingungen und gewählten Geräteeinstellungen findet sich im Anhang 8.2.

5 Ergebnisse und Diskussion

Die experimentellen Untersuchungen der vorgestellten Messeinrichtungen haben zum Ziel, eine Beurteilung ihrer Leistung für Anwendungen in flüssigen Schwermetallströmungen vornehmen zu können. Entscheidend für die Leistungsfähigkeit eines Messsystems ist zunächst, dass es bei Bedingungen betrieben wird, für die es ausgelegt ist. Das betrifft

- die physikalischen Randbedingungen (Druck, Temperatur, Geometrie),
- das Medium, in dem gemessen wird (undurchsichtig, korrosiv, hohe Dichte),
- den tolerierbaren Druckabfall, den das System verursacht und
- den Messbereich, der abgedeckt werden soll.

Diese Maßgaben führen zur Auswahl einer geeigneten Messmethode und deren spezifische Umsetzung in Form eines Messgeräts, dessen Qualität sich anhand folgender Kriterien spezifizieren lässt:

- Genauigkeit,
- Wiederholbarkeit,
- Linearität und
- Ansprechverhalten.

Die Genauigkeit bezeichnet die maximale Abweichung des angezeigten Messwerts vom wahren Wert der Messgröße und lässt sich durch Kalibrieren der Messeinrichtung bestimmen oder verbessern. Die zufällige Streuung des Messwerts ist dabei eingeschlossen. Bei den durchgeführten Experimenten ist der wahre Wert der Strömungsgeschwindigkeit nicht bekannt, so dass einzig die statistischen Messunsicherheiten als Teil der Genauigkeitsangabe ausgewertet werden kann. Die verbleibenden systematischen Fehler hängen von äußeren Einflüssen ab, die abhängig von der untersuchten Messtechnik diskutiert werden.

Die Reproduzierbarkeit der Messwerte ist mit den bisher untersuchten Mitteln aufgrund der Materialeigenschaften des Blei-Wismuts nicht über längere Zeiträume gegeben. Zum einen werden temperaturabhängige Effekte beobachtet, zum anderen werden die Messeinrichtungen durch Korrosionsangriffe geschädigt. Auch hier sind die Auswirkungen je nach Messmethode unterschiedlich und werden an entsprechender Stelle diskutiert.

Eine Linearität konnte für alle untersuchten Verfahren erreicht werden, doch machen sich vor allem hier die temperaturabhängigen Stoffgrößen des Blei-Wismuts bemerk-

bar, die z.T. aufwendige Korrekturen erfordern. Eine strenge Linearität ist bei allen Messverfahren nur im isothermen Betrieb zu erreichen.

Für transiente Messungen oder die Auflösung turbulenter Strömungseffekte ist das Antwortverhalten einer Messeinrichtung von Bedeutung. Es hängt von einer Vielzahl spezifischer Eigenschaften aller Komponenten der verwendeten Messkette ab. Bei der Betrachtung der lokalen Geschwindigkeitsmesstechniken werden diese Charakteristiken im Bezug auf turbulente Strömungseigenschaften gesondert herausgestellt.

Auch wenn die oben genannten Kriterien nicht für alle untersuchten Messtechniken vollständig quantitativ bestimmbar sind, so liefert doch der Vergleich untereinander und mit dem theoretisch erwarteten Verhalten genügend Anhaltspunkte, um eine Beurteilung vorzunehmen. Dazu werden die Ergebnisse der Experimente unter Berücksichtigung der durchgeführten Datenanalysen vorgestellt und diskutiert.

5.1 Volumenstrommessung

Zu Beginn der experimentellen Arbeiten existierte keine Messtechnik, mit der die Erfassung des Volumenstroms im Blei-Wismut Kreislauf THESYS möglich war. Daher steht für die Untersuchungen der unterschiedlichen Messverfahren keinerlei Referenz zur Verfügung, so dass der wahre Wert dieser Messgröße eine Unbekannte darstellt. Eine Auswertung der Genauigkeit in Form der maximalen, systematischen Messunsicherheit oder ihrer Korrektur durch Kalibrierung ist demnach nicht möglich. An ihre Stelle tritt eine Abschätzung der Größenordnung der Einflüsse, die das Messergebnis verfälschen können.

Sämtliche Experimente wurden unter stationären Bedingungen über längere Zeiträume durchgeführt, in dem die Messwerte in konstanten Intervallen aufgezeichnet wurden. Die sich aus der Verteilung der Messwerte ergebende statistische Unsicherheit wird in Form ihrer Standardabweichung angegeben, da der Standardfehler (Streuung des Mittelwerts) nach Gleichung (2.43) aufgrund der Länge dieser Zeitreihen nicht aussagekräftig ist.

Als Parameter werden die Pumpleistung (Pump Power PP) und die Temperatur gewählt. Die Pumpleistung wird in Prozent angegeben und errechnet sich aus der eingestellten Spannung der Leistungsversorgung der EM-Pumpe. Die Schwankungen der Leistungsversorgung wurden maximal zu 0,15% ermittelt, siehe Anhang 8.2. Damit ist ein linearer Zusammenhang zwischen Pumpleistung und erreichtem Volumenstrom im Kreislauf bei konstanter Temperatur zu erwarten. Nach einer

theoretischen Abschätzung nimmt der erreichbare Durchsatz der EM-Pumpe bei gleicher Leistung um mehr als 10% ab, wenn die Temperatur von 200°C auf 400°C erhöht wird. In den Experimenten wurde jedoch ein Ansteigen des Volumenstroms mit steigender Temperatur beobachtet.

Bei allen vorgenommenen Berechnungen wurden die temperaturabhängigen Stoffeigenschaften Blei-Wismuts nach Imbeni et al (1999) verwendet, die im Anhang 8.1 zu finden sind.

5.1.1 Wärmebilanz

Die Experimente zur Bestimmung des Volumenstroms mit Hilfe einer Wärmebilanz lieferten die ersten quantitativen Anhaltspunkte für das Betriebsverhalten des THESYS Kreislaufs.

Dazu wurde bei drei Einstellungen der Pumpleistung PP (50%, 75%, 100%) die mit unterschiedlichen Heizleistungen erzeugte Temperaturdifferenz über den Erhitzer bei einer Eintrittstemperatur von 200°C gemessen. Dabei konnte nur bei 50% Pumpleistung mit einer Leistung von 6kW noch eine ausreichende Temperaturdifferenz erreicht werden. Für die Einstellungen 75% und 100% betrug die minimale Leistung 12kW. Die weiteren Messungen erfolgten bei 18kW und 24kW. Da der Wärmetauscher nicht in der Lage war, die gesamte eingebrachte Leistung abzuführen, stieg die Temperatur am Erhitzereintritt während der Messdauer von jeweils 20 Minuten an. Die Temperaturdifferenz über den Erhitzer blieb dabei jedoch konstant. Daten wurden erst aufgenommen, wenn sich die Temperaturdifferenz innerhalb von 4 Minuten um nicht mehr als 1°C veränderte.

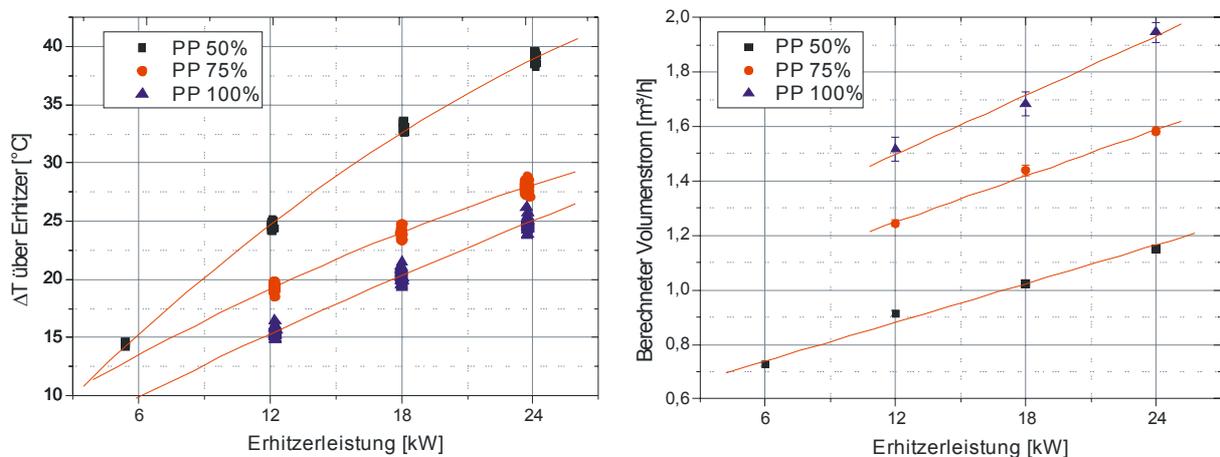


Abbildung 5.1: Temperaturdifferenzen (links) und berechneter Volumenstrom (rechts) über der Erhitzerleistung bei unterschiedlichen Einstellungen der Pumpleistung.

In Abbildung 5.1 sind die gemessenen Temperaturdifferenzen ΔT und der daraus nach der Wärmebilanz berechnete Volumenstrom über der Erhitzerleistung für die eingestellten Pumpleistungen aufgetragen. Der nichtlineare Anstieg der Temperaturdifferenz mit der Erhitzerleistung ist ein Zeichen für einen instationären Vorgang, der durch einen zusätzlichen, zeitabhängigen Wärmeverlust charakterisiert ist. Die unter Berücksichtigung eines konstanten Wärmeverlusts berechneten Volumenströme zeigen dementsprechend eine inkorrekte Abhängigkeit von der Erhitzerleistung. Die einfache Wärmebilanz ist in diesem Fall offensichtlich nicht ausreichend, um die auftretenden Effekte zu beschreiben.

Der Wärmeverlust muss daher als ein instationärer Effekt betrachtet werden, bei dem Energie in die kontinuierliche Erwärmung von Rohrleitung und Blei-Wismut im Erhitzer geht, die dann nicht mehr für die Erzeugung der Temperaturdifferenz zur Verfügung steht. Dieser Sachverhalt lässt sich durch einen zusätzlichen Term in der Wärmebilanz ausdrücken:

$$\dot{Q} = \dot{V} \rho_{Fluid} c_{p,Fluid} \Delta T + m c_p \frac{\partial T}{\partial \tau}. \quad (5.1)$$

In Gleichung (5.1) ist m die zu erwärmende Masse der Rohrleitung mit Blei-Wismut und c_p ihre mittlere Wärmekapazität. Der Temperaturgradient steht für die Erwärmung der Masse m im Zeitraum τ und lässt sich aus der Steigung des Temperaturverlaufs am Erhitzereintritt bestimmen. Die so ermittelten instationären Verluste sind im Anhang 8.2.1 aufgeführt.

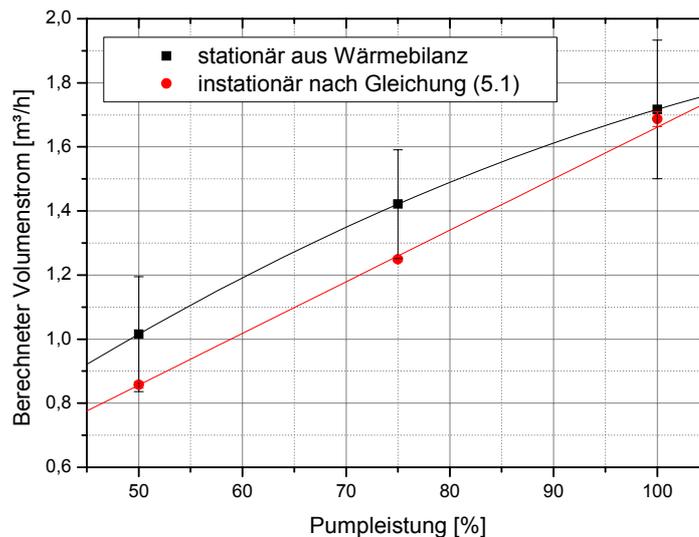


Abbildung 5.2: Vergleich der berechneten Volumenströme über der Pumpleistung aus stationärer Wärmebilanz und nach Gleichung (5.1).

Die nach der stationären Wärmebilanz und nach Gleichung (5.1) berechneten Volumenströme sind über die verschiedenen Erhitzerleistungen gemittelt und in Abbildung 5.2 gegen die Pumpleistung aufgetragen. Durch die Berücksichtigung des instationären Verhaltens wird im Gegensatz zur Verwendung der einfachen Wärmebilanz die erwartete lineare Abhängigkeit des Volumenstroms von der Pumpleistung gefunden. Die aus der Mittelung bestimmten Unsicherheiten von über 17% sind auf unter 1,12% reduziert, was auf eine korrekte Beschreibung der physikalischen Vorgänge durch Gleichung (5.1) hindeutet. Die Linearität erreicht ein Bestimmtheitsmaß von $R^2=99,92\%$.

Der maximal erreichbare Volumenstrom von ca. $1,7 \text{ m}^3/\text{h}$ bei voller Pumpleistung erscheint sehr gering. Nach Gleichung (5.1) führt eine zu niedrige Leistung, d.h. überschätzte Verluste, oder eine zu große gemessene Temperaturdifferenz zu einem zu kleinen berechneten Volumenstrom.

Eine Möglichkeit, die eingebrachte Leistung in der betrachteten Konfiguration genauer zu bestimmen, als es geschehen ist, besteht faktisch nicht. Dass die Verluste überschätzt wurden ist durchaus denkbar, doch gehen hier zu viele Annahmen in die Überlegungen ein, so dass von einer weiteren Analyse Abstand genommen wird. Eine Lösung bestünde in der Verwendung eines Heizelements, welches vollständig von dem strömenden Medium umgeben ist, so dass die eingespeiste Leistung garantiert vollständig in das Fluid abgegeben werden muss. Da der berechnete Volumenstrom der Leistung proportional ist, kann durch eine Kalibrierung leicht eine Korrektur linearer Verluste vorgenommen werden, was in der Praxis bei Durchflussmengenreglern für Gase, die nach dem Prinzip der Wärmebilanz funktionieren, durchgeführt wird.

Die Temperaturdifferenz, die in der Wärmebilanz auftritt, muss aus den mittleren Fluidtemperaturen an Erhitzeraus- und Eintritt gebildet werden. Da mit einem Thermoelement nur die Temperatur an eine Position im Querschnitt des Rohres gemessen wird, stellt sich die Frage nach der vorhandenen Temperaturverteilung. Aufschluss darüber geben die Ergebnisse der Vermessung des Temperaturprofils durch ein verfahrbares Thermoelement in Teststrecke TS2 674mm stromabwärts vom Erhitzeraustritt, welche in Abbildung 5.3 dargestellt sind.

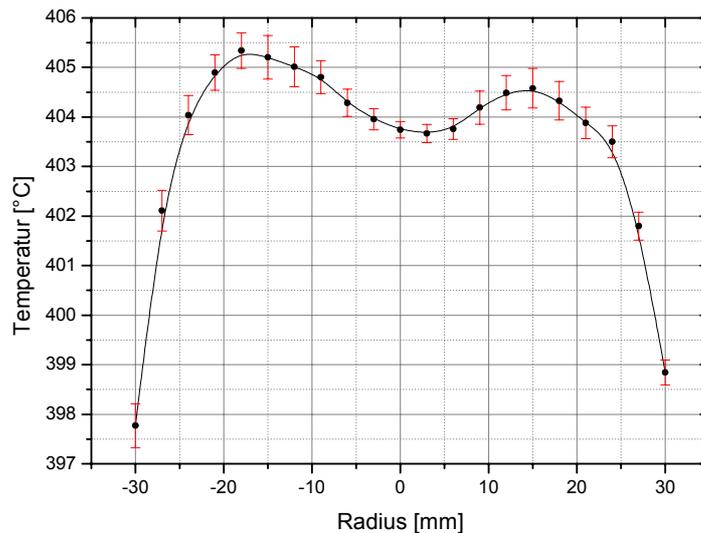


Abbildung 5.3: Temperaturprofil 674mm stromabwärts des Erhitzers bei einer Erhitzerleistung von 20kW und einer Pumpleistung von 100%. Die Eintrittstemperatur betrug 350°C.

Noch mehr als 11 hydraulische Durchmesser nach dem Erhitzer ist bei diesen Randbedingungen ein deutlich ausgeprägtes Temperaturprofil vorhanden. Die für die Berechnungen verwendete Temperatur wurde in der Mitte der Rohrleitung bereits 240mm nach dem Ende der beheizten Länge (4 hydraulische Durchmesser) gemessen und kann somit im Hinblick auf die Entwicklung des Profils nicht als repräsentativ für die mittlere Temperatur der Strömung angesehen werden.

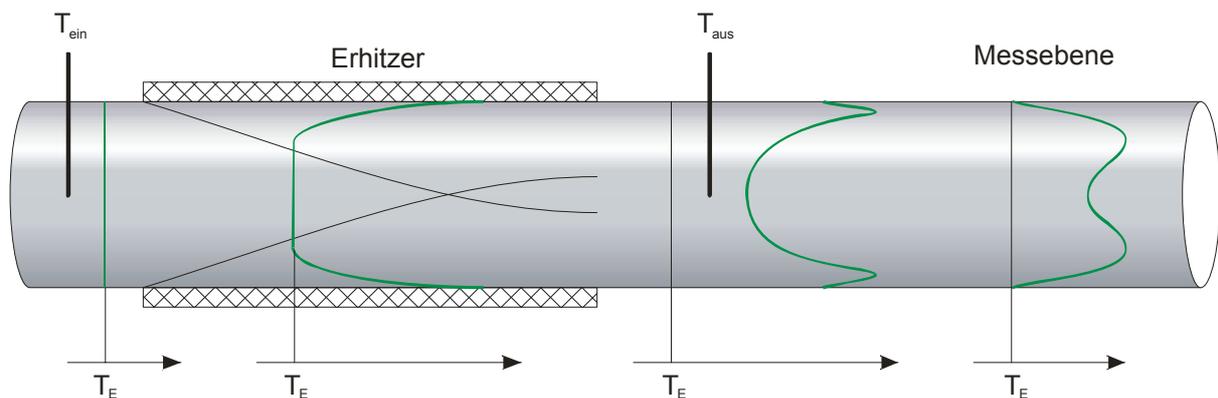


Abbildung 5.4: Entwicklung des Temperaturprofils im und nach dem Erhitzer.

In Abbildung 5.4 ist die Ausbildung des beobachteten Temperaturprofils schematisch dargestellt, wobei T_E für die Eintrittstemperatur steht und T_{ein} und T_{aus} die Messpositionen der Thermoelemente markieren, aus deren Daten die Temperaturdifferenz ermittelt wurde. Zu Beginn wird von einem homogenen Profil ausgegangen, welches

im Erhitzer durch die Entwicklung der thermischen Grenzschicht zur Rohrwand hin ansteigt. Nach dem Ende der beheizten Länge ist auch in der Rohrmitte die Temperatur gegen die Eintrittstemperatur entsprechend erhöht, und an der Rohrwand sorgen die thermischen Verluste bereits für eine Abkühlung, so dass sich wiederum eine (kühlende) thermische Grenzschicht bildet. Durch den turbulenten Wärmetransport und die molekulare Wärmeleitung vergleichmäßig sich das Profil in der Rohrmitte, und die kalte Grenzschicht wächst weiter an, so dass sich die beobachtete M-Form entwickelt. Eine Messung an der Position von T_{aus} gibt demnach nicht die mittlere Fluidtemperatur wieder.

Da der nach Gleichung (5.1) berechnete Volumenstrom umgekehrt proportional zur gemessenen Temperaturdifferenz ist, haben die aus dem beschriebenen Sachverhalt folgenden Unsicherheiten bei der Temperaturmessung einen massiven Einfluss auf das Ergebnis. Ein Fehler von nur 1°C in der gemessenen Temperaturdifferenz führt bei einer Pumpleistung von 100% und einer Erhitzerleistung von 24kW zu einer Abweichung von 4,22% des berechneten Volumenstroms. Daher muss davon ausgegangen werden, dass sich die absolute Größenordnung der ermittelten Durchflüsse nicht mit den wahren Werten deckt und mit einer großen Unsicherheit behaftet ist. Für weitere Auswertungen der Wärmebilanz wird daher für die Messung der Austrittstemperatur ein Thermoelement verwendet, welches stromabwärts hinter der Teststrecke TS2 in der Rohrmitte positioniert ist, wo eine weitestgehende Durchmischung angenommen wird. Nach der obigen Analyse kommt diese Messung der mittleren Fluidtemperatur dann sehr nahe.

Auch wenn gezeigt wurde, dass eine detaillierte Analyse dieses Messverfahren viele Probleme aufwirft, so ist die Wärmebilanz für eine Abschätzung des Volumenstroms zur Prüfung der weiteren untersuchten Messmethoden ein unentbehrliches Hilfsmittel. Darüber hinaus zeigen die Ergebnisse die kritischen Punkte und damit Möglichkeiten zur Verbesserung dieser Messmethode auf.

5.1.2 Turbinenzähler

Der Turbinenzähler wurde untersucht, da er nach erfolgter Kalibrierung mit einem Modellfluid einen absoluten Wert für den Volumenstrom liefert. Da jedoch aufgrund der Messbereichsspezifikation eine relativ kleine Turbine verwendet werden musste, führte ihr Einbau zu einer Verengung des Strömungsquerschnitts. Der damit zusammenhängende Druckverlust reduziert bei gleicher Pumpleistung den erreichbaren Volumenstrom im Vergleich zu den anderen durchgeführten Experimenten. Parallel

zum Turbinenzähler wurde nach obigem Verfahren eine Wärmebilanzmessung durchgeführt, so dass ein Vergleich und damit eine Abschätzung der Unsicherheiten möglich sind. Die Messungen erfolgten bei den vier Pumpleistungen 25, 50, 75 und 100% bei Temperaturen zwischen 200°C und 375°C.

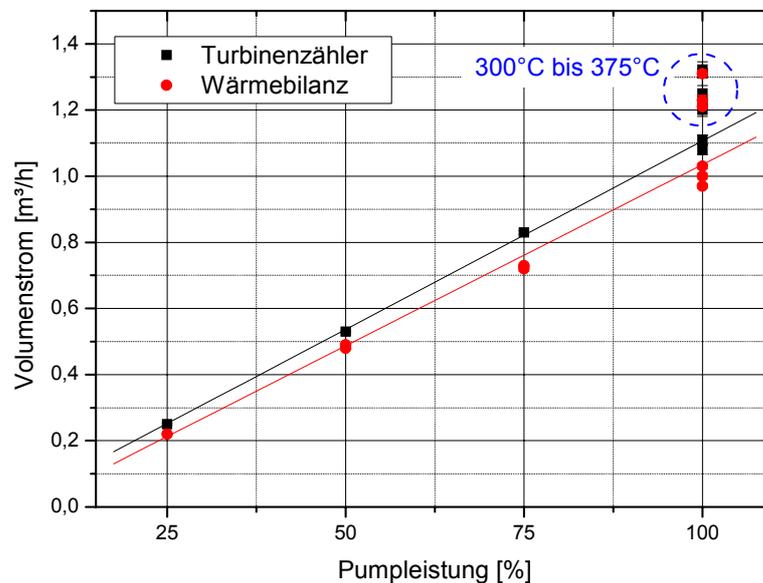


Abbildung 5.5: Volumenstrom vom Turbinenzähler und aus der Wärmebilanz berechnet, aufgetragen über der Pumpleistung.

In Abbildung 5.5 sind die Ergebnisse der Messungen aufgetragen. Der Messverstärker der Turbine gibt ein direktes volumenstromproportionales Signal, das nach Multiplikation mit dem Kalibrierfaktor ohne Korrekturen übernommen wurde. Die Volumenströme aus der Wärmebilanz sind nach obigem Verfahren berechnet worden. Die Messwerte, die einer linearen Regression unterworfen wurden, sind bei Temperaturen zwischen 200°C und 250°C aufgenommen worden. Die um bis zu 20% höheren Volumenströme (blauer Kreis) bei 100% Pumpleistung hingegen wurden zwischen 300°C und 375°C aufgezeichnet.

Sowohl die vom Turbinenzähler gemessenen als auch die aus der Wärmebilanz berechneten Volumenströme zeigen ein lineares Verhalten über der Pumpleistung für einen begrenzten Temperaturbereich. Das Bestimmtheitsmaß der Regressionen beträgt für den Turbinenzähler 98,7% und für die Wärmebilanz 97,4%. Die aus der Wärmebilanzmessung ermittelten Werte unterschätzen den Volumenstrom gegenüber der Turbinenmessung um maximal 10% bei der höchsten Pumpleistung. Da die Abweichungen zu kleineren Durchflüssen geringer werden, wird eine Unsicherheit in der Leistungskorrektur vermutet. Grundsätzlich bestätigt dieses Ergebnis jedoch die

Annahme aus dem vorangegangenen Abschnitt, dass die aus der Wärmebilanz berechneten Volumenströme zu niedrig sind.

Zu höheren Temperaturen wird ein deutlicher Anstieg des Volumenstroms beobachtet, wobei fehlerhafte Messungen des Turbinenzählers durch temperaturabhängige Einflüsse ausgeschlossen werden können. Zurückgeführt wird dieser Anstieg daher auf eine bessere Benetzung des Strömungskanals der EM-Pumpe und den damit verbundenen geringeren elektrischen Kontaktwiderstand, was zu einer höheren Effektivität bei gleicher Pumpleistung führt. Dies widerspricht der Theorie und Erfahrungen im Natrium-Betrieb, wonach der Volumenstrom mit steigender Temperatur abnimmt (eine Abschätzung findet sich im Anhang 8.2). Effekte, die durch veränderte Grenzflächeneigenschaften zwischen Flüssigmetall und Rohrleitung erklärt werden können, sind typisch für den Einsatz von Blei-Wismut und treten im Folgenden häufiger auf. Bei Temperaturen zwischen 300°C und 375°C wurde der Erhitzer mit Leistungen zwischen 16kW und 22kW betrieben, wodurch die Unsicherheiten bei der Auswertung der Wärmebilanz reduziert werden konnten.

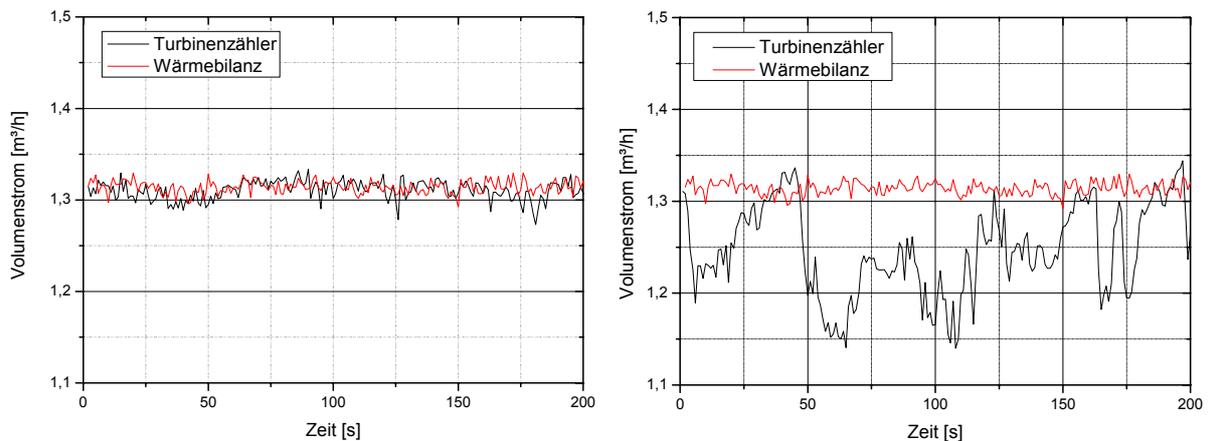


Abbildung 5.6: Zeitreihen der ermittelten Volumenströme vor (links) und nach dem Auftreten des Turbinenschadens (rechts) bei 375°C und 100% Pumpleistung.

Abbildung 5.6 zeigt zwei Ausschnitte aus den Zeitreihen der ermittelten Volumenströme bei 100% Pumpleistung und einer PbBi Temperatur von 375°C . Im linken Diagramm ist der Verlauf bei Übereinstimmung von Turbinensignal und Wärmebilanz mit einer Abweichung von weniger als 1% dargestellt. Die Schwankungsbreite beträgt für beide Messmethoden lediglich $\pm 0,02\text{m}^3/\text{h}$, was somit auf reale Schwankungen des Volumenstroms hindeutet. Nach zwei Wochen kontinuierlichen Betriebs wurden regelmäßige Einbrüche des Turbinenzählersignals beobachtet, wie sie im rechten Diagramm von Abbildung 5.6 aufgetragen sind. Die Vermutung, dass

Probleme in der Lagerung des Rotors dafür verantwortlich sind, wurde zwei Tage später durch den Ausfall der Turbine bestätigt. Post Mortem Untersuchungen zeigten starke Korrosion des Lagermaterials an den belasteten Stellen.

Der Turbinenzähler liefert verlässliche Daten mit einer guten Genauigkeit, Wiederholbarkeit und Linearität bei einem ausreichenden Ansprechverhalten. Wenn Materialien gefunden werden, die den Belastungen der beweglichen Bauteile im Flüssigmetall standhalten, so kann dieses Verfahren zur Kalibrierung weiterer Messmethoden genutzt werden.

5.1.3 Magnetisch Induktiv

Der **permanentmagnetischen Durchflussmesser** (engl. Permanent Magnet Flowmeter, PMF) gilt als Standard für die Volumenstrombestimmung in Flüssigmetallkreisläufen. Da die erzeugten Messwerte individuell von der Einbausituation der verwendeten Komponenten abhängen, ist eine allgemeine theoretische Berechnung des Volumenstroms nur bis auf einen unbekanntem Proportionalitätsfaktor möglich. Eine Kalibrierung gegen eine weitere absolute Messmethode ist also unumgänglich. Nach dem Ausfall des Turbinenzählers stand dazu wiederum nur die Wärmebilanz zur Verfügung, aus der bei 100% Pumpleistung im Vergleich zu den Messdaten des PMF der Kalibrierfaktor für die eingestellte Temperatur ermittelt wurde.

Da die PMF Signale stark temperaturabhängig sind, wurde bei konstanter Pumpleistung die Temperatur variiert. Die Messungen erfolgten bei den Pumpleistungen 25, 50, 75 und 100% und Temperaturen zwischen 180°C und 400°C.

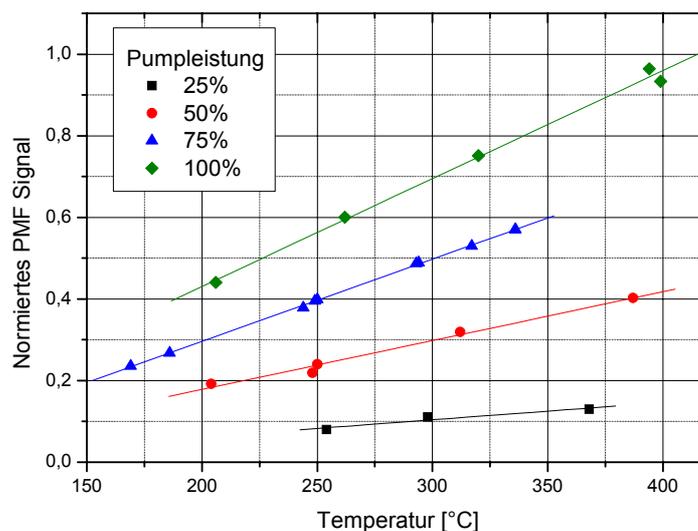


Abbildung 5.7: Lineare Temperaturabhängigkeit des PMF Signals bei unterschiedlichen Pumpleistungen.

In Abbildung 5.7 ist das normierte PMF Signal über der Temperatur aufgetragen, wobei ein deutlicher linearer Anstieg bei jeder der vier eingestellten Pumpleistungen zu erkennen ist. Die Steigung der in das Diagramm eingezeichneten Ausgleichsgeraden ist dabei offensichtlich vom Volumenstrom abhängig. Da gleichwohl auch ein linearer Zusammenhang zwischen PMF Signal und Volumenstrom erwartet wird, muss dieser temperaturabhängig sein. Man erhält

$$V(U_{PMF}) = \frac{U_{PMF} - b}{m_T \cdot T + c}. \quad (5.2)$$

In Gleichung (5.2) sind V der Volumenstrom, U_{PMF} das PMF Signal, T die Temperatur, m_T die temperaturabhängige Empfindlichkeit des PMF und b und c temperaturabhängige Offset-Werte, die sich aus der Kalibrierung gegen die Wärmebilanz ermitteln lassen. Aus der Änderung der Steigung der Ausgleichsgeraden in Abbildung 5.7 lassen sich m_T bestimmen und Gleichung (5.2) auswerten. Ergebnisse und Details zum Vorgehen sind im Anhang 8.2.3 zusammengestellt.

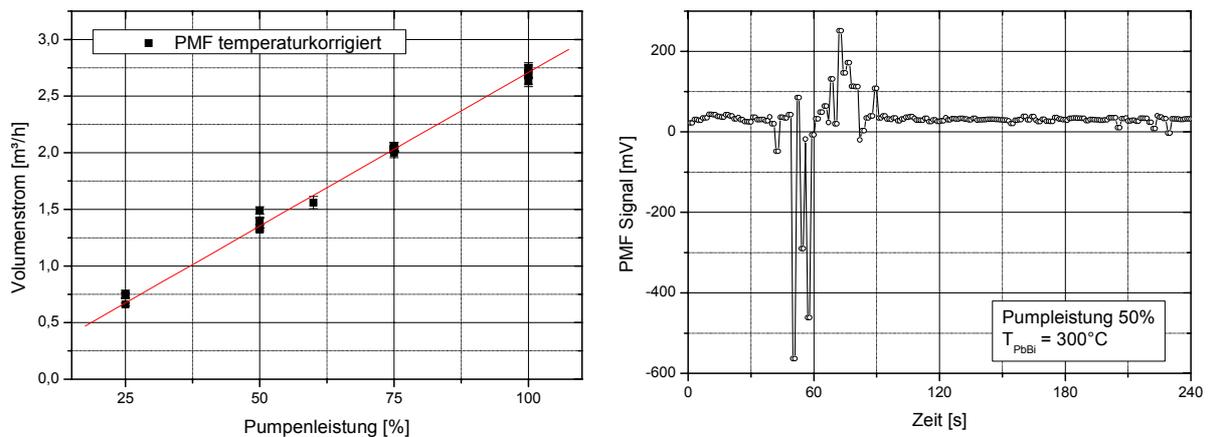


Abbildung 5.8: Volumenstrom aus temperaturkorrigierten PMF Daten nach Gleichung (5.2) (links); Sprünge des PMF Signals im Ausschnitt einer Zeitreihe (rechts).

Auf der linken Seite von Abbildung 5.8 ist der so aus dem korrigierten PMF Signal berechnete Volumenstrom über der Pumpleistung aufgetragen. Die aus einer Fehlerfortpflanzung bestimmten Unsicherheiten betragen maximal 2% bei einem Bestimmtheitsmaß der Linearität von 99,84%. Die Auswertung nach Gleichung (5.2) liefert somit bei allen Temperaturen den gleichen Wert für den Volumenstrom bei einer Pumpleistung, was den vorangegangenen Beobachtungen widerspricht, dass sich der erreichte Durchsatz der EM-Pumpe mit steigender Temperatur erhöht. Dies resultiert

daraus, dass die Temperaturkorrektur zwei überlagerte, lineare Effekte – den des PMF und den der EM-Pumpe – erfasst, die anhand der gemessenen Daten nicht unterschieden werden können. Eine Kalibrierung an jedem Punkt des gesamten Parameterbereichs von Volumenstrom und Temperatur ist notwendig, um korrekte Ergebnisse aus den Daten des PMF zu erhalten. Da dies einen enorm hohen Aufwand bedeutet, kann nur ein isothermer Betrieb empfohlen werden.

Gegen eine langwierige Kalibrierung spricht zudem das instabile Langzeitverhalten des untersuchten PMF Systems in Blei-Wismut. In dem Ausschnitt der Zeitreihe, der auf der rechten Seite von Abbildung 5.8 gegeben ist, sind exemplarisch beobachtete Sprünge im Signal des PMF gezeigt, die leicht das 20-fache des aktuellen Messwerts übersteigen können. Sie kommen durch galvanische Reaktionen an der Rohrwand in Elektrodennähe zustande, die durch Verunreinigungen im Flüssigmetall begünstigt werden. Hinzu kommt die Korrosion des Strukturmaterials (Flüssigmetallkorrosion und Oxidation), wodurch sich ebenfalls die Oberflächeneigenschaften verändern und eine Drift des Signals verursacht wird. Abgeschwächt werden diese Störungen durch eine günstige Positionierung der Kontaktstellen und die Verwendung von Linienelektroden (siehe Kapitel 3), doch ist eine regelmäßige Neukalibrierung unumgänglich.

Der **Elektromagnetische Frequenz Durchflussmesser** (engl. Electro Magnetic Frequency Flowmeter, EMFM) ist aufgrund seines Induktionsverhaltens wesentlich unempfindlicher gegen die soeben diskutierten Effekte. Sein Messprinzip ist nicht auf den Kontakt zwischen Flüssigmetall und Rohrleitung angewiesen, da das generierte Magnetfeld direkt in das Fluid induziert wird. Begrenzende Faktoren sind dabei die Frequenz des Wechselfeldes und die Speisestromstärke der Senderspulen. Daher wurden zur Charakterisierung des EMFM bei Pumpleistungen, die zwischen 50 und 100% in 10% Schritten gesteigert wurden, Stärke und Frequenz des Erregerstroms variiert. Die Experimente wurden isotherm bei 300°C PbBi Temperatur durchgeführt.

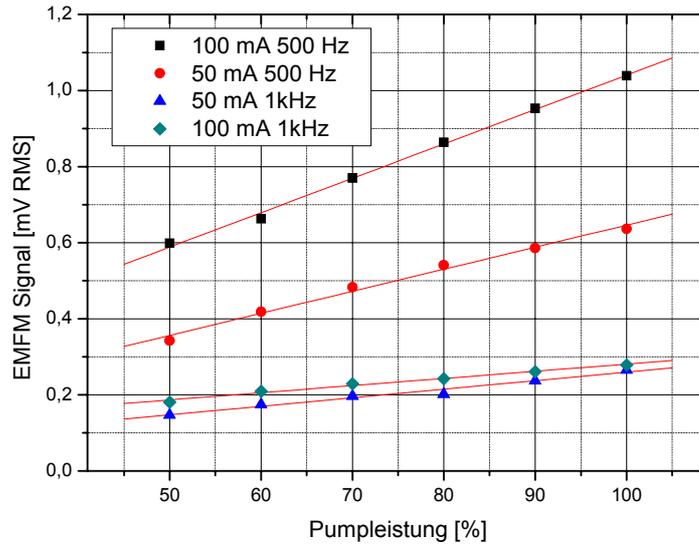


Abbildung 5.9: Kennlinien des EMFM Durchflussmessers.

In Abbildung 5.9 sind die so erfassten Kennlinien des EMFM Durchflussmessers gegen die Pumpenleistung aufgetragen. Für alle Parameter wird die erwartete lineare Abhängigkeit des Empfängersignals von der gewählten Pumpleistung hervorragend bestätigt. Für eine Erregerfrequenz von 500 Hz ist eine deutliche Steigerung des Signals mit der Stromstärke erkennbar, die im Fall von 1 kHz kaum vorhanden ist. Darüber hinaus ist die Empfindlichkeit (Steigung der Geraden) für die niedrigere Frequenz größer. Dies ist ein deutliches Zeichen für das Auftreten des Skin-Effekts, der bei hohen Frequenzen das magnetische Wechselfeld am Eindringen in das Flüssigmetall hindert. Die magnetische Energie konzentriert sich dann auf die Randbereiche nahe der Rohrwand, so dass sie nur von einem Bruchteil des Strömungsprofils transportiert wird und wenig zum Signal in der Empfängerspule beitragen kann. Wie schon anhand der in Kapitel 4 vorausgerechneten Werte vermutet, sind niedrigere Frequenzen für den Betrieb des EMFM besser geeignet. Die besten Ergebnisse wurden bei einer Frequenz von 500 Hz und einer Speisestromstärke von 100 mA erreicht. Der optimale Betriebspunkt wird bei noch geringeren Frequenzen vermutet. Eine weitere Erhöhung des Speisestroms ist nicht möglich, da sonst auftretende MHD Effekte das Strömungsprofil verändern.

Eine Temperaturabhängigkeit der Signale des EMFM wird durch den veränderlichen elektrischen Widerstand von Sender- und Empfängerspulen hervorgerufen, ist jedoch reproduzierbar und prinzipiell berechenbar. Damit ist eine wesentlich bessere Wiederholbarkeit der Messwerte im Vergleich zum PMF zu erreichen, wenn Speisestrom und -frequenz konstant gehalten werden können. Essentiell ist eine gute Abschirmung

gegen äußere Wechselfelder, die sonst in die Empfängerspule streuen und pick-up Effekte auslösen, die das Signal empfindlich stören. Ebenso wie für den PMF gilt jedoch auch für den EMFM, dass nur dann eine Volumenstrommessung möglich ist, wenn eine absolute Messmethode zur Kalibrierung vorhanden ist.

Die magnetisch induktiven Messverfahren haben den entscheidenden Vorteil, dass für ihre Nutzung keinerlei Einbauten in die Rohrleitung notwendig sind. Somit erzeugen sie keinen zusätzlichen Druckverlust und sind nahezu verschleiß- und wartungsfrei. PMF und EMFM liefern elektrische, volumenstromproportionale Signale, die ohne aufwendige Umformung direkt weiterverarbeitet und als Eingangsgrößen für Steuerungssysteme verwendet werden können. Einzig eine verlässliche Möglichkeit zur regelmäßigen Kalibrierung muss für beide Verfahren bei ihrem Einsatz in Flüssigmetallen vorhanden sein.

5.1.4 Ultraschall Laufzeit

Ultraschallverfahren zur Strömungsmessung wurden in den letzten Jahren intensiv weiterentwickelt, so dass mit der Verwendung von Wellenleitern auch die Möglichkeit ihres Einsatzes in Flüssigmetallen gegeben ist. Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein Ultraschall Laufzeitverfahren (engl. Ultrasound Transit Time, USTT) erstmals erfolgreich in Blei-Wismut zur Volumenstrommessung eingesetzt.

Neben dem bereits in Kapitel 4 beschriebenen Benetzungsverhalten ist die Qualität der Messung von der korrekten Parametrierung des verwendeten Messgerätes abhängig. Hier wurden einige Anstrengungen unternommen, Werte festzulegen, die für den Betrieb im Flüssigmetall geeignet sind. Eine Zusammenstellung ist im Anhang 8.2.5 gegeben. Dabei bestand die größte Schwierigkeit darin, nahe oder sogar unterhalb der Auslegungsgrenze der Messeinrichtung operieren zu müssen, da sowohl die Abmaße der Teststrecke, als auch die erreichten Fluidgeschwindigkeiten im THESYS Kreislauf für einen Routinebetrieb dieses Messverfahrens zu gering sind. Dies hat bei der Einstellung geringer Volumenströme zu Folge, dass in unregelmäßigen Abständen kein Durchfluss detektiert wird und damit unkorrekte Nullwerte in den Zeitreihen auftauchen, die vor der Bildung der Mittelwerte entfernt werden müssen. Über genügend lange Messzeiten (ab ca. 1 Minute) lassen sich so gute Ergebnisse erzielen, deren statistische Unsicherheit dann allerdings zu kleinen Geschwindigkeiten hin zunimmt.

Während der Qualifizierungsexperimente des USTT Systems wurde die Pumpleistung in Schritten von 10% von Null auf 100% erhöht. Die Messungen erfolgten bei Blei-

Wismut Temperaturen von $208,4^{\circ}\text{C}$ und $376,5^{\circ}\text{C}$, wobei im ersten Fall der PMF parallel betrieben wurde. Während der ersten Messkampagne bei $208,4^{\circ}\text{C}$ traten bei kleinen Volumenströmen Benetzungsprobleme auf, wie sie im Kapitel 4 beschrieben wurden, so dass dort keine Daten erfasst werden konnten. Darüber hinaus war dadurch die Reproduzierbarkeit der Messwerte nicht mehr gegeben. Im Anschluss an die Beschichtung der Wellenleiterendflächen, die diese Probleme löste, konnte der zweite Versuch bei $376,5^{\circ}\text{C}$ durchgeführt werden.

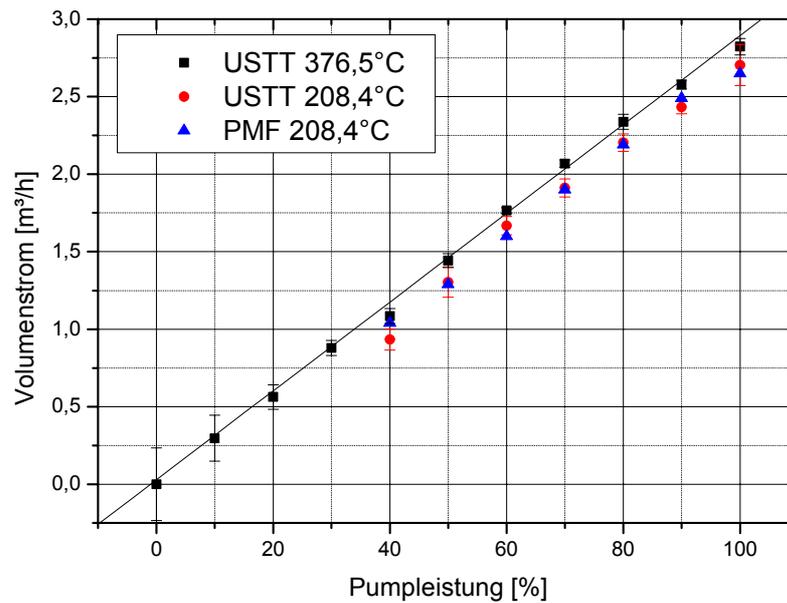


Abbildung 5.10: Gemessener Volumenstrom über der Pumpleistung, gemessen mit USTT und PMF bei PbBi Temperaturen von $208,4^{\circ}\text{C}$ und $376,5^{\circ}\text{C}$.

Abbildung 5.10 zeigt die mit dem USTT gemessenen und aus dem PMF Signal berechneten Volumenströme über den eingestellten Pumpleistungen für die beiden gewählten Temperaturniveaus. Der PMF wurde dafür bei 70% Pumpleistung kalibriert und zeigt eine recht gute Übereinstimmung mit den USTT Werten bei den anderen Pumpleistungen. Wiederum erkennbar ist die Steigerung des durch die EM-Pumpe erzeugten Volumenstroms mit der Temperatur um ca. 5%.

Die Probleme mit der Benetzung der Wellenleiter, die eine instabile Einkopplung der Ultraschallenergie in das Flüssigmetall zur Folge hatte, führen zu Messunsicherheiten, die im zweiten Versuch nach der Beschichtung deutlich auf unter 1% reduziert sind. Lediglich bei geringen Volumenströmen steigen diese aus oben genannten Gründen wieder an. Dennoch zeigen die USTT Messung bei $376,5^{\circ}\text{C}$ eine hervorragende Linearität mit $R^2=99,8\%$ auch bei geringen Durchflüssen. Systematische Fehler entstehen durch die thermische Ausdehnung der Teststrecke, die die Länge des

Messpfades gegenüber dem im Gerät eingetragenen Wert verändert. Dieser Fehler wird zu $\sim 3\%$ berechnet, so dass sich eine Gesamtunsicherheit von $\sim 4\%$ ergibt.

Für das verwendete Gerät zur Realisierung des USTT Verfahrens wird ein Messbereich von $-12,2\text{m/s}$ bis $+12,2\text{m/s}$ bei einer Unsicherheit (ohne Kalibrierung) von $\pm 2\text{-}5\%$ vom Messwert angegeben, was sich mit dem ermittelten Wert deckt. Unterhalb einer Mindestgeschwindigkeit von $0,3\text{m/s}$ werden konstant $\pm 0,05\text{m/s}$ angeführt, was im THESYS Kreislauf $\pm 0,5\text{m}^3/\text{h}$ entspricht. Obwohl der Volumenstrom bei allen Experimenten unter dieser Mindestgrenze lag, wurden wesentlich geringere Messunsicherheiten beobachtet, wobei systematische Fehler aber nicht ausgeschlossen sind. Für höhere Volumenströme wird eine Stabilisierung des Signals erwartet, so dass mit kürzeren Mittelungszeiten gemessen werden kann, was ein verbessertes Ansprechverhalten bedeutet.

Günstig würde sich eine Vergrößerung des Rohrdurchmessers auswirken, da auf einem längeren Messpfad größere Laufzeitunterschiede erzeugt werden, die leichter gegen eventuelle Störungen zu detektieren sind (Signal-Rausch-Verhältnis). Darüber hinaus lassen sich mehrere Messpfade um den Rohrdurchmesser herum verteilen, deren Kopplung die Genauigkeit des Verfahrens um ein Vielfaches steigern kann. Letzteres ist jedoch ein Kostenfaktor, da für den Einsatz im Flüssigmetall jeder Sensor mit einem Wellenleiter ausgestattet werden muss.

Interessant ist das USTT Verfahren also insbesondere für hohe Volumenströme in Leitungen mit großem Querschnitt. Ein entscheidender Vorteil dieser Messmethode ist, dass in die Auswertung des Volumenstromsignals nur geometrische Daten der Testsrecke und die Schallgeschwindigkeit im verwendeten Medium eingehen. Diese Größen sind einfach zu bestimmen, und man erhält ein absolutes Messverfahren, das zur Kalibrierung eingesetzt werden kann.

5.2 Lokale Geschwindigkeitsmessung

In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse der lokalen Geschwindigkeitsmessungen mit der Pitot Sonde und der Ultraschall Doppler Velocimetrie vorgestellt. Eine Übersicht über die gefahrenen Experimente mit einer detaillierten Aufstellung der Parameter und Auswertungsergebnisse ist im Anhang 8.2.6 und 8.2.7 zusammengestellt. Sie sind jeweils mit einer Kennung aus einem Buchstaben und einer Zahl versehen, wobei P = „Pitot Messung im THESYS Kreislauf“, H = „UDV Messung im HERA Wasserkreislauf“ und T = „UDV Messung im THESYS Kreislauf“

bedeutet. Die Zahl gibt, korrespondierend zur Auflistung im Anhang, die Nummer des Versuchs an. Bei der Präsentation von Diagrammen ist die Kennung des jeweils verwendeten Datensatzes in der Legende angegeben.

5.2.1 Pitotmessungen

Mit der im Wasserkreislauf kalibrierten (siehe Anhang 8.2.6) Pitot Sonde wurde das Geschwindigkeitsprofil der hydraulisch voll ausgebildeten, turbulenten Blei-Wismut Rohrströmung in Teststrecke TS2 vermessen.

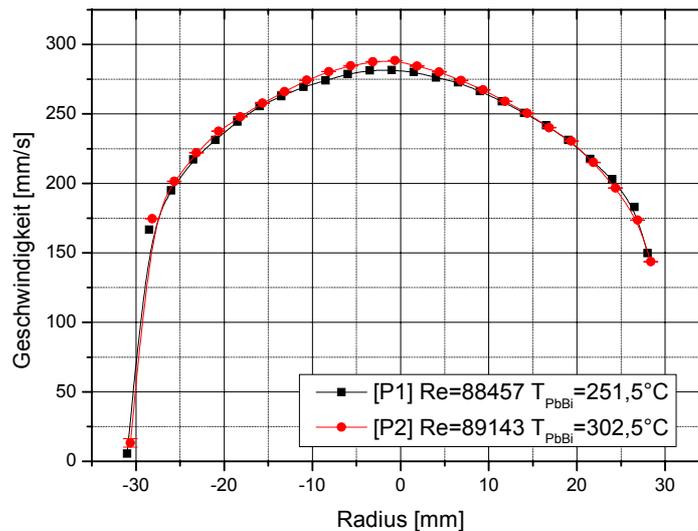


Abbildung 5.11: Mit der Pitot Sonde gemessene Geschwindigkeitsprofile der turbulenten PbBi Strömung bei 100% Pumpleistung für 251,5°C und 302,5°C.

In Abbildung 5.11 sind die erfassten Geschwindigkeiten für eine Pumpleistung von 100% bei 251,5°C und 302,5°C PbBi-Temperatur über dem Rohrradius aufgetragen. Die bei den Volumenstrommessungen beobachtete Steigerung des Durchflusses aufgrund reduzierter Kontaktwiderstände in der EM-Pumpe bei höheren Temperaturen ist im Profil in der Kernströmung zu erkennen. Die maximale Geschwindigkeit in der Rohrmitte steigt um ca. 2,5% an, die mittlere Geschwindigkeit der Strömung um ca. 0,78%, wobei die Temperaturerhöhung lediglich 51°C beträgt. Der Effekt wird also auch in der Geschwindigkeitsverteilung bestätigt.

Der erste Messpunkt der Profile liegt außerhalb der Rohrleitung, da die Sonde durch einen schmalen Schlitz vollständig aus der Strömung in ein zur Verfahreinrichtung gehörendes Parkvolumen gefahren werden kann. Aufgrund von Wirbelbildung ist die Geschwindigkeit dort nicht Null. Die Messpositionen der Pitot-Sonde liegen aufgrund der unterschiedlichen thermischen Ausdehnung des 400mm langen Sondenschafts bei gleicher Positionierung der Verfahreinrichtung um ca. 0,36mm auseinander. Errechnet

wurde ein theoretischer Wert von 0,35mm, der mit dem gemessenen sehr gut übereinstimmt (siehe Anhang 8.2.6). Ein Verbiegen des Sondenschafts durch die Kraftwirkung des Fluids ist bei den Geschwindigkeiten im THESYS Kreislauf vernachlässigbar. Die Kraft auf die Sonde beträgt bei 100% Pumpleistung nur etwa 0,5 Newton, wenn sie vollständig in die Strömung hineinragt. Eine geschwindigkeitsabhängige Positionsabweichung konnte dementsprechend nicht beobachtet werden. Insgesamt wird die Unsicherheit der Positionierung zu 0,04mm bestimmt.

Genauigkeit und Messbereich der Geschwindigkeitsmessung mittels Pitot Sonde hängen von den Spezifikationen der verwendeten Druckmesstechnik ab. Für Geschwindigkeiten über 90mm/s wird mit dem installierten System eine Genauigkeit von besser als $\pm 0,5$ mm/s erreicht. Der Messbereich erstreckt sich bis etwa 350mm/s. Da aufgrund der Korrosivität und Temperatur des Mediums Druckmittlersysteme eingesetzt werden müssen, ist die Ansprechzeit im Vergleich zu einem System ohne Vorlaufstrecken drastisch reduziert. Im vorliegenden Fall wird innerhalb einer Zeitspanne von 500ms ein geändertes Druckniveau erreicht. Druck- und damit Geschwindigkeitsfluktuationen werden stark gedämpft, was keine Messung von turbulenten Schwankungsgrößen zulässt, aber zu einem sehr stabilen Mittelwert führt. Absolutdrucksensoren, die als miniaturisierte Membrandruckaufnehmer ausgeführt sind (Kulite (2003)), haben Grenzfrequenzen von bis zu 500kHz. Setzt man sie parallel zu den präzisen Differenzdrucksystemen ein, können zusammen mit der mittleren Geschwindigkeit auch hochfrequente Fluktuationen erfasst werden.

5.2.2 Ultraschall Doppler Velocimetrie

Zur Vorbereitung der Messungen im Flüssigmetall und, um sich mit dem Messsystem vertraut zu machen, wurden zunächst Experimente mit der Ultraschall Doppler Velocimetrie (UDV) am Wasserkreislauf HERA durchgeführt.

Abbildung 5.12 zeigt beispielhaft die mittleren Geschwindigkeitsprofile im HERA Wasserkreislauf bei drei Reynoldszahlen, wobei auf der Abszisse der Abstand vom Ultraschallsensor abgetragen ist. Die Darstellung basiert auf den vom DOP2000 gelieferten Originaldaten ohne eine weitere Auswertung.

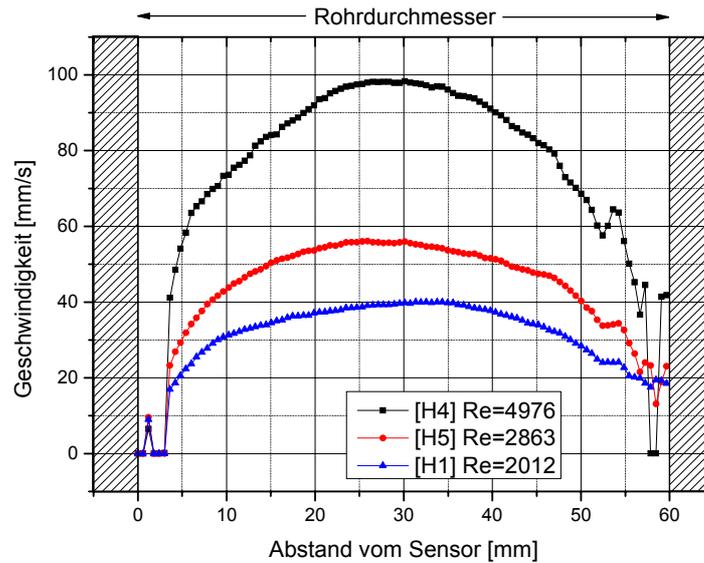


Abbildung 5.12: Mittlere unkorrigierte Geschwindigkeitsprofile im Wasserkreislauf HERA bei unterschiedlichen Reynoldszahlen.

Im Abstand 0 bis 3mm an der dem Sensor zugewandten Rohrwand treten Nullwerte im Profil auf, die durch die Sättigung des Sensors mit der Energie der Primärechos hervorgerufen werden. Vor dem Peak bei etwa 1mm, der einen sinnvollen Messwert darstellt, klingt das Echo der Kopplungsschicht zwischen Sensor und Wand ab, danach wird ein weiteres Echo von der Grenzschicht zwischen Rohrmaterial und Fluid erzeugt. Ihre Lage ist vom verwendeten Sensortyp, der Emissionsfrequenz und Pulswiederholfrequenz abhängig. Bei den gezeigten Profilen sind diese Parameter identisch. An der diametralen Wand überlagern sich Signale, die vor und nach der Reflektion des Ultraschalls an dieser Wand entstehen. Die gemessenen Geschwindigkeiten fallen daher dort nicht auf Null ab. Siehe dazu Willemetz (2001,2004).

Für die Berechnung der Reynoldszahl wird die mittlere Geschwindigkeit durch Integration des Profils über den halben dem Sensor zugewandten Rohrquerschnitt ermittelt. Die Nullwerte in Wandnähe werden dabei ausgeschlossen. Der Versuch, bei Reynoldszahlen um $Re=2000$ eine laminare Strömung im Wasserkreislauf einzustellen, war nicht erfolgreich, da die Vibrationen der Pumpe, die an der gleichen Struktur fixiert ist wie die Rohrleitung des Kreislaufs, die Turbulenz aufrecht erhalten.

Bei der UDV Messung im Flüssigmetall treten durch den Einsatz des integrierten Sensors mit Wellenleiter einige Besonderheiten auf.

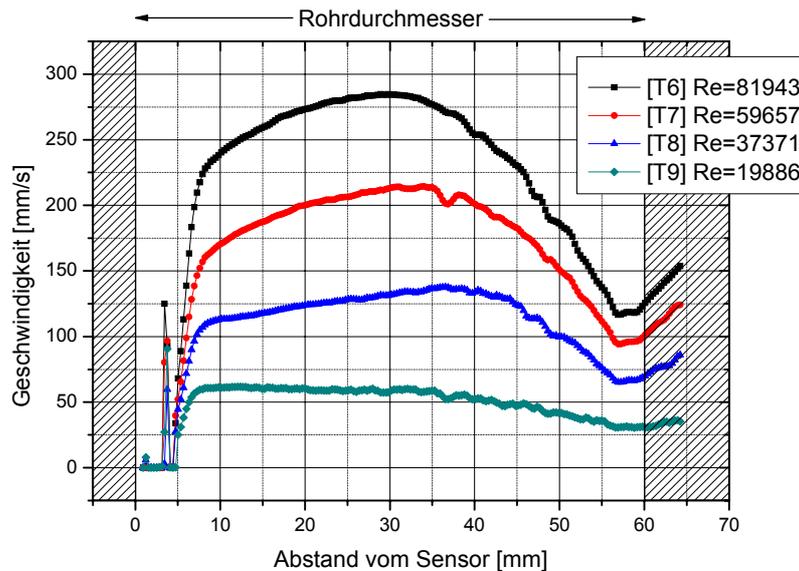


Abbildung 5.13: Mittlere unkorrigierte Geschwindigkeitsprofile im THESYS Kreislauf für unterschiedliche Reynoldszahlen bei 300°C PbBi Temperatur.

In Abbildung 5.13 sind die im Flüssigmetall bei 300°C gemessenen Geschwindigkeiten bei vier Reynoldszahlen, die den Einstellungen den Pumpleistungen 25, 50, 75 und 100% entsprechen, dargestellt. Das Diagramm ist ebenfalls aus den Rohdaten des UDV Geräts erstellt.

Die Nullwerte am Beginn des Profils entstehen hier während der Ultraschall durch den Wellenleiter transportiert wird. Das Echo, welches am Übergang vom Wellenleiter ins Fluid entsteht, erzeugt dabei den ersten Peak. Ort und Höhe sind abhängig von den gewählten Emissionsparametern, wobei darauf geachtet werden muss, dass sich keine stehenden Wellen im Wellenleiter ausbilden. Die Position des Wellenleiters wird durch Detektion seines Echos mit dem Oszilloskop bestimmt und über die bekannte Schallgeschwindigkeit im Wellenleiter in die Laufzeit zum ersten Messpunkt im Fluid umgerechnet. Da jedoch dieses Echo wiederum den Sensor sättigt, können aus zwei bis drei darauf folgenden Gates (Messpositionen) keine Geschwindigkeiten ausgewertet werden. An der gegenüberliegenden Rohrwand überlagern sich wie im Wasserexperiment die an dieser Wand reflektierten Signale, so dass scheinbar Daten innerhalb des Rohrmaterials gemessen werden.

Es ist deutlich zu erkennen, dass die Profile nicht symmetrisch sind und sich zu niedrigeren Reynoldszahlen nicht mehr vollständig ausbilden. Offensichtlich bleiben bei manchen Randbedingungen Teile der Sekundärströmung, die durch den Rohrbogen vor der Vorlaufstrecke (40 hydraulische Durchmesser!) erzeugt wird, bis in die Teststrecke erhalten. Die horizontale Anordnung der Rohrleitungen dürfte dieses

Verhalten begünstigen, da hier aufgrund des niedrigen statischen Drucks die im Rohrbogen erzeugten Druckgradienten schwach gedämpft werden und über lange Strecken erhalten bleiben. Eine numerische Berechnung des relevanten Rohrleitungsabschnittes des THESYS Kreislaufs ist bei Knebel et al. (2003) veröffentlicht, und auch hier werden Reste der Sekundärströmung im Geschwindigkeitsprofil der Teststrecke gefunden, die die Messergebnisse bestätigen. Weitere kongruente experimentelle Befunde finden sich bei Sudo et al. (1998) und Taylor et al. (1982).

Eine Besonderheit ergibt sich für die Messdaten, die nahe der sensorseitigen Wand erfasst werden. Hier muss die endliche Ausdehnung des Messvolumens berücksichtigt werden.

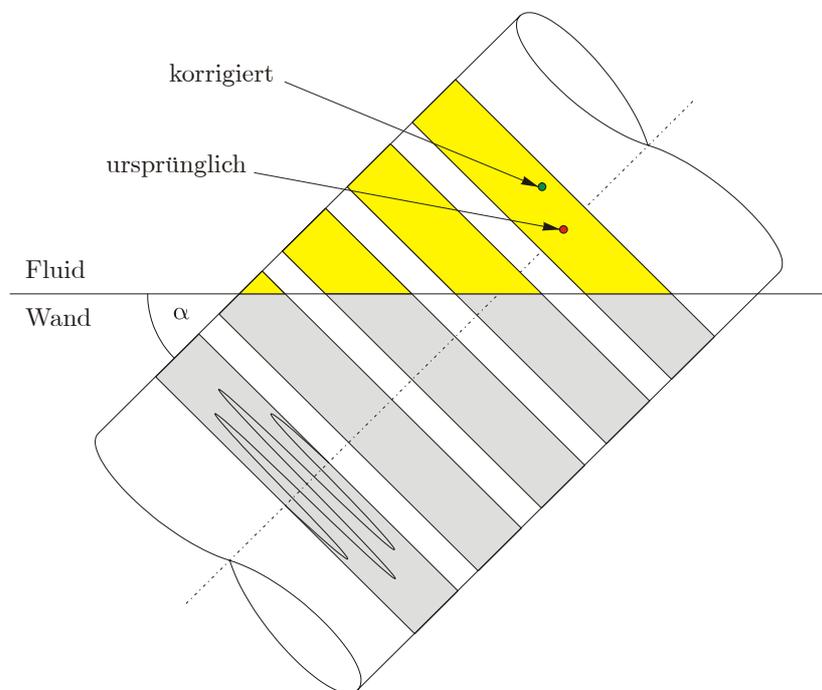


Abbildung 5.14: Skizze zur Wandkorrektur der UDV Daten.

In Abbildung 5.14 ist das Ultraschallfeld skizziert, wie es die Grenzfläche zwischen Wand und Fluid unter dem Winkel α durchdringt, wobei die Messvolumina farblich hinterlegt sind. Im ersten Messvolumen ist ein Ultraschallimpuls angedeutet. Dabei dringt beim Fortschreiten des Impulses ein zunehmend größerer Teil des zugehörigen Messvolumens in das Fluid ein, dessen Messposition jedoch immer mit dem Zentrum des gesamten Volumens assoziiert wird (ursprünglich). Dies ist offenkundig nicht korrekt, da Beiträge zum Geschwindigkeitssignal nur durch Streuung des Ultraschalls an Partikeln innerhalb des flüssigen Mediums herrühren können, also aus dem Teil

des Messvolumens, der sich im Fluid befindet. Somit muss die Messposition auf das Zentrum dieses Teilvolumens korrigiert werden, wie im letzten Messvolumen in Abbildung 5.14 gezeigt. Wunderlich (2000) und Nowak (2002) bieten dazu zwei Verfahren an, die auf dem gleichen Prinzip beruhen: Aus den bekannten Abmessungen und der Position des Messvolumens wird die Schnittfläche mit der Wand bestimmt und der Schwerpunkt des Teilvolumens innerhalb des Fluids berechnet. Der Wandabstand dieses Schwerpunkts stellt die korrigierte Messposition dar. Nowaks Methode bietet darüber hinaus die Möglichkeit eine Leistungsverteilung der Ultraschallenergie im Messvolumen zu berücksichtigen, was für kleine Eintrittswinkel, d.h. lange Übergangswege, notwendig wird. Für die Auswertung in dieser Arbeit wird das Verfahren von Wunderlich angewandt, da es etwas einfacher in Form eines Softwareprogramms umzusetzen ist. Eine detaillierte Beschreibung der notwendigen Randbedingungen bezüglich des Schallfeldes und die Angabe der analytischen Gleichungen zur Berechnung der Wandkorrektur sind im Anhang 8.3.3 zusammengestellt.

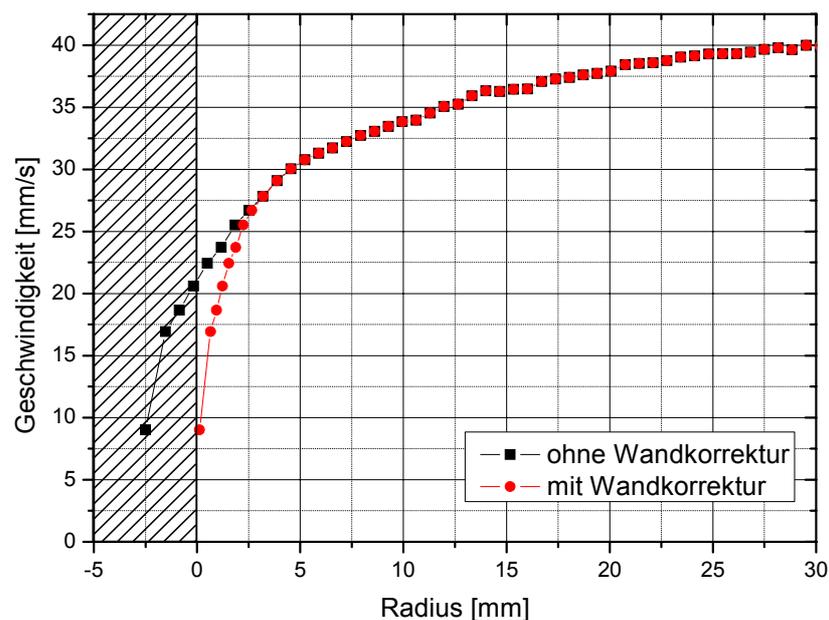


Abbildung 5.15: Auswirkungen der Wandkorrektur nach Wunderlich (2000) am Beispiel einer Messung im Wasserkreislauf [H1] bei $Re=2012$.

In Abbildung 5.15 ist das Resultat der Wandkorrektur nach Wunderlich (2000) anhand einer Messung im Wasserkreislauf² demonstriert. Die Positionen, die zuerst scheinbar in der Wand liegen, werden durch die Korrekturfunktion in das Fluid

² Die Nullwerte zu Beginn des Profils wurden entfernt.

verschoben. Die Stärke der Wandkorrektur hängt vom Durchmesser des Schallfelds, der durch die Maße des schallerzeugenden Piezoelements bestimmt wird, und der Länge des gewählten Impulses ab. Im Beispiel beträgt der Sensordurchmesser 5mm, so dass unter einem Schallwinkel von 45° zur Wand die Korrekturfunktion von -2,5mm bis 2,5mm wirksam ist.

Zum Zeitpunkt der Durchführung der UDV Experimente war die temperaturabhängige Schallgeschwindigkeit in Blei-Wismut nach Gleichung (3.2) noch nicht bekannt, so dass ein Basiswert von 1600m/s für alle Messungen verwendet werden musste. Da die Schallgeschwindigkeit sowohl in die Bestimmung der Messposition als auch in die Berechnung der Geschwindigkeit eingeht, müssen bei der Auswertung diese Größen aus den Rohdaten vor der Anwendung der Wandkorrektur erneut berechnet werden. Daran schließt sich die Ermittlung der für die dimensionslose Darstellung der Geschwindigkeitsprofile notwendigen Größen an. Sämtliche Schritte dieser Auswertung erfolgen in einem Programm, das in der Programmierumgebung LabVIEW entwickelt wurde. Eine Beschreibung dieses Programms ist im Anhang 8.3.4 zu finden.

Die UDV Technik bedient sich statistischer Methoden, um die Geschwindigkeiten von bewegten Partikeln im Ultraschallfeld zu ermitteln, deren Menge und Beschaffenheit eine entscheidende Rolle für die Einsatzgrenzen und die Qualität der Ergebnisse spielt. Je weniger Partikel vorhanden sind oder je unterschiedlicher sie in ihren Eigenschaften sind, desto mehr Emissionen und umso mehr Zeit werden benötigt, um ein Profil zu ermitteln. Andererseits dürfen nicht zu viele Streuzentren vorhanden sein, damit die Schallenergie durch das Fluid transportiert werden kann und nicht schon nach kurzer Distanz vollständig absorbiert wird. Eine grundlegende Eigenschaft der Partikel, die bei allen Verfahren gegeben sein muss, die Tracer verwenden, ist ihre Fähigkeit, der Strömung uneingeschränkt zu folgen und diese nicht zu beeinflussen. Detaillierte Überlegungen zur Folgefähigkeit von Partikeln und ihrer Interaktion mit der Turbulenz einer Strömung finden sich in der Arbeit von Maxey und Chang (1993). Im Parameterbereich der durchgeführten Experimente können die relevanten Partikel als homogen verteilte, masselose, ideale Streuzentren betrachtet werden.

In den Wasserexperimenten werden 128 Emissionen benötigt, um ein Geschwindigkeitsprofil zu bestimmen. Bei einem Abstand zwischen den Pulsen von $T_{\text{Prf}}=250\mu\text{s}$ folgt daraus inklusive Datenanalyse eine Erfassungsdauer von ca. 37ms pro Profil, was einer Abtastfrequenz von etwa 30Hz entspricht. Nach dem Abtasttheorem von Shannon sind damit Geschwindigkeitsfluktuationen mit einer Frequenz von bis zu

15Hz auflösbar. Bei Messungen in Blei-Wismut sind 512 Emissionen pro Profil (EPP) nötig, was auf die schwierigen Randbedingungen hindeutet: Verluste auf dem Wellenleiter aufgrund der unterschiedlichen Temperaturen seiner Enden mindern die Energie des gesendeten und empfangenen Ultraschalls. Die Partikelbeschaffenheit und Verteilung im Fluid ist unbekannt und macht lange Mittelungszeiten erforderlich. Daher werden Zeiten um die 115ms pro Profil benötigt, womit die aufgelösten Frequenzen unter 5Hz fallen.

Um das Antwortverhalten zu beschleunigen können, entweder die Anzahl der Emissionen reduziert oder die Pulsfrequenz erhöht werden. Je geringer jedoch die Emissionszahl pro Profil ist, desto ungenauer arbeitet der Algorithmus zur Bestimmung der Dopplerfrequenzen und desto unsicherer sind die ermittelten Geschwindigkeiten. Eine Reduktion des Zeitabstands zwischen den Impulsen ist nach unten durch die Bandbreite der Datenerfassung des UDV Geräts begrenzt und nach Gleichung (3.23) gleichbedeutend mit einer Verringerung der Messtiefe³. Es muss also ein Kompromiss zwischen Signalqualität, Orts- und Zeitauflösung gefunden werden, denn die Verbesserung einer Eigenschaft beeinträchtigt die beiden anderen. Dies soll am Beispiel einer Messung im Wasserkreislauf diskutiert werden, bei der die Anzahl der Emissionen pro Profil (EPP), ohne Rücksicht auf die anderen Parameter, auf 64 halbiert wird.

³ In Blei-Wismut bei 300°C bedeutet ein Zeitabstand von $T_{\text{Puf}}=200\mu\text{s}$ zwischen zwei Pulsen eine theoretische Messtiefe von 16,7cm. Die eingekoppelte Schallenergie ist jedoch relativ gering, so dass sie vorher dissipiert und keine Messungen bis in diese Tiefe zulässt. In Wasser entspricht der gleiche Pulsabstand 14,8cm Messtiefe.

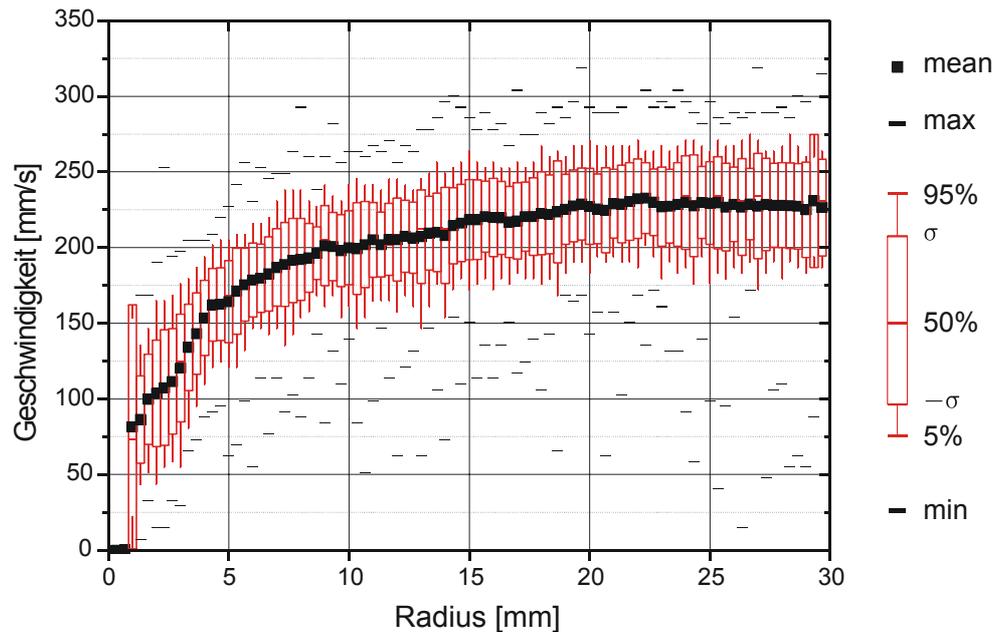


Abbildung 5.16: Statistische Verteilung der mit UDV am Wasserkreislauf gemessenen Geschwindigkeiten an jedem Punkt eines Profils für $T_{Pr}=250\mu s$ und $EPP=64$.

In Abbildung 5.16 ist die komplette statistische Auswertung der Messwerte an jedem Punkt des so gemessenen Geschwindigkeitsprofils graphisch dargestellt. Die aus allen Daten der jeweiligen Zeitreihe errechneten Mittelwerte, die das Profil bilden, sind als schwarze Quadrate dargestellt. Um jeden Mittelwert ist in Form einer roten Box mit anschließender Linie die Breite der Standardabweichung (68% aller Messwerte) mit dem zugehörigen Intervall skizziert, in dem sich 90% aller Messwerte an diesem Punkt befinden. Die jeweils kleinste (min) und größte (max) gemessene Geschwindigkeit ist durch eine waagerechte Linie angedeutet.

Die gewählte Pulsfrequenz ermöglicht die Erfassung eines Profils in ca. 16ms, doch leidet darunter die Qualität des Geschwindigkeitssignals erheblich. Die Messwerte streuen so stark um den Mittelwert, dass sich die Breite der Standardabweichung im Mittel auf $\pm 13\%$ des Messwerts erstreckt. Minimum und Maximum weichen sogar meist mehr als $\pm 50\%$ vom Mittelwert ab. Aus diesen Messdaten können und dürfen keine Schlussfolgerungen über Vorgänge in der Strömung gezogen werden! Was hier anhand eines Beispiels gezeigt wird, gilt für alle Parameter des UDV Verfahrens, die mit großer Sorgfalt gewählt werden müssen, um es an die Anforderungen und Gegebenheiten der individuellen Problemstellung anzupassen.

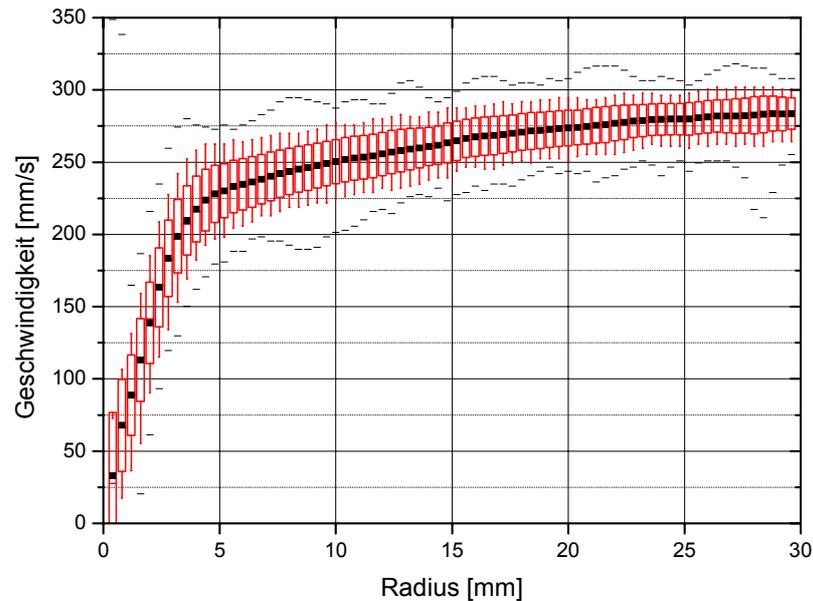


Abbildung 5.17: Statistische Verteilung der mit UDV in Blei-Wismut gemessenen Geschwindigkeiten an jedem Punkt eines Profils für $T_{\text{Prf}}=213\mu\text{s}$ und $\text{EPP}=512$.

Als Beispiel für korrekte Einstellungen wird in Abbildung 5.17 die gleiche Darstellung wie in Abbildung 5.16 für eine Messung im THESYS Kreislauf gezeigt, wobei hier ein Profil innerhalb von 114ms gewonnen wird. Die deutlich gleichmäßigere Verteilung der statistischen Intervalle weist auf eine qualitativ gute Messung hin: In der Kernströmung beträgt die Breite der Standardabweichung lediglich $\pm 3,5\%$ des Messwerts. Die mittlere Unsicherheit des Mittelwerts beträgt bei dieser Messung $\pm 0,94\text{mm/s}$, die maximale Unsicherheit wird zu $\pm 2,67\text{mm/s}$ (ca. 1% der mittleren Strömungsgeschwindigkeit) berechnet.

Die turbulenten Geschwindigkeitsfluktuationen können in dieser Konfiguration zwar nicht aufgelöst werden, doch lassen sich Aussagen über die Eigenschaften der Turbulenz an einem Messpunkt in Form von statistischen Größen gewinnen. Unter der Annahme einer Gaußverteilung⁴ der gemessenen Geschwindigkeiten an jedem Punkt kann die mittelwertfreie Standardabweichung als RMS-Wert der Fluktuation interpretiert werden.

⁴ Streng genommen ist diese Annahme in Scherströmungen, in denen Geschwindigkeitsgradienten im Messvolumen auftreten, nur eingeschränkt gültig. Dort besitzt die Verteilung eine Schiefe in Richtung höherer Geschwindigkeiten. Die Abweichungen sind jedoch gering und werden hier vernachlässigt.

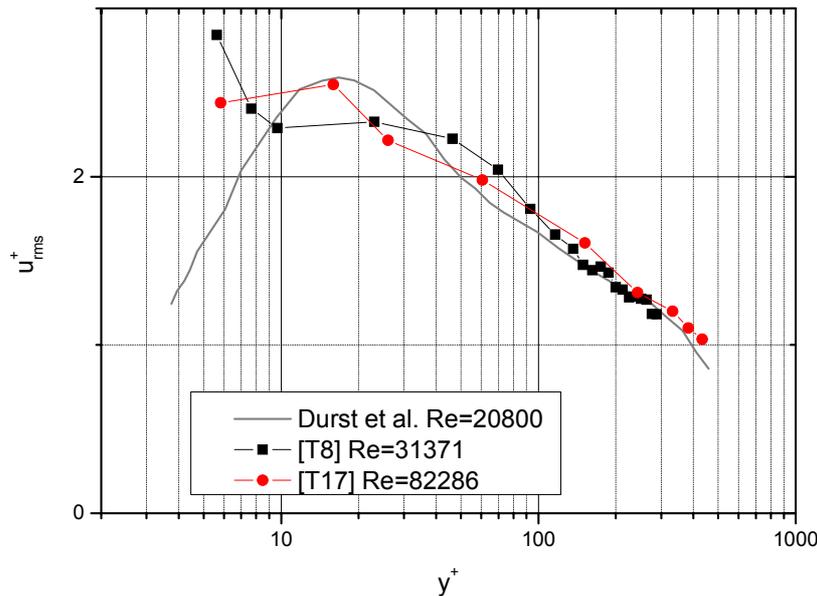


Abbildung 5.18: RMS-Werte der Geschwindigkeitsfluktuation in dimensionsloser Darstellung aus UDV Messungen im THESYS Kreislauf bei $Re=31371$ und $Re=82286$ im Vergleich zu experimentellen Daten von Durst et al. (1996).

Abbildung 5.18 zeigt die ermittelten RMS-Werte zweier UDV Messungen in Blei-Wismut im Vergleich zu experimentellen Daten von Durst et al. (1996) in Wasser. Unterhalb von $y^+=10$ liegt nur ein äußerst kleiner Teil des UDV Messvolumens innerhalb des Fluids, weshalb hier keine sinnvollen Ergebnisse erwartet werden. Die Wandkorrektur greift bei $Re=31371$ bis $y^+=83$ bzw. bei $Re=82286$ bis $y^+=165$. In diesem Bereich liegen Unsicherheiten im Bezug auf die Position der Messwerte, da bei der Wandkorrektur einige vereinfachende Annahmen getroffen wurden. Im Hinblick auf die logarithmische Auftragung erhält man dennoch eine recht gute Übereinstimmung mit den Daten aus der Literatur. Da diese Messungen ursprünglich nicht mit dem Ziel durchgeführt wurden, die RMS-Werte zu bestimmen, sind bessere Resultate zu erwarten, wenn darauf besonderen Wert gelegt wird. Nach Wissen des Autors stellt Abbildung 5.18 erstmalig die RMS-Werte in der turbulenten Grenzschicht eines schweren Flüssigmetalls dar.

Sato et al. (2002) zeigen in ihrer Veröffentlichung Ergebnisse der Anwendung einer neuen Korrelationsmethode zur Analyse der Partikelechos, um die Doppler Frequenzen zu bestimmen. Sie erreichen es damit, bei idealer Partikelverteilung die Erfassungszeit eines Profils auf etwa 1ms zu senken. Es ist zu prüfen, ob dieses Verfahren eine Auflösung turbulenter Geschwindigkeitsfluktuationen ermöglicht.

Es verbleibt die Frage nach dem Einfluss der Größe des Messvolumens auf die Bildung der statistischen Größen. Hierzu wird auf die Veröffentlichung Kikura et al.

(2004) verwiesen, in der ein Modell entwickelt wird, mit dem auftretende Effekte simuliert und bewertet werden können. Unter der Annahme einer zweidimensionalen Strömung wird dabei auch die Partikelverteilung im Messvolumen in Regionen mit Geschwindigkeitsgradienten berücksichtigt. Die gefundenen Abweichungen von theoretischen Vorhersagen, die sich bei Messungen in der Grenzschicht der Strömung bemerkbar machen, sind jedoch so gering, dass sie unterhalb der ermittelten Unsicherheiten der durchgeführten Experimente liegen.

5.2.3 Mittlere Geschwindigkeitsprofile in dimensionsloser Darstellung

Um die gemessenen Geschwindigkeitsprofile untereinander mit theoretischen Vorhersagen und Daten aus der Literatur vergleichen zu können, werden sie in eine dimensionslose Darstellung überführt. Dazu werden die mittleren Geschwindigkeiten \bar{u} an jedem Messpunkt mit der mittleren Strömungsgeschwindigkeit u_m , die aus der Integration des halben sensorseitigen Profils gewonnen wird, normiert. Die radiale Messposition r wird von der Rohrmitte aus gemessen und durch den Radius der Rohrleitung R dividiert, wodurch die Rohrmitte bei $r/R=0$ und die Wand bei $r/R=1$ liegt. Als theoretische Referenz dient das Profil nach Reichardt (1953), welches ausführlich im Anhang 8.4 beschrieben ist.

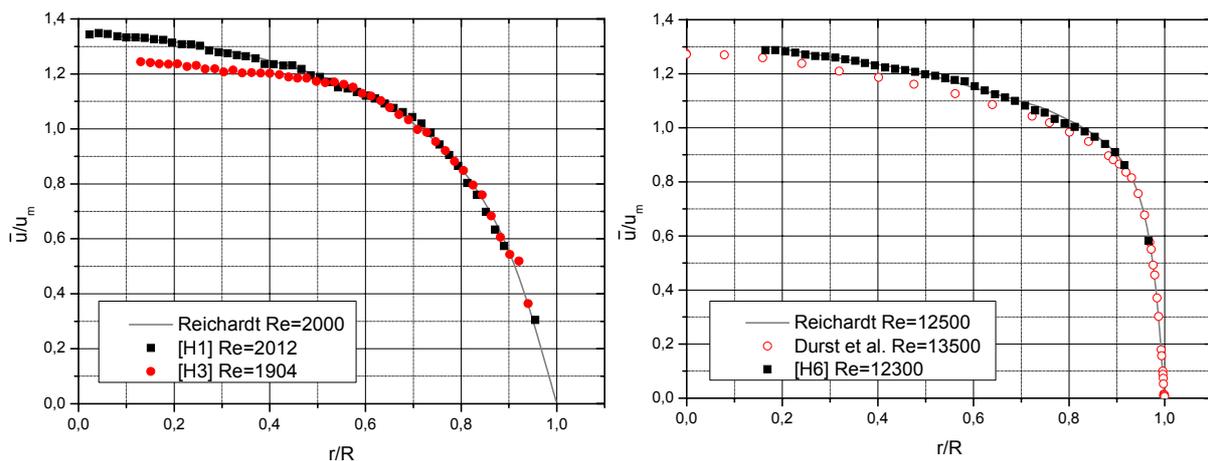


Abbildung 5.19: Normierte Geschwindigkeitsprofile aus UDV Messungen im Wasserkreislauf, verglichen mit dem Reichardt Profil (links) und experimentellen Daten von Durst et al. (1996) (rechts).

In Abbildung 5.19 sind die Ergebnisse der UDV Messungen im Wasserkreislauf bei $Re \sim 2000$ im linken Diagramm und $Re \sim 12500$ im rechten zusammen mit dem zugehörigen Reichardtprofil und experimentellen Daten von Durst et al. (1996) aufgetragen. Die Übereinstimmung der Messergebnisse mit dem theoretischen Reichardtprofil ist mit Abweichungen unter 2% ausgezeichnet. Lediglich bei $Re=1904$ im linken Diagramm bricht die Geschwindigkeit der Kernströmung im Bereich $r/R < 0,5$ ein, wobei die kritische Reynoldszahl von $Re=2300$ für den Umschlag einer laminaren in eine turbulente Rohrströmung bereits deutlich unterschritten ist. Hier überwiegen äußere Störungen (z.B. Pumpenvibrationen), die die Turbulenz aufrechterhalten und die Ausbildung eines gleichmäßigen Profils verhindern.

Die experimentellen Daten von Durst et al. (1996) im rechten Diagramm liegen etwas unter denen des Reichardtprofils und der UDV Messung. Das wird auf die notwendige Koordinatentransformation der Literaturdaten zurückgeführt (siehe Anhang 8.4), für die die Reibbeiwertkorrelation nach Blasius verwendet wurde, welche für $Re=12500$ am unteren Ende ihres Gültigkeitsbereichs liegt. Wird der Reibbeiwert unterschätzt, so ist die mittlere Strömungsgeschwindigkeit zu hoch und das umgerechnete Profil liegt zu niedrig, was hier der Fall ist.

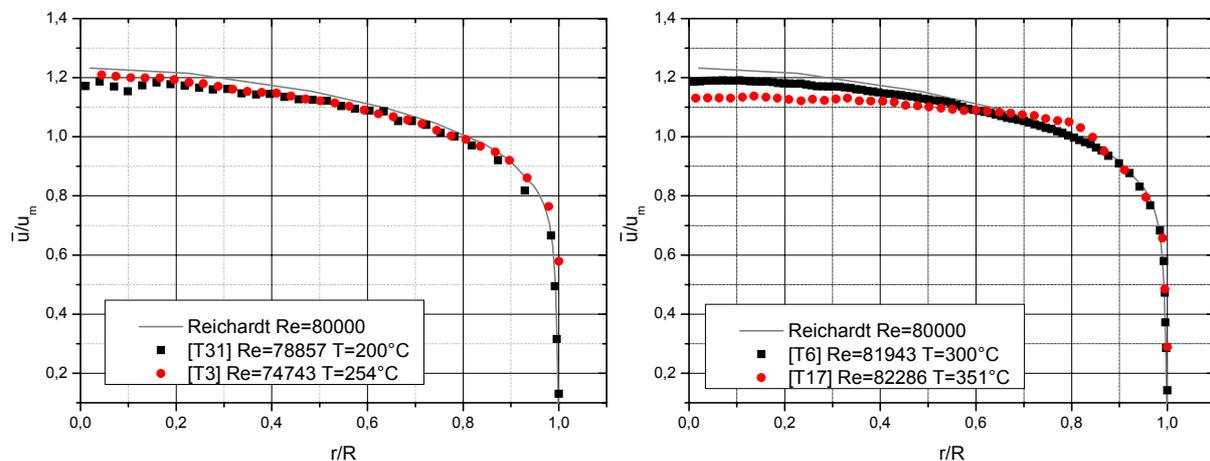


Abbildung 5.20: Normierte Geschwindigkeitsprofile aus UDV Messungen im THESYS Kreislauf bei 100% Pumpleistung und unterschiedlichen Temperaturen.

Die in Abbildung 5.20 dargestellten UDV Messungen in Blei-Wismut bei verschiedenen Temperaturen zeigen ebenfalls eine gute Übereinstimmung mit dem zugehörigen theoretischen Profil. Dass sie in der Kernströmung etwas zu tief liegen, deutet auch hier auf ein leichtes Überschätzen der mittleren Strömungsgeschwindigkeit hin. Die Abweichung beträgt maximal 3% und wird darauf zurückgeführt, dass nur die dem

Sensor zugewandte Halbseite des leicht asymmetrischen Profils zur Berechnung von u_m berücksichtigt wird. Wie aus den Volumenstrommessungen bekannt, steigen die Reynoldszahlen bei gleicher Pumpleistung mit der Temperatur um ca. 10% an. Bei einer Flüssigmetalltemperatur von 300°C wurden die besten Messergebnisse erzielt, wie das Profil des Versuchs [T6] zeigt. Hier war aufgrund der guten Signalqualität die Einstellung einer kleineren Gateweite möglich, was zu einer besseren Ortsauflösung führt, aber auch hier zeigt die Kernströmung zu niedrige Werte. Besonders ausgeprägt ist diese Abweichung bei dem Versuch [T17] mit einer Temperatur von 351°C. Nach einer Ausbeulung bei $r/R=0,8$ ist das Profil bis zu Rohrmitte nahezu linear. Das kann nur mit einem asymmetrischen Strömungsfeld erklärt werden, das durch die Reste der Sekundärströmung aus dem Rohrbogen überlagert ist.

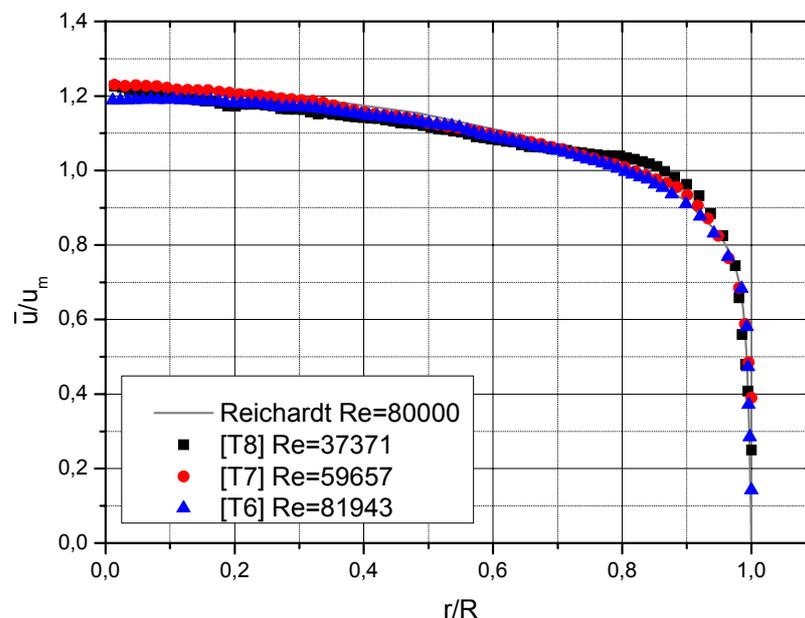


Abbildung 5.21: Normierte Geschwindigkeitsprofile aus UDV Messungen im THESYS Kreislauf bei einer Temperatur von 300°C und unterschiedlichen Pumpleistungen.

Die Abhängigkeit der mittleren Geschwindigkeitsprofile von der Reynoldszahl bei einer konstanten Temperatur von 300°C zeigt Abbildung 5.21. Die Profile liegen unterhalb von $r/R < 0,7$ exakt beieinander, wobei die Kernströmung erwartungsgemäß mit der Reynoldszahl leicht variiert. Auffallend ist wiederum eine Ausbeulung des Profils [T8] bei $Re=37371$ an der Position $r/R=0,85$. Durch die Überlagerung der Sekundärströmung weichen die Messwerte hier um bis zu 5,25% von der theoretischen Reichardtverteilung ab. Die Annahme, trotz einer Vorlauflänge von mehr als 40

hydraulischen Durchmessern in der Teststrecke bei einigen Einstellungen keine hydraulisch voll eingelaufene Rohrströmung vorzufinden, wird dadurch bestätigt.

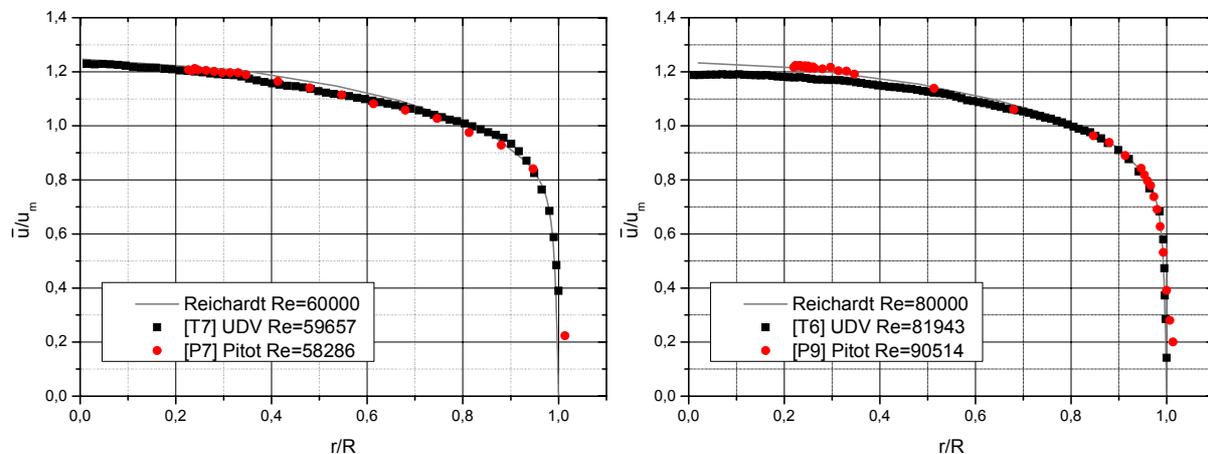


Abbildung 5.22: Vergleich der normierte Geschwindigkeitsprofile aus UDV und Pitot Messungen im THESYS Kreislauf bei zwei Reynoldszahlen und einer Temperatur von 300°C.

Zum Vergleich der Messungen mit Pitot Sonde und UDV in Blei-Wismut bei einer Temperatur von 300°C sind in den Diagrammen der Abbildung 5.22 ihre bei Pumpleistungen von 50% (links) und 100% (rechts) ermittelten Profile aufgetragen. Der jeweils letzte Punkt der Pitot Messung liegt bei $r/R > 1$, da sich hier die Sonde bereits außerhalb der Strömung befindet. In beiden Diagrammen ist die Übereinstimmung der Ergebnisse der Messverfahren untereinander und mit den theoretischen Vorhersagen sehr gut. Bei $Re \sim 60000$ liegen die Abweichungen bei maximal 3%, wobei die Größenordnung der Kernströmung hier korrekt wiedergegeben wird. Bei einer Pumpleistung von 100% erreicht die berechnete Reynoldszahl aus der Pitot Messung mit $Re=90514$ einen um fast 10% größeren Wert, als die mit UDV zu $Re=81943$ ermittelte. Dem Resultat aus der Pitot Messung wird der Vorzug gegeben, da dort an jedem Punkt des Profils über eine Dauer von 5 Minuten jede Sekunde ein Wert aufgenommen wurde. Einflüsse der nachgewiesenen Sekundärströmung oder anderer Kreislaufinstabilitäten werden bei einer derartigen Vorgehensweise sicher ausgemittelt, so dass die daraus bestimmte mittlere Strömungsgeschwindigkeit repräsentativer ist als die aus der vergleichsweise kurzen UDV Messung über ca. 30 Sekunden.

5.2.4 Grenzschicht der turbulenten Rohrströmung

Erstmalig konnte im Rahmen dieser Arbeit die turbulente Grenzschicht einer Rohrströmung in einem schweren Flüssigmetall mit Hilfe der Ultraschall Doppler Veloci-

metrie vermessen werden. Dabei wird vorgegangen, wie in den Arbeiten von Nowak (2002), Taishi et al. (2002) und Alfonsi et al. (2003) die Grenzschichtmessungen mit UDV in Wasser zeigen. Die Ergebnisse liefern zwar keine neuen Erkenntnisse, die in die Entwicklung von Turbulenzmodellen für Flüssigmetalle eingehen könnten, da sich das Impulsfeld nicht von dem anderer Newtonscher Fluide unterscheidet, doch zeigen sie Möglichkeiten und Grenzen des UDV Verfahrens auf. Zum Vergleich der Resultate mit den Pitot Messungen und zu Daten aus der Literatur werden sie in der für wandnahe Strömung üblichen dimensionslosen, halblogarithmischen (y^+, u^+) Darstellung aufgetragen.

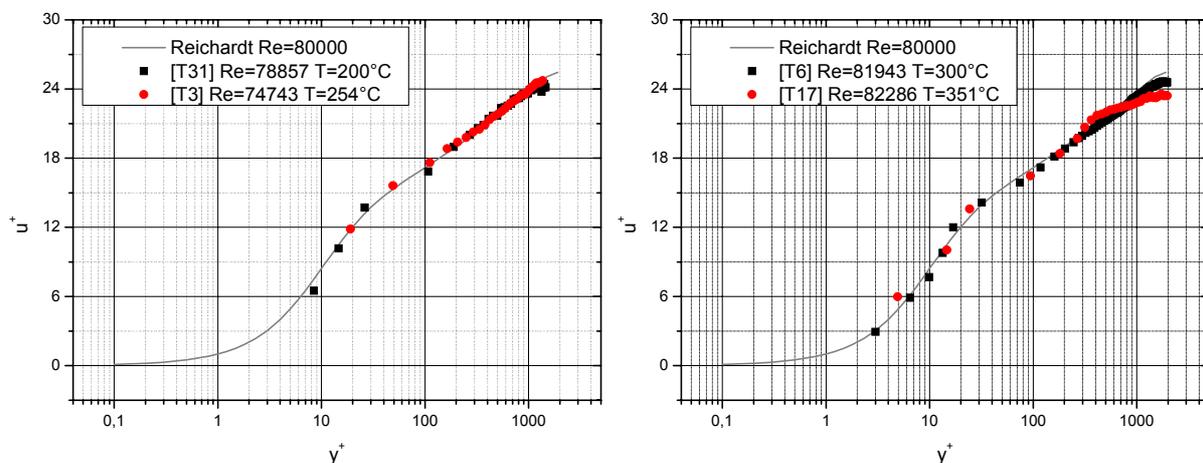


Abbildung 5.23: Turbulente Grenzschicht aus UDV Messungen im THESYS Kreislauf bei 100% Pumpleistung und unterschiedlichen Temperaturen.

Korrespondierend zu den mittleren Geschwindigkeitsprofilen aus Abbildung 5.20 sind in Abbildung 5.23 die Ergebnisse der UDV Messungen in der turbulenten Grenzschicht der Rohrströmung bei $Re \sim 80000$ für die vier eingestellten Flüssigmetalltemperaturen aufgetragen. Die qualitative Übereinstimmung mit dem theoretischen Profil ist für alle Messungen sehr gut. Wie oben ist die Abweichung für den Datensatz [T17] am größten, wobei sich das Abknicken des Profils nach der Überhöhung (hier oberhalb von $y^+ \sim 400$) in einer veränderten Steigung zeigt. Wichtig ist dabei, dass bei allen Profilen der Übergang von der viskosen Unterschicht in die vollturbulente Grenzschicht (der „Knick“ im Profil) im Bereich $10 < y^+ < 100$ korrekt wiedergegeben wird.

Wie nah an der Wand gemessen werden kann hängt von der am UDV Gerät eingestellten Gateweite d_{Gate} bei der jeweiligen Messung ab. Zu Abbildung 5.23 ergibt sich für den jeweils wandnächsten Messpunkt folgende Tabelle:

Messung	d_{Gate} [mm]	y_{min}^+	y_{min} [mm]
[T31]	1,75	8,482	0,1329
[T3]	2,13	19,043	0,3126
[T6]	0,84	3,001	0,0455
[T17]	1,63	4,922	0,0743

Dass Messungen derart nah an der Wand möglich sind, ist auf die mit der Wandkorrektur erfassten Verhältnisse zurückzuführen. An den Positionen der ersten sieben Messpunkte in der Grenzschicht liegt jeweils nur ein Teil des Messvolumens innerhalb des Fluids, so dass die Ortsauflösung dort „verbessert“ wird. Je kleiner jedoch der aktive Teil des Messvolumens ist, desto weniger Partikel können darin einen Beitrag zum gestreuten Echo leisten, weshalb die Unsicherheit der dort ermittelten Geschwindigkeit zunimmt. An dieser Stelle ist die homogene Verteilung ausreichend vieler Streuzentren besonders wichtig, um verwertbare Signale zu erhalten. In anbetracht dieser Situation sind die Ergebnisse der Messungen in Blei-Wismut überraschend gut. Offenbar kann von einer für die UDV Messung nahezu idealen Voraussetzung im Bezug auf die Verteilung und Beschaffenheit der im Blei-Wismut vorhandenen Partikel ausgegangen werden.

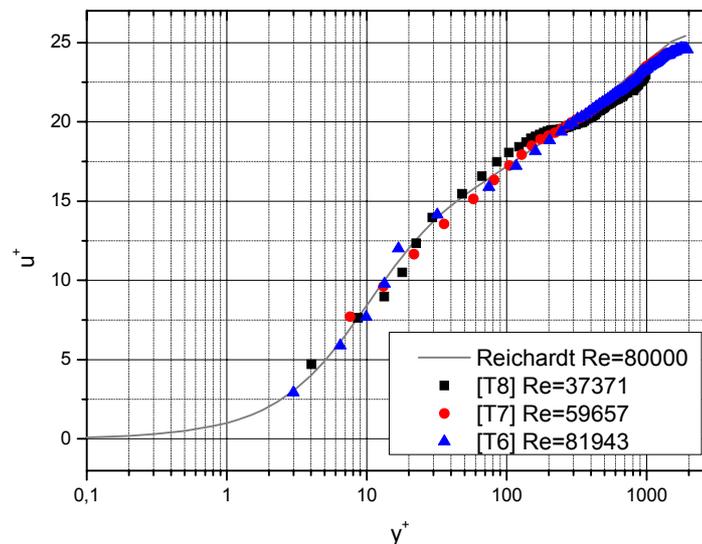


Abbildung 5.24: Turbulente Grenzschicht aus UDV Messungen im THESYS Kreislauf bei 300°C und unterschiedlichen Pumpleistungen.

Dies bestätigen die Profile der turbulenten Grenzschicht für unterschiedliche Reynoldszahlen bei konstanter Temperatur in Abbildung 5.24. Die qualitative Übereinstimmung ist auch hier sehr gut, doch liegen die Werte bei $Re=59657$ in der Übergangszone etwas zu niedrig. Ebenso wie in der Überhöhung des Profils [T8] bei y^+ um 100 zeigt sich dort wieder die Asymmetrie der untersuchten Strömung.

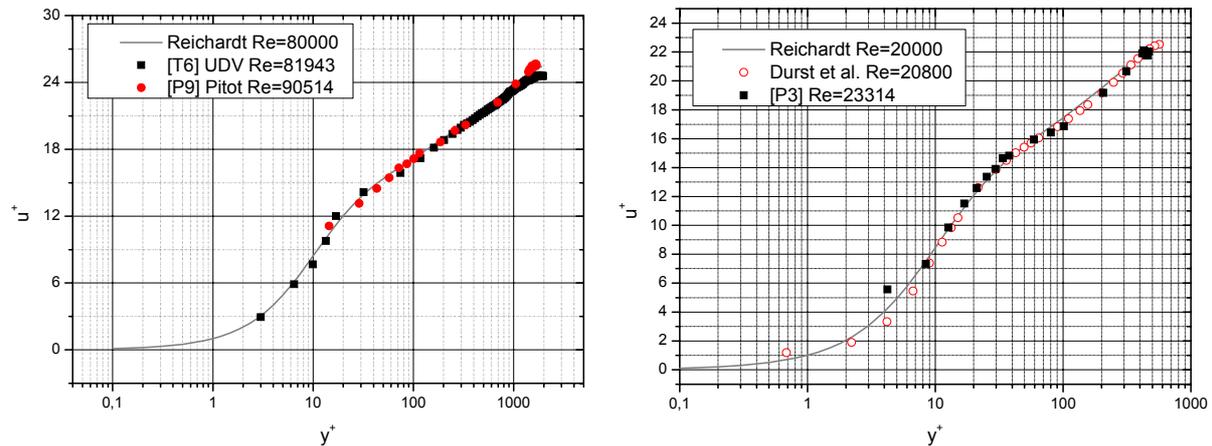


Abbildung 5.25: Vergleich der UDV Messungen in der turbulenten Grenzschicht mit Daten der Pitot Sonde und den Daten von Durst et al. (1996).

Der Vergleich der UDV Messung [T6] mit Daten, die mit der Pitot-Sonde gemessen wurden, ergibt Abweichungen in der Größenordnung von $\pm 5\%$ (links in Abbildung 5.25). Um zu beurteilen, welche der beiden Messtechniken bei den gegebenen Bedingungen verlässlichere Ergebnisse liefert, wird eine Pitot Messung zusammen mit Daten von Durst et al. (1996) im rechten Diagramm von Abbildung 5.25 aufgetragen. Bis auf den ersten Messpunkt bei $y^+ \sim 4$ (hier liegt die Sonde bereits teilweise außerhalb der Strömung) beträgt die Abweichung weniger als $\pm 1\%$. Wegen der längeren Mess- und Mittelungsdauer liefert auch hier die Pitot Sonde die stabileren Resultate. Der Grund für die größeren Unsicherheiten der UDV Messungen ist somit nicht im Verfahren selbst, sondern in der instabilen, nicht voll eingelaufenen Strömung in der Teststrecke zu suchen.

5.2.5 Spatiotemporale Darstellung und 3D Flow Mapping

Ein wesentlicher Vorteil der UDV Technik ist, dass in regelmäßigen Intervallen jeweils das gesamte Profil der Strömung aufgezeichnet wird. Aus solchen Datensätzen lassen sich sog. spatiotemporale (raumzeitliche) Darstellungen generieren, in denen

die zeitliche Entwicklung des Strömungsprofils visualisiert wird. Dazu werden auf der Abszisse die Zeit und auf der Ordinate die Radialposition abgetragen. Die Profile werden als Linien über den Radius am jeweiligen Erfassungszeitpunkt eingezeichnet, wobei die gemessenen Geschwindigkeiten durch einen Farbcode repräsentiert werden.

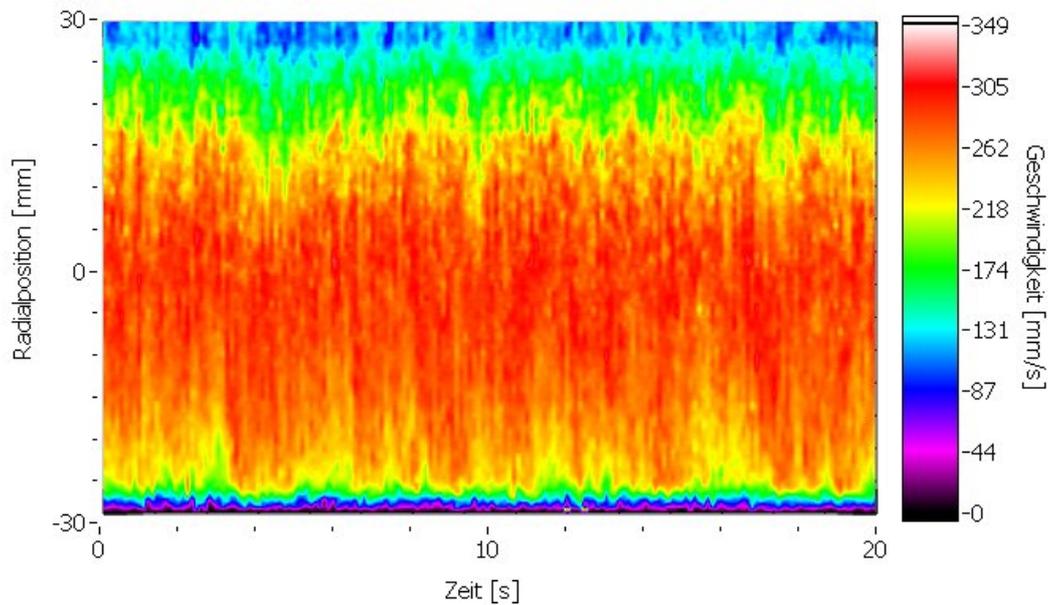


Abbildung 5.26: Spatiotemporale Darstellung des Datensatzes [T6] der UDV Messung im THESYS Kreislauf, $Re=81943$, $T_{PbBi}=300^{\circ}C$.

Auf diese Weise ist in Abbildung 5.26 der halbe Datensatz [T6] (20 von 40 Sekunden) der UDV Messung im THESYS Kreislauf dargestellt, wobei sich der Sensor an der Radialposition -30mm befindet und in den vorangegangenen Ausführungen das Halbprofil bis zur Rohrmitte bei 0mm betrachtet wurde. Die Asymmetrie über den Rohrdurchmesser, die bereits in den mittleren Geschwindigkeitsprofilen der Abbildung 5.13 zu sehen war, ist hier ebenfalls deutlich zu erkennen. Sie ist der Grund, warum die mittlere Strömungsgeschwindigkeit aus der Integration des halben Profils zu groß ist und die normierten mittleren Profile in der Abbildung 5.20 zu niedrig liegen. Im Gegensatz zur Geschwindigkeit in der Rohrmitte, die über die Zeit relativ konstant ist, treten an den Rändern der Profile starke Schwankungen auf ($\pm 35\text{mm/s} = \pm 10\%$). Anhand dieser Darstellung ist sofort die Unregelmäßigkeit des Strömungsfelds über die Zeit zu sehen, die für die Unsicherheiten bei den UDV Messungen verantwortlich ist. Nun ist auch verständlich, wieso die über längere Zeiträume gebildeten Mittelwerte der Pitot Messungen stabiler sind.

Bei der Diskussion der zeitlichen Auflösung der UDV Technik wurde deutlich, dass sie nicht genügt, um turbulente Geschwindigkeitsfluktuationen zu erfassen. Ausreichend hingegen ist sie für die Untersuchung transients Vorgänge.

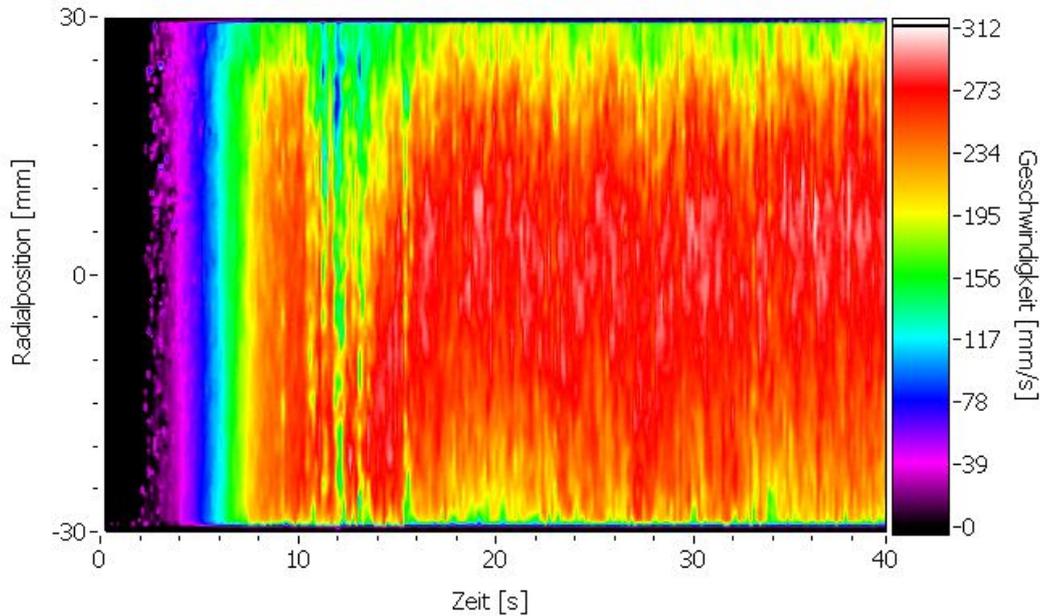


Abbildung 5.27: Spatiotemporale Darstellung des Datensatzes [T26] der UDV Messung im THESYS Kreislauf, Anlaufverhalten der EM-Pumpe von 0 auf 100%.

Beispielhaft dafür zeigt Abbildung 5.27 das Anlaufverhalten der EM-Pumpe bei sofortiger Volllasteinstellung. Zwischen 2 und 8 Sekunden ist ein kolbenförmiger Anstieg der Geschwindigkeit über den Rohrdurchmesser zu beobachten, an den sich nach einem Einbruch bei 12 Sekunden die Entwicklung eines Profils anschließt. Auch hier sind die teils heftigen Fluktuationen vor allem an den Rändern der Verteilung zu beobachten, die dort bis zu $\pm 50\text{mm/s}$ erreichen.

Ein mit dem UDV Verfahren gemessenes Geschwindigkeitsprofil repräsentiert einen Schnitt durch ein dreidimensionales Strömungsfeld in Schallausbreitungsrichtung. Durch den Einsatz mehrerer Sensoren in entsprechender geometrische Anordnung lässt sich daher prinzipiell das gesamte Strömungsfeld rekonstruieren. Anwendungen des sog. Flow Mapping in einer Ebene sind bei Takeda (2002) für ein Quecksilber Strömungsfeld in der Geometrie eines Spallationstargets beschrieben. Der Aufwand ist beträchtlich, da insgesamt 36 Ultraschallsensoren gleichzeitig zur Abdeckung des Strömungsgebietes installiert werden mussten. Dreidimensionales Flow Mapping ist mit der Ultrasonic Doppler Velocity Field (UDVF) Technik nach Willemetz (2004) möglich. Hierbei werden die Echos der von einem Sender emittierten Impulse von drei

jeweils senkrecht zueinander angeordneten Sensoren empfangen und zu einem dreidimensionalen Vektorfeld verarbeitet.

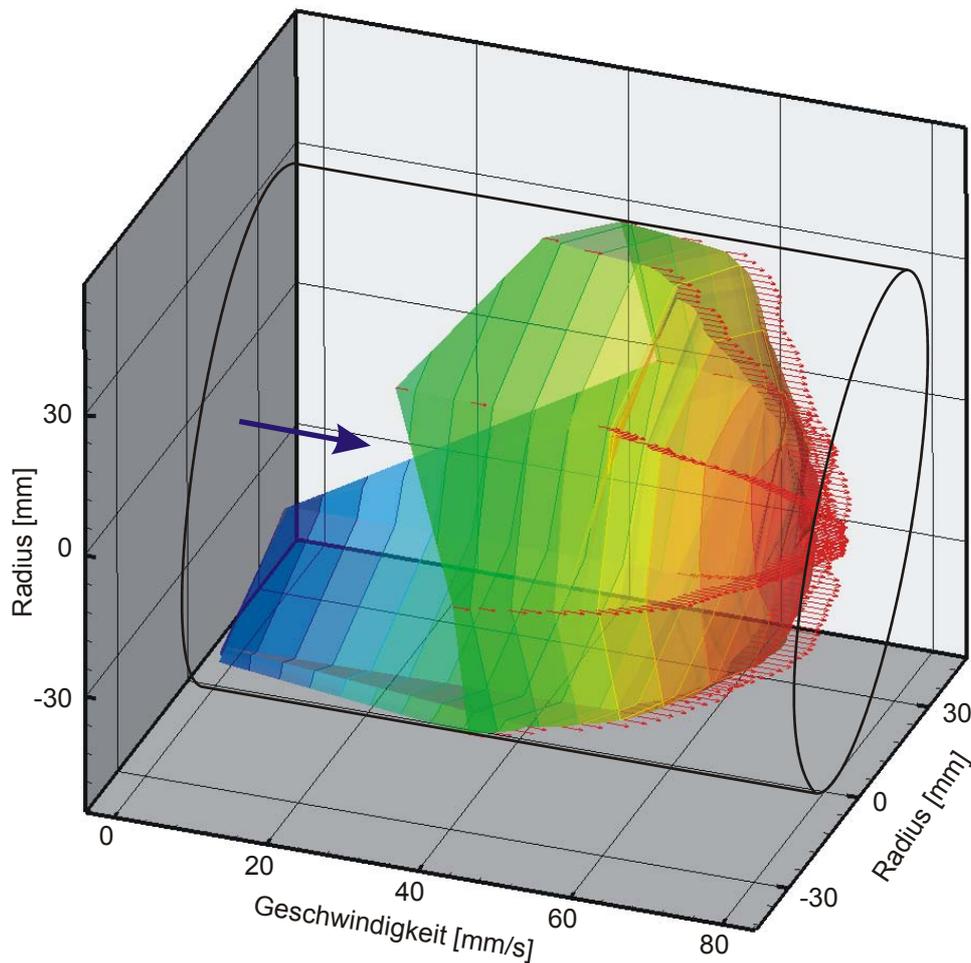


Abbildung 5.28: Interpoliertes dreidimensionales Strömungsprofil bei $Re=3600$ aus UDV Messungen im Wasserkreislauf.

Aus den mittels eines Multiplexers aufgenommenen Daten vierer Sensoren, die im Winkelabstand von jeweils 45° radial um die Teststrecke des Wasserkreislaufs angeordnet wurden, lässt sich aufgrund der bekannten Hauptströmungsrichtung ein dreidimensionales Strömungsprofil interpolieren. Abbildung 5.28 zeigt dieses Profil der Strömung von links nach rechts in der skizzierten Rohrleitung, wobei an jedem Messpunkt der ermittelte Geschwindigkeitsvektor eingezeichnet ist.

Die Untersuchung des Strömungsfeldes ist eine wichtige Komponente in thermohydraulischen Experimenten. Eine Weiterentwicklung der UDV Technologie für diese Anwendungen in schweren Flüssigmetallen ist im Hinblick auf die gezeigten Möglichkeiten daher von größtem Interesse.

5.3 Zusammenfassung der Resultate

Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen der einzelnen Messtechniken zur Volumenstrommessung lassen sich in einem Diagramm zusammenfassen.

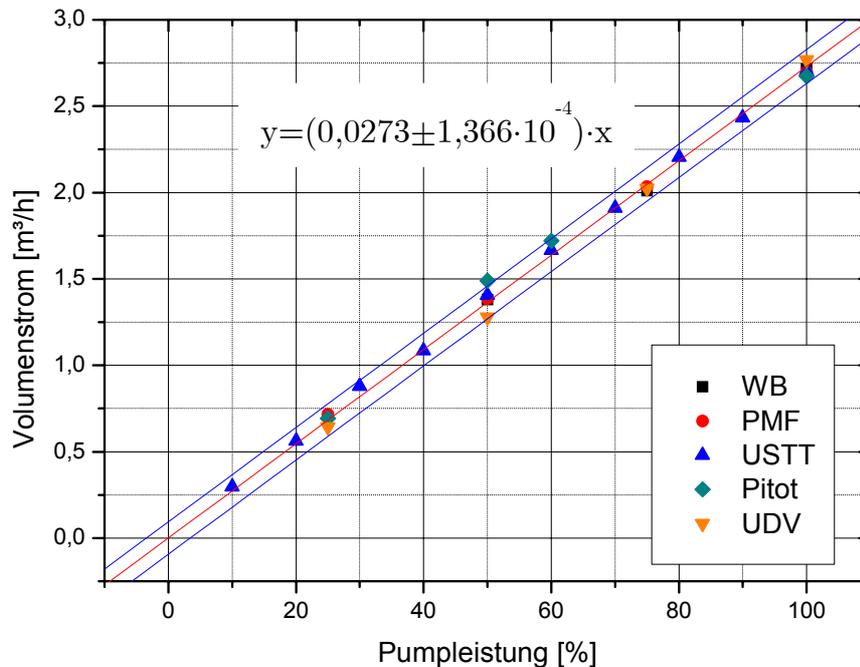


Abbildung 5.29: Gemittelter Volumenstrom aus unterschiedlichen Messtechniken im THESYS Kreislauf über der Pumpleistung bei einer Blei-Wismut Temperatur von 300°C.

Abbildung 5.29 zeigt die mit verschiedenen, untersuchten Messtechniken ermittelten Volumenströme im THESYS Kreislauf bei einer Flüssigmetalltemperatur von 300°C über der Pumpleistung aufgetragen. Die Ergebnisse der Wärmebilanzmessung (WB) entstammen den Datensätzen zu den gleichzeitigen PMF Messungen, die damit dann kalibriert wurden. Zur Berechnung der Volumenströme aus Pitot und UDV Messungen wurden die gemessenen mittleren Strömungsgeschwindigkeiten herangezogen, wobei hierfür über das gesamte Profil integriert wird. Die blauen Linien zeigen den 95% Vertrauensbereich des Erwartungswerts des Steigungsmaßes der linearen Regression, die durch die rote Linie repräsentiert wird. Bis auf einen Ausreißer liegen alle Resultate innerhalb dieses Intervalls.

Für die lineare Abhängigkeit des Volumenstroms von der Pumpleistung im THESYS Kreislauf bei einer Blei-Wismut Temperatur von 300°C ergibt sich die im Diagramm dargestellte Gleichung mit einer Unsicherheit von 0,51%. Bei voller Pumpleistung

wird ein Volumenstrom von $2,73 \pm 0,014 \text{ m}^3/\text{h}$ erreicht. Für andere Flüssigmetalltemperaturen gilt dieser Wert nicht, da eine Steigerung der Effektivität der EM-Pumpe mit zunehmender Mediumstemperatur beobachtet wurde. Im Einzelnen wurden für die verschiedenen Messtechniken folgende Resultate erarbeitet:

Wärmebilanz:

Eine Wärmebilanz lässt sich nur dann mit angemessener Genauigkeit auswerten, wenn die durch die eingebrachte Leistung erzeugten Temperaturdifferenzen genügend groß sind. Aufgrund der hohen Wärmekapazität des Flüssigmetalls wird dazu schon bei niedrigen Volumenströmen eine sehr hohe Heizleistung benötigt. Unsicherheiten in Form von systematischen Fehlern ergeben sich aus der Bestimmung der zugeführten Leistung und der Wärmeverluste. Durch die Ausbildung von Temperaturprofilen hat auch die Position der Temperaturmessung einen entscheidenden Einfluss auf das Ergebnis. Wird die Wärmebilanz im instationären Zustand durchgeführt, so muss eine Korrektur unter Berücksichtigung der Fluid- und Strukturwärmung durchgeführt werden. Die mittlere Unsicherheit wird zu 17%, mit Korrekturen und Kalibrierung gegen einen Vergleichswert (z.B. Turbinenzähler) zu 1,12% ermittelt, wobei das Bestimmtheitsmaß der linearen Regression 99,92% erreicht. Die Angabe eines Antwortverhaltens macht hier keinen Sinn, da für jeden Wert des Volumenstroms ein Experiment mit mehreren Stunden Dauer durchgeführt wurde.

Turbinenzähler:

Der Turbinenzähler liefert absolute Werte für den Durchfluss, die von wenigen Einflussgrößen abhängen. Die mittlere Unsicherheit der Messungen beträgt 1,6%, wobei hier aufgrund der firmenseitigen Kalibrierung alle systematischen Fehler eingeschlossen sind. Die Linearität erreicht 98,7% bei einem sehr schnellen Ansprechverhalten. Für den geforderten Messbereich musste auslegungsbedingt ein Turbinenzähler mit kleiner Lichterweite gewählt werden, der einen hohen Druckverlust verursacht. Die ermittelten Volumenströme ließen sich daher nur gegen die gleichzeitig durchgeführte Wärmebilanzmessung mit gutem Resultat vergleichen. Die Turbine fiel nach ca. zwei Wochen Dauerbetrieb mit einem Lagerschaden durch Korrosion aus.

Permanentmagnetischer Durchflussmesser PMF:

Die Messungen mittels PMF zeigen eine extreme Abhängigkeit von den Kontakteigenschaften zwischen Strukturmaterial und Flüssigmetall. Zum einen wird das Signal durch Ablagerung von Verunreinigungen oder Oxidation der Rohrwand in Elektrodennähe um mehrere Größenordnungen gestört. Zum anderen ergibt sich eine starke Temperaturabhängigkeit der Messwerte, die jedoch linearer Natur ist und korrigiert werden kann. Damit ergibt sich dann die mittlere Unsicherheit zu 2-3%, was sich mit Angaben aus der Literatur deckt. Die Linearität berechnet sich zu 99,84%, wobei ein über die Zeit driftender Offsetwert durch regelmäßige Kalibrierung bestimmt werden muss. Der PMF ermöglicht die Messung kleinster Durchflüsse bei einem sehr guten Ansprechverhalten und benötigt keinerlei Rohreinbauten.

Elektromagnetischer Frequenzdurchflussmesser EMFM:

Das Messprinzip des EMFM ist unabhängig vom Kontakt zwischen Flüssigmetall und Rohrwand. Bei der Auslegung muss jedoch das Auftreten von MHD Effekten berücksichtigt und gegebenenfalls verhindert werden. Gute Resultate werden für einen Speisestrom von 100mA bei einer Frequenz von 500Hz erreicht. Empfindlich ist der EMFM gegen das Einstreuen von Störfeldern, was eine Abschirmung und eine umfangreiche Signalanalyse nötig macht. Auch hier ist den Signalen ein Offset aufgeprägt, der durch Kalibrierung bestimmt werden muss. Die mittlere Unsicherheit ergibt sich im isothermen Betrieb zu 0,4% des Signals.

Ultraschall Laufzeit USTT:

Das USTT Verfahren liefert absolute Volumenstromdaten, die lediglich von der Schallgeschwindigkeit im Fluid und der Geometrie der Teststrecke abhängig sind. Beim Einsatz im Flüssigmetall werden Wellenleiter verwendet, deren Enden adhäsiv benetzt sein müssen, damit die Schallenergie in das Medium eingekoppelt werden kann. Das USTT Verfahren deckt einen weiten Messbereich ab, ist jedoch für kleine Rohrleitungsdurchmesser und geringe Durchflüsse weniger gut geeignet. Für eine mittlere Strömungsgeschwindigkeit von mehr als 90mm/s wird eine Messunsicherheit ~4% bestimmt, darunter wächst sie auf 5-10% an. Über den gesamten Bereich erreicht die Linearität 99,8%. Das USTT Verfahren wurde erstmals im Rahmen dieser Arbeit an einem Flüssigmetallkreislauf erfolgreich betrieben.

Pitotmessungen:

Messbereich, Auflösung und Genauigkeit der auf einer Differenzdruckmessung basierenden Erfassung lokaler Geschwindigkeiten mittels der Pitot Sonde hängt von den Spezifikationen der verwendeten Druckmesstechnik ab. Mit dem im Experiment genutzten System wird eine Auflösung von $\pm 0,5\text{mm/s}$ für Geschwindigkeiten größer 92mm/s erreicht. Die beobachtete mittlere Messunsicherheit beträgt 2-3%. Aufgrund des für Flüssigmetallanwendungen notwendigen Druckmittersystems ist die Ansprechzeit auf 500ms herabgesetzt, weshalb Geschwindigkeitsfluktuationen ausgemittelt werden. Die Ortsauflösung der Sonde wird durch ihre Geometrie (Durchmesser der Druckbohrung) und die Verfahrenrichtung bestimmt, wobei die thermische Ausdehnung des Sondenschafts zu berücksichtigen ist. Die Unsicherheit der Messposition wird zu $\pm 0,04\text{mm}$ berechnet.

Ultraschall Doppler Velocimetrie:

Die UDV Technik ist ein ausgesprochen mächtiges Verfahren zur Erfassung des lokalen Geschwindigkeitsfelds in Flüssigkeiten aller Art. Beim Einsatz in korrosiven Medien hoher Temperatur müssen Wellenleiter verwendet werden. Die zu erreichende Qualität ist abhängig von der Menge, Verteilung und Beschaffenheit der streuenden Partikel im Fluid. Dabei hängen Messbereich und Messtiefe ebenso wie die zeitliche Auflösung von den gewählten Betriebsparametern ab, sind jedoch durch die statistischen Methoden der Signalanalyse physikalisch begrenzt. In Wandnähe sind die Messpositionen der erfassten Geschwindigkeiten entsprechend des im Fluid befindlichen Teilvolumens zu korrigieren. Der entscheidende Vorteil des UDV Verfahrens gegenüber anderen Messtechniken besteht in der Erfassung des gesamten Strömungsprofils in kürzester Zeit. Aus den so gewonnenen Daten können spatiotemporale Darstellungen generiert werden, aus denen die Entwicklung des Geschwindigkeitsprofils mit der Zeit ersichtlich wird. Durch Anwendung mehrerer Ultraschallsensoren lassen sich mehrdimensionale Messungen durchführen, aus denen Strömungsfelder errechnet werden können.

Die im Experiment beobachtete Unsicherheit beträgt im Mittel unter 1%, maximal etwa 3%. Eine vollständige zeitliche Auflösung turbulenter Geschwindigkeitsfluktuationen ist mit dieser Methode nicht möglich, doch lassen sich statistische Aussagen in Form von RMS Werten bestimmen. Hier wurden erstmals die RMS Werte der axialen Geschwindigkeitsfluktuationen in der Grenzschichtströmung eines schweren Flüssig-

metalls dargestellt. Die Einflüsse der Größe des Messvolumens auf die Bildung statistischer Größen bedürfen weiterer wissenschaftlicher Untersuchungen.

Turbulente Rohrströmung:

Mit Hilfe der Pitot Sonde und der UDV Technik können Eigenschaften der turbulenten PbBi Rohrströmung vermessen werden. Die Pitot Sonde liefert durch ihr langsames Antwortverhalten und die langen Messdauern sehr stabile Mittelwerte, die sich mit den theoretischen Vorhersagen der Reichardtverteilung äußerst gut decken (Abweichung unter 3%). In den wesentlich schneller und kürzer aufgezeichneten Daten der UDV Messung finden sich dagegen Asymmetrien, durch die die errechnete, mittlere Strömungsgeschwindigkeit überschätzt wird, woraufhin die gemessenen Profile meist niedriger liegen als die theoretischen. Eine Überhöhung der Geschwindigkeitsverteilung um 5,25% in Wandnähe lässt darüber hinaus auf das Vorhandensein einer Sekundärströmung schließen, die offenbar durch den Rohrbogen vor der Vorlaufstrecke induziert wird. Die Analyse der spatiotemporalen Darstellungen bestätigt diese Vermutung.

Die Auswertungen der Messungen innerhalb der turbulenten Grenzschicht, die durch die Anwendung der Wandkorrektur für UDV möglich werden, ergeben ebenfalls gute Resultate (zwischen 1% und 5% Abweichung). Messpositionen bis 0,045mm an der Wand sind im Flüssigmetall bei optimalen Gegebenheiten möglich, wobei der Verlauf des logarithmischen Wandgesetzes korrekt wiedergegeben wird. Eine Abhängigkeit von der Fluidtemperatur wurde ebenso wenig gefunden wie eine Abhängigkeit von der Reynoldszahl in Wandnähe.

6 Schlussfolgerungen und Ausblick

In dieser Arbeit werden Messtechniken zur Erfassung von Strömungsgrößen im schweren Flüssigmetall Blei-Wismut anhand experimenteller Untersuchungen einer turbulenten Rohrströmung qualifiziert. Die Schlussfolgerungen bezüglich ihrer Einsatzfähigkeit erfolgen im Hinblick auf wissenschaftliche, metallurgische und reaktortechnische Anwendungen.

Der Volumenstrom ist von zentraler Bedeutung für alle Anwendungsgebiete, in denen strömende Fluide eine Rolle spielen. Geräte, die nach dem Impuls- oder Kraftwirkungsverfahren arbeiten, wie der untersuchte Turbinenzähler, liefern auch bei veränderlichen Randbedingungen genaue Messdaten, sind im Hinblick auf ihren auslegungsbedingten, eingeschränkten Messbereich und derzeitiger Materialinkompatibilitäten jedoch nur begrenzt nutzbar. Interessanter im Bezug auf reaktortechnische, aber auch metallurgische Anwendungen sind nicht invasive, magnetisch induktive Aufnahmeverfahren, die bei vergleichsweise geringem apparativem Aufwand auch bei geringen Volumenströmen über eine akzeptable Genauigkeit verfügen. Aufgrund der variablen Grenzflächenphysik, die künftig einer genaueren wissenschaftlichen Untersuchung bedarf, sind über Wärmebilanzen oder andere absolute Verfahren zwingend Kalibriermessungen zur Bestimmung der Gerätekonstanten in der jeweiligen Einbausituation erforderlich. Sofern eine akustische Kopplung zwischen Sensor und Flüssigmetall sichergestellt werden kann, ist bei reaktortypischen Rohrleitungsquerschnitten und Volumenströmen das Ultraschall Laufzeitverfahren vorzuziehen, da es bei geringem Wartungsaufwand in der Lage ist, eine hohe Messgenauigkeit über mehrere Dekaden hinweg bereitzustellen.

Die Erfassung lokaler Geschwindigkeitsfelder in turbulenten Schwermetallströmungen an fest-flüssig Grenzflächen oder in komplexen Geometrien ist von entscheidender Bedeutung in metallurgischen Prozessen, wie auch bei der thermohydraulischen Validierung von Reaktorkomponenten. Wenngleich invasive Verfahren wie die Pitot-Sonde die Strömung beeinflussen und die Applikation der notwendigen Druckmesstechnik eines nicht zu vernachlässigenden Aufwandes bedarf, so stellt sie gegenwärtig eine der wenigen verfügbaren Messtechniken dar, die in der Lage sind, mittlere, lokale Geschwindigkeiten zu erfassen. Da Messbereich und erreichbare Genauigkeit von den verwendeten Druckaufnehmern abhängen, lässt sich dieses Verfahren über einen

weiten Anwendungsbereich an die jeweiligen Erfordernisse anpassen. Da mit der Pitot-Sonde eine Differenzdrucktechnik qualifiziert ist, bietet sich außerdem die Anwendung von Wirkdruckverfahren für die Volumenstrommessung an.

Die Ultraschall Doppler Velocimetrie ermöglicht eine Messung der Geschwindigkeiten in einer Grenzschicht mit hoher zeitlicher und räumlicher Auflösung, die mit invasiven Verfahren nicht experimentell zugänglich ist. Die realisierte Zeitauflösung ist dabei hinreichend für die Ermittlung statistischer Informationen über die turbulenten Eigenschaften der Strömung. Der herausragende Vorteil dieses Verfahrens liegt in der instantanen Erfassung der gesamten Geschwindigkeitsverteilung, wodurch sich Informationen über die zeitliche Entwicklung räumlicher Profile gewinnen lassen. Aufgrund der Komplexität der Applikation und Auswertung ist ihr Hauptanwendungsbereich in Einzeleffektexperimenten zu sehen. Dabei hängt die Leistungsfähigkeit der UDV Technik entscheidend von der Qualität der im Fluid zur Verfügung stehenden Streuteilchen und der Materialkompatibilität der in korrosiven Medien hoher Temperatur eingesetzten Sensoren mit Wellenleitern ab.

Die zukünftigen Arbeiten sollten sich auf die Optimierung der untersuchten Messverfahren konzentrieren. Entwicklungsbedarf besteht insbesondere bei der Applikation der Ultraschalltechnik in schweren Flüssigmetallen, um die Eigenschaften von Sensoren und Wellenleitern zu verbessern. Darüber hinaus kann durch den Einsatz von Korrelationstechniken die Datenanalyse beschleunigt werden, wodurch die Auflösung turbulenter Geschwindigkeitsfluktuationen möglich wird. Der Einsatz von Ultraschall als Informationsträger lässt sich auch auf andere messtechnische Gebiete in Flüssigmetallen erweitern. Hierzu zählen visualisierende Verfahren, die z.B. für die Handhabung von Brennelementen einzusetzen sind, sowie Ultraschallthermometrie, die eine berührungslose Messung des Temperaturfelds ermöglicht. Auf der Ultraschalltechnologie basierende Messsysteme bieten somit ein großes Entwicklungspotential für bestehende und zukünftige Anwendungen in schweren Flüssigmetallen.

7 Literatur

- ALFONSI, G., BRAMBILLA, S., CHIUCH, D., *The use of an ultrasonic Doppler velocimeter in turbulent pipe flow*. Experiments in Fluids 35 (2003), pp. 553-559.
- ARGYROPOULOS, S.A., *Measuring velocity in high-temperature liquid metals: a review*. Scandinavian Journal of Metallurgy 30 (2001), pp. 273-285.
- BAKER, J.N., ANDERS, M., *Hot Film Anemometry on Liquid Mercury*. Dantec Information No. 09, September (1990)
- BARENBLATT, G.I., CHORIN, A.J., *Turbulence: An Old Challenge and New Perspectives.*, Meccanica Vol. 33 (1998), pp. 445-468.
- BATCHELOR, G.K., *Small scale variations of convected quantities like temperature in turbulent fluid*. J. Fluid Mech., Vol. 5, (1953), pp. 113-139.
- BARLEON, L., MACK, K.-J., STIEGLITZ, R., *The MEKKA-facility a Flexible Tool to Investigate MHD-flow Phenomena*. Forschungszentrum Karlsruhe, Wissenschaftliche Berichte, FZKA 5821 (1996)
- BENDAT, J.S., PIERSOL, A.G., *Random Data : Analysis and Measurement Procedures*. John Wiley & Sons Inc., New York (1971).
- BENEDICT, R.P., *Fundamentals of Temperature, Pressure and Flow Measurements*. 3rd edition, John Wiley & Sons Inc, New York (1984).
- BENTLEY, P.G., DAWSON, D.G., *Fluid Flow Measurement by Transit Time Analysis of Temperature Fluctuations*. Trans. Soc. Instr. Technology (1966), pp. 183-193.
- BONFIG, K.W., *Technische Durchflußmessung*, 3. Auflage, Vulkan Verlag Essen (2002)
- BORGSTEDT, H.U., *Überlegungen zur Frage, welchen Einfluß eine dünne Oxidschicht auf die Wärmeleitfähigkeit eines Brennelementhüllwerkstoffs ausübt*. Gesellschaft für Kernforschung mbH, IMF-Notiz 14/66, Karlsruhe, (1966).
- BRONSTEIN, I.N., SEMENDJAJEW, K.A., MUSIOL, G., MÜHLIG, H., *Taschenbuch der Mathematik*. Verlag Harri Deutsch, Frankfurt am Main (1993).

- BROWN, H.E., AMSTEAD, B.H., SHORT, B.E., *Temperature and velocity distribution and transfer of heat in a liquid metal*. Transaction of the ASME Vol. 79 (1957), pp. 279-285.
- BURR, U., *Turbulente Transportvorgänge in magnetohydrodynamischen Kanalströmungen*. Dissertation, Forschungszentrum Karlsruhe, Wissenschaftliche Berichte, FZKA 6038, (1998).
- CARTECIANO, L.N., GRÖTZBACH, G., *Validation of Turbulence Models in the Computer Code FLUTAN for a Free Hot SODIUM Jet in Different Buoyancy Flow Regimes*. Forschungszentrum Karlsruhe, Wissenschaftliche Berichte, FZKA 6600, (2003).
- CERNA, M., HARVEY, A.F., *The Fundamentals of FFT-Based Signal Analysis and Measurement*. National Instruments Application Note 041, (2000).
- CHA, J.-E., AHN, Y.-C., SEO, K.-W., NAM, H.-Y., CHOI, J.-H., KIM, M.-H., *An experimental study on the characteristics of electromagnetic flowmeters in the liquid metal two-phase flow*. Flow Measurement and Instrumentation 14 (2003), pp. 201-209
- COUROUAU, J.-L., TRABUC, P., LAPLANCHE, G., DELOFFRE, PH., TARAUD, P., OLLIVIER, M., ADRIANO, R., TRAMBAUD, S., *Impurities and oxygen control in lead alloys*, Journal of Nuclear Materials 301 (2002), pp. 53-59
- CRAMER, A., ZHANG, C., ECKERT, S., *Local flow structures in liquid metal measured by ultrasonic Doppler velocimetry*. Flow Measurement and Instrumentation 15 (2004), pp.145-153
- DE CESARE, D., (editor), *Proceedings of the Third International Symposium on Ultrasonic Doppler Methods for Fluid-Mechanics and Fluid Engineering*. PSI-Proceedings 02-01 (2002)
- DEUTSCHE NORM DIN 1319, *Grundlagen der Messtechnik*. Deutsches Institut für Normung e.V. (1995).
- DEUTSCHE NORM DIN ISO 5725, *Genauigkeit (Richtigkeit und Präzision) von Meßverfahren und Meßergebnissen*. Deutsches Institut für Normung e.V. (1997).
- DEUTSCHE NORM DIN EN 24 006, *Durchflußmessung von Fluiden in geschlossenen Leitungen*. Deutsches Institut für Normung e.V. (1993).

- DORFF, D., HANS, R., *Permanentmagnetische Natriumdurchflußmeßeinrichtungen für Kernkraftwerke*. Siemens-Zeitschrift 48 (1974), Heft 9, pp. 614-617.
- DURST, F., KIKURA, H., LEKAKIS, I., JOVANOVIĆ, J., YE, Q., *Wall shear stress determination from near-wall mean velocity data in turbulent pipe and channel flows*. Experiments in Fluids 20 (1996), pp. 417-428.
- ECKERT, S., WITKE, W., GERBETH, G., *A new mechano-optical technique to measure local velocities in opaque fluids*. Flow Measurement and Instrumentation 11 (2000), pp. 71-78.
- ECKERT, S., GERBETH, G., *Velocity measurements in liquid sodium by means of ultrasound doppler velocimetry*. Experiments in Fluids 32, No. 5, (2002), pp. 542-546.
- ECKERT, S., GERBETH, G., STEFANI, F., WITKE, W., *Measuring techniques for liquid metal velocity measurements*. Proceedings of the 5th International Symposium on Liquid Metal Processing and Casting, Nancy, France, (2003a), pp. 261-271.
- ECKERT, S., GERBETH, G., MELNIKOV, V.I., *Velocity measurements at high temperatures by ultrasound Doppler velocimetry using an acoustic wave guide*, Experiments in Fluids 35, No. 5, (2003b) pp. 381 - 388
- EGGELS, J.G.M., WESTERWEEL, J., NIEUWSTADT, F.T.M., ADRIAN, R.J., *Fully developed turbulent pipe flow: a comparison between direct numerical simulation and experiment*. Journal of Fluid Mechanics 268 (1994), pp.175-209.
- EUROPEAN TECHNICAL WORKING GROUP ON ADS, *A European Roadmap for Developing Accelerator Driven Systems (ADS) for Nuclear Waste Incineration*. Published by ENEA, Rom, (2001)
- FIFE, S., ANDERHECK, C.D., RAHAL, S., *Ultrasound thermometry in transparent and opaque fluids*. Experiments in Fluids 35 (2003), pp. 152-158.
- FISHER-ROSEMOUNT, *Diaphragm Seal Systems*. 00813-0201-4016, Rosemount Inc., Chanhassen (2000).
- FISHER-ROSEMOUNT, *Messumformer Modell 3051 - Produktdatenblatt*. 00813-0105-4001, Rev. März 2000, Fisher Rosemount GmbH & Co., Weßling, (2000).
- FUCHS, H., *Wärmeübergang an strömendes Natrium*. Eidg. Institut für Reaktorforschung, Würenlingen, Bericht Nr. 241, Schweiz, (1973).

- FUKAGATA, K. AND KASAGI, N., *Highly energy-conservative finite difference method for the cylindrical coordinate system*. Journal of Computational Physics, Vol. 181, (2002), pp. 478 - 498.
- FUKAGATA, K., (2001), *Development of DNS Code for Turbulent Pipe Flow*. THTLAB Internal Report, No. ILR-0104. THTLAB, Dept. of Mech. Eng., The Univ. of Tokyo.
- GAETKE, J., *Akkustische Strömungs- und Durchflussmessung*. Akademischer Verlag Berlin, (1991).
- GERBETH, G., ECKERT, S., *Proceedings of the International Workshop on Measuring Techniques for Liquid Metal Flows (MTML)*. Forschungszentrum Rossendorf, FZR-278, (1999).
- GNECCO, F., GIURANNO, D., RICCI, E., *Wettability of T91 steel by Pb and Pb-Bi eutectic alloy*. EC Report TECLA, N° FIKW-CT-2000-00092, WP2 intermediate report D6a, (2002).
- GOLDSTEIN, R.J., *Fluid Mechanics Measurement*. Hemisphere Publishing, Springer Verlag, Berlin (1983).
- GRAND, D., VERNIER, PH., *Forced Convection Heat Transfer in Liquid Metals*. aus 'Turbulent forced convection in channels and bundles', Vol. 2, Lectures pres. at a NATO Advanced Study Institute, held in Istanbul, Turkey, Hemisphere Publishing, (1979), pp. 675-697.
- GUO, J., JULIEN, P.Y., *Modified log-wake law for turbulent flow in smooth pipes*. Journal of Hydraulic Research Vol. 41, No. 5 (2003), pp. 493-501.
- IMBENI, V., MARTINI, C., MASINI, S., PALOMBARINI, G., *Properties of the eutectic alloys Pb55.5Bi and Pb17Li*. BoMet Institute of Metallurgy, University of Bologna, ENEA Report DT-EUB-00001, Part 2, (1999).
- JENSEN, J.A., *Estimation of blood velocities using ultrasound*. Cambridge, University Press, (1996).
- JISCHA, M., *Konvektiver Impuls-, Wärme- und Stoffaustausch*. Friedr. Vieweg & Sohn, Braunschweig/Wiesbaden, (1982).
- JISCHA, M., RIEKE, H.B., *About the prediction of turbulent Prandtl and Schmidt numbers from modeled transport equations*. Int. J. Heat & Mass Transfer 22, (1979), pp. 1547-1555

- KAISER, E., *Thermofluidmesstechnik- Einblick und Beiträge*. Lehrstuhl für Mess- und Automatisierungstechnik, Institut für Energiemaschinen, TU Dresden, (2003)
- KAPULLA, R., *Experimentelle Untersuchung von thermisch stratifizierten und unstratifizierten Mischungsschichten in Natrium und Wasser*. Dissertation 13430, Eidgenössische Technische Hochschule Zürich, Schweiz, (2000).
- KAYS, W.M., *Turbulent Prandtl Number – Where Are We?* Transactions of the ASME 116 (1994), pp. 284-295
- KIKURA, H., YAMANAKA, G., ARITOMI, M., *Effect of measurement volume size on turbulent flow measurement using ultrasonic Doppler method*. Experiments in Fluids 36 (2004), pp.187-196
- KNEBEL, J. U., KREBS, L., *Calibration of a miniature permanent magnet flowmeter probe and its application to velocity measurements in liquid sodium*, Experimental Thermal and Fluid Science Vol. 8, No. 2, (1994), pp. 135-148
- KNEBEL, J.U., CHENG, X., GRÖTZBACH, G., STIEGLITZ, R., MÜLLER, G., KONYS, J., *Thermalhydraulic and Material Specific Investigations into the Realization of an Accelerator Driven System (ADS) to Transmute Minor Actinides- Final Report*. Forschungszentrum Karlsruhe, Wissenschaftliche Berichte, FZKA 6868, (2003).
- KNEBEL, J.U., MÜLLER, G., KONYS, J., KALLA-TEAM, *HGF strategy fund project 99/16: thermalhydraulic and material specific investigations into the realization of an accelerator driven system (ADS) to transmute minor actinides*. Programm Nukleare Sicherheitsforschung, Jahresbericht 2001 - Teil 1, Wissenschaftliche Berichte, FZKA-6741, (Juni 2002), pp.417-455.
- KOLMOGOROV, A.N., *Equation of Turbulent Motion of an Incompressible Turbulent Fluid*. Izv. Akad. Nauk. SSR, Seria Tizicheska VI., No. 1-2, (1942), pp. 56-58; Engl. Übersetzung: Imperial College, Mech. Eng. Dept. Rept. ON/6 (1968)
- KRAUTKRÄMER, J., KRAUTKRÄMER, H., *Werkstoffprüfung mit Ultraschall*. 5. überarbeitete Auflage, Springer Verlag, Berlin (1986).
- KULITE SEMICONDUCTOR, *Super High Temperature IS Pressure Transducer XETH-10L-190 (M) and HEM-375 (M) Series*. Datenblatt, Kulite Semiconductor, Leonia, New Jersey, (2003)

- LAUFER, J., *The structure of turbulence in fully developed pipe flow*. Report 1174, National Advisory Committee of Aeronautics (NACA), Washington D.C., (1953)
- LEFHALM, C.-H., KRIEGER, V., MIODEK, P., KNEBEL, J.U., *Datenerfassung und Steuerung mit LabVIEW DSC im Flüssigmetall-Labor KALLA im Forschungszentrum Karlsruhe*. Virtuelle Instrumente in der Praxis – Begleitband zum Kongress VIP 2002, Hüthig Verlag, München, (2002).
- LEHDE, H., LANG, W., *AC electromagnetic induction flow meter*. US Patent 1948, Patent No. 2.435.045, (1948)
- LI, N., *Adaptation of Ultrasonic Doppler Velocimetry (UDV) to Measurement of Lead-Bismuth Flows*. AFCI Technical Document LA-UR-02-6707, Los Alamos National Laboratory, (2002).
- LIU, Y., LYNNWORTH, L.C., ZIMMERMANN, M.A., *Buffer waveguides for flow measurement in hot fluids*. Ultrasonics 36 (1998), pp. 305-315.
- LOULOU, P., MOSER, R.D., MANSOUR, N.N., CANTWELL, B.J., *Direct Numerical Simulation of Incompressible Pipe Flow Using a B-spline Spectral Method*, NASA Technical Memorandum - 110436, February (1997).
- MACDONALD, W.C., QUITTENTIN, R.C., *Critical analysis of metal wetting and gas entrainment in heat transfer to molten metals*. Heat Transfer Symposium Series No. 9, Vol. 50 (1954), pp. 59-67.
- MAGILL, J., BERTHOU, V., HAAS, D., GALY, J., SCHENKEL, R., WIESE, H.-W., HEUSENER, G., TOMMASI, J., YOUINOU, G., *Impact limits of partitioning and transmutation scenarios on the radiotoxicity of actinides in radioactive waste*. Nuclear Energy 42, No. 5, (2003), pp. 263-277
- MASCHEK, W., RINEISKI, A., FLAD, M., MORITA, K., COSTE, P., *Analysis of Severe Accident Scenarios and Proposals for Safety Improvements for ADS Transmuters with Dedicated Fuel*, Nucl. Technology, Vol. 141,2, (2003)
- MASSALSKI, T.B., *Binary Alloy Phase Diagrams*. Second Edition, Vol. 3, American Society for Metals, (1990)
- MAXEY, M.R., CHANG, E.J., WANG, L-P., *Interactions of Particles and Microbubbles with Turbulence*. Experimental Heat Transfer, Fluid Mechanics and Thermodynamics (1993), pp. 306-315.

- MCKEON, B.J., SMITS, A.J., *Static pressure correction in high Reynolds number fully developed turbulent pipe flow*. Meas. Sci. Technol., Vol. 13, (2002), pp. 1608-1614.
- MCKEON, B.J., LI, J., JIANG, W., MORRISON, J.F., SMITS, A.J., *Pitot probe corrections in fully developed turbulent pipe flow*. Meas. Sci. Technol., Vol. 14, (2003), pp. 1449-1458.
- MI, J., NATHAN, G.J., *The influence of probe resolution on the measurement of a passive scalar and its derivatives*. Experiments in Fluids 34 (2003), pp. 687-696.
- MILLNER, R., *Ultraschalltechnik – Grundlagen und Anwendungen*. Physik-Verlag, Weinheim, (1987).
- MÜLLER, G., *Korrosionsverhalten von Stählen in flüssigem Blei nach Behandlung mit hochenergetischen gepulsten Elektronenstrahlen*. Dissertation Universität Karlsruhe, Forschungszentrum Karlsruhe, Wissenschaftliche Berichte, FZKA 6422, (2000).
- NATEC SCHULTHEISS GMBH, *FT Series Turbine Flowmeter – Installation, Operation and Maintenance Manual*. Flow Technology, Inc. Phoenix, Arizona, (1999).
- NATIONAL INSTRUMENTS, *LabVIEW Data Acquisition Handbook*. Austin, Texas, (2003).
- NATIONAL INSTRUMENTS, *The Measurement and Automation Catalog*. Austin, Texas, (2004).
- NIKURADSE, J., *Gesetzmässigkeiten der Turbulenten Strömung in glatten Röhren*. Forschg. Arb. Ing.-Wes. No. 356, (1932)
- NOWAK, M., *Wall shear stress measurement in a turbulent pipe flow using ultrasound Doppler velocimetry*. Experiments in Fluids 33 (2002), pp. 249-255.
- PANAMETRICS, GE, *Handbuch Ultraschalldurchflußmessgerät XMT868 mit IDM-Software*. Version 10/98 (1998).
- PANAMETRICS, GE, VOGT, P., *Liquid Signal Processing*, Präsentation am Forschungszentrum Karlsruhe, (2003).
- PEARSON, B.R., KROGSTAD, P.-A., VAN DE WATER, W., *Measurement of the turbulent energy dissipation rate*. Physics of Fluids Vol. 14, No. 3 (2002), pp.1288-1290.

- PERRY, A.E., HENBEST, S. & CHONG, M.S. (1986) *A theoretical and experimental study of wall turbulence*. Journal of Fluid Mechanics 165, p. 163-199.
- PERRY, A.E., JOUBERT, P.N., *Rough-wall Turbulent Boundary Layers*, J. Fluid Mech., Vol. 37, pp. 383-413, (1969).
- POR, G., BERTA, M., CSUVAR, M., *Measurement of the Coolant Flow Rate using Correlation of Temperature Fluctuations*. Progress in Nuclear Energy, Vol. 43, No. 1-4 (2003), pp.281-288.
- PROFOS, P., PFEIFER, T., *Grundlagen der Meßtechnik*. 5. Auflage, Oldenbourg Verlag, München (1997).
- RABINOWICH, S.G., *Measurement Errors and Uncertainties – Theory and Practice*. 2nd edition, Springer Verlag, New York (2000).
- REICHARDT, V.H., *Vollständige Darstellung der turbulenten Geschwindigkeitsverteilung in glatten Leitungen*. Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik, Band 31, Nr. 7, (1951)
- REYNOLDS, O., *On the dynamical theory of turbulent incompressible viscous fluids and the determination of the criterion*. Phil. Trans. Royal Soc., London A 186 (1894), pp. 123-161
- RICHARDSON, L.F., *Weather Prediction by Numerical Process*. Lecturer on Physics at Westminster Training College, Cambridge University Press, (1922)
- RODI, W., *Turbulence models and their application in hydraulics*. IAHR, State-of-the-Art-paper, Presented by the IAHR-Section on Fundamentals of Division II: Experimental and mathematical Fluid Dynamics (1984)
- RODI, W., *Numerische Berechnung turbulenter Strömungen in Forschung und Praxis*. Hochschulkurs Universität Karlsruhe (TH), (2002).
- ROHRBACHER, H.A., BARTHOLOMAY, R., *Ultraschallmesstechnik in Natrium-Systemen*. Gesellschaft für Kernforschung mbH, KFK 2116, Karlsruhe, (1975).
- SATO, Y., MORI, M., TAKEDA, Y., HISHIDA, K., MAEDA, M., *Signal Processing for Advanced Correlation Ultrasonic Velocity Profiler*. Proceedings of the Third International Symposium on Ultrasonic Doppler Methods for Fluid-Mechanics and Fluid Engineering, PSI-Proceedings 02-01, (2002), pp. 5-11
- SCHLICHTING, H., GERSTEN, K., *Grenzschichttheorie*. Springer Verlag, 9. Auflage, (1997).

- SCHNEIDER, F., PETERS, F., MERZKIRCH, W., *Quantitative analysis of the cross-correlation ultrasonic flow meter by means of system theory*. Meas. Sci. Technol. 14 (2003), pp. 573-582.
- SEBAN R.A., CASEY, D.F., *Heat Transfer to Lead-Bismuth in Turbulent Flow in an Annulus*, Annual Meeting of the ASME, November 25-30, (1956), Paper No. 56-A-62.
- SHA, S.J., *Field Wiring and Noise Considerations for Analog Signals*. National Instruments Application Note 025, (2001)
- SHERCLIFF, J.A., *The Theory of Electromagnetic Flow-Measurement*. Cambridge University Press (1962).
- STIEGLITZ, R., *MHD-features of the Main Service and Bypass Pump in the MEGAPIE Design*. Forschungszentrum Karlsruhe, Wissenschaftliche Berichte, FZKA 6826, (2003).
- STIEGLITZ, R., MÜLLER, U., *GEODYNAMO – Eine Versuchsanlage zum Nachweis des homogenen Dynamoeffektes*. Forschungszentrum Karlsruhe, Wissenschaftliche Berichte, FZKA 5716, (1996).
- SUBBOTIN, V.I., IBRAGIMOV, M.KH., IVANOWSKII, M.N., ARNOLDOV, M.N., NOMOFILOV, E.V., *Turbulent heat transfer in a Flow of Liquid Metals*. Int. J. Heat and Mass Transfer 4, No. 79, (1961)
- SUDO, K., SUMIDA, M., HIBARA, H., *Experimental investigation on turbulent flow in a circular-sectioned 90-degree bend*. Experiments in Fluids, Vol 25. (1998), pp. 42-49.
- TAISHI, T., KIKURA, H., ARITOMI, M., *Effect of the measurement volume in turbulent pipe flow measurement by the ultrasonic velocity profile method (mean velocity profile and Reynolds stress measurement)*, Experiments in Fluids 32 (2002), pp. 188-196
- TAKEDA, Y., *Velocity profile measurement by ultrasound Doppler shift method*. Int. J. Heat and Fluid Flow 7 (1986), pp. 313-318.
- TAKEDA, Y., *Measurement of velocity profile of mercury flow by ultrasound Doppler shift method*. Nuclear Technology 79 (1987), pp. 120-124.
- TAKEDA, Y., *Velocity Profile Measurement by Ultrasonic Doppler Method*. Experimental Thermal and Fluid Science 10 (1995), pp. 444-453.

- TAKEDA, Y., KIKURA, H., *Flow mapping of the mercury flow*. Experiments in Fluids 32 (2002), pp. 161-169.
- TAKENAKA, N., ASANO, H., FUJII, T., MOTOMURA, Y., ONO, A. MATSUBAYASHI, M., TSURUNO, A., *Liquid Metal Flow Measurement by Neutron Radiography*. Nuclear Instrumentation and Methods in Physics Research A 377, (1996), pp. 156-160.
- TAYLOR, A.M.K.P., WHITELAW, J.H., YIANNESKIS, M., *Curved Ducts with Strong Secondary Motion: Velocity Measurements of Developing Laminar and Turbulent Flow*, Trans. of ASME, J. Fluid Eng., Vol.104, (1982), pp. 350-359.
- TENNEKES, H., LUMLEY, J.L., *A first course in turbulence*. MIT Press, Cambridge, Massachusetts, (1972).
- VAN DEN BRAEMBUSSCHE, R.A., (EDITOR), *Measurement techniques in fluid dynamics*. von Karman Institute for Fluid Dynamics, Annual VKI Lecture Series, 2nd revised edition, (2001)
- VASILE, A., RIMPAULT, G., TOMMASI, J., DE SAINT JEAN, C., DELPECH, M., HESKETH, K., BEAUMONT, H., NEWTON, T., SMITH, P., MASCHEK, W., HAAS, D., DE RAEDT, CH., VANBENEPE, G., LEFEVRE, J.C., *Fast Reactor Fuel Cycle : Core Physics Results from the CAPRA-CADRA Programme*. (invited paper) GLOBAL 2001, Paris , France (Sept. 2001)
- VDI, *Wärmeatlas*. CD-Rom der 8. Auflage, Springer Verlag, Berlin (1997).
- VISHVESHWAR, M., DIXIT, N.S., SATYAMURTHY, P., *ADS Target Studies – Design of Mercury Experimental Loop and UVP Diagnostics System Development*. Bhabha Atomic Research Centre, BARC/2002/I/0/10, (2002)
- WEEKS, J.R., *Lead, Bismuth, Tin and their Alloys as Nuclear Coolants*. Nuclear Engineering and Design 15 (1971), pp. 363-372.
- WILD, E., MACK, K.J., GEGENHEIMER, M., *Unveröffentlichter Bericht*, Kernforschungszentrum Karlsruhe, März (1980).
- WILD, E., HITZIG, K., MACK, K.J., GEGENHEIMER, M., *Unveröffentlichter Bericht*, Kernforschungszentrum Karlsruhe, Mai (1981).
- WILLEMETZ, J.C., *DOP2000 User's manual*. Signal Processing S.A., Switzerland (2001)

- WILLEMETZ, J.C., *Signal Processing S.A. Web Site.* <http://www.signal-processing.com>, (2004)
- WOLF, D., *Signaltheorie – Modelle und Strukturen.* Springer Verlag, Berlin, (1999)
- WORCH, A., *A clamp-on ultrasonic cross correlation flow meter for one-phase flow.* Meas. Sci. Technol. 9 (1998), pp. 522-630.
- WUNDERLICH, TH., BRUNN, P.O., *A wall layer correction for ultrasound measurement in tube flow: comparison between theory and experiment.* Flow Measurement and Instrumentation 11 (2000), pp. 63-69.
- ZAGAROLA, M.V., *Mean-flow scaling of turbulent pipe flow.* PhD Dissertation, Princeton University, N.J., (1996)
- ZAGAROLA, M.V., SMITS, A.J., *Scaling of the Mean Velocity Profile for turbulent Pipe Flow.* Physical Review Letters Vol. 78, No. 2 (1997), pp. 239-242
- ZIEREP, J., *Ähnlichkeitsgesetze und Modellregeln der Strömungslehre.* G. Braun, Karlsruhe, (1982).

8 Anhang

8.1 Stoffdaten von Pb55Bi

Die temperaturabhängigen Stoffdaten der eutektischen Blei-Wismut Legierung Pb55Bi nach Imbeni et al. (1999) liegen allen in dieser Arbeit vorgenommenen Berechnungen zu Grunde. Die Temperatur T wird in Kelvin angegeben.

Eigenschaft	Physikalische Einheit	Gleichung
Dichte ρ	$10^3 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$	$\rho = 11,113 - 1,375 \cdot 10^{-3} T$
Wärmekapazität c_p	$\text{J}\cdot(\text{g}\cdot\text{K})^{-1}$	$c_p = 0,160 - 2,385 \cdot 10^{-5} T$
Dynamische Viskosität η	$10^{-3} \text{ Pa}\cdot\text{s}$	$\eta = 0,497 \cdot \exp(741/T)$
Kinematische Viskosität ν	$\text{m}^2\cdot\text{s}^{-1}$	$\nu = \eta / \rho$
Spez. Elektr. Widerstand ρ_e	$10^{-8} \Omega\cdot\text{m}$	$\rho_e = 59,343 + 0,05 \cdot T$
Wärmeleitfähigkeit λ	$\text{W}\cdot(\text{m}\cdot\text{K})^{-1}$	$\lambda = 6,851 + 10,174 \cdot 10^{-3} T$

Nach Massalski (1999) hat die ideal eutektische Zusammensetzung Pb55Bi45 eine Schmelztemperatur von $125,5^\circ\text{C}$. Ihre Siedetemperatur liegt bei ca. 1670°C . In Abbildung 8.1 ist das Phasendiagramm der binären Legierung Blei-Wismut gegeben.

In der Praxis lässt sich ein ideal eutektisches Gemisch Pb55Bi45 in größeren Mengen nicht mit vertretbarem Aufwand realisieren. Das im KALLA Labor verwendete Blei-Wismut hat eine Schmelztemperatur von ca. 130°C , was einer Unsicherheit von 1at% Wismut in der Legierung entspricht. Es wird davon ausgegangen, dass dies keinen Einfluss auf die physikalischen Eigenschaften des Flüssigmetalls hat.

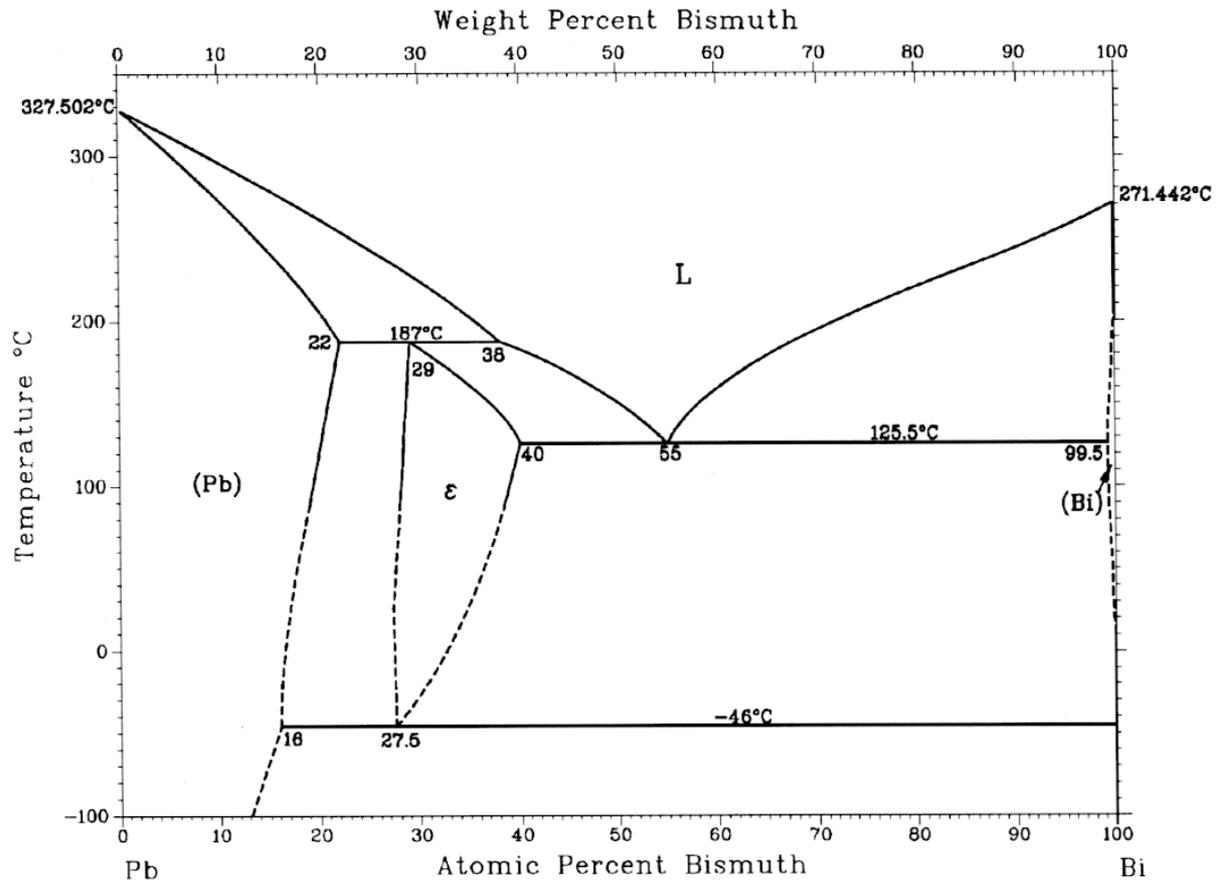


Abbildung 8.1: Phasendiagramm der binären PbBi Legierung nach Massalski (1999).

8.2 Auflistung der Experimente

In allen Flüssigmetallexperimenten tritt als Parameter die eingestellte Pumpleistung (Pump Power PP) der elektromagnetischen Pumpe in Prozent auf. Diese Bezeichnung bezieht sich dabei nicht auf die aufgenommene elektrische Leistung der Pumpe, sondern auf die vorgegebene Spannung aus der Leistungsversorgung. Damit ist eine lineare Beziehung zwischen Pumpleistung in Prozent und erreichtem Volumenstrom zu erwarten. Aus einer Beobachtung der eingestellten Pumpleistung über 24 Stunden kann eine Aussage über ihre Stabilität gemacht werden:

PP [%]	Spannung [V]	σ_{PP} [V]	Strom [A]	σ_I [A]
25	71,56	0,0032	8,52	0,0134
50	145,57	0,0163	19,15	0,0066
75	218,38	0,0981	31,83	0,0522
100	292,17	0,0484	46,19	0,0147

Die Leistungsversorgung ist mit einer maximalen Schwankung von 0,15% im Strom äußert stabil. Es kann also von einer konstanten Pumpleistung ausgegangen werden.

Der von der EM-Pumpe erzeugte Volumenstrom ist über die Leitfähigkeiten vom Material des Pumpenkanals σ_{Stahl} und vom Fluid σ_{PbBi} von der Temperatur abhängig.

Es gilt nach Stieglitz (2003) folgende Proportionalität:

$$V \sim \frac{\sqrt{\sigma_{PbBi}}}{\sigma_{Stahl}} \tag{8.1}$$

Mit den Leitfähigkeiten

Temperatur [°C]	σ_{PbBi} [10^5 A/Vm]	σ_{Stahl} [10^5 A/Vm]
200	8,771	12,46
400	8,085	13,36

ergibt sich eine theoretische Abnahme des erreichbaren Volumenstroms um mehr als 10% bei 400°C im Vergleich zu 200°C. Bei den Experimenten wird jedoch der gegenteilige Effekt beobachtet. Bei höherer Temperatur wird ein größerer Durchfluss erreicht. Dieses Verhalten wird auf die Verbesserung der Benetzung bei steigender Temperatur und damit auf die Minderung des Kontaktwiderstands zwischen Blei-Wismut und Stahl zurückgeführt, wodurch die Effektivität der EM-Pumpe bei gleicher Leistung steigt.

8.2.1 Wärmebilanz

Für die Konstanz der Leistungsversorgung des Erhitzers wurden mit einem Versuch über je eine Stunde pro eingestellter Leistung folgende Größenordnungen ermittelt:

Erhitzerleistung [kW]	σ_P [kW]
5,37615	0,01579
12,09544	0,02841
18,12333	0,02371
24,10396	0,04265

Die Temperatur am Erhitzereintritt stieg während der Messungen mit 24kW Leistung von 200 auf 250°C an, da der Wärmetauscher nicht in der Lage war, die gesamte eingebrachte Leistung abzuführen. Trotzdem blieb die Temperaturdifferenz über den Erhitzer konstant. Berechnet man daraus direkt die Volumenströme, so ergibt sich in [m³/h]:

Pumpenleistung [%]	50		75		100	
Erhitzerleistung [kW]	$V_{\text{berechnet}}$	σ_V	$V_{\text{berechnet}}$	σ_V	$V_{\text{berechnet}}$	σ_V
6	0,7262	0,0069				
12	0,9148	0,0086	1,2451	0,0118	1,5169	0,0458
18	1,0234	0,0068	1,4405	0,0184	1,6833	0,0417
24	1,1497	0,0107	1,5829	0,0124	1,9453	0,0383
Mittelwert	1,0159	0,1794	1,4215	0,1696	1,7172	0,2159

Berücksichtigt man das instationäre Verhalten nach Gleichung (5.1), so sind die damit zusammenhängenden Verluste zu bestimmen. Aus der Eintrittstemperatur am Erhitzer wird der Temperaturgradient, der die Erwärmung der Masse von Rohrleitung und Blei-Wismut beschreibt, für die einzelnen Pumpleistungen und Erhitzerleistungen ermittelt. Mit den geometrischen Daten der Erhitzerstrecke (1400 mm Länge, 60 mm Innendurchmesser, 90 mm Außendurchmesser) ergeben sich ein Fluidgewicht von 165,3 kg in der Leitung und ein Gewicht von 155,6 kg für das Erhitzerrohr selbst. Mit den entsprechenden Wärmekapazitäten $c_{p,\text{Stahl}}=0,51$ kJ/kg·K und $c_{p,\text{PbBi}}=0,148$ kJ/kg·K bei 200°C folgt näherungsweise für $m \cdot c_p=105,6$ kJ/K. Multipliziert mit den Temperaturgradienten ergeben sich die instationären Verluste:

Pumpenleistung [%]	50	75	100
Erhitzerleistung [kW]	P_{Verlust} [W]	P_{Verlust} [W]	P_{Verlust} [W]
12	4952	3376	1952
18	7722	4706	5104
24	10061	6174	8126

Für die korrigierten Volumenströme in [m³/h] ergibt sich damit:

Pumpenleistung [%]	50		75		100	
Erhitzerleistung [kW]	$V_{\text{berechnet}}$	σ_V	$V_{\text{berechnet}}$	σ_V	$V_{\text{berechnet}}$	σ_V
6	0,8403	0,0077				
12	0,8554	0,0086	1,2425	0,0168	1,6820	0,0417
18	0,8617	0,0066	1,2545	0,0168	1,6783	0,0421
24	0,8596	0,0055	1,2497	0,0178	1,7001	0,0299
Mittelwert	0,8576	0,0096	1,2489	0,0060	1,6869	0,0117

Aus der Konstanz der berechneten Volumenströme bei unterschiedlichen Erhitzerleistungen wird der Schluss gezogen, dass dieses Modell den physikalischen Sachverhalt korrekt wiedergibt. Die Messunsicherheit in Form der Standardabweichung bleibt hier unter 1%.

8.2.2 Turbine

Durch die Verengung des Strömungsquerschnittes durch die Turbine wurde bei gleicher Pumpenleistung ein erheblich geringerer Durchfluss im Vergleich zu den anderen Experimenten erreicht. Der Messumformer der kalibrierten Turbine liefert ein direkt volumenstromproportionales Signal. Die Daten werden mit berechneten Volumenströmen aus dem gleichzeitig betriebenen Wärmebilanzverfahren verglichen. Nach ca. zwei Wochen Einsatz im Flüssigmetall fiel die Turbine mit einem Lager Schaden aus.

PP [%]	T_{PbBi} [°C]	V_{Turbine} [m ³ /h]	σ_V [m ³ /h]	P_{Erhitzer} [kW]	$V_{\text{berechnet}}$ [m ³ /h]	σ_V [m ³ /h]	Bemerkung
25	200°C	0,25	0,0027	12	0,22	0,0015	
75	260°C	0,83	0,0052	12	0,72	0,0075	
50	235°C	0,53	0,0032	12	0,48	0,0036	
100	250°C	1,11	0,0138	12	1,00	0,0089	Wärmebilanz instationär abgekühlt
100	255°C	1,08	0,0140	12	1,03	0,0078	Wärmebilanz instationär abgekühlt
100	300°C	1,20	0,0191	16	1,23	0,0160	Übereinstimmung mit Wärmebilanz
100	310°C	1,22	0,0066	16	1,21	0,0056	Übereinstimmung mit Wärmebilanz
100	360°C	1,32	0,0172	20	1,31	0,0106	Übereinstimmung mit Wärmebilanz
100	375°C	1,31	0,0360	-			Lagerprobleme
100	375°C	1,25	0,0491	-			Lagerprobleme
50	335°C			22	0,49	0,0017	Turbine defekt – hoher Druckverlust
75	350°C			22	0,73	0,0018	Turbine defekt – hoher Druckverlust
100	363°C			22	0,97	0,0066	Turbine defekt – hoher Druckverlust

Die maximale Unsicherheit des Turbinensignals vor dem Auftreten der Lagerprobleme beträgt 1,6%. Da in der Spezifikationen der Messturbine wesentlich bessere Werte angegeben (Kalibrierengenauigkeit 0,05%) sind, wird eine Störung der Signalkonditionierung (Messumformer) vermutet. Tatsächlich konnte das nachgewiesen werden, indem eine Begleitheizung in der Nähe der Turbine in Betrieb genommen wurde, woraufhin die Unsicherheit des Messwerts stark anstieg (über 10%). Da die Turbinenrotation durch einen magnetisch induktiven Aufnehmer detektiert wird, ist dieser auch

empfindlich gegen pick-up Effekte. Das regelmäßige Schalten der Begleitheizung hat eine Störfrequenz über das Turbinensignal gelegt, welche durch den Messumformer mit ausgewertet wurde. Für genauere Messungen wird eine Abschirmung von Mess-turbine (Aufnehmer) und Messumformer empfohlen.

8.2.3 Permanentmagnet

Die Volumenstrommessung mittels permanentmagnetischem Durchflussmessers (PMF) erfolgte ebenfalls in Kombination mit dem Wärmebilanzverfahren, so dass die gemessenen Potentialdifferenzen auf die berechneten Volumenströme bezogen werden können.

Man erwartet eine lineare Abhängigkeit der PMF Spannung U in [V] vom Volumenstrom V in [m³/h] nach einer Geradengleichung:

$$U(V) = m \cdot V + b. \quad (8.2)$$

Die Experimente zeigen eine lineare Änderung der Steigung m in Gleichung (8.2) von der Temperatur, so dass sich nach Einsetzen einer weiteren Geradengleichung für m und Umstellen für den Volumenstrom Gleichung (8.3) ergibt:

$$V(U) = \frac{U - b}{m_T \cdot T + c}. \quad (8.3)$$

Die Steigung m_T bezeichnet somit die lineare Abhängigkeit der Empfindlichkeit des PMF von der Temperatur. Die Konstanten b und c sind im Allgemeinen ebenfalls temperaturabhängige Offsets, die wie m_T aus einer Kalibrierung ermittelt werden müssen. Dazu muss Gleichung (8.2) durch Messungen bei verschiedenen Durchflüssen für mehrere Temperaturniveaus bestimmt werden. Aus den Experimenten ergibt sich auf diese Weise bei einem Bestimmtheitsmaß der linearen Regression von über $R^2 > 95\%$ für alle Temperaturen:

Temperatur [°C]	m	b	R ²
200	0,005	-0,0722	0,951
250	0,0068	-0,1126	0,985
300	0,0085	-0,1054	0,973
400	0,0109	-0,1437	0,999
Lineare Regression	$m_T=2,667E-05$	$b_T=-0,1085$	$R^2=0,994$

Die Konstante c aus Gleichung (8.3) wurde dabei zu Null gesetzt. Nun kann der Volumenstrom aus der normierten Potentialdifferenz PMF berechnet werden, wobei

das Ergebnis aus Gleichung (8.3) dann mit dem aus der Wärmebilanz WB ermittelten maximalen Volumenstrom V_{max} multipliziert wird. Die durchgeführten Experimente mit ihren Ergebnissen sind in der folgenden Tabelle zusammengestellt:

PP [%]	T_{PbBi} [°C]	σ_T [°C]	PMF [V]	σ_{PMF} [V]	V_{PMF} [m ³ /h]	σ_V [m ³ /h]	$P_{Erhitzer}$ [kW]	V_{WB} [m ³ /h]	σ_V [m ³ /h]
25	250,23	6,20	0,00798	0,00041	0,75	0,0188	4,08	0,439	0,0059
25	293,50	4,70	0,01106	0,00029	0,74	0,0121	12,55	0,565	0,0031
25	361,93	3,41	0,01298	0,00029	0,66	0,0064	19,07	0,642	0,0046
50	201,55	2,20	0,01922	0,00022	1,49	0,0164	8,09	0,894	0,0052
50	247,15	1,24	0,02186	0,00048	1,32	0,0082	-	-	-
50	248,41	2,53	0,02397	0,00031	1,40	0,0146	4,09	0,734	0,0192
50	307,04	3,18	0,03190	0,00043	1,39	0,0150	12,57	1,026	0,0054
50	382,17	0,83	0,04023	0,00040	1,33	0,0046	19,08	1,316	0,0159
60	244,40	4,22	0,02743	0,00055	1,56	0,0277	-	-	-
75	166,85	1,49	0,02355	0,00036	2,05	0,0192	-	-	-
75	184,32	0,73	0,02673	0,00036	2,03	0,0097	6,58	1,094	0,0152
75	241,90	2,64	0,03780	0,00031	2,00	0,0223	4,08	0,904	0,0262
75	246,93	0,11	0,03951	0,00046	2,03	0,0063	9,90	1,228	0,0185
75	247,58	0,90	0,03987	0,00051	2,04	0,0102	9,58	1,204	0,0223
75	290,30	0,98	0,04872	0,00158	2,05	0,0216	14,08	1,432	0,0166
75	291,53	0,18	0,04888	0,00052	2,04	0,0069	13,08	1,377	0,0160
75	312,75	1,95	0,05299	0,00044	2,03	0,0139	12,58	1,313	0,0125
75	332,80	0,34	0,05702	0,00093	2,03	0,0116	16,60	1,525	0,0250
75	333,05	0,05	0,05695	0,00115	2,03	0,0141	16,61	1,618	0,0202
100	203,62	4,06	0,04402	0,00030	2,69	0,0538	8,09	1,559	0,0337
100	260,10	2,72	0,06003	0,00038	2,72	0,0291	8,12	1,546	0,0265
100	316,88	1,71	0,07509	0,00049	2,70	0,0163	12,57	2,139	0,0395
100	389,46	0,44	0,09646	0,00054	2,75	0,0079	20,71	2,658	0,0760
100	394,58	1,42	0,09338	0,00052	2,63	0,0117	19,08	2,363	0,0605

Die Fehler der aus den PMF Messungen berechneten Volumenströme sind zum Teil recht groß, was auf Temperaturschwankungen zurückzuführen ist, die durch den gleichzeitigen Einsatz der Wärmebilanz (Erhitzer) aufgetreten sind. Diese wirken sich über die Fehlerfortpflanzung extrem auf die Unsicherheit des Ergebnisses aus. Es ist also auf eine möglichst konstante Temperatur am Magneten zu achten, um die Fehler klein zu halten.

8.2.4 EMFM

Bei dem Betrieb des EMFM ist besonders die Verarbeitung der Signale der Empfängerspule schwierig. Aufgrund von pick-up Effekten treten Störungen auf, denen durch entsprechende Maßnahmen (Filter, Korrelation, etc.) begegnet werden muss. Jede Signalbearbeitung dieser Art ändert den Energieinhalt des zu untersuchenden Signals, der aber in Form des RMS Wertes die Messinformation darstellt. Hier ist sicherzustellen, dass das Antwortverhalten der Signalverarbeitungskette linear ist, um auch den EMFM linear betreiben zu können.

Zunächst wurde ein Stabilitätstest über 88 Stunden bei ca. 200°C durchgeführt. Der Strom an der Empfängerspule wurde über einen 100Ω Shunt als Spannung erfasst.

		σ	%
$T_{\text{PbBi}} [^{\circ}\text{C}]$	197,18	0,2639	0,13
$I_{\text{send}} [\text{mA}]$	50,04	0,3169	0,63
$f_{\text{send}} [\text{Hz}]$	1064,38	0,2158	0,02
$\text{RMS}_{\text{receive}} [\text{mV}]$	424,05	4,9819	1,17

Während des Stabilitätstest wurden Sprünge in der Speisestromversorgung festgestellt, woraus die relativ große Unsicherheit des Empfängersignals von 1,17% resultiert. Der benutzte Musikverstärker sollte dementsprechend durch eine stabilisierte Stromversorgung ersetzt werden.

Nachfolgend wurden Kennlinien für unterschiedliche Speiseströme und -frequenzen bei einer Temperatur von ca. 300°C aufgenommen. Folgende Randbedingungen waren dabei gegeben:

$I_{\text{send}} [\text{mA}]$	$f_{\text{send}} [\text{Hz}]$	$T_{\text{PbBi}} [^{\circ}\text{C}]$	$T_{\text{Spule}} [^{\circ}\text{C}]$
51±0,043	494,6±0,0054	295,3±0,64	293,5±3,26
49,2±0,0098	1017,6±0,0076	296,8±0,58	295,1±3,42
100,0±0,027	494,5±0,012	296,5±0,62	294,84±3,64
96,8±0,068	1027,5±0,046	295,7±1,12	294,2±4,04

Parallel zum EMFM war der PMF eingebaut. Es ergaben sich folgende Resultate, wobei in der ersten Zeile Speisestrom und -frequenz der Senderspule angegeben sind:

PP [%]	50 mA 500 Hz		50 mA 1kHz		100 mA 500 Hz		100 mA 1kHz	
	EMFM [mV]	PMF [mV]	EMFM [mV]	PMF [mV]	EMFM [mV]	PMF [mV]	EMFM [mV]	PMF [mV]
50	0,3428	131,69	0,1468	133,67	0,5988	130,98	0,1812	131,68
60	0,4185	157,62	0,1748	163,58	0,6629	161,16	0,2090	158,24
70	0,4831	181,28	0,1966	190,38	0,7700	188,21	0,2292	186,88
80	0,5410	204,33	0,2012	216,18	0,8638	209,16	0,2428	211,97
90	0,5861	222,96	0,2371	242,88	0,9531	240,10	0,2612	238,46
100	0,6365	257,39	0,2654	266,65	1,0387	259,32	0,2788	259,04

Die maximale Unsicherheit der EMFM Messungen liegt bei 0,4%, was hauptsächlich auf die relativ kurze Messdauer von 5 Minuten pro Pumpeneinstellung zurückzuführen ist. Die Signalqualität wurde ständig überwacht und die Messung bei starken Störungen (Schalten einer Klimaanlage im benachbarten Gebäude) wiederholt. Die mittlere Unsicherheit der PMF Daten von 1,2% deckt sich mit den Ergebnissen der Qualifizierungsexperimente des PMF bei konstanter Temperatur.

8.2.5 Ultraschall Laufzeitverfahren

Für die Ultraschall Laufzeitmessungen wurde das XMT868 von Panametrics mit der IDM Software konfiguriert. Folgende Parameter wurden dabei entsprechend der Anforderungen eingetragen:

Parameter	Eingetragener Wert
Schallkopfnummer	91 (Spezial)
Schalllaufzeit in den Wellenleiter	157,4 μ s
Winkel zur Strömungsrichtung	45°
Rohraussendurchmesser	76 mm
Wandstärke	8 mm
Länge des Messpfades	107,5 mm
Axiale Messpfadlänge	76 mm
Automatische Signalsuche	Ja
Fluidtyp	Spezial
Schallgeschwindigkeit	1700 m/s
Reynoldskorrektur	Nein
Kinematische Viskosität	0,175·10 ⁻⁶ m ² /s
Schleimengenunterdrückung	Aus
Anzahl der Wellenzüge pro Impuls	8
Erregerspannung	Hoch
Mittelung	keine

Die Qualifizierungsexperimente wurden bei zwei Mediumstemperaturen durchgeführt. Bei $T_{\text{PbBi}}=208,4^{\circ}\text{C}$ wurde parallel der PMF betrieben dessen normierte Spannungen mit dem maximal gemessenen Volumenstrom des USTT multipliziert wurden. Bei $T_{\text{PbBi}}=208,4^{\circ}\text{C}$ lieferte das XMT868 keine Daten bei Einstellungen der Pumpleistung unterhalb von 40%. Dafür wird die zurückgehende Signalqualität aufgrund von Benetzungsproblemen und Anwesenheit von Verunreinigungen verantwortlich gemacht. Die Ergebnisse im Einzelnen:

PP [%]	$T_{\text{PbBi}}=208,4^{\circ}\text{C}$				$T_{\text{PbBi}}=376,5^{\circ}\text{C}$	
	V_{USTT} [m ³ /h]	σ_V [m ³ /h]	V_{PMF} [m ³ /h]	σ_V [m ³ /h]	V_{USTT} [m ³ /h]	σ_V [m ³ /h]
100	2,70	0,0130	2,70	0,0034	2,82	0,0053
90	2,43	0,0043	2,49	0,0023	2,58	0,0029
80	2,20	0,0056	2,19	0,0026	2,34	0,0048
70	1,91	0,0056	1,90	0,0025	2,07	0,0025
60	1,67	0,0058	1,60	0,0019	1,77	0,0018
50	1,30	0,0095	1,29	0,0014	1,44	0,0045
40	0,93	0,0068	1,04	0,0012	1,08	0,0048
30	-	-	1,03	0,0011	0,88	0,0048
20	-	-	0,50	0,0021	0,56	0,0079
10	-	-	0,19	0,0014	0,30	0,0148
0	-	-	0,00	0,0012	0,00	0,0235

Die maximale Unsicherheit der USTT Messung bleibt hier, abgesehen von denen bei niedrigen Durchflüssen, unterhalb von 1%. Die höheren Fehler bei niedrigem Durchsatz resultieren daraus, dass die Einsatzbedingungen des XMT868 mit den verwendeten Schallköpfen und Wellenleitern hier nicht den optimalen Auslegungsbedingungen entsprechen. Grundsätzlich sollten für den Einsatz dieses Verfahrens Fließgeschwindigkeiten von mindesten 0,3m/s vorliegen, was hier nicht einmal im Vollastfall erreicht wird. Außerdem sind die Ausmaße der Teststrecke am Minimum der Auslegungsgrenze. Längere Schallwege führen hier zu wesentlich besseren Ergebnissen. Dies wurde bereits mit einer V-Durchschallung am THEADES Kreislauf (DN100) nachgewiesen.

Bei starken Temperaturtransienten zeigt das USTT Verfahren ein verzögertes Ansprechverhalten in Form einer Einlauftransiente, welches noch verstanden werden muss. Diesbezügliche Untersuchungen werden zurzeit durchgeführt.

8.2.6 Pitot-Sonde

Den Experimenten zur lokalen Geschwindigkeitsmessung mit Hilfe der Pitot-Sonde im Flüssigmetallkreislauf gingen Kalibriermessungen im HERA Wasserkreislauf (H₂O ExperimentieR Anlage) voraus. Dazu wurde eine Referenz-Pitot-Sonde mit halbkugelförmiger Spitze von 4mm Durchmesser und einer 1,04mm Druckbohrung gefertigt. Der Querschnitt der Druckbohrung ist mit 0,85mm² so gewählt, dass er mit dem der sog. Designsonde von 0,86mm² nahezu übereinstimmt. Für die Referenzsonde gilt das ideale Gesetz

$$u = \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p}{\rho}}. \quad (8.4)$$

Beide Sonden wurden nacheinander exakt in der Mitte der Rohrleitung des Wasserkreislaufs eingesetzt. Bei eingestellten Durchflüssen von 0,5 bis 4m³/h wurde somit die Maximalgeschwindigkeit der Strömungsprofile erfasst. Unter der Annahme einer voll ausgebildeten Strömung wird die mittlere Geschwindigkeit bestimmt, daraus der Volumenstrom berechnet und mit der Vorgabe verglichen. Der Vergleich beider Sonden ergibt eine gute Übereinstimmung der gemessenen mit den eingestellten Volumenströmen bei Durchflüssen oberhalb von 2m³/h. Die maximale Differenz zwischen den beiden Sondentypen liegt hier bei 0,8%, die Abweichung vom eingestellten Wert bei 2,7%. Für kleinere Volumenströme sind die erzeugten Druckdifferenzen so klein, dass sich die Messunsicherheiten der Absolutdrucksensoren im Ergebnis niederschlagen. Die Abweichungen steigen hier auf Werte von über 10%. In Abbildung 8.2 sind die Druckdifferenzen und die daraus berechneten Volumenströme für die Referenz- und Designsonde über dem eingestellten Volumenstrom aufgetragen.

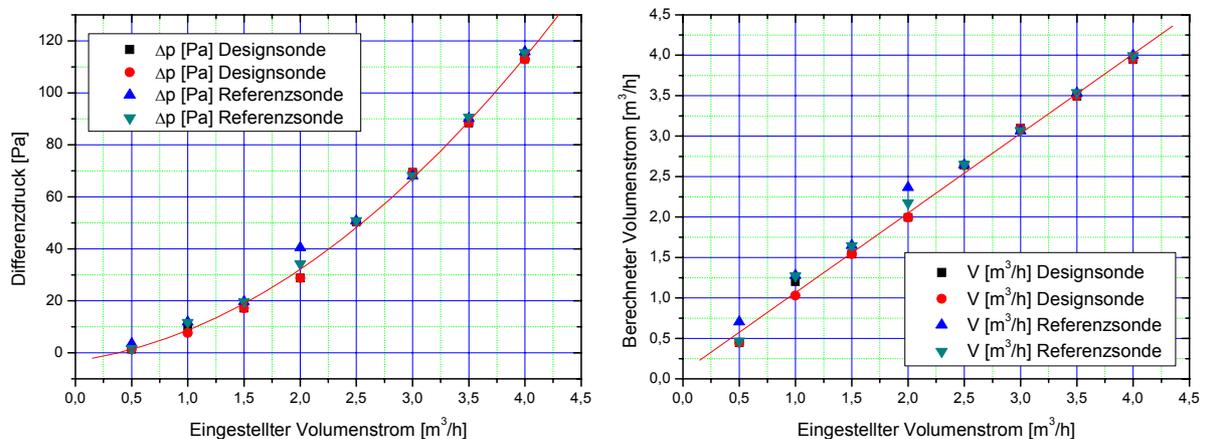


Abbildung 8.2: Ergebnisse der Pitot Kalibriermessungen im Wasserkreislauf.

Aus den Ergebnissen wird geschlossen, dass keine Unterschiede im Messverhalten zwischen der Referenz-Sonde und der Designsonde bestehen.

Folgende Tabelle zeigt die Messergebnisse der Kalibriermessungen im Einzelnen:

V_{gegeben} [m ³ /h]	Pitot Designsonde						Pitot Referenzsonde					
	Δp [Pa]	u_{max} [m/s]	V_{ber} [m ³ /h]	Δp [Pa]	u_{max} [m/s]	V_{ber} [m ³ /h]	Δp [Pa]	u_{max} [m/s]	V_{ber} [m ³ /h]	Δp [Pa]	u_{max} [m/s]	V_{ber} [m ³ /h]
0,5	1,43	0,05	0,45	1,44	0,05	0,45	3,60	0,08	0,70	1,58	0,06	0,47
1	10,45	0,14	1,20	7,68	0,12	1,03	11,83	0,15	1,28	11,72	0,15	1,27
1,5	17,23	0,19	1,54	17,23	0,19	1,54	19,67	0,20	1,65	19,60	0,20	1,65
2	28,83	0,24	2,00	28,82	0,24	2,00	40,48	0,28	2,37	34,19	0,26	2,17
2,5	50,34	0,32	2,64	50,38	0,32	2,64	50,74	0,32	2,65	50,79	0,32	2,65
3	69,40	0,37	3,10	69,29	0,37	3,09	68,01	0,37	3,07	68,05	0,37	3,07
3,5	88,36	0,42	3,49	88,53	0,42	3,50	90,23	0,42	3,53	90,59	0,43	3,54
4	112,94	0,48	3,95	112,93	0,48	3,95	115,80	0,48	4,00	115,43	0,48	3,99

Aufgrund der Tatsache, dass die hohe Dichte von Blei-Wismut zu deutlich höheren Druckdifferenzen bei gleicher Geschwindigkeit im Vergleich zur Wassermessung führt, können die Pitot Sonden, bei Verwendung eines geeigneten Druckmesssystems, Geschwindigkeit bis hinab zu 75mm/s mit der ermittelten Unsicherheit von 0,8% im Flüssigmetall auflösen. Darunter wachsen die Messfehler aufgrund der Spezifikation der Druckaufnehmer an, die in die Berechnung der Geschwindigkeit eingehen und in Abbildung 8.3 (mit $\rho_{\text{PbBi}}(300^\circ\text{C})=10324\text{kg/m}^3$) entsprechend aufgetragen sind.

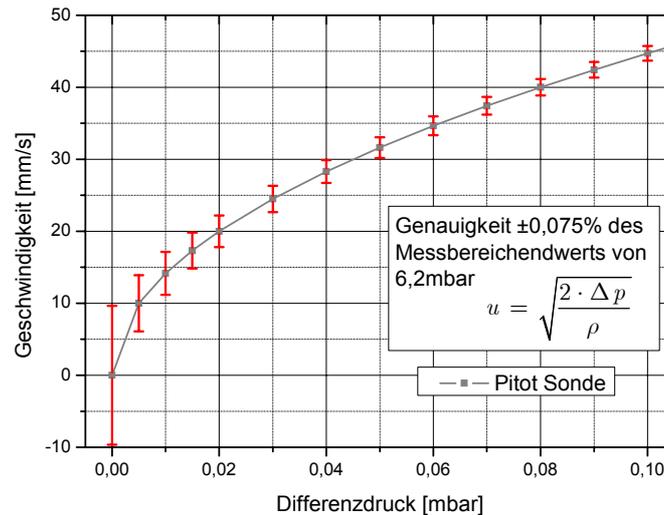


Abbildung 8.3: Aus der Spezifikation der Druckaufnehmer berechnete Messunsicherheit der Pitot-Sonde für kleine Geschwindigkeiten.

Zu sehr kleinen Geschwindigkeiten hin begrenzt die Unsicherheit der Druckmessung den Bereich sinnvoller Messungen etwa bei 20mm/s. Wegen der Wurzelform der Geschwindigkeitsgleichung wird im Gegenzug eine Genauigkeit besser als $\pm 0,5\text{mm/s}$ für Geschwindigkeiten größer 92mm/s erreicht.

Nachdem in den Kalibriermessungen sichergestellt wurde, dass die Designsonde eingesetzt werden kann, wurden mit ihr die Flüssigmetalleexperimente durchgeführt. Dazu wurde die Designsonde in die Verfahreinrichtung eingebaut und mit einem Druckmittlersystem von Rosemount ausgerüstet, welches auf eine Messspanne von 6,2mbar eingestellt wurde. Zugunsten eines stabilen Volumenstroms wurde die Pumpe bei einer Leistung von 100% gefahren und das manuelle Ventil im Hauptstrom zur Regelung verwendet. Die resultierende Reynoldszahl wird aus der maximalen Geschwindigkeit in Rohrmitte wiederum unter Annahme einer voll ausgebildeten Rohrströmung ermittelt. Die Geschwindigkeitsprofile wurden durch Traversieren der Sonde aus Mittenposition bis in das Ruhévolumen am Flansch schrittweise vermessen. Pro Punkt wurde über 5 Minuten jede Sekunde ein Messwert aufgenommen, wobei die Unsicherheit bei keiner Messung 1,9% überstieg. Im Mittel betrug die Unsicherheit 1,57% vom Messwert. Bei der Berechnung der Geschwindigkeit aus dem Differenzdruck wird die temperaturabhängige Dichte des Flüssigmetalls nach der in den Stoffwerten angegebenen Gleichung berücksichtigt. Dabei geht die mit den in der Pitot-Sonde integrierten Thermoelementen gemessene Temperatur ein.

Zunächst wurden zwei Messungen bei unterschiedlichen Temperaturen vorgenommen (Experimente 1 und 2 der Tabelle), um eventuelle Abweichungen festzustellen. Die

maximale Differenz zwischen den gemessenen Geschwindigkeiten beträgt 2,4%, was unterhalb der mittleren Unsicherheit dieser Messungen von 3,5% liegt. Daraus wird geschlossen, dass die Berücksichtigung der temperaturabhängigen Dichte korrekt ist. Die Tabelle listet die durchgeführten Versuche mit Angabe ihrer mittleren Messunsicherheit auf:

Versuch	Ventilstellung	Re	T_{PbBi} [°C]	σT_{PbBi} [°C]	u_{mean} [m/s]	σ_{mean} [%]
P1	100%	88457	251,51	0,230	0,260	3,31
P2	100%	89143	302,47	0,380	0,258	3,56
P3	25%	23314	296,06	0,195	0,068	1,90
P4	50%	49714	297,16	0,034	0,145	1,24
P5	50%	50743	300,13	0,048	0,148	1,88
P6	75%	57600	297,43	0,042	0,168	1,17
P7	75%	58286	297,30	0,038	0,170	1,19
P8	100%	88114	300,47	0,035	0,257	1,45
P9	100%	90514	297,99	0,045	0,264	1,88
P10	100%	91200	297,62	0,081	0,266	1,33
P11	100%	91200	300,50	0,043	0,266	1,77

Korrekturen hinsichtlich Viskosität des Fluids und Turbulenzeffekten wurden nicht vorgenommen. Die „MacMillian correction“ nach McKeon et al (2003), die Effekten bei der Messung in Scherströmungen mit starken Geschwindigkeitsgradienten Rechnung trägt, ergibt für die Designsonde eine Positionskorrektur von 0,075mm in Richtung der Wand. Eine Strömungslinienkorrektur in Wandnähe wurde nicht durchgeführt. Die Positionsänderung durch thermische Ausdehnung des 400mm langen Sondenschafts zwischen den Messungen P1 bei 251,5°C und P2 bei 302,5°C kann zu 0,35mm berechnet werden. Dazu wird ein lineares Temperaturprofil über den Schaft angenommen, da die Sonde am Fixpunkt der Verfahrenrichtung auf 200°C gehalten wird und in der Strömung der PbBi Temperatur ausgesetzt ist. Wird die Unsicherheit großzügig mit 10% des berechneten Wertes angenommen, so ergeben sich 0,035mm. Der Schrittmotor der Verfahrenrichtung nutzt eine Getriebeübersetzung von 1:162, womit seine Auflösung ca. 6,2µm erreicht. Da vor jeder Messung der Nullpunkt mit einer Referenzfahrt festgelegt wird, ist die Abschätzung der Positionsgenauigkeit mit insgesamt 0,04mm angemessen.

Im Folgenden sind alle ausgewerteten Pitot Messungen in Form dimensionsloser Darstellungen aufgetragen. Versuchsnummer und Reynoldszahl finden sich in der

jeweiligen Legende. Die zugehörigen Parameter können der obigen Tabelle entnommen werden.

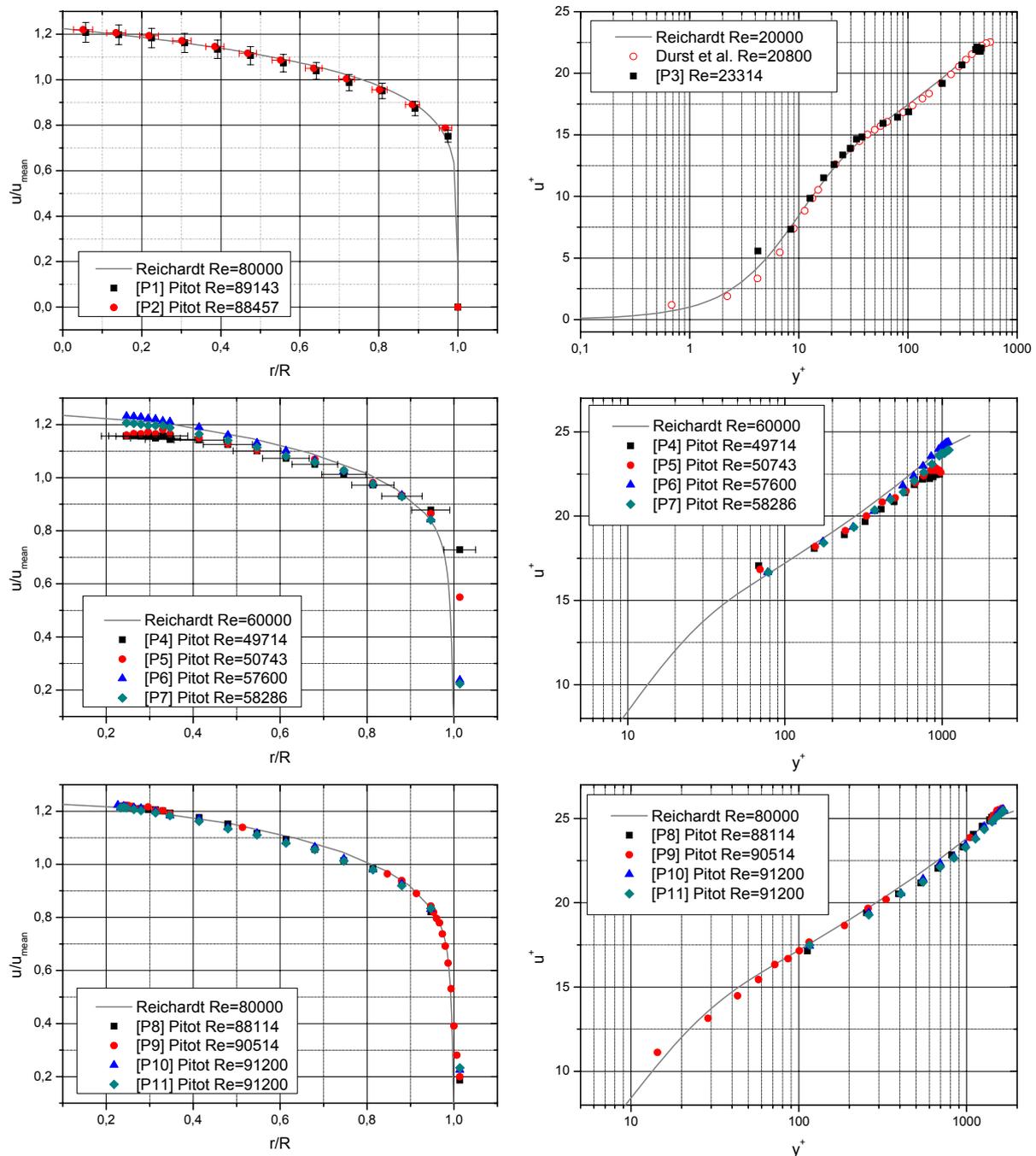


Abbildung 8.4: Ausgewertete Ergebnisse der Pitot Messungen im THESYS-Kreislauf.

8.2.7 Ultraschall Doppler Velocimetrie

Auch für die Ultraschall Doppler Velocimetrie wurden zunächst Testmessungen im Wasserkreislauf HERA durchgeführt. Dabei kamen Standardsensoren der Firma Signalprocessing zum Einsatz, deren Leistung durch ein Plexiglasrohr unter einem Winkel von 45° zur Strömungsrichtung in das Wasser eingekoppelt wurde. Für diese

Experimente wurde normales Leitungswasser bei Zimmertemperatur verwendet, welches genügend natürliche Streupartikel enthält, die eine UDV Messung ermöglichen. Am DOP2000 wurden folgende Parameter gewählt:

Emissionsfrequenz f_c [MHz]	4
Pulslänge in Wellenzügen	4
Leistungseinstellung	Mittel
Pulswiederholfrequenz T_{Prf} [μs]	250
Schallgeschwindigkeit $c_{\text{H}_2\text{O}}$ [m/s]	1480
Zeitauflösung t_{Gate} [ns]	1000
Ortsauflösung d_{Gate} [mm]	1,48
Anzahl der Gates $\#G$	100
Emissionen pro Profil EPP	128
Aufgenommene Profile $\#P$	128
Zeit pro Profil TPP [ms]	37
Gesamtdauer der Messung t_{ges} [s]	4,736

Mit diesen Einstellungen wurden 6 Messungen bei unterschiedlichen Volumenströmen durchgeführt und vollständig ausgewertet. Da die Geometrie der Testsrecke identisch zu der in Blei-Wismut ist (Rohrleitung mit 60mm Innendurchmesser), dienen diese Daten als Grundlage für einen späteren Vergleich.

Da die dargestellten Geschwindigkeitsverteilungen aus der Mittelung von 128 gemessenen Profilen hervorgehen, wird der Standardfehler, der die Unsicherheit des Mittelwertes beschreibt, nach

$$E(\bar{u}_i) = \frac{\sigma(u_i)}{\sqrt{n}} \quad (8.5)$$

ausgewertet, wobei $\sigma(u_i)$ die Standardabweichung der Verteilung der ermittelten Geschwindigkeiten u_i an jedem Messpunkt i und n die Anzahl der aufgenommenen Profile sind. Damit gilt für jeden Punkt des Geschwindigkeitsprofils

$$\bar{u}_i = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n u_{i,k} \pm E(\bar{u}_i), \quad (8.6)$$

wobei der Index $k = 1 \dots n$ über alle Messung am Punkt i läuft. In der folgenden Tabelle werden jeweils die mittlere Geschwindigkeit und der mittlere Standardfehler über das gesamte Profil nach Gleichung (8.7) angegeben.

$$u_{\text{mean}} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \bar{u}_i \quad \text{und} \quad u_{E,\text{mean}} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n E(\bar{u}_i) \quad (8.7)$$

V#	Sensor	Flow [m ³ /h]	Re	u_{mean} [mm/s]	u_{max} [mm/s]	$u_E \text{ mean}$ [mm/s]	$u_E \text{ max}$ [mm/s]	c_f	$u\tau$ [mm/s]
H1	LT	0,34	2012	33,53	39,67	0,36	0,47	0,047	2,58
H2	HT	0,34	1996	33,27	37,92	0,22	0,31	0,047	2,56
H3	HT	0,32	1904	31,73	37,43	0,25	1,03	0,048	2,45
H4	HT	0,84	4976	82,94	98,20	1,17	2,20	0,038	5,69
H5	LT	0,49	2863	47,71	56,07	0,47	0,61	0,043	3,51
H6	LT	2,09	12300	205,47	263,93	1,74	2,42	0,030	12,56

Die mittlere Geschwindigkeit, aus der die Reynoldszahl berechnet wurde, ist durch Integration des halben Geschwindigkeitsprofils von Sensor bis Rohrmitte bestimmt worden. Für die normierte Darstellung wurde mit der Blasius Gleichung die Widerstandzahl c_f und daraus nach Gleichung (2.30) die Wandschubspannungsgeschwindigkeit ermittelt.

Für die Messungen in Blei-Wismut am THESYS Kreislauf wurde ein integrierter Sensor mit Wellenleiter verwendet. Der Durchmesser des Wellenleiters beträgt 7,5mm bei einer Länge von 200mm. Die maximale Arbeitstemperatur liegt bei 400°C. Der Sensor ist für eine Ultraschallfrequenz von 4MHz ausgelegt, arbeitet aber auch mit geringerer abgestrahlter Energie bei 2MHz und wird bei hoher Leistungseinstellung mit einer Pulslänge von 8 Wellenzügen betrieben. Die anderen Geräteparameter wurden den Versuchsbedingungen angepasst, wie der folgenden Tabelle zu entnehmen ist:

V#	PP [%]	T_{PbBi} [°C]	c_{PbBi} [m/s]	f_c [MHz]	t_{Gate} [ns]	d_{Gate} [mm]	T_{Prf} [µs]	#G	EPP	#P	TPP [ms]	t_{ges} [s]
T1	100	255	1706	2	1000	1,71	200	87	512	256	106,0	27,14
T2	75	254	1707	2	1000	1,71	200	87	512	256	106,0	27,14
T3	100	254	1707	4	1250	2,13	240	100	512	256	127,0	32,51
T4	50-100	255	1706	4	1250	2,13	250	100	512	256	132,0	33,79
T5	50	255	1706	4	1250	2,13	250	80	512	256	132,0	33,79
T6	100	300	1670	4	500	0,84	213	200	512	256	114,0	29,18
T7	75	300	1670	4	500	0,84	213	200	512	256	114,0	29,18
T8	50	303	1668	4	500	0,83	213	200	512	256	114,0	29,18
T9	25	307	1664	4	500	0,83	213	200	512	256	114,0	29,18
T10	25-100	300	1670	4	500	0,84	213	200	512	256	114,0	29,18
T11	100	302	1668	2	500	0,83	213	200	512	256	114,0	29,18
T12	100-10	350	1630	4	500	0,82	213	200	683	256	150,0	38,40

V#	PP [%]	T _{PbBi} [°C]	c _{PbBi} [m/s]	f _c [MHz]	t _{Gate} [ns]	d _{Gate} [mm]	T _{Prf} [μs]	#G	EPP	#P	TPP [ms]	t _{ges} [s]
T13	100	352	1628	4	1000	1,63	187	102	600	256	116,0	29,70
T14	50	354	1627	4	1000	1,63	187	102	600	256	116,0	29,70
T15	25	356	1625	4	1000	1,63	187	102	600	256	116,0	29,70
T16	25-100	354	1627	4	1000	1,63	187	102	600	256	116,0	29,70
T17	100	351	1629	2	1000	1,63	187	102	600	256	116,0	29,70
T18	75	350	1630	2	1000	1,63	187	102	600	256	116,0	29,70
T19	60	200	1750	4	1000	1,75	250	100	128	128	38,4	4,91
T20	90	200	1750	2	1000	1,75	250	100	128	512	37,2	19,05
T21	100	200	1750	2	1000	1,75	250	100	128	512	37,2	19,05
T22	50	200	1750	2	1000	1,75	191	121	480	512	95,0	48,64
T23	50-75	200	1750	2	500	0,88	191	150	800	256	155,8	39,88
T24	75	200	1750	2	500	0,88	191	150	800	256	155,9	39,91
T25	100	200	1750	2	500	0,88	191	150	800	256	155,9	39,91
T26	0-100	200	1750	2	500	0,88	191	150	800	256	155,5	39,81
T27	25	200	1750	2	500	0,88	191	150	800	256	155,8	39,88
T28	25	200	1750	4	1000	1,75	228	123	800	256	186,2	47,67
T29	50	200	1750	4	1000	1,75	228	123	800	256	186,2	47,67
T30	75	200	1750	4	1000	1,75	228	123	800	256	186,2	47,67
T31	100	200	1750	4	1000	1,75	228	123	800	256	186,2	47,67
T32	100	200	1750	2	1000	1,75	228	123	800	256	186,2	47,67

Die Schallgeschwindigkeit in Blei-Wismut c_{PbBi} ist nach Gleichung (3.2) berechnet. Durch den Einsatz des Wärmetauschers zur Stabilisierung der Temperaturen am Teststreckeneintritt wurde eine maximale Schwankung von 0,15% realisiert.

Bei den Versuchen Nummer 4, 10, 12, 16, 23 und 26 wurde die Pumpleistung sprunghaft zwischen den angegebenen Werten verändert und die Transienten der Strömungsprofile aufgezeichnet. Daraus wurden Diagramme mit raum-zeitlichen (engl. spatiotemporal) Informationen erstellt, die in Kapitel 5 zu finden sind. Von den verbleibenden wurden repräsentative Versuche ausgewählt und vollständig ausgewertet. Dafür wurden die mit einer konstanten Schallgeschwindigkeit aufgenommenen Daten zunächst mit der berechneten Schallgeschwindigkeit korrigiert. Die Position des ersten Messpunkts nach dem Wellenleiter wurde anhand des Echsignals vom Oszillographen ermittelt, da diese sich mit der Wellenleitertemperatur ändert. Nach diesen Korrekturen wurde das mittlere Strömungsprofil berechnet und einer Fehlerrechnung unterzogen. Für die Normierung der universellen Profile werden ebenso wie

bei den Wasserversuchen die Widerstandzahl und die Wandschubspannungsgeschwindigkeit bestimmt.

V#	PP [%]	T _{PbBi} [°C]	Re	u_{mean} [mm/s]	u_{max} [mm/s]	$u_E \text{ mean}$ [mm/s]	$u_E \text{ max}$ [mm/s]	c_f	$u\tau$ [mm/s]
T3	100	254	74743	234,03	263,70	0,73	1,24	0,0191	10,66
T5	50	255	36686	115,08	132,99	0,35	0,49	0,0228	5,72
T6	100	300	81943	252,28	284,74	0,94	2,67	0,0190	11,55
T7	75	300	59657	184,54	213,96	0,60	1,95	0,0202	8,75
T8	50	303	37371	116,46	133,62	0,46	3,25	0,0227	5,81
T9	25	307	19886	58,51	61,75	0,51	1,51	0,0266	3,35
T17	100	351	82286	249,60	273,20	1,07	2,34	0,0187	11,60
T18	75	350	61371	188,92	206,60	0,76	1,80	0,0201	8,97
T28	25	200	19886	58,09	62,59	0,27	0,53	0,0266	3,35
T29	50	200	41829	121,75	139,94	0,42	0,91	0,0221	6,41
T30	75	200	57257	170,32	203,07	0,69	1,34	0,0200	8,44
T31	100	200	78857	234,58	272,90	1,33	2,26	0,0190	11,17

Da die Sensoren ihr Schallfeld in einem Winkel zur Rohrwand in das Fluid einstrahlen, liegen die Messvolumina in Wandnähe zum Teil noch innerhalb der Wand, zum Teil bereits im Fluid. Daher können sich nur in dem Teil des Messvolumens, der in das Fluid hineinragt, Partikel befinden, die das Ultraschallfeld streuen und somit einen Beitrag zum Messsignal liefern. Somit ist also nur ein Teil des Messvolumens „aktiv“, und die Messposition muss auf dessen Schwerpunkt korrigiert werden. Dies erfolgte nach dem Verfahren von Wunderlich und Brunn (2000) sowohl für die Wasser- als auch für die Blei-Wismut Messungen. Die resultierenden normierten und universellen Geschwindigkeitsprofile wurden untereinander (Wasser / Blei-Wismut) und mit Literaturdaten verglichen.

8.3 Details zur Ultraschall Doppler Velocimetrie

8.3.1 Ultraschallfeld

Die für die UDV Technik verwendeten Ultraschallsensoren sind zylinderförmige Piezoelemente, die das Schallfeld eines Kolbenschwingers erzeugen. In Abbildung 8.5 ist die komplexe Schalldruckverteilung in einem solchen Feld in mehreren Abständen vom Sensor visualisiert.

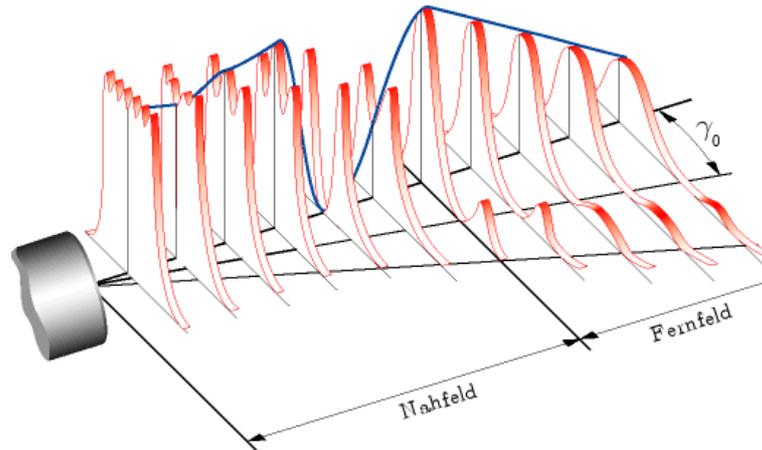


Abbildung 8.5: Schalldruckverteilung im Feld eines Kolbenschwingers aus Willemetz (2004).

Man unterscheidet zwei charakteristische Regionen des Schallfelds, die an der Position Z des letzten Druckmaximums auf der Sensorachse getrennt werden. Sie ist gegeben durch

$$Z = \frac{d^2 - \lambda^2}{4\lambda}, \quad (8.8)$$

Mit dem Durchmesser d des Sensors und der Wellenlänge des Ultraschalls λ . Der Bereich zwischen Sensor und Z wird Fresnel-Zone oder Nahfeld genannt. Hier oszilliert die Schallintensität und das Feld ist nahezu zylindrisch mit dem Durchmesser des Schallgebers. Der Rest des Feldes nach Z wird als Fraunhofer-Zone oder Fernfeld bezeichnet. Dort nimmt die Schalldruck mit dem Quadrat des Abstands vom Sensor ab und es bilden sich sog. Nebenkeulen aus, deren Intensität hier jedoch wesentlich geringer ist, so dass sie vernachlässigt werden können. Durch Dispersion verbreitert sich das Schallfeld und für den Divergenzwinkel der Hauptkeule γ_0 gilt:

$$\gamma_0 = \sin^{-1} \left(\frac{1,22 \cdot \lambda}{d} \right). \quad (8.9)$$

Willemetz (2004) hat anhand der Reflektionen einer kleinen Kugel in Wasser die -6dB Linie des Schallfelds eines 4MHz Sensors mit 5mm Durchmesser vermessen. Sein Ergebnis zeigt Abbildung 8.6. Ein Sensor dieser Bauart wurde in den Wasserexperimenten dieser Arbeit verwendet. Für den relevanten Messbereich (Rohrradius 30mm) ist sowohl die Aufweitung als auch die Abschwächung des Schallfeldes vernachlässigbar.

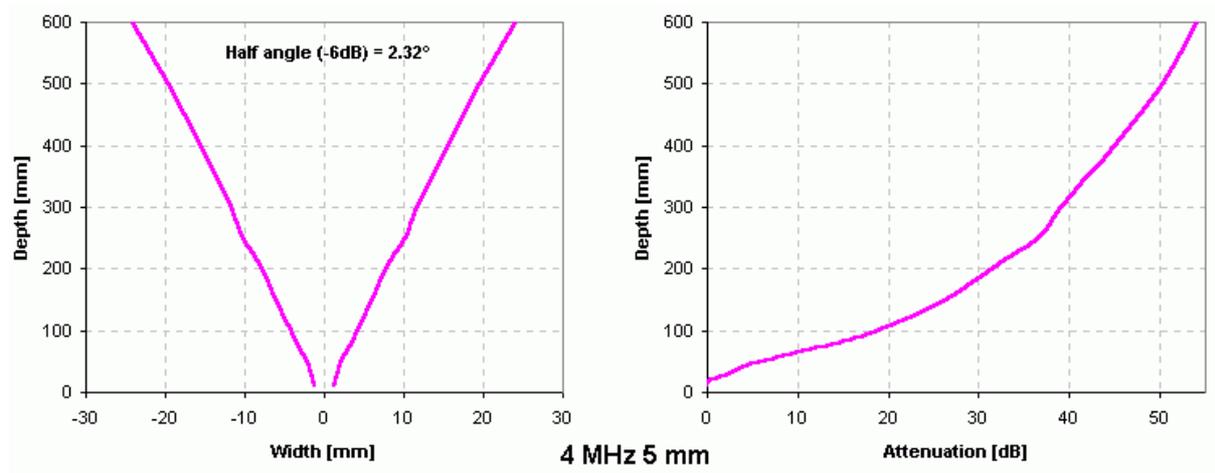


Abbildung 8.6: Breite der Hauptkeule bei -6dB (links) und Abschwächung (rechts) des Schallfelds eines 4MHz Sensors mit 5mm Durchmesser in Wasser nach Willemetz (2004).

Für die Berechnung der Nahfeldlänge nach Gleichung (8.8) müssen Wellenlänge und Ausbreitungsgeschwindigkeit des Ultraschalls im Fluid bekannt sein. Für Wasser wird der Literatur ein Wert von $c_{H_2O}=1480\text{m/s}$ bei Zimmertemperatur entnommen (Krautkrämer (1986)). Für die temperaturabhängige Schallgeschwindigkeit in Blei-Wismut wird die eigene experimentell ermittelte Gleichung verwendet:

$$c_{PbBi}(T) = 1910 - 0,8 \cdot T . \tag{8.10}$$

Damit ergeben sich für die Wellenlängen mit $\lambda = c \cdot f$ in Blei-Wismut und Wasser:

f [MHz]	λ_{H_2O} [mm]	λ_{PbBi} 200°C [mm]	λ_{PbBi} 300°C [mm]
2	0,742	0,875	0,835
4	0,371	0,438	0,418

Die Nahfeldlängen berechnen sich damit zu:

f [MHz]	Z_{H_2O} [mm]	Z_{PbBi} 200°C [mm]	Z_{PbBi} 300°C [mm]
2	8,24	6,92	7,28
4	16,75	14,16	14,85

Für die Divergenzwinkel folgt:

f [MHz]	γ_{H_2O} [mm]	γ_{PbBi} 200°C [mm]	γ_{PbBi} 300°C [mm]
2	10,43	12,33	11,76
4	5,19	6,14	5,85

In Blei-Wismut bei 300°C reicht der zylindrische Nahfeldbereich bei einer Frequenz von 4MHz fast 15mm weit, was etwa der Hälfte des Rohrradius entspricht. An der gegenüberliegenden Rohrwand (60mm) beträgt der Radius des Schallfelds aufgrund der Divergenz dann 5,8mm.

8.3.2 Messvolumen und Ortsauflösung

Um bei einer UDV Messung die Messpositionen genau festzulegen, sollte der gesendete Ultraschallimpuls so kurz wie möglich sein. Je kürzer jedoch der Puls ist, desto ungenauer ist die Ermittlung der Dopplerfrequenz aus dem Echosignal. Ein empfangener Echopuls lässt sich beschreiben durch

$$R(t) = A(t - t_V) \sin[2\pi f_e (t - t_V)]. \quad (8.11)$$

Hier ist $A(t-t_V)$ die Einhüllende des Pulses und t_V die Zeit, die er benötigt, um vom Sensor zum streuenden Partikel und zurück zu gelangen. Für Impulse, die periodisch im Abstand von T_{prf} emittiert werden, ist das empfangene Echo gegeben durch eine Faltung (\otimes) des Impulses mit einer Schar von Dirac-Funktionen:

$$R(t) = \sum_{n=-\infty}^{\infty} \delta(t - n \cdot T_{prf}) \otimes A(t - t_V) \sin[2\pi f_e (t - t_V)]. \quad (8.12)$$

Zur Bestimmung der Doppler-Frequenz wird zunächst eine Fourier Transformation durchgeführt:

$$R(t) = C \cdot \sum_{n=-\infty}^{\infty} \delta(f - n \cdot f_{prf}) [F_A(f_{prf} - f_e) - F_A(f_{prf} + f_e)], \quad (8.13)$$

wobei C eine Konstante ist und F_A die Fourier Transformierte des Impulses darstellt. Bewegen sich nun die streuenden Partikel im Messvolumen, so werden die spektralen Anteile des Spektrums aus Gleichung (8.13) proportional ihrer Frequenz durch den Doppler Effekt verschoben. Für das Spektrum bewegter Partikel folgt:

$$R(t) = C \sum_{n=-\infty}^{\infty} \delta\left(f - n \left(1 - \frac{2u \cos \theta}{c} f_{prf}\right)\right) [F_A(f_{prf} - f_e) - F_A(f_{prf} + f_e)]. \quad (8.14)$$

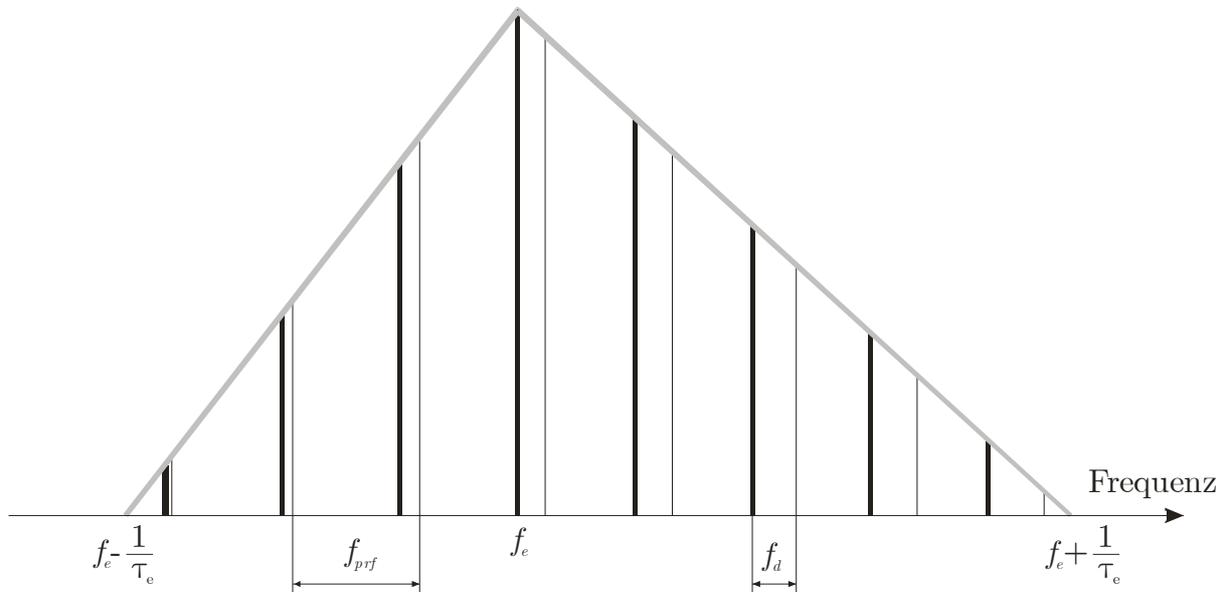


Abbildung 8.7: Frequenzspektrum der Echos eines periodisch emittierten Impulses bei stehenden (fette Linien) und bewegten (dünne Linien) Partikeln.

Abbildung 8.7 zeigt das resultierende Frequenzspektrum nicht bewegter Partikel nach Gleichung (8.13) mit dicken Linien und bewegter Partikel nach Gleichung (8.14) mit dünnen Linien. Es wird eine Einhüllende des emittierten Impulses der Form

$$A(t) = \text{sinc}^2\left(\frac{t}{\tau_e}\right) \text{ mit } \text{sinc}(x) = \frac{\sin x}{x} \quad (8.15)$$

angenommen, wobei τ_e die Länge dieses Impulses ist. Durch Partikel, die sich mit konstanter Geschwindigkeit bewegen, wird also eine Serie von Dopplerverschiebungen erzeugt. Für eine genaue Bestimmung dieser Geschwindigkeit ist somit ein enges Spektrum wünschenswert, was einen langen Impuls voraussetzt. Je länger jedoch die Dauer der Emission τ_e gewählt wird, desto schlechter wird die Ortsauflösung durch das Anwachsen der Höhe h des Messvolumens. Sie ist gegeben durch

$$h = \frac{c\tau_e}{2}, \quad (8.16)$$

mit der Schallgeschwindigkeit c im Medium und stellt gleichzeitig die maximal mögliche Ortsauflösung dar. Eine sehr kurze Emissionsdauer ist aber ebenfalls ungünstig, da die Energie eines Ultraschall Impulses durch seine Dauer und Amplitude bestimmt ist. Will man die Dauer eines Pulses bei konstanter Energie reduzieren, um die Ortsauflösung zu verbessern, so ist eine Erhöhung der Amplitude nötig. Ist das nicht möglich, so verschlechtert sich das Signal-Rausch-Verhältnis aufgrund zu niedriger Echoenergien, und die Messung wird ungenauer.

Der optimale Wert für die Pulslänge muss daher für jede Konfiguration individuell bestimmt werden und lässt sich am Messgerät einstellen. Aus ihm errechnet sich dann die Höhe des Messvolumens als maximale Ortsauflösung nach Gleichung (8.16).

8.3.3 Wandkorrektur nach Wunderlich und Brunn (2000)

Die Größe des Messvolumens ist gegeben durch die Form des Schallfelds in radialer und durch die Länge des Ultraschallimpulses in axialer Richtung. Im Nahfeldbereich, der in Wandnähe sicher gegeben ist, kann das Messvolumen als zylindrische Scheibe mit dem Durchmesser d des Schallgebers und der Höhe h nach Gleichung (8.16) dargestellt werden.

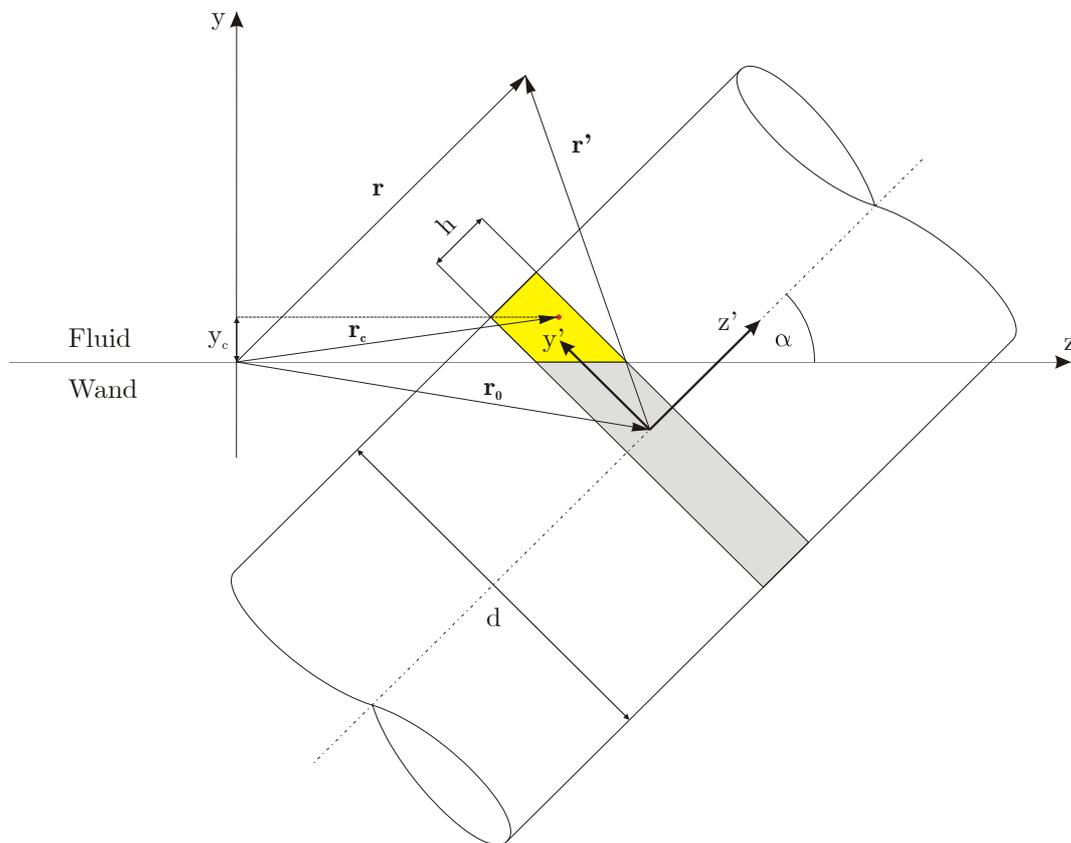


Abbildung 8.8: Zur Wandkorrektur nach Wunderlich und Brunn (2000). Zusammenhang zwischen raumfesten (r) und Messvolumen-bezogenen (r') Koordinaten.

Wie in Abbildung 8.8 gezeigt, liegt in Wandnähe ein Teil des aktiven Messvolumens innerhalb der Wand und ein Teil im Fluid, wenn das Schallfeld die Wand unter einem Winkel α durchdringt. Innerhalb des Abstände b von der Wand, der gegeben ist durch

$$b = \frac{1}{2}(h \sin \alpha + d \cos \alpha), \quad (8.17)$$

muss die Messposition nicht mit dem Zentrum des gesamten Messvolumens \mathbf{r}_0 , sondern mit dem Zentrum des Teils des Volumens, der innerhalb des Fluid liegt \mathbf{r}_c , assoziiert werden.

Für die folgenden Betrachtungen wird die Krümmung der Rohrwand vernachlässigt und eine Koordinatentransformation von raumfesten (\mathbf{r}) zu Messvolumen-bezogenen (\mathbf{r}') Koordinaten vorgenommen, wie sie in Abbildung 8.8 eingezeichnet sind. Explizit gilt für $\mathbf{r} = \mathbf{r}_0 + \mathbf{r}'$:

$$\begin{aligned} z &= z_0 + z' \cos \alpha - y' \sin \alpha, \\ y &= y_0 + z' \sin \alpha + y' \cos \alpha, \\ x &= x'. \end{aligned} \quad (8.18)$$

Für jeden Punkt P auf der Linie zwischen Wand und Fluid ($y_P=0$) gilt damit:

$$z'_P = -\frac{y_0 + y' \cos \alpha}{\sin \alpha}. \quad (8.19)$$

Für die Bestimmung des Wandabstands y_c wird der Schwerpunkt des Teils des Messvolumens errechnet, der innerhalb des Fluid liegt. Es wird definiert

$$M_n \left(y'_A, \frac{h}{2} \right) = 2 \cdot J_n (y'_A) \int_{z'_P}^{h/2} dz', \quad (8.20)$$

mit

$$J_n (y'_A) = \int_{y'_A}^{d/2} (y')^n \sqrt{\left(\frac{d}{2}\right)^2 - y'^2} dy', \quad (8.21)$$

wobei y'_A die y'-Koordinate eines Schnittpunkts des Messvolumenrandes mit der Wand bezeichnet (siehe Abbildung 8.9). Explizit ergibt sich aus Gleichung (8.21)

$$J_0 (y'_A) = \frac{1}{2} \left\{ \frac{\pi}{2} \left(\frac{d}{2}\right)^2 - \left(y'_A \sqrt{\left(\frac{d}{2}\right)^2 - y'^2} + \left(\frac{d}{2}\right)^2 \sin^{-1} \left(\frac{2y'_A}{d} \right) \right) \right\}, \quad (8.22)$$

$$J_1 (y'_A) = \frac{1}{3} \left[\left(\frac{d}{2}\right)^2 - y'^2 \right]^{3/2}, \quad (8.23)$$

$$J_2 (y'_A) = \frac{1}{4} \left(\frac{d}{2}\right)^2 J_0 (y'_A) + \frac{3}{4} y'_A J_1 (y'_A). \quad (8.24)$$

Und damit für Gleichung (8.20)

$$M_0\left(y'_A, \frac{h}{2}\right) = 2\left(\frac{h}{2} + \frac{y_0}{\sin \alpha}\right) J_0(y'_A) + 2J_1(y'_A) \cot \alpha, \quad (8.25)$$

$$M_1\left(y'_A, \frac{h}{2}\right) = y_0 M_0\left(y'_A, \frac{h}{2}\right) + \left\{ \begin{array}{l} \left[\sin \alpha \left(\frac{h}{2}\right)^2 - \frac{y_0}{\sin \alpha} \right] J_0(y'_A) + \\ h \cos \alpha \cdot J_1(y'_A) + \frac{\cos^2 \alpha}{\sin \alpha} J_2(y'_A) \end{array} \right\} \quad (8.26)$$

$$\equiv y_0 M_0\left(y'_A, \frac{h}{2}\right) M'_1\left(y'_A, \frac{h}{2}\right).$$

Mit der Definition

$$\mathbf{r}_c = \frac{1}{V} \int_V \mathbf{r} dV \quad (8.27)$$

für das Zentrum des Teilvolumens V , dass im Fluid liegt, und mit $z_0=0$ folgt:

$$\mathbf{r}_c = (0, y_c, 0). \quad (8.28)$$

Mit den Notationen

$$y'_A = -\frac{y_0 + \frac{h}{2} \cos \alpha}{\cos \alpha} \quad \text{und} \quad y'_B = \frac{-y_0 + \frac{h}{2} \sin \alpha}{\cos \alpha} \quad (8.29)$$

für die y' -Koordinate der Punkte A und B bezogen auf das Messvolumen, können nun die Lösungen für den Wandabstand y_c in den drei Fällen, die in Abbildung 8.9 schematisch dargestellt sind, angegeben werden.

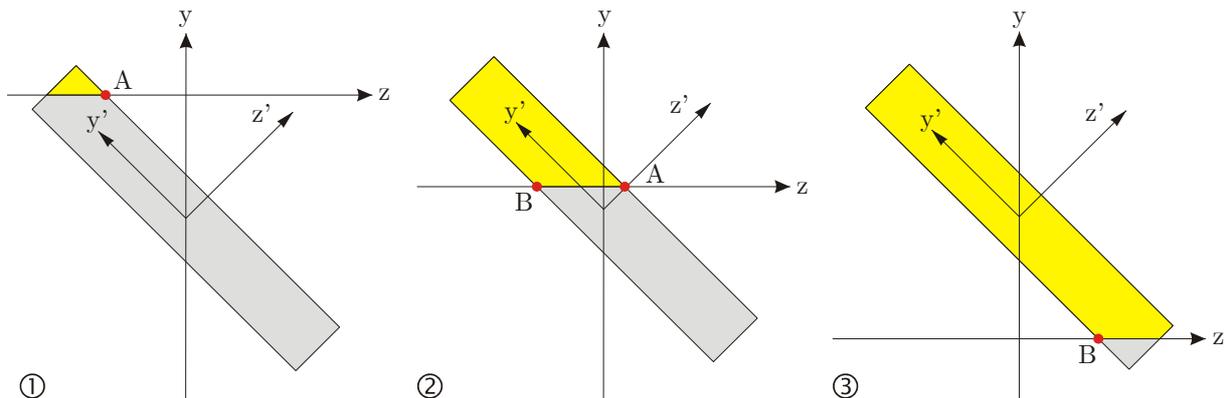


Abbildung 8.9: Die drei Unterscheidungsfälle für die Position des Messvolumens in der Wand.

Oberhalb der z -Achse liegt das Fluid, unterhalb die Wand.

Für den Fall ① folgt mit $(-1/2)(h \sin \alpha + d \cos \alpha) \leq y_0 \leq (1/2)(h \sin \alpha - d \cos \alpha)$:

$$y_c = \frac{M_1\left(y'_A, \frac{h}{2}\right)}{M_0\left(y'_A, \frac{h}{2}\right)} = y_0 + \frac{M'_1\left(y'_A, \frac{h}{2}\right)}{M_0\left(y'_A, \frac{h}{2}\right)}. \quad (8.30)$$

Für den Fall ② mit $(1/2)(h \sin \alpha - d \cos \alpha) \leq y_0 \leq (1/2)(-h \sin \alpha + d \cos \alpha)$:

$$y_c = y_0 + \frac{M'_1\left(y'_A, \frac{h}{2}\right) - M'_1\left(y'_B, -\frac{h}{2}\right)}{M_0\left(y'_A, \frac{h}{2}\right) - M_0\left(y'_B, -\frac{h}{2}\right)}. \quad (8.31)$$

Und für Fall ③ mit $(1/2)(-h \sin \alpha + d \cos \alpha) \leq y_0 \leq (1/2)(h \sin \alpha + d \cos \alpha)$:

$$y_c = y_0 + \frac{M'_1\left(-\frac{d}{2}, \frac{h}{2}\right) - M'_1\left(y'_B, -\frac{h}{2}\right)}{M_0\left(-\frac{d}{2}, \frac{h}{2}\right) - M_0\left(y'_B, -\frac{h}{2}\right)}. \quad (8.32)$$

Unter Verwendung der Gleichungen (8.29) bis (8.32) wurden die Messpositionen bei allen UDV Messungen korrigiert.

8.3.4 Datenanalyse der Ultraschallmessungen

Für die Analyse der UDV Daten wurde ein Programm in der Entwicklungsumgebung LabVIEW erstellt. Es liest die vom DOP2000 gespeicherten Daten ein und ermöglicht, die im Text beschriebenen Berechnungen durchzuführen. Die Ergebnisse werden graphisch Visualisiert und können für die weitere Verarbeitung in einer ASCII Datei abgespeichert werden.

In Abbildung 8.10 auf der nächsten Seite ist ein Screenshot des Programms gezeigt. Links oben wird die eingelesene Datei mit den zugehörigen Geräteparametern angezeigt. Rechts oben ist das mittlere Geschwindigkeitsprofil und unten die Zeitreihe der Momentangeschwindigkeiten am Punkt des Cursors (Gelbes Kreuz im oberen Graphen) dargestellt. Auf der linken Seite erfolgen nach der Anwendung der Wandkorrektur die Berechnung der mittleren Geschwindigkeit, der Reynoldszahl, der Wandschubspannungsgeschwindigkeit, des Reibbeiwerts und der statistischen Unsicherheiten. Die resultierenden Profile werden in den dimensionslosen Darstellungen aufgetragen. In einem hier nicht sichtbaren Bereich der Oberfläche kann eine spatiotemporale Visualisierung des Datensatzes generiert werden.

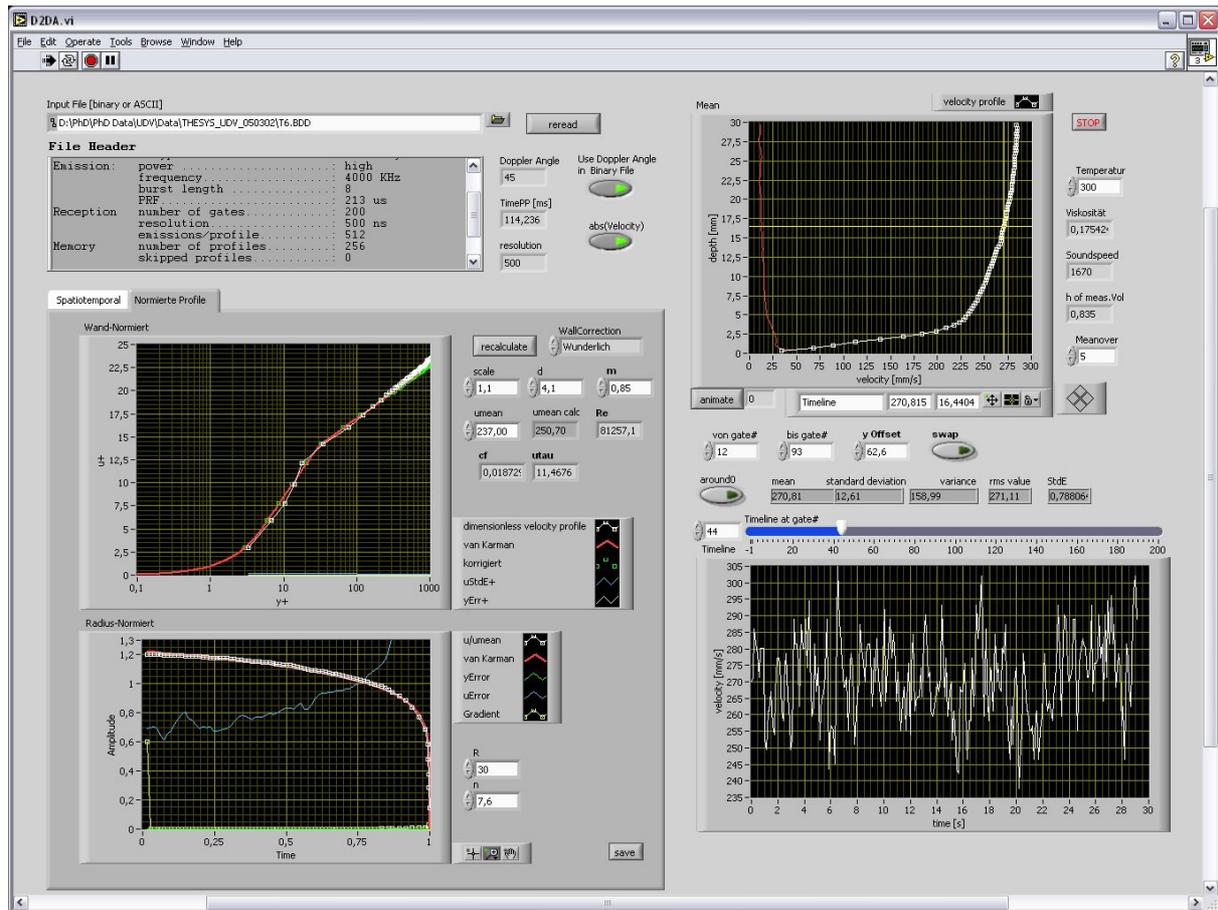


Abbildung 8.10: LabVIEW Analyseprogramm für UDV Daten.

8.4 Geschwindigkeitsprofil nach Reichardt

Für den Vergleich der gemessenen Geschwindigkeitsverteilungen mit theoretischen Modellen wurde die Darstellung nach Reichardt (1951) gewählt, da es sowohl die turbulente Grenzschicht in Form des logarithmischen Wandgesetzes als auch die Kernströmung durch ein Mittengesetz korrekt wiedergibt. Somit gilt die angegebene Verteilung über den gesamten Rohrquerschnitt:

$$u^+ = 5,75 \cdot \log \left[\left(1 + 0,4 \cdot y^+ \right) \frac{1,5 \cdot (1 + \xi)}{1 + 2 \cdot \xi^2} \right] + 7,8 \cdot \left[1 - \exp \left(-\frac{y^+}{11} \right) - \frac{y^+}{11} \exp(-0,33 \cdot y^+) \right]. \quad (8.33)$$

Mit $\xi = r/R$, wobei R der Rohrradius und r der Abstand von der Rohrmitte ist. Dabei gilt für den dimensionslosen Wandabstand y^+ bzw. die dimensionslose Geschwindigkeit u^+

$$y^+ = \frac{y}{\nu} u_\tau \quad \text{und} \quad u^+ = \frac{u}{u_\tau}, \quad (8.34)$$

mit der kinematischen Viskosität des Fluid ν und der Wandschubspannungsgeschwindigkeit u_τ . Letztere kann aus dem Reibbeiwert λ und der mittleren Strömungsgeschwindigkeit u_m nach

$$u_\tau = u_m \sqrt{\frac{\lambda}{8}} \quad (8.35)$$

bestimmt werden. Für den Reibbeiwert λ in turbulenter Rohrströmung wird die Korrelation nach Blasius verwendet:

$$\lambda = (100 \cdot \text{Re})^{-\frac{1}{4}}. \quad (8.36)$$

Zur Darstellung der Reichardt Verteilung in den Diagrammen der mittleren Geschwindigkeitsprofile in Kapitel 5 ist eine Umwandlung der dimensionslosen Form von (y^+, u^+) in $(r/R, u/u_m)$ notwendig. Aus den Gleichungen (8.34) bis (8.36) lässt sich nach einigen Umformungen eine Koordinatentransformation angeben:

$$\frac{r}{R} = \frac{2\sqrt{8} (100 \text{Re})^{1/8}}{\text{Re}} \cdot y^+ \quad \text{und} \quad \frac{u}{u_m} = \frac{1}{\sqrt{8} (100 \text{Re})^{1/8}} \cdot u^+. \quad (8.37)$$

In den folgenden Diagrammen ist die Reichardt Verteilung für verschiedene Reynoldszahlen berechnet und in beiden dimensionslosen Darstellungen aufgetragen. Die Zunahme der Völligkeit der Profile mit steigender Reynoldszahl, d.h. zunehmender Turbulenz, ist deutlich ausgeprägt.

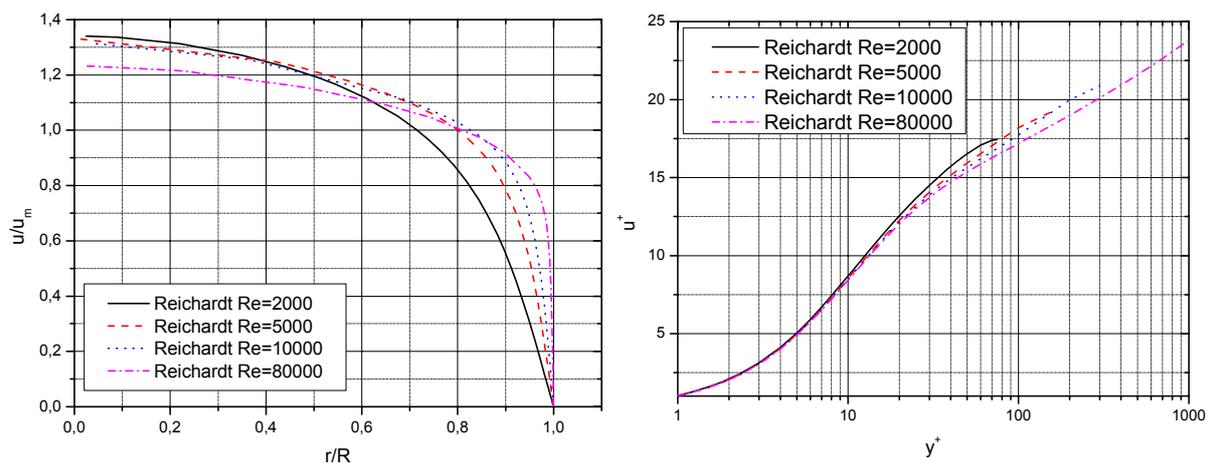


Abbildung 8.11: Reichardt Profil für verschiedene Reynolds Zahlen in $(r/R, \bar{u}/u_m)$ und (y^+, u^+) Darstellung.

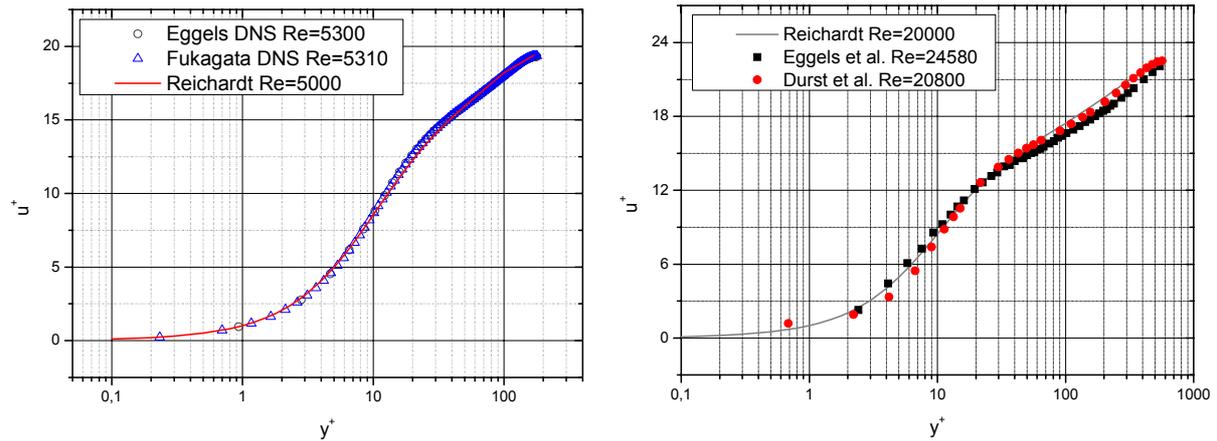


Abbildung 8.12: Vergleich des Reichardt Profils mit Ergebnisse direkter numerischer Simulation durch Eggels et al. (1994) und Fukagata (2002) (links) und experimentellen Ergebnissen von Eggels et al. (1994) und Durst et al. (1996) (rechts).

In den letzten beiden Diagrammen wird das Reichardtprofil in (y^+, u^+) Darstellung mit Daten aus der Literatur verglichen. Sowohl der Vergleich mit der Direkten Numerischen Simulation (DNS) als auch derjenige mit experimentellen Daten zeigt, wie erwartet, eine hervorragende Übereinstimmung. Für die Darstellungen im Text wurden die in (y^+, u^+) Koordinaten gegebenen Literaturdaten nach Gleichung (8.37) umgewandelt.

8.5 Teststrecke zur lokalen Geschwindigkeitsmessung

Die Abbildung zeigt die Zusammenbauzeichnung der Teststrecke, in der die Pitot und UDV Messungen vorgenommen wurden. Die Positionen 5 bezeichnen die UDV Ports, in die die Wellenleiter eingesetzt werden. Position 4 zeigt den Flansch, an den die Verfahrereinrichtung der Pitot Sonde angeschlossen wird, und Position 13 deutet auf die Druckbohrung, an der der statische Druck für die Differenzdruckmessung abgenommen wird.

