

Technische Universität München

Fakultät für Maschinenwesen

Lehrstuhl für Fahrzeugtechnik

**Analyse der Steifigkeit von hydraulischen
Bremssystemen unter dem Einfluss von Luft in
Krafträdern**

Andreas Eisele, M.Sc.

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Maschinenwesen der
Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender:

Prof. Dr. Wolfgang Polifke

Prüfer der Dissertation:

1. Prof. Dr.-Ing. Markus Lienkamp

2. Prof. Dr.-Ing. Ralph Mayer

Die Dissertation wurde am 02.02.2021 bei der Technischen Universität München eingereicht
und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 14.06.2021 angenommen.

Danksagung

Ich möchte mich zuerst bei den beteiligten Partnern bedanken, die diese Dissertation möglich machten. Dies ist auf der einen Seite BMW Motorrad, die dieses Forschungsprojekt finanziert haben und auf der anderen Seite der Lehrstuhl für Fahrzeugtechnik der TUM, der die Rahmenbedingungen dazu geschaffen hat.

Persönlich gilt mein Dank Herrn Thomas Hülss, der als Projektinitiator und Ansprechpartner bei BMW Motorrad über die gesamte Laufzeit mich stets motiviert, unterstützt und mit mir kritisch fachlich diskutiert hat. Außerdem danke ich den vielen Kollegen bei BMW Motorrad, die an diesem Forschungsprojekt mitgearbeitet oder mitdiskutiert haben. Ich danke insbesondere Tobias Kage, für die unermüdliche gemeinsame Arbeit an Prüfständen, Hanno Rothenari für den fachlichen Input und Michael Schneider für die chemische Nachhilfe und Unterstützung bei der „Luftlöslichkeits-Reise“.

Am Lehrstuhl für Fahrzeugtechnik möchte ich mich zuallererst bei meinem Doktorvater Prof. Lienkamp für die Möglichkeit der Promotion bedanken. Das von Ihnen in mich gesetzte Vertrauen und Ihre fachlichen Anregungen habe diese Arbeit erst möglich gemacht. Auch Herrn Dr. Diermeyer gilt mein Dank, der in zahlreichen Diskussionen die Ausrichtung dieses Projektes mitgeformt und durch Motorrad-Fachsimpeln den Spaß am Produkt hochgehalten hat. Zahlreiche Kollegen haben in vielen fachlichen und außerfachlichen Diskussionen dazu beigetragen Klarheit in und außerhalb der Promotion zu schaffen. Dazu gehören Erik Enders, Matthias Förth, Johannes Betz, Thomas Zehelein, Francesco Passigato, Nikolaos Wassiliadis und viele weitere.

Neben dem Lehrstuhl bedanke ich mich außerdem bei dem Zweitprüfer Herrn Prof. Mayer für die Unterstützung aus der Bremsenfachwelt. Im gleichen Zuge danke ich meinen ehemaligen Kollegen im ISO Komitee für Bremsflüssigkeiten. Ich möchte mich ausdrücklich bei Dr. Michael Hilden und Dr. Harald Dietl bedanken, deren Interesse und Input mich dazu motiviert hat, die chemischen Untersuchungen noch einen Schritt weiter zu treiben.

Ich möchte mich außerdem bei allen an dieser Arbeit mitwirkenden Studenten bedanken. Besonders zwei Personen gilt ein ausdrückliches Dankeschön für überragende Ingenieursarbeit: Simon Sagmeister und Benjamin Raz.

Last but not least möchte ich mich bei denen bedanken, die mich privat in den fordernden 3 Jahren der Promotion unterstützt haben. Dazu gehören meine Familie, meine Freunde und meine Frau, die es nicht immer leicht hatte, wenn mein Kopf mal wieder ausschließlich mit Zahlen und Technik belegt war.

München, im November 2021

Andreas Eisele

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungsverzeichnis	V
Formelzeichen	VII
1 Einleitung	1
2 Voranalyse und Motivation	3
2.1 Problem Weiche Bremse	3
2.1.1 Felddatenanalyse.....	4
2.1.2 Diskussion.....	6
2.2 Bekannte Auffälligkeiten	6
2.2.1 Temperatureinfluss.....	6
2.2.2 Befüllprozess.....	8
2.3 Herleitung der Forschungsfragen	8
2.4 Aufbau der Arbeit	9
3 Grundlagen	11
3.1 Hydraulische Bremssysteme	11
3.1.1 Mechanische Komponenten.....	11
3.1.2 Bremsflüssigkeit.....	12
3.1.3 Befüllprozess.....	14
3.1.4 Längsdynamik.....	15
3.1.5 Teilintegralbremssystem.....	16
3.2 Thermodynamische Grundlagen	17
3.2.1 Zustandsänderungen.....	17
3.2.2 Freie Enthalpie.....	18
3.2.3 Kavitation.....	19
3.2.4 Gaslöslichkeit in Flüssigkeiten.....	20
3.3 Messtechnik	28
3.3.1 Messunsicherheit.....	28
3.3.2 Digitale Signalverarbeitung.....	29
3.3.3 Sensoren.....	30

4	Methodik	31
4.1	Root Cause Analysis (RCA)	31
4.1.1	Stand der Wissenschaft	32
4.1.2	Neues Vorgehen	34
4.1.3	Diskussion	39
4.2	Objektivierung weiche Bremse	40
4.2.1	Definitionen	40
4.2.2	Bremsen-Messeinrichtung	42
4.2.3	Luftdetektion	44
4.2.4	Diskussion und Ausblick	50
4.2.5	Zusammenfassung	50
5	Systemanalyse	51
5.1	Bottom-Up-Strategie	51
5.1.1	Ursachen	51
5.1.2	Eingrenzung	54
5.1.3	Luftlöslichkeit von Bremsflüssigkeit	55
5.1.4	Gaskavitation durch Schwingungen	66
5.1.5	Gaskavitation durch Unterdruck	73
5.1.6	Zusammenfassung	81
5.2	Blackbox-Strategie	82
5.2.1	Reproduktion	82
5.2.2	Ursache isolieren	87
5.3	Zusammenfassung	90
6	Maßnahmen	93
6.1	Diagnosefähigkeit	93
6.2	Problembeseitigung	94
6.2.1	Entlüftung	94
6.2.2	Bremsflüssigkeitseigenschaften	95
6.3	Ursachenbeseitigung	96
6.4	Diskussion	97
7	Diskussion	99
7.1	Kritik am Vorgehen	99
7.2	Ausblick	100
8	Zusammenfassung	101

Abbildungsverzeichnis	i
Tabellenverzeichnis	v
Literaturverzeichnis	vii
Vorveröffentlichungsliste	xix
Betreute Studienarbeiten	xxi
Anhang	xxiii

Abkürzungsverzeichnis

ABS	Antiblockiersystem (engl. Anti-lock Braking System)
AV	Auslassventil
BFSL	Best Fit Straight Line (Kleinstwerteeinstellung)
BME	Bremsen-Messeinrichtung
BMTG	Borsäure-Ester von Triethylenglykol Monomethylether
BTG	Triethylenglykol Monobutylether
CAN	Controller Area Network
CFD	Computational Fluid Dynamics
DEPEG	Dimethylether Polyethylen Glykol
DGL	Differentialgleichung
DMS	Dehnmessstreifen
EV	Einlassventil
FFT	Fast Fourier Transform
FMEA	Failure Modes Effects Analysis
FTA	Fault Tree Analysis (Fehlerbaumanalyse)
GGZ	Gleichgewichtszustand
HBZ	Hauptbremszylinder
HECU	Hydraulic & Electronic Control Unit (ABS Einheit)
HR	Hinterrad
MTeG	Tetraethylenglykol Monomethylether
MTG	Triethylenglykol Monomethylether
Pkw	Personenkraftwagen
PTFE	Polytetrafluorethylen
RCA	Root Cause Analysis (Ursachenanalyse)
SLS	Selektives Lasersintern
STP	Standard Temperatur and Pressure
SV	Saugventil
TI	Teilintegral
TV	Trennventil
VR	Vorderrad

Formelzeichen

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
a	m s^{-2}	Fahrzeugbeschleunigung, Äquivalent zu \ddot{x}
A_{br}	m^2	Querschnittsfläche der Bremsleitung
A_{mc}	m^2	Kolbenfläche Hauptbremszylinder (Master Cylinder)
b	m s^{-2}	Fahrzeugverzögerung
$b_{z,\text{mc}}$	m s^{-2}	Beschleunigung durch Schwingungsanregung am Hauptbremszylinder in z -Richtung
c_{θ}	$\text{J g}^{-1} \text{K}^{-1}$	Spezifische Wärmekapazität
c	mol m^{-3}	Konzentration
D	$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$	Diffusionskoeffizient
ΔF_{dyn}	N	Dynamische Radlast
F_{lev}	N	Hebelkraft
f	Hz	Frequenz
G	J	Freie Enthalpie
g	$9,81 \text{ m s}^{-2}$	Erdbeschleunigung
H	J	Enthalpie
h	m	Kolbenhub des Gaslöslichkeitsprüfstandes
h_m	m	Schwerpunkthöhe
i_{tot}	-	Gesamtübersetzung Bremssystem
i_{mech}	-	Mechanische Übersetzung Bremsbetätigung
i_{hydr}	-	Hydraulische Übersetzung Bremssystem
i_{whl}	-	Mechanische Übersetzung Radbremse
K	N m^{-2}	Kompressionsmodul
k_{B}	$1,38 \cdot 10^{-23} \text{ J K}^{-1}$	Boltzmannkonstante
K_{H}	bar	Henry-Koeffizient
L	$(\text{m}^3 \text{m}^{-3})$	Ostwald Koeffizient
l	m	Radstand

M	kg mol^{-1}	Molare Masse
m	kg	Masse
\dot{N}	mol s^{-1}	Teilchenstrom
n	mol	Stoffmenge
\dot{n}	$\text{mol s}^{-1} \text{m}^{-2}$	Teilchenstromdichte
P_{air}	-	Wahrscheinlichkeit der Luftdetektion
p	bar	Bremsdruck
p_{nom}	bar	Blockierdruck der Bremse
p_v	bar	Dampfdruck von Flüssigkeiten
p_{ref}	bar	Referenzdruck zur Bestimmung freier Luft eines Systems
p_{mod}	bar	Modellierter Druckverlauf
p_{∞}	bar	Umgebungsdruck
$p_{\text{r,whl}}$	bar	Bremsdruck am hinteren (rear) Radkreis (wheel)
$p_{\text{f,whl}}$	bar	Bremsdruck am vorderen (front) Radkreis (wheel)
$p_{\text{suc,whl}}$	bar	Saugdrosseldruck vor der HECU Pumpe
R^2	-	Bestimmtheitsmaß
R_m	$8,314 \text{ J mol}^{-1} \text{ K}$	Allgemeine Gaskonstante
R	$287 \text{ J K}^{-1} \text{ kg}^{-1}$	Spezifische Gaskonstante von Luft
S	J	Entropie
s_{lev}	m	Bremshebelweg
s_{dp}	m	Verzögerungs-Leerweg
s_{nom}	m	Nominaler Leerweg
s_{pp}	m	Druckpunkt Leerweg
s_{mod}	m	Modellierte Hebelwegskurve
s_{ini}	m	Initial gemessene Hebelwegskurve
T	K	Temperatur
t	s	Zeit
$\Delta t_{0,9,x_g}$	s	Zeit bis 90 % des Gleichgewichts erreicht ist
V	m^3	Volumen
V_{air}	m^3	Luftvolumen (gasförmig)
$V_{\text{air},0}$	m^3	Anfangs-Luftvolumen (gasförmig) im Bremssystem
$V_{\text{g,STP}}$	m^3	In Flüssigkeit gelöstes Gasvolumen, gemessen bei STP und gasförmig
V_l	m^3	Flüssigkeitsvolumen

V_M	$\text{m}^3 \text{mol}^{-1}$	Molares Volumen
v	km h^{-1}	Fahrzeuggeschwindigkeit
x_g	-	Molare Löslichkeit
x, y, z	m	Kartesische Koordinaten
Z	-	Realgasfaktor
α_{bu}	$(\text{m}^3 \text{m}^{-3})$	Bunsenkoeffizient
β	bar^{-1}	Kompressibilität
β_{trans}	$\text{m}^3 \text{m}^{-2} \text{s}^{-1}$	Stoffübergangskoeffizient
β_{abs}	$\text{mol m}^{-2} \text{s}^{-1}$	Phasenübergangskoeffizient der Absorption
β_{des}	$\text{mol m}^{-2} \text{s}^{-1}$	Phasenübergangskoeffizient der Desorption
ϵ	-	Messunsicherheit
κ	1,4	Isentropenexponent
ν	-	Polytropenexponent
ν_η	$\text{mm}^2 \text{s}^{-1}$	Kinematische Viskosität
ρ	kg m^{-3}	Dichte
σ	-	Standardabweichung
τ_β	s^{-1}	Zeitkonstante des Absorptions- bzw. Desorptionsvorgangs
τ_{br}	s^{-1}	Zeitkonstante der Absorption von Luft in einer Bremsleitung
Φ	-	Dichtefunktion der Normalverteilung

1 Einleitung

Bremssysteme sind seit Beginn der automobilen Entwicklung zentraler Bestandteil aktiver Sicherheitselemente von Fahrzeugen. Im Laufe der Zeit sind verschiedene technische Varianten entstanden, die schließlich in Form hydraulischer Bremssysteme ihren aktuellen Standard gefunden haben. Hydraulische Systeme werden heute in fast allen Personenkraftwagen (Pkw) und Motorrädern eingesetzt. Obwohl neue Entwicklungen hydraulikfreier Lösungen wie elektromechanischer Bremsen seit einigen Jahren präsentiert werden, haben diese Systeme den Weg in die Serie noch nicht geschafft.

Bremssysteme erfüllen in Fahrzeugen neben der Geschwindigkeitsanpassung auch die Funktion eines Notfallsystems zur Aufprallvermeidung oder -minderung. Die sichere Bedienung und vorhersehbare Reaktion ist ein wichtiger Bestandteil für die Sicherheit der Insassen. Jeder negative Einfluss auf diese Eigenschaften führt zu einer nicht tolerierbaren Reduktion der Sicherheit, die im Straßenverkehr an erster Stelle steht.

Da hydraulische Bremssysteme bereits seit Jahrzehnten in vielen Ausführungen genutzt werden, sind entsprechend viele mögliche Fehlerfälle bekannt und weitestgehend durch konstruktive oder präventive Maßnahmen kontrollierbar. Dennoch tauchen auch heute immer wieder Fehlerfälle auf, deren objektives Fehlerbild und Ursache unklar sind. Einer dieser Fehler ist das Phänomen der „weichen Bremse“. Aufgrund mangelnder objektiver Definitionen ist darunter alles zusammengefasst, das eine Beeinträchtigung der Bremssteifigkeit und des Bremsverhaltens zur Folge hat. Bei geringer Ausprägung führt dieser Fehler zu einer Verschlechterung des Bedienkomforts bis hin zu kritischen längeren Bremswegen [1, S. 17]. Bei starker Ausprägung kommt es sogar zu einem Komplettausfall des Bremssystems.

Ausschlaggebende Motivation zur Untersuchung des Fehlers der „weichen Bremse“, der seit Erfindung hydraulischer Bremsen existiert, ist das wiederholte Auftreten bei Fahrzeugen des Kooperationspartners dieser Forschungsarbeit, BMW Motorrad. Die vorliegende Arbeit befasst sich zunächst mit der Objektivierung dieses Fehlers, um die Symptome respektive Auswirkungen messbar zu machen. Darauf aufbauend schließt sich die Analyse möglicher Ursachen an. Insbesondere die Ursache „freie Luft“ in Bremssystemen wird durch deren Bedeutung für die vorliegende Anwendung intensiv betrachtet.

Basierend auf dem dadurch entstandenen Ursache-Wirkungsverständnis werden chemische Grundlagenuntersuchungen von Bremsflüssigkeiten durchgeführt. Die anschließende Kombination mit Prinzipexperimenten an Teilen des Bremssystems und Realfahrzeugerprobungen führen schließlich zur Lösung des Problems.

Schon der Nobelpreisträger RICHARD FEYNMAN sagte:

„The principle of science, the definition, almost, is the following: The test of all knowledge is experiment. Experiment is the sole judge of scientific truth“ [2, S. 2].

Dieser Prämisse folgend, liefern Experimente die zentralen Ergebnisse dieser Arbeit, um für die reale Anwendung aussagekräftige Schlüsse ziehen zu können. Dementsprechend ist dies eine experimentelle Forschungsarbeit.

Im folgenden Kapitel beginnt diese Arbeit mit einer Voranalyse. Diese ist erforderlich, um bereits bekannte Ausprägungen und Auftretenshäufigkeiten des Problems darzulegen und damit neben einem Überblick, die Motivation der Untersuchung zu verdeutlichen.

2 Voranalyse und Motivation

Aufgrund der langen Historie des vorliegenden Problems ist eine Voranalyse sinnvoll. Diese Voranalyse liefert eine klare Definition des Problems und beschreibt bekannte Inzidenzen der „weichen Bremse“. Mithilfe dieser Kenntnisse wird die Motivation der gesamten Untersuchung deutlich, sodass am Ende der Voranalyse eine Formulierung von Forschungsfragen möglich ist.

2.1 Problem Weiche Bremse

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit dem umgangssprachlich bezeichneten Problem der „weichen Bremse“ bzw. „spongy brake“ [1, S. 397, 3, S. 750] [4–7]. Diese, in der Fahrzeugindustrie gängige Bezeichnung, liefert in Literaturdatenbanken nur wenige Suchergebnisse. Die zugänglichen Informationen inklusive des Know-Hows aus der Industrie zeigen, dass diese Bezeichnung ein Symptom mit mehreren Ursachen beschreibt. Dementsprechend fehlt eine allgemeingültige Lösung. Es existiert im Stand der Wissenschaft zusätzlich kein allgemeingültiges Vorgehen zur systematischen Ursachenanalyse einer weichen Bremse.

Da der Begriff „weiche Bremse“ technisch nicht eindeutig definiert ist, wird an dieser Stelle eine kurze Beschreibung des Symptoms als Zusammenfassung aus den genannten Quellen gegeben.

Unter einer weichen Bremse wird eine negative Veränderung der Hebel- und Bremscharakteristik verstanden. EISELE et al. [5] beschreiben diese Größen ausführlich. Die Veränderungen können, einzeln oder in Kombination folgende Punkte umfassen:

- Verlängerung des Bremshebelweges für eine diskrete Soll-Verzögerung
- Veränderung der Hebelcharakteristik zu einem weniger steifen Pedalgefühl
- Die Steifigkeit des Pedals nimmt progressiv über den Hebelweg zu. Es folgt ein fließender Übergang vom Leerweg über den Druckpunkt bis hin zum Druckaufbau. EISELE et al. [5] definieren hierfür den Druckpunkt durch objektive Messgrößen.

In dieser Arbeit wird ausschließlich ein dauerhaftes, nicht temporäres Auftreten einer weichen Bremse betrachtet. Je nach Ausprägung ist dies von den meisten Nutzern wahrnehmbar. Der Fehler tritt häufig durch eine kontinuierliche Verschlechterung auf. Dementsprechend ist die Schwelle, ab der eine Bremse durch den jeweiligen Nutzer als subjektiv „weich“ beurteilt wird, nicht konstant. Nur durch den direkten Vergleich mit einem ordnungsgemäßen System gelingt bei einer schwachen Ausprägung überhaupt eine Wahrnehmung. EISELE et al. [5] liefern eine Definition der Wahrnehmbarkeit des Druckpunktes als Kriterium der Ausprägung einer weichen Bremse. Die Wahrnehmbarkeit des Druckpunktes ist mit der Dosierbarkeit der Bremse verknüpft und zeigt eine Verschlechterung bei einer stetig weicheren Bremse. Bei starker Ausprägung kann diese bis zum Ausfall des Bremssystems führen.

Das Auftreten einer weichen Bremse ist also aus Produktqualitätssicht unerwünscht und sicherheitsbedenklich. Tests zeigen, dass sich dadurch auch gemessene Bremswege erhöhen [1, S. 17]. Somit gilt es, diesen Fehlerfall zu vermeiden und durch ein Verständnis der Wirkzusammenhänge bereits in der Entwicklung neuer Fahrzeuge zu verhindern.

Abbildung 5.1 zeigt an späterer Stelle die möglichen Ursachen. Da die Ursachen von der Art des Bremssystems abhängen, wird an dieser Stelle die, für die gesamte Arbeit gültige Einschränkung, getroffen, dass ausschließlich hydraulische Bremssysteme betrachtet werden.

2.1.1 Felddatenanalyse

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit dienen Felddaten des Kooperationspartners BMW Motorrad als Datengrundlage zur Signifikanzbewertung. Die Daten basieren auf subjektiven Nutzerangaben zum Auftreten einer weichen Bremse, die von einer Servicewerkstatt geprüft und übermittelt werden. Daraus lässt sich die Häufigkeit und Ausprägung des Problems ableiten. Die Analyse bezieht sich auf Daten aus dem Zeitraum von 2013 bis 2019.

Abbildung 2.1 zeigt die relativen Häufigkeiten des Problems. Die Häufigkeiten beziehen sich auf die gesamten im Feld, bzw. dem weltweiten Fahrzeugmarkt befindlichen Fahrzeuge. Sie sind in dem Histogramm nach Modellen und jeweils für Vorderrad (VR)- und Hinterrad (HR)-Bremse aufgeteilt. Die meisten Modelle bewegen sich nahe um den Median von $\text{med}(f_{\text{rel}}) = 0,25 \%$. Dieser Wert stellt also eine Grund-Auffälligkeit, bedingt durch Schwankungen im Produktionsprozess, Fehler im Service oder einzelne Ausreißer dar. Abschnitt 2.2.2 erläutert den Einfluss des Produktionsprozesses näher.

Deutlich heben sich die Modelle C-1 und C-2 aus der Grund-Auffälligkeit hervor, mit einer signifikanten Auffälligkeit bei der HR-Bremse gegenüber allen anderen Modellen. Die beiden Modelle sind Derivate, sodass die Bremssysteme fast vollständig identisch sind. Lediglich Leitungslängen variieren, weil das Modell C-2 ein höheres Fahrwerk besitzt. Da diese Modelle mit einer hohen Stückzahl im Feld vertreten sind, können Ausreißer als Ursache für die Auffälligkeit ausgeschlossen werden. Die anderen Derivate C-3, C-4 und C-5 besitzen auch ein fast identisches Bremssystem, sind aber unauffällig. Vorausgesetzt die Daten bilden das reale Systemverhalten vollständig ab, führt dies zu der Hypothese, dass keine der verbauten Komponenten systematisch für die Ursache verantwortlich ist.

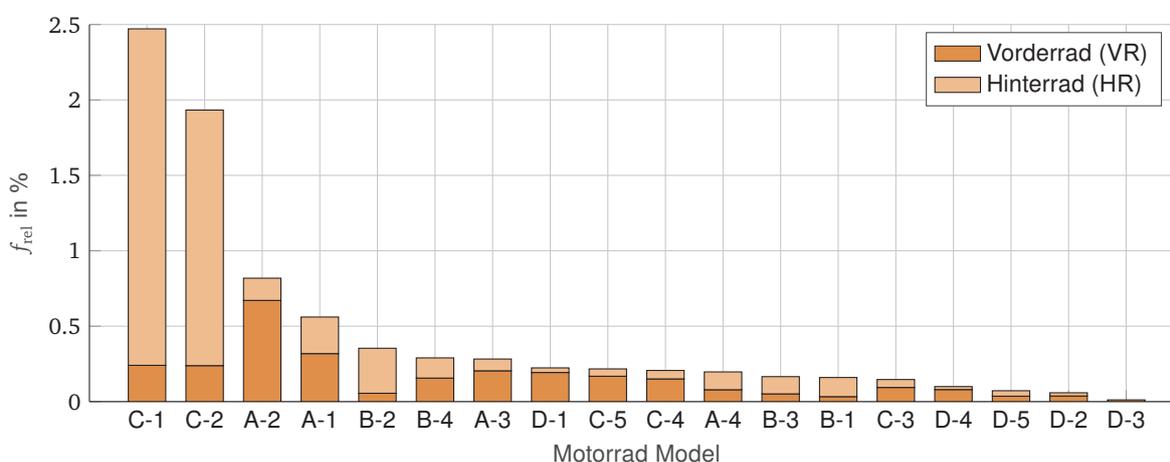


Abbildung 2.1: Gemeldete Fälle einer „weichen Bremse“ in relativer Häufigkeit sortiert nach Modellen sowie VR und HR-Bremse in den Jahren 2013 - 2019

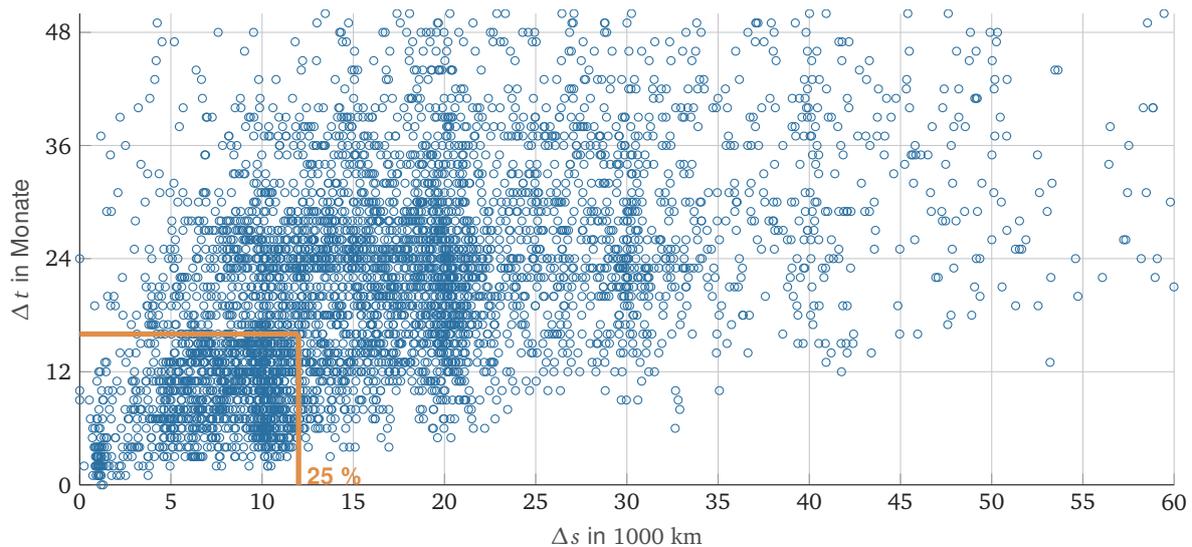


Abbildung 2.2: Problemfälle nach km-Stand und Lebensdauer seit Produktion von Modell C-1 und C-2, Das 25 %-Quantil ist orange markiert und umfasst den ersten Bremsflüssigkeitswechsel im Service. D. h. 75 % treten nach dem ersten Bremsflüssigkeitswechsel auf.

Tatsächlich zeigen sich aber in Fahrversuchen, an späterer Stelle in Abschnitt 5.2.1, dass auch die in der Statistik unauffälligen Derivate das gleiche Problem der weichen Bremse aufweisen. Dies hängt jedoch stark von dem Fahrprofil und der Nutzerwahrnehmung ab. Diese Gründe können für die geringeren Zahlen in den Daten verantwortlich sein und zeigen die Unzuverlässigkeit der Daten. Dementsprechend führt eine Korrelationsanalyse mit Methoden, wie den Chi-Quadrat-Test nominalskalierten Daten [8, S. 95] oder der Klassifizierung mit der Support Vector Machine [8, S. 408] zur Detektion problemverursachender Bauteile zu keinem belastbaren Ergebnis mit diesen Daten.

Ausgehend der dargestellten Ergebnisse fokussieren sich die Untersuchungen dieser Arbeit auf die auffälligsten Modelle und damit der HR-Bremse der C-Modelle. Die Auswertung nach km-Stand und Lebensdauer zum Zeitpunkt des Auftretens in Abbildung 2.2 zeigt, dass 75 % der Fälle nach dem ersten Kundendienst auftreten. Dieser wird entweder nach 12 Monaten oder 10 000 km durchgeführt, je nachdem welches Ereignis vorher eintritt. Durch das von Nutzern vorkommende Überziehen dieser Vorgaben ist eine zusätzliche Toleranz berücksichtigt, sodass sich die angegebenen 75 % auf Werte größer 16 Monate und 10 000 km beziehen.

Die zweithöchsten Auffälligkeiten der Modelle A-1 und A-2 an der VR-Bremse zeigen demgegenüber eine andere Fehlerart, die hauptsächlich zu Beginn des Fahrzeuglebens auftritt. Durch die geringeren Häufigkeiten stützt sich die Untersuchung im weiteren Verlauf nicht auf diese Modelle, sondern die Modelle C.

Im Rahmen des ersten Kundendienstes findet immer ein Bremsflüssigkeitswechsel statt. Dadurch wird der initiale Zustand des Bremssystems so stark verändert, dass im Anschluss nicht mehr von einem anhaltenden negativen Einfluss der Produktion auszugehen ist. Vielmehr scheint das Problem im Laufe des Fahrzeuglebens zu entstehen, weil im Durchschnitt nach 21,2 Monaten und 18 000 km ein Fahrzeug als auffällig erfasst wird.

Es existieren Fahrzeuge, die mehrmals mit einer weichen Bremse erfasst werden. Hier zeigt eine Datenanalyse dieser Fälle, dass der Median bei 5000 km zwischen zwei Fällen liegt. Erprobungsversuche in Abschnitt 5.2.1 bestätigen diesen Wert. Dazu soll, vorgehend auf Abschnitt 6.2.1 erwähnt werden, dass die bisher übliche Abhilfe einer weichen Bremse meist die

Entlüftung des Bremssystems darstellt. Dabei findet ein Austausch der Flüssigkeit und damit auch das Ausspülen freier Luft statt. Diese Maßnahme führt in den meisten Fällen nur zu einer temporären Lösung. Somit kann bereits an dieser Stelle die Hypothese aufgestellt werden, dass freie Luft im System eine Ursache des vorliegenden Problems sein könnte. Die Analyse zeigt auch, dass eine kurzfristige Lösung das Problem nicht dauerhaft behebt. Es könnte sich folglich um ein systematisches Problem, das erst während des Betriebes auftritt handeln.

2.1.2 Diskussion

Die dargestellten Ergebnisse können aufgrund der Unzuverlässigkeit der Daten nur als Richtwert, nicht als quantitativ zuverlässige Größe dienen. Die Probleme der Validität dieser Daten liegt in der Subjektivität der Meldungen. Neben der subjektiven Wahrnehmbarkeit betätigen viele Nutzer die HR-Bremse, aufgrund des in Abschnitt 3.1.5 erläuterten Teilintegral (TI)-Systems nur selten. Die Erfordernis der Betätigung ist mit diesem System in den meisten Situationen überflüssig. Dieser Nutzergruppe würde also eine weiche Bremse nicht auffallen. Bei Nutzern mit zu geringer Laufleistung zwischen den Kundendienstintervallen ist die Ausprägung möglicherweise auch zu gering. Dennoch können folgende Schlüsse gezogen werden:

- Es existiert eine signifikante Auffälligkeit bei den Modellen C-1 und C-2 an der HR-Bremse
- Das Problem kann in den meisten Fällen nicht auf die Erstbefüllung zurückgeführt werden, sodass der Produktionsprozess als Hauptursache ausscheidet
- Da das Problem wiederholt auftritt, handelt es sich zumindest bei betroffenen Fahrzeugen um ein systematisches Problem
- Auch bei wiederholten Fällen entsteht das Problem kontinuierlich und erfordert eine Mindestlaufleistung bis eine Wahrnehmbarkeit vorliegt

2.2 Bekannte Auffälligkeiten

Neben den gezeigten Auffälligkeiten im Feld existieren bekannte Auffälligkeiten im Rahmen der Entwicklung und Produktion dieser Fahrzeuge. Die folgenden Abschnitten erläutern diese.

2.2.1 Temperatureinfluss

Im Rahmen von standardisierten Temperaturtests ist wiederholt durch subjektive Beurteilung eine weiche HR-Bremse aufgezeichnet worden. Konkret handelt es sich um Tests, bei denen das Fahrzeug einem Temperaturwechselprofil mit $T_{\text{test}} = -30\text{ °C} \dots 80\text{ °C}$ über einen Zeitraum von zehn Tagen ausgesetzt wird. Aufgrund der mangelnden Objektivität und Reduzierbarkeit der Ergebnisse untersucht WEGELE [9] im Rahmen dieser Arbeit dieses Phänomen in einer wissenschaftlichen Messreihe.

Mithilfe von Prüfgeräten wird ein Teil des HR-Bremssystems der Modelle C und der Modellreihe A als Referenz aufgebaut. Das reduzierte System besteht jeweils aus dem Hauptbremszylinder (HBZ) inkl. Ausgleichsbehälter, Bremshebel und einem am Ende blind verschlossenen 40 cm langen Bremsleitungsstück. Abschnitt 3.1.1 beschreibt die verwendeten Komponenten des Bremssystems. Die Darstellungen der Prüfaufbauten können [9, S. 30] entnommen werden.

Die Prüfaufbauten sind zu Beginn der Versuche mit neuer Bremsflüssigkeit mit zwei Anfangsbedingungen befüllt:

1. Luftfrei
2. mit initialer Luftblase im System

Die Detektion von freier Luft ist eine messtechnische Herausforderung, die im Rahmen dieser Dissertation in Abschnitt 4.2 aufgegriffen und weiterentwickelt wird. WEGELE nutzt neben einer vereinfachten Variante dieser Methode eine optische Messung, mithilfe einer Langzeitaufnahme und spezieller, transparenter Bauteile.

Die Stichprobengröße der Versuche beträgt 10, d. h. jede Versuchsreihe wird mit 10 identischen Prüfgestellen in der gleichen Klimakammer durchgeführt.

Die Ergebnisse der Versuche zeigen zusammengefasst, dass in den Prüflingen ohne „Startluft“ auch keine Luft entsteht. In den System mit initialer Luft, nimmt diese während der Versuche stetig ab, bis sie schließlich verschwindet. Eine zweite identische Versuchsreihe bestätigt diese Beobachtungen und schließt damit Messunsicherheiten weiter aus. Folgende Ursachen sind denkbar:

1. Undichtigkeiten: Die Dichtigkeit der Dichtstellen wird durch einen Drucktest überprüft.
2. Gasleckage: Neben Undichtigkeiten an Dichtstellen ist die Diffusion der Luft durch das Bremsleitungsmaterial möglich. Dass dieser Vorgang in dieser Konstellation auftreten kann, ist durch die Messungen von EISELE et al. [10] erwiesen. Da während des Versuches aber keine Druckdifferenz zwischen dem Prüfling und der Umgebung entsteht, fehlt das Konzentrationsgefälle und damit der Antrieb zur Diffusion (Gleichung 3.38).
3. Die Bremsflüssigkeit absorbiert die verschwundene Luft. Da die Warmphasen des Tests acht mal so lange andauern wie die Kaltphasen, könnte eine erhöhte Luftlöslichkeit bei höheren Temperaturen die erhöhte Aufnahme gegenüber Abgabe erklären.

Damit bleibt ein unerklärbarer Widerspruch zu den eingangs beschriebenen subjektiven Beobachtungen bestehen. Gründe hierfür könnte die Reduktion des Bremssystems sein oder zusätzliche unbekannte Einflussparameter, wie Initialzustand der Fahrzeuge. Möglicherweise waren die Beobachtungen aufgrund mangelnder Objektivität Ausreißer. Um die Versuchsergebnisse zweifelsfrei erklären zu können, stellt sich also die Frage nach den physikalischen Eigenschaften der Luftlöslichkeit in Bremsflüssigkeit.

Genau diese Eigenschaft ist nach dem aktuellem Stand der Wissenschaft noch nicht vollständig bekannt. In einer Literaturrecherche in Abschnitt 3.2.4 sind die Zusammenhänge von Gaslöslichkeiten in Flüssigkeiten allgemein dargelegt. Die fehlenden Daten von Bremsflüssigkeit werden in Unterabschnitt 5.1.3 diskutiert und durch entsprechende Messungen in Abbildung 5.6 dargestellt. Der Rückschluss von anderen gängigen Flüssigkeiten auf Bremsflüssigkeit ist nicht gültig, weil bspw. Wasser bei höheren Temperaturen eine geringere Löslichkeit aufweist und sich damit entgegen der gewonnenen Hypothese verhält. Damit ist klar, dass dieses Luftlöslichkeitsverhalten für eine Erklärung der Phänomene im Rahmen einer weichen Bremse untersucht werden muss.

Als Fazit des Temperatureinflusses auf das Problem der weichen Bremse lässt sich schlussfolgern, dass der beschriebene Test nicht deren Ursache erklären kann. Allerdings könnte das

beobachtete Verhalten der Luftlöslichkeit in Bezug auf Temperatureinfluss eine Rolle spielen. Gemäß der aufgestellten Hypothese könnten sich, durch Abkühlen des Systems, Luftblasen in der Flüssigkeit durch die reduzierte Löslichkeit bilden.

2.2.2 Befüllprozess

Die Analyse der Felddaten in Abschnitt 2.1.1 schließen den Produktionsprozess als Hauptursache bereits aus. Dennoch kann dieser in Einzelfällen oder bei anderen Fahrzeugmodellen eine weiche Bremse durch Restluft im Systeme verursachen und soll deshalb zur Validierung hier untersucht werden.

Da es sich bei der Montage von Bremssystemen um einen mehrstufigen Prozess, mit abschließender Befüllung handelt, existieren viele Einflussgrößen auf die Qualität. Dieser Vakuum-Befüllprozess wird zum besseren Verständnis in Abschnitt 3.1.3 detaillierter beschrieben. Zur Quantifizierung der Qualitäts-Schwankungen untersuchen HELFER [11] und KIESSLICH [12] mithilfe der in Abschnitt 4.2.2 beschriebenen Messtechnik und einer Stichprobe von insgesamt mehr als 200 Fahrzeugen die Befüllqualität der Modelle C. Aufgrund der Randbedingungen in der Produktion war nur die Messung des VR Bremssystems möglich. Da der Befüllprozess für Vorne und Hinten vergleichbar ist, wird vereinfachend angenommen, dass die Prozessschwankungen ebenfalls vergleichbar sind.

Messungen zeigen für das 6σ -Intervall (Unterkapitel 3.3) Schwankungen der Volumenaufnahme von

$$6\sigma(V_{\text{air}}) = 0,16 \text{ cm}^3. \quad (2.1)$$

Der Wert ist aus der gemessenen Hebelwegsschwankung [12, S. 27] mithilfe Gleichung 3.1 berechnet. Diese Schwankungen repräsentieren den realen Auslieferungszustand. Daneben existiert eine geringe Zahl an Fällen, in denen eine fehlerhafte Befüllung durch Kontrollmaßnahmen detektiert und behoben wird. Diese Fälle sind in der hier gezeigten Streuung bewusst ausgeschlossen, um den Auslieferungszustand darzustellen. Dementsprechend streuen die initialen Entlüftungszustände, respektive die „Weichheit“ der Fahrzeugbremsen.

KIESSLICH [12, S. 36] kann als Ursache für die Streuung neben unbekanntem Einflüssen eine Korrelation mit dem erreichten Vakuum während der Befüllung nachweisen. Zusätzlich gelingt der Nachweis, dass die Ursache der Schwankungen Restluft im System ist [12, S. 45].

Die Ergebnisse zeigen zusätzlich, dass die maximal auftretenden Luftmengen gering sind. Tatsächlich liegt die Schwankung unter dem Schwellwert aus Abschnitt 4.2.3 für die Wahrnehmbarkeit von $V_{\text{air}} \geq 0,2 \text{ cm}^3$.

Das heißt es gibt eine stochastische Verteilung der Restluftmenge nach der Befüllung. Diese Restluftmenge beeinflusst zwar die Qualität der Bremse, führt jedoch nicht zu einer Wahrnehmung einer weichen Bremse. Diese Erkenntnisse bestätigen die Ergebnisse der Felddatenanalyse, sodass die Befüllung als Hauptursache ausscheidet.

2.3 Herleitung der Forschungsfragen

Die Motivation der Untersuchung des Problems einer weichen Bremse ist deren Sicherheitsrelevanz für Fahrzeugnutzer. Eine weiche Bremse führt bei geringer Ausprägung mindestens zu

einem längeren Bremsweg in Gefahrensituationen, [1, S. 17], bei starker Ausprägung zu einem Ausfall und damit zu einem erheblichen Unfallrisiko [7].

Aufgrund der bisher gezeigten Analysen ist die Ursache nicht eindeutig auf eine Komponente des Bremssystems oder eine eindeutige Systematik zurückzuführen. Zusätzlich fehlt die Kenntnis des Ursache-Wirkungs-Zusammenhangs. Tatsächlich fehlen im Stand der Wissenschaft relevante Kennwerte und Erkenntnisse z. B. über die Gaslöslichkeitseigenschaften von Bremsflüssigkeiten.

Weiterhin ist eine ganzheitliche Betrachtung und Sammlung aller möglichen Ursachen einer weichen Bremse für eine allgemeine Fehleranalyse in den zugänglichen Datenbanken nicht auffindbar. Für den vorliegenden Fall fehlt die Kenntnis der Ursache und dementsprechend auch der möglichen Lösung.

Deshalb verfolgt diese Dissertation die Beantwortung der folgenden Forschungsfragen:

1. Wie sieht ein methodisches Verfahren zur Ursachenfindung von Fehlern in komplexen technischen Systemen wie dem hydraulischen Bremssystem aus?
2. Was sind allgemein mögliche Ursachen einer weichen Bremse?
3. Wie groß ist der Einfluss von Luftlöslichkeit in Bremsflüssigkeit auf das Problem der weichen Bremse und wie sind diese Stoffeigenschaften ausgeprägt?
4. Welche konkrete Ursachen-Wirkungskette liegt hier vor?
5. Wie sehen Lösungen dieser Ursache aus?

2.4 Aufbau der Arbeit

Abbildung 2.3 zeigt in vereinfachter Darstellung die Gliederung dieser Arbeit. Nach der bis hierhin durchgeführten Voranalyse in Kapitel 2 zur Darstellung der bekannten Erkenntnisse und der Definition des Problems, ist die Beschreibung relevanter Grundlagen in Kapitel 3 erforderlich. Diese dienen zum besseren Verständnis der weiteren Untersuchungen und zum Aufzeigen des aktuellen Standes der Wissenschaft.

An das Grundlagenkapitel schließt die Beschreibung der Methodik in Kapitel 4 an. Darin beschreibt Unterkapitel 4.1 anhand gängiger Verfahren eine neu entwickelte Methode zur Root Cause Analysis (Ursachenanalyse) (RCA) in komplexen Systemen und beantwortet damit die 1. Forschungsfrage. Diese Methode strukturiert die einzelnen Prozesse und dient als roter Faden dieser Dissertation, wobei deren Aufbau nur teilweise den Prozessschritten der Methodik entspricht. Dies liegt an den unterschiedlichen Anforderungen: Eine wissenschaftliche Struktur mit entsprechender Untersuchungstiefe steht einer praxistauglichen und zeiteffizienten Methodik gegenüber. Dennoch entsprechen aus Gründen des logischen Aufbaus einige Kapitel einzelnen Phasen der Methodik. Dazu gehört die Voranalyse in Kapitel 2 und die Systemanalyse in Kapitel 5.

Aus einer ganzheitlichen Betrachtung in Abschnitt 5.1.1 ergeben sich allgemein mögliche Ursachen einer weichen Bremse. Damit liefert dieser Abschnitt eine Antwort auf die 2. Forschungsfrage. Eine dieser Ursachen ist die Entstehung von freier Luft im Zusammenhang mit der Luftlöslichkeit in Bremsflüssigkeit. Da dies eine wichtige Eigenschaft für den vorliegenden Fall darstellt, wird die 3. Forschungsfrage intensiv durch Recherchen und Versuche in Abschnitt 5.1.3 analysiert und beantwortet.

Abschnitt 5.1.2 bis Unterkapitel 5.3 beantworten die 4. Forschungsfrage, durch systematische Prüfstands- und Fahrversuche am realen Bremssystem. Am Ende dieses Kapitels wird die gefundene Ursache des vorliegenden Falls präsentiert, woraus Kapitel 6 Lösungen und damit Antworten auf die 5. Forschungsfrage ableitet. Kapitel 7 diskutiert anschließend das makroskopische Vorgehen dieser Arbeit und zeigt zukünftige Forschungsfelder auf. Die Diskussionen von Teiluntersuchungen befinden sich aus Gründen der Übersichtlichkeit immer im Anschluss an deren Beschreibung.

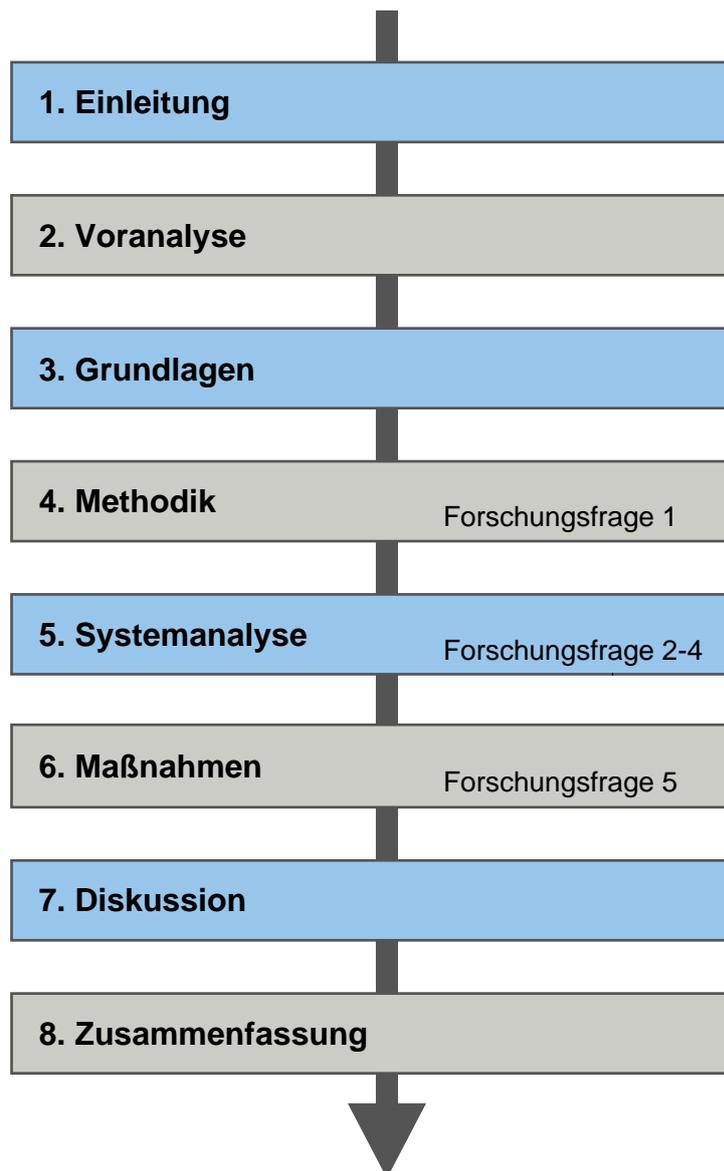


Abbildung 2.3: Gliederung dieser Dissertation

3 Grundlagen

Das folgende Kapitel verfolgt das Ziel, die theoretischen Grundlagen zu erläutern, die eine Untersuchung der weichen Bremse ermöglicht. Dafür ist zunächst ein Verständnis des Aufbaus und der Funktion von hydraulischen Bremssystemen erforderlich.

Anschließend werden thermodynamische Zusammenhänge erläutert. Diese dienen dazu, die Zustandsänderungen von Luft im Bremssystem zu beschreiben und um deren Eigenschaft der Gaslöslichkeit einzuführen. Diese Eigenschaft ist bisher noch nicht intensiv für Bremsflüssigkeiten beschrieben worden, nimmt jedoch in der späteren Analyse eine wichtige Rolle ein: Das Lösen oder Ausscheiden von Luft verändert die Menge an Luft im System und damit dessen wahrnehmbare Steifigkeit. Somit kann diese Eigenschaft eine wichtige Ursache einer weichen Bremse erklären.

Die Analyse der Ursache in Kapitel 5 stützt sich zu großen Teilen auf experimentelle Untersuchungen. Daher besteht der letzte Teil dieses Grundlagenkapitels aus relevanten Messtechnikaspekten wie der Messunsicherheit.

3.1 Hydraulische Bremssysteme

Hydraulische Bremssysteme sind seit vielen Jahrzehnten Stand der Technik und haben andere Übertragungsarten wie Seilzüge oder Hebeleien, aufgrund der geringeren Reibung und dadurch höheren möglichen Übersetzungen abgelöst. Spätestens seit der Einführung des Antiblockiersystem (ABS) sind hydraulische Systeme durch ihre Möglichkeit der schnellen Regelung unverzichtbar und werden möglicherweise erst in Zukunft durch elektromechanische Systeme abgelöst. Die Grundlagen dieser Systeme sowie die üblichen technischen Ausführungen können zahlreichen Fachbüchern entnommen [1, 3, 13–15] und sollen aus Gründen der Übersichtlichkeit an dieser Stelle nicht detailliert beschrieben werden.

Zur Berechnung der im folgenden wichtigen Volumenverschiebung ΔV bei Betätigung gilt:

$$\Delta V = \Delta s_{\text{lev}} \frac{A_{\text{mc}}}{i_{\text{mech}}}, \quad (3.1)$$

mit der Kolbenfläche A_{mc} und dem zurückgelegten Hebelweg Δs_{lev} in orthonormalen Richtung zum Hebel an dessen gemitteltem Kraftangriffspunkt. Entsprechende Daten für das vorliegende Bremssystem sind im Anhang in Tabelle C.1 aufgeführt.

3.1.1 Mechanische Komponenten

Das hydraulische Bremssystem von Motorrädern unterscheidet sich nur in wenigen Komponenten zu Pkw: Es existieren zwei getrennte hydraulische Kreise, die VR- und HR-Bremse. Bei

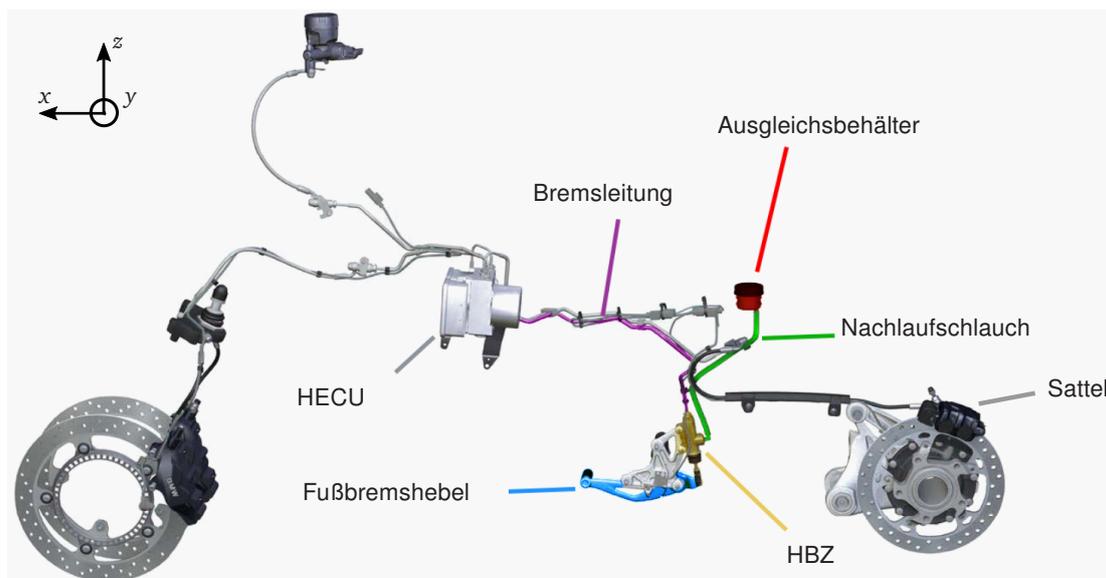


Abbildung 3.1: Beispielhafte Übersicht des Bremssystems eines Motorrads. Die Komponenten des hinteren Systems sind beschriftet. Nach [16]

Pkw existieren zwar auch zwei Bremskreise, diese werden jedoch von einem sog. Tandem-Hauptbremszylinder angesteuert und sind nicht nach Achsen aufgeteilt [3, S. 7].

Abbildung 3.1 zeigt beispielhaft die Komponenten eines Motorrad Bremssystems. Aufgrund der Relevanz für diese Arbeit sind ausschließlich die Komponenten des HR-Bremssystems darin beschriftet.

Der Fahrer überträgt Kraft mit dem Bremshebel auf den HBZ, der diese Kraft über einen Kolben in hydraulischen Druck überträgt. Durch die Bremsleitungen gelangt der hydraulische Druck über die ABS-Einheit oder in der Industrie üblichen Bezeichnung der Hydraulic & Electronic Control Unit (ABS Einheit) (HECU) zum Sattel. Der Sattel als Gegenstück zum HBZ überträgt den hydraulischen Druck wieder in eine Kraft zwischen Bremsbelägen und Scheibe. Der Kraftschluss über den Reifen zur Straße führt damit zu einer Verzögerung des Fahrzeugs.

Der Ausgleichsbehälter gleicht erhöhtes Flüssigkeitsvolumen durch Verschleiß der Beläge und reduzierten Flüssigkeitsbedarf durch thermische Ausdehnung aus. Diese Funktion kann nur durch einen Nachlauf im HBZ im unbetätigten Zustand realisiert werden.

Auffällig ist im hinteren Bremssystem die geometrische Lage der Komponenten zueinander. Das sog. Routing [17, S. 150] soll bereits in der Entwicklung eine Selbstentlüftung des Systems ermöglichen, indem die Leitungen vom Sattel aus über die Komponenten hinweg aufsteigend zum Ausgleichsbehälter verlegt sein sollten. Bei einem Lufteintrag führt die Selbstentlüftung zu einer passiven Lösung. Das vorhandene Package bei Motorrädern führt zu einem Konflikt mit dieser Anforderung. Die übliche Anordnung in der Praxis, aus Abbildung 3.1 führt zu einer Verhinderung der Selbstentlüftung, wegen der höheren Lage der HECU gegenüber dem HBZ.

3.1.2 Bremsflüssigkeit

Bremsflüssigkeiten sind seit vielen Jahrzehnten ein gängiges Arbeitsmedium in hydraulischen Bremssystemen. Die bremsenspezifischen Anforderungen wie hoher Siedepunkt, Temperaturstabilität, geringe Kompressibilität, Mischbarkeit mit Wasser, Korrosionsinhibierung [18], etc. haben zu der Entwicklung spezieller Fluide, anstelle hydraulischer Standard-Öle geführt. Heute

besteht der Weltmarkt zu 95 % aus Glykol basierten synthetischen Ölen [18]. Daneben existieren Bremsflüssigkeiten auf Silikon- oder Mineralölbasis mit den Nachteilen höherer Kompressibilität und der fehlenden Verträglichkeit mit Wasser [19]. Da in Fahrzeugen nie ausgeschlossen werden kann, dass Wasser z. B. über Dichtungen in das Bremssystem eindringen kann, soll die Flüssigkeit dieses binden, um eine bereits bei 100 °C siedende Wasserphase zu vermeiden. Gäbe es diese Wasserlöslichkeit nicht, so könnte folgende besonders sicherheitskritische Situation auftreten: Durch den Bremsdruck während einer Bremsung läge die Siedetemperatur des Wassers bei über 100 °C. Würde das Gemisch während einer Bremsungen durch die induzierte Wärmeenergie über 100 °C warm werden, so könnte es gerade noch flüssig und damit inkompressibel sein. Bei Entlastung des Bremshebels und damit Bremsdruckabbau würde jedoch die sofortige Verdampfung der Wasserphase einsetzen, was zu einem Ausfall des Systems bei der nächsten Bremsung führen würde. Da sich dieser Ausfall nicht ankündigt ist er besonders kritisch für den Fahrer und wird durch die Wasserlöslichkeit moderner Bremsflüssigkeiten verhindert.

Die Bestandteile in heute gängigen ISO 4925 Class 4 oder DOT 4 [19] Flüssigkeiten sind vergleichbar mit der Referenzflüssigkeit der ISO 4926:2020 in Tabelle 3.1.

Tabelle 3.1: Zusammensetzung der ISO 4926:2020 Referenzflüssigkeit

Anteil	Bezeichnung	Chemische Formel	CAS-Nummer
50 %	Borsäure-Ester von Triethylenglykol Monomethylether (BMTG)	$C_{21}H_{45}BO_{12}$	30989-05-0
27,5 %	Triethylenglykol Monomethylether (MTG)	$C_7H_{16}O_4$	112-35-6
10 %	Tetraethylenglykol Monomethylether (MTeG)	$C_9H_{20}O_5$	23783-42-8
10 %	Triethylenglykol Monobutylether (BTG)	$C_{10}H_{22}O_4$	143-22-6
2,5 %	Additive: Entschäumer, Korrosionsinhibitoren, Farbstoffe	-	-

Die Hauptbestandteile sind die drei Glykolether MTG, MTeG, BTG und der Boratester von MTG. Borsäure-Ester von Triethylenglykol Monomethylether (BMTG) dient als Puffersystem zur Aufnahme von Wasser. Die Reaktion mit Wasser führt zu einer Verseifung des Boratesters und damit zu einer dauerhaften Bindung von Wasser [20]. Abbildung 3.2 zeigt diesen Vorgang für BMTG. Grundsätzlich ist dieser Vorgang identisch mit anderen Glykolether-Varianten. Der Anteil an Boratestern beeinflusst außerdem maßgeblich den Nassiedepunkt der Flüssigkeit. Dieser ist definiert als die Siedetemperatur bei einem Wassergehalt von 3,8 %, was einer durchschnittlichen Alterung von 2 bis 3 Jahren entspricht [19]. Zusätzlich hat der Anteil von BMTG einen signifikanten Einfluss auf eine andere grundlegende Eigenschaft: die Viskosität. Aufgrund moderner ABS Druckmodulatoren sind niedrige Viskositäten auch bei niedrigen Temperaturen für eine reibungslose Regelung bei kalten Bedingungen erforderlich.

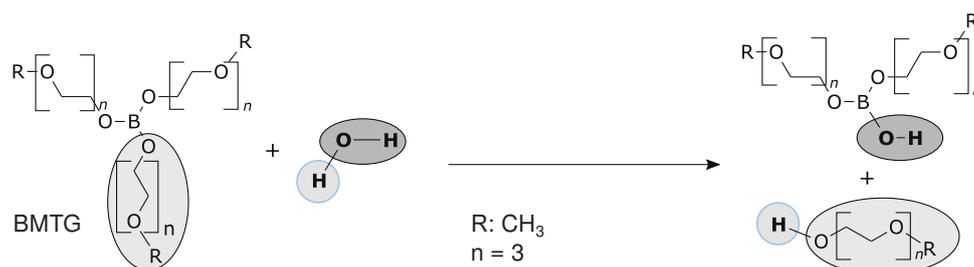


Abbildung 3.2: Bindungsreaktion von Wasser mit BMTG nach [3, S. 671]

Tabelle 3.2: Ausgewählte Bremsflüssigkeitseigenschaften von Hydraulan 404 nach [19, 24, 25]

physikalische Größen	Wert	Regression (T in °C)
Dichte ρ	$1,076 \cdot 10^{-3} \text{ kg m}^{-3}$ bei STP	$(1,076 - 8,83 \cdot 10^{-4} \text{ °C}^{-1} \cdot T - 1,88 \cdot 10^{-7} \text{ °C}^{-2} \cdot T^2) \text{ kg m}^{-3}$
Spez. Wärmekapazität c_θ	$2,036 \text{ J g}^{-1} \text{ K}^{-1}$	$(0,002 \text{ °C}^{-1} \cdot T + 2,036) \text{ J g}^{-1} \text{ K}^{-1}$
Dampfdruck p_v	0,15 mbar	-
Trockensiedepunkt, (0 % Wassergehalt)	265 °C	-
Nasssiedepunkt, (3,7 % Wassergehalt)	175 °C	-
kinematische Viskosität ν_η	$670 \text{ mm}^2 \text{ s}^{-1}$ bei $T = -40 \text{ °C}$	$(8,4 e^{-0,1 \text{ °C}^{-1} T} + 20,72 e^{-0,029 \text{ °C}^{-1} T}) \text{ mm}^2 \text{ s}^{-1}$
Molare Masse m_M (ISO 4926:2020 Referenzfl.)	337 g mol^{-1}	-
Luftlöslichkeit α_{bu} bei $T = 25 \text{ °C}$	$\alpha_{\text{bu}} = 4,70 \%$	-

Für diese Arbeit kommt die DOT 4 Flüssigkeit Hydraulan 404 von BASF SE zum Einsatz [21]. Deren exakte Zusammensetzung ist durch den Hersteller geschützt, allerdings ist sie gut vergleichbar mit der beschriebenen Referenzflüssigkeit. Somit wird im Folgenden vereinfachend und aufgrund mangelnder Information davon ausgegangen, dass die Zusammensetzung von Hydraulan 404 der Referenzflüssigkeit entspricht. Ebenfalls wird ein ähnliches Produkt von BASF SE, Hydraulan 406 untersucht. Die Hauptunterschiede liegen in einer höheren Nasssiedetemperatur bei Hydraulan 406. Da auch hier keine Formulierung bekannt ist, kann nur die Hypothese aufgestellt werden, dass einer der Unterschiede ein höherer Boratanteil ist. Dessen Siedepunkt liegt bei 345 °C [22] gegenüber 250 °C von MTG [23].

Tabelle 3.2 listet physikalische Größen von Hydraulan 404 auf. Eine, für diese Arbeit wichtige Stoffgröße, ist die Luftlöslichkeit. Aktuell gibt es in den einschlägigen Normen keine Vorgaben oder Messverfahren zu dieser Eigenschaft. Dies ist erstaunlich, weil bspw. für die industrielle Befüllung und im Betrieb die Luftlöslichkeit eine gleichzeitig erforderliche und kritische Eigenschaft darstellt. Die Untersuchung dieser Eigenschaft ist Teil dieser Arbeit in Abschnitt 5.1.3.

3.1.3 Befüllprozess

Die industrielle Montage von Bremssystemen geschieht aufgrund von zeiteffizienten Montageprozessen mit einem trockenen System. Die Komponenten werden in verschiedenen Prozessschritten montiert und erst am Ende befüllt. Die Befüllung muss ein luftfreies System erzeugen. Einfaches Spülen des trockenen Systems ist keine Lösung, weil ein Bremssystem nicht als Kreislauf entworfen ist. Als Lösung hat sich in der Praxis ein Vakuum-Befüllverfahren durchgesetzt. Das Bremssystem wird zunächst evakuiert und anschließend mit Bremsflüssigkeit befüllt [26, 27]. Aufgrund technischer Restriktionen wie die Leistung der Vakuumpumpe und die zur Verfügung stehende Evakuierungszeit verbleibt dabei immer Restluft im System, abhängig vom Unterdruck und dessen Wirkdauer.

Damit die Anforderung eines, am Ende gasfreien Systems erfüllt werden kann, muss die Bremsflüssigkeit die Restluft absorbieren. Die grundsätzliche Eigenschaft zur Luftlöslichkeit und eine vorherige Entgasung ermöglicht der Flüssigkeit diese Anforderung. Die Desorption und Absorption von Luft in Bremsflüssigkeit wird in Abschnitt 5.1.5 und Abschnitt 5.1.3 veranschaulicht.

3.1.4 Längsdynamik

Die Fahrdynamik von Motorrädern zeigt in vielen Bereichen Parallelen zu der in der Literatur ausführlich diskutierten Fahrdynamik von Pkw [28, 29]. Die Gemeinsamkeiten sollen deshalb aus Gründen der Übersichtlichkeit an dieser Stelle nicht ausgeführt werden, sondern die Unterschiede. Die Querdynamik ist beispielsweise durch die Schräglage des Motorrads mit einem simplen Einspurmodell nicht abbildbar [30]. Anstelle einer Ausführung sei auf weiterführende Literatur zur Querdynamik von Motorrädern verwiesen [30–33]. Die Längsdynamikbetrachtung eines Motorrads, die auch für diese Arbeit relevant ist, unterscheidet sich nicht von einem auf ein Einspurmodell reduzierten Pkw [15, 34]. Daher wird die explizite Herleitung der dynamischen Radlastverlagerung an dieser Stelle nicht wiederholt. Vielmehr steht im Folgenden die Besonderheiten von Einspurfahrzeugen im Vergleich zu Zweispurfahrzeugen im Vordergrund.

Die dynamische Radlastverlagerung, unter Vernachlässigung der Fahrbahnsteigung und des Luftwiderstandes ist definiert als [28, S. 108]:

$$\Delta F_{\text{dyn}} = m \ddot{x} \frac{h_m}{l}. \quad (3.2)$$

Der Radstand l und die Schwerpunkthöhe h sind neben der Masse m die fahrzeugspezifischen Einflussparameter. Bei Motorrädern ist durchschnittlich der Radstand geringer und der Schwerpunkt höher als bei Pkw. Dies führt zu einem deutlich größeren Höhe zu Länge Verhältnis und damit zu einer stärkeren Radlastverlagerung infolge von Längsbeschleunigungen \ddot{x} . Bei einer Bremsung steigt dadurch beispielsweise die Abhebeneigung des Hinterrades. Dies reduziert die mögliche Bremskraft an der Hinterachse stärker als bei Pkw.

Abbildung 3.3 stellt Messungen eines Motorrads der Modelle C dar. Dargestellt sind Verzögerungen mit diskreten konstanten Drücken der VR oder der HR-Bremse. Die Abbildung zeigt die erreichten Verzögerungen b in Abhängigkeit des Bremsdrucks p und linearer Regression. Eine Datenvorfilterung mit Werten bei einer Geschwindigkeit von $v = 70 \pm 2,5 \text{ km h}^{-1}$ ermöglicht die anschaulichere Darstellung des Prinzips der Radlastverlagerung. Die Fahrwiderstände sind geschwindigkeitsabhängig, wodurch sich für andere Geschwindigkeitsbereiche andere Steigungen der Regressionen ergeben. Der Schnittpunkt auf der Ordinate zeigt die Verzögerung durch die Fahrwiderstände bei dieser Geschwindigkeit und wird folglich nicht durch die Bremsen erzielt. Bei höheren Geschwindigkeiten würde die Steigung der Kurven flacher und damit der Schnittpunkt mit der y -Achse durch den erhöhten Fahrwiderstand größer werden.

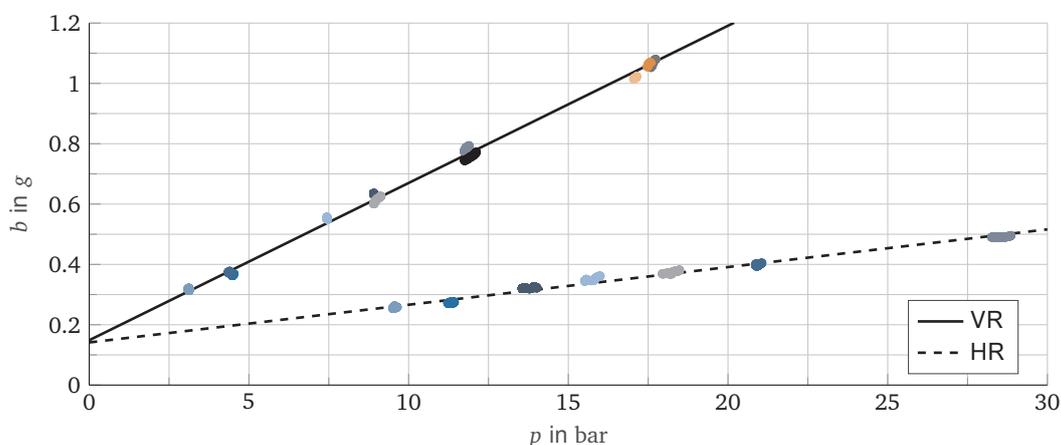


Abbildung 3.3: Messungen von Verzögerungen zu Bremsdruck jeweils für nicht zeitgleich betätigte VR oder HR-Bremse bei $v = 70 \text{ km h}^{-1}$

Bei einer ausschließlichen Betätigung der VR-Bremse sind Verzögerungen von bis zu $b = 1,1 g$ möglich. Darüber hinaus ist entweder das HR zu sehr entlastet, sodass ein Abheben eine stärkere Verzögerung verhindert, oder, falls der Fahrer dies durch entsprechende Lastverteilung reduziert, kommt es zum Blockieren des Vorderrades. Wird nur die HR-Bremse betätigt, sind durch die Radlastverlagerung nur maximale Verzögerungen von $b = 0,4 g$ möglich. Darüber hinaus blockiert das HR.

Da Motorräder immer mit zwei getrennten Bremsen ausgestattet sind, zeigt Abbildung 3.3 anschaulich, dass eine optimale Bremskraftverteilung für Vollbremsungen sicherheitsrelevant ist. So führt beispielsweise eine ausschließliche Betätigung hinten, wegen der geringeren erreichbaren Verzögerung zu längeren Bremswegen.

Neben den erreichbaren Verzögerungen ist die Stabilität bei Anpassungsbremsungen eines Einspurfahrzeuges davon abhängig, ob am HR zugebremst wird [31, S. 117]. Durch die Bremskraft entsteht ein stabilisierendes Moment um die Hochachse des Fahrzeugs. Ein Pendeln des Fahrzeugs, was zu einem Ausschwenken des Hinterrads und damit zu einer unruhigen Geradeausfahrt führt, hat durch die in Fahrtrichtung hinter dem Schwerpunkt angreifende Bremskraft ein Moment zur Folge, das der Ursache entgegen wirkt und damit die Geradeausfahrt stabilisiert. Nähert sich die Bremskraft am HR dem jeweils maximal übertragbaren Kraftschluss an, so sinkt das Stabilisierungspotential. Falls das HR blockiert während das Fahrzeug über die Bremskraft am Vorderrad verzögert, könnte das HR ausbrechen und damit zum Sturz führen. Folglich ist eine sinnvolle Bremskraftverteilung erforderlich. Dabei konkurrieren die erläuterte Stabilisierung sowie der Komfort mit weniger VR Bremskraft hohe Verzögerungen zu erreichen mit dem Verhindern des HR Blockierens. Durch die dynamische Radlastverlagerung sinken mit steigender Fahrzeugverzögerung die möglichen Bremskräfte am HR und damit die möglichen Vorteile.

3.1.5 Teilintegralbremssystem

Die genannten Anforderungen an Bremskraftverteilung von Motorrädern haben zu der technischen Entwicklung von automatischen TI-Bremssystemen geführt [16]. Hier wird die HR-Bremse durch Aktoren automatisch mitbetätigt. Vorteile sind die optimale Ausnutzung des Reibwertes bei Gefahrenbremsungen, Stabilitätsgewinn durch Verhindern eines überbremsten Hinterrades, ein automatisierter Beladungsausgleich und zusätzlicher Komfort [35, 36]. Nachteilig könnte für manche Nutzer die geringere „Kontrolle“ über jede Funktion des Fahrzeuges sein.

Die Bremskraftverteilung hängt von einem hinterlegten Kennfeld ab. Dieses versucht den bereits erwähnten Zielkonflikt aus zusätzlicher Stabilität, geringerer Betätigungskräfte und der Blockiergefahr am HR zu lösen. Eine mögliche Lösung dieses Problems folgt im Verlauf einer umgedrehten Parabel als Zusammenhang zwischen der hinteren Bremskraft als y -Wert und der vorderen Bremskraft als x -Wert [16]. Das heißt die HR Bremskraft steigt zunächst linear mit der gestellten VR Bremskraft bis zur HR Blockiergrenze an. Ab diesem Punkt sinkt die Kurve, sodass mit steigender VR Bremskraft, infolge der damit einhergehenden dynamischen Radlastverlagerung, die HR Bremskraft wieder sinkt.

Die Marktdurchdringung des Systems ist mittlerweile im Premium Segment bei fast allen Herstellern hoch. So besitzen auch die Fahrzeuge der Modelle C ein TI-Bremssystem. Zukünftige Entwicklungen in diesem Bereich zeigen Vollintegral bzw. elektronischen Verbund-Bremssystemen, die zusätzlich auch VR- Bremsdruck bei HR-Aktuierung erzeugen [37].

3.2 Thermodynamische Grundlagen

Thermodynamische Grundlagen sind für die Modellierung des Bremssystems und der Gaslöslichkeitsphänomene erforderlich. Deshalb führt der folgende Abschnitt relevante Grundlagen zum besseren Verständnis auf.

3.2.1 Zustandsänderungen

Es existieren Definitionen zu einheitlichen Zustandsbedingungen, auf die sich Tabellenwerte oder Koeffizienten häufig beziehen. Die sog. physikalischen Standardbedingungen bzw. Standard Temperature and Pressure (STP) sind in der DIN 1343 definiert mit

$$p_0 = 1,0133 \text{ bar} \quad (3.3)$$

$$T_0 = 273,15 \text{ K} = 0 \text{ °C}. \quad (3.4)$$

Daneben wird in dieser Arbeit zusätzlich die Angabe von Umgebungsbedingungen verwendet. Sollte dies nicht anders definiert sein, gilt für die Umgebungstemperatur $T_\infty = 298,15 \text{ K}$ und den Umgebungsdruck $p_\infty = p_0$.

Das Gesetz von BOYLE-MARIOTTE beschreibt das thermodynamische Verhalten von Gasen [38, S. 7], [39, S. 28]:

$$p V^\nu = \text{konst.} \quad (3.5)$$

mit dem Druck p , dem Volumen V und dem Polytropenexponent ν . Die Zustandsänderungen zwischen zwei Zuständen können damit wie folgt definiert werden:

$$\frac{V_1}{V_2} = \left(\frac{p_2}{p_1}\right)^{\frac{1}{\nu}}, \quad \frac{T_1}{T_2} = \left(\frac{p_1}{p_2}\right)^{\frac{\nu-1}{\nu}} = \left(\frac{V_1}{V_2}\right)^{1-\nu} \quad (3.6)$$

Für den Polytropenexponenten gilt:

$$\nu = 1 \quad \text{isotherme Zustandsänderungen} \quad (3.7)$$

$$\nu = \kappa = 1,4 \quad \text{adiabate isentrop reversible Zustandsänderungen.} \quad (3.8)$$

Der angegebene Adiabatenexponent κ gilt nur für zweiatomiger Gase wie Luft. Das Kompressionsmodul K , das bei Festkörpern dem E-Modul entspricht ist allgemein definiert als der Kehrwert der Kompressibilität β [40]

$$K = \beta^{-1}. \quad (3.9)$$

Das Kompressionsmodul setzt die Volumenkontraktion mit der Druckdifferenz in Verbindung [38, S. 6]

$$K = -\frac{V_1 \Delta p}{\Delta V}. \quad (3.10)$$

Mithilfe des Gesetzes von BOYLE-MARIOTTE kann vereinfacht für ideales Gas folgender Zusammenhang formuliert werden [38, S. 7]

$$\frac{\Delta V}{V_1} \approx -\frac{\Delta p}{p_1} \quad (3.11)$$

Das Einsetzen von Gleichung 3.10 in Gleichung 3.11 liefert die progressive Charakteristik von Gasen:

$$K = p_1. \quad (3.12)$$

Das heißt das Kompressionsmodul ist druckabhängig im Gegensatz zu mechanischen Steifigkeitswerten, die im nicht plastisch verformten Bereich näherungsweise linear sind [41, S. 584].

Das Gesetz zur Beschreibung idealer Gase lautet [38, S. 363, 42, S. 59, 43, S. 68]

$$\begin{aligned} pV &= nR_m T \\ pV_{M,g} &= R_m T \end{aligned} \quad (3.13)$$

mit dem molaren Volumen $V_{M,g}$ und der allgemeinen Gaskonstante $R_m = 8,314 \text{ J mol}^{-1} \text{ K}$. Die Stoffmenge n ist meist nicht direkt messbar, sodass für verschiedene Stoffe eine spezifische Gaskonstante verwendet wird. Der Einfachheit halber wird in dieser Arbeit durchgängig die spezifische Gaskonstante von Luft mit $R = 287 \text{ J K}^{-1} \text{ kg}^{-1}$ bezeichnet. Diese Notation findet sich vor allem in technischer Fachliteratur. In naturwissenschaftlichen Fachbüchern wird häufig die allgemeine Gaskonstante mit R bezeichnet, sodass leicht Verwechslungen entstehen. Mit R vereinfacht sich das Gesetz zu

$$pV = mRT \quad (3.14)$$

$$p = \rho RT, \quad \text{mit der Dichte } \rho. \quad (3.15)$$

Der Realgasfaktor Z beschreibt das reale Verhalten von Gas, das je nach Zustandsgrößen vom Idealverhalten abweicht. Es gilt der Zusammenhang [38, S. 454]:

$$Z = \frac{pV}{mRT} \quad (3.16)$$

Werte von Z für Gas sind in Abhängigkeit von Druck und Temperatur tabelliert. In dieser Arbeit kommen Drücke und Temperaturen von $p = 0 \text{ bar} \dots 50 \text{ bar}$ und $T = 250 \text{ K} \dots 350 \text{ K}$ vor. Nur bei den Minimalwerten dieser Temperaturen und maximalen Drücken hat der Realgasfaktor einen signifikanten Einfluss. Davon abgesehen ist dessen Einfluss geringer als 1 % und kann vernachlässigt werden. Vor allem für die vorkommenden Zustände bei Messungen zur Luftdetektion aus Abschnitt 4.2.3 gilt meist $T > 295 \text{ K}$, weil die Messungen in geschlossenen Gebäuden durchgeführt werden, kann folglich vereinfacht Idealgasverhalten angenommen werden.

Ausschließlich für die Betrachtung der vorgestellten Gaslöslichkeitsmessungen in Abschnitt 5.1.3 kommen Drücke bis $p = 15 \text{ bar}$ bei $T = 253 \text{ K}$ vor, was einem Realgasfaktor von $Z = 0,984$ und damit einer Abweichung von 1,6 % vom Idealverhalten entspricht.

3.2.2 Freie Enthalpie

In diesem Abschnitt soll nur eine kurze Definition der Prozessgröße der freien Enthalpie gegeben werden, um im weiteren Verlauf Löslichkeitsgleichgewichte zu erläutern. Für eine ausführliche

Beschreibung sei auf zahlreiche Grundlagenbücher verwiesen [42, 44, 45]. Die freie Enthalpie G ist mit der Enthalpie H und der Entropie S definiert zu [42, S. 207]:

$$G = H - T S. \quad (3.17)$$

Diese Gleichung stellt eine Vereinfachung bei konstanten Temperaturen dar. Häufig werden Zustandsänderungen betrachtet, sodass die Gleichung lautet:

$$\Delta G = \Delta H - T \Delta S. \quad (3.18)$$

Bei isobaren und isothermen Prozessen, zu denen auch Gleichgewichtsprozesse der Löslichkeit zählen [42, S. 210], wird die freie Enthalpie zur Bestimmung von Löslichkeitsgleichgewichten herangezogen. Das Vorzeichen von G entscheidet darüber, ob ein Vorgang ohne externe Arbeit abläuft, also ob sich zum Beispiel die Konzentration des Soluten in einem Solventen ohne externe Arbeit bei gegebenen Zustandsbedingungen erhöht [42, S. 213]:

- $\Delta G > 0$: endergonischer Prozess, läuft nur mit externe Arbeit ab
- $\Delta G < 0$: exergonischer Prozess, läuft ohne externe Arbeit ab.

Beispielsweise erhöht sich beim Lösen von Salzen in Wasser die Entropie „da beim Lösungsvorgang die hohe Ordnung des Kristalls aufgehoben wird und die Zahl der Teilchen, die sich frei bewegen können, zunimmt“ [42, S. 214]. Zur Auflösung der Gitterstruktur des Salzes ist Enthalpie erforderlich. Gleichzeitig entstehen im gelösten Zustand neue Wechselwirkungen zwischen den Wasserdipolen und den Salzionen, wodurch wieder Enthalpie frei wird. Sofern also der Entropieanteil mit $T \Delta S$ die erforderliche Gesamtenthalpie H übersteigt, bzw. die Summe negativ ist, läuft der Prozess exergonisch, also freiwillig ab. In diesem Fall löst sich das Salz bis zu einer Sättigungsgrenze ohne Zufuhr von Energie durch Rühren oder Erwärmen. Ab der Sättigungsgrenze steigt die erforderliche Enthalpie so stark an, dass der Entropiegewinn nicht mehr ausreicht, um weiteres Salz freiwillig zu lösen. Erst ein zusätzliches Erwärmen führt zu mehr Löslichkeit.

Diese Betrachtung hilft auch bei der Betrachtung von Gaslöslichkeit in Flüssigkeiten. Das Gas hat im Gegensatz zum Salz-Beispiel keine Gitterstruktur, sondern besitzt in der Gasphase bereits eine relativ hohe Entropie. Diese wird beim Lösen in der Flüssigkeit verringert, weil Wechselwirkungen mit der Flüssigkeit entstehen. In Abschnitt 3.2.4 wird diese Betrachtung für die Beschreibung von Gaslöslichkeit aufgegriffen.

3.2.3 Kavitation

In vielen technischen Anwendungen spielt das Phänomen der Kavitation eine signifikante Rolle. In allen Systemen, in denen Fluide eingesetzt werden, gilt es, ungewollte Kavitation zu vermeiden. Diese kann beispielsweise zu Schäden an Ventilen [46] oder in Pumpen führen. Dabei handelt es sich um den Effekt der **Dampfkavitation**, bei Unterschreiten des statischen Drucks unter den temperatur- und stoffabhängigen Dampfdruck. Die Entstehung von dampfgefüllten Blasen führt meist zu einer Implosion dieser Blasen an Orten mit höherem statischem Druck. Das Fluid wird hierbei stark beschleunigt und trifft unter einer hohen Impulswirkung auf die Bauteiloberfläche. Bei der Blasenimplosion kommt es folglich zur Erosion an Bauteilen [47, S. 46, 48]. In hydraulischen Ölen kann es dabei zusätzlich zur besonders gefährlichen Selbstentzündung kommen, dem sog. Mikrodiesel-Effekt. Neben einer Schädigung von Bauteilen oder Dichtungen durch hohe Temperaturen beschleunigt der Effekt die Alterung des Hydrauliköls [49, S. 300, 50].

Wird in technischem Zusammenhang von Kavitation gesprochen, so bezieht sich diese Angabe meist auf Dampfkavitation. Neben dieser Erscheinungsform sind zwei weitere Formen definiert. Die **Pseudo-Kavitation** beschreibt die Volumenzunahme vorhandener kleiner Blasen allein durch die Zustandsänderung auf einen geringeren Druck, nicht aber durch einen Phasenübergang [51, S. 17]. Gerade in Systemen mit periodischen Druckschwankungen spielt diese Form eine wichtige Rolle und wird in Unterabschnitt 5.1.4 ebenfalls behandelt. Neben dieser Form existiert die Gaskavitation. In manchen Veröffentlichungen finden sich widersprüchliche Bezeichnungen, die auch diese Kavitationsform als Pseudokavitation bezeichnen [52, S. 263]. Die Formen sind jedoch deutlich voneinander zu unterscheiden und können auch gleichzeitig auftreten.

Bei **Gaskavitation** handelt es sich um das Ausscheiden oder Desorbieren gelöster Gase aus der Flüssigkeit [53, S. 30, 54, 50]. Dieser Vorgang stellt den transienten Phasenübergang durch Diffusion dar, der durch verschiedene Mechanismen ausgelöst und verstärkt wird. Der größte Treiber ist ein Druckabfall, sodass die freie Enthalpie des Lösungsvorgangs aufgrund des Henry-Dalton-Gesetzes nach Gleichung 3.19 sinkt. Zusätzlich wirken sich Temperatur und das Auftreten von Kavitationskeimen auf die Kavitationsintensität aus. Konkret führen Kavitationskeime und große Druckunterschiede zu einer intensiveren Gaskavitation pro Zeit. Das Gemisch strebt langfristig immer dem Gleichgewichtszustand (GGZ) entgegen.

Kavitationskeime können bereits existierende Gasblasen und andere Phasengrenzen, z. B. an Bauteilen oder an einer Flüssigkeitsoberfläche in einem Tank sein [55, S. 294]. Bei den Blasen spielt es keine Rolle, ob diese mit dem gelösten Gas, wie z. B. Luft oder Dampf durch vorhergehende Dampfkavitation gefüllt sind. Die Entstehung von Gasblasen an Bauteilkanten wird im Rahmen dieser Forschungsarbeit in Abbildung 5.7 optisch nachgewiesen.

Da sowohl Dampf- als auch Gaskavitation bei abfallenden Drücken auftreten, ist häufig eine Kombination zu beobachten. Je nachdem wie stark der Druckabfall ist, kommt es zunächst immer erst zu Gaskavitation, bis lokal der Dampfdruck unterschritten wird. Ab diesem Punkt entstehen Dampfblasen, die als Kavitationskeim für die beschleunigende Gaskavitation dienen. Neben rein technischen Anwendungen finden sich auch Veröffentlichungen in der Medizin, die sich mit diesem parallelen Auftreten von Gas- und Dampfkavitation beschäftigen. GIROD et al. [56] präsentiert experimentelle Ergebnisse zur Untersuchung dieser beiden Phänomene an mechanischen künstlichen Herzklappen. Hier konnte geschlossen werden, dass vornehmlich Gaskavitation von CO_2 stattfindet, weil die entstandenen Blasen etwa 1000-fach längere Lebensdauer aufweisen als Dampfblasen.

3.2.4 Gaslöslichkeit in Flüssigkeiten

Gaslöslichkeit in Flüssigkeiten spielt in vielen Fällen eine wichtige, aber häufig unbekanntere Rolle. So ist diese Eigenschaft nicht nur relevant in der Verfahrenstechnik oder technischen Chemie zur Herstellung oder Reinigung von Chemikalien [57, S. 96], sondern führt auch dazu, dass der Mensch durch Atmung Sauerstoff über das Blut an die entsprechenden Zellen liefern kann [58, S. 102]. In Abgrenzung zu Kohlensäure in Getränken muss jedoch unterschieden werden zwischen rein physikalischer Lösung von Gasen und der Kombination aus Lösung und chemischer Reaktion. So reagiert Kohlenstoffdioxid in Wasser weiter zu Kohlensäure und vice versa beim längeren geöffneten Lagern [59].

Für die Untersuchung der weichen Bremse haben die Erkenntnisse der Voruntersuchungen in Unterkapitel 2.2 gezeigt, dass die Eigenschaft der Gaslöslichkeit einen negativen Einfluss auf

Bremssysteme haben kann. Kommt es beispielsweise zur Desorption von gelöster Luft in Bremsflüssigkeit, so entsteht eine stark kompressible Gasphase, die eine weiche Bremse verursacht. Deshalb ist die detaillierte Beschreibung der thermodynamischen Grundlagen an dieser Stelle erforderlich. Im folgenden wird der rein diffusive Prozess der Gaslösung in Flüssigkeiten durch die Ausbildung von Van-der-Waals-Bindungen ohne chemische Reaktionen erläutert [57, S. 98].

Gaslöslichkeit in Flüssigkeiten wird bereits seit vielen hundert Jahren untersucht. Unter anderem hat sich BUNSEN [60] bereits 1855 mit der Eigenschaft von Flüssigkeiten, darin Gase in Abhängigkeit einer stofflichen Konstante und des herrschenden Gasdruckes zu lösen, befasst. Diese stoffliche Konstante wird unter anderem nach ihm als der Bunsenkoeffizient α_{bu} benannt. Dieser beschreibt in der experimentell hergeleiteten Henry-Dalton-Gleichung¹, welches Gasvolumen $V_{\text{g,STP}}$, gemessen bei STP nach Gleichung 3.4 in einem Flüssigkeitsvolumen V_1 , gemessen bei Versuchstemperatur T bei Versuchsdruck p löst [58, S. 104, 61, S. 568]:

$$V_{\text{g,STP}}(p) = V_1 \alpha_{\text{bu}} \frac{p}{p_0}. \quad (3.19)$$

Das Henry-Dalton-Gesetz beschreibt folglich die vereinfachte Eigenschaft der linearen Abhängigkeit zwischen gelöstem Volumen und angelegtem Druck. Die Gültigkeit dieses Gesetzes ist je nach Quelle unterschiedlich, von $p < 5$ bar [62, S. 956], $p < 13$ bar [63] bis hin zu $p < 300$ bar [64, S. 55]. Zuverlässige Messungen der Gültigkeit mit entsprechenden Fehlerangaben sind in der Literatur nicht auffindbar und beschreiben dementsprechend ein offenes Forschungsfeld. EISELE und SAGMEISTER [25] nehmen in Ihrer Arbeit Bezug dazu.

Der Bunsenkoeffizient ist folglich definiert als das Gasvolumen $V_{\text{g,STP}}(p)$, das beim Druck p in der Flüssigkeit gelöst ist. Definitionsgemäß wird dieses Gasvolumen angegeben bzw. gemessen in gasförmigem Zustand bei STP. Das Flüssigkeitsvolumen ist dagegen bei Versuchstemperatur T angegeben:

$$\alpha_{\text{bu}} = \frac{V_{\text{g,STP}}(p)}{V_1}. \quad (3.20)$$

Neben dem Nachteil der erforderlichen Umrechnung und dementsprechender Fehlerquelle bei Messungen, liegt der Vorteil in einer anschaulichen Aussage. Der Koeffizient beziffert den bei STP entstehenden Gas-Volumenanteil, der bei vollständiger Entgasung aus der Flüssigkeit desorbieren würden.

Eine weiterer gängiger Wert ist der Ostwald Koeffizient L , der ohne die Temperatur- und Druckkorrektur des Gases [65] definiert ist. Häufig wird dieser durch entsprechende Korrektur auch bei Standarddruck p_0 angegeben, unabhängig davon, bei welchem Druck er ermittelt wurde:

$$L = \frac{V_{\text{g}}}{V_1} \quad (3.21)$$

Damit ist dessen Aussage näher an der tatsächlichen Volumenbeobachtung von Löslichkeitsmessungen. Diese Definition kann mit Gleichung 3.13 in die molare Dichte bzw. Konzentration des Gases in der Gasphase $c_{\text{g}} = \frac{1}{V_{\text{M,g}}}$ und in der Flüssigkeitsphase $c_1 = \frac{n_{\text{g}}}{V_1} = \frac{n_{\text{g}}}{n_1 V_{\text{M,1}}}$ umgerechnet werden:

$$L = \frac{n_{\text{g}} V_{\text{M,g}}}{n_1 V_{\text{M,1}}} = \frac{\frac{n_{\text{g}}}{n_1 V_{\text{M,1}}}}{\frac{1}{V_{\text{M,g}}}} = \frac{c_1}{c_{\text{g}}} \quad (3.22)$$

¹Geht zurück auf den Chemiker William Henry (1774-1836) und den Naturforscher John Dalton (1766-1844)

Damit lässt sich eine weitere Bedeutung des Ostwald Koeffizienten veranschaulichen: Für $L = 1$ haben die gelösten Gasmoleküle in der Flüssigkeit die gleichen Abstände zueinander respektive gleiche Dichte wie in der Gasphase. Für $L < 1$ liegen diese weiter auseinander als in der Gasphase. Hohe Löslichkeiten mit $L > 1$ sind für die meisten molekularen Gase, wie Luft unwahrscheinlich, nicht aber für einatomige Edelgase [65]. Üblicherweise liegen die Löslichkeiten bei Atmosphärendruck für Luft und deren Bestandteile zwischen 0 – 15 %. Eine Übersicht für verschiedene Stoffe ist in Abbildung 5.3 dargestellt.

Ein temperaturunabhängiger Koeffizient zur Gaslöslichkeit ist die Henry-Konstante K_H [10, S. 3]:

$$K_H = \frac{p}{x_g}, \quad (3.23)$$

mit der molaren Konzentration des Gases in der Flüssigkeit x_g . Diese wird auch häufig Löslichkeit genannt und ebenfalls zur Angabe von Gaslöslichkeiten verwendet. Im Gegensatz zu den anderen gezeigten Koeffizienten fehlt hier die Annahme, dass die Löslichkeit proportional zum Druck ist. Das bedeutet, dass bei höheren Versuchdrücken die anderen Koeffizienten, wie α_{bu} oder K_H konstant bleiben, die Löslichkeit aber weiter steigt:

$$x_g = \frac{n_g}{n_g + n_l}. \quad (3.24)$$

Da in verschiedenen Quellen alle gezeigte Koeffizienten vorkommen, ist eine Umrechnung für Vergleiche erforderlich:

$$\alpha_{bu} = L \frac{T_0}{T} \quad (3.25)$$

Die Löslichkeit x_g kann mithilfe von Gleichung 3.22 mit diesen Koeffizienten ausgedrückt werden [66, S. XIX]

$$x_g = \frac{n_g}{\frac{n_g V_{M,g}}{L V_{M,l}} + n_g} = \left[\frac{R_m T}{L p V_{M,l}} + 1 \right]^{-1} = \left[\frac{R_m T_0}{\alpha_{bu} p V_{M,l}} + 1 \right]^{-1} \quad (3.26)$$

und entsprechend umgestellt nach L

$$L = \frac{R_m T}{p V_{M,l} \left(\frac{1}{x_g} - 1 \right)}. \quad (3.27)$$

Für diese Umrechnungen ist das temperaturabhängige molare Volumen der Flüssigkeit $V_{M,l}$ erforderlich. Mithilfe einer Plausibilisierung und Gleichung 3.13 kann die Gültigkeit dieser Beziehung durch Zurückführen auf Gleichung 3.21 geprüft werden:

$$L = \frac{R_m T}{p V_{M,l} \left(\frac{1}{x_g} - 1 \right)} = \frac{V_{M,g}}{V_{M,l} \left(\frac{1}{x_g} - 1 \right)} = \frac{V_{M,g}}{V_{M,l} \left(\frac{n_g + n_l}{n_g} - 1 \right)} = \frac{V_{M,g}}{V_{M,l} \left(\frac{n_l}{n_g} \right)} = \frac{V_g}{V_l} \quad (3.28)$$

Die Umrechnung zwischen Henry- und Ostwald Koeffizient folgt dementsprechend zu

$$K_H = \frac{p}{x_g} = p \left[\frac{R_m T}{L p V_{M,l}} + 1 \right]. \quad (3.29)$$

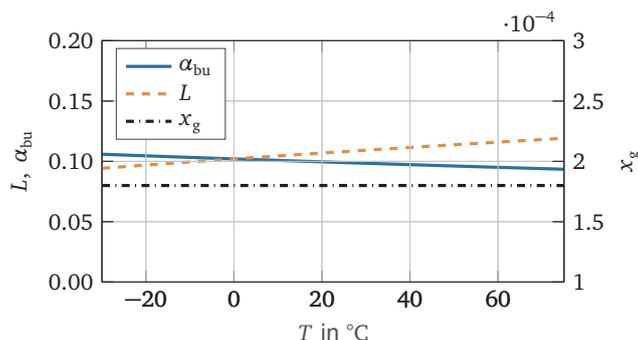


Abbildung 3.4: Veranschaulichung der Abhängigkeit des Bunsen- und Ostwaldkoeffizienten mit der molaren Löslichkeit x_g in Abhängigkeit der Temperatur. Es wird $x_g = \text{const.}$ theoretisch angenommen und nach Gleichung 3.25 und Gleichung 3.27 berechnet. Für das erforderliche molare Volumen $V_{M,l}$ wurden beispielhaft die Daten von Methanol verwendet [67]

Da in der Literatur mitunter auch unterschiedliche Definition dieser Koeffizienten auftauchen und die Ergebnisse auch nicht konsistent mit einem Koeffizienten dargestellt werden, ist eine differenzierte Diskussion erforderlich.

Werden Löslichkeiten bei nur einer Temperatur angegeben oder verglichen, so führt die Umrechnung zwischen den Koeffizienten zu keinen Problemen in der Interpretation. Dies ändert sich, sobald die Löslichkeit bei verschiedenen Temperaturen betrachtet wird. In Abbildung 3.4 sind deswegen α_{bu} , L und x_g für ein theoretisches Solut-Solvent System dargestellt. Für die Berechnung des Bunsen- und Ostwaldkoeffizienten wird angenommen, dass die molare Löslichkeit x_g über der Temperatur konstant ist und für die Flüssigkeit vereinfacht das temperaturabhängige molare Volumen von Methanol [67] gilt. Die reale molare Löslichkeit von Methanol ist nur näherungsweise konstant. Das Beispiel soll also in erster Linie den Einfluss der Umrechnung veranschaulichen.

Die Abhängigkeit zwischen α_{bu} und L nach Gleichung 3.25 ist, wie zu erwarten, linear mit einem Schnittpunkt bei $T = 0$ °C. Da α_{bu} temperaturkorrigiert ist, bezieht sich der Wert immer auf die Teilchenmenge des Gases. Erstaunlich ist hierbei, dass dieser mit der Temperatur fällt. Die Definition des Bunsenkoeffizienten ist dafür verantwortlich: Die Gasmenge wird hier auf das Flüssigkeitsvolumen bei der jeweiligen Temperatur bezogen. Da das Flüssigkeitsvolumen mit der Temperatur, in Folge des Absinkens der Dichte steigt, die Stoffmenge an Gasteilchen aber konstant bleibt, sinkt auch α_{bu} . Daher scheint die Definition des Bunsenkoeffizienten für Temperaturbetrachtungen nicht besonders anschaulich. Allerdings hängt dies von der Anwendung ab.

In technischen Anwendungen wie in Bremssystemen existiert häufig ein konstruktiver Volumenausgleich, der gerade für Temperaturdehnungen vorgesehen ist. Deswegen ist letztlich ausschließlich wichtig, wie viel Gas tatsächlich absorbiert wird, bezogen auf die ursprünglich in das System gefüllte Ölmenge. Eine Betrachtung von x_g könnte hier wiederum in die Irre führen.

Ein weiterer Grund für die Verwendung von α_{bu} ist seine Unabhängigkeit vom Messdruck p . Der Henry Koeffizient erfüllt diese Anforderung ebenfalls, wird jedoch nur selten verwendet. Zusätzlich ist die Anschaulichkeit des Zahlenwertes bei x_g und K_H deutlich geringer gegenüber α_{bu} .

Zusammenfassend lässt sich schlussfolgern, dass bei chemischen Betrachtungen von Gaslöslichkeiten die molare Löslichkeit oder der Henry Koeffizient verwendet werden sollte. Damit werden Teilchenmengen in Relation gesetzt, unabhängig von ihrem Volumina. Für technische

Betrachtungen, wie es in dieser Arbeit der Fall ist, verkörpert der Bunsen-Koeffizient einen guten Kompromiss, unter Beachtung seiner geringen Temperaturabhängigkeit. Liegen deutliche Temperaturabhängigkeiten wie bei Wasser oder auch Hydraulan 404 vor, so ist die Koeffizientenwahl weniger wichtig. Bei geringer Abhängigkeit, wie bei Methanol kann sich das Vorzeichen der Temperaturabhängigkeit je nach Wahl umkehren.

Stofftransport

Neben der phänomenologischen Beschreibung des Lösungs-Zustandes im Gleichgewicht ist der Vorgang zum Erreichen des Gleichgewichts relevant für das Verständnis dynamischer Löslichkeitsprozesse. Das In-Lösung-gehen von Gasen wird im folgenden als **Absorption** bezeichnet und das Ausgasen oder Ausscheiden von Gas als **Desorption**. Verschiedene Theorien beschreiben, wie dieser Prozess im Detail abläuft. Absorption wird üblicherweise mithilfe der Grenzschicht Theorie [59, S. 38] erklärt: Zunächst geschieht eine Adsorption des Gases aus der Gasphase in die Grenzschicht der Flüssigkeit, von der eine Absorption der Gasteilchen aus der Grenzschicht in tiefere Schichten der Flüssigkeit stattfindet [68, S. 8, 57, S. 102]. Diese Vorgänge basieren auf Diffusion.

Bei der Desorption entsteht an einem Kavitationskeim eine Gasphase, indem sich dort besonders viele in der Flüssigkeit interkalierte Gasmoleküle ansammeln. Sobald diese Gasphase existiert, bildet diese einen weitaus stärkeren Keim für die umliegenden Gasmoleküle, die dann durch die Grenzschicht in die Gasphase hinein diffundieren. Der Vorgang läuft damit umgekehrt zu dem der Absorption ab.

Gasabscheidung [69, S. 85] ist vom Ausscheiden bzw. Desorbieren abzugrenzen. Beim Abscheiden handelt es sich um die Eigenschaft des selbstständigen Aufstiegs von vorhandenen Gasblasen [54].

Desorbiert Gas aus einer Lösung heraus, so nimmt dessen Dichte schlagartig ab. Die zwei gängigsten Theorien dieses Vorgangs können dies wie folgt erklären:

PRAUSNITZ und SHAIR [70] beschreiben einen thermodynamischen Ansatz, der die **Regular Solution Theory** erweitert. Dafür wird angenommen, dass beim Vorgang der Absorption das Gas zunächst isotherm zu einem hypokritischen Zustand kondensiert, sodass sich das molare Volumen dem der Flüssigkeit annähert. Die Regular Solution Theory beschreibt daraufhin die Lösung des flüssigen Gases in der Flüssigkeit. Das Standardmodell in der Wissenschaft ist jedoch die **Scaled Particle Theory** [65, 71–73]. Diese Theorie erfasst die Prozesse auf Teilchenebene und beinhaltet ebenfalls einen zweistufigen Prozess. Demnach bildet sich zunächst in der Flüssigkeit eine Kavität, die ausreichend Raum für ein Gasmolekül bietet. Diese diffundieren in die Kavität und bilden anschließend intermolekulare Wechselwirkungen wie Van-der-Waals Kräfte [57, S. 81] aus. Die freie Enthalpieänderung für diesen Vorgang setzt sich aus den beiden Anteilen zusammen [65, S. 1326]:

$$\Delta G = \Delta G_{\text{cav}} + \Delta G_{\text{int}} \quad (3.30)$$

Dieser Zusammenhang kann mit der Henry-Konstante angegeben werden [74, S. 1879, 71, S. 720]:

$$\ln(K_H) = \frac{G_{\text{cav}}}{R_m T} + \frac{G_{\text{int}}}{R_m T} + \ln\left(\frac{R_m T}{V_{M,l}}\right), \quad (3.31)$$

mit dem molaren Volumen der Flüssigkeit $V_{M,1}$. Daraus lassen sich nun folgende Zusammenhänge ableiten:

Wird die freie Enthalpie der Interaktion bzw. Wechselwirkung G_{int} positiver mit steigender Temperatur, so führt das nach Gleichung 3.31 zu einem Anstieg der Henry-Konstante. Gemäß Gleichung 3.29 repräsentiert dies eine Abnahme der Löslichkeit, wie es bei Wasser und Luft der Fall ist. Eine stärkere Teilchenbewegung könnte dies begründen, sodass die Möglichkeit der Wechselwirkung zwischen Gas- und Flüssigkeitsteilchen sinkt.

Diese Veranschaulichung ist jedoch vereinfachend, da für die Löslichkeit nicht nur die Enthalpie der Wechselwirkung, sondern auch die Entropie eine Rolle spielt. Durch die geringere Wechselwirkung steigt die Unordnung in dem System und fördert den Effekt. Allerdings ist die Hohlräumbildung, dabei noch immer unbeachtet. Durch zunehmende Temperaturen steigt die Bewegung der Flüssigkeitsmoleküle und damit auch die Möglichkeit der Entstehung von Hohlräumen [65, S. 1326]. Zusätzlich nimmt bei Absorption die Entropie, durch die Änderung der Teilchenmenge in der Gasphase zu und in der Flüssigkeitsphase ab. Die Beispieldaten der Luftlöslichkeit in gängigen Flüssigkeiten aus Abbildung 5.3 zeigen jedoch, dass die meisten Stoffpaare eher eine mit der Temperatur steigende Löslichkeit aufweisen und sind damit nicht mit dem Standardmodell erklärbar. Insofern ist eine Vorhersage oder Erklärung von Löslichkeiten in Abhängigkeit der Temperatur nach POLLACK [65] nur dann seriös sinnvoll, wenn jede dieser Eigenschaften der Stoffpaarung bekannt ist und miteinbezogen wird. Offensichtlich existiert hier eine wissenschaftliche Lücke.

Die Bestimmung der jeweiligen freien Enthalpien kann durch verschiedene andere Modelle wie zum Beispiel durch das Lennard-Jones-Potential zur Beschreibung der Wechselwirkung [71] aus experimentell ermittelten Werten für die jeweilige Flüssigkeit und das Gas ermittelt werden.

Liegen keine entsprechenden Stoffparameter vor, ist eine Messung der Löslichkeit die einzige Möglichkeit. Dementsprechend wurde für Bremsflüssigkeit aufgrund fehlender Daten eine Messung der Löslichkeit in dieser Arbeit realisiert.

Stofftransport durch Diffusion

Die erläuterten Phänomene des Phasenübergangs und Vermischung in der Flüssigkeit können mithilfe von Stofftransporttheoremen physikalisch modelliert werden [75, S. 78].

Für gerührte bzw. gut durchmischte Systeme bestätigen zahlreiche Quellen einen exponentiellen Verlauf des Stoffaustausches bei Gasabsorption und Desorption in Flüssigkeiten [76–79] und legitimieren damit die Anwendbarkeit des 1. Fickschen Gesetzes. Somit können die beiden beschriebenen Anteile des Austausches gemäß der Grenzschichttheorie modelliert werden: Der **Phasenübergang** in die Grenzschicht und die **Verteilung** in der Flüssigkeit durch Diffusion.

Für den Phasenübergang kann analog zur Wärmeleitung eine vereinfachte Formulierung für den Teilchenstrom \dot{N} einer Fläche A formuliert werden [75, S. 85]:

$$\dot{N} = \beta_{\text{trans}} A \Delta c. \quad (3.32)$$

Der Stoffübergangskoeffizient β_{trans} bezieht sich auf volumetrische Einheiten und kann mit folgender Beziehung in den anschließend verwendeten, gravimetrischen Phasenübergangskoeffizienten β_{abs} umgerechnet werden:

$$\beta_{\text{trans}} = \beta_{\text{abs}} \frac{\rho_l}{M_g}. \quad (3.33)$$

Dafür ist die Kenntnis der Flüssigkeitsdichte ρ_1 und der molaren Masse des Gases M_g erforderlich. Bei Absorption mit konstanter Austauschfläche einer ideal gerührten Flüssigkeit, sodass innerhalb der Flüssigkeit keine Konzentrationsunterschiede auftreten, leiten EISELE und SAGMEISTER [25] eine Lösung der Differentialgleichung (DGL) 3.40 für den transienten Lösungsvorgang her:

$$m_g(t) = \frac{m_1 \alpha_{bu} (p - p_1)}{\rho_1 R T_0} (1 - e^{-k \beta_{abs} t}). \quad (3.34)$$

mit dem Vorkonditionierungsdruck p_1 , bei dem sich das System zu Beginn des Versuchs in einem Lösung-GGZ befindet, dem Parameter k

$$k = \frac{A_{cyl} \rho_1 R T_0}{p \alpha_{bu} m_1}. \quad (3.35)$$

Die Gleichung ist nur für einen konstanten Versuchsdruck p gültig, wie es in den nachfolgend präsentierten Messungen der Fall ist [10, 25].

Ein Maß für den Stoffmengenstrom ist damit klar definiert. Für eine eher phänomenologische Betrachtung ist interessant, wie schnell sich ein Gleichgewicht einstellt. Hierzu könnte zum Beispiel die Zeit dienen, bis 90 % des Gleichgewichts erreicht ist:

$$\Delta t_{0,9 x_g} = t(x_g(t) = 0,9 x_g). \quad (3.36)$$

Ein anderer Vergleichswert wäre die Zeitkonstante der Exponentialfunktion in Gleichung 3.34

$$\tau_\beta = k \beta_{abs}. \quad (3.37)$$

Neben dem Phasenübergang ist in nicht gerührten bzw. durchmischten Systemen die Diffusion innerhalb der Flüssigkeit, also die Verteilung des Soluten im Solvent ausschlaggebend. Üblicherweise wird der Widerstand an der Phasengrenze gegenüber der Diffusion innerhalb der Flüssigkeit vernachlässigt [57, S. 102]. Dies hängt in der Praxis neben der Stoffkombination auch von den jeweiligen Geometrien ab. Handelt es sich um eine relativ große Flüssigkeitssäule, so ist der Diffusionswiderstand innerhalb der Flüssigkeit relevanter als bei einem System gleichen Volumens und größerer Austauschfläche. Die Abgrenzung, welcher Anteil für den jeweiligen Versuch dominant ist, kann also nur durch zwei Versuche ermittelt werden: Bei gleichen Zustandsbedingungen muss der Versuch gerührt und nicht gerührt durchgeführt werden.

Die stationäre Diffusion innerhalb der Flüssigkeit kann mithilfe des 1. Fickschen Gesetzes beschrieben werden:

$$\dot{n} = D \frac{dc(x)}{dx} \quad (3.38)$$

Dieses beschreibt den stationären Zusammenhang zwischen der Diffusions- oder Teilchenstromdichte \dot{n} und dem Konzentrationsverlauf $c(x)$ [80, S. 80]. Die Formulierung ist analog zum Gesetz von FOURIER in Gleichung A.10, das den gleichen Vorgang für Wärmeleitung beschreibt. Aus der Diffusionsstromdichte lässt sich der resultierende Teilchenstrom \dot{N} aus der Austauschfläche A berechnen

$$\frac{\partial N}{\partial t} = \dot{N} = \dot{n} A. \quad (3.39)$$

Da ein Lösungsvorgang einem Gleichgewicht entgegen strebt ist diese Diffusion nur in kurzen Zeiträumen stationär. Das 2. Ficksche Gesetz beschreibt deshalb die instationäre Diffusion in ruhenden Körpern mit folgender DGL [81, S. 165]:

$$\frac{\partial c(x, t)}{\partial t} = D \frac{\partial^2 c(x, t)}{\partial x^2} \quad (3.40)$$

Die Lösung dieser partiellen Differentialgleichung hängt stark von den gewählten Randbedingungen ab und kann nicht allgemein formuliert werden.

Der Diffusionskoeffizient D ist temperaturabhängig und wird beispielsweise für Festkörper aus der ARRHENIUS Gleichung abgeleitet

$$D = D_0 \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right), \quad (3.41)$$

mit dem empirischen Diffusionsfaktor D_0 und der Aktivierungsenergie Q des Diffusionsprozesses [80, S. 80]. Das heißt mit steigender Temperatur steigt in Festkörpern der Diffusionskoeffizient.

Bereits 1905 lieferte EINSTEIN [82, S. 555] die theoretische Berechnung des Diffusionskoeffizienten von suspendierten Teilchen in Flüssigkeiten:

$$D = \frac{k_B}{6 \pi r_0} \frac{T}{\eta}, \quad (3.42)$$

mit dem hydrodynamischen bzw. Stokes-Radius des diffundierenden Stoffes r_0 , der dynamischen Viskosität des Fluids η und der Boltzmannkonstante k_B . Laut Gleichung 3.42 existiert eine lineare Temperaturabhängigkeit. Tatsächlich ist jedoch auch die dynamische Viskosität stark temperaturabhängig, wodurch diese beiden Größen die endgültige Abhängigkeit definieren. Obwohl die Ergebnisse dieser Gleichung gegenüber Messungen um bis zu 20 % abweichen, ist sie auch heute die Referenz für theoretischen Näherungen [83, S. 127].

Problematisch ist üblicherweise die fehlende Verfügbarkeit des Stokes-Radius, sodass bereits hier eine Abschätzung getroffen werden muss. CUSSLER gibt für Sauerstoff eine Abschätzung von $r_0 = 17,3$ nm und für Stickstoff $r_0 = 19,0$ nm an. Damit kann für Luft vereinfachend gemäß der Stoffanteile $r_0 = 18,7$ nm angenommen werden.

Daraus ergibt sich bei STP für Hydraulan 404 ein theoretischer Diffusionskoeffizient unter Angabe dessen erläuterte Unsicherheit von:

$$D_{\text{th}} = 3,4 \cdot 10^{-13} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1} \pm 20 \%. \quad (3.43)$$

Die dynamische Viskosität wird dazu aus der vorhandenen kinematischen Viskosität aus Tabelle 3.2 berechnet:

$$\eta(T) = \nu_\eta(T) \rho(T) \quad (3.44)$$

3.3 Messtechnik

3.3.1 Messunsicherheit

„Jede Messung ist mit einem Fehler behaftet und das Ziel der modernen Fehlerrechnung ist es, zum einen die Größe des Fehlers zu bestimmen und zum anderen Methoden zur Reduzierung der Abweichungen abzuleiten“ [84, S. 19].

Dieses Zitat von EDEN und GEBHARD verdeutlicht die Notwendigkeit der Messfehlerbetrachtung in Experimenten. Tatsächlich wird der Begriff *Messfehler*, vor allem im englischsprachigen Raum mittlerweile nicht mehr verwendet, sondern durch *Messunsicherheiten* ersetzt. Der Begriff Messfehler impliziert einen Fehler im Vorgehen, wobei die Grundlage jeder Messung eine sauberes und möglichst fehlerfreie Vorgehen sein sollte. Es werden üblicherweise zwei Unsicherheiten unterschieden [85, S. 17]:

1. Randomisierte/ Zufällige/ Stochastische Messunsicherheit ϵ_{ran} : Hierzu zählen alle zufälligen, aber natürlicherweise auftretenden Einflüsse, wie Messrauschen, ungenaues Ablesung von Messwerten oder natürliche Schwankungen von Prozessgrößen wie Temperatur oder Luftdruck
2. Systematische Messunsicherheit ϵ_{sys} : Hierzu zählen bekannte Messunsicherheiten, zum Beispiel die limitierte Messgenauigkeit oder Präzision der verwendeten Messinstrumente

Wiederholte Messungen bei gleichen Bedingungen reduzieren den zufälligen Fehler ϵ_{ran} durch den arithmetischen Durchschnitt der Beobachtungsverteilung [86, S. 23]. Systematische Unsicherheiten dagegen können auch bei beliebig großer Beobachtungsmenge nicht eliminiert werden [87, S. 156]. Besteht die untersuchte Größe aus mehreren einzelnen Messgrößen, so muss die rechnerische Fortpflanzung der Unsicherheit durchgeführt werden, um den Einfluss der einzelnen Unsicherheiten auf den Endwert zu bestimmen. Die entsprechenden Formeln können der Literatur entnommen werden [86, S. 23-24].

In der Praxis existiert häufig das Problem, dass die systematische Unsicherheit von verwendeten Sensoren beispielsweise nicht ausreichend genau bekannt ist. Abhilfe schafft eine Kalibrierung mit einem genaueren Messmittel, beispielsweise einem genauen Messgewicht zur Kalibrierung von Kraftmessdosen [85, S. 17].

Ohne oder mit eingeschränkter Kalibrierung besteht auch bei beliebig häufiger Wiederholung eine Restunsicherheit. Die Genauigkeit beschreibt den Unterschied zwischen dem „wahren“ Ergebnis und der Messung. Dennoch ist in technischen Anwendungen häufig der Vergleich von Messungen untereinander wichtiger als die Bestimmung des wahren Wertes. So verhält es sich auch im Rahmen der meisten Messungen dieser Arbeit. Beinhalten alle Messungen die gleiche systematische Unsicherheit, und ist die Wiederholbarkeit gut, so sind mindestens die Ergebnisse untereinander gut vergleichbar.

Bei der nicht kontrollierbaren zufälligen Unsicherheit hilft die Statistik mit ausreichender Stichprobengröße. Der Mittelwert einer großen Beobachtungsmenge mittelt die zufällige Unsicherheit heraus. Aus den Schwankungen der Stichproben, kann auf die Wiederholbarkeit bzw. Wiederholgenauigkeit der Messungen zurückgeschlossen werden. Die Bewertung der Zuverlässigkeit von Messergebnissen basiert auf dieser Wiederholbarkeit und der Genauigkeit als idealerweise bekannte Abweichung vom wahren Wert [87, S. 24]. Die Präzision eines Messinstruments beschreibt die kleinstmögliche Auflösung des Messwertes.

Zufällige Unsicherheiten in Messwerten verursachen bei den Ergebnissen der meisten Messungen eine Normalverteilung [87, S. 155]. Die einfache Standardabweichung einer Normalverteilung wird berechnet mit

$$\sigma = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^u (y_i - \bar{y})^2}{u-1}}, \quad (3.45)$$

mit den beobachteten bzw. gemessenen Werten y_i und dem arithmetischen Mittel \bar{y} .

$$\bar{y} = \frac{1}{u} \sum_{i=1}^u y_i. \quad (3.46)$$

Dabei beschreiben die Abstände um den Mittelwert folgende Konfidenzintervalle [85, S. 150]:

$$\begin{aligned} \pm\sigma &= 2\text{-}\sigma\text{-Intervall} : && 68,3 \text{ \% der Beobachtungswerte} \\ \pm 2\sigma &= 4\text{-}\sigma\text{-Intervall} : && 95,5 \text{ \% der Beobachtungswerte} \\ \pm 3\sigma &= 6\text{-}\sigma\text{-Intervall} : && 99,7 \text{ \% der Beobachtungswerte.} \end{aligned} \quad (3.47)$$

Die Dichtefunktion der Normalverteilung lautet [88, S. 1467]:

$$\phi(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \cdot e^{-\frac{1}{2}x^2} \quad (3.48)$$

3.3.2 Digitale Signalverarbeitung

In modernen Messsystemen ist die digitale Aufzeichnung analoger Messwerte der Standard. Entsprechend bedeutsam ist die digitale Signalverarbeitung [89]. Die Filterung von verrauschten Sensorsignalen ist dabei ein Baustein. Die Vielfalt an möglichen Filtermethoden, von einfachen Tiefpassfiltern, über Spline-Interpolationen zu lokal gewichteter Regression ist groß und hängt vom Anwendungsfall ab. Deshalb wird an dieser Stelle auf eine Beschreibung verzichtet und auf entsprechende Literatur verwiesen [89, 90]. In dieser Arbeit wird in den jeweiligen Beschreibungen von Messtechnik die Art der gewählten Filtermethoden genannt.

Häufig ist eine Bewertung erforderlich, ob ein Modell den real gemessenen Verlauf gut beschreibt. Es existieren verschiedene Gütemaße, wobei im Rahmen dieser Arbeit das Bestimmtheitsmaß verwendet wird. Es misst die Stärke eines linearen Zusammenhangs zwischen Modell und Messdaten [91, S. 70]. Dieses Maß kann auch zur „Goodnes of Fit“ [92] Bewertung eines Modells verwendet werden:

$$R^2 = 1 - \frac{\sum_{i=1}^u (y_i - \hat{y}_i)^2}{\sum_{i=1}^u (y_i - \bar{y})^2}, \quad (3.49)$$

mit den beobachteten bzw. gemessenen Werten y_i und den Modellwerten \hat{y}_i . Nimmt R^2 Werte nahe 1 an, so liegt eine hohe Übereinstimmung vor, für Werte nahe 0 liegt das Gegenteil vor. Dennoch sind pauschale Aussagen über quantitative Werte von R^2 nach RÖSSLER „inhaltsleer“ [91, S. 66]. Erst der Vergleich verschiedener Datensätze setzt den quantitativen Wert in eine sinnhafte Beziehung. Abschnitt 4.2.3 zeigt beispielsweise die Anwendung eines Vergleichs zur Einordnung.

3.3.3 Sensoren

Im Rahmen von Prüfständen in dieser Arbeit kommen Kraftsensoren nach dem Dehnmessstreifen (DMS)-Prinzip zum Einsatz [93, S. 430]. Zur Wegmessung dienen Encodersignale von Schrittmotoren, die mithilfe der mechanischen Übersetzung das Wegsignal ergeben. Da in jedem Prüfaufbau dieser Arbeit Drucksensoren eingesetzt werden und der Druck meistens eine der zentralen Messgrößen darstellt, ist deren Beschreibung im folgenden ausführlicher.

Diese werden unterschieden in Absolut-, Relativ- und Differenzdrucksensoren, wobei in dieser Arbeit Absolut- und Relativdrucksensoren zum Einsatz kommen. Bei Absolutdrucksensoren wird der gemessene Druck mit dem einer Vakuumkammer innerhalb des Sensors verglichen. Dementsprechend aufwendiger sind diese Typen, werden aber vor allem dann gebraucht, wenn z. B. stoffliche absolute Größen, wie der Dampfdruck eines Fluids gemessen werden. Da der Umgebungsdruck, wie in Unterabschnitt 4.2.2 gezeigt, natürlichen Schwankungen unterliegt, können solche Messungen nicht zuverlässig mit Relativdrucksensoren durchgeführt werden. In Systemen, die wie Bremssysteme den Druck als Differenz zur Umgebung messen, sind Relativdrucksensoren sinnvoll.

Die häufigsten Bauformen sind resistive Drucksensoren mit externer Spannungsversorgung [94, S. 332]. Grundsätzlich existieren zahlreiche Bauformen, die entsprechender Fachliteratur und Herstellerangaben entnommen werden können [95, 93, S. 493]. Im Folgenden werden ausschließlich piezoresistive Drucksensoren kurz erläutert, weil diese hier Verwendung finden.

Auf einer Membran befinden sich piezoresistive Halbleiter, die mit einer Wheatstoneschen Brückenschaltung zur Temperaturkompensation verbunden sind. Die Membran wird auf der einen Seite mit dem zu messenden Druck über ein internes Druckmedium wie Silikonöl beaufschlagt und auf der anderen Seite entweder mit Umgebungs- oder Vakuumdruck. Durch die Dehnung der Membran ändert sich der Widerstand, der in eine proportionale Ausgangsspannung umgewandelt wird. Die Vorteile von hoher Genauigkeit, Überdruckfestigkeit, guter Empfindlichkeit, einem großen Messbereich und kompakter Bauweise, stehen der negativen Wirtschaftlichkeit und einer regelmäßigen erforderlichen Kalibrierung gegenüber. Es existieren zahlreiche Varianten, die teilweise bei reduzierter Genauigkeit und Kosten die beschriebenen anderen Vorteile beibehalten. So kommen beispielsweise in dem in Abbildung 5.5 dargestellten Prüfstand Drucksensoren zum Einsatz mit einer angegebenen Genauigkeit von 0,125 bar [96] nach der Best Fit Straight Line (Kleinstwerteeinstellung) (BFSL) Methode [94, S. 77] und Kosten von unter 100 €.

4 Methodik

Dieses Kapitel beschreibt die makroskopische Methodik dieser Arbeit. Dabei handelt es sich um eine systematische Ursachenanalyse, an der sich die Struktur dieser Arbeit orientiert. Innerhalb dieser Ursachenanalyse ist die Entwicklung einer Methode zur Messbarkeit des Fehlers erforderlich. Dementsprechend beschreibt der zweite Teil des Kapitels eine neue Objektivierungs-Methodik für weiche Bremsen.

4.1 Root Cause Analysis (RCA)

Treten Fehler oder Unregelmäßigkeiten in der Produktion oder dem Betrieb von technischen Produkten auf, so ist stets das Ziel, diese Probleme nachhaltig abzustellen. Hierfür existieren zahlreiche Methoden in der Literatur. Obwohl das Ermitteln der Fehlerursache üblicherweise nur ein Teil des Gesamtvorgehens ist, wird der gesamte Vorgang als Ursachenanalyse bzw. RCA bezeichnet [97–99].

Weitere wichtige Begrifflichkeiten sind Fehlerarten (Failure Modes), die einen Überbegriff mehrerer spezifischer Fehler repräsentieren. Beispielsweise kann die Fehlerart „Undichtigkeit in einem Bremssystem“ an vielen Komponenten und mit verschiedenen Ursachen auftreten. Das Symptom dieses Fehlers könnte der Funktionsausfall des Systems sein und die Ursache z. B. eine undichte Verschraubung durch unzureichendes Anzugsdrehmoment. In diese drei Kategorien lassen sich die meisten technische Fehler oder auch menschliche Krankheiten aufteilen: Symptom, Problem bzw. Fehler und Ursache.

Das folgende Kapitel zeigt zunächst den aktuellen Stand der Wissenschaft von Ursache-Analysemethoden auf. Eine daraus entwickelte neue Methode wird anschließend erläutert. Die Gliederung dieser Dissertation ist an den Ablauf dieser neuen Methode angelehnt, entspricht ihm aber nicht. Das liegt an den unterschiedlichen Zielen: Die Methode dient als allgemeingültiger Ansatz zur Ursachenermittlung von Fehlern in der Praxis. Diese Dissertation dagegen definiert, erläutert, untersucht und diskutiert mögliche Lösungen des Problems der weichen Bremse. Dabei steht im Gegensatz zu der Methode nicht das effizienteste, sondern ein ganzheitliches Vorgehen für den Anwendungsfall weiche Bremse im Vordergrund. Insbesondere die wissenschaftliche Untersuchung aller Teilaspekte würde in der Praxis bei Anwendung der Methode zu viele Ressourcen benötigen. Ebenfalls wäre eine so tiefgehende theoretische Durchdringung in Form der in Kapitel 3 erläuterten Grundlagen für ein Abstellen des Problems nicht erforderlich.

Aus diesen Gründen entspricht diese Dissertation in ihrer Gliederung nicht direkt dem Ablauf der Methode. Dennoch tauchen, wegen deren Umfang und Relevanz zwei der anschließend präsentierten Phasen auch als eigenständige Kapitel auf: Voranalyse und Systemanalyse.

4.1.1 Stand der Wissenschaft

Eine detaillierte und allgemeine Betrachtung von RCA ist unter anderem Teil von Qualitätsmanagementmethoden. Unter der ISO EN 9100:2016 wird die RCA bei Verbesserungen des Produktes aufgeführt [100, S. 155]. Mithilfe der RCA sollen darin nicht nur die Symptome eines Fehlers, sondern die Ursachen verstanden und behoben werden. Dies führt zu nachhaltigeren Lösungen.

Diese Art des Vorgehens zählt zu den reaktiven Maßnahmen, die von den präventiven Qualitätsmaßnahmen abzugrenzen sind. Präventive Maßnahmen sind ebenfalls Teil zahlreicher Veröffentlichungen und in der Praxis angewandter Methoden, wie die Methode nach Kaizen [101, S. 13]. Da sich diese Arbeit auf reaktive Maßnahmen fokussiert, sind präventive Maßnahmen nur kurz ausgeführt.

Die in der Automobilbranche oder Luft-und Raumfahrt bekannte Failure Modes Effects Analysis (FMEA) ist aufgrund der praktischen Bedeutung einer der wichtigsten Vertreter präventiver Maßnahmen. Ziel ist die Ermittlung möglicher Fehlerarten, deren Ursachen und Auswirkungen bereits in der Entwicklung entstehen [101, S. 206]. Dadurch können in einer frühen Phase kritische Fehler vorgebeugt werden, z. B. durch robustere Komponenten an kritischen Stellen. Der Schwachpunkt dieser Methode für die Anwendung reaktiver Maßnahmen ist die Verwendung ausschließlich bekannter Probleme und Wirkmechanismen. Es ist jedoch möglich, dass durch die systematische Analyse kritischer Zusammenhänge unbekannte Probleme erkannt und bereits vor Serienstart behoben werden.

Eine RCA ist erforderlich, wenn ein unvorhersehbarer Fehler in einem Produkt auftritt. Dementsprechend wichtig ist ein effizientes, systematisches und zielgerichtetes Vorgehen, weil häufig die auftretenden Probleme direkt beim Nutzer entstehen und damit, neben dem entstehenden Image-Schaden auch sicherheitskritische und ökonomische Aspekte von Bedeutung sind. Rückrufaktionen von Automobilherstellern der letzten Jahre sind Beispiele dieser Zusammenhänge. Beispielsweise hat General Motors in den vergangenen Jahren 3,4 Millionen Fahrzeuge wegen eines Defekts des Bremskraftverstärkers zurückgerufen. Eine verstopfte Unterdruckpumpe und damit ein Ausfall des Bremskraftverstärkers führten zu zahlreichen Unfällen [102]. Die entstandenen Kosten waren angesichts der Menge an Fahrzeugen hoch, jedoch insgesamt geringer als die möglichen Klagen bei Unterlassung einer Problembehebung. Dieses Beispiel zeigt die Wichtigkeit einer effizienten und effektiven Ursachenanalyse.

Eine in der Industrie weit verbreitete Methode zur Qualitätssteigerung ist die sog. Six Sigma Methode. TOUTENBURG und KNÖFEL [101] geben beispielsweise dazu eine Zusammenfassung, wobei die Methode so gängig ist, dass zahlreiche Fachbücher darüber existieren [103]. Namensgebend ist der Grundgedanke, die Unternehmensqualität derart zu steigern, dass der Bereich ordnungsgemäßer Prozesse und Produkte durch das Intervall von $\pm 6\sigma$ um den Erwartungswert liegt, also das Sechsfache der Standardabweichung umspannt und damit 99,9996 % des Gesamtumfangs ausmachen (Gleichung 3.47). Die Methode umfasst neben präventiven auch reaktive Vorgehensmethoden.

Sie kann zur ISO 9000 Familie dadurch abgegrenzt werden, dass ein reales Problem in Prozessen existiert und dieses durch fundamentale Änderungen behoben wird, wohingegen in den ISO Normen eher eine Unternehmensphilosophie im Vordergrund steht, die durch viele kleine Schritte die Qualität optimiert [101, S. 11]. Die Methode wird auch ausserhalb von Produktionsprozessen angewendet, z. B. in der Biochemie [104].

Das bekannteste Verfahren zur reaktiven Problemlösung innerhalb von Six Sigma nennt sich DMAIC:

1. Definieren (Define)
2. Messen & Erfassen (Measure)
3. Analysieren (Analyze)
4. Verbessern (Improve)
5. Überwachen (Control)

Ähnliche Aufteilungen finden sich auch in anderen Quellen, die sich mit einer RCA befassen [98, 99, 105]. Die detaillierte Beschreibung der einzelnen Schritte wird zugunsten der später wieder aufgegriffenen Prozesse an dieser Stelle vernachlässigt.

Die Fehleranalyse ist ein Teilbereich einer RCA, der den zweiten und dritten Schritt von DMAIC umfasst. Dieser Prozess erfordert vor allem bei komplexen Systemen häufig die meisten Ressourcen. Eine Vernachlässigung oder Unwissenheit von entscheidenden Zusammenhängen führt hier zu einem erfolglosen Ausgang der ganzen RCA: Die Ursache und damit Lösung kann nicht ermittelt werden. Dementsprechend wichtig ist dieser Prozess, sodass eine nähere Betrachtung folgt.

Ein prominenter Vertreter der Fehleranalyse sind Ausfälle aufgrund gemeinsamer Ursachen (Common Cause Failures). Im Nuklearenergie Sektor [106] werden beispielsweise die branchenweit auftretenden Fehler von verschiedenen Komponenten oder Systemen in einer Datenbank gesammelt und analysiert. Die Fehlerarten sind darin nach Auftretenshäufigkeit und Ursache sortiert [107]. Die Ursachen sind zusätzlich nach folgenden Ursachendomänen aufgeteilt: Auslegungsfehler, Produktionsfehler, Konstruktionsfehler, menschliche Fehler, Wartungsfehler, Prozessfehler und Fehler anderer Systeme.

Zur Detektion dieser Ursachendomänen sind Methoden wie jährliche Wartung, Tests im Betrieb oder besondere Vorkommnisse aufgeführt. Da es sich um bekannte Fehler handelt, ist die Ermittlung der Fehler und insbesondere die Reproduktion der Fehlerbilder nicht Teil des Vorgehens. Sind Fehler allgemein bekannt, so liefern entsprechende Datenbanken die möglichen Fehlerdiagnosen in Abhängigkeit der beschriebenen Fehlerart. Diese Methoden heißen wissensbasierte Fehlerdiagnosen [108, S. 3]. Für die Fehleranalyse von Verbrennungsmotoren existieren beispielsweise Reparaturhandbücher mit entsprechenden typischen Problemen bzw. Symptomen, deren mögliche Fehlerarten und eindeutige Detektion [109].

Im Fall der weichen Bremse können bekannte Fehlerarten die tatsächliche Ursache nicht erklären. Die Fehlerart *Ausgasung gelöster Luft*, dargestellt in Abbildung 5.1, ist beispielsweise bisher noch nicht beschrieben worden. Dementsprechend ist die Ermittlung unbekannter Fehlerarten ein wichtiger Teil der RCA und wird entsprechend in der neu entwickelten Methode im Anschluss explizit integriert. Da im Stand der Technik eine solche Datenbank für den Fehler der weichen Bremse fehlt, liefert diese Arbeit in Abbildung 5.1 die entsprechende Grundlage.

Ist der Fehler bekannt, jedoch die Ursache noch nicht, so werden verschiedene Methoden angewendet, die alle den Ursache-Wirkungs-Zusammenhängen zugeordnet sind. Die Fault Tree Analysis (Fehlerbaumanalyse) (FTA) [98, S. 14, 110] ist eine Top-Down Methode, die einem Fehler alle möglichen, verursachenden Ereignisse der jeweiligen Teilsysteme zuordnet.

Eine andere Methode, um Ursache-Wirkungen aufzuzeigen ist die sog. 5-Why-Methode [98, S. 98, 101, S. 116], in der in fünf konsekutiven Stufen die Frage *Warum* gestellt wird. Ziel ist

das Finden der Kern-Ursache eines Problems. In ähnlichem Stil ist das Ursache-Wirkungs-, Fischgräten oder Ishikawa-Diagramm [111] entworfen. Dessen Vorteil ist die Übersichtlichkeit verschiedener Fehlerarten und die Möglichkeit der Erweiterung durch zusätzliche Hierarchiestufen. Nachteilig ist, dass keine direkte Möglichkeit der Priorisierung oder auch Wahrscheinlichkeit z.B. durch Experteneinschätzung existiert. Hierfür kann eine Kombination mit einer FTA erfolgen.

In komplexen Systemen ist es häufig schwerer, die Ursache zu isolieren [112, S. 43], weswegen ein systematischer Ansatz erforderlich ist. Fehlerdiagnosen beschreiben Methoden zur Ermittlung eines Fehlers und einer Fehlerart durch eine FTA [112]. Die Fehlerdiagnose von sensorgestützten Systemen wird zum Beispiel in elektronischen Systemen, wie verfahrenstechnischen Anlagen häufig verwendet [112, S. 43]. Für diese Methode muss die Messung der Fehlerart bereits definiert und möglich sein. Neben der klassischen Fehlerdiagnose wurde in den letzten Jahren vermehrt *Machine Learning* zur Diagnose verwendet. ZANG et al. [108] zeigen in einer Literaturrecherche, dass diese Methoden dann gute Ergebnisse liefern, wenn die Datengrundlage ausreicht. Dazu zählen sowohl eine genaue Kenntnis der Fehlerarten und Ursachen, sowie die Kenntnisse über möglichst viele detektierte Fehlerzustände, also beispielsweise Sensoren und Steuergeräte, die Fehler melden.

Für das Problem der weichen Bremse ist diese Kenntnis der Fehlerart und Ursache nicht vorhanden. Selbst wenn das Problem der weichen Bremse auf Systemebene durch eine entsprechende Messung identifiziert werden würde, so kann daraus noch nicht auf eine Fehlerart oder die verursachende Komponente geschlossen werden. Es fehlt an internen Messgrößen. Somit sind diese Fehlerdiagnose-Methoden nicht anwendbar für das vorliegende Problem. Eine Lösung sind empirische Ausschluss-tests, die im folgenden in der neuen Methode integriert sind.

4.1.2 Neues Vorgehen

Tritt bei Serienprodukten ein Fehler auf, so waren die präventiven Maßnahmen offensichtlich unzureichend. Wie eingangs erläutert ist die schnelle und nachhaltige Behebung des Fehlers von ökonomischer Relevanz.

Abbildung 4.1 zeigt das neue Vorgehen, das eine Weiterentwicklung des dargelegten Standes der Wissenschaft ist. In den Textboxen sind die Prozessschritte formuliert, wobei kursiver Text die jeweiligen Methoden und Werkzeuge benennt. Rautenförmige Kästen stellen Entscheidungen des Anwenders dar. Der Prozess ist speziell auf Probleme von Serienprodukten angepasst, die in komplexen Systemen wie dem Bremssystem eines Fahrzeugs auftreten. Das Vorgehen gliedert sich in 4 Phasen, die sich am DMAIC Prozess orientieren.

Phase I: Voranalyse

Zu Beginn des Vorgehens steht immer das Auftreten eines Fehlers. Es ist unerheblich, ob es sich bereits um viele Meldungen oder einzelne Stichproben handelt, weil das Ziel der Datenanalyse die Signifikanzbewertung des Problems ist.

Nach der Datensammlung ist die Bewertung der Aussagekraft der nächste Schritt, um eine objektive Aussage über die Häufigkeiten des Problems zu treffen. Abschnitt 2.1.1 beschreibt im vorliegenden Fall diese Voranalyse und ihre Bewertung. Eine zusätzliche Datenerhebung ist abhängig von der bestehenden Datengrundlage erforderlich. Für Fahrzeugprobleme könnten Untersuchungen im Service diese Daten liefern. Gängige Auswerteverfahren sind zahlreichen Quellen zu entnehmen [8, 101, 113, 114] und in Abschnitt 2.1.1 ausgeführt.

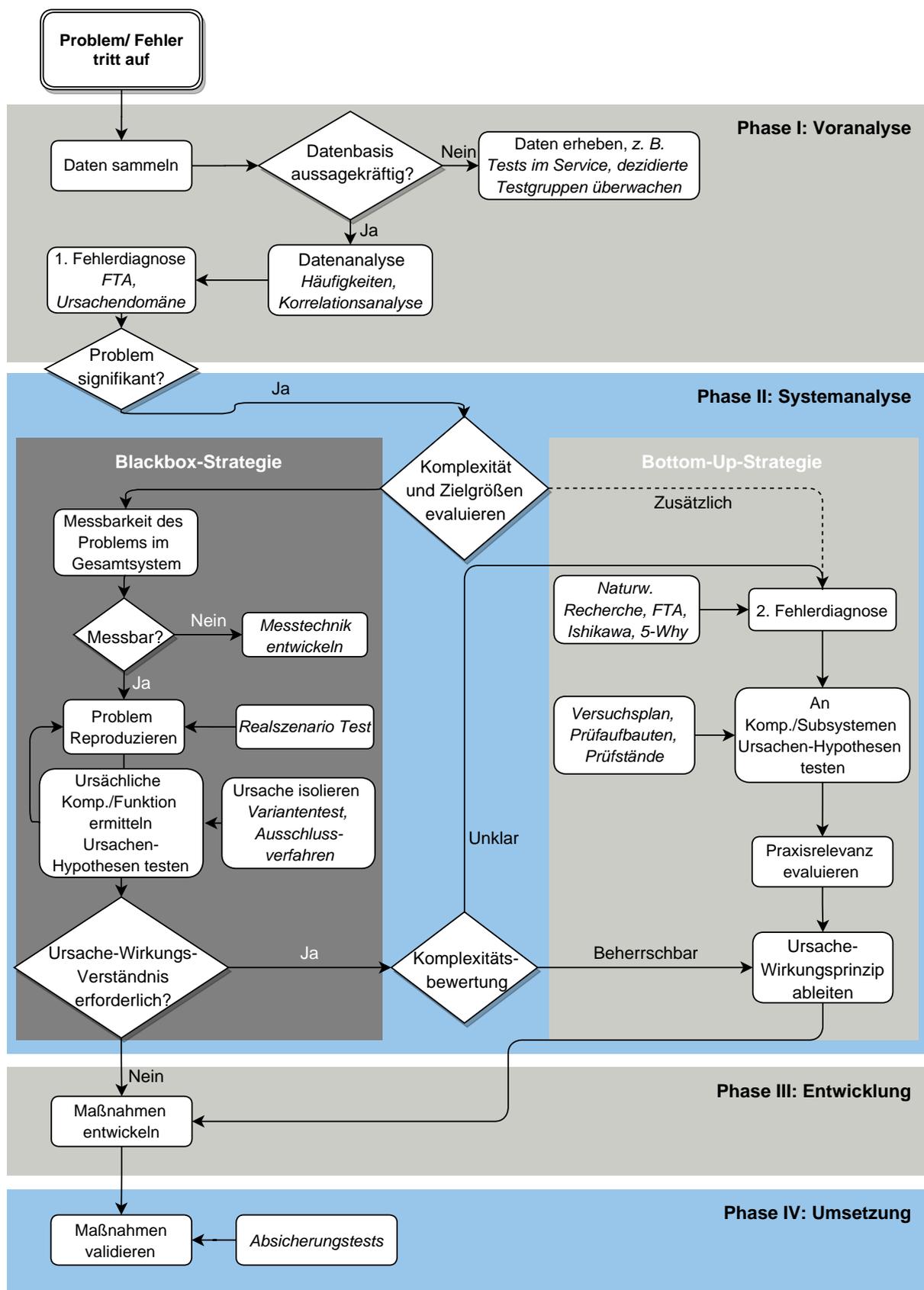


Abbildung 4.1: Darstellung der neu entwickelten RCA-Methode zur Behebung von Fehlern in Produkten

Nachdem klar ist, wie häufig der Fehler auftritt, liefert eine erste Fehlerdiagnose Ursache-Wirkungen, z. B. mithilfe einer FTA. Tests zur Überprüfung der möglichen Ursachen leiten sich daraus ab und sind damit konsistent zu Beispielen in der Literatur [98, 101, 105].

Sehr häufig fehlen an dieser Stelle aber noch Messmittel oder auch Kenntnisse über etwaige physikalische Wirkprinzipien, wodurch die realen Ursachen entweder nicht aufgelistet werden oder die Hypothesentests noch nicht durchgeführt werden können. Im Unterschied zu den genannten Literaturquellen sieht die hier präsentierte Methode diese Option durch eine zweite optional Fehlerdiagnose an späterer Stelle vor.

Wichtig ist dafür auch die Analyse der Ursachendomänen. Je früher eine Zuordnung gelingt, desto effektiver sind die weiteren Schritte. Deswegen wird diese Diagnose nach der ersten Datenanalyse angeschlossen. Für den Fall der weichen Bremse existieren folgende Ursachendomänen:

1. Prozessfehler in der Montage: z. B. Restluft nach Bremsenbefüllung
2. Designfehler des Systems: z. B. Entstehung von kritischer Gaskavitation in bestimmten Szenarien
3. Komponentenfehler: z. B. Maßabweichungen, Undichtigkeiten

Welche Domäne ursächlich ist, hat einen großen Einfluss auf die Art des weiteren Vorgehens. So konnte erst durch die statistische Messung der Prozessqualität aus Abschnitt 2.2.2, diese Domäne endgültig ausgeschlossen werden. Chronologisch gesehen war das Ergebnis nicht zu Beginn der Untersuchungen vorliegend, sodass die Eingrenzung erst später erfolgte. Um diese zusätzliche Datenbasis zu schaffen, war eine Messtechnik (Abschnitt 4.2.2) notwendig, die erst in der Systemanalyse Phase entwickelt wurde. Das heißt es wurde zu einem späteren Zeitpunkt ein Ergebnis für die Entscheidung der 1. Fehler Diagnose geliefert, das diese Domäne endgültig ausschließen kann. Bis zu einem Ausschlussergebnis sind alle übrig bleibenden Domänen zu untersuchen.

Am Ende der Voranalyse steht die Signifikanzbewertung des Problems. Ist das Problem nicht signifikant im Bezug auf verursachte Kosten, Kundenzufriedenheit, Qualitätsansprüche oder Häufigkeit, so kann die Methode an dieser Stelle beendet werden.

Die Voranalyse dieses neuen Verfahrens grenzt sich von den genannten Verfahren wie z. B. DMAIC [101, S. 54] durch den Ablauf ab. Im DMAIC Prozess folgt auf die Definition des Problems die Phase der Messung und Analyse. Darin werden quantitative Daten erhoben, ohne zunächst die möglicherweise, einfacher zugänglichen, qualitativen Daten der Auftretenshäufigkeit zu nutzen. Quantitative Tests über die Ausprägung eines Fehlers benötigen häufig ein eigenes neues Messsystem, das entsprechende Entwicklungszeit verursacht. Deswegen wird in der hier präsentierten Methode erst in einem späteren Schritt unter *Systemanalyse* die quantitative Messung der Ausprägung des Problems realisiert, wenn klar ist, dass die Signifikanz gegeben ist.

Phase II: Systemanalyse

Zu Beginn der Systemanalyse ist ein Vergleich aus Abschätzung der Komplexität des Fehlers und den Zielgrößen des Unternehmens erforderlich. Je nach Schwere des Problems sind dessen Auswirkungen teurer als dessen Ursachenanalyse und Behebung. Entsprechend kann der umgekehrte Fall eintreten, insbesondere wenn wenig Erfahrung mit dem fehlerhaften System besteht und die Schadenskosten gering sind. Für präventive Maßnahmen in zukünftigen

Entwicklungen ist das Ursachenverständnis erforderlich. Demgegenüber steht das möglichst schnelle Abstellen der Symptome. Um diesen bivalenten Ansprüchen gerecht zu werden, sind rein lineare Vorgehen, wie DMAIC oder das Vorgehen von VIVEROS et al. [98] nicht optimal geeignet. Deswegen wird eine Strategie mit zwei parallelen Prozessen vorgeschlagen:

1. Die **Blackbox-Strategie** erfasst das System als Blackbox und versucht nicht, die Ursachen bis ins letzte Detail aufzuschlüsseln. Diese Strategie verfolgt in erster Linie eine Abhilfe des Problems, nicht zwangsläufig aber ein Verständnis der Ursache-Wirkung, und damit fehlt möglicherweise der Nutzen für zukünftige präventive Maßnahmen. In der Strategie führt das Erreichen der Messbarkeit des Fehlers über die Reproduktion in einem realitätsnahen Szenario zur Isolation des Fehlers nach Bauteilen, Subkomponenten oder Funktionen. Mithilfe von Ausschlussverfahren können die Hypothesen der 1. Fehlerdiagnose am System überprüft werden. Häufig ist hier eine Iterationsschleife mit der Reproduktion notwendig oder vorteilhaft. Dauert beispielsweise die Fehlerreproduktion im Realszenario lange, so kann durch Isolation eine Raffung der Tests erreicht werden. Damit verkürzen sich alle weiteren Tests, wie das Testen von Lösungen. Der Vorteil dieser Strategie führt zu einer hohen Wahrscheinlichkeit, das Problem so auf eine Komponente oder eine Funktion zurückzuführen, dass gezielte Maßnahmen zur Lösung führen. Selbst ohne Ursache-Wirkungsverständnis kann häufig durch Tausch oder Abwandlung der ermittelten Komponenten der Fehler behoben werden. Ökonomische Gründe und auch der Zeitaufwand können dieses Vorgehen rechtfertigen.
2. Die **Bottom-Up-Strategie** ist eine zusätzliche Strategie, die parallel zur *Blackbox-Strategie* verfolgt wird. Sie verfolgt entsprechend ihres Namens die Strategie, über grundlegende physikalische Ursache-Wirk-Prinzipien die vorliegende Ursache zu ermitteln. Eine intensive Literaturrecherche auch anderer Fachdisziplinen ermöglicht die zweite und umfassendere Fehlerdiagnose. In entsprechenden Versuchen werden dann die getroffenen Hypothesen validiert. So wird beispielsweise im vorliegende Fall ermittelt, dass neben Undichtigkeiten auch das, bis dato in Bremssystemen eher unbekanntes Phänomen der Gaskavitation eine Ursache für freie Luft spielen kann. In diesem speziellen Fall sind darüber hinaus Grundlagenversuche in Abschnitt 5.1.3 erforderlich. Die Bewertung der Praxisrelevanz von Prinzipversuchen an beispielsweise Komponenten gibt dann Hinweise auf die Relevanz. Es ist möglich, dass neue Ursache-Wirkungen des Fehlers an Prüfständen entdeckt werden, die erforderlichen Randbedingungen am Realfahrzeug aber nicht auftreten. Abschließend leiten sich die Ursache-Wirkprinzipien ab, die real auftreten können. Idealerweise bestätigen die Ergebnisse der Systemversuche der *Blackbox-Strategie* diese gefundenen Zusammenhänge. Damit liefert die **Bottom-Up-Strategie** schließlich die fehlenden Ursache-Wirkungs-Erklärungen.

Eine Grundbedingung der *Blackbox-Strategie* ist die Messbarkeit eines Problems. Im Falle der weichen Bremse musste eine entsprechende Messtechnik zur Vermessung der Bremse am Fahrzeug entwickelt werden. Abschnitt 4.2.2 beschreibt diese Messtechnik.

Ist das Problem messbar, ermöglicht die Reproduktion die objektive Untersuchung des Problems. Der Test zur Reproduktion sollte möglichst reale Bedingungen schaffen, bei denen ein Auftreten des Problems bekannt ist. Abschnitt 5.2.1 beschreibt diesen Prozess für den Fehler der weichen Bremse. Je weniger von dem Fehler und dem Wirkprinzip bekannt ist, desto näher muss der Versuch an der Situation, in der der Fehler in der Realität auftritt, ausgelegt werden.

Die Ursachenisolation ist möglich, sobald die Reproduktion erfolgreich ist. Begonnen werden sollte mit dem Ausschluss bzw. der Deaktivierung der Komponente oder Funktion, die gemäß der Fehlerdiagnose, am wahrscheinlichsten verantwortlich ist. Wird parallel die *Bottom-Up-Strategie* verfolgt, ergeben sich aus der zweiten Fehlerdiagnose oder den Ergebnissen der Komponententests möglicherweise weitere Hinweise. Beim Problem der weichen Bremse wurde z. B. erkannt, dass die HECU stark mit der Flüssigkeit interagiert und die Gaskavitationseigenschaften der Flüssigkeit die weiche Bremse verursachen könnten. Dementsprechend ist in diesem Beispiel die erste Variation die Deaktivierung von Funktionen der HECU.

Die Relevanz der zweiten Fehlerdiagnose in der *Bottom-Up-Strategie* zeigt sich anhand eines weiteren Beispiels: Das Phänomen der Gaskavitation ist in der Literatur bisher für Bremssystemen nicht relevant, jedoch für hydraulischen Antriebssystemen [48, 115–117]. Dieses neue Wirkprinzip für Bremssysteme liefert das neue Ursache-Wirkungs-Prinzip von interner Luftentstehung durch Gaskavitation in Abbildung 5.1.

Mithilfe der ermittelten Prinzipien kann für jedes Subsystem jede erdenkliche Fehlersituation propagiert und ein Test dieser Ursachenhypothesen abgeleitet werden. Für die weiche Bremse sind diese Tests in Unterkapitel 5.1 ausgeführt.

Phase III: Entwicklung

Diese Phase entspricht der *Verbessern*-Phase in DMAIC [101] und der anderen genannten RCA Verfahren. Das Ziel ist die Entwicklung von effektiven Lösungen zur Behebung der gefundenen Ursache. In dieser Phase können auch Neuentwicklungen entstehen und zu entsprechenden Patenten führen. Am Beispiel der weichen Bremse ist als Lösungsmaßnahme eine neue automatisierte Luftabscheidungsfunktion für ABS-Druckmodulatoren entstanden. Kapitel 6 führt alle spezifischen Maßnahmen für das vorliegende Problem auf.

Diese Phase benötigt je nach Problem unterschiedlich viele Ressourcen. Ist beispielsweise die gefundene Ursache ein systematischer Fehler in der Konstruktion eines Bauteils, so kann daraus auch eine zeitaufwendige Neuentwicklung resultieren. Wie auch im vorliegenden Fall, ist häufig das Ursache-Wirkungsprinzip so eindeutig, dass die Lösung ein Verhindern der ursächlichen Situation ist. Ist beispielsweise eine Funktion ursächlich, so ist die trivialste und naheliegendste Lösung eine Deaktivierung. Um optimalere Lösungen zu generieren, können Kreativitätsmethoden und Expertenworkshops zum Einsatz kommen. Denkbar ist auch eine Neuentwicklung des Produktes, mithilfe bestehender Prozesse im Unternehmen. Der limitierende Faktor ist in dieser Phase selten der Mangel an Ideen, eher der Mangel an finanziellen Mitteln.

Phase IV: Umsetzung

Der letzte Schritt des neuen Vorgehens befasst sich mit der Absicherung der Maßnahmen für die Serienproduktion. Dieser Prozess kann je nach Vorgaben des Unternehmens nah an den ohnehin bestehenden Entwicklungsprozessen angelehnt werden. Auch hier spielt die zeitliche Dringlichkeit des Problems die entscheidende Rolle. Gängige Verfahren zur Absicherung wie statische Versuchsplanung [118], sind in allen produzierenden Unternehmen in Verwendung und werden deshalb an dieser Stelle nicht weiter ausgeführt.

4.1.3 Diskussion

Da sich die neue Methode auf Existierende stützt, ist eine Diskussion der Gemeinsamkeiten und Unterschiede zur Bewertung des Nutzens erforderlich.

Gegenüber MOBLEY [99, S. 26] zielt die Methode auf Systeme ab, in denen der Fehler nicht eindeutig einer Komponente zugeordnet werden kann. Fällt beispielsweise der Antrieb in einer Werkzeugmaschine aus, führt dies zu einem Fehler, der relativ eindeutig im Bereich des Antriebs zu suchen ist. Fällt ein komplexes System wie ein hydraulisches Bremssystem aus, in dem die Ursache nicht direkt einer einzelnen Komponente zugeschrieben werden kann, fehlt in vielen der genannten Verfahren ein systemhafter Ansatz. Dieser Systemansatz entspricht der gezeigten *Blackbox*-Strategie in Abbildung 4.1.

Zusätzlich fällt es in komplexen Systemen, häufig schwer, direkt von einer Messung auf deren Ursachen zu schließen. Die erforderliche Eindeutigkeit bzw. Objektivierung der Ursachen ist erforderlich, um Versuchsergebnisse korrekt zu interpretieren. Deshalb wird im folgenden Abschnitt eine Objektivierung der weichen Bremse entwickelt. Andernfalls können „false positive“ Meldungen ein falsches Bild verursachen oder in Ausschlussverfahren „false negative“ Tests ein Versagen der ganzen Methode verursachen. Im Umkehrschluss sind klare Fehler in einfacheren Systemen, mit offensichtlicher Ursache nicht so gut geeignet für diese Methode. Hier könnte es zum sog. „Over-Engineering“ kommen, vor allem, wenn die zusätzliche *Bottom-Up*-Strategie gewählt wird.

Werden beide Strategien angewandt, so ergeben sich idealerweise bereits während der Durchführung Synergieeffekte. Dies hat das Erstellen eines Raffungsprofils in Abbildung 5.19 beispielsweise deutlich verkürzt.

Das parallele Durchführen beider Strategien ist nicht immer sinnvoll. Beispielsweise ermöglichen die Erkenntnisse der Reproduktion innerhalb der *Blackbox*-Strategie die Eingrenzung der Ursachen in Abschnitt 5.1.2. Diese Ursachenreduktion ermöglicht eine Eingrenzung der erforderlichen *Bottom-Up* Versuche und damit eine Effizienzsteigerung des Vorgehens. Diese Ausschlussinformationen liegen unter Umständen nicht zu Beginn der *Bottom-Up*-Strategie vor, falls beide Strategien gleichzeitig und ähnlich schnell durchgeführt werden. Ein stetiger iterativer Abgleich der ermittelten Ursache-Wirkungen beider Strategien ist also sinnvoll.

Bei vielen Teilschritten spielt das Know-How und die Erfahrung beteiligter Akteure eine zentrale Rolle. Besteht hier zu Beginn einer RCA ein Defizit, so kann dies idealerweise in der *Bottom-Up-Strategie* durch die Recherche von Ursache-Wirkungs-Prinzipien behoben werden. Darin grenzt sich die Methode von anderen gängigen ab: Dort wird dieser nachgelagerte Prozess der Recherche nicht vorgesehen. Folglich ist dort die Voraussetzung, dass sämtliche Prinzipien bereits zu Beginn bekannt sein müssen. Das Beispiel der weichen Bremse zeigt jedoch, dass selbst bei etablierten Herstellern und Zulieferern das Wissen über die wichtige Luftlöslichkeit in Bremsflüssigkeit unzureichend ist.

Der Nutzen der präsentierten Methode hängt folglich von den Anwendungsfällen ab. Sinnvolle Anwendungsfälle zeichnen sich durch akute Probleme von Serienprodukten aus, die nicht durch das bestehende Wissen zu erklären sind.

Damit ist nun eine Antwort auf die eingangs gestellte erste Forschungsfrage in Unterkapitel 2.3 in Form dieses neuen Vorgehens gefunden.

4.2 Objektivierung weiche Bremse

Eine eindeutige Definition eines Problems schafft die Grundlage für deren Ursachenermittlung. Sind beispielsweise die Ausprägungen also die Symptome des Problems nicht eindeutig definiert, so ist keine Bewertung von Stichproben und dementsprechend kein Rückschluss auf deren Kausalität möglich.

Aus diesem Grund definiert der folgende Abschnitt zunächst das Problem der weichen Bremse anhand von objektiven Parametern. Anschließend wird die Messbarkeit dieser Parameter erläutert und diskutiert.

Entgegen der sonst üblichen absoluten Angabe von Drücken, wie auch z. B. in Abschnitt 5.1.3 wird der Bremsdruck p als Relativdruck definiert. Da ein Bremssystem immer gegenüber der Atmosphäre Druck aufbaut, ist diese Definition sinnvoll.

4.2.1 Definitionen

EISELE et al. [5] definieren objektive Parameter der Brems- und Hebelcharakteristik anhand realer Messungen. Diese Parameter helfen, das Problem der weichen Bremse objektiv zu beschreiben. Der folgende Absatz fasst diese Veröffentlichung kurz zusammen.

Die Übertragung der subjektiven Wahrnehmung durch einen Nutzer und objektiven Größen des Bremssystems geschieht über die Zusammenhänge von Hebelkraft, Hebelweg, erzeugtem Bremsdruck und Verzögerung. Die Diskussion des Unterschiedes von dynamischen Messungen während der Fahrt mit den verwendeten quasi-stationären Messungen im Stand wird an dieser Stelle aus Gründen der Übersichtlichkeit nicht wiederholt und kann der Literatur entnommen werden [5, S. 5]. Für die Messung einer weichen Bremse, ist eine quasi-stationäre Messung aus einem einfachen Grund ausreichend: Tritt eine weiche Bremse auf, so ist diese auch im Stand wahrnehmbar. Zusätzliche dynamische Effekte können den Effekt verstärken, sind aber explizit nicht Fokus dieser Dissertation. Somit bleibt die Betrachtung der Auswirkungen auf die Hebelcharakteristik, die durch Hebelkraft F_{lev} , den Hebelweg s_{lev} und den Bremsdruck p definiert ist [5, S. 2].

Zum besseren Verständnis des Vorgehens in diesem Kapitel muss voraus greifend auf Abschnitt 5.1.2 bereits hier die Bedeutung von freier Luft als Ursache für eine weiche Bremse vorweggenommen werden.

Die Hebelcharakteristik ist in einem Vier-Quadranten-Diagramm in Abbildung 4.2 dargestellt. Im ersten Quadranten ist die Hebelkraft zum Hebelweg und im vierten Quadranten der Bremsdruck zum Hebelweg dargestellt. Im zweiten Quadranten ist die sog. Bremseneffizienz durch den Wirkungsgrad als Verhältnis von Hebelkraft zu Bremsdruck dargestellt [5, S. 9]. Diese Eigenschaft ist für die folgende Betrachtung nur von untergeordneter Bedeutung.

Das Diagramm zeigt zusätzlich relevante Kennwerte. Besondere Bedeutung hat bei der Beschreibung von Bremsen der sogenannte *Druckpunkt* [16, 36, 119]. EISELE et al. [5] definieren diesen erstmals objektiv und nutzen ein Kriterium der ersten und zweiten Ableitung der Kraft-Weg-Verläufe. Dieser besteht aus zwei Aspekten:

1. Die Wahrnehmbarkeit eines charakteristischen Punktes bei Bremsenbetätigung. Die höchste Wahrnehmbarkeit ist durch einen besonders deutlichen Knick, also ein Maximum der zweiten Ableitung geprägt. Ab diesem Punkt s_{pp} erwartet der Nutzer aufgrund seiner Erfahrung den Beginn der Verzögerung

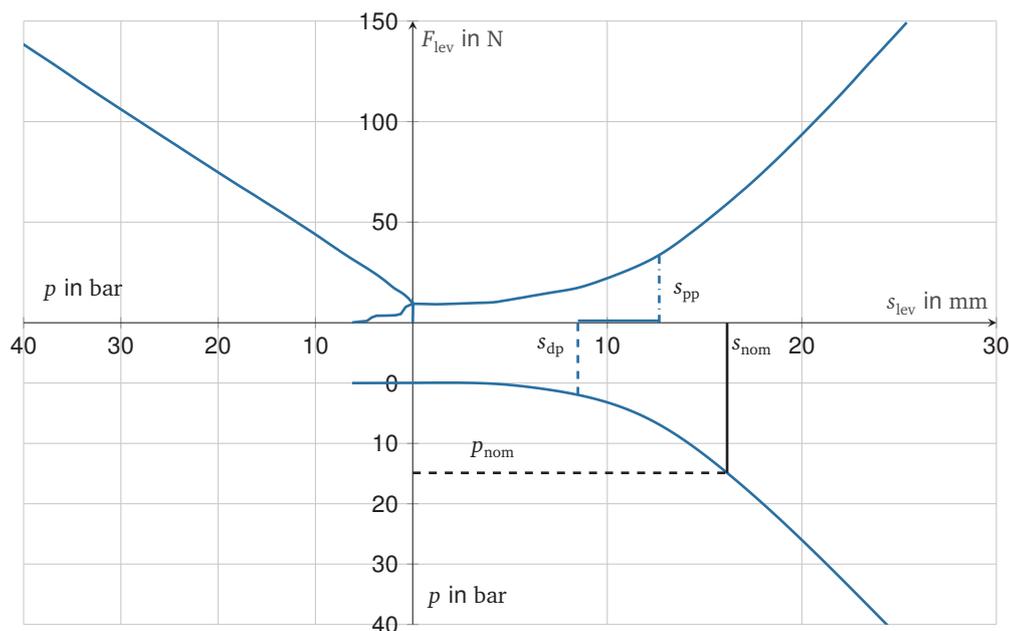


Abbildung 4.2: Darstellung der relevanten Kennwerte der Hebelcharakteristik eines beispielhaften HR Bremssystems

2. Der tatsächliche Punkt des Verzögerungsbeginns s_{dp}

EISELE et al. stellen folgende Hypothese auf: Je deutlicher s_{pp} wahrnehmbar ist und je näher dieser am Verzögerungsbeginn s_{dp} liegt, desto besser ist eine Bremse dosierbar. Bei der dargestellten beispielhaften Messung in Abbildung 4.2 ist der Abstand zwischen diesen beiden Kenngrößen ungünstig groß, sodass die Verzögerung bereits einsetzt, obwohl am Hebel der charakteristisch spürbare Druckpunkt noch nicht erreicht ist. Tatsächlich liegen hier auch schwächer wahrnehmbare Knicke vor dem eingezeichnet Druckpunkt bei s_{dp} . Da deren Stärke und damit Ausprägung geringer sind wird der Punkt des maximalen Knicks am ehesten als Druckpunkt wahrgenommen. Es handelt sich um ein Beispiel einer weichen Bremse durch Luft im System. Ohne Luft liegen die beiden Punkte näherungsweise deckungsgleich und zeigen damit eine bessere Dosierbarkeit für den Nutzer. Die weiteren Details dieses Verfahrens, inklusive der Darstellung von Messungen an unterschiedlichen System und der Auswirkung freier Luft, können der Veröffentlichung entnommen werden [5].

Folgende Kenngrößen sind im Diagramm eingezeichnet:

- Druckpunkt Leerweg s_{pp} : Pedalweg bis zum wahrnehmbaren Druckpunkt
- Verzögerungs-Leerweg s_{dp} : Pedalweg bis zum Einsetzen der Verzögerung des Fahrzeugs
- Nominaler Leerweg s_{nom} : Hebelweg bis zum Erreichen des Blockierdrucks p_{nom} an der jeweiligen Bremse. Dieser Wert hängt von Beladung und Reibwerten ab. Der absolute Wert spielt für diese Arbeit keine besondere Rolle; vielmehr dient er als Vergleichskriterium bei gleichen optimalen Bedingungen

Mithilfe dieser Größen sind die verschiedenen Ursachen einer weichen Bremse in Abschnitt 5.1.1 objektiv beschrieben.

4.2.2 Bremsen-Messeinrichtung

Da bisher die Messung einer weichen Bremse die subjektive Beurteilung ist, zeigt die Bewertung der Messbarkeit als erster Prozessschritt der *Blackbox*-Strategie einen unzureichenden Stand der Technik. Folglich erfordert die Methodik die Entwicklung einer geeigneten Messtechnik. Dieser Abschnitt beschreibt diese Messtechnik.

Wie zuvor erwähnt dient zur Messung einer weichen Bremse die Messung der Hebelcharakteristik. Bei Pkw ist dieses Verfahren durch sogenannte *Pedalroboter* Stand der Technik [119–122]. Diese mechatronischen Systeme aktuiert das Bremspedal und zeichnen währenddessen Betätigungskraft und -weg auf. Da bei Motorrädern andere Package-Anforderungen für solch eine Messtechnik auftreten, z. B. durch die separate Betätigung der Vorder- und Hinterradbremse und durch die insgesamt geringeren Stückzahlen, existieren im Stand der Technik keine solchen Systeme.

Vereinfachte Messprinzipien, die zum Beispiel die Aktuation durch den Mess-Ingenieur realisieren sind in der Bremsentwicklung üblich, haben jedoch den Nachteil mangelnder Reproduzierbarkeit der Aktuierung. Im Rahmen dieser Dissertation entstand deswegen ein neuartiges Hebelcharakteristik-Messsystem für Motorräder und erweitert damit den Stand der Technik.

PHAN [123] zeigt die Auslegung und Konstruktion der beiden Messeinrichtungen für vorne und hinten, die im folgenden Bremsen-Messeinrichtung genannt werden. ESCUDER [124] entwickelt die Softwareumgebung der Steuerung im Tool Canalyzer [125]. Eine Funktionsbeschreibung der Komponenten und eine Auswahl an Messergebnissen können der Arbeit von EISELE et al. [5] entnommen werden. Abbildung 4.3 zeigt Fotografien der am Fahrzeug montierten Bremsen-Messeinrichtung. Details der Konstruktion und Implementierung sind aus Gründen der Übersichtlichkeit und Relevanz an dieser Stelle mit Verweis auf die entsprechenden Quellen ausgespart.

Die Validierung dieser Messtechnik ist jedoch auch für die Bewertung der Ergebnisse in dieser Arbeit relevant und deshalb Inhalt des folgenden Abschnitts.

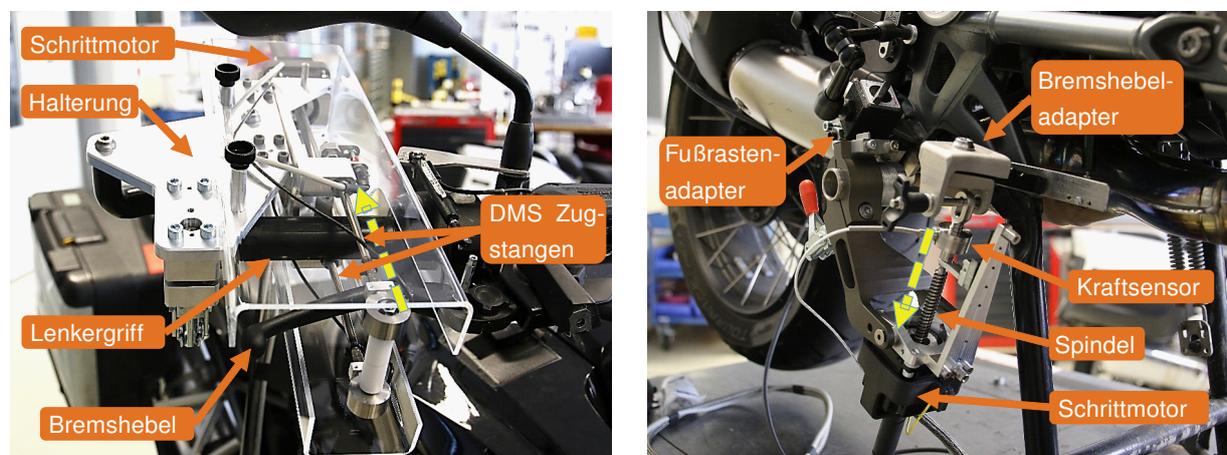


Abbildung 4.3: Links: Bremsen-Messeinrichtung der VR-Bremse, Rechts: Bremsen-Messeinrichtung der HR-Bremse. Die gelben, unterbrochenen Pfeile zeigen die Aktuierungsrichtung

Validierung

Die Kombination von systematischer und zufälliger Messunsicherheit der Bremsen-Messeinrichtung ist für ein 4σ -, also 95 %-Konfidenzintervall empirisch, durch EISELE et al. [5] bestimmt auf

$$\bar{\epsilon}_{\text{br}} s_{\text{lev}} = 0,42 \text{ mm} = \pm 0,21 \text{ mm}. \quad (4.1)$$

Mithilfe dieser Wegunsicherheit kann voraus greifend zum nächsten Abschnitt 4.2.3 die minimal messbare Luftvolumen-Genauigkeit bzw. die Sensitivität definiert werden. Diese hängt vom jeweiligen Bremssystem und den Übersetzungen ab und berechnet sich nach Gleichung 3.1 für die HR-Bremse der Modelle C mit

$$\bar{\epsilon}_{\text{br}} V = \bar{\epsilon}_{\text{br}} s_{\text{lev}} \frac{A_{\text{mc}}}{t_{\text{mech}}} = \pm 0,007 \text{ cm}^3. \quad (4.2)$$

Damit ist jedoch nur die Bremsen-Messeinrichtung an sich abgedeckt, nicht jedoch das Vorgehen zur Messung von Fahrzeugen. Es hat sich gezeigt, dass externe Einflüsse relevant sind. Dies gilt im besonderen Maße, wenn sich im System eine messbare Luftmenge befindet. Details dazu werden im nächsten Abschnitt aufgeführt. So konnte beispielsweise in Gesamtfahrzeugerprobungen der Einfluss des Luftdrucks gezeigt werden [126, S. 65]. Dieser Einfluss ist durch das Gesetz von Boyle-Mariotte erklärbar (Gleichung 3.5).

Die Temperatur wirkt sich nach dem idealen Gasgesetz in Gleichung 3.13 in ähnlichem Maße aus, sodass für reproduzierbare Messergebnisse möglichst gleiche, konstante Umgebungsbedingungen herrschen sollten. Die Messungen in dieser Dissertation wurden deswegen immer in einer klimatisierten Halle und mit ausreichender Abkühlzeit durchgeführt. Die Luftdruckschwankungen sind dadurch nicht ausgeglichen, sodass deren Einfluss hier abgeschätzt wird.

Die Wetterdaten der Stadt München des Deutschen Wetterdienstes aus dem Jahr 2018 zeigen eine maximale Luftdruckschwankung von [127]

$$p_{\infty, \text{real}} = 940 \dots 984 \text{ mbar}. \quad (4.3)$$

Daraus ergibt sich ein Einfluss auf das Volumen der zu messenden Luftmengen mit Gleichung 3.5:

$$\epsilon_{\infty} V = \frac{\Delta p_{\infty, \text{real}}}{\bar{p}_{\infty, \text{real}}} = \frac{44}{962} = 4,6 \% = \pm 2,3 \%, \quad (4.4)$$

bei der Messung eines Fahrzeugs an den zwei extremen Tagen. Tatsächlich ist die Wahrscheinlichkeit eher gering, ausgerechnet bei zwei vergleichenden Messungen innerhalb einer Testreihe genau diese Tage zu treffen. Die Wetterdaten zeigen bei einem Mittelwert von $\bar{p}_{\infty, \text{real}} = 964 \text{ mbar}$ eine Standardabweichung von $\sigma_{p_{\infty, \text{real}}} = 7,0 \text{ mbar}$. Das heißt der relative Fehler zwischen zwei Messungen an 95 % der Tage, also im 4σ -Intervall

$$p \in \left[\bar{p}_{\infty, \text{real}} - 2\sigma_{p_{\infty, \text{real}}}, \bar{p}_{\infty, \text{real}} + 2\sigma_{p_{\infty, \text{real}}} \right] \quad \text{ist dann} \quad \epsilon_{\infty, 4\sigma} V = \pm 1,5 \% \quad (4.5)$$

Zusätzliche Luftdruckmessungen während einer Messung können zumindest eine Ausgleichsrechnung ermöglichen. Im Rahmen dieser Arbeit wurde auf solch ein Vorgehen verzichtet und der geringe, dadurch auftretende Fehler, in Kauf genommen und angegeben.

Die Unsicherheit einer Luftdetektionsmessung setzt sich zusammen aus Gleichung 4.2, 4.5 und 4.10:

$$\epsilon_{\text{tot}} V = \pm 0,007 \text{ cm}^3 \pm V \cdot 2,0 \%. \quad (4.6)$$

Damit lässt sich auch eine Mindestluftmenge definieren, ab der eine Aussage über eine reale Veränderung gültig ist. Die Messung der Luftdetektion basiert, wie im folgenden geschildert, auf dem Vergleich von mindestens zwei Messungen. Liegt nun die Ausgangsmessung am unteren und die Vergleichsmessung am oberen Rand der Messunsicherheit, so ergibt sich daraus mit dem 95 %-Konfidenzintervall eine Sensitivitätsschwelle aus der gesamten Spanne in Gleichung 4.6 von

$$\epsilon_{\text{tot}} \Delta V = 0,013 \text{ cm}^3 + 0,013 \text{ cm}^3 \cdot 4 \% = 0,0135 \text{ cm}^3. \quad (4.7)$$

Unterhalb dieser Grenze ist eine Veränderung zwischen zwei Messungen nicht von Messunsicherheiten unterscheidbar.

4.2.3 Luftdetektion

Für Nutzer hängt die Wahrnehmbarkeit von Luft im Bremssystem stark von der Routine und der Erfahrung mit dem spezifischen Bremssystem ab. Ohne direkten Vergleich mit einem luftfreien System ist die subjektive Wahrnehmbarkeit einer weichen Bremse häufig nicht eindeutig. In nicht repräsentativen Versuchen konnte ein unterer Grenzwert von $V_{\text{air},0} = 0,2 \text{ cm}^3$ als Wahrnehmbarkeitsschwelle ermittelt werden. Dieser bezieht sich auf die Befragung von fünf Testfahrern und stellt dementsprechend eine Expertenmeinung mit geringer Stichprobe dar. Für einen Durchschnittsnutzer ist zu erwarten, dass dieser Wert aufgrund geringerer Erfahrung höher liegt.

Spätestens, wenn bei maximaler Hebelbetätigung der Blockierbremsdruck p_{nom} nicht mehr erreicht wird, ist die Wahrnehmbarkeit auch für den normalen Nutzer hoch, weil dies den Moment des Funktionsversagens der Bremse definiert. Bei der zu untersuchenden HR-Bremse der Modelle C liegt dieser Wert bei

$$V_{\text{air},0} \approx 0,8 \text{ cm}^3. \quad (4.8)$$

Grundsätzlich existieren verschiedene Methoden zum Nachweis von freier Luft in hydraulischen Systemen. Die erste und naheliegendste Möglichkeit ist die direkte Messung durch Spülen über eine sog. pneumatische Wanne [128]. Im System befindliche Luft wird dabei aus dem System gespült und von einem Messzylinder aufgefangen. Neben dem relativ einfachen Versuchsaufbau und dem eindeutigen optischen Nachweis ist das Problem der Entlüftbarkeit des zu untersuchenden Bremssystems, beschrieben in Abschnitt 6.2.1 eine Einschränkung. Gelingt keine vollständige Entlüftung, so ist die aufgefangene Luftmenge zu gering. Zusätzlich führt die Messung zu einer Veränderung der Luft im System, die in längeren Testreihen unerwünscht ist.

Eine indirekte Messung zur Vermeidung der beschriebenen Nachteile, ist die Detektion der Luft über eine *Volumenaufnahme-Messung*. Diese Methode entspricht dem Stand der Technik und wird beispielsweise von KIM und MURRENHOFF [117] und vielen weiteren verwendet [116, 129, 130]. Die Methode basiert auf der Kompression und Messung der Volumenänderung eines Testvolumens aus Flüssigkeit und freier Luft. Ein Vergleich desselben Aufbaus ohne Luft liefert das gesuchte Luftvolumen, weil die Kompressibilität der Bauteile und Flüssigkeit gegenüber Luft

um einige Größenordnungen kleiner ist. Je höher der Messdruck p_2 , desto mehr ist die Luft komprimiert und desto mehr entspricht der Volumenunterschied der Luft. Unter der Annahme von idealem Gasverhalten gilt für das Luftvolumen nach Gleichung 3.6:

$$V_{\text{air}}(p_2) = V_{\text{air}}(p_1) \cdot \left(\frac{p_1}{p_2}\right)^{1/\nu} \quad (4.9)$$

Der dabei vorkommende Polytropenexponent n hängt von der Art der Zustandsänderung während der Kompression ab. PHAN nimmt in einer theoretischen Überlegung zur Auslegung der Messtechnik an, dass eine isotherme Verdichtung auftritt, weil die Luft ständig von Flüssigkeit und Gehäuse umgeben ist und dadurch vereinfachend auf einer konstanten Temperatur gehalten wird. Die Gültigkeit dieser Annahme ist nicht trivial und muss deswegen diskutiert werden. Die Validierung dieser Annahme wurde mithilfe eines numerischen zeitdiskreten 1-D Modells des Wärmeübergangs validiert. Die Ausführungen dazu befinden sich aus Gründen der Übersichtlichkeit in Anhang A.

Das Ergebnis zeigt, dass durch die isotherme Annahme nach Gleichung A.36 ein Fehler von $\epsilon_n V = 1,0\% \dots 0,3\%$, entsteht, abhängig von der anfänglichen Luftmenge. Da diese Luftmenge im Zweifelsfall erst durch einen Vergleich mit einem vollständig luftfreien Referenzzustand bestimmt werden kann, wird für die Angabe der Messunsicherheit in Gleichung 4.6 nach dem worst-case-Prinzip der maximale Fehler verwendet:

$$\epsilon_n V = \pm 0,5 \%. \quad (4.10)$$

Auch bei niedrigeren Messdrücken p_2 kann die Methode folglich durch einen druckabhängigen Korrekturterm aussagekräftige Ergebnisse liefern.

Neben der Zustandsänderung können Phasenübergänge die Messung beeinflussen. Dieser Einfluss von Löslichkeitsprozessen ist beispielsweise in [131] erwähnt. Geschieht die Kompression langsam, so löst sich durch den eingebrachten Überdruck bereits während des Vorgangs Luft in der Flüssigkeit. Wiederholte Messungen liefern dann immer geringere Mengen, weil das freie Luftvolumen real sinkt. Wiederholungen sind jedoch zur Reduktion der zufälligen Messunsicherheiten erforderlich. Folglich entsteht eine geringe Unterschätzung der anfänglichen freie Luft.

Die meisten Arbeiten, die dieses Volumenaufnahme-Verfahren nutzen, verfügen über steife Messsysteme, wie z.B. einem Kolbenverdichter bestehend aus einem Edelstahlzylinder und -kolben. In der vorliegende Arbeit gilt es jedoch, reale Fahrzeugbremsysteme zu vermessen. Die Aktuation entsteht durch Betätigung der Bremshebel mit der vorgestellten Bremsen-Messeinrichtung des vorigen Abschnitts. Weder diese Messtechnik noch das Bremssystem sind dabei konstant oder ideal steif. So müssen beispielsweise diverse Leerwege überwunden werden, bevor sich das Kompressionsmodul des Bremssystems einem konstanten Wert annähert. Abbildung 4.2 zeigt beispielsweise, dass erst über der Hälfte des Betätigungsweges eine annähernd lineare Steifigkeit vorliegt. Zusätzlich bestehen im Vergleich zu einem einfachen Kolbenverdichter eine Vielzahl an möglichen Ursachen für eine gesteigerte Volumenaufnahme. Der trivialste Fall ist eine Undichtigkeit des Systems. Abschnitt 5.1.1 führt weitere bremsenspezifische Ursachen wie den Einfluss von Verschleiß auf.

Es bedarf also einer zuverlässigen Methodik, um mithilfe der Volumenaufnahme auf die tatsächliche Ursache zu schließen. EISELE [132] beschreibt dafür in einer Patentanmeldung eine neuartige modellbasierte Methode, die im folgenden ausführlich beschrieben wird.

Den Ausgangspunkt zur Bewertung bildet eine Referenzmessung. Das System muss für diese Messung speziell konditioniert werden:

- Keine freie Luft, d. .h. vollständig entlüftet
- Möglichst identische Umgebungsbedingungen zu den nachfolgenden Messungen. Andernfalls ist eine Beeinflussung von z. B Temperatur auf das freie Luftvolumen und das Bremssystemverhalten, wie die Satteldichtungen respektive dem Roll-Back [17, S. 124] nicht auszuschließen
- Verschleissbehaftete Komponenten müssen in demselben Zustand, wie in den nachfolgenden Messungen sein. Beispielsweise kommen im Rahmen dieser Arbeit immer unverschlossene Bremsbeläge für die Messung zum Einsatz, um verschleißbedingte Steifigkeitsveränderungen zu reduzieren.

Aus der Abweichung der Referenzmessung bei t_1 und einer Vergleichsmessung bei t_2 , wobei $t_2 > t_1$ gilt, wird in dem Verfahren sowohl die Ursachenart als auch das Luftvolumen berechnet.

Die Bestimmung der freien Luftmenge erfolgt dabei analog zu den beschriebenen Verfahren, durch den Vergleich der Volumenaufnahme bei einem Referenzdruck p_{ref} . Dieser sollte gemäß Gleichung 4.9 möglichst hoch sein. Die Bremsen-Messeinrichtung erzeugt Maximaldrücke von $p \approx 35$ bar. Ein möglicher Wert ist beispielsweise $p_{ref} = 30$ bar. Die Maximalwerte sind zu vermeiden, weil hier Messunsicherheiten auftreten können. Das Anfangsvolumen der freien Luft $V_{air,0}$ lässt sich mit Gleichung 4.9 und der diskutierten Annahme im Anhang A von $n = 1$ berechnen durch:

$$V_{air,0} = \Delta V_{2,1} \underbrace{\left(1 + \frac{p_{\infty}}{p_{ref}}\right)}_{k_{ref}} = (V_2 - V_1) \Big|_{p_{ref}} k_{ref}. \quad (4.11)$$

Der Korrekturfaktor k_{ref} gleicht abhängig vom Referenzdruck das verbleibende Luftvolumen aus. Die Volumendifferenz berechnet sich gemäß Gleichung 3.1 aus der vorhanden Messgröße des Hebelwegs s_{lev} :

$$\Delta V = \Delta s_{lev} \Big|_{p_{ref}} \frac{A_{mc}}{i_{mech}} = \Delta s_{lev,0} \frac{A_{mc}}{i_{mech}}. \quad (4.12)$$

Für die Startluftmenge gilt dann durch Einsetzen von Gleichung 4.12 in Gleichung 4.11

$$V_{air,0} = \Delta s_{lev,0} \frac{A_{mc}}{i_{mech}} \left(1 + \frac{p_{\infty}}{p_{ref}}\right) \quad (4.13)$$

Allgemein gilt dabei für jeden Datenpunkt i die druckabhängige Hebelwegsdifferenz

$$\Delta s_{lev}(i) = \frac{V(i)}{\frac{A_{mc}}{i_{mech}} \left(1 + \frac{p_{\infty}}{p_{ref}}\right)}, \quad (4.14)$$

mit dem druckabhängigen, komprimierten Luftvolumen nach Gleichung 4.9

$$V(i) = V_{air,0} \left(\frac{p_{\infty}}{p(i)}\right). \quad (4.15)$$

Durch die konstante Datenaufzeichnungsrate entspricht hier die Zeit t den Datenpunkten i . Die mechanische Übersetzung i_{mech} und die Querschnittsfläche des Kolbens im HBZ A_{mc} sind systemspezifische Parameter und müssen bekannt sein.

Damit ist die potentielle Menge der freien Luft bestimmt, jedoch noch nicht, ob es sich überhaupt um Luft handelt. Erst mithilfe einer Analyse der Charakteristik der Verschlechterung ist eine Aussage dazu möglich. Diese Methode erweitert damit den oben genannten Stand der Wissenschaft, für Systeme, die neben Luft noch andere Ursachen für eine gesteigerte Volumenaufnahme aufweisen können. So ist beispielsweise in Fahrversuchen im Rahmen dieser Arbeit eine gesteigerte Volumenaufnahme durch verschlissene Bremsbelägen aufgetreten (Abbildung 4.4).

Mithilfe der hergeleiteten Zusammenhänge lässt sich aus der Initialmessung eine Kurve $p_{\text{mod}}(s)$ modellieren, die eine hypothetische Veränderung durch Luft darstellt. Die Initialmessung beschreibt ein möglichst luftfreies System, um als Referenzzustand des Systems zu dienen. Da direkte Messgrößen der Bremsen-Messeinrichtung Druck und Hebelweg sind, ist ein Vergleich von Druck-Weg-Verläufen gegenüber Druck-Volumen-Kurven einfacher. Zwischen dem Hebelweg s_{lev} und der Volumenänderung besteht für moderate Kräfte ein konstantes Übersetzungsverhältnis durch die Hebelkinematik.

Um die Modellkurve zu erhalten, werden die Wegmessdaten der Initialmessung $s_{\text{ini}}(i)$ mit einem Luftmodell superponiert. Der zusätzlich zurückzulegende Weg zur Kompression der Luft $\Delta s_{\text{mod}}(i)$ ergibt sich als Differenz zwischen maximalem Hebelwegsunterschied aus der Startluft $\Delta s_{\text{lev},0}$ und dem aktuellen Unterschied aus der komprimierten Luft $\Delta s_{\text{lev}}(i)$ aus Gleichung 4.14

$$\Delta s_{\text{mod}}(i) = \Delta s_{\text{lev},0} - \Delta s_{\text{lev}}(i) \quad (4.16)$$

für jeden Datenpunkt i . Zu Beginn der Messung sind die Drücke gering und damit heben sich diese beiden Terme auf. Je stärker der Druck ansteigt, desto kleiner wird $\Delta s_{\text{lev}}(i)$, weil dieser Term die aktuelle Volumenaufnahme der Luft darstellt. Daraus ergibt sich der modellierte Druckverlauf

$$p_{\text{mod}}(s) = p(s_{\text{ini}}(i) - \Delta s_{\text{mod}}(i)). \quad (4.17)$$

Das heißt die Druckwerte der Initialkurve werden um die mit Luft modellierten zusätzlichen Hebelwege $\Delta s_{\text{mod}}(i)$ verschoben.

Zur Entscheidung, ob die zusätzliche Volumenaufnahme auf Luft zurückzuführen ist, dient das Bestimmtheitsmaß R^2 nach Gleichung 3.49. Dieses quantifiziert die Übereinstimmung der Verläufe des Modells und der Messung. Die Problematik der Aussagekraft des absoluten Wertes von R^2 ist in Unterkapitel 3.3 erläutert. Deshalb ist der Vergleich von Daten, deren reale Ursache durch eine gesicherte Kenntnis aus anderer Quelle existiert, notwendig. Im Rahmen von *Machine Learning* Verfahren ist die Rede von „gelabelten Daten“ [133].

Diese Daten bestehen im vorliegenden Fall aus insgesamt 20 Messungen an jeweils unterschiedlichen Fahrzeugen und Modellen. Davon sind 15 Daten positiv und 5 negativ gelabelt, wobei positiv für Luft als validierte Ursache steht. Die Validierung resultiert aus nachträglichen Entlüftungen.

Luft zeigt im Vergleich zu anderen möglichen Ursachen, die in Abschnitt 5.1.1 aufgeführt sind, eine progressivere Steifigkeit nach Gleichung 3.12. Dieses spezifische Verhalten führt bei geringen Drücken zu den größten Unterschieden mit anderen Ursachen. Empirische Tests verschiedener Eingangsgrößen zeigen die beste Unterscheidbarkeit bei Verwendung der Druck-Weg-Differenziale [5]. Weg-äquidistanten Druckwerte $p(s_{\text{lev}})$, für die gilt:

$$\Delta s_{\text{lev}} = s_{\text{lev}}(i + 1) - s_{\text{lev}}(i) = \text{konst.}, \quad (4.18)$$

Tabelle 4.1: Werte zweier Beispielmessungen

Messung	R^2	$P_{\text{air}} = 2 \phi(R^2(X))$
Schlechteste positive	0,9932	11,35 %
Beste negative	0,9883	0,008 %

ergeben das Differenzial des Druckes über den Weg durch die gemeinsame Zeitabhängigkeit:

$$p' = \frac{dp(s_{\text{lev}})}{ds_{\text{lev}}}. \quad (4.19)$$

Die mathematische Herleitung ist in [5, S. 7] ausgeführt. Ein Eingrenzen des zu vergleichenden Intervalls erscheint sinnvoll, sodass bei niedrigen Weg- und Druckwerten Unsicherheiten der Drucksensorik keine übermäßige Rolle spielen und bei hohen Drücken der Einfluss von Luft auf die Volumenaufnahme immer geringer wird. Somit sind folgende Grenzen für das Verfahren definiert:

$$s_{\text{lev}} > 5 \text{ mm} \quad (4.20)$$

$$p < 20 \text{ bar} \quad (4.21)$$

Die Berechnung von R^2 lautet dann nach Gleichung 3.49

$$R^2 = 1 - \frac{\sum_{i=1}^n (p'_{\text{mod},i} - p'_{\text{fin},i})^2}{\sum_{i=1}^n (p'_{\text{mod},i} - \bar{p}'_{\text{mod},i})^2}, \quad (4.22)$$

wobei $p'_{\text{fin},i}$ die nach Gleichung 4.19 differenzierten Druckwerte der finalen Messung mit gesteigerter Volumenaufnahme darstellen.

Eine Normalverteilung nach Gleichung 3.48 beschreibt die Verteilung der positiven Messungen gut. Die Auswertung der daraus erzeugten Dichtefunktion $\phi(R^2)$ liefert die statistische Bewertung neuer Messungen. Die empirischen Eingangsdaten liefern dafür den Mittelwert der positiven Daten mit

$$\bar{R}^2 = 0,9965. \quad (4.23)$$

Dieser Wert repräsentiert den Durchschnitt der gesichert positiven Messungen, sodass er vereinfacht einer Ursachenwahrscheinlichkeit von 100 % entspricht. Noch höhere Werte deuten nur daraufhin, dass bei diesen Messungen die Messunsicherheiten weniger Einfluss hatten. Da aber bei all diesen Messungen bekannt ist, dass die Ursache Luft ist, kann deren Mittelwert als gesichert angesehen werden.

Die Wahrscheinlichkeitsbewertung ist dann wie folgt definiert:

$$P_{\text{air}} = \begin{cases} \forall P_{\text{air}}(R^2(X) \geq \bar{R}^2) 100 \% \\ \forall P_{\text{air}}(R^2(X) < \bar{R}^2) \equiv 2 \cdot \phi(R^2(X)) \end{cases} \quad (4.24)$$

Zur Veranschaulichung dienen als Beispiel die positive Messung mit dem geringsten und die negative Messung mit dem höchsten R^2 Wert in Tabelle 4.1. Die Wahrscheinlichkeiten P_{air} zeigen ein robustes Verhalten. Selbst bei der *besten* negativen Messung ist die Wahrscheinlichkeit $P_{\text{air}} = 0 \%$ und die schlechteste positive wird gerade noch als solche erkannt. Gemäß der Definition in Gleichung 4.24 fangen positive erkannte Messungen, entgegen der sonst gebräuchlichen

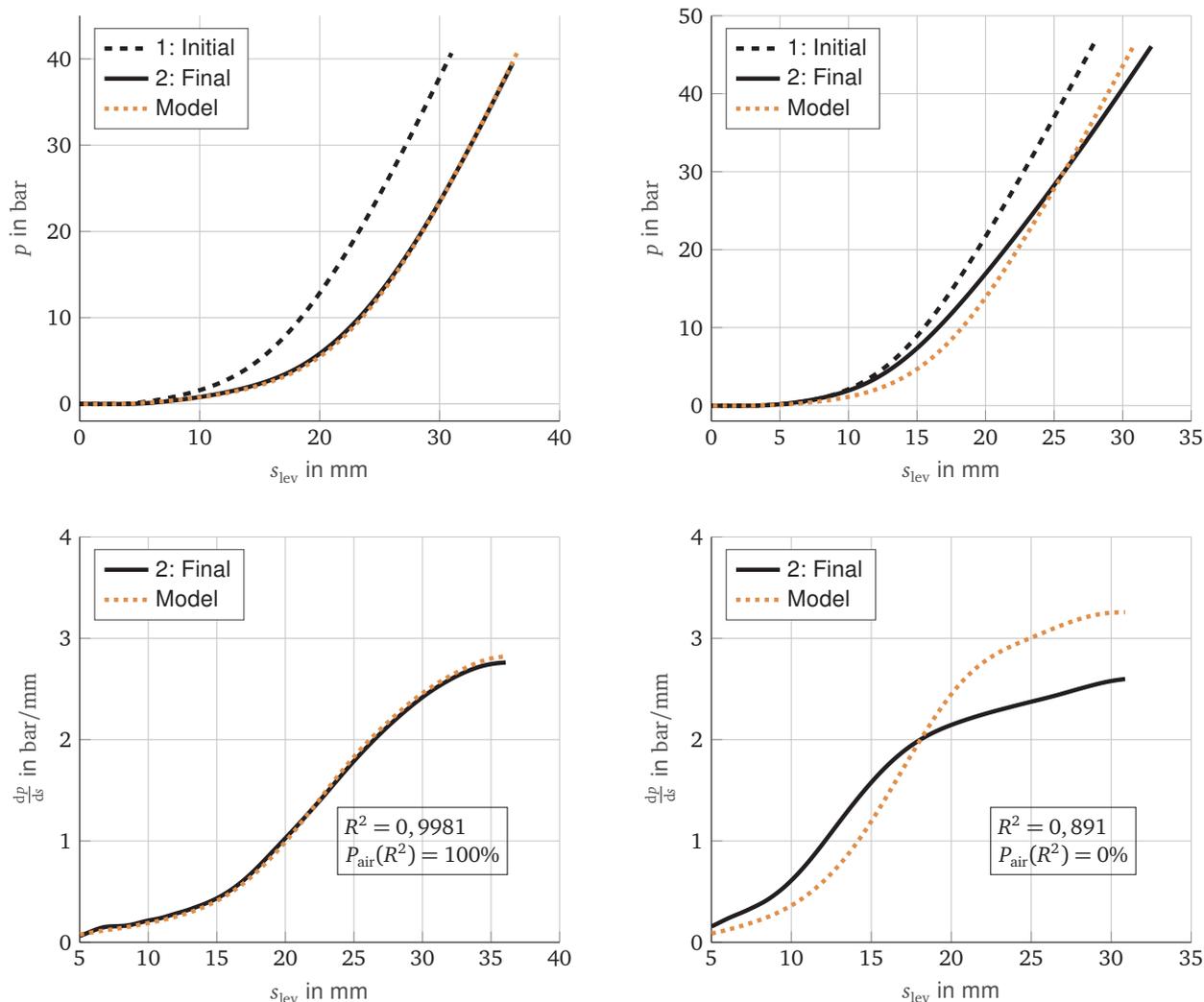


Abbildung 4.4: Darstellung der Luftdetektionsmethode. Links sind Messungen eines Fahrzeuges dargestellt mit bestätigter Luft als Ursache, rechts für eine Bremse mit verschlissenen Bremsbelägen, deren Rückenplatten durch den Verschleiß deformiert sind.

stochastischen Wahrscheinlichkeitsskala nicht bei 50 % an, sondern darunter. Die hier gezeigte schlechteste positive Messung liegt innerhalb 89 % aller normal verteilter positiver Messungen und ist damit wahrscheinlicher positiv als negativ. Dies würde gemäß dem üblichen Verständnis eigentlich einer Wahrscheinlichkeit größer 50 % entsprechen, ist aber hier $P_{air} = 11,35\%$. Eine entsprechende Umrechnung wäre ebenfalls möglich, jedoch ist mit der gewählten Variante eine feinere Differenzierung möglich. Zusätzlich würden dann keine Werte kleiner 50 % sinnvoll sein, weil diese bereits sicher negativ wären. Diese Definition kann zusätzlich durch die Datengrundlage begründet werden.

Die Normalverteilung basiert ausschließlich auf gesichert positiven Daten. Der Rand der Normalverteilung bildet auch den Rand von real positiven Messwerten ab. Diese sind folglich zwar nicht so deutlich messbar, aber sicher positiv und nicht negativ. Für die praktische Anwendung ist es dennoch sinnvoll, eine untere Grenze von

$$P_{air} > 10\% \quad (4.25)$$

zu definieren, um den Interpretationsaufwand zu reduzieren. Diese Methode liefert ein eindeutiges Kriterium für alle zur Verfügung stehenden Testdaten. Abbildung 4.4 zeigt zwei Beispiele

davon, wobei die linke Seite Messungen mit Luft als Ursache, validiert durch Entlüften zeigen. Graphisch liegen hier in beiden Diagrammen die modellierte und gemessene finale Kurve gut aufeinander. Der hohe Wert von $R^2 = 0,9981$ spiegelt dies zuverlässig wieder. Auf der rechten Seite ist eine negative Messung dargestellt, bei der eine verschleiß-induzierte Verbiegung der Bremsbelag-Rückenplatte ursächlich ist. Deutlich zu erkennen sind in beiden Diagrammen jeweils die Unterschiede der Übereinstimmung von modellierter Kurve und finaler Messung. Im unteren Druckbereich bis $p < 10$ bar ist der Einfluss der anfänglich hohen Kompressibilität von Luft deutlich. Die verschlissenen Beläge im rechten Diagramm zeigen eher eine konstant niedrigere Steifigkeit, als wäre eine mechanische Hookesche Feder mit dem Bremssystem in Reihe angeordnet.

Die unteren Diagrammen zeigen jeweils die differenzierten Drücke. Die Abweichungen sind graphisch deutlicher ausgeprägt als in den oberen Diagrammen. So ist der Unterschied bei niedrigen Drücken auf der rechten Seite deutlich und wird durch das progressive Kompressionsmodul von Luft gegenüber dem eher konstanten Kompressionsmodul der Messung hervorgerufen. Bei hohen Drücken entsteht die Abweichung durch das insgesamt geringere Kompressionsmodul der verschlissenen Beläge. Die differenzierten Werte führen folglich zu einer Verstärkung der Unterschiede und nutzen die physikalische Kenntnis des Fehlerfalls, in Form der progressiven Steifigkeit aus.

4.2.4 Diskussion und Ausblick

Die Menge an Eingangsdaten ist bei dieser Methode kritisch zu beurteilen. Die verwendeten 20 Messungen decken möglicherweise nicht ausreichend divers die Realität ab. Darüber hinaus könnten Messungen mit einer größeren Anzahl unterschiedlicher Systeme die Robustheit erhöhen bzw. nachweisen.

Die Zuverlässigkeit der Methode steigt mit größeren Volumenunterschieden. Der Test verschiedener Daten zeigt, dass eine Mindestmenge von $V_{\text{air},0} > 0,05 \text{ cm}^3$ notwendig ist, um false positiv Ergebnisse durch die noch gute Übereinstimmung der Kurve zu verhindern. Darunter spielen nicht beherrschbare Einflüsse eine zu große Rolle. Hierzu zählt auch der Einfluss der Messunsicherheiten gemäß Gleichung 4.6.

Neben einer Mindestschwelle ist die Robustheit von sich überlagernden Fehlern noch zu untersuchen. In Zukunft könnte die empirische Analyse weiterer Fehlerbilder diese Methode erweitern. Damit ergäbe sich eine andere Berechnung oder Bestimmung der Modellkurven, der Vergleich bleibt jedoch bestehen. Mögliche Erweiterungen mit ausreichend großem Datensatz könnten durch *Machine Learning* Methoden zur Mustererkennung gelingen. Ähnliche Versuche in anderen Tests wurden bereits in der Literatur diskutiert [134, 135].

4.2.5 Zusammenfassung

Die Methode zur Messbarkeit der weichen Bremse besteht aus zwei Anteilen: Die erste Komponente ist eine spezifische Messtechnik, die die Volumenaufnahme von Motorrad-Bremssystemen bestimmt. Die zweite Komponente besteht aus einer empirischen Methodik zur Luftdetektion bei erhöhter Volumenaufnahme. Damit ist nun erstmalig die Quantifizierung der potentiellen Luftmenge im System deutlich unterhalb der menschlichen Wahrnehmbarkeitsschwelle und eine Zuverlässigkeitsbewertung der angenommenen Ursache möglich. Diese Methodik ermöglicht die zwingend notwendigen Versuche zur Reproduktion innerhalb der Systemanalyse der RCA, die im folgenden beschrieben sind.

5 Systemanalyse

Dieses Kapitel umfasst fast alle Umfänge der 2. Phase: Systemanalyse der vorgestellten RCA aus Abbildung 4.1. Ausschließlich die Messbarkeit des Problems als ersten Schritt der *Blackbox*-Strategie wurde durch deren methodische Bedeutung bereits in Abschnitt 4.2.2 erläutert. Demzufolge ist der Hauptteil der durchgeführten Untersuchungen zum Problem der weichen Bremse in diesem Kapitel verankert. Beginnend mit der *Bottom-Up*-Strategie, der Untersuchungen an Subsystemen, schließen sich die Untersuchungen der *Blackbox*-Strategie am Gesamtfahrzeug an.

Der letzte Schritt der vorhergehenden ersten Phase, ist die Fehlerdiagnose zum Aufzeigen aller möglichen Ursache-Wirkungen. Diese sind der Übersichtlichkeit wegen in diesem Kapitel in Abbildung 5.1 aufgeführt. Die entsprechenden Hypothesen resultieren teilweise aus den Ergebnissen der *Bottom-Up*-Strategie und repräsentieren damit den finalen Stand des iterativen Verbesserns der Diagnose.

Der erste Schritt in der Systemanalyse ist die Bewertung der Komplexität. Unterkapitel 4.2 legt den aktuellen Stand der Wissenschaft der möglichen Ursachen zu diesem Problem dar und zeigt auch, dass Phänomene wie Gaskavitation der Flüssigkeit bisher keine Erwähnung im Bezug auf eine weiche Bremsen finden. Zusätzlich ist durch die Datenanalyse in Abschnitt 2.1.1 bekannt, dass dieses Problem bereits seit einigen Jahren ohne Kenntnis der Ursache existiert. Da eine der Zielgrößen im vorliegenden Forschungsprojekt auch die Verwendung von Ursache-Wirkungs Erkenntnissen für zukünftige Entwicklungsprojekte ist, wird die optionale *Bottom-Up*-Strategie durchgeführt.

Da im Rahmen dieser Arbeit beide Strategien parallel verfolgt wurden, dienen die Ergebnisse der *Bottom-Up*-Strategie für die Planung in der *Blackbox* Strategie und umgekehrt, um so die endgültige Ursache zu determinieren.

5.1 Bottom-Up-Strategie

5.1.1 Ursachen

Abbildung 5.1 zeigt eine Übersicht aller möglichen Ursachen des Symptoms einer weichen Bremse nach der Definition aus Unterkapitel 2.1. Als Darstellung dient ein Ishikawa Diagramm gemäß den aufgezeigten Methoden einer RCA. Unberücksichtigt sind temporäre Probleme, wie das Hochtemperatur-Bremsen-Fading [3, S. 752, 136, S. 44]. Hier degradiert der Reibwert zwischen Belag und Scheibe mit zunehmender Temperatur, sodass sich die Übersetzung zwischen Pedalkraft und Fahrzeugverzögerung reduziert. Dies ist ein reversibler materialabhängiger Temperatureffekt.

Der einzige Spezialfall ist die Dampfblasenbildung, die zwar nur in voller Stärke während des hohen Temperatureintrags auftritt, allerdings verbleiben auch nach Abkühlen in der Regel Luftblasen im System [7]. Während des Siedens desorbiert gelöste Luft, weil diese durch den Keim der Dampfblase aus der Flüssigphase mitgerissen wird und als freie Luft im System verbleibt [53, S. 31]. Abschnitt 3.2.4 zeigt die verschiedenen Kavitationsphänomene und ordnet diese ein.

Die übrig bleibenden Ursachen können in sechs verschiedene Hauptursachen unterteilt werden. Die meisten Ursachen sind im Stand der Technik bekannt und im folgenden zusammengefasst und ergänzt. Die objektiven Kennwerte, wie zur Beschreibung des Druckpunktes aus Unterkapitel 4.2 dienen hier zur Beschreibung der Ursachen.

- **Undichtigkeiten** führen zu einem stetigen Volumen- und damit Steifigkeitsverlust [3, S. 750]. Durch die erhöhte Volumenaufnahme kann ein sicherheitskritisches Nachgreifen während einer Bremsung erforderlich werden, also erhöht sich s_{nom} während der Bremsung.
- **Totwege:** Mechanische Lagerspiele verlängern den Leerweg [3, S. 750]. Da die Steifigkeit des Systems unbeeinflusst bleibt, vergrößern sich s_{dp} und s_{pp} im gleichen Maße, sodass die Wahrnehmbarkeit des Druckpunktes gleich gut bleibt, dieser aber um den zusätzlichen Leerweg verschoben ist. Diese Druckpunktverschiebung fällt gemäß der Definition aus Unterkapitel 2.1 unter den Begriff einer weichen Bremse. Da sich die Steifigkeit des Systems bei Druckaufbau nicht ändert, vergrößert sich s_{nom} im gleichen Maße.
- **Lüftspiel:** Ein erhöhtes Lüftspiel, z. B. durch ein zu großes Roll-Back [17, S. 124], führt ebenfalls zu einer Leerwegsverlängerung [1, S. 159]. Der Seitenschlag der Scheibe [3, S. 695] ist zwar genauso relevant, wird jedoch erst durch mindestens eine Umdrehung des Rades „aktiv“ und kann somit nicht vollständig in einem quasi-stationären Messverfahren detektiert werden.
- **Mechanische Elastizitäten** wirken sich auf den Gradienten der Kraft-Weg-Kurve aus. Dies kann auch zu einer geringeren Wahrnehmbarkeit des Druckpunktes führen, in jedem Fall aber zu einer Erhöhung des nominellen Leerwegs s_{nom} . Abbildung 4.4 zeigt anhand einer Messung die Auswirkungen einer deformierten Rückenplatte, wie sie auch ERIKSSON et al. [137, S. 31] beschreibt. Schrägverschlissene Beläge sind ebenfalls als Ursache bekannt [134, S. 440]. Weitere bekannte Ursachen sind erhöhte Volumenaufnahmen durch Bremsleitungen [4] oder eine geschirmte Scheibe [17, S. 247].
- **Dampfblasen** entstehen, wie bereits erwähnt, bei Überschreiten der Verdampfungstemperatur und reißen Luftblasen aus der Flüssigkeit heraus. Neben dem akuten Problem der erhöhten Kompressibilität verbleiben Luftblasen auch nach Abkühlen im System. Typische Ursachen sind nicht nur extreme Bremsprofile, sondern auch zu hohe Restbremsmomente, beispielsweise durch defekte Sattel-Kolbendichtungen.
- **Freie Luft** wirkt sich durch die hohe Kompressibilität im Vergleich zur Volumenaufnahme des Systems je nach Menge stark auf den Kraft-Weg-Verlauf aus. Die Druckpunktlage s_{dp} und s_{pp} vergrößern sich und deren Differenz nimmt zu, was zu einer schlechteren Dosierbarkeit der Bremse führt [5, S. 10]. Auch s_{nom} nimmt zu. Bei hohen Drücken erscheint die Steifigkeit des Systems durch die starke

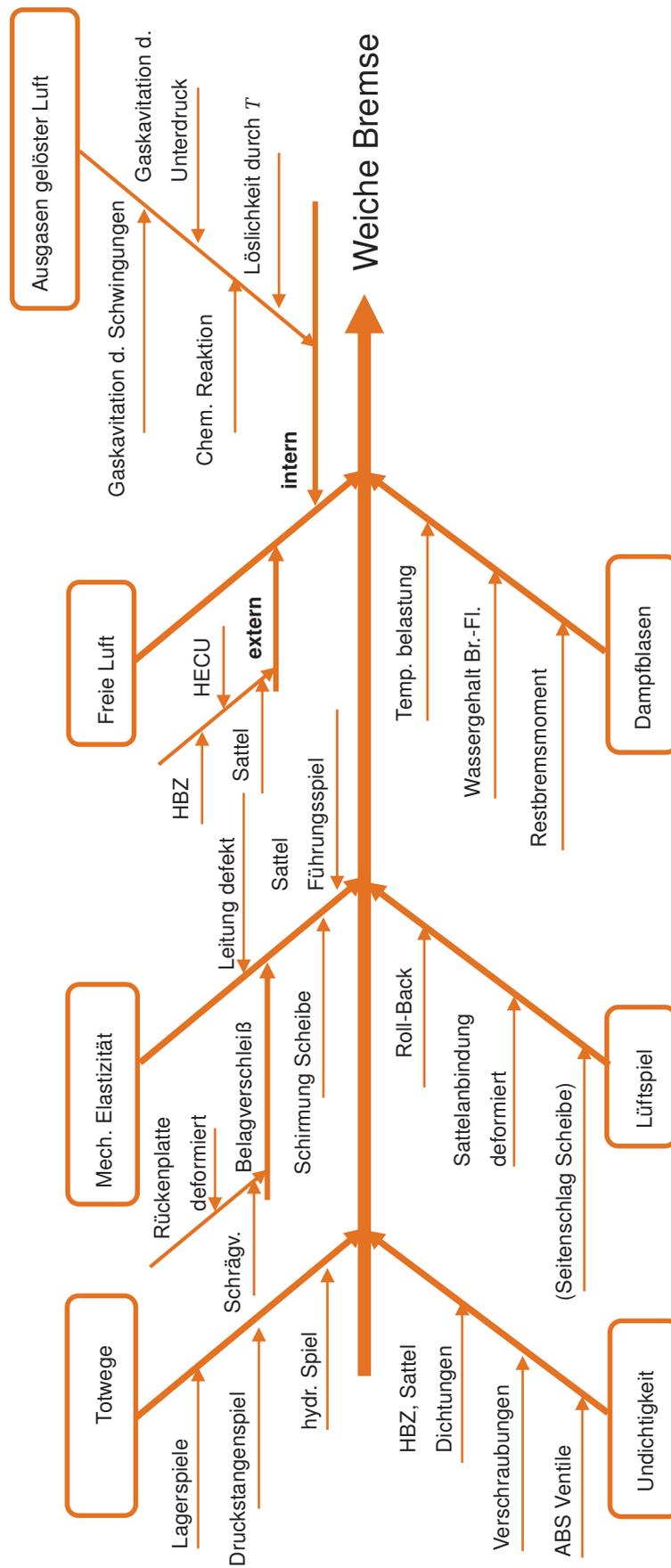


Abbildung 5.1: Ishikawa Diagramm zur Darstellung der möglichen Ursache-Wirkungen einer weichen Bremse

Kompression der Luft wieder normal. Abbildung 4.4 zeigt eine beispielhafte Messung. Es können zwei Herkunftsorte unterschieden werden: Luft kann extern über Dichtstellen in das System eindringen oder intern durch Ausgasungen entstehen [46]. Den internen Entstehungsmechanismen wird eine besondere Aufmerksamkeit in dieser Arbeit zuteil.

Diese Auflistung erweitert den Stand der Wissenschaft. Damit ist eine weitere der eingangs gestellten Forschungsfragen beantwortet: Die Auflistung aller möglichen Ursachen.

5.1.2 Eingrenzung

Für das reale Problem der weichen Bremse an den Modellen C ist eine Eingrenzung aller vorgestellten Ursachen für die weiteren Untersuchungen notwendig. In der Praxis ist üblicherweise der Ausschluss vieler Ursachen zu Beginn unmöglich, weil meist zusätzliche Untersuchungen oder Daten erforderlich sind. Die zu Beginn in der Datenanalyse der RCA erhobenen Daten aus Abschnitt 2.1.1, zeigen bereits einen starken Hinweis auf die Ursache *Freie Luft*. Die Felddaten zeigen außerdem, dass eine Entlüftung eines betroffenen Bremssystems zumindest temporär zu einer Verbesserung oder Behebung des Problems führt. Tatsächlich wird diese Aussage jedoch durch den häufig gleichzeitigen Tausch von Bremsbelägen bei einer Entlüftung verzerrt. Ein zusätzlicher Einfluss durch Belagverschleiß wie eine bei diesem Modell mögliche deformierte Rückenplatte, kann erreichte Verbesserungen überlagern. Im Rahmen der Erprobungen in 5.2.1 sind diese zusätzlichen Einflussgrößen durch die Verwendung von Mess-Bremsbelägen reduziert.

Undichtigkeiten als Ursache scheiden durch die Analyse von Fahrzeugen mit weicher Bremse aus. Keines dieser Fahrzeuge zeigt Flüssigkeitsleckagen oder zu geringe Flüssigkeitsfüllstände.

Ebenfalls zeigen Fahrzeuge, in denen eine weiche Bremse entsteht, kein zusätzliches *Lüftspiel* zwischen Teststart und Testende. Eine *Dampfblasenbildung* könnte in der Realität zum Entstehen der weichen Bremse beitragen, sofern Fahrer beispielsweise dauerhaft den Fußbremshebel betätigen oder das Druckstangenspiel falsch eingestellt haben. Dieser Fall ist unwahrscheinlich und konnte in Erprobungstests durch eine Aufzeichnung der Scheiben- und Satteltemperaturen ausgeschlossen werden. Damit fallen bereits die ersten drei Ursachen unterhalb des großen Pfeils in Abbildung 5.1 weg.

Die *Totwege* können ebenfalls das Problem in der Realität überlagern, vor allem bei Fahrern, die bereits längere Zeit seit dem letzten Werkstattaufenthalt relativ viele Kilometer zurückgelegt haben. Im Falle der Erprobungen konnten auch diese Parameter überwacht und damit als Ursache bei Auftreten einer weichen Bremse vernachlässigt werden.

Die *mechanischen Elastizitäten* haben einen signifikanten Einfluss auf die Entstehung einer weichen Bremse. In einer Erprobung mit starker Belastung der HR-Bremse, konnte durch die Verformung der Belagrückenplatte eine zusätzliche Volumenaufnahme mit der Bremsen-Messeinrichtung in Abbildung 4.4 gemessen werden. Mithilfe der gezeigten Methode zur Luftdetektion aus Abschnitt 4.2.3 kann diese zusätzliche Volumenaufnahme von der, verursacht durch Luft unterschieden werden. Darüber hinaus kann dieser Einfluss für die Messung mit der Bremsen-Messeinrichtung, durch die Nutzung von einmal eingeschliffenen Mess-Bremsbelägen ausgeschlossen werden. Diese werden nur für die Messung verwendet und verändern ihre Steifigkeit damit im Verlauf des Tests nicht. Die restlichen mechanischen Einflüsse können ebenfalls durch stetige Kontrolle und Messung überprüft und ausgeschlossen werden.

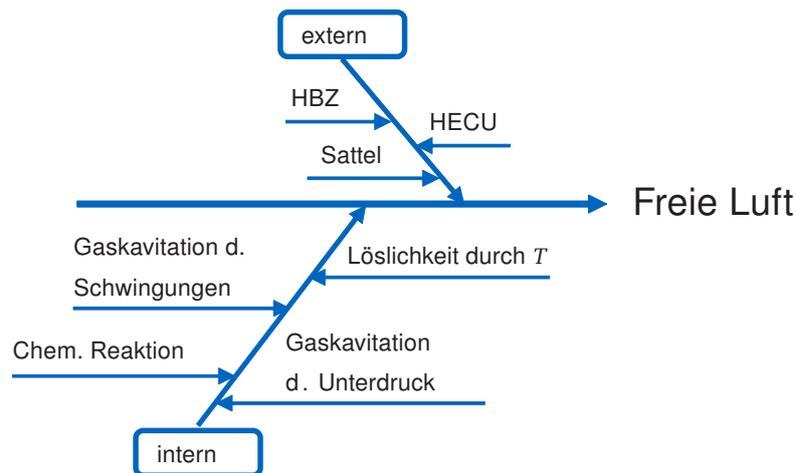


Abbildung 5.2: Resultierende Ursache-Wirkungen des vorliegenden Problems der weichen Bremse

Somit verbleibt als in Frage kommende Ursache *Freie Luft*. Das resultierende Teil-Diagramm ist in Abbildung 5.2 abgebildet.

Zur weiteren Eingrenzung dienen Unterdruckmessungen an verschiedenen Komponenten. Diese können die Möglichkeit von externem Lufteintrag bewerten. Messungen am HBZ [9, S. 25] und der HECU [138, S. 39] zeigen keine relevanten Leckagen bei Unterdruck. Der Sattel wird an späterer Stelle als Ursachenort ausgeschlossen, sodass dessen Messung hinfällig ist.

Damit resultiert als Ursache nur noch die Möglichkeit der internen Luftentstehung durch Desorption gelöster Luft. Die Untersuchung dieser Eigenschaften ist Inhalt des folgenden Abschnitts.

Damit ist nun offensichtlich, wie wichtig ein Abgleich der Ergebnisse und entsprechende Iteration beider RCA Strategien ist. Die Versuche der Reproduktion der Blackbox-Strategie liefern die Ausschlussinformationen und grenzen damit die Varianten der möglichen *Bottom-Up* Strategien deutlich ein.

5.1.3 Luftlöslichkeit von Bremsflüssigkeit

Die Beobachtungen des Zusammenspiels von Luft und Bremsflüssigkeit in Abschnitt 2.2.1 verdeutlichen die Notwendigkeit der Untersuchung von Luftlöslichkeit in Bremsflüssigkeit. Nicht nur fehlende Daten zur Temperaturabhängigkeit, sondern auch die Löslichkeitsdynamik stellen Lücken im Stand der Wissenschaft dar. Zur Sicherstellung der fehlerfreien Funktion und zur Erklärung aller auftretenden Phänomene, die in irgendeiner Form mit Gas im System korrelieren, ist diese Kenntnis erforderlich. Im Folgenden ist der aktuelle Stand der Wissenschaft erläutert. Verschiedene Experimente sollen im Anschluss einige der vorhandenen Lücken schließen.

Stand der Wissenschaft

Abschnitt 3.2.4 erläutert bereits die allgemeinen Zusammenhänge von Gaslöslichkeit in Flüssigkeiten, insbesondere die gängigen Koeffizienten, deren Eigenschaften und physikalisch-chemischen Modelle des Austauschvorganges. Für die vorliegende Arbeit ist der Spezialfall der Luftlöslichkeit relevant, weil im Fahrzeug Bremsflüssigkeit mit Luft im Austausch steht.

Luft ist ein Gasmisch, worin die beiden unpolaren Gase Stickstoff N_2 , mit einem Anteil von 78 % und Sauerstoff O_2 mit 21 % zusammen die Hauptbestandteile darstellen. Tatsächlich

ist zu erwarten, dass die Löslichkeiten dieser beiden Stoffe, wie es auch bei Wasser [59, S. 31, 65] und vielen anderen Substanzen [66] der Fall ist, unterschiedliche sind. Dennoch kann die Luftlöslichkeit in diesen Beispielen ausreichend genau durch lineare Addition der Löslichkeitswerte von Stick- und Sauerstoff angenähert werden.

Für die letztendlichen Eigenschaften von Bremsflüssigkeit in der Anwendung eines Bremssystems spielt die Unterscheidung nach Gaszusammensetzung nur eine untergeordnete Rolle. Relevant ist die Menge an verfügbarem Gas, also Luft, die absorbiert und dementsprechend desorbiert werden kann. Die Desorption führt zu freier Luft im System und damit zu dem gesuchten Fehlerbild. Die Betrachtung von reiner Luftlöslichkeit spielt im Gegensatz zur Anwendung in der Chemie vor allem in technischen Anwendungen eine wichtige Rolle. So entstanden in der Luft- und Raumfahrt [79] und in zahlreichen anderen hydraulischen Anwendungen [77, 139–141] zahlreiche Untersuchungen.

Die theoretische Betrachtung und Vorhersage der Löslichkeiten über die freie Enthalpie aus Abschnitt 3.2.4 ist an dieser Stelle nicht zielführend, weil die erforderlichen Stoffdaten nicht existieren bzw. erst durch Prinzipversuche ermittelt werden müssten.

Im Folgenden sind die zwei Themen nach dem Stand der Wissenschaft aufgeführt: Temperaturabhängigkeit der Löslichkeit und Löslichkeitsdynamik

Temperaturabhängigkeit

Die Messung und Berechnung der Temperaturabhängigkeit von Luftlöslichkeit ist seit vielen Jahren Inhalt zahlreicher Veröffentlichungen. Damit ist das langsam erreichte Löslichkeitsgleichgewicht in Abhängigkeit der Temperatur gemeint. Bis heute existieren jedoch keine allgemeingültigen Modelle für beliebige Stoffkombinationen. Es wird mithilfe des sog. Temperaturkoeffizienten $\frac{dx_g}{dT}$ das grundsätzliche Verhalten unterschieden. Sinkt die Löslichkeit mit der Temperatur, so ist $\frac{dx_g}{dT} < 0$ und vice versa.

Für Bremsflüssigkeit existieren bislang in keiner öffentlich zugänglichen Datenbank empirische Daten anderer Forschungsgruppen. Ausschließlich Herstellerangaben und nicht veröffentlichte Laboruntersuchungen zeigen widersprüchliche Ergebnisse. EISELE et al. [10] haben erstmals eine Untersuchung mit einem einfachen Prüfstand durchgeführt. Die Ergebnissen weisen zwar eine Messunsicherheit von ca. 25 % auf, zeigen allerdings einen positiven Temperaturkoeffizienten $\frac{dx_g}{dT} > 0$. Abbildung 5.3 gibt einen Überblick der Temperaturabhängigkeit von der Luftlöslichkeit einiger gängiger Flüssigkeiten. Die große Mehrheit der Flüssigkeiten zeigen entweder keine starke oder eine positive Temperaturabhängigkeit. Wasser, die gängigste und wichtigste Flüssigkeit für den Menschen, zeigt hingegen einen deutlich negativen Temperaturkoeffizienten. Der Irrtum, dass Wasser als Standardmodell für die meisten anderen Flüssigkeiten dient, ist in Fachbüchern dennoch verbreitet [42, S. 677]. Das Diagramm zeigt zudem den Einfluss der Koeffizientenwahl. Bei der molaren Löslichkeit sind die beiden Stoffe Dimethylether Polyethylen Glykol (DEPEG) und Olivenöl, die einzige annähernd vergleichbaren Flüssigkeiten zu Bremsflüssigkeit, die $\frac{dx_g}{dT} > 0$ aufweisen. Für Hydraulan 404 sind die weiter unten präsentierten Messungen und die Herstellerangaben (Ref.) dargestellt. Diese zeigen beide $\frac{dx_g}{dT} > 0$. Die Flüssigkeit ist daher in Bezug auf die Temperaturabhängigkeit der Löslichkeit deutlich von Wasser abzugrenzen. Die relativ starken Wasserstoffbrückenbindungen zur intermolekularen Wechselwirkung könnten den Unterschied erklären.

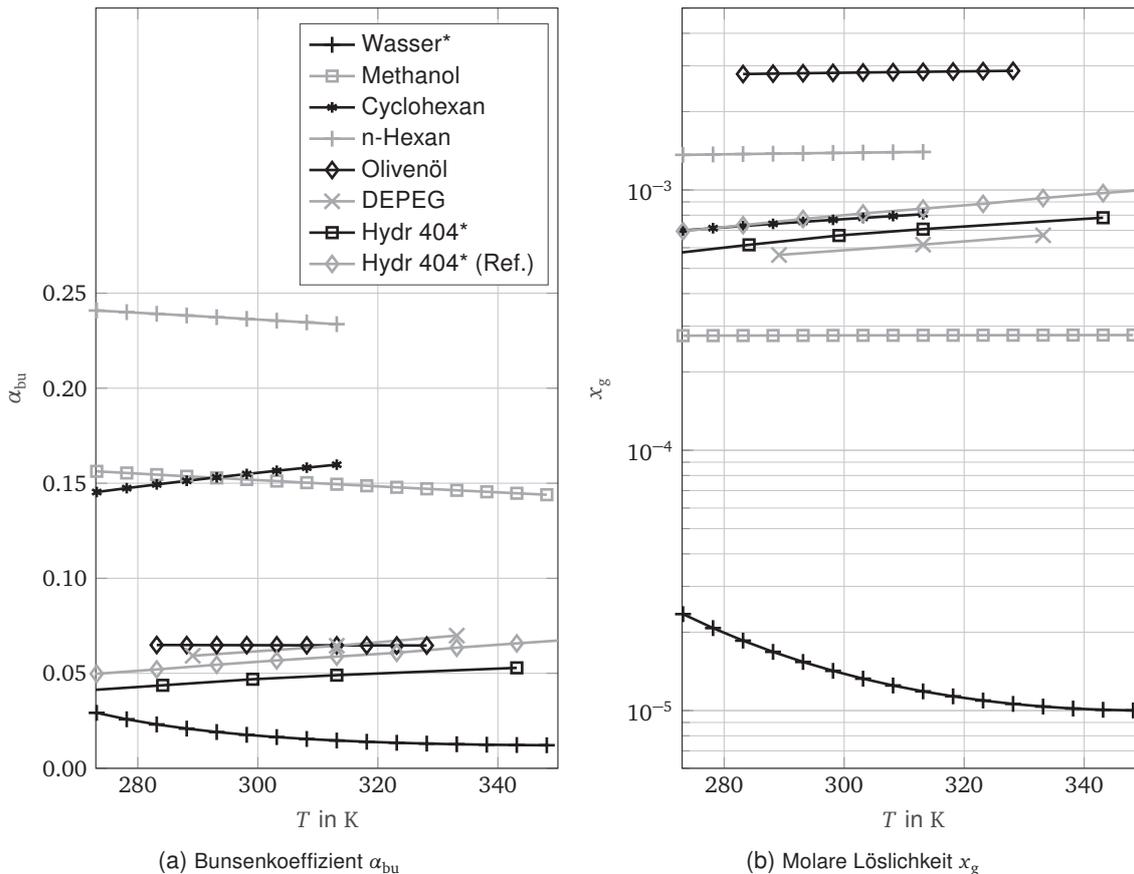


Abbildung 5.3: Darstellung der Temperaturabhängigkeit für N_2 bzw. falls verfügbar Luft-Löslichkeiten (mit * markiert) in verschiedenen Flüssigkeiten [25, 61, 66, 67, 142, 143]. Die Legende gilt für beide Diagramme.

Neben der Herausforderung zuverlässiger Löslichkeitsmessungen wird damit deutlich, wie wichtig die Messung der Luftlöslichkeit in Bremsflüssigkeit ist. Eine ausführliche Diskussion der chemisch physikalischen Grundlagen bezüglich der Temperaturabhängigkeit ist der Veröffentlichung von EISELE und SAGMEISTER [25] zu entnehmen.

Löslichkeitsdynamik

Neben den Gleichgewichten der Löslichkeit ist in technischen Anwendung das transiente Verhalten relevant. Mithilfe entsprechender Kenntnis können Modelle Aussagen über das Momentanverhalten von Systemen geben. Die phänomenologische Beschreibung der Löslichkeitsdynamik befasst sich mit der Beschreibung der Geschwindigkeit des Austauschvorganges in Abhängigkeit der Prozessgrößen. ZHOU et al. [116] stellen die in der Wissenschaft vorhandenen Modellierungsmethoden ausführlich vor, sodass im Folgenden nur eine Zusammenfassung erfolgt.

Neben detaillierten und entsprechend aufwendigen Computational Fluid Dynamics (CFD) Zweiphasenmodellen, werden kontinuierliche Ansätze verwendet. Die sog. „one-fluid flow“ Modelle weisen deutlich reduzierten Modellierungsaufwand durch die Annahmen von gleichmäßig verteiltem Gas in der Flüssigphase auf. Damit sind „lumped parameter“ Modellierungen möglich und führen zur numerischen Beherrschbarkeit komplexer Systeme [62, S. 281].

Diese Art der Modellierung wurde bereits erfolgreich für hydraulische Systeme angewandt [68, 115, 144]. Jedoch bleibt bei den meisten bisherigen Methoden ein zentrales Problem der

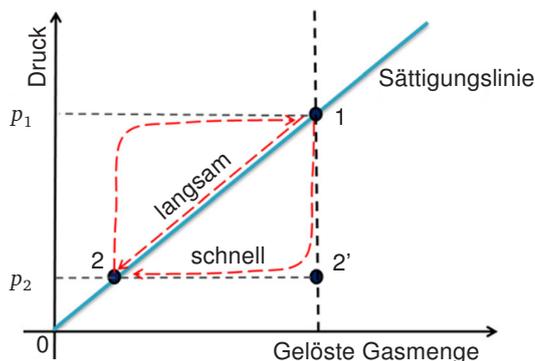


Abbildung 5.4: Darstellung der Dämpfung der Löslichkeitsdynamik von Gasen in Flüssigkeiten, nach [116, S. 2]

Dynamik bestehen: Zwar können Verdampfung und Kavitation ausreichend genau beschrieben werden, nicht aber die Dynamik der Gaskavitation.

Hier wird meist vereinfachend das Henry-Dalton-Gesetz aus Gleichung 3.19 angesetzt. Da dieses Gesetz aber ausschließlich den GGZ beschreibt, fehlt die Information, mit welcher Dynamik dieser erreicht wird. Abbildung 5.4 veranschaulicht diesen Zusammenhang: Bei schneller Druckabsenkung vom Ausgangsdruck p_1 auf p_2 folgt die gelöste Menge an Gas nur verzögert dem neuen GGZ. Geschieht die Druckänderung langsam, so folgt sie der linearen Vorhersage der Sättigungslinie. Das gilt entsprechend für Absorption. Diese Verzögerung stellt folglich eine Dämpfung des Vorgangs dar.

Die in Abschnitt 3.2.3 bereits erwähnten Untersuchungen von GIROD et al. zeigen, dass die Ausgasung, abhängig von Druck, Turbulenz und Kavitationskeimen, in kurzer Zeit geschieht, das Reabsorbieren aber deutlich länger dauert. Dieser Zusammenhang wird von vielen weiteren Quellen qualitativ bestätigt [116, 141, 145]. Die Versuche in Unterabschnitt 5.1.3 bestätigen diesen Zusammenhang für Wasser und Bremsflüssigkeit und quantifizieren den Unterschied.

Die Versuche zeigen außerdem, dass die Durchmischung des Systems ebenfalls einen großen Einfluss hat: Je größer die Durchmischung, desto geringer ist diese Dämpfung.

ZHOU et al. [116] schlagen ein phänomenologisches Modell zur Dynamikbeschreibung vor. Dazu wird analog zur Formulierung von Dampfkavitation die Transportgleichung unter Verwendung der Rayleigh-Plesset-Gleichung aufgestellt. Die beiden Fälle der Absorption und Desorption sind darin durch eine Fallunterscheidung in Abhängigkeit der Zustandsgrößen berücksichtigt. Die Gasabgabe bzw. der Massenanteil an freiem Gas f_g ist darin definiert durch folgende Gleichung [116, S. 3]:

$$\frac{df_g}{dt} = \begin{cases} \frac{k_1}{\tau} (f_{g,H} - f_g) \sqrt{|p_\infty - p|}, & (f_g \leq f_{g,H}) \\ -\frac{k_2}{\tau} f_g \sqrt{|p - p_\infty|}, & (f_g > f_{g,H}) \end{cases}$$

Darin tauchen die empirisch zu bestimmenden Konstanten k_1 , k_2 , die Zeitkonstante $\tau_{\beta_{\text{abs}}}$ und der Gasanteil im GGZ $f_{g,H}$ auf. Folglich repräsentiert der obere Fall der Gleichung Desorption, der untere Absorption. Für eine konstante Druckänderung ist also die Geschwindigkeit von der Konzentrationsdifferenz ($f_{g,H} - f_g$) abhängig ist damit an das 1. Ficksche Gesetz angelehnt. Die Konzentrationsänderung folgt gemäß Gleichung 3.34 einem exponentiellen Verlauf, den

die Versuche im Folgenden bestätigen. Dieses Modell wird von weiteren Quellen verwendet, jedoch ohne experimentelle Validierung [144]. ZHOU et al. führen eine Validierung des Modells für Drücke $p > 5$ bar anhand von Messungen in einer Hubkolbenmesseinrichtung durch. Eine Übersicht solcher Messsysteme kann der Literatur entnommen werden [10, 25]. Für Drücke $p < 5$ bar liefert das Modell keine gut übereinstimmenden Ergebnisse und für Drücke $p < 0,9$ bar, also dem Bereich, der für Ausgasung von atmosphärisch gesättigten Flüssigkeiten von besonderem Interesse ist, existieren keine Messergebnisse. Zu beachten ist außerdem die Randbedingung, dass die ermittelten empirischen Werte nur für ungerührte Systeme mit konstanter Austauschfläche gelten. Folglich ist das Modell vereinfachend und die Validierung unvollständig.

Dieses Modell basiert auf der Messung empirischer Stoffwerte. Die angegebenen Werte, gelten daher nur für das verwendete Hydrauliköl mit möglicherweise völlig anderen Eigenschaften als bei Bremsflüssigkeit. Dennoch ist mit $k_1 = 2000 \gg k_2 = 0,1$ auch hier eine starke Asymmetrie der Zeitkonstanten für Absorption und Desorption den Daten aus [116] zu entnehmen.

Das gezeigte Modell beschreibt also die Geschwindigkeit der Gasab- und -aufnahme in Abhängigkeit der Wurzel der Druckdifferenz, wobei eine höhere Differenz auch eine höhere Geschwindigkeit zur Folge hat. Die Asymmetrie für Absorption und Desorption ist durch k_1 und k_2 abgebildet.

In Experimenten an Hydraulikölen konnten SCHRANK et al. [146, S.9] bestätigen, dass die Desorptionsgeschwindigkeit vom Druckgradienten abhängt. KIM et al. [117] messen eine zusätzliche Temperaturabhängigkeit. Je größer der Druckgradient und je höher die Temperatur, desto größer die Desorptionsgeschwindigkeit. Erklärt werden können diese Eigenschaften durch die Stofftransportgleichung der Diffusion im Folgenden.

Die anschließend vorgestellten Ergebnisse bestätigen, erweitern und widerlegen teilweise diese Annahmen und Beobachtungen.

Vorgehen

Zwei Prüfstandstypen kommen für diese Arbeit zum Einsatz: Hubkolben-Prüfstände zur isobaren Absorptions- und Desorptionsmessung [10, 25, 147] und ein isochorer Desorptionsprüfstand [148].

Die Hubkolbenprüfstände sind ausführlich in den genannten Veröffentlichungen beschrieben, sodass an dieser Stelle nur deren Funktionsprinzip, nicht aber konstruktive Details oder eine Messungenauigkeitsbewertung vorgestellt werden. Abbildung 5.5 zeigt die neueste Entwicklungsstufe dieses Prüfstandes.

In der Prüfkammer im oberen Bereich wird die zu testende Flüssigkeit mit einer definierten Luftmenge bei einem gewünschten Initialdruck p_1 vorkonditioniert. Durch dauerhaftes Rühren bei konstantem geregelter Druck stellt sich nach einer experimentell ermittelten Wartezeit das Sättigungsgleichgewicht ein. Für Bremsflüssigkeit geschieht dies beispielsweise innerhalb von 4 h. Eine anschließende Kompression führt zu einer Verkleinerung der Prüfkammer und damit zu einem höheren Messdrucks p . Dazu treibt ein Schrittmotor über ein Schneckenradgetriebe eine Spindel an, die den Zylinder dem stehenden Kolben entgegen nach unten bewegt. Durch Regelung des Messdrucks stellt sich langsam das Sättigungsgleichgewicht ein. Währenddessen wird das Volumen der Prüfkammer durch die Druckregelung verkleinert, um das von der Flüssigkeit absorbierte Luftvolumen auszugleichen. Diese zusätzliche Volumenverringerng in Form eines zurückgelegten Hubes ist die zentrale Messgröße des Prüfstandes.

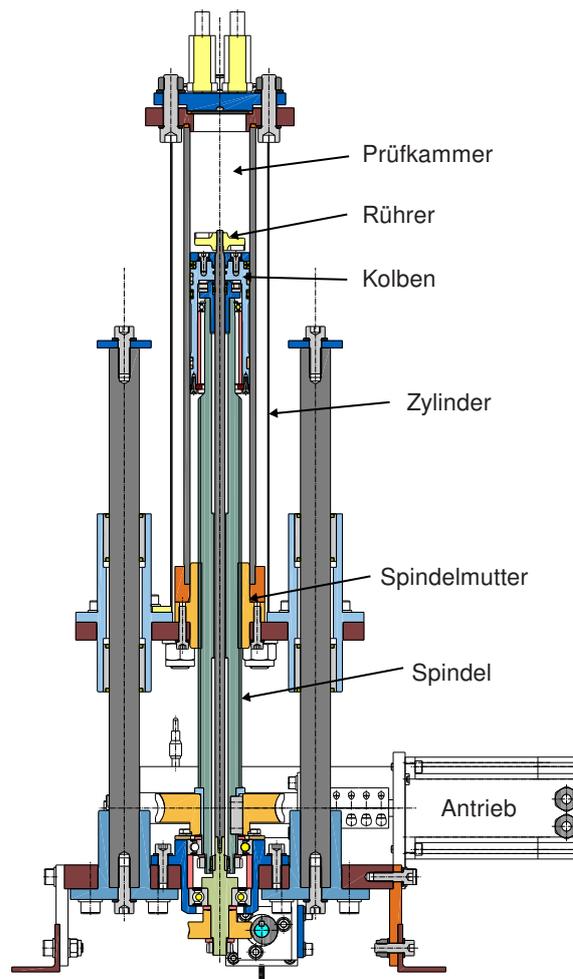
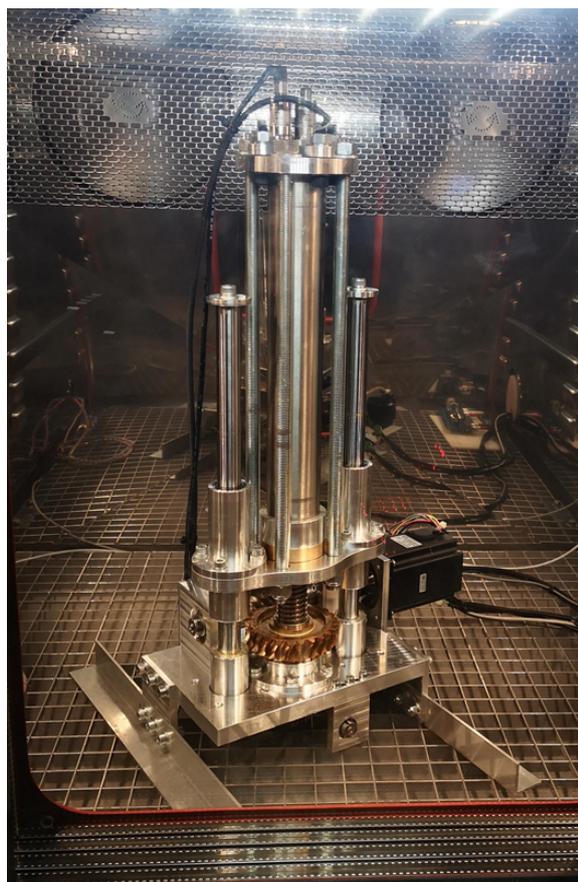


Abbildung 5.5: Prüfstand zur geregelten, isobaren Gaslöslichkeitsmessung in Flüssigkeiten. Links: Aufnahme in einer Klimakammer, Rechts: Konstruktion im Schnitt

Im Anschluss läuft der beschriebene Vorgang in umgekehrter Reihenfolge ab, sodass die Messung der Desorption von Messdruck p auf Initialdruck p_1 möglich ist. Der Prüfstand kann in einer Klimakammer mit einem Volumen von 1 m^3 bei Temperaturen von $T = -30 \dots 70 \text{ }^\circ\text{C}$ betrieben werden.

Ein aktiv angetriebener Rührer durchmischt die Flüssigkeit während der gesamten Versuchszeit, weshalb der Diffusionswiderstand zur Verteilung des Gases in der Flüssigkeit vernachlässigt wird. Diese Messung zeigt dann die Dämpfung des Stoffaustausches durch den Phasenübergangswiderstand. Für eine derartige Absorptionsmessung kann der Prüfstandhub h in Abhängigkeit eines Löslichkeitskoeffizienten wie dem Bunsen- α_{bu} und Phasenübergangskoeffizient β_{abs} mit Gleichung 3.34 formuliert werden:

$$h(t) = h_1 - \frac{\alpha_{\text{bu}} m_1 T (p - p_1)}{\rho_1 T_0 p} (1 - e^{-k \beta_{\text{abs}} t}), \quad (5.1)$$

wobei h_1 den Offset des Anfangswertes kurz nach Erreichen des Messdrucks darstellt. Für die Berechnung des Löslichkeitsgleichgewichtes lässt sich diese Gleichung unter der Annahme

unendlich langer Beobachtungszeit nach α_{bu} umstellen:

$$\Delta h = h_1 - \lim_{t \rightarrow \infty} h(t) = \frac{\alpha_{\text{bu}} m_1 T (p - p_0)}{\rho_1 T_0 p} \quad (5.2)$$

$$\alpha_{\text{bu}} = \frac{T_0}{T} \frac{p}{p_1 - p} \frac{A_{\text{cyl}} \rho_1}{m_1} \Delta h. \quad (5.3)$$

Die Messung der Löslichkeit ist folglich nur von der Hubdifferenz Δh abhängig. Die Messung der Dynamik des Austausches gelingt durch Regression der Ansatzfunktion aus Gleichung 5.1

$$h(t) = A - B (1 - e^{Ct}) \quad (5.4)$$

Aus den Fitting Parametern A, B und C lassen sich die Koeffizienten β_{abs} bzw. τ_β zur Bewertung der Löslichkeitsdynamik berechnen.

Die Messungen beruhen auf Triplets, also einer dreifachen Durchführung jedes Tests unter gleichen Randbedingungen, zur Reduktion zufälliger Messunsicherheiten. Die Darstellung der Fehlerbalken zeigt die Standardabweichung zur Einschätzung der Wiederholbarkeit und damit Zuverlässigkeit der Versuche. Die gezeigten Ergebnisse beruhen auf einer Versuchsdurchführung mit $p_1 = 3$ bar und $p = 16$ bar.

Der isochore Desorptionsprüfstand liefert statt quantitativen, qualitative Ergebnisse der Desorptionsdynamik. Diese zeigen das für Bremssysteme relevante Verhalten bei Unterdruck, ausgehend von Atmosphärendruck. Da die exakte Messung von Ausgasungsmessungen bei Unterdruck durch die hohe Geschwindigkeit des Vorgangs und das Problem geringer Zustandsänderungen, wie dem Druck problematisch ist, kommt eine optische Messmethodik mit einer Hochgeschwindigkeitskamera zum Einsatz. In einem zur Umgebung abgedichteten Glaskolben befindet sich die bei Atmosphärendruck gesättigte Bremsflüssigkeit. Durch Öffnen eines Ventils wird der Kolben mit einem größeren Unterdruckreservoir verbunden, sodass sich schlagartig ein Druckabfall auf $p = 100$ mbar einstellt. Die anschließende Desorption respektive Gaskavitation wird qualitativ durch die Menge und Größe der entstehenden Blasen bewertet. Die Details des Prüfstandes sind der Studienarbeit von DZAFIC zu entnehmen, die im Rahmen dieser Dissertation entstanden ist [148].

Ergebnisse

Die Temperaturabhängigkeit des Löslichkeits-Gleichgewichtszustandes für Bremsflüssigkeit ist, wie im Stand der Wissenschaft aufgezeigt, bisher noch nicht eindeutig untersucht worden und deshalb das erste vorgestellte Ergebnis in diesem Abschnitt.

Abbildung 5.6 zeigt die Ergebnisse für die beiden Bremsflüssigkeiten Hydraulan 404 und 406. Zusätzlich ist die Validierung mit Wasser dargestellt. Für Wasser existieren Referenzwerte aus der Literatur [66, S. 1], die zwischen 7 – 15 % über den hier gemessenen Werten liegen. Möglicherweise existiert hier eine systematische Messunsicherheit, die in der Arbeit von EISELE und SAGMEISTER [25] diskutiert wird. Selbst bei Akzeptanz dieser Messgenauigkeit von etwa 12 % sind die Ergebnisse aussagekräftig. Insbesondere die korrekte Messung der Temperaturabhängigkeit unterstreicht die Validität der Ergebnisse. Der Referenzwert von Hydraulan bezieht sich auf die Herstellerangaben [24].

Klar zu erkennen ist die Bestätigung der negativen Temperaturabhängigkeit $\frac{dx_g}{dT} < 0$ bei Wasser. Im rechten Diagramm ist dieser Trend weniger ausgeprägt zu erkennen, weil die Größenord-

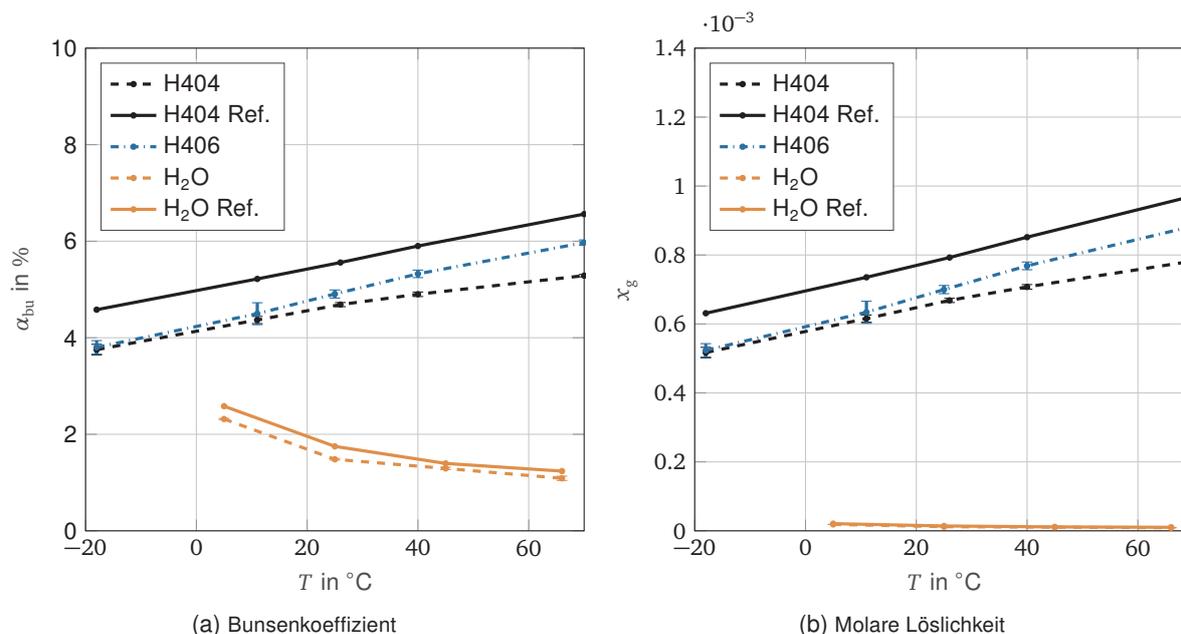


Abbildung 5.6: Ergebnisse der Löslichkeitsmessungen in Abhängigkeit der Temperatur von Wasser und den beiden ISO 4926:2020 Class 4 Bremsflüssigkeiten Hydraulan 404 und 406.

nung deutlich kleiner als bei Bremsflüssigkeit ist. Da die Verläufe von α_{bu} und x_g nach den theoretischen Untersuchungen in Abschnitt 3.2.4 jedoch ähnlich sind, dient hier das linke Diagramm zur Veranschaulichung der Temperaturabhängigkeit. Bei beiden Bremsflüssigkeiten ist die gegenteilige Abhängigkeit im Vergleich zu Wasser deutlich. Sowohl die molare Löslichkeit x_g als auch die volumenbezogene Löslichkeit mit α_{bu} sind deutlich höher als die von Wasser. Die Ergebnisse sind vergleichbar mit den Literaturwerten von DEPEG aus Abbildung 5.3, das MTG, dem Hauptbestandteil von Bremsflüssigkeit in seiner Struktur, ähnelt. Somit sind die Ergebnisse plausibel und zeigen den deutlichen Unterschied zu Wasser. Die Steigung der Kurven ist bei Hydraulan 404 geringer als die der Referenz und geringer als bei Hydraulan 406. Auch bei den Bremsflüssigkeiten liegen die Messergebnisse systematisch unter den Referenzwerten, zeigen aber eine vergleichbare Temperaturabhängigkeit. Ausgehend von einer durchschnittlichen systematischen Messunsicherheit von 12 % aus den Validierungsversuchen mit Wasser ergäbe dies eine wahre Luftlöslichkeit $\alpha_{bu} = 5,25$ % gegenüber dem gemessenen Wert von $\alpha_{bu} = 4,70$ % bei $T = 25$ °C.

Die Ergebnisse zeigen, dass bei Raumtemperatur gesättigte Bremsflüssigkeit ein höheres Ausgasungspotential bei niedrigen Temperaturen und umgekehrt aufweist. Damit kann die Hypothese aus den Beobachtungen in Abschnitt 2.2.1 bestätigt werden. Folglich könnte das längere Lagern eines Fahrzeugs bei niedrigen Temperaturen dazu führen, dass bestehende Luftblasen durch Desorption anwachsen. Ob auch in luftfreien Systemen Gaskavitation durch einen reinen Temperatureffekt auftritt, bleibt zu untersuchen. Wird das System angeregt und durchmischt, so zeigen die Experimente, dass sich bereits nach einigen Stunden das neue Gleichgewicht durch Desorption von Luft einstellt.

Wie bereits erwähnt, ist die Dynamik dieser Löslichkeitsvorgänge gerade in Bremssystemen entscheidend. Deshalb ist die folgende Beschreibung der Löslichkeitsdynamikergebnisse ausführlicher. Zunächst sollen dafür die qualitativen Desorptionsuntersuchungen Aufschluss geben. Gerade in Bezug auf das Problem der weichen Bremse stellt das Auftreten von Unterdruck ein realistisches Szenario dar, das die Untersuchungen der *Bottom-Up*-Strategie in Messungen nachweisen.

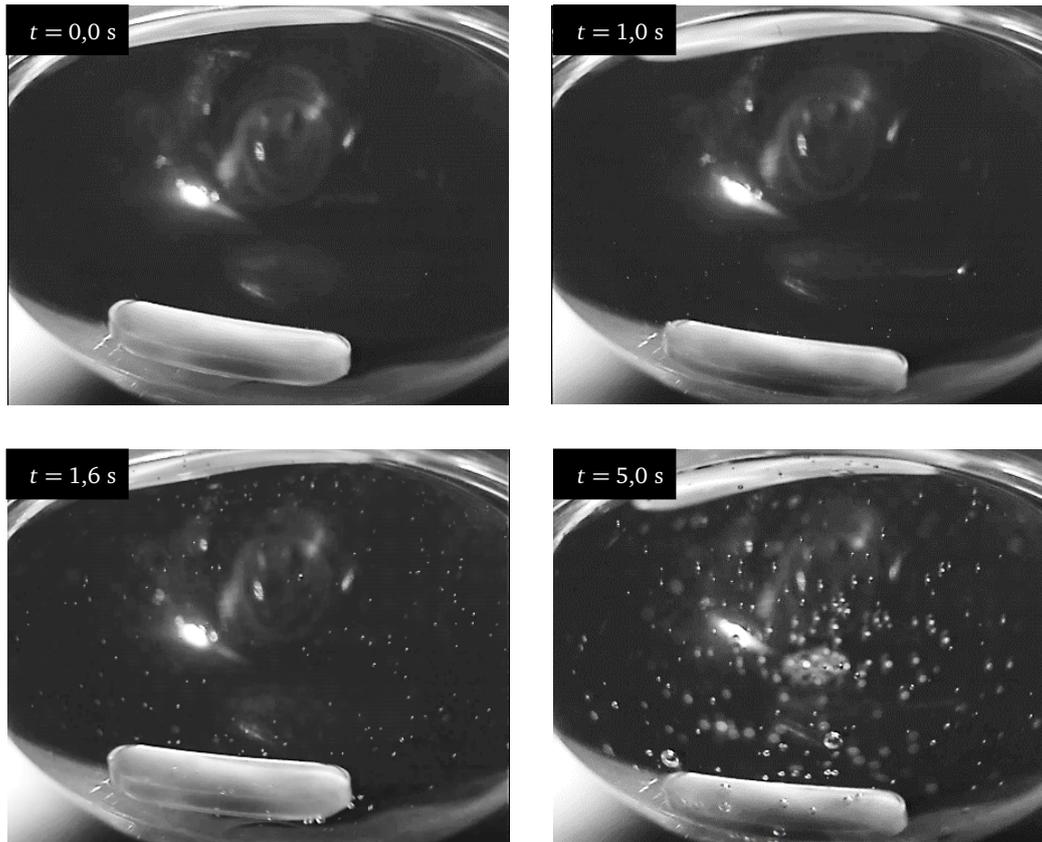


Abbildung 5.7: Momentaufnahmen von Desorptionsversuchen mit Hydraulan 404 bei $p = 0,1$ bar mit drehendem Rührfisch nach [148]

Abbildung 5.7 zeigt die Momentaufnahmen zu 4 Zeitpunkten, wobei bei $t = 0$ s der Atmosphärendruck im Messkolben schlagartig auf $p = 0,1$ bar sinkt. Bei $t = 1,0$ s entstehen bereits erste kleine Luftblasen im Bereich des Rührfisches. Die Desorption schreitet daraufhin immer weiter voran bis schließlich nach $t = 5$ s aus den vielen kleinen Keimen deutlich sichtbare Luftblasen entstehen. Zu beachten ist die Verzerrung der Luftmenge infolge des niedrigen Drucks. Die sichtbaren Luftblasen sind nach Gleichung 3.5 etwa dreimal so groß als bei Atmosphärendruck, bei Projektion auf die 2-D Ebene der Aufnahme.

Obwohl eine präzise Quantifizierung der Dynamik nicht möglich ist, zeigen die Versuche, dass bei einem gerührten System bereits nach 1,0 s freie Luft durch Gaskavitation entsteht. Je länger der Unterdruck anhält, desto mehr Gaskavitation und damit freie Luft entsteht. In hier nicht dargestellten Versuchen ohne Rühren ist der Prozess um ein Vielfaches langsamer. Zwar bildet sich auch nach wenigen Sekunden eine Luftblase direkt an der Phasengrenze zum Rührfisch, benötigt aber über 100 s, bis sie die Größe einer der vielen Luftblasen in Abbildung 5.7 nach 5 s erreicht.

Neben diesen qualitativen Erkenntnissen ermöglicht der Hubkolbenprüfstand aus Abbildung 5.5, zusätzlich zur Gleichgewichtsmessung von Löslichkeiten auch die Quantifizierung der Dynamik. Die Regression mithilfe der Ansatzfunktion in Gleichung 5.4 liefert die Koeffizienten des Verlaufs. Eine Stoffgröße ist dabei der Phasenübergangskoeffizient, der neben den anschaulicheren Koeffizienten $t_{0,9x_g}$ und τ_β eine Quantifizierung der Stoffaustauschgeschwindigkeit erlaubt.

Abbildung 5.8 zeigt die Ergebnisse der Messungen für Absorption und Desorption. Bei Absorption fällt zunächst die hohe Übereinstimmung der Ergebnisse der beiden Bremsflüssigkeiten im linken Diagramm auf, was neben der guten Wiederholbarkeit der Messungen die Plausibilität

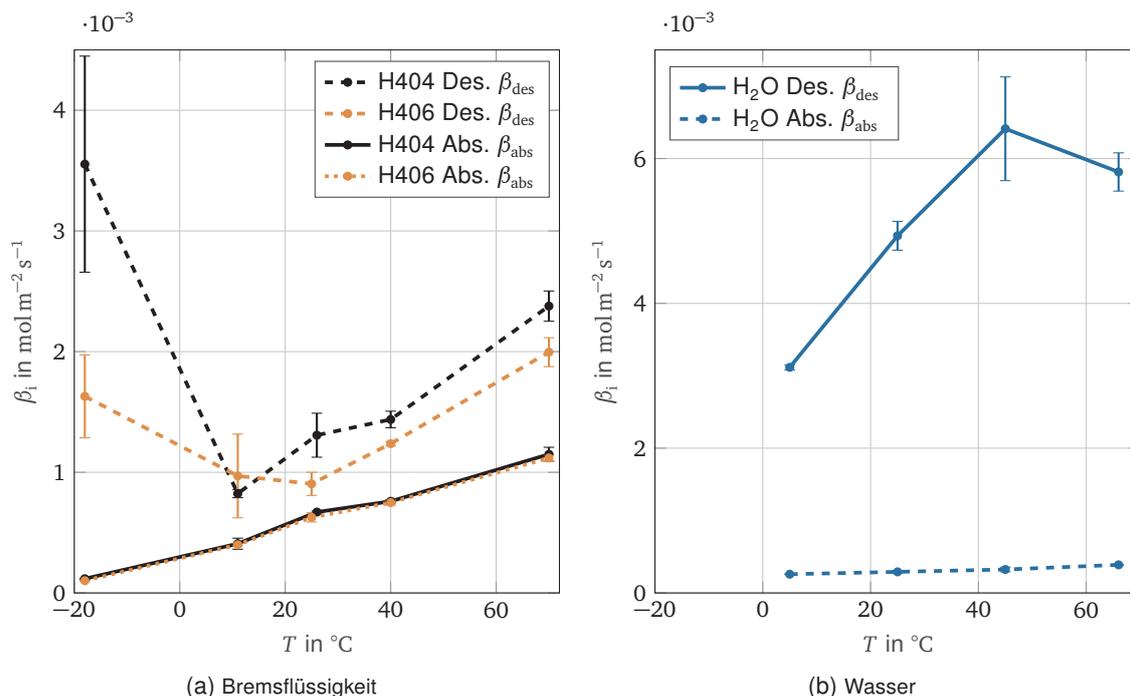


Abbildung 5.8: Ergebnisse des Phasenübergangskoeffizienten für Ab- und Desorption als Dynamikbewertung der Luftlöslichkeit. Die Ordinaten-Achsenkalierung der beiden Diagramme sind zur besseren Anschaulichkeit unterschiedlich.

der Ergebnisse stützt. Die positive Temperaturabhängigkeit passt zum Standardmodell der Diffusion nach EINSTEIN in Gleichung 3.42. Die Temperaturabhängigkeit der Absorption ist bei Bremsflüssigkeit stärker ausgeprägt als bei Wasser im rechten Diagramm.

Bei der Desorption zeigt sich ein anderes Verhalten: Bremsflüssigkeit zeigt ein Minimum der Desortionsgeschwindigkeit bei $T = 25 \text{ °C}$ und einen Anstieg bei höheren und niedrigeren Temperaturen. Zwar weisen die Messungen bei $T = -20 \text{ °C}$ höhere Messschwankungen auf, diese sind aber nicht groß genug, um alleine für den Anstieg verantwortlich zu sein. Auch eine Betrachtung der Regressionsqualität schließt hier einen systematischen Fehler aus. Dieses Verhalten ist konträr zum Standardmodell und wird in der Literatur bislang nicht beschrieben.

Die Ergebnisse bestätigen außerdem die bereits in der Literaturrecherche erwähnte Asynchronität der Geschwindigkeiten von Absorption und Desorption. Bei Raumtemperatur von $T = 25 \text{ °C}$ zeigt sich ein Verhältnis von

$$\frac{\beta_{\text{des}}}{\beta_{\text{abs}}} \Big|_{\text{H404}} = 1,95$$

$$\frac{\beta_{\text{des}}}{\beta_{\text{abs}}} \Big|_{\text{H}_2\text{O}} = 19,9.$$

Die Höhe der Asynchronität hängt also stark von der Flüssigkeit ab und ist bei Bremsflüssigkeit weniger stark als bei Wasser. Dennoch existiert sie auch bei Bremsflüssigkeit und beschleunigt damit das Ausgasen bei periodischen Druckschwankungen.

Die gezeigten Messergebnisse beziehen sich auf Messungen mit gerührter Flüssigkeit, wodurch die Diffusionsgeschwindigkeit innerhalb der Flüssigkeit vereinfachend als unendlich angenommen werden kann. Da nur wenige Versuchsergebnisse von ungerührten Systemen vorliegen, ist zusätzlich eine theoretische Abschätzung möglich. Mithilfe des berechneten Diffusionskoeffizienten in Gleichung 3.43 kann zumindest die Größenordnung verglichen werden. Tatsächlich sind D und β_{abs} nicht direkt vergleichbar, durch deren unterschiedliche Definition. Dennoch ist der

Tabelle 5.1: Zeiten $\Delta t_{0,9x_g}$ bis im Versuch 90 % des Gleichgewichtszustandes erreicht ist

Flüssigkeit	$\Delta t_{0,9x_g}$ in min Absorption	$\Delta t_{0,9x_g}$ in min, Desorption
Hydraulan 404 bei $T = 25 \text{ }^\circ\text{C}$	233	124
Hydraulan 404 bei $T = -19 \text{ }^\circ\text{C}$	1110	41
H ₂ O bei $T = 25 \text{ }^\circ\text{C}$	431	25

Phasenübergangskoeffizient um einige Größenordnungen größer als der Diffusionskoeffizient. Selbst bei großer Unsicherheit dieser theoretischen Abschätzung zeigt der Vergleich, dass in einem System ohne externe Durchmischung der Stoffaustausch zumindest qualitativ langsamer abläuft. Einzelne Messungen von SAGMEISTER [78, S. 54] bestätigen diesen Zusammenhang.

Diskussion

Die Messergebnisse der Luftlöslichkeit in Wasser zeigen, dass eine systematische Messunsicherheit besteht, die den wahren Wert unterschätzt. Dies liegt wahrscheinlich an der Nichtlinearität des Henry Gesetzes bei 15 bar. Dementsprechend sollte eine zukünftige Messreihe bei geringeren Messdrücken diese Unsicherheit quantifizieren. Damit wäre eine endgültige Antwort über den wahren Wert der Löslichkeit möglich. Solange diese Untersuchung noch aussteht, sind die Werte aus Abbildung 5.6, die bisher genauesten Angaben. Eine mögliche Unterschätzung von etwa 12 % der wahren Werte muss berücksichtigt werden.

Die Versuchsergebnisse liefern auch Angaben der bisher fehlenden Dynamik der Löslichkeit. Die in der Literatur in 5.1.3 beschriebene Dämpfung des Austauschvorgangs kann nun bestätigt und näher quantifiziert werden. Es existiert entgegen der vereinfachten Annahmen von BÄHR und STEPHAN [75] ein Phasenübergangswiderstand, der zu Verzögerungen von teilweise mehreren Stunden bis Erreichen des Gleichgewichts führt. Über 90 %-Sättigung nach Gleichung 3.36 ist dies in Tabelle 5.1 anhand von Beispielen der Messungen veranschaulicht. Selbst beim schneller diffundierenden Wasser und bei Desorption vergehen noch 25 min bis 90 % des GGZ erreicht ist. Bei Hydraulan 404 zeigt sich, entgegen der Erwartung, ein Absinken der Dauer von 124 min auf 41 min bei dem Vergleich von Raumtemperatur mit $T = -19 \text{ }^\circ\text{C}$. Demgegenüber steigt die Absorptionsgeschwindigkeit um das 5-fache, statt ebenfalls zu sinken. Die Abbildungen der Messungen im Zeitbereich zeigen die Validität dieser Ergebnisse und befinden sich aus Gründen der Übersichtlichkeit im Anhang in Abbildung B.1.

Eine Erklärung dieser Beobachtung existiert zum jetzigen Zeitpunkt nicht und stellt ein offenes Forschungsfeld für weitere Untersuchungen dar. Denkbar sind Einflüsse der Wechselwirkung zwischen Gas und Flüssigkeit, z. B. durch die Sterik [149, S. 627]. Unter Sterik ist in diesem Fall die räumliche Ausdehnung der größeren und verzweigten Flüssigkeitsmoleküle gemeint, die eine Wechselwirkung mit den Gasmolekülen begünstigt oder hemmt. Dies sind Hypothesen und sollten in Zukunft durch geeignete chemische Modelle und entsprechende Experimente belegt werden. Da der resultierende Stoffmengenstrom aus Gleichung 3.32 und 3.33 ein Produkt des Phasenübergangskoeffizienten, des Konzentrationsgefälles und der Austauschfläche ist, beeinflussen geometrische Effekte die Reaktionsgeschwindigkeit signifikant. Im Falle der gezeigten Messungen ist die Austauschfläche durch den Zylinderquerschnitt konstant. In praktischen Anwendungen wie in Bremssystemen ist dies häufig nicht der Fall. Sind dort Luftblasen vollständig von Flüssigkeit umgeben, entsteht eine zusätzliche Asymmetrie des Stofftransportes. Dies tritt dann auf, wenn der Luftblasendurchmesser kleiner, als der von umgebenden Bauteilen wie Bremsleitungen ist. Anhand des geometrischen Verhältnisses von Oberfläche zu Volumen

einer Kugel ist dies nachvollziehbar

$$\frac{A}{V} = \frac{3}{r}. \quad (5.5)$$

Das heißt die Austauschfläche eines dispers verteilten Gases, also vieler kleiner Blasen in einer Flüssigkeit, ist höher als die einer einzigen Gasblase gleichen Volumens. Wie in Abbildung 5.7 dargestellt tritt Gaskavitation häufig in Form vieler kleiner Blasen auf. Existiert ausreichend Zeit zwischen der Desorption und einer anschließenden Absorption, so können sich die dispers verteilten Blasen am höchsten Punkt sammeln und damit die Austauschfläche respektive Absorptionsgeschwindigkeit reduzieren.

Ein weiterer Asymmetrie-Effekt ist durch die starke Kompressibilität begründet. Da die Desorption bei Unterdrücken stattfindet, ergibt sich nach dem Gesetz von BOYLE-MARIOTTE damit auch ein größeres Volumen respektive eine größere Austauschfläche des Gases. Bei gleich starkem Überdruck sinkt diese entsprechend, sodass bei periodischen Druckschwankungen die Desorptionsgeschwindigkeit die Absorptionsgeschwindigkeit alleine aufgrund der Blasengrößenänderung übersteigt. Ein experimenteller Nachweis dieses Zusammenhangs ist in Unterabschnitt 5.1.4 beschrieben.

Diese beschriebenen Zusammenhänge in Kombination mit den gemessenen höheren Desorptionsgeschwindigkeiten zeigen eine natürlichen Desorptionsneigung in hydraulischen Systemen. WISSUSSECK [20, S. 25] beschreibt ebenfalls den Effekt, dass sich in Bremssystemen freie Luftmengen immer weiter anhäufen, statt diese wieder aufzunehmen. Als Konsequenz aus dieser Asymmetrie folgt eine neue Anforderung für Bremssysteme: Um unerwünschte Luftentstehung zu verhindern, sollte Unterdruck vermieden werden.

Die geringere Löslichkeit von Bremsflüssigkeit und erhöhter Desorptionsgeschwindigkeit bei niedrigen Temperaturen führt zu einer erhöhten Ausgasungsneigung bei niedrigen Temperaturen. Bei hohen Temperaturen kann die Flüssigkeit demgegenüber schneller und mehr Luft aufnehmen, sodass kalte Einsatzbedingungen besonders kritisch sind.

5.1.4 Gaskavitation durch Schwingungen

Die Hypothese dieser Ursache-Wirkungskette aus Abbildung 5.1 beschreibt eine zu Relativbewegung führende Anregung von beweglichen Komponenten. Besitzen die bewegten Komponenten, wie beim HBZ-Kolben, die Möglichkeit Volumen zu verdrängen, so führt die Bewegung zu Druckschwankungen. Der im folgenden präsentierte Stand der Wissenschaft bestätigt, dass dies eine Ursache von Gaskavitation ist. Gaskavitation führt zur Desorption gelöster Luft, die sich dann als freie Luft sammelt und anhäuft. Eine weiche Bremse ist die Konsequenz.

Stand der Wissenschaft

Schwingungen spielen in der Fahrzeugtechnik eine wichtige Rolle und sind Inhalt zahlreicher Untersuchungen. MAYER [150, S. 44] untersucht beispielsweise die durch Bremscheiben induzierten Schwingungen an Fahrzeugen.

Verschiedene Autoren beschreiben bereits seit Jahrzehnten die Entstehung von Kavitation durch Schwingungen in technischen Systemen. LANGE [151] beschreibt die Schwingungskavitation als Phänomen von entstehenden Keimblasen bei wechselnden Drücken. Dabei wird ein stetiges Wachsen der Blasen experimentell beobachtet und von anderen Quellen bestätigt [152, S. 90].

RAABE führt dieses Wachstum auf den bereits zuvor erläuterten Unterschied der Blasenoberfläche bei Unter- und Überdruckamplitude zurück. TSUJI und KATAKURA [153] bestätigen diese Beobachtung experimentell.

In der Vergangenheit konnte in internen Untersuchungen von BMW Motorrad neben der Gaskavitation das Phänomen von aufschäumender Flüssigkeit in Ausgleichsbehältern beobachtet werden.

Generell ist die Schwingungsbelastung bei Motorrädern deutlich höher gegenüber Pkw, weil üblicherweise der Motor starr an den Hauptrahmen angebunden ist und die Erregermasse des Motors im Verhältnis zum restlichen Fahrzeug deutlich größer ist [154, S. 104].

Demzufolge ergibt sich aus dem Stand der Wissenschaft und Technik, dass Schwingungen zu Gaskavitation und damit zu einer weichen Bremse führen können. Die Untersuchung dieses Ursache-Wirkungspfad es wird im folgenden experimentell untersucht.

Vorgehen

Die als kritisch beschriebenen Druckschwankungen können im Bremssystem durch externe Anregung auftreten. Komponenten mit hydraulischen Kolben, oder mit einer mechanischen Verbindung zu solchen sind dabei besonders kritisch. Daraus resultieren der HBZ, der Fußbremshebel und der Bremssattel, in dem sich ebenfalls Kolben befinden als Komponenten, die durch den Motor angeregt werden können. Fahrbahnanregungen spielen für den vorliegenden Fall keine Rolle [155, S. 20-26]. Die angeregten Komponenten können ihrerseits das Bremssystem anregen bzw. Volumenänderungen hervorrufen. Die kritischste Anregung ist dabei immer in Richtung der Bewegungsmöglichkeit der Komponente. Für den HBZ bedeutet dies eine Anregung in dessen Kolbenachse und für den Bremshebel um dessen Lagerung in der x - z -Ebenenach dem Koordinatensystem aus Abbildung 3.1. Da an Prüfständen üblicherweise in den drei euklidischen Koordinatenachsen angeregt wird, stellt die Anregung in z -Richtung, die kritischste dar. Die kritische Anregung des Sattels ist infolge der Beweglichkeit seines Kolbens in y -Richtung. RAZ [155] beschreibt einen Versuchsaufbau, der die genannten Komponenten des hinteren Bremssystems der zu untersuchenden Modelle C beinhaltet. Ein zusätzlicher Drucksensor liefert Daten der internen Druckschwankungen. Die Anbindung an einen Schwingungsprüfstand, oder auch „Shaker“ genannt, ermöglicht die Schwingungsuntersuchungen in Abbildung 5.9. Die steife Anbindung führt zu einer direkten Anregung der Komponenten ohne zusätzliche Einflüsse der Übertragungsglieder. Mithilfe eines transparenten HBZ aus Acrylglas und transparenten Bremsleitungen ist damit eine optische Detektion von Kavitation möglich.

Optische Methoden sind häufig qualitativer Natur, auch wenn Möglichkeiten der automatisierten Auswertung von Bildern existieren. Einen Überblick über mögliche Testmethoden geben SCHRANK et al. [130]. Für den vorliegenden Fall ist weniger die quantitative als die qualitative Bestimmung von Gaskavitation relevant.

Die Versuche wurden an insgesamt drei Testtagen an zwei Schwingungsprüfständen durchgeführt, die sowohl Frequenz als auch Beschleunigungsamplituden in weiten Bereichen und in Form linearer Sweeps zulassen [155, S. 32]. Der Prüfstand führt dabei immer eine Sinusschwingung aus und regelt die Frequenz und Beschleunigungsamplitude durch einen Beschleunigungssensor auf der starren Anbindung.

Signifikante Druckschwankungen im Bremssystem können nur durch ausreichend Volumenverdrängung hervorgerufen werden. Dementsprechend sind eher geringere Anregungsfrequenzen mit relativ hohen Amplituden kritisch. Ein langsamer linearer Sweep der Frequenzen mit

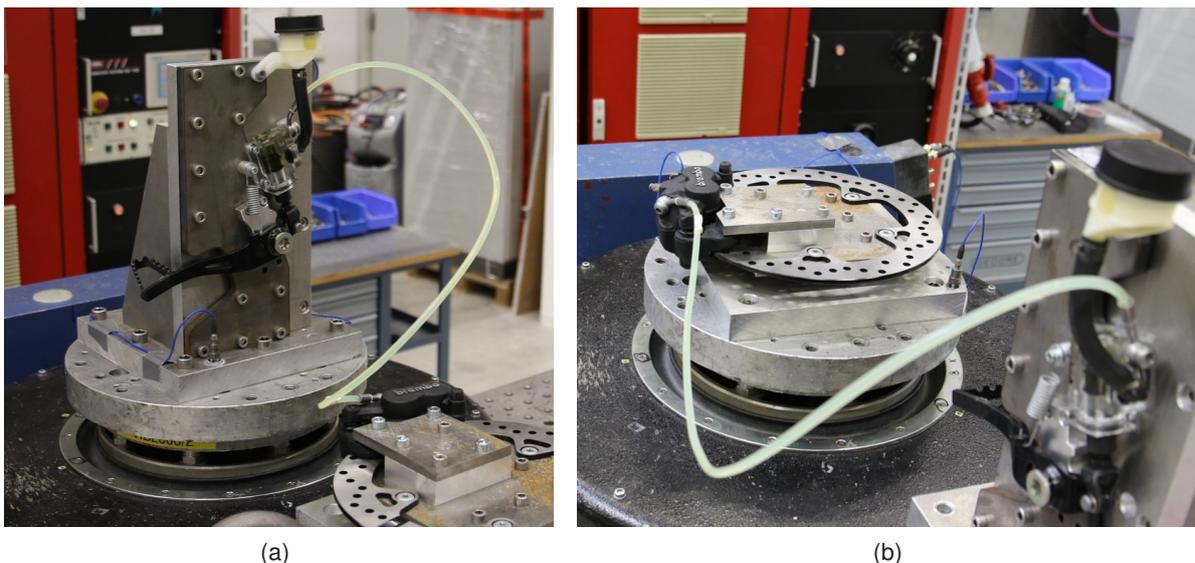


Abbildung 5.9: Darstellung des Aufbaus der starren Anbindung des HBZ (a) und des Sattels (b) an einen Schwingungsprüfstand (Scheibe als Schnittstelle)

$f = 20 \dots 300$ Hz ermöglicht ausreichend Beobachtungszeit bei allen Frequenzen. Die Beschleunigungen werden für jeden Sweep um $\Delta b = 0,5 \dots 1$ g gesteigert. Sobald an einem Arbeitspunkt optisch Gaskavitation beobachtet wird, ist eine kritische Anregung gefunden und die Frequenz wird gehalten. Eine Variation der Beschleunigung ermöglicht die Ermittlung von kritischen Beschleunigungen, bei denen Gaskavitation auftritt.

Die notwendige Bewertung der Relevanz von Prüfstandsergebnissen im Hinblick auf das Realfahrzeug liefert ein Vergleich mit Realfahrzeuganregungen. Dafür eignen sich Erprobungsfahrten des Fahrzeugs mit Beschleunigungssensoren an den entsprechenden Komponenten. Ein Fahrzeug der Modellreihe C ist dafür mit 3-Achs-Beschleunigungssensoren an den Komponenten HBZ und Sattel ausgestattet. Die Datenerfassung mithilfe eines mobilen Fahrzeugdatenloggers des Herstellers 2D Debus & Diebold Meßsysteme GmbH [156] zeichnet mit einer Aufzeichnungsrate von $f_{\text{sample}} = 400$ Hz auf. Gemäß dem Nyquist Kriterium [93, S. 681] liegt damit die theoretisch maximal beobachtbare Frequenz bei

$$f_{\text{obs}} = \frac{1}{2} f_{\text{sample}} = 200 \text{ Hz.} \quad (5.6)$$

Es kommt kein vollfaktorieller Versuchsplan zum Einsatz, weil das Problem der weichen Bremse zu häufig und bei verschiedenen Fahrern auftritt, als dass eine seltene Situation dafür verantwortlich sein könnte.

Die Fahrversuche beinhalten möglichst vielfältige Manöver und relativ starke Anregung, wie Vollast-Beschleunigungen aus verschiedenen Gängen und Drehzahlen, Schubetrieb in verschiedenen Gängen und Geschwindigkeiten und Rüttelstrecken durch versetzte Bodenplatten oder Kopfsteinpflaster bei verschiedenen Geschwindigkeiten.

Dementsprechend ist das Ziel der Fahrten, die Situation zu vermessen, bei der potentiell die höchsten Schwingungsanregungen durch Fahrbahn und Motor auftreten können. Insgesamt circa 70 min an spezifischen Fahrdaten dienen als Grundlage.

Zur Auswertung der Fahrdaten dient eine Fast Fourier Transform (FFT) Analyse der Beschleunigungsmessdaten aus dem Zeitbereich. Ziel ist die Ermittlung der dominanten Frequenzen.

Bei der Anwendung einer FFT auf Sensordaten erfolgt folgende Beobachtung aus den hier ausgewerteten Messdaten: Je länger die Betrachtungszeit der Messung, desto mehr Einfluss gewinnt Signalrauschen auf die erzeugten Amplituden. Konkret führt dies zu einer feineren Frequenzaufspaltung und damit einer Reduktion der jeweiligen Amplitude \hat{b} . Erst durch die vielen, nur leicht voneinander abweichenden Frequenzen summiert sich die Amplitude im Zeitbereich. Findet der Algorithmus einer FFT in der Messung viele Schwingungen mit leicht verschobenen Frequenzen, so ordnet er diesen jeweils eine Funktion mit jeweils geringerer Amplitude zu, sodass deren Summe die reale Amplitude widerspiegelt.

In der Realität ist häufig vor allem eine diskretere Frequenz dominant, die durch Messrauschen verzerrt auftritt. Zusätzlich handelt es sich um eine dynamische Realfahrtmessung und nicht um ein stationäres Manöver mit entsprechend konstanter Anregung. Somit ist zu erwarten, dass die Schwingungen nicht vollkommen diskret, sondern kontinuierlich über Motordrehzahl und Last auftreten. Zur Bewertung, wie groß und vor allem wie relevant die auftretenden Schwingungen für das potentielle Auftreten von Gaskavitation sind, wird die Annahme getroffen, dass Frequenzschwankungen einer Anregung um 1 Hz zur vereinfacht gleichen Antwort des Systems führen. Diesem Ansatz liegt eine Worst-Case-Betrachtung zu Grunde. Dementsprechend werden die Amplituden der gefundenen Schwingungen im Intervall von jeweils 1 Hz addiert. Dies ist zulässig, weil es sich bei einer FFT mathematisch um eine lineare Abbildung handelt [88, S. 610, 93, S. 681]. Die resultierenden Amplituden im Frequenzdiagramm in Abbildung 5.13 umfassen also alle auftretenden Beschleunigungsamplituden der Schwingungen für jeweils ein Intervall von 1 Hz.

Ergebnisse

Die Ergebnisse der Versuche bestätigen die Hypothese, dass bei ausreichender Anregung bewegliche Bauteile Gaskavitation verursachen. Konkret konnte dies experimentell für den HBZ nachgewiesen werden. Es existieren Eigenfrequenzen des Mehrkörper-Systems aus Fußbremshebel, Rückholfedern und HBZ Kolben, die eine Bewegung bzw. erzwungene Schwingung des Fußbremshebels um dessen Lagerung ermöglichen. Ursache ist der Hebelarm zwischen dessen Massenschwerpunkt und der Hebellagerung [155, S. 28]. Bei etwa $f_{\text{krit,I}} = 50$ Hz liegt die erste kritische Eigenfrequenz, die ab einer Anregung des Prüfstandes von $b_{\text{krit}} = 6,5$ g zu solch einer Auslenkung des Fußbremshebels führt, dass auch der Kolben des HBZ eine Relativbewegung ausführt. Diese Relativschwingung führt zu Druckschwankungen von $\Delta p = 0,4$ bar. Die Druckschwankungen folgen dabei der Erregerschwingung und können vereinfacht durch

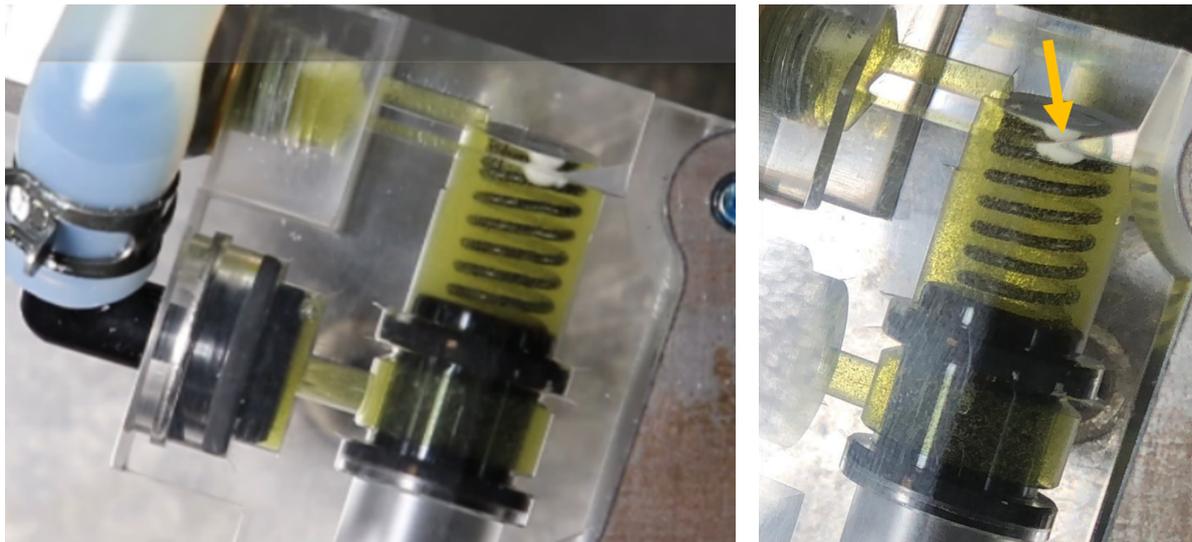
$$p(t) = \hat{p} \sin(2\pi f t) = 0,2 \text{ bar} \cdot \sin(2\pi f_{\text{krit,I}} t) \quad (5.7)$$

beschrieben werden. Daraus ergibt sich der maximale Druckgradient beim Nulldurchgang:

$$\frac{dp}{dt} = \hat{p} \cos(2\pi f t) 2\pi f \quad (5.8)$$

$$\max\left(\frac{dp}{dt}\right) = \hat{p} 2\pi f = 0,2 \text{ bar} \cdot 2\pi \cdot 50 \text{ Hz} = 62,8 \text{ bars}^{-1}. \quad (5.9)$$

Diese Druckschwankungen reichen nicht aus, um Dampfkavitation hervorzurufen, weil der Dampfdruck der verwendeten Bremsflüssigkeit einige Größenordnungen unter dem real erreichten Druck von 0,8 bar liegt. Umso wichtiger ist die Beobachtung, dass diese Anregung dafür ausreicht, Gaskavitation hervorzurufen. Im Vergleich mit den Dynamikuntersuchen der Löslichkeit im vorigen Kapitel zeigen die Beobachtungen hier zusätzliche hochdynamische Effekte. In



(a) Während Anregung

(b) Kurz nach Ende der Anregung

Abbildung 5.10: Aufnahmen der entstehenden Gaskavitation bei einer Schwingungsanregung von $b_{\text{krit}} = 6,5 \text{ g}$ und $f_{\text{krit,I}} = 50 \text{ Hz}$, ausgelöst durch eine Kolbenschwungung infolge des angeregten Fußbremshebels, nach [155, S. 42]

den Löslichkeitsmessungen kommen keine annähernd so hohen Druckgradienten vor, sodass auch während der Druckänderung keine signifikanten Mengen an Flüssigkeit ausgasen. Der Prozess ist eigentlich so langsam, dass es mehrerer Minuten statt Bruchteilen von Sekunden für signifikante Desorption bedarf. Möglicherweise existiert hier ein zusätzlicher Effekt, der erst bei hohen Druckgradienten auftritt. EISELE und SAGMEISTER [25] beschreiben zumindest den Einfluss der Druckdifferenz auf die Desorptiongeschwindigkeit.

Abbildung 5.10 zeigt in Momentaufnahmen Phasen der auftretenden Gaskavitation. Das mit einem Pfeil markierte weiße Gebiet am oberen Ende der Kolbenfeder ist eine Ansammlung von Gasblasen, die im gesamten HBZ entstehen und sich dort sammeln. Bei konstanter Anregung stellt sich ein näherungsweise stationärer Zustand mit konstant auftretender Gaskavitation und sich dadurch anhäufender Luft ein. Eine Undichtigkeit der Sekundärdichtung des HBZ als Ursache der Gasblasen konnte in keinem Versuch entdeckt werden. Auch die Menge und gleichmäßige Verteilung der Gasblasen sprechen gegen diese Ursache.

Eine Erhöhung der Anregungsbeschleunigung bis $b = 10 \text{ g}$ erhöht die Intensität der Gaskavitation. Der Einfluss der Frequenz wurde durch einen linearen Sweep bei $b_{\text{krit}} = 6,5 \text{ g}$ und $f = 20 \text{ Hz} \dots 100 \text{ Hz}$ untersucht. Außerhalb der gefundenen ersten kritischen Frequenz von $f_{\text{krit,I}} = 50 \text{ Hz}$ tritt darunter und darüber ab einem Abstand von etwa 10 Hz keine Resonanz und keine Relativbewegung des Bremssystems mehr auf. Erst ab $f_{\text{krit,II}} = 92 \text{ Hz}$ entsteht wieder eine unregelmäßigere Schwingung des Hebels. Diese Frequenz könnte eine weitere Eigenmode des Systems sein und ist daher plausibel.

Bei dieser zweiten kritischen Frequenz zeigt sich der Einfluss des Hebellager- und Druckstangenspiels. Die Rückstellkraft des Bremshebels ist auf der einen Seite die Kombination der Rückholfedern und auf der anderen Seite das Lagerspiel mit anschließender Steifigkeit der angrenzenden Bauteile durch einen mechanischen Stoß. Daraus folgt keine harmonische Schwingung und je nachdem, ob der Hebel zusätzlich einmalig bewegt wird, bildet sich bei $f_{\text{krit,II}}$ die Schwingung aus oder klingt wieder ab. Ausschließlich bei der ersten kritischen Frequenz $f_{\text{krit,I}}$ entsteht eine dauerhafte, gleichförmige Schwingung.

Für die im folgenden ermittelte relevante reale Anregungsfrequenz von $f_{\text{real}} = 137$ Hz im Fahrzeug zeigen Tests mit $f = 130 \dots 150$ Hz und $b = 3 \dots 20$ g keine relativen Hebelschwingungen und keine Kavitationsphänomene.

Ein Versuch mit demontiertem Fußbremshebel zeigt ebenfalls keine Kavitationsphänomene mehr, da die Anregung nicht ausreicht, den HBZ Kolben ohne Fußbremshebel auszulenken. Andere bewegliche Komponenten wie der Nachlaufschlauch bewegen sich zwar, haben jedoch keine sichtbare Kavitation zur Folge.

Die Anregung des Sattels der zweiten getesteten Komponente, zeigt bei Beschleunigungen von $b = 7 \dots 15$ g und f_{real} keinerlei Kavitationseigenschaften. Der Nachweis erfolgt, mangels eines transparenten Sattels durch die Volumenaufnahmemessung aus Abschnitt 4.2.3. Diese Methode zeigt für den HBZ deutlich messbare Ergebnisse [155, S. 46].

Maßnahmen und Diskussion

In diesem Abschnitt sollen zunächst die Messergebnisse und die möglichen Maßnahmen zur Abhilfe des Problems diskutiert werden. Die Bewertung der Relevanz für den realen Anwendungsfall im Fahrzeug bildet den Abschluss dieser Ursache-Wirkungs-Untersuchung.

Die Ursache der hier gezeigten Gaskavitation ist die Relativbewegung des Fußbremshebels, der seine Bewegung an den Kolben des HBZ weiter gibt und zu Druckschwankungen führt. Die Anregung des Bremshebels erfolgt in z -Richtung durch den Hebelarm zwischen Bauteilschwerpunkt und Hebellagerung in der x - z -Ebene. Dieser Hebelarm könnte durch einen entsprechenden Massenausgleich reduziert oder kompensiert werden. Um den Einfluss experimentell sichtbar zu machen, wurde hierzu ein Bremshebel konstruiert, dessen Schwerpunkt in der x - z -Ebene in der Lagerung liegt. Abbildung 5.11 zeigt diesen Prototypen, der durch das Rapid Prototyping Verfahren Selektives Lasersintern (SLS) aus einem speziellen Stahl hergestellt ist. Vorteilhaft ist die Möglichkeit des Einsatzes in Fahrversuchen zum Test einer weichen Bremse.

Tests bei der kritischen Frequenz von $f_{\text{krit,I}} = 50$ Hz zeigen, dass selbst bei einer Anregung von $b = 10$ g keine Auslenkung des Hebels auftritt und keine Gaskavitation entsteht. Demzufolge ist die Hauptursache für die Entstehung von Gaskavitation hier die Anregung des Bremshebels um dessen Hebelarm zwischen Schwerpunkt und Lagerung. Sollte dieses Phänomen bei einem Fahrzeug in der Realität auftreten, könnte mit einer entsprechenden konstruktiven Maßnahme das Problem behoben werden. Hierbei bietet sich entweder ein Massenausgleich gemäß dem gezeigten Prototypen oder eine zusätzliche Hebelämpfung an.

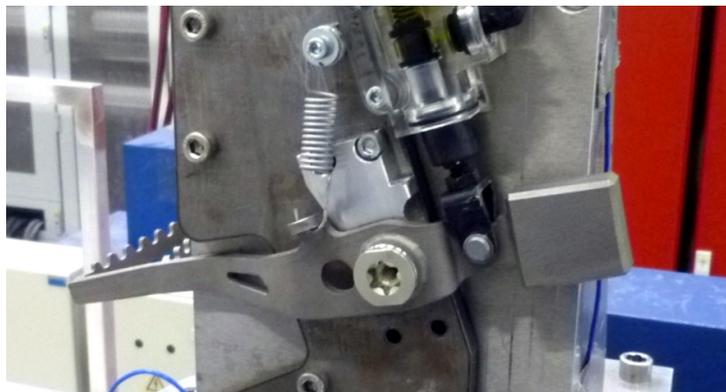


Abbildung 5.11: Prototyp eines „austarierten“ Bremshebels, dessen x - z -Massenschwerpunkt in der Hebellagerachse liegt

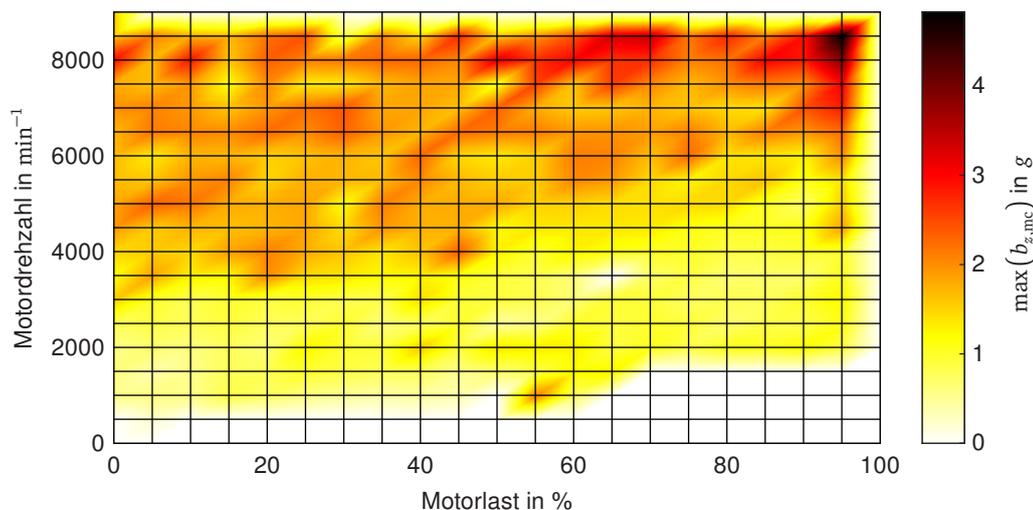


Abbildung 5.12: Auswertung der maximalen Schwingungsanregung am HBZ in z -Richtung durch das Realfahrzeug

Anschließend stellt sich die Frage der praktischen Relevanz. Abbildung 5.12 zeigt die Ergebnisse der von Realfahrtmessungen. Darin sind die maximal auftretenden Beschleunigungen $b_{z,mc}$ am HBZ in die kritische z -Richtung in Abhängigkeit von Drehzahl und Motorlast aufgeführt. Die Abbildung zeigt Maxima der Anregung bei hohen Lasten und hohen Drehzahlen mit höherem Einfluss der Motordrehzahl im Vergleich zur Last. Auch bei geringen Lasten treten hohe Beschleunigungen bei hohen Drehzahlen auf, nicht aber vice versa. Die Hauptursache der Schwingungen könnten die freien Massenkräfte des Zweizylinder Boxer-Verbrennungsmotors [154, S. 99] sein. Die Maximalwerte liegen bei $b_{z,mc} = 4,4 g$.

Für den Übertrag auf die Prüfstandsversuche ist die Frequenzlage dieser hohen Beschleunigungen entscheidend. Eine FFT der Beschleunigungsdaten für die kritischen Fahr Situationen mit hoher Last und Drehzahl soll diese aufzeigen. Abbildung 5.13 zeigt die Messdaten im Zeitbereich einer Vollast Beschleunigung des Fahrzeugs und der zugehörigen FFT der gemessenen Beschleunigungen am HBZ $b_{z,mc}$. Eine reale hauptsächliche Anregungsfrequenz der maximalen Beschleunigungen von $f_{\text{real}} = 137 \text{ Hz}$ und $|\hat{b}_{z,mc}| = 2,7 g$ folgt aus der Auswertung. Die tatsächlichen Spitzen liegen gemäß Abbildung 5.12 bei bis zu $b_{z,mc} = 4,4 g$, tauchen allerdings nicht gleichmäßig und dauerhaft auf. Diese stochastischen Spitzenwerte bilden keine vollständige Schwingung aus, sodass der in der FFT ermittelte reale Wert von $|\hat{b}_{z,mc}| = 2,7 g$ realistischer ist.

Zusammenfassung

Es existiert offensichtlich ein Ursache-Wirkungsprinzip für eine weiche Bremse durch Schwingungsanregung. Dieses Prinzip konnte experimentell an einem Prüfstand für das hintere Bremssystem der Modelle C nachgewiesen werden. Ursächlich ist die Anregung des Fußbremshebels um dessen Lagerung und eine Weitergabe der Auslenkung an den HBZ. Die HBZ Kolbenbewegung führt zu Druckschwankungen, die Gaskavitation auslösen. Mögliche Abhilfemaßnahmen, mit dem Ziel der Reduktion der Schwingungsneigung des Fußbremshebels zeigen in Versuchen eine mögliche Lösung.

Dennoch spielt dieses Prinzip für das vorliegende reale Problem der weichen Bremse keine Rolle. Die real auftretenden Anregungen liegen selbst mit den Maximalwerten von $b_{z,mc} = 4,4 g$

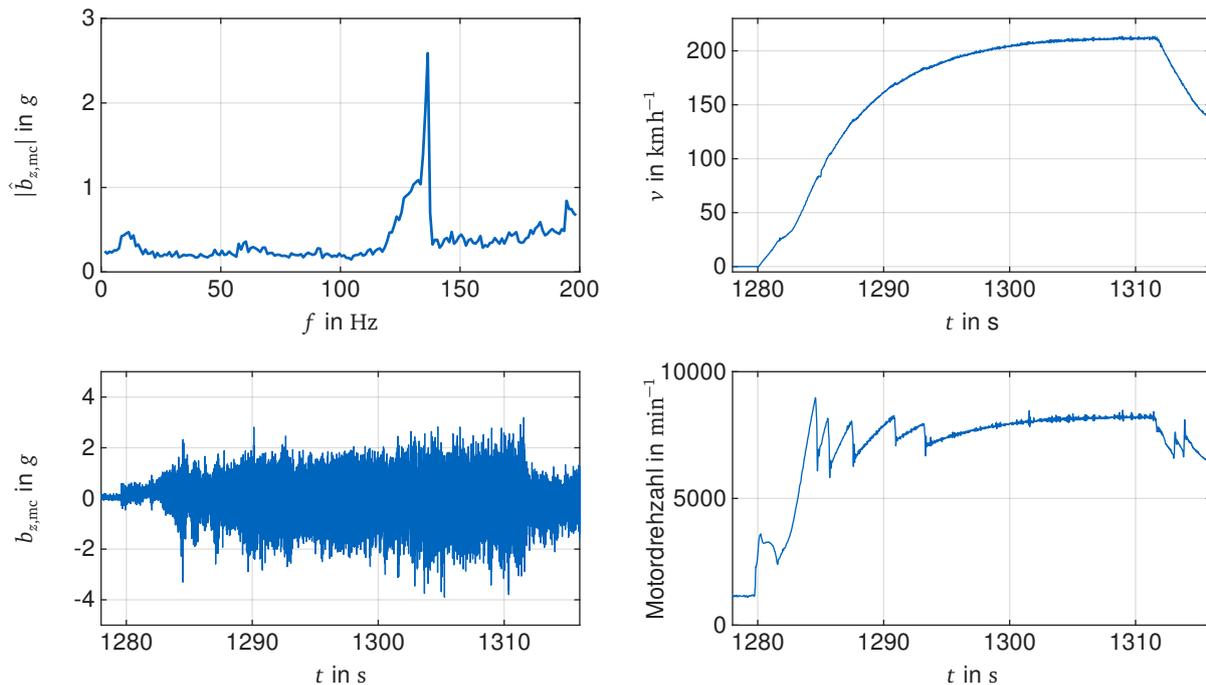


Abbildung 5.13: Auswertung der Schwingungsanregung am Realfahrzeug während Vollast-Beschleunigung. FFT der Beschleunigungen ist oben links, darunter und daneben befinden sich die Messwerte im Zeitbereich.

unter der am Prüfstand ermittelten Grenze von $b_{\text{krit}} = 6,5 \text{ g}$. Die Schwingungskavitation tritt im realen Fahrbetrieb folglich nicht auf. Die Suche nach der Ursache der weichen Bremse ist damit um eine mögliche Variante reduziert.

5.1.5 Gaskavitation durch Unterdruck

Unterdruck ist ein Zustand, der bei der Auslegung von Bremssystemen nur in der Befüllung während der Produktion vorgesehen ist. Der übliche Zustand ist entweder drucklos oder Druck beaufschlagt bei einer Bremsung. Demzufolge handelt es sich bei dem hier zu untersuchenden Ursache-Wirkungsprinzip um einen nicht vorhergesehenen Fall, der außerhalb des regulären Betriebsverhaltens liegt. Es ist also eine Analyse in Frage kommender Komponenten und Situationen erforderlich, die Unterdruck hervorrufen können.

Die systematische Betrachtung des Bremssystems nach Abbildung 3.1 beginnend bei der Betätigungseinheit ergibt folgende in Frage kommende Komponenten:

- **HBZ:** Die Rückholfeder des Kolbens und des Fußbremshebels bilden starke Rückstellkräfte des Kolbens bei Auslenkung. Wenn sich bei einer Auslenkung die Betätigungskraft schlagartig reduziert, beschleunigt der Kolben in Richtung der Rückstellkraft und es kommt zu einer Volumenzunahme. Drosselstellen im System können dann einen Unterdruck verursachen.
- **HECU:** In dieser Komponente befinden sich Schaltventile und eine Hubkolbenpumpe. Im Stand der Wissenschaft belegen zahlreiche Beispiele deren Kavitationsneigung [46, 48]

Die experimentellen Untersuchungen dieser beiden Komponenten sind Inhalt dieses Abschnitts.

Stand der Wissenschaft

Der Stand der Wissenschaft zu Gaskavitation findet sich aus Gründen des logischen Aufbaus bereits an einigen Stellen in dieser Arbeit. Hierzu zählt die Differenzierung der unterschiedlichen Kavitationsarten in Abschnitt 3.2.3, die Erklärung und Untersuchung der Luftlöslichkeitseigenschaften von Bremsflüssigkeit in Abschnitt 5.1.3 und die Abhängigkeit der Dynamik anhand der bisher vorgestellten Versuchsergebnisse.

Daraus zusammenfassend hängt die Stärke der Ausgasung bzw. Desorption von fünf Faktoren ab:

1. Unterdruckstärke
2. Druckgradient
3. Dauer des Unterdrucks
4. Externe Anregung, wie Rühren
5. Vorhandensein von Kavitationskeimen, wie Phasengrenzen

HBZ

Der erste Teil dieses Kapitels beschreibt die Untersuchung des HBZs auf mögliche Unterdrucksituationen. Alle Vorgänge, in denen der Kolben des HBZs das Volumen im Bremssystem vergrößert, sind dabei kritisch. Das heißt die Entlastung des HBZs führt zu potentielltem Unterdruck im Bremssystem. Dieser Unterdruck ist durch die Drosselung an den verbindenden Hohlschrauben zwischen Komponenten und Bremsleitung oder der Kanten und Filter innerhalb der HECU umso höher, je schneller die Entlastung abläuft.

Vorgehen

ROSEMEIER [157] beschreibt in seiner Arbeit einen Versuchsaufbau, bestehend aus den Komponenten des hinteren Bremssystems in zum Fahrzeug äquivalenter geometrischer Anordnung. Ein transparenter HBZ ermöglicht eine optische Beobachtung mit einer High Speed Kamera. Der Versuchsablauf sieht eine vollständige Entlüftung und Spülung des Systems mit einer Bremsflüssigkeit vor, die einen definierten Luftgehalt hat. Zwei Vorkonditionierungsvarianten sind hier im Einsatz: Bei Atmosphärendruck gesättigte und in einer Vorkonditionierungs-Einrichtung entgaste Flüssigkeit [157, S. 71]. Gemäß den Versuchsergebnissen aus Unterabschnitt 5.1.3 beträgt der gesättigte Luftgehalt bei Atmosphärendruck und 25 °C: $\alpha_{bu} = 5,25 \%$. Die Einrichtung zur Entgasung erreicht Drücke von $p = 50$ mbar und schafft damit auch aufgrund zu geringer Unterdruckdauer keine vollständige Entgasung. Wie im folgenden zu erkennen ist, reicht die Entgasungsgüte jedoch für die qualitativen Unterschiede der Ergebnisse aus.

Der kritischste Testfall ist die schnelle Entlastung des HBZs, nachdem im Inneren ein möglichst hoher Druck aufgebaut wurde. Mehr Druck entsteht durch mehr Volumenverschiebung, sodass nach Entlastung auch mehr Flüssigkeitsvolumen in den HBZ zurückströmen muss. Die Folge ist die Entstehung eines möglichst hohen und langanhaltenden Unterdrucks. Für eine Slow-Motion-Aufnahme der Vorgänge im Inneren des HBZ wird der Fußbremshebel bis zu dem für das transparente Acrylmaterial maximal belastbaren Bremsdruck von $p = 10$ bar ausgelenkt. Dieser liegt noch deutlich unter dem nominellen Druck, also unterhalb der ABS-Blockiergrenze bei

singulärer Betätigung hinten. Dennoch resultiert daraus nach Abbildung 3.3 eine Verzögerung von $b = 0,26$ g und stellt damit eine häufig vorkommende Anpassungsbremung dar.

Zur Analyse der Strömung in diesem Versuch untersucht HELFER [158] mithilfe einer CFD Simulation und unter Verwendung einiger Vereinfachungen, wie die stationäre Annahme der mittleren maximalen Volumenverschiebung den Einfluss der Komponenten-Geometrie.

Ergebnisse

Abbildung 5.14 zeigt die Momentaufnahmen der beschriebenen Versuche. Die Bilder sind von links nach rechts chronologisch angeordnet, sodass zwischen dem ersten und zweiten Bild der ausgelenkte Bremshebel schlagartig entlastet wird. Die obere Reihe zeigt Aufnahmen mit luftgesättigter Bremsflüssigkeit. Die Entstehung der deutlichen Kavitation im zweiten Bild beginnt an der Verbindungsbohrung des Kolbenraums zum Bremssystem oben rechts. Nach etwa der Hälfte des zurückgelegten Kolbenweges breitet sich von dort die Kavitation lawinenförmig aus und erreicht schließlich nach ca. 24 ms den Zustand im mittleren Bild. Diese Beobachtung bestätigt, die im Stand der Wissenschaft dargelegte Bedeutung eines Kavitationskeimes: Es bilden sich kleine Gasblasen am Ort des geringsten Druckes. Dies ist vor allem am Übergang zum

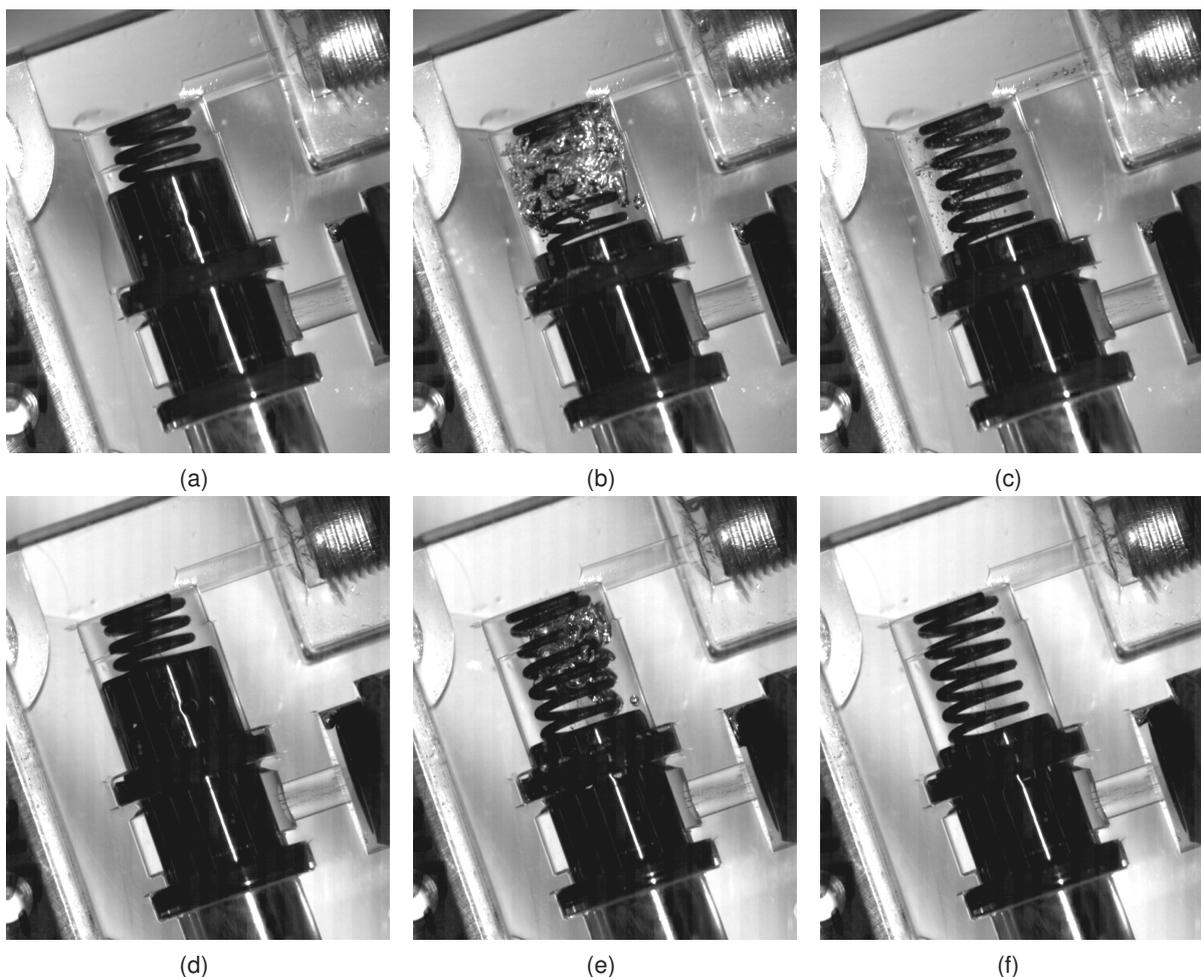


Abbildung 5.14: Aufnahmen des Versuchs zur Kavitation im HBZ durch Unterdruck. Bilderreihenfolge: (a) Beginn des Versuchs mit ausgelenktem Fußbremshebel, (b) Entstehung maximaler Gas- und Dampfkavitation nach ca. 24 ms, (c) zurückbleibende Luftblasen am Ende des Versuchs. Darunter ist derselbe Versuch mit zuvor entgaseter Bremsflüssigkeit

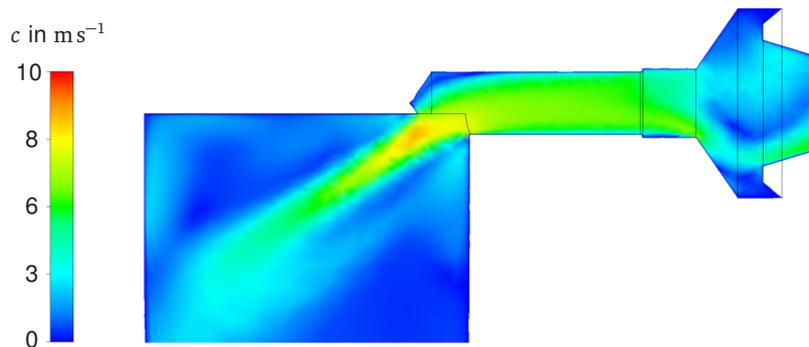


Abbildung 5.15: CFD Simulation der Strömungsgeschwindigkeit c in den HBZ hinein, ausgelöst durch das Zurückschnellen des Kolbens bei plötzlicher Entlastung.

Arbeitsraum des HBZ der Fall. Diese Keimblasen beschleunigen die nachfolgende Kavitation, sodass sie deutlich zunimmt.

HELPER [158] untersucht anhand einer CFD Simulation den Einfluss der Geometrie. Abbildung 5.15 zeigt die im Versuch maximal auftretenden Fluidgeschwindigkeiten. Die Simulationsergebnisse bestätigen die Beobachtungen: Die Orte mit geringstem lokalen Druck und nach dem Gesetz von Bernoulli damit größter Strömungsgeschwindigkeit sind der Anschluss der Bremsleitung an den HBZ und die angesprochene Verbindungsbohrung zwischen Zuleitung und Kolbenraum. Dort beginnt die Kavitation und erzeugt damit weitere Kavitationskeime stromabwärts.

Sobald der Kolben den unteren Totpunkt erreicht, entsteht ein Druckausgleich über den Ausgleichsbehälter, der rechts unten angeschlossen ist. Der Großteil der Kavitationsblasen implodiert schlagartig. Kurz vor dem Druckausgleich entstehen messbare Unterdrücke von $\Delta p = -0,7$ bar [157, S. 97]. Wegen der kurzen Dauer dieses Zustandes und da hier keine hochfrequent aufzeichnenden Drucksensoren eingesetzt sind, ist davon auszugehen, dass der tatsächliche Unterdruck höher ist. Bild (c) in Abbildung 5.14 zeigt die Situation gerade kurz nach Erreichen des unteren Totpunktes mit einem fast vollständigen Verschwinden von Kavitationsblasen. Dies lässt nur einen Schluss zu: Der Hauptteil der sichtbaren Kavitation Bild (b) ist Dampfkavitation, die sofort nach Überschreiten des Dampfdruckes von $p^o = 0,15$ mbar wieder zusammenfällt. Die verbleibenden Gasblasen sind dagegen die Zeugnisse von gleichzeitig auftretender Gaskavitation.

Dampfkavitation katalysiert, wie auch in Abschnitt 3.2.3 dargelegt, Gaskavitation. Der Unterschied dieser beiden Kavitationsarten zeigt sich, sobald der lokale Druck wieder über den Dampfdruck steigt und dadurch die Dampfblasen implodieren. Die Gasblasen dagegen bleiben bestehen, da diese dem viel langsameren Gleichgewicht der Löslichkeit folgen. Vor allem die deutlich langsamere Aufnahme im Vergleich zur Abgabe, die in Unterabschnitt 5.1.3 dargelegt wurde zeigt sich hier. Die am Ende des Versuchs verbleibenden kleinen Blasen sind also desorbierte Luftblasen. Diese würden zwar langsam wieder in Lösung gehen, jedoch nicht innerhalb einer Beobachtungszeit mehrerer Minuten. Die freie Luft verbleibt also in signifikanten Mengen zunächst im System. Die Auswirkung der Austauschflächen auf die Asymmetrie der Absorption im Vergleich zu Desorption aus Unterabschnitt 5.1.3 unterstützt die Lebensdauer der Luftblasen zusätzlich.

Je weniger steif das Bremssystem ist, gekennzeichnet durch mehr Volumenaufnahme, desto stärker tritt der Effekt auf. Eine weiche Bremse, künstlich erzeugt durch Einbringung von Luft im

Sattel, führt zu mehr Volumenaufnahme. Die hier nicht dargestellten Versuche ergeben damit eine größere Menge an freier Luft am Ende des Versuches. Folglich würde sich das Problem beschleunigen.

Die untere Reihe in Abbildung 5.14 zeigen das gleiche Experiment mit entgaster Bremsflüssigkeit. Tatsächlich entsteht erwartungsgemäß eine kleinere Dampfkavitationsblase in Bild (e) mit kurzer Lebensdauer. Daraus resultieren aber im Vergleich zum Versuch mit gesättigter Flüssigkeit keine nennenswerten Luftblasen am Ende des Versuchs in Bild (f). Das heißt die Entstehung von Gaskavitation ist so stark reduziert, dass nur die reversible Dampfkavitation auftritt, was die zuvor dargelegten Schlussfolgerungen bestätigen.

Zusammenfassung

Durch ein schnelles Lösen des Fußbremshebels kommt es zu derartigem Unterdruck, dass der Dampfdruck im Kolbenraum des HBZ lokal unterschritten wird. In der Folge entstehen gleichzeitig Dampf- und Gaskavitation. Die Gaskavitation führt zur Entstehung freier Luft, die auch nach Ende des Versuchs für mindestens einige Stunden im System verbleibt. Entgaste, luftarme Flüssigkeit reduziert dieses Phänomen signifikant.

Diskussion

Der Versuch zeigt eine reale Ursache der weichen Bremse. Eine mögliche Abhilfemaßnahmen könnte die Mechanik betreffen. Eine Reduktion der Kolbengeschwindigkeit, mittels einer Fußbremshebeldämpfung könnte die Höhe des entstehenden Unterdrucks ausreichend reduzieren. Eine eventuelle negative Auswirkung auf die Hebelcharakteristik müsste untersucht werden. Zusätzlich kann eine Reduktion von Strömungswiderständen insbesondere im HBZ dazu beitragen. Im gezeigten Beispiel spielt vor allem die Zugangsbohrung zum Kolbenraum eine wichtige Rolle und könnte durch eine axiale Bohrung größeren Durchmessers entschärft werden.

Der gezeigte Anwendungsfall ist in der Realität wahrscheinlich eher ein Randphänomen. Denkbar ist das Abrutschen des Fußes während einer starken Bremsung. In den später dargestellten Versuchen zeigen jedoch auch Erprobungen ohne Berührung des Fußbremshebels eine weiche Bremse. Dieses Ursache-Wirkungsprinzip für eine weiche Bremse existiert folglich, ist im vorliegenden Fall aber höchstens eine Nebenursache. Zusätzlich spricht dagegen, dass der HBZ baugleich in vielen anderen Modelle eingebaut ist, die keine besondere Auffälligkeit hinsichtlich einer weichen Bremse aufweisen.

HECU

Das Ziel der HECU Analyse ist die Prüfung, ob und wann Unterdruck auftreten kann. Der Test auf externen Lufteintrag ist wie bereits erwähnt experimentell durch Vakuumtests auszuschließen [138, S. 55]. Das heißt die Suche nach Gaskavitation auslösenden Situationen ist das Ziel dieser Analyse.

Stand der Technik

Die grundlegende Funktion eines ABS Systems ist in zahlreichen Quellen ausführlich aufgeführt [3, 14, 36]. Für diese Arbeit ist weniger die ABS Regelfunktion wichtig als die TI Funktion. Abschnitt 3.1.5 beschreibt deren Funktionalität.

Darüber hinaus ist die Umsetzung der Funktionen in Form von mechanischen und hydraulischen Komponenten von Bedeutung. Abbildung 5.17 zeigt das hydraulische Schaltbild eines HECU mit TI Funktion. Aus Gründen der Übersichtlichkeit ist nur der komplexere hintere Kreis dargestellt. Bei einem Vollintegral-System ist der vordere Kreis analog dazu.

Eine vollständige Übersicht über die Funktionen der einzelnen Komponenten sowie der Schaltlogik für die Anwendungen wie ABS Regelung kann den Arbeiten von RAZ [138] und HOFFMANN et al. [36] entnommen werden. Der besseren Verständlichkeit wegen ist der für diese Arbeit relevante Anwendungsfall der TI Bremsung erst anhand der Ergebnisse im Folgenden erläutert.

In den Modellen C ist eine seit vielen Jahren auf dem Markt befindliche HECU der Continental AG mit der Bezeichnung MK 100 MIB verbaut [36, 159]. Der funktionale Aufbau ist vergleichbar zu Druckmodulatoren anderer Hersteller, die Software und Umsetzung der Funktionen dagegen nicht.

Vorgehen

Die bereits eingangs aufgezeigten kritischen Komponenten für Unterdruck sind die Ventile bei hohen Druckgradienten oder der Vorlauf der Pumpe [48]. HEUSCH [46] hat bereits das Phänomen von Gaskavitation an Ventilen in einer HECU mit der gleichen Bremsflüssigkeit Hydraulan 404 untersucht. Die Ergebnisse zeigen, dass bei großen Druckgradienten Gas- und bei noch stärkerem Druckabfall Dampfkavitation auftritt. Insbesondere Dampfkavitation führt zu Schäden am Ventilsitz, sodass dieses Problem bereits in der Auslegung von Druckmodulatoren berücksichtigt wird. Dennoch zeigt eine Abschätzung der möglichen Druckgradienten respektive Unterdruck an Ventilen von RAZ, dass dieser Fall im vorliegenden System eher unwahrscheinlich ist [138, S. 28].

Einige Quellen bestätigen die Kavitationsneigung von Pumpen [160, S. 60, 116, S. 2], sodass deren Untersuchung erforderlich ist. Insbesondere der Vorlauf der Hubkolbenpumpe der HECU erzeugt möglichen kritischen Unterdruck.

Die Untersuchung auf Unterdruck gelingt durch einen Open-Loop Prüfstand, der im Rahmen einer Studienarbeit innerhalb dieses Forschungsprojektes entstanden ist. RAZ [138, S. 47] beschreibt den Aufbau des Prüfstandes ausführlich. Dieser umfasst alle Bremskomponenten des realen Systems in der realen Anordnung zueinander. Mithilfe eines Raddrehzahlgenerators und der Controller Area Network (CAN)-Simulation von Realfahrdaten können reale Manöver eingespeist und am Prüfstand nachgestellt werden. Die HECU führt dabei die Funktionen und damit auch Aktorik Ansteuerung wie in der Realfahrt aus.

Kritisch ist die Realitätstreue dieses Prüfstandes durch die fehlende Anregung des Motors. Insofern können keine Schwingungsphänomene mit abgebildet werden. Für die Analyse von Unterdruck ist dieser Nachteil irrelevant.

Zur Ermittlung des Unterdrucks ist eine zusätzliche Drucksensorik im hydraulischen System erforderlich. Der Vorlauf der Pumpe wird durch eine Bohrung und Gewinde zum Anschluss für einen Drucksensor erweitert. Die Bohrung muss spannfrei hergestellt werden, um spätere Schäden im Betrieb auszuschließen. Eine externen Messdatenerfassung zeichnet den Unterdruck auf und legt diesen als Signal auf den Fahrzeug CAN-Bus zur synchronen Signalspeicherung.

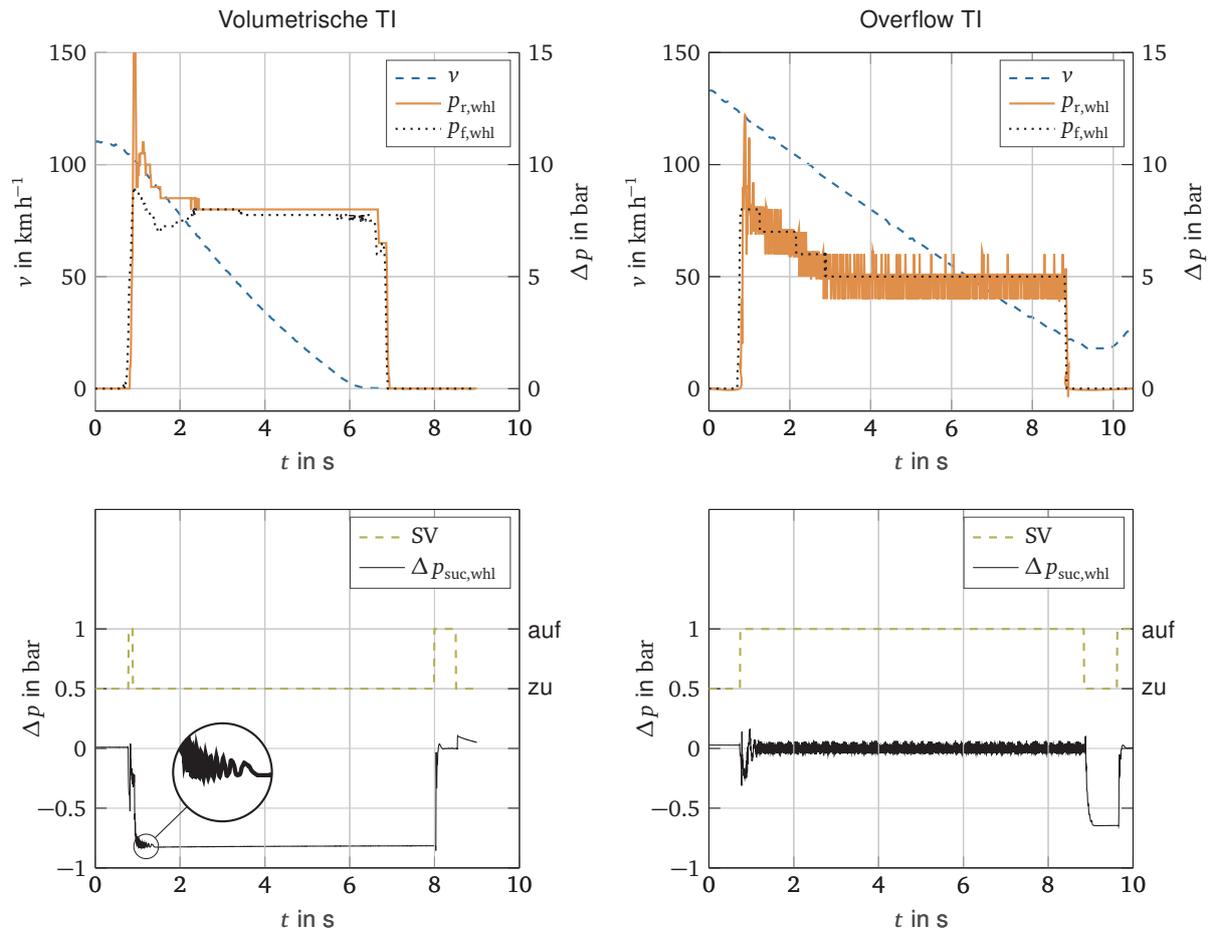


Abbildung 5.16: Messung der Fahrmanöver beider TI Regelstrategien: Volumetrisch und Overflow. Oben dargestellt, der eingesteuerte Bremsdruck am VR $p_{f,whl}$ und der aufgebaute Druck am HR $p_{r,whl}$, sowie die Fahrzeuggeschwindigkeit v . Unten dazu jeweils die Messung des Unterdrucks $p_{suc,whl}$ vor der Pumpe des Druckmodulators und die Ventilsteuzeiten des Saugventils (SV).

Ergebnisse

Das Hauptergebnis der Untersuchungen ist eine Funktion und Fahr situation, die relevanten Unterdruck im Pumpenvorlauf aufweist. Zur besseren Übersichtlichkeit konzentriert sich dieser Abschnitt deswegen nur auf diese Funktion und vernachlässigt die anderen unkritischen Funktionen. Es handelt sich um die TI Funktion.

Abbildung 5.16 zeigt Messungen des Prüfstandes mit konstanten Bremsungen aus $v > 110 \text{ km h}^{-1}$ der beiden möglichen TI Regelungen: *Volumetrisch* und *Overflow*. In der Praxis entscheidet die Startgeschwindigkeit bei Bremsbeginn, welche Strategie einsetzt. Oberhalb einer Grenzgeschwindigkeit aktiviert die Steuerung die volumetrische und unterhalb die Overflow-Regelung. Für die dargestellten Messungen ist dieses Umschalten zur besseren Differenzierung deaktiviert. Die Erläuterung dieser beiden Funktionen folgt im übernächsten Absatz anhand des hydraulischen Schaltbildes.

Die oberen Diagramme zeigen Bremsdrücke und Fahrzeuggeschwindigkeit. Der HR Bremsdruck $p_{r,whl}$, wird dabei wie üblich bei TI Bremsungen nur durch die Pumpe erzeugt und folgt der hinterlegten TI Verteilung. Die unteren Diagramme zeigen zwei Messgrößen der HECU: Die Ventilschlusszeiten des Saugventils (SV) und der durch seine Drosselung erzeugte Unterdruck $\Delta p_{suc,whl}$.

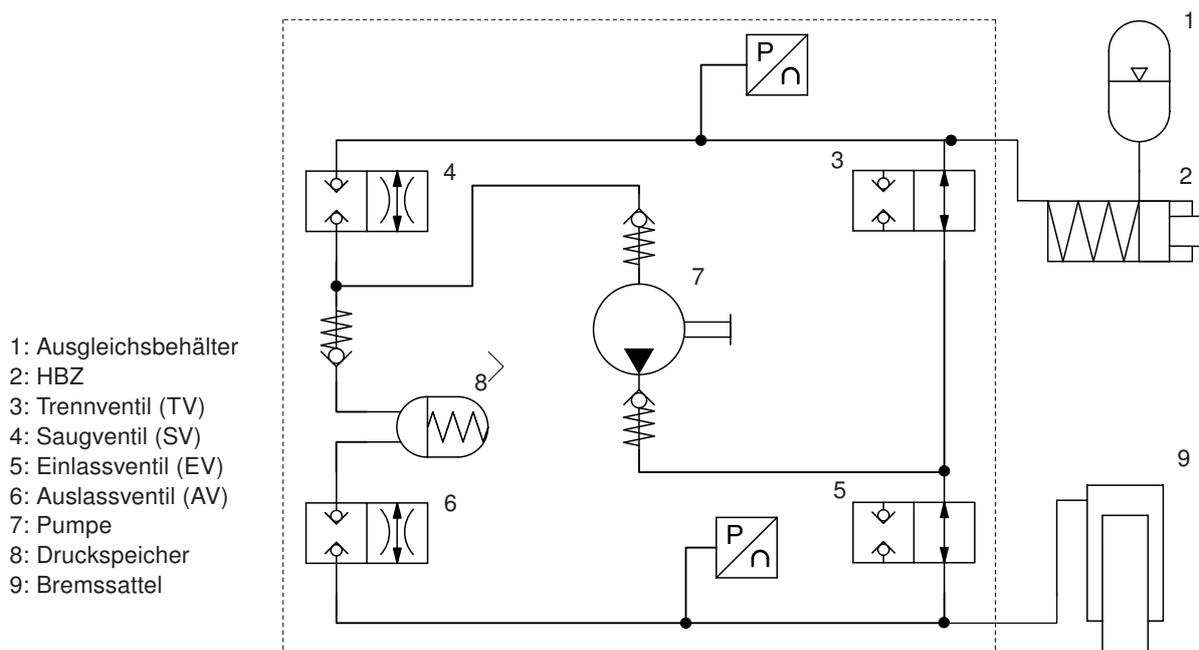


Abbildung 5.17: Hydraulisches Schaltbild des HR Bremskreises in der HECU. Ventile sind in Ausgangs-schaltstellung dargestellt, die einen Druckaufbau durch den Nutzer ermöglicht

Die volumetrische Regelung erzeugt bereits kurz nach Bremsbeginn einen Unterdruck von $\Delta p_{\text{suc,whl}} = -0,85 \text{ bar}$. Bei der Overflow-Regelung hingegen entsteht erst am Ende ein Unterdruck derselben Höhe, aber von kürzerer Dauer.

Die Entstehung des Unterdrucks lässt sich anhand des hydraulischen Schaltbildes in Abbildung 5.17 veranschaulichen. Bei einer TI Bremsung startet die Steuerung die Pumpe, um Bremsdruck aufzubauen. Damit die Pumpe Bremsflüssigkeit aus dem Ausgleichsbehälter ansaugen kann, muss das „normal geschlossene“ SV geöffnet werden. Gleichzeitig verhindert die Steuerung, dass der entstehende Druck hinter der Pumpe nicht in Richtung HBZ bzw. Ausgleichsbehälter wieder entweicht, durch Schließen des Trennventils (TV) geschaltet und damit einer Trennung der Überdruckseite vom HBZ. Das Einlassventil (EV) und Auslassventil (AV) bleiben in ihrer Normalstellung mit geöffnetem EV und geschlossenem AV, sodass kein Druck aus dem sog. Radkreis entweichen kann. Erst, wenn der Nutzer den Druck reduziert oder wenn zu hoher Schlupf am HR eine ABS Regelung erforderlich macht, öffnet das AV zum Druckabbau. Der Druckspeicher dient als schneller Puffer, weil sonst die Pumpenfördermenge zu gering wäre.

Würde die Pumpe wie oben beschrieben während der gesamten Bremsung laufen, so würde der Druck immer weiter steigen und das HR blockieren. Deshalb ist eine Druckregelstrategie erforderlich, wobei die beiden genannten zum Einsatz kommen: Die Overflow- und die volumetrische Regelung.

Bei einer Overflow-Regelung läuft die Pumpe tatsächlich während der gesamten Bremsung. Ein kontinuierliches Öffnen und Schließen des TV regelt den Druck dabei. Diese Regelung macht sich durch geringe Druckschwankungen in Abbildung 5.16 oben rechts bemerkbar. Diese Strategie führt zu einer schnellen Regelung, allerdings mit den Nachteilen erhöhter Pumpenlaufzeit und Energieverbrauchs sowie Geräuschen und Vibrationen. Da hier die Pumpe dauerhaft läuft, ist das SV geöffnet und es kommt während der Bremsung zu keiner Saugdrosselung. Erst am Ende der Bremsung im Diagramm unten rechts schließt das SV sofort, sodass kein zusätzlicher Druck durch ein Weiterlaufen bzw. Auslaufen der Pumpe aufgebaut wird.

Bei einer volumetrischen Regelung tritt dieser kritische Vorgang bereits zu Beginn der Bremsung auf. Das Diagramm unten links zeigt, wie kurz die Öffnungszeit des SV, zum Fördern der erforderlichen Flüssigkeitsmenge ist. Sobald der Solldruck erreicht ist, schließt das SV, um weiteren Druckaufbau zu verhindern. Deshalb bleibt der Druck hier im Gegensatz zur Overflow-Regelung nach Beginn der Bremsung relativ konstant. Es stellt sich die Frage, weshalb es zu diesem Unterdruck kommt?

Die Steuerung bestromt zwar auch gleichzeitig mit dem Schließen des Saugventils die Pumpe nicht mehr, aber deren mechanische Trägheit führt zu einem Auslaufen der Pumpe mit einer Dauer von $\Delta t_{\text{pump}} = 0,5 \text{ s}$. Obwohl die Pumpe hier stetig langsamer wird, was anhand der Vergrößerung im Diagramm anschaulich ist, reicht die Saugleistung aus, um einen kritischen Unterdruck von $\Delta p_{\text{suc,whl}} = -0,85 \text{ bar}$ zu erzeugen.

Ungünstigerweise bleibt dieser Unterdruck während der gesamten Bremsung bis in den Stillstand bestehen, so lange der Nutzer die VR-Bremse konstant betätigt. Die Ergebnisse der Löslichkeitsdynamik in Abschnitt 5.1.3 zeigen, dass die Höhe dieses Unterdrucks ausreicht, um sofortige Gaskavitation hervorzurufen. Je länger dieser Unterdruck anhält, desto mehr Luft-Desorption findet statt. Das heißt auch am Ende einer Overflow-Regelung entsteht ein kritischer Unterdruck, jedoch von kürzerer Dauer. Das Beispiel der volumetrischen Regelung mit konstanter Bremsung aus möglichst hohen Geschwindigkeiten stellt folglich das Worst-Case Szenario im Hinblick auf Gaskavitation dar.

Zur Abschätzung, wieviel Luft dadurch entstehen kann, ist eine Betrachtung der Volumina hilfreich. Der Bereich vom HBZ bis einschließlich HECU, also unter Vernachlässigung der unbeteiligten Volumina im Ausgleichsbehälter und Radkreis, hat ein Volumen von ca $V = 15 \text{ cm}^3$. Die darin enthaltene Luft würde bei vollständiger Entgasung mit dem gesättigten Luftgehalt von $\alpha_{\text{bu}} = 5,25 \%$ bei 25 °C einem Volumen von $V_{\text{air},0} = 0,62 \text{ cm}^3$ entsprechen. Sie liegt damit laut Abschnitt 4.2.4 deutlich über der wahrnehmbaren Schwelle und nur knapp unter der Funktionsausfall-Grenze.

In der Praxis ist zu erwarten, dass nie die gesamte Flüssigkeit ausgast, weil hierfür die Dauer des Unterdrucks nicht ausreicht. Es ist zwar zu erwarten, dass durch die Pumpe und die Motoranregung eine starke externe Anregung existiert, aber dennoch zeigen die Phasenübergangswiderstände, dass Gleichgewichte nicht in Sekunden erreicht werden. Durch wiederholte Entgasung der gleichen Flüssigkeit würde diese im Verhältnis zum erreichten maximal diese Luft abgeben. Der Unterdruck $\Delta p_{\text{suc,whl}} = -0,85 \text{ bar}$ führt langfristig zu einer Entgasung von etwa 85 %. Weitere Ausgasung würde spätestens nach Erreichen dieses Untersättigungszustandes nicht mehr möglich sein. Die Diffusion innerhalb der Flüssigkeit fördert jedoch stetig Luftmoleküle aus gesättigten Bereichen zum Kavitationsort. Somit steht sogar eine noch größere Flüssigkeitsmenge als Luftdonator zur Verfügung. Der Grad der Untersättigung wird also lokal auch über längere Zeit nur moderat sein, selbst wenn kritische Mengen an freier Luft im System entstehen. Die Ausgasung kann im Laufe der Zeit immer wieder bei Unterdruck auftreten und mehr freie Luft erzeugen. Dies kann auch Luftmengen über der getroffenen Abschätzung erklären.

5.1.6 Zusammenfassung

Dieser Abschnitt fasst die Ergebnisse der *Bottom-Up*-Untersuchungen zusammen. Die Erkenntnisse der Luftlöslichkeitsuntersuchungen zeigen ein großes Potential gelöster Luft als Ursache für eine weiche Bremse. Die gemessene Asymmetrie der Löslichkeit bestätigt das Potential zur Anhäufung freier Luft in Bremssystemen, sofern desorbierende Situationen auftreten.

Neben der Auslösung durch Schwingungen kann der HBZ durch schnelles Entlasten Gaskavitation durch Unterdruck erzeugen. Diese beiden Ursache-Wirkungsprinzipien haben jedoch keine signifikante Relevanz in der realen Fahrzeuganwendung.

Umso realistischer und häufiger ist der Nachweis von Unterdruck während volumetrischer TI Bremsungen im Vorlauf der HECU Pumpe. Diese Situation entsteht bei jeder Bremsung mit Beginn oberhalb von $v = 80 \text{ km h}^{-1}$. Die dabei jeweils entstehenden Mengen an freier Luft sind gering, können sich aber durch den Effekt der Asynchronität immer weiter anhäufen. Selbst aktive Bremsungen des Nutzers können den Effekt nicht rückgängig machen. Unterabschnitt 5.2.2 zeigt eine Abschätzung dazu. Besonders kritisch ist es, falls die freie Luft infolge von Bremsungen und deren Druckabbau in den Steuerkreis gelangt und sich dort sammelt. Da viele Nutzer die HR-Bremse nicht aktiv verwenden, entsteht in diesem Bereich kein Überdruck, der die Reabsorption beschleunigen könnte.

Diese Ursache Wirkungskette ist also eine realistische Ursache der vorliegenden weichen Bremse und dient dementsprechend als Eingangsgröße für die Erstellung von Reproduktionsfahrtests in der folgenden *Blackbox*-Strategie.

5.2 Blackbox-Strategie

Die RCA in Unterkapitel 4.1 beschreibt den Inhalt der *Blackbox*-Strategie bereits ausführlich. Die Erfassung eines Systems als Blackbox zur Ursachenfindung aus realen Anwendungstests heraus ist der Inhalt des folgenden Abschnitts.

Da die Beschreibung der Messbarkeit der weichen Bremse am Fahrzeug bereits in Abschnitt 4.2.2 beschrieben ist, beginnt dieser Abschnitt mit der Reproduktion, gefolgt von der Isolation des Fehlers durch Fahrversuche.

5.2.1 Reproduktion

Die Reproduktion ist der Ausgangspunkt aller weiteren Tests und beantwortet Fragen der Systematik und Ausprägung des Fehlers. Ausschließlich mithilfe eines reproduzierbaren Fahrprofils gelingt der Vergleich von Änderungen und damit die Bewertung von Maßnahmen auf dem Weg der Ursachensuche.

Stand der Wissenschaft

Zur Reproduktion von technischen Fehlern ist zunächst eine Betrachtung der Fehlerarten aus dem Stand der Wissenschaft sinnvoll. Es existieren systematische und intermittierende Fehler [161]. Intermittierende Fehler treten auf, wenn die Einflussgrößen der Fehlerursache nicht vollständig bekannt oder kontrollierbar sind. Im Fall einer weichen Bremse kann dies der Luftdruck sein. Befindet sich bereits eine geringe Menge freier Luft im System, verstärkt eine Passüberfahrt durch die Expansion der Luft infolge des geringeren Luftdrucks das Problem. Messungen, die im Rahmen dieser Arbeit entstanden sind, bestätigen diesen Effekt [126, S. 65]. Bei Reversion des Druckes ist der Effekt und damit die Fehlerausprägung ebenfalls reversibel, sodass der Fehler scheinbar verschwunden ist.

In der Luftfahrt treten beispielsweise häufig Fehler in Stromkreisen während Flügen auf, die dann bei einer Bodenkontrolle nicht detektiert werden können [161]. Zur Lösung dieses Problems

wurden Geräte zur On-line Überwachung der Systeme entwickelt, die jeden Fehler beim Auftreten detektieren und zur späteren Analyse speichern.

Liegen nicht ausreichend Informationen zu den Umständen der Fehlerausprägung vor, ist die Reproduktion durch ein Szenario, das möglichst gut den durchschnittlichen realen Anwendungsfall abbildet, erforderlich. Da der Fehler in der realen Anwendung auftritt, muss dieses Profil ihn früher oder später hervorbringen. Die Erstellung eines realen Kundenfahrzyklus ist mit unterschiedlichen Methoden und Detaillierungsgraden möglich. EISELE et al. [162] haben beispielsweise mit einer großen Datenbasis von Pkw Realfahrdaten ein durchschnittliches Leistungsprofil erzeugt und mit Einzelfahrten verglichen. Die Einzelfahrt mit der besten Korrelation des Leistungskennfeldes dient als Referenzzyklus. Im hier vorliegenden Fall steht eher die Fahrdynamik im Vordergrund inklusive der durchgeführten Bremsungen. Auch hier existieren zahlreiche Veröffentlichungen, die beispielsweise mithilfe von Markov-Ketten probabilistische Zyklen aus Realfahrdaten ableiten [163, 164]. Häufig wird zum Vergleich neben skalaren Durchschnittsgrößen wie Energieverbrauch oder Durchschnittsgeschwindigkeit die v - a -Verteilung herangezogen, um Fahrdaten bezüglich ihrer Dynamik zu charakterisieren [165].

Vorgehen

Im Gegensatz zu den klassischen intermittierenden Fehlern handelt es sich bei der hier betrachteten weichen Bremse nach Definition in Unterkapitel 2.1 um einen dauerhaften Fehler bei einem fehlerhaften Fahrzeug. Dieser Fehler tritt jedoch nicht systematisch bei der gesamten Population der Produkte auf bzw. es existieren keine ausreichenden Informationen darüber. Gemäß der Datenanalyse in Unterkapitel 2.1 ist zunächst nicht klar, wie systematisch der Fehler auftritt. Dementsprechend wäre eine online Diagnostik im Feld eine Möglichkeit der Fehleranalyse. Mit größerer und sicherer Datenbasis könnten die Einflüsse einfacher detektiert werden. Eine solche Diagnostik existiert zum aktuellen Zeitpunkt nicht, wird jedoch als Entwicklungsidee in Unterkapitel 6.1 vorgestellt. Die Messbarkeit der weichen Bremse geschieht in den Fahrversuchen daher nicht On-Line, sondern zwischen den Fahrten mit der entwickelten Bremsen-Messeinrichtung aus Abbildung 4.3. Die Messbarkeit setzt die zu Beginn formulierte Hypothese voraus, dass der Fehler systematisch und damit dauerhaft auftritt.

Für diese Fehlerart können also drei Ziele in der Reproduktion formuliert werden:

1. Datenbasis vergrößern und deren Zuverlässigkeit erhöhen
2. Bestimmung der Systematik und Ausprägung
3. Reproduktion in realem Nutzungsszenario

Das vorliegende Problem existiert nach Abschnitt 2.1.1 bei mindestens 2,5 % der Gesamtpopulation. Demzufolge wäre eine breite Vermessung einer repräsentativen Stichprobe der Gesamtpopulation erforderlich, um das erste genannte Ziel zu erreichen. Dieses Vorgehen ist aufwändig und nicht umsetzbar.

Die Hypothese, dass jedes Fahrzeug das Potential des Fehlers aufweist, dessen Ausprägung aber von der Nutzung abhängt, ermöglicht den Test mit wenigen Fahrzeugen in realen Situationen. Die Erprobungsergebnisse bestätigen weiter unten diese Hypothese.

Zahlreiche Stichproben in einem Entwicklungsfuhrpark zeigen, dass fast jedes Fahrzeug der Modelle C früher oder später eine weiche Bremse aufweist. Selbst ohne die statistische Sicherheit, wie viele Fahrzeuge betroffen sind, folgt damit als Vorgehen die Ursachenermittlung an bereits

auffälligen Fahrzeugen. Damit kann mindestens die Ursache der beobachtbar fehlerhaften Fahrzeuge, wahrscheinlich jedoch die systematische Ursache aufgedeckt werden.

Dieser Ansatz weist ein gewisses Risiko auf, nämlich dann wenn mehrere Ursachen parallel existieren und die Stichprobe nur eine Ursache aufzeigt. Dieser Zielkonflikt, kann einerseits durch das systematisches Vorgehen der *Bottom-Up*-Strategie oder durch eine längerfristige Beobachtung der Problementwicklung in der gesamten Population nach Einführen einer Maßnahme reduziert werden.

Das Ziel der Reproduktion ist im ersten Schritt eine realitätsnahe Fahrweise, die dennoch ein anspruchsvolles Szenario darstellt, um möglichst viele dynamische Effekte abzubilden. Daher scheiden für diesen Schritt synthetische Profile aufgrund mangelnder Umsetzbarkeit auf Straßen aus. Ein weiteres Problem sind fehlende Daten von realen Nutzern, die zusätzliche datenschutzrechtliche Probleme mit sich führen würden.

Ein pragmatischer Ansatz soll den Zielkonflikt lösen. Dazu dient die Hypothese, dass eine Tages-tour eines Motorradfahrers mit Start und Ziel in München einen Großteil der realen Szenarien abbildet. Das Profil besteht aus näherungsweise 20 % Anteil an Stadt-, 30 % Autobahn und 50 % Landstraßenfahrten, bezogen auf die Fahrdauer. Die im Stand der Wissenschaft übliche v - a -Verteilung zur Charakterisierung dieses Realfahrtsprofils ist in Abbildung 5.18 dargestellt. Die Auswertung zeigt, dass dieses Profil nicht dem Durchschnitt aller realen Fahrer anderer realer Realfahrtanalysen qualitativ ähnelt. Beispielsweise im Vergleich zu den Ergebnisse von TONG et al. [165] im urbanen Nutzungsszenario sind die Beschleunigungen im Schnitt und in den Maximalwerte höher, die Form jedoch vergleichbar. Das gewählte Realfahrtszenario orientiert sich folglich am oberen Ende der Nutzerverteilung im Hinblick auf Dynamik. Dennoch ist das Profil kein Extremlastprofil, weil die maximal möglichen Verzögerungen von etwa $b = 11 \text{ m s}^{-2}$ aus Abbildung 3.3 nur selten auftreten und die Mehrheit bei $b < 5 \text{ m s}^{-2}$ liegt. Die letztendliche Vergleichbarkeit zur Gesamtheit aller Nutzer kann nur ein Vergleich mit entsprechenden, nicht vorhandenen Daten liefern.

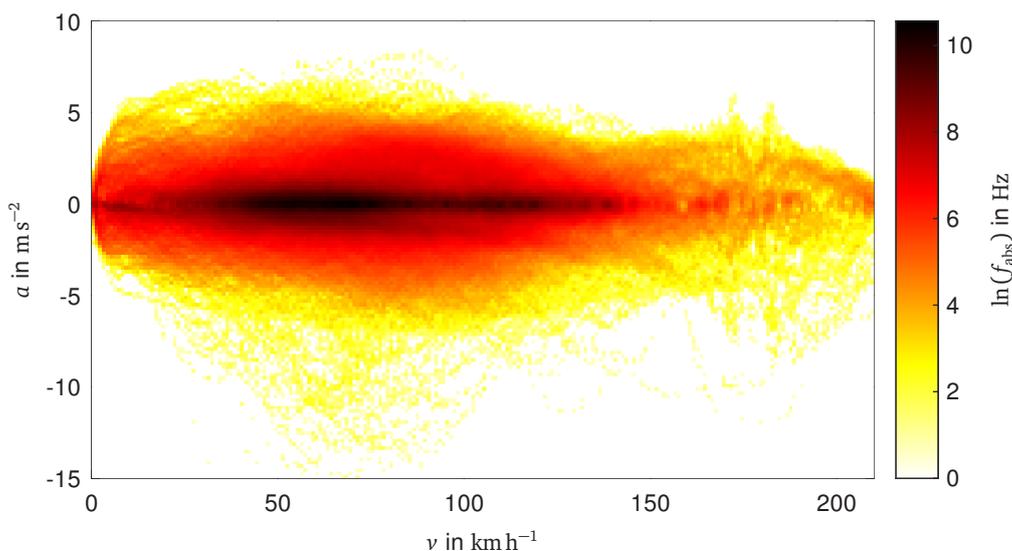


Abbildung 5.18: v - a -Verteilung des Realfahrtsprofils

Das Vorhandensein der TI-Bremsfunktion bei den betroffenen Modellen C führt dazu, dass die HR-Bremse nur in speziellen Situationen, wie im Gelände wirklich aktiv betätigt werden

muss. In den meisten Anwendungsfällen übernimmt die Software die Aufgabe des Nutzers mit schnelleren Reaktionszeiten. Tatsächlich kann die Hypothese aufgestellt werden, dass der Großteil von Fahrern dieser Modelle die HR-Bremse nie oder fast nie nutzen.

Eine TI-Bremmung führt nur zu einem Druck im Radkreis, nicht aber im Steuerkreis. Das heißt das Weglassen aktiver HR Bremsbetätigungen verhindert die ohnehin geringe Reabsorption potentieller Luft im Steuerkreis. Dieses Szenario stellt folglich den in der Praxis häufig auftretenden Worst-Case dar und ist deswegen Inhalt des gewählten Profils.

Die Fehlermessung vor und nach einer Fahrt mit der vorgestellten Bremsen-Messeinrichtung und der Luftdetektionsmethode aus Abschnitt 4.2.3 liefert den Messwert des Tests. Voraussetzung ist die eindeutige Luftdetektion zur Gültigkeit des Test. Erst ab einer kritischen Menge an Luft von

$$\Delta \tilde{V}_{\text{air}} \geq 0,1 \text{ cm}^3 \quad (5.10)$$

ist ein Test als gültige Reproduktion definiert. Diese Menge ist subjektiv kaum spürbar, jedoch deutlich größer als die Messunsicherheit.

Als Metrik zum Vergleich mehrerer Tests, die wiederum mehrere Fahrten bei gleichen Bedingungen und gleichem Profil beinhalten, ist die Luftrate $\frac{dV_{\text{air}}}{ds}$ bezogen auf die Fahrtstrecke s ein vergleichbares Maß. Sie bildet einen nutzerrelevanten vergleichbaren Wert, wie „schnell“ die Bremse weich wird.

Ergebnisse

Abbildung 5.19 zeigt die Ergebnisse der gemessenen freien Luft in den Bremssystemen der Versuchsfahrzeuge für vier separate Tests. Die Einzelmessungen bei einem diskreten km-Stand

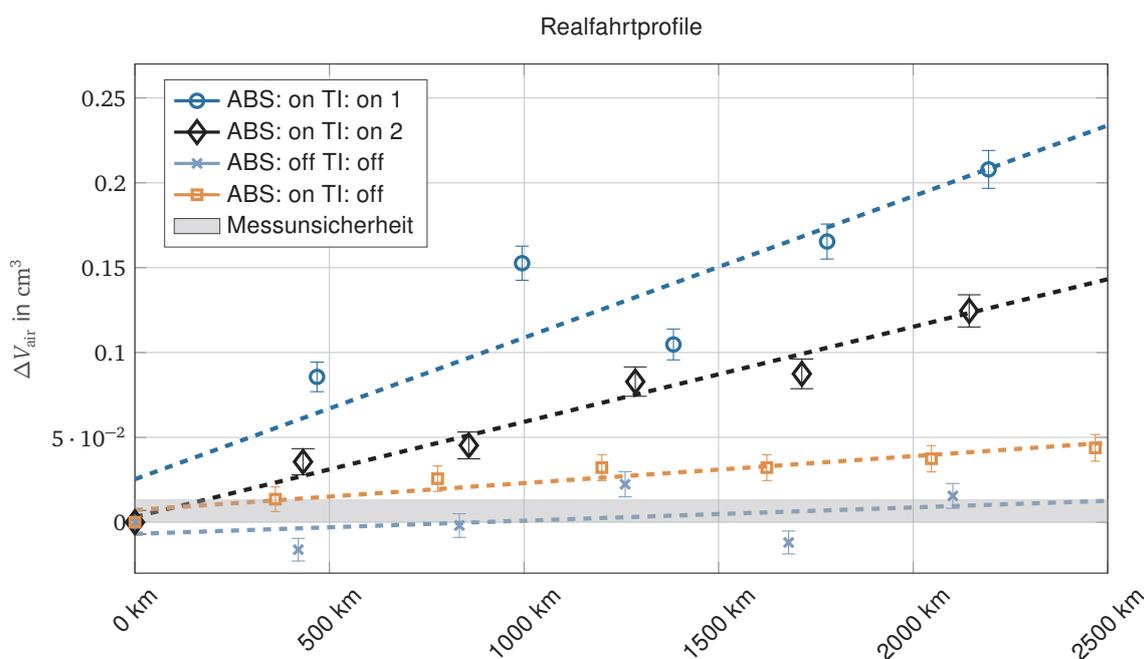


Abbildung 5.19: Luftentstehung bei Erprobungen mit Realfahrtprofilen: Zwei Referenztests mit Serienzustand (ABS: on, TI: on), sowie ein Test mit deaktiviertem TI und ein Test mit zusätzlich deaktiviertem ABS. Der Unterschied zwischen den Realfahrten mit TI: on und den beiden mit TI: off zeigt deutlich die Kausalität der TI-Funktion für die Luftentstehung.

umfassen dabei immer 5 Messungen der Bremsen-Messeinrichtung bei gleichen Bedingungen. Das Diagramm zeigt das arithmetische Mittel und Messunsicherheit nach Gleichung 4.6. Die eingezeichneten gestrichelten Linien sind lineare Regressionen, um den Trend der Messungen und die Luftrate $\frac{dV_{\text{air}}}{ds}$ vereinfacht zu veranschaulichen.

Die beiden Referenzfahrten sind die Ergebnisse der erfolgreichen Reproduktion des Problems der weichen Bremse bei einem Fahrzeug ohne Modifikationen. Die Referenzfahrten zeigen eine annähernd konstante Luftrate, die sich absolut unterscheidet. Dennoch überschreiten beide Versuche die definierte Mindestmenge an Luft $\Delta\tilde{V}_{\text{air}}$, sodass die Versuche gültige Reproduktionen des Problems darstellen.

Tabelle 5.2 zeigt die Zahlenwerte der vier dargestellten Tests (Nr. 1-4). Eine Mindestlaufleistung von 700...2000 km sind notwendig, um in den Realfahrten (Nr. 1, 2) eine weiche Bremse gemäß Grenzwert hervorzurufen. Dies führt zu erheblichem Zeitaufwand, weil in der Regel nur etwa 400 km pro Tag möglich sind.

Zur Einordnung der Luftmenge kann angenommen werden, dass ein typischer Nutzer mit diesem Fahrprofil nach 10000 km, also bis zum nächsten Bremsflüssigkeitswechsel, zwischen $V_{\text{air}} = 0,56 \dots 0,83 \text{ cm}^3$ freie Luft in dessen Bremssystem hat. Diese Menge ist subjektiv deutlich spürbar und reicht an die Funktionsausfallgrenze aus Gleichung 4.8 heran.

Die erste Variante der Tests stellt die beschriebene Untersuchung der HECU Funktionen dar. In beiden Varianten ist die TI-Bremsfunktion deaktiviert (Nr. 3), in einer zusätzlich das ABS (Nr. 4). Die Luftraten liegen um das 3,5 – 10-fache unter denen der Referenzfahrten. Beide Tests liegen unterhalb der definierten Grenze von $\Delta\tilde{V}_{\text{air}} = 0,1 \text{ cm}^3$. Dieser deutliche Rückgang zeigt, dass noch kleinere Ursachen zur Luftentstehung möglich sind, die Hauptursache damit aber gefunden ist: Die TI-Bremsfunktion.

Mögliche zusätzliche Ursachen, die die geringe Luftentstehung im Test Nr. 3 erklären können, sind die bereits dargelegten anderen Ursachen einer weichen Bremse aus Abbildung 5.2. Gerade der thermische Einfluss der Luftlöslichkeit könnte eine Begründung sein sowie der Einfluss zusätzlicher Unsicherheiten in der Mechanik des Fahrzeuges. Trotz einer Kontrolle könnten sich Lagerspiele während der Fahrt in geringem Maße vergrößern.

Tabelle 5.2: Erprobungsergebnisse zur Reproduktion und Isolation des Fehlers weiche Bremse

Nr.	Test	Abb.	Beschreibung	Fzg.	$\frac{dV_{\text{air}}}{ds}$ in $\frac{\text{cm}^3}{10^4 \text{ km}}$	Fahrtstrecke s in km
1	ABS: on, TI: on 1	5.19	Realfahrtprofil, 2 Testfahrer	C-1.1	0,83	2194
2	ABS: on, TI: on 2	5.19	identische Bedingungen	C-1.1	0,56	2144
3	ABS: off, TI: off	5.19	identische Bedingungen	C-1.1	0,16	2468
4	ABS: on, TI: off	5.19	identische Bedingungen	C-1.1	0,08	2102
5	C-1.1	5.20	Raffungsprofil	C-1.1	3,53	378
6	C-1.2	5.20	Raffungsprofil	C-1.2	4,54	380
7	C-1.2, HR ABS: off	5.20	Raffungsprofil ohne HR ABS-Regelungen, nur volum. TI Bremsungen	C-1.2	3,22	370
8	C-5.1	5.20	Raffungsprofil	C-5.1	4,11	278
9	C-1.1, volum. TI: off	5.20	Raffungsprofil mit deaktivierter volum. TI Regelung	C-1.1	≈ 0	305
10	C-1.2, volum. TI: off	5.20	Raffungsprofil mit deaktivierter volum. TI Regelung	C-1.2	≈ 0	317

5.2.2 Ursache isolieren

Die Ergebnisse der durchgeführten *Bottom-Up*-Strategie zeigen, dass die HECU kritische Unterdrucksituationen während TI-Bremungen aufweist. Diese Erkenntnis bestätigen die erste gezeigte Variation des Realfahrprofils. Mit dieser ersten eindeutigen Einschränkung lassen sich Raffungsprofile zur Effizienzsteigerung ableiten.

Stand der Wissenschaft

Die Planung von Versuchen zur systematischen Ermittlung von Parametern ist in der Fahrzeugtechnik ein Standardvorgehen und wird unter dem Begriff statistischer Versuchsplanung verstanden. Grundlagenbücher widmen sich ausführlich dem Thema [118]. Für den hier vorliegenden Fall ist jedoch weniger wichtig, einen Parameter in Abhängigkeit von Variablen zu messen, sondern die Kausalität einer Ursache-Wirkung der weichen Bremse nachzuweisen: Führt der Test einer Variante zu einer Abschwächung des Problems oder nicht. Führt eine Variation des Tests zu einer schnellen Ausprägung, so ist eine zusätzliche Raffung erreicht. Vorausgesetzt ein Test aller Varianten und deren Messbarkeit ist möglich, so liefert ein Ausschlussverfahren die Ursache.

Der Versuchsplan verfolgt zunächst Variationen, die entweder am aussichtsreichsten als Ursache erscheinen oder mit wenig Aufwand umsetzbar sind. Die Planung der Varianten unterliegt je nach Ergebnis einer ständigen Iteration. So wird bei einem positiven Test, also bei einer positiven Beeinflussung des Problems, an dieser Variante weiter getestet respektive isoliert.

Vorgehen

Ziel der Isolation ist die Eingrenzung der Ursache, einerseits zur Ursachenforschung und zur Effizienzsteigerung mithilfe von Raffungsprofilen. Die Reduktion unbeherrschbarer Umwelteinflüsse ist ebenfalls anzustreben. Dazu zählen insbesondere zufällige Ereignisse, die im realen Straßenverkehr durch andere Verkehrsteilnehmer auftreten und die Reproduzierbarkeit einer Fahrt reduzieren. Aus diesem Grund ist ein synthetisches Fahrprofil erforderlich, das auf einem Testgelände störungsfrei durchgeführt werden kann.

Das Ziel des schnellen Erzeugens freier Luft kann wie zuvor mehrfach dargelegt durch möglichst viele bzw. lange Unterdrucksituationen erreicht werden. Unterabschnitt 5.1.5 liefert die Erkenntnisse, wann diese Zustände auftreten, woraus folgendes Profil abgeleitet wurde:

- Beschleunigen auf 130 km h^{-1}
- Verzögern bis $v = 0 \text{ km h}^{-1}$ mit konstantem VR Bremsdruck von $p_f = 4 \text{ bar}$. Dadurch entsteht ein TI erzeugter HR Bremsdruck von $p_r = 4 \text{ bar}$
- Im Stillstand bleibt der Bremsdruck noch 10 s konstant durch Betätigen des VR Bremshebels bestehen. Der kritische Unterdruck in der HECU verlängert sich dadurch um diese Zeit.

Zwischen solchen Bremsmanövern wird eine ABS Regelung am HR provoziert, während Bremsdruck durch die TI-Bremsfunktion anliegt. Durch plötzliches Einkuppeln während einer Bremsung entsteht ein zusätzliches Bremsmoment am HR durch das Motorbremsmoment, sodass es zu einem Blockieren respektive einer ABS Regelung kommt.

Der Hintergrund dieses Zwischenmanövers ist die Hypothese, dass nicht nur die Entstehung von freier Luft notwendig ist, sondern auch die Beförderung dieser in den Steuerkreis. Tatsächlich

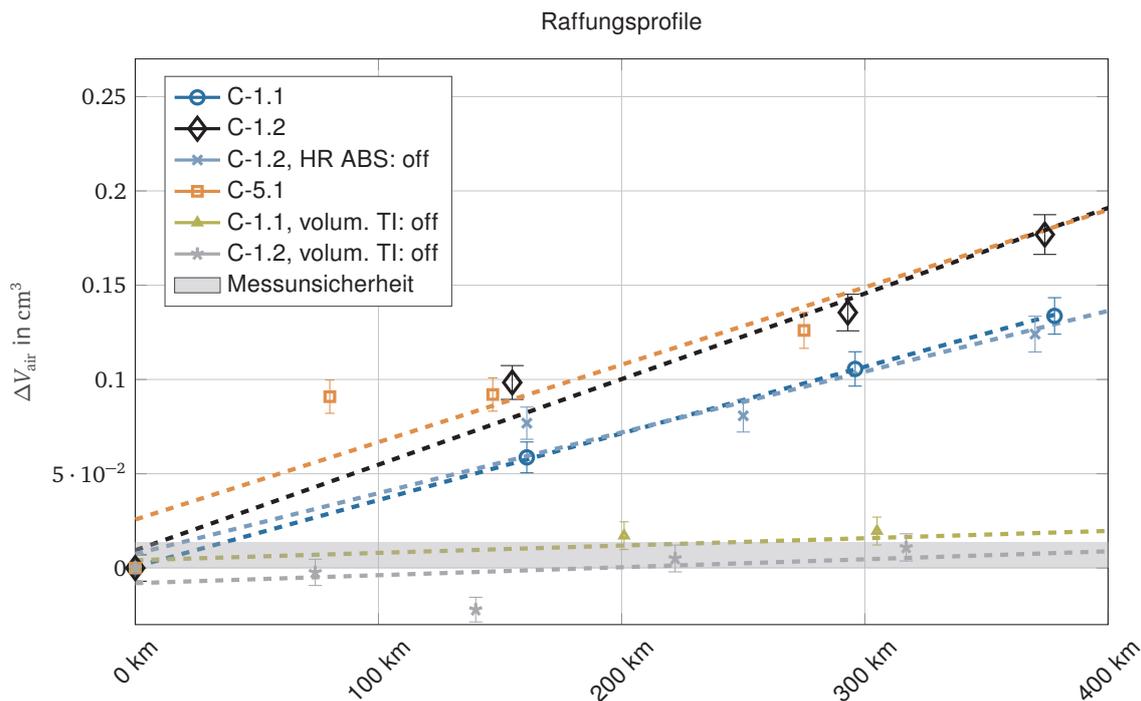


Abbildung 5.20: Luftentstehung durch Raffungsprofil: C-1.1 und C-1.2 sind zwei Fahrzeuge der Modelle C-1, C-5.1 ein Fahrzeug der Modelle C-5. Die Fahrten mit deaktivierter volum. TI-Funktion zeigen als einzige keine Luftentstehung und damit deutlich deren Kausalität als Ursache der Luftentstehung. Bemerkung: Andere Abszissenskalierung als in Abbildung 5.19

zeigen die Ergebnisse des Tests „C-1.2, HR ABS: off“ in Abbildung 5.20, dass dieser Vorgang eventuell hinreichend, jedoch nicht notwendig ist: Die Luftrate ist nur um 25 % geringer bei Weglassen dieser Regelung gegenüber dem Raffungsprofil mit demselben Fahrzeug. Um die Vergleichbarkeit während aller Versuche zu gewährleisten, verbleibt dieser Teil im Raffungsprofil, weil er die Luftentstehung, wenn überhaupt, positiv beeinflusst.

Ergebnisse und Diskussion

Die Ergebnisse der Raffungsprofil-Erprobungen in Abbildung 5.20 zeigen die erwartete beschleunigte Luftentstehung. Die ersten vier Raffungsprofile bzw. Nr. 5-8 in Tabelle 5.2 zeigen Luftraten von $\frac{dV_{\text{air}}}{dx} = 3,2 \dots 4,5 \frac{\text{cm}^3}{10^4 \text{km}}$ und damit eine etwa fünffache Effizienzsteigerung gegenüber den Realfahrten. Diese Raffung bestätigt deutlich die Hypothese zur Ursache in den volum. TI Bremsungen, weil hier andere Einflüsse und Manöver im Gegensatz dazu deutlich reduziert sind.

Zusätzlich löst sich nun ein scheinbarer Widerspruch der Felddatenanalyse aus Abschnitt 2.1.1: In den dort gezeigten Häufigkeiten im Feld ist das Modell C-5 im Gegensatz zu den Modellen C-1 und C-2 nicht überdurchschnittlich auffällig. Dennoch besitzen die Modelle zu großen Teilen das identische Bremssystem, insbesondere die HECU ist identisch. Das Ergebnis des Raffungsprofils von Fahrzeug C-5.1 (Nr. 8) zeigt nun deutlich, dass bei entsprechender Nutzung auch hier Luft entsteht und die Bremse weich wird.

Warum die Fahrzeuge in den Felddaten nicht auffällig sind, kann nur spekulativ und nicht abschließend beantwortet werden. Möglicherweise ist das Nutzerverhalten in Form geringerer

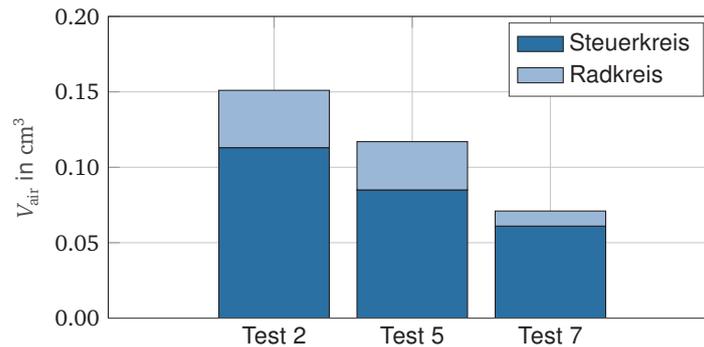


Abbildung 5.21: Lokalisierung der freien Luft durch Messung der Bremsen-Messeinrichtung bei drei Erprobungen. Die Nummerierung bezieht sich auf Tabelle 5.2.

gefährer Kilometer zwischen regulären Bremsflüssigkeitswechseln eine Erklärung oder ein geringeres Auftreten der kritischen Situationen bei dieser Nutzergruppe.

Ein Verhindern der kritischen volumetrischen TI-Regelung reduziert die Luftentstehung deutlich. Es handelt sich um die beiden Tests Nr. 9-10 aus Tabelle 5.2 bzw. „volum. TI: off“ in Abbildung 5.20. Eine angepasste Softwareversion des HECU Steuergeräts deaktiviert die volumetrische TI-Regelung zugunsten der Overflow-Regelung. Die Ergebnisse zeigen näherungsweise keine Luftentstehung mehr.

Zusätzlich spielt die Lokalisierung der Luft im System eine wichtige Rolle, weil sie einen Hinweis auf den Entstehungsort liefert. Angesichts der geometrischen Verlegung des HR Bremssystems mit dem höchsten Punkt des Systems an der HECU (Abbildung 3.1), wäre bei einer Luftentstehung im Sattel eine Detektion im Steuerkreis zwischen HBZ und HECU eher unwahrscheinlich. Zwar können Luftblasen, angeregt durch Schwingungen in Leitungen wandern, jedoch stellt die HECU mit ihren vielen Kanälen und Abzweigungen ein Hindernis dar, das nur durch große Volumenströme überwunden werden kann. Während des normalen Betriebs einer Bremse treten diese nicht auf, sondern erst bei einer Entlüftung. Abbildung 5.21 zeigt die hauptsächliche Lokalisierung der freien Luft im Steuerkreis durch Messung der Bremsen-Messeinrichtung bei geschlossenen EV für drei Tests. Der Steuerkreis ist der Teil zwischen HBZ und EV, also noch vor der Pumpe der HECU. Somit ist dies der Kreis, der nur bei aktiven Bremsungen mit dem Fußbremshebel unter Druck steht.

Dieses Ergebnis bestätigt einerseits die Hypothese, dass die Luft in der HECU durch Unterdruck entsteht und sich anschließend hauptsächlich im Steuerkreis sammelt. Genau dort entsteht ohne aktive HR Bremsbetätigung kein Überdruck. Dies verhindert die Reabsorption, sodass die freie Luft dauerhaft im Steuerkreis und damit im Bremssystem verbleibt.

Würde der Nutzer die HR-Bremse aktiv über den Fußbremshebel nutzen, so bestünde die letztendliche Luftmenge aus der Differenz aus Desorption während volum. TI-Bremsungen und Absorption während aktiver Bremsungen. Die jeweilige Stoffmenge dieser Austauschprozesse kann berechnet werden mit den Methoden aus Unterabschnitt 5.1.3. Diese hängen von der jeweiligen Dauer der Situationen, der externen Anregung und der Höhe des Unter- bzw. Überdruckes ab und können deswegen nicht allgemein beantwortet werden. Eine physikalische Modellierung mit den ermittelten Stoffparametern könnte diese Frage für reale Anwendungsfälle beantworten.

Überschlagsmäßig kann folgende Absorptionsabschätzung in Bremssystemen aufgestellt werden: Betrachtet wird eine Luftblase in einer Bremsleitung deren Austauschfläche zur Flüssigkeit dem Leitungsquerschnitt A_{br} entspricht. Da β_{abs} die von der Geometrie unabhängige Stoffkon-

stante ist, kann über einen Vergleich mit den Messungen aus Abschnitt 5.1.3 die Zeitkonstante in einer Bremsleitung τ_{br} bestimmt werden. Dazu werden nach Gleichung 3.35 und 3.37 die Luft-Austauschflächen ins Verhältnis gesetzt, bestehend aus A_{br} und dem Zylinderquerschnitt des Prüfstandes A_{cyl} :

$$\tau_{br} = \frac{A_{br}}{A_{cyl}} \tau_{\beta} \approx \frac{1}{200} \cdot \tau_{\beta} \quad (5.11)$$

Der Löslichkeitsvorgang ist folglich bei Annahme konstanter Austauschflächen in einer Bremsleitung 200-mal langsamer als in den Löslichkeitsmessungen. Existiert nun eine Luftblase mit Menge der Wahrnehmbarkeitsschwelle $V_{air,0} = 0,2 \text{ cm}^3$ in einer Bremsleitung, so entspricht dies ca 9 % des verfügbaren Flüssigkeitsvolumens der HR-Bremse. Zur vollständigen Absorption dieser Luft müsste die Bremsflüssigkeit bei Raumtemperatur ausgehend von $\alpha_{bu} = 4,7 \%$, um etwa das Dreifache auf $\alpha_{bu} = 13,7 \%$ gesättigt werden. Ein Überdruck von $\Delta p \approx 2 \text{ bar}$ würde dieses Gleichgewicht herbeiführen. In der Praxis bietet sich die Ablage eines Gewichtes auf den Bremshebel an. Mit einem Gewicht von beispielsweise 10 kg entstünde gemäß der Messung in Abbildung 4.2 ein Druck von $\Delta p = 26 \text{ bar}$. Dies entspricht einem deutlich höheren Sättigungsgleichgewicht, sodass nur $\frac{2}{26} = 8 \%$ davon erreicht werden müsste, um die Luft vollständig zu absorbieren. Dieser Sättigungszustand wird in den Versuchen aus Abbildung 5.8 nach $\Delta t_{0,08 x_g} \approx 9 \text{ min}$ erreicht. Gemäß der Austauschflächenverhältnisse aus Gleichung 5.11 ergibt dies

$$\Delta t_{0,08 x_g} |_{br} = \Delta t_{0,08 x_g} \cdot \frac{A_{cyl}}{A_{br}} = 9 \text{ min} \cdot 200 = 30 \text{ h} \quad (5.12)$$

für die Dauer zur vollständigen Absorption der Luft in diesem Beispiel. Die vielen Vereinfachung insbesondere die Linearisierung des Ansatzes sind kritisch zu sehen, da die Austauschfläche durch den Überdruck nur so lange konstant ist, wie das Volumen den Leitungsquerschnitt ausfüllt. Zusätzlich fehlt hier die Durchmischung des Systems, sodass eine lokale Übersättigung und die langsamere Diffusion in der Flüssigkeit den Vorgang weiter verlangsamt. Am effektivsten würde diese Methode mit vorher entgaster Flüssigkeit funktionieren.

Absorptionsversuche an Bremssystem haben sogar schnellere Absorptionszeiten, über das Sättigungsgleichgewicht hinaus gezeigt [78, S. 46]. Eine erklärende Hypothese lautet, dass die reine Absorption von einer Diffusion durch das Polytetrafluorethylen (PTFE) Bremsleitungsmaterial überlagert wird. EISELE et al. [10] stützen diese Hypothese durch Leckagebetrachtungen von Absorptionsmessungen in Kunststoffzylindern.

Folglich ist eine Absorption signifikanter Luftmengen in einem Bremssystem durch Überdruck nur über längere Zeit möglich. Kurze Bremsungen führen nur bei geringen Luftmengen zu einem nennenswerten Effekt. Für Maßnahmen zur Behebung freier Luft im System, ist diese Methode mit richtiger Anwendung jedoch geeignet.

5.3 Zusammenfassung

Die Erkenntnisse aus der bis hierhin durchgeführten RCA der 1. Phase Voranalyse und der 2. Phase Systemanalyse ergeben eine kausale Ursachenerklärung. Die Eingrenzung zu Beginn der *Bottom-Up*-Strategie zeigt, dass im vorliegenden Fall freie Luft das Problem ist. Dies macht die Untersuchung von Luftlöslichkeitseigenschaften notwendig. Bei Unterdruck führt diese

Eigenschaft bei Bremsflüssigkeit, je nach externer Anregung, bereits nach 1 s zur Desorption gelöster Luft. Deren Menge hängt von Stärke, Gradient und Dauer des Unterdrucks ab.

Die Untersuchungen an den Komponenten zeigen ein Auftreten von Unterdruck bei jeder TI Bremsung. Dieser Zustand dauert bei volumetrischen TI Bremsungen so lange an, bis der Bremshebel entlastet wird. Die Provokation dieser Situation in einem Raffungsprofil zeigt eine 8-fache Raffung der Luftentstehung gegenüber einem Realfahrtprofil. Die entstehende Luft ist pro ursächlicher Situation gering, jedoch gelangt diese in den Steuerkreis und sammelt sich dort. Eine irreversible Anhäufung durch die entdeckte Asymmetrie des Absorptions- und Desorptionsvorgangs ist die Folge.

Die geringe Zahl aktiver HR-Betätigungen bei diesen Modellen verstärkt den Effekt. Die Realfahrttests mit deaktivierter TI Funktion bestätigen die Kausalität dieses Ursache-Wirkungsprinzips. Damit ist nun auch eine Antwort auf die 4. Forschungsfrage aus Unterkapitel 2.3 gefunden.

Zusätzlich liefern die Erkenntnisse eine Antwort auf die Frage der Ursachendomäne aus Unterabschnitt 4.1.2: Im Zentrum steht der Komponentenfehler der HECU. Nur durch den Unterdruck bei TI Bremsungen entsteht freie Luft. Zusammen mit dem Systemdesign eines nicht selbst-entlüftenden Systems, eines bei vielen Nutzern dauerhaft druckfreien Steuerkreises und der Asymmetrie der Löslichkeitsdynamik von Bremsflüssigkeit führt dies zur Anhäufung freier Luft. Dieser Designfehler ist jedoch nur hinreichend, aber nicht notwendig ursächlich.

Auch die Hypothese aus Unterabschnitt 5.2.1, die im vorliegenden Fall eine systematische Ursache annimmt, kann nun bestätigt werden. Das Nutzungsprofil kann jedoch bei geringen Fahrtstrecken zwischen den Wechselintervallen der Flüssigkeit oder bei wenig Bremsbetätigungen dazu führen, dass die Ausprägung des Fehlers nicht wahrnehmbar ist. Die grundlegende Fehlereigenschaft ist aber in jedem Fahrzeug der Modelle C vorhanden und nur bedingt oder gar nicht von Prozessschwankungen in der Produktion abhängig.

6 Maßnahmen

Dieses Kapitel nutzt die Erkenntnisse der *Systemanalyse* und entwickelt daraus geeignete Maßnahme zur Lösung des Problems. Diese werden plausibilisiert und teilweise getestet, sodass die letzte Phase der vorgestellten RCA, der *Umsetzung* nur in Ansätzen ausgeführt ist. Ausführliche Absicherungsstests waren im Rahmen dieser Forschungsarbeit nicht möglich, stellen aber zukünftige Forschungsaspekte dar.

Verschiedene Ansätze können die gefundene Ursache der Entstehung freier Luft im Bremssystem durch Gaskavitation in Unterkapitel 5.3 beheben. Diese können in drei Kategorien geordnet werden:

1. Diagnosefähigkeit
2. Problembehebung (Symptombehebung)
3. Ursachenbehebung

Die Wirksamkeit und insbesondere Nachhaltigkeit der Maßnahmen nimmt in dieser Aufzählung nach unten zu. So würde die Diagnosefähigkeit mit einer zielgerichtete Service-Aufforderung, eine Entlüftung immer dann vorschlagen, wenn diese erforderlich ist. Die Ursache bleibt davon unberührt, lediglich die Auswirkung des Fehler kann damit effizienter behoben werden.

Die Ursachenbehebung dagegen stellt die effektivste Lösung dar. Diese Lösungen sind in der Praxis jedoch nicht immer optimal, weil die ökonomischen Auswirkungen solcher Lösung den Nutzen übersteigen können. Diese Einschätzung hängt vom jeweiligen Fall und damit von zahlreichen Einflussgrößen ab. Diese Arbeit präsentiert deswegen explizit ausschließlich die technisch möglichen Lösungen.

6.1 Diagnosefähigkeit

EISELE und HÜLSMANN [132] schlagen in einer Patentanmeldung ein Verfahren vor, das eine On-line Diagnostik des Bremssystems als Funktion der HECU realisiert. Ziel ist die Detektion von freier Luft im Bremssystem, um dadurch dem Nutzer einen Servicebedarf mitzuteilen. Dieses Verfahren könnte schon bei einer gerade entstehenden, aber noch schwach ausgeprägten weichen Bremse diese detektieren und dem Nutzer mitteilen. Gerade bei der HR-Bremse kann es sonst vorkommen, dass der Nutzer aufgrund der seltenen Benutzung dies nicht selbst feststellt und in einer Gefahrensituation davon überrascht wird.

Das Verfahren beinhaltet die Detektionsmethode aus Abschnitt 4.2.2. Die interne Aktorik der HECU ersetzt die externen Schrittmotoren. Die Druckaufbau-Funktion einer TI Bremsung dient zur Volumenförderung. Mithilfe der internen Drucksensoren und einer Berechnung oder Schätzung des geförderten Volumens folgt die p - V -Kennlinie. Durch empirische Vergleichsdaten des jeweiligen Bremssystems kann die gezeigte Methode zur Luftdetektion dann auf freie Luft im

Bremssystem schließen. Diese Funktion könnte beispielsweise immer am Ende einer Fahrt im Stillstand Messungen aufzeichnen.

Da diese Methode nur den Radkreis des Bremssystems unter Druck setzt, kann auch nur dort Luft detektiert werden. Für eine Messung im Steuerkreis, wie es mit der gezeigten Bremsen-Messeinrichtung möglich ist, wäre eine definierte und konstante Auslenkung des Bremshebels erforderlich. Dies verschließt den Steuerkreis, sodass die HECU auch dort Druck aufbauen kann. Aufgrund der ohne Zusatzmaterial nicht reproduzierbaren Arretierung des Bremshebels eignet sich dieses Verfahren nicht für den Einsatz beim Nutzer, sondern ausschließlich im Service. Folglich wäre diese Methode im vorliegenden Fall nur im Service einsetzbar, da Abbildung 5.21 den Hauptanteil der Luft im Radkreis lokalisiert.

6.2 Problembehebung

Unter Problembehebung ist die Behebung des Symptoms der weichen Bremse zu verstehen. Dazu gehört die Entlüftung entstandener Luft oder die Modifikation der Flüssigkeit, die Ausgasung von Luft verhindert.

6.2.1 Entlüftung

Die Entlüftung von Bremssystemen ist ein Wartungsprozess, der routinemäßig durchgeführt wird und seitens der Hersteller in einem zweijährigen Intervall vorgeschrieben ist. Tatsächlich handelt es sich dabei um einen Bremsflüssigkeitswechsels, der identisch zu dem Vorgang einer Entlüftung ist. Trotz der Etabliertheit dieses Prozesses, hängt das Ergebnis stark von der Erfahrung und Ausstattung des Mechanikers ab. So kann beispielsweise die Blasenoberflächenspannung den Aufstieg von Luft in kleinen Querschnitte verhindern [126, S 37]. Je nach Geometrie ist eine Entlüftung durch Herausspülen von Luft fast unmöglich wie beispielsweise in Sätteln untersucht wurde [166]. Gerade in der HECU sind die Kanäle aus produktionstechnischen Gründen teils so angeordnet, dass aufsteigende Sacklöcher entstehen. Gelangt eine Luftblase einmal in solch ein Sackloch, ist das Herausspülen unwahrscheinlich.

Neben dem klassischen Entlüften als Problembehebung werden deswegen folgende zwei Methoden vorgeschlagen:

1. System **unter Druck** setzen: Durch einen Überdruck erhöht sich die Luftlöslichkeit gemäß dem Henryschen Gesetz, wie in Abschnitt 5.1.3 dargelegt. Dadurch wird über eine ausreichende Dauer die Luft in Lösung gebracht. Ohne Überdruck entsteht um die Luftblase herum relativ schnell eine gesättigte Randschicht, die den Austauschprozess durch Diffusion so weit verlangsamt, dass keine messbare Aufnahme mehr stattfindet. Durch den Überdruck ist mehr Aufnahmepotential vorhanden, sodass wieder Luft in Lösung gehen kann. Diese muss danach die Phasengrenze nicht mehr überwinden und kann sich im System langsam verteilen, auch nachdem der Überdruck wieder abgebaut wird. Somit entsteht auf das System gesehen kein signifikanter globaler Luftüberschuss in Lösung. So könnte jedoch ein Unterdruck an der Stelle, an der die Luftblase vorher saß, die dort leicht lokal übersättigte Flüssigkeit zum Ausgasen bringen. Dementsprechend wäre eine nachträgliche Spülung die nachhaltigste Lösung. Die Notwendigkeit müsste in weiteren Versuchsreihen nachgewiesen. In praktischen Versuchen konnte für das

HR Bremssystem bei einer Belastung des Bremshebels mit 10 kg über einen Zeitraum von 12 h gute Ergebnisse erzielt werden [78, S. 46]. Der Vorteil dieser Methode liegt in der einfachen Handhabung und relativ großen Wirksamkeit.

2. EISELE [167] schlägt in einer Patentanmeldung eine **selbstständige** und kontinuierliche **Entlüftung** des Bremssystems vor. Eine Erweiterung der HECU, um ein weiteres schaltbares Ventil und einen Luftabscheider ermöglicht das System regelmäßig so zu spülen, dass freie Luft im Luftabscheider aufgefangen und an die Umgebung abgegeben werden kann. Die Details dieser Idee sind aus Geheimhaltungsgründen der Anmeldeschrift erst nach Veröffentlichung zu entnehmen.

6.2.2 Bremsflüssigkeitseigenschaften

Neben der Entlüftung bereits entstandener Luft könnte eine Verhinderung dieser Luftlöslichkeit eine Problembehebung sein. Der weiterhin entstehende Unterdruck bei TI Bremsungen hätte keine Ausgasung mehr zur Folge. Bei starkem Unterdruck würde dementsprechend nur Dampfkavitation auftreten, die aber bei Druckanstieg sofort vollständig zerfällt.

Neben der völlig fraglichen chemischen Umsetzbarkeit ist die relativ hohe Luftlöslichkeit eine der Anforderungen für eine automatisierte industrielle Befüllung nach Abschnitt 3.1.3. Somit ist die Veränderung dieser Eigenschaft keine Option im aktuellen Stand der Technik.

Eine naheliegendere Lösung wäre jedoch, diesen Entgasungsprozess für den Flüssigkeitswechsel zu nutzen. Eine wirksamere Entlüftungs-Methode ist durch eine Weiterentwicklung von gängigen Entlüftungsgeräten zu einem **Desorptions-Entlüfter** denkbar. Dabei wird das Prinzip der Befüllung mit entgaster Flüssigkeit gemäß der Erstbefüllung mit dem Spülen des Systems beim konventionellen Entlüften kombiniert. Abbildung 6.1 zeigt das hydraulische Schaltbild einer solchen technischen Lösung. Das Funktionsprinzip ist anhand des Entlüftungsprozesses im folgenden beschrieben:

1. 3/2 Wegeventil 2 schaltet und verbindet Druckpumpe mit Entgasungstank
2. Druckpumpe pumpt neue Flüssigkeit bis zum Sollfüllstand in den internen Entgasungstank
3. Ventil 2 schaltet wieder in Ausgangsstellung, Vakuumpumpe startet und erzeugt Unterdruck im Entgasungstank, der Drucksensor überprüft den Solldruck. Rührer startet ebenfalls und beschleunigt die Entgasung der Flüssigkeit. Nach entsprechender Wartezeit ist die Flüssigkeit ausreichend entgast zur anschließenden Fahrzeugbefüllung. Erste Prinziptests zeigen eine gute Entgasungsgüte nach ca 20 min. Weitere Experimente müssen dies noch bestätigen.
4. Der Rührer stoppt und das 2/2 Entlastungsventil Ventil 3 öffnet und stellt damit Umgebungsdruck im Entgasungstank zur Befüllung her. Dadurch beginnt zwar wieder die Absorption von Luft, jedoch durch fehlende Durchmischung so langsam, dass dies vernachlässigbar ist.
5. Das 3/2 Wegeventil 2 schaltet und die Druckpumpe fördert bei geringem Überdruck die entgaste Flüssigkeit ohne Luftkontakt ins Fahrzeug. Eine entsprechende Schnittstelle zum Fahrzeugbremssystem ist dafür erforderlich.

Der Vorteil dieser Lösung ist nicht nur die Aufnahme von nicht entlüftbarer Luft, sondern auch die Prävention von Gaskavitation. Nur die jeweils gelöste Luft kann auch bei Unterdruck aus-

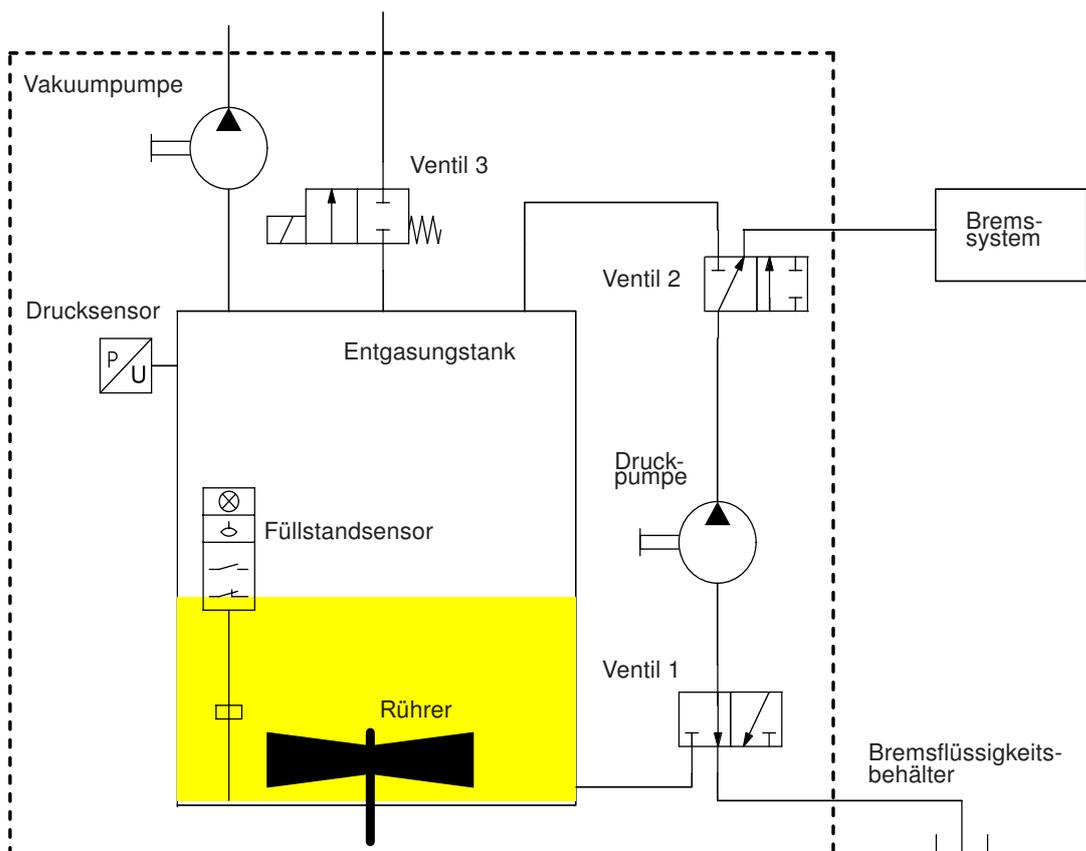


Abbildung 6.1: Hydraulisches Schaltbild einer Idee eines „Entgasungs-Entlüfters“ zur Weiterentwicklung konventioneller Entlüftungslösungen

gasen. Es ist zu erwarten, dass der Untersättigungszustand der Flüssigkeit im Laufe der Zeit schlechter wird, weil über Kontaktstellen zur Umgebungsluft wie dem Ausgleichsbehälter oder auch durch Diffusion durch Kunststoffleitungen die Flüssigkeit langsam wieder Luft aufnimmt. Im schlimmsten Fall kann dieser Luftgehalt bis maximal zum Sättigungsgleichgewicht ansteigen und entspricht dann dem Zustand einer konventionellen Entlüftung. Die Erkenntnisse der Luftlöslichkeitsuntersuchungen in Abschnitt 5.1.3 und insbesondere die geringe Diffusionsgeschwindigkeit machen eine relativ lange Wirksamkeit dieser untersättigten Flüssigkeit wahrscheinlich.

6.3 Ursachenbehebung

Die nachhaltigste Maßnahme für das vorliegende Problem ist die direkte Ursachenbekämpfung. Konkret bedeutet das eine Verhinderung von Unterdruck im Bremssystem, insbesondere während volumetrischer TI-Bremungen.

Folgende Lösungsideen inklusive Bewertung der Maßnahme sind denkbar.

1. TI-Funktion deaktivieren: Verhindert die Ursache, führt jedoch zu starken Funktionseinbußen
2. Volumetrische TI-Funktion verhindern: Eine vollständige Umstellung auf die Overflow TI-Funktion wäre eine praktische Möglichkeit der Umsetzung. Der Nachteil

dieser Lösung ist neben der insgesamt längeren Pumpenlaufzeiten, der am Ende einer Overflow TI-Bremung dennoch auftretende kurze Unterdruck (siehe Abbildung 5.16). Die Luftentstehung, die von der Dauer des Unterdrucks abhängt, wird dadurch reduziert, aber möglicherweise nicht vollständig verhindert. Vorteilhaft ist eine kostengünstige Umsetzung dieser Maßnahme durch ein entsprechendes Softwareupdate.

3. Ein Entlastungspuls direkt nach Stillstand der Pumpe würde die Unterdruckzeit auf das Niveau bei einer Overflow TI-Bremung bringen. Mögliche negative Auswirkungen auf die Funktionalität sind dabei nicht auszuschließen und durch entsprechende Tests zu analysieren. Auch hier ist keine vollständige Verhinderung des Unterdrucks gegeben, bei gleichzeitig höherem Entwicklungsaufwand gegenüber der Umstellung auf Overflow.
4. Ein sofortiger Pumpenstopp würde die Entstehung des Unterdrucks am effektivsten verhindern. Dies ist jedoch nur mit einem weniger trägen Pumpenmotor möglich. Somit ist dies nur eine Lösung für zukünftige HECU Modelle.
5. Kein Schließen des Saugventils. Der ungewollte Druck durch Auslaufen der Pumpe müsste zum Beispiel durch ein zusätzliches Ventil hinter der Pumpe verhindert werden. Nachteilig könnten unerwünschte Einflüsse des gespeicherten Überdrucks und die Kosten einer entsprechenden Neuentwicklung sein. Der Vorteil wäre eine vollständige Vermeidung von Unterdruck.

6.4 Diskussion

Die Diagnosefähigkeit weicher Bremsen könnte in Zukunft ein Instrument zur Detektion weiterer Fehlerfälle sein. Im vorliegenden Fall befindet sich die meiste Luft jedoch im Steuerkreis, sodass die Methode dafür nicht ohne weiteren Entwicklungsaufwand geeignet ist.

Die Maßnahmen der Problembehebung sind effiziente Methoden für Fälle mit unklarer Ursache. Die Methoden führen außerdem zu einem optimalen Entlüftungsergebnis beim Service und sind daher auch für Hochleistungsanforderungen wie im Rennsport geeignet. Dennoch handelt es sich dabei auch nicht um nachhaltige Lösungen, sodass die Effektivität nicht dauerhaft wäre. Möglicherweise kann mithilfe der Lösung eines „Entgasungs-Entlüfters“ die Wirksamkeit auf die Wechselintervalle von zwei Jahren sichergestellt werden. Dies müssen zukünftige Tests zeigen.

Die verschiedenen vorgestellten Methoden zur Ursachenbehebung führen zu unterschiedlich effektiven und effizienten Lösungen. Welche dieser Lösungen als Maßnahme verwendet wird, hängt von den jeweiligen Anforderungen des Fahrzeugherstellers ab und kann dementsprechend nicht allgemeingültig formuliert werden. Die Optimallösungen bezogen auf das technische Problem sind alle Methoden, bei denen kein Unterdruck mehr auftritt, also Lösungen 1, 4 und 5. In der Praxis sind diese jedoch aufgrund der Nachteile in anderen Bereichen wie Nutzerfunktionalität oder Wirtschaftlichkeit nicht sinnvoll umsetzbar. Einen guten Kompromiss aus Wirksamkeit, Kosten und Nutzerfunktionalität stellt deshalb die 2. Lösung dar.

7 Diskussion

Inhalt dieses Kapitels ist zu Beginn die kritische Hinterfragung des gezeigten Vorgehens. An dieser Stelle soll keine Wiederholung der bereits durchgeführten Diskussionen einzelner Teilspekte dieser Arbeit aus Abschnitt 4.1.3, am Ende der Abschnitte 5.1.3, 5.1.4, 5.1.5, 5.2.2 und aus dem vorigen Unterkapitel 6.4 erfolgen. Vielmehr steht hier das gesamthafte Vorgehen auf dem Prüfstand. Im Anschluss werden Ausblicke für zukünftige Forschungsarbeiten gegeben.

7.1 Kritik am Vorgehen

Viele Untersuchungen dieser Arbeit bestehen aus Messungen. Da bei jeder Messung unweigerlich Messunsicherheiten auftreten, ist eine Bewertung für jeden Test erforderlich. Die jeweiligen Diskussionen befinden sich in dieser Arbeit immer im Anschluss an die Beschreibung der entsprechenden Versuche. Neben einer Bewertung von Messunsicherheiten und dementsprechenden Fehlinterpretationen von Ergebnissen ist die kritische Betrachtung des Vorgehens zur Ursachenfindung und damit hauptsächlich der *Blackbox*-Strategie notwendig und im folgenden beschrieben.

Im Rahmen der *Blackbox*-Strategie ist zunächst die Messbarkeit umgesetzt worden. Die Eindeutigkeit der Messbarkeit und damit auch die Objektivierung des Fehlers weiche Bremse ist ausführlich in Unterkapitel 4.2 beschrieben und validiert. Der nächste Prozessschritt innerhalb dieser Strategie, die Reproduktion in einem Realszenario, ist durch ein Fahrprofil realisiert, das keine realen Nutzerfahrdaten als Eingangsgröße hat. Obwohl es sich um ein plausibles Profil handelt, könnte es das reale Nutzungsverhalten nur unzureichend abbilden. Eine Über- oder Unterrepräsentation des Fehlers in diesem Profil könnte die Folge sein. Diese Unsicherheit führt dazu, dass neben der Fehlerursache dieses Fahrprofils in der Realität eine weitere existieren könnte, die die Tests nicht hervorbringen. Folglich könnten Lösungsmaßnahmen für die beobachtete Ursache weitere potentielle Ursachen nicht sicher beheben.

Im nächsten Prozessschritt der *Blackbox*-Strategie gelingt die Isolation des Fehlers durch verschiedene Methoden. Durch Deaktivieren der TI Funktion zeigt der erste Test die eindeutige Fehlerbehebung. Demzufolge beweist der Test ausschließlich die Kausalität der als Hauptursache geschlussfolgerten TI Funktion. Weitere potentielle Ursachen, die in der realen Nutzung auftreten könnten, sind davon möglicherweise unabhängig. Diese Unsicherheit ist jedoch eher gering, weil die Ergebnisse der Tests eindeutig sind.

Die zweite Isolation besteht aus der beschleunigten Reproduktion des Fehlers durch das Raffungsprofil. Auch dieses Profil stützt sich auf die gefundene Ursache und zeigt damit bei einem Maßnahmentest auch nur deren Auswirkung. Somit zeigt die Wirksamkeit der Deaktivierung der volumetrischen TI Funktion im Raffungsprofil möglicherweise nicht die Wirksamkeit im realen Nutzerkontext. Folglich sind weitere Realfahrttests erforderlich.

Die Anzahl der verwendeten Fahrzeuge im Rahmen dieser Arbeit stellt eine weitere Unsicherheit dar. Die Untersuchungen der Realfahrt- und Raffungsprofile wurden an insgesamt 4 Fahrzeugen durchgeführt. Somit könnten statistische Ausreißer das Ergebnis verzerren, sofern die verwendeten Fahrzeuge selbst Ausreißer wären. Dem widersprechen die Ergebnisse der *Bottom Up*-Strategie: Das gefundene Ursache-Wirkungsprinzip tritt systematisch in jedem Fahrzeug auf, vorausgesetzt es kommt zu volumetrischen TI Bremsungen im Fahrprofil.

7.2 Ausblick

Zunächst soll auch hier der Ausblick auf die gesamte Arbeit gegeben werden. Daran schließt sich die Nennung von weiteren offene Forschungsfeldern einiger Teilaspekte an.

Im Rahmen dieser Arbeit konnten die ersten drei Phasen der entwickelten RCA erfolgreich durchgeführt werden. Die vierte und letzte Phase, die die Überwachung der entwickelten Maßnahmen bei einer großen Stichprobengröße über einen längeren Zeitraum auswertet, stellt einen offenen Aspekt für die Zukunft dar. Es konnte zwar die Wirksamkeit der Maßnahme „Deaktivierung volumetrischer TI-Funktion“ in diversen Stichproben gezeigt werden, jedoch nicht in einem größeren Feldversuch. Hierzu wäre die stetige Messung von mindestens 10 Fahrzeugen über mindestens 10 000 km sinnvoll. Damit sollte die Bremse nach den Auswertungen in Abschnitt 2.1.1 bereits bei mehr als der Hälfte der Fahrzeuge deutlich weich sein. Diese Fahrzeuge sollten von realen Nutzern gefahren werden, um statistisch aussagekräftige Ergebnisse für die Gesamtheit der Nutzer zu erhalten. Nach einem ersten Durchlauf der Fahrzeuge im Ausgangszustand würde ein zweiter Durchgang mit Umsetzung einer der Maßnahmen die entsprechende Wirksamkeit zeigen.

Neben diesem offenen Aspekt des Gesamtvorgehens existieren auch einige offene Teilaspekte der Untersuchung innerhalb der *Bottom-Up*-Strategie. Hierzu zählt die genauere Quantifizierung der Löslichkeitsdynamik von Luft in Bremsflüssigkeit. Ein phänomenologisches Desorptionsmodell könnte ein sinnvolles Werkzeug für die Entwicklung von Druckmodulatoren sein. Dadurch könnte bereits in der Auslegung die Menge an desorbierte Luft im Rahmen einer Simulation für verschiedene Betriebszustände bestimmt werden. Dafür könnten dynamische Desorptionsmessungen mithilfe des gezeigten Hubkolbenprüfstandes die entsprechenden Messwerte liefern.

Zusätzlich wäre die praktische Messung der Luftabsorption im Bremssystem durch die Methode des Überdrucks hilfreich. Dadurch könnte die Effizienz und Langzeit-Effektivität der Methode ermittelt werden. Falls tatsächlich die übersättigte Flüssigkeit die gelöste Luft so in der Flüssigkeit verteilt, dass ein erneutes Ausgasen verhindert wird, würde diese einfache Methode in vielen Fällen attraktiv sein. Dazu gehört die Anwendung im Service oder für die Nacharbeit in der Produktion.

Eine weiter zu untersuchende Ursache der weichen Bremse betrifft die Gaskavitation durch Schwingungen. Es konnte experimentell gezeigt werden, dass zwar die Randbedingungen wie Anregungsfrequenz für deren Auftreten genau stimmen müssen, deren Folgeschwere aber vergleichsweise hoch ist: Die stetige Desorption von Luft führt bereits in kurzer Zeit zu kritischen Mengen für das Bremssystem. Eine zukünftige Untersuchung könnte eine genauere Quantifizierung des kritischen Unterdrucks und Druckgradienten zum Ziel haben. Damit wären auch ohne die aufwändigen Versuche an Schwingungsprüfständen Aussagen über kritische Anregungsprofile möglich.

8 Zusammenfassung

Diese Forschungsarbeit befasst sich mit dem in der Praxis häufig anzutreffenden Problem der „weichen Bremse“. Dieses tritt mit ähnlichen Symptomen aber verschiedener Ursachen und Ausprägungen auf. Diese Arbeit liefert deshalb eine notwendige Objektivierung und Differenzierung des Problems. Dazu gehören Methoden zur objektiven Messbarkeit verschiedener Symptome und deren Ursachen. Die Messtechnik zur Bestimmung der Steifigkeit bzw. Volumenaufnahme von Bremsen existierte für Motorräder bisher noch nicht in ausreichender Qualität. Dieses Defizit ist nun behoben und kann darüber hinaus im Rahmen der Serienentwicklung neuer Fahrzeuge zur Objektivierung subjektiver Erprobungsergebnisse verwendet werden.

Die Diskussion des Standes der Wissenschaft hat gezeigt, dass die Ursachenanalyse (RCA) in einem komplexen System wie dem Bremssystem mit vielen Komponenten verschiedener Hersteller, einem verbindenden Arbeitsmedium und zahlreicher Software-Funktionen, die Entwicklung eines neuen Vorgehens erfordert. Dieses neue Vorgehen ist die Antwort auf die erste Forschungsfrage:

1. „Wie sieht ein methodisches Verfahren zur Ursachenfindung von Fehlern in komplexen technischen Systemen wie dem hydraulischen Bremssystem aus?“

Die neue Methode grenzt sich zu anderen Verfahren durch eine duale Strategie ab. Die einfache Variante verfolgt mit der *Blackbox*-Strategie das systematische Finden ursächlicher Komponenten oder Funktionen. Ist darüber hinaus das Ursache-Wirkungsverständnis für zukünftige Entwicklungen erforderlich, so ergänzt die zusätzliche *Bottom-Up*-Strategie dies mit Prinzip- und Komponententests. Erst diese zusätzliche Strategie hat im vorliegenden Fall die Relevanz von Gaslöslichkeit für das Problem der weichen Bremse sichtbar gemacht. Beispielsweise kommt es im HBZ durch Schwingungsanregung oder plötzlichem Entlasten zu Gaskavitation und damit zur Entstehung freier Luft. Entsprechende Abhilfemaßnahmen wie die Realisierung eines austarierten Fußbremshebels werden untersucht, jedoch treten diese Ursachen in der Praxis nicht häufig genug auf. Untersuchungen an der HECU dagegen zeigen relevanten Unterdruck bei häufig vorkommenden Teilintegral (TI)-Bremsungen. Die Löslichkeitsuntersuchungen prognostizieren dafür das Auftreten von Gaskavitation. Gesamtfahrzeugtests der *Blackbox*-Strategie mit Realfahrprofilen bestätigen diese Vorhersage. Synthetische TI-Fahrprofile erhöhen die Effizienz der Reproduktion einer weichen Bremse um das etwa 8-fache gegenüber Realfahrprofilen und validieren damit die Kausalität dieser Ursache. Somit konnte die Wirksamkeit der *Blackbox*-Strategie zum Finden verursachender Komponenten gezeigt werden. Das genaue Ursache-Wirkungsverständnis wird erst durch die zusätzliche *Bottom-Up*-Strategie klar und zeigt damit deren Nutzen.

Da sich diese Arbeit mit einem realen und damit sicherheitskritischen Problem am Bremssystem von Motorrädern befasst, ist die Lösung der konkret vorliegenden Ursache das primäre Ziel. Um sich dem spezifischen Problem zu nähern, ist eine Beantwortung der eingangs formulierten zweiten Forschungsfrage erforderlich:

2. „Was sind allgemein mögliche Ursachen einer weichen Bremse?“

Eine Auflistung gängiger Ursachen wie erhöhte Leerwege, freie Luft oder mechanischer Verschleiß zeigen erstmals eine gesamtheitliche Sammlung. Im vorliegende Fall der Modelle C des Herstellers BMW Motorrad kann das Problem durch Eingrenzung mithilfe von Datenanalysen und Versuchen auf freie, ungelöste Luft im System zurückgeführt werden. Der Ausschluss von externem Lufteintrag durch Vakuumtests zeigt eine Lücke möglicher Ursache-Wirkungshypothesen. Eine Recherche benachbarter Fachbereiche liefert daher eine weitere Möglichkeit: Die Entstehung von freier Luft durch Gaskavitation. Damit stellt sich die dritte Forschungsfrage:

3. „Wie groß ist der Einfluss von Luftlöslichkeit in Bremsflüssigkeit auf das Problem der weichen Bremse und wie sind diese Stoffeigenschaften ausgeprägt?“

Die in der Wissenschaft bisher mangelnden Daten der Löslichkeitseigenschaften von Bremsflüssigkeit konnten mithilfe geeigneter Prüfstände nicht nur um die Daten der Gleichgewichte, sondern auch um die der Dynamik erweitert werden. Damit ist erwiesen, dass die Luftlöslichkeit besonders beim Wechsel auf kalte Umgebungstemperaturen und bei jedem im Bremssystem auftretenden Unterdruck kritisch ist. Zusätzlich konnte erstmals die Asymmetrie zwischen Absorptions- und Desorptionsdynamik quantifiziert werden. Dieser Effekt, bestehend aus asymmetrischen Stoffeigenschaften und dem Einfluss der veränderlichen Austauschfläche fördert das Ausgasen von Luft gegenüber dem Aufnehmen. Damit kann nun die vierte Forschungsfrage beantwortet werden:

4. „Welche konkrete Ursachen-Wirkungskette liegt hier vor?“

Der Unterdruck in der HECU durch Saugdrosselung bei TI-Bremssungen verursacht in den betroffenen Modellen C die weiche Bremse. Ein Weglassen dieser TI-Regelstrategie, ohne Änderung der Fahrprofile führt zu einer Reduktion der weichen Bremse von mindestens 90 %.

Die Ermittlung der konkreten Ursachen-Wirkungskette ermöglicht schließlich die Entwicklung von Lösungen und die Beantwortung der fünften und letzten Forschungsfrage:

5. „Wie sehen Lösungen dieser Ursache aus?“

Eine Ursachenbeseitigung ist durch Vermeidung der kritischen TI-Bremssungen möglich. Dafür eignen sich verschiedene Ansätze wie die Deaktivierung der Funktion, die Anpassung der Pumpenansteuerung oder der Wechsel auf eine unkritischere TI-Regelstrategie. Die Wirksamkeit von Software Lösungen konnte in Stichproben gezeigt werden, eine ausführliche Erprobung im Feld steht noch aus. Daneben sind Lösungen wie der *Desorptions-Entlüfter* entstanden, der als Nebenprodukt die Entlüftungsgüte verbessert und damit in Zukunft den menschlichen Einfluss auf das Entlüftungsergebnis reduziert. Dieses und andere vorgestellte Lösungen sind auch für die Anwendung in Pkw geeignet.

Für zukünftige Fälle einer weichen Bremse liefert diese Arbeit ein Vorgehen und zahlreiche Anhaltspunkte zur Ursachenermittlung und erleichtert damit das Finden neuer Ursachen. Mithilfe der Untersuchung von Stoffeigenschaften könnte anhand weiterer Dynamikmessungen ein Modell abgeleitet werden, das bereits in der Auslegung von Bremssystemen eine Vorhersage kritischer Situationen erleichtert. Dies sollte die Notwendigkeit reaktiver Problemlösungen reduzieren. Da sich die Systeme durch neue Funktionen weiter entwickeln, ist auch in Zukunft nicht auszuschließen, dass neue Probleme auftreten. Diese können dann effizienter und effektiver mithilfe der Ergebnisse dieser Arbeit gelöst werden.

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2.1:	Gemeldete Fälle einer „weichen Bremse“ in relativer Häufigkeit sortiert nach Modellen sowie VR und HR-Bremse in den Jahren 2013 - 2019.....	4
Abbildung 2.2:	Problemfälle nach km-Stand und Lebensdauer seit Produktion von Modell C-1 und C-2, Das 25 %-Quantil ist orange markiert und umfasst den ersten Bremsflüssigkeitswechsel im Service. D. h. 75 % treten nach dem ersten Bremsflüssigkeitswechsel auf.	5
Abbildung 2.3:	Gliederung dieser Dissertation	10
Abbildung 3.1:	Beispielhafte Übersicht des Bremssystems eines Motorrads. Die Komponenten des hinteren Systems sind beschriftet. Nach [16]	12
Abbildung 3.2:	Bindungsreaktion von Wasser mit BMTG nach [3, S. 671].....	13
Abbildung 3.3:	Messungen von Verzögerungen zu Bremsdruck jeweils für nicht zeitgleich betätigte VR oder HR-Bremse bei $v = 70 \text{ km h}^{-1}$	15
Abbildung 3.4:	Veranschaulichung der Abhängigkeit des Bunsen- und Ostwaldkoeffizienten mit der molaren Löslichkeit x_g in Abhängigkeit der Temperatur. Es wird $x_g = \text{const.}$ theoretisch angenommen und nach Gleichung 3.25 und Gleichung 3.27 berechnet. Für das erforderliche molare Volumen $V_{M,l}$ wurden beispielhaft die Daten von Methanol verwendet [67].....	23
Abbildung 4.1:	Darstellung der neu entwickelten RCA-Methode zur Behebung von Fehlern in Produkten	35
Abbildung 4.2:	Darstellung der relevanten Kennwerte der Hebelcharakteristik eines beispielhaften HR Bremssystems	41
Abbildung 4.3:	Links: Bremsen-Messeinrichtung der VR-Bremse, Rechts: Bremsen-Messeinrichtung der HR-Bremse. Die gelben, unterbrochenen Pfeile zeigen die Aktuierungsrichtung	42
Abbildung 4.4:	Darstellung der Luftdetektionsmethode. Links sind Messungen eines Fahrzeuges dargestellt mit bestätigter Luft als Ursache, rechts für eine Bremse mit verschlissenen Bremsbelägen, deren Rückenplatten durch den Verschleiß deformiert sind.	49
Abbildung 5.1:	Ishikawa Diagramm zur Darstellung der möglichen Ursache-Wirkungen einer weichen Bremse	53
Abbildung 5.2:	Resultierende Ursache-Wirkungen des vorliegenden Problems der weichen Bremse.....	55
Abbildung 5.3:	Darstellung der Temperaturabhängigkeit für N_2 bzw. falls verfügbar Luft-Löslichkeiten (mit * markiert) in verschiedenen Flüssigkeiten [25, 61, 66, 67, 142, 143]. Die Legende gilt für beide Diagramme.....	57
Abbildung 5.4:	Darstellung der Dämpfung der Löslichkeitsdynamik von Gasen in Flüssigkeiten, nach [116, S. 2].....	58
Abbildung 5.5:	Prüfstand zur geregelten, isobaren Gaslöslichkeitsmessung in Flüssigkeiten. Links: Aufnahme in einer Klimakammer, Rechts: Konstruktion im Schnitt	60

Abbildung 5.6:	Ergebnisse der Löslichkeitsmessungen in Abhängigkeit der Temperatur von Wasser und den beiden ISO 4926:2020 Class 4 Bremsflüssigkeiten Hydraulan 404 und 406.....	62
Abbildung 5.7:	Momentaufnahmen von Desorptionsversuchen mit Hydraulan 404 bei $p = 0,1$ bar mit drehendem Rührfisch nach [148]	63
Abbildung 5.8:	Ergebnisse des Phasenübergangskoeffizienten für Ab- und Desorption als Dynamikbewertung der Luftlöslichkeit. Die Ordinaten-Achsenkalibrierung der beiden Diagramme sind zur besseren Anschaulichkeit unterschiedlich.	64
Abbildung 5.9:	Darstellung des Aufbaus der starren Anbindung des HBZ (a) und des Sattels (b) an einen Schwingungsprüfstand (Scheibe als Schnittstelle)	68
Abbildung 5.10:	Aufnahmen der entstehenden Gaskavitation bei einer Schwingungsanregung von $b_{krit} = 6,5$ g und $f_{krit,I} = 50$ Hz, ausgelöst durch eine Kolbenschwungung infolge des angeregten Fußbremshebels, nach [155, S. 42]	70
Abbildung 5.11:	Prototyp eines „austarierten“ Bremshebels, dessen x - z -Massenschwerpunkt in der Hebellagerachse liegt	71
Abbildung 5.12:	Auswertung der maximalen Schwingungsanregung am HBZ in z -Richtung durch das Realfahrzeug	72
Abbildung 5.13:	Auswertung der Schwingungsanregung am Realfahrzeug während Vollast-Beschleunigung. FFT der Beschleunigungen ist oben links, darunter und daneben befinden sich die Messwerte im Zeitbereich.....	73
Abbildung 5.14:	Aufnahmen des Versuchs zur Kavitation im HBZ durch Unterdruck. Bilderreihenfolge: (a) Beginn des Versuchs mit ausgelenktem Fußbremshebel, (b) Entstehung maximaler Gas- und Dampfkavitation nach ca. 24 ms, (c) zurückbleibende Luftblasen am Ende des Versuchs. Darunter ist derselbe Versuch mit zuvor entgaster Bremsflüssigkeit	75
Abbildung 5.15:	CFD Simulation der Strömungsgeschwindigkeit c in den HBZ hinein, ausgelöst durch das Zurückschnellen des Kolbens bei plötzlicher Entlastung.	76
Abbildung 5.16:	Messung der Fahrmanöver beider TI Regelstrategien: Volumetrisch und Overflow. Oben dargestellt, der eingesteuerte Bremsdruck am VR $p_{f,whl}$ und der aufgebaute Druck am HR $p_{r,whl}$, sowie die Fahrzeuggeschwindigkeit v . Unten dazu jeweils die Messung des Unterdrucks $p_{suc,whl}$ vor der Pumpe des Druckmodulators und die Ventilsteuerzeiten des Saugventils (SV).	79
Abbildung 5.17:	Hydraulisches Schaltbild des HR Bremskreises in der HECU. Ventile sind in Ausgangsschaltstellung dargestellt, die einen Druckaufbau durch den Nutzer ermöglicht	80
Abbildung 5.18:	v - a -Verteilung des Realfahrtprofils	84
Abbildung 5.19:	Luftentstehung bei Erprobungen mit Realfahrtprofilen: Zwei Referenztests mit Serienzustand (ABS: on, TI: on), sowie ein Test mit deaktiviertem TI und ein Test mit zusätzlich deaktiviertem ABS. Der Unterschied zwischen den Realfahrten mit TI: on und den beiden mit TI: off zeigt deutlich die Kausalität der TI-Funktion für die Luftentstehung.	85
Abbildung 5.20:	Luftentstehung durch Raffungsprofil: C-1.1 und C-1.2 sind zwei Fahrzeuge der Modelle C-1, C-5.1 ein Fahrzeug der Modelle C-5. Die Fahrten mit deaktivierter volum. TI-Funktion zeigen als einzige keine Luftentstehung und damit deutlich deren Kausalität als Ursache der Luftentstehung. Bemerkung: Andere Abszissenskalibrierung als in Abbildung 5.19	88

Abbildung 5.21:	Lokalisierung der freien Luft durch Messung der Bremsen-Messeinrichtung bei drei Erprobungen. Die Nummerierung bezieht sich auf Tabelle 5.2.	89
Abbildung 6.1:	Hydraulisches Schaltbild einer Idee eines „Entgasungs-Entlüfters“ zur Weiterentwicklung konventioneller Entlüftungslösungen	96
Abbildung A.1:	Systematischer relativer Fehler der Volumenaufnahmemessung für verschiedene polytrope Zustandsänderungsannahmen: $\nu = 1$ isotherme und $\nu = \kappa = 1,4$ adiabate Verdichtung. Diskrete Werte von ν sind über den erreichten Messdruck p_2 dargestellt.	xxvii
Abbildung A.2:	Ergebnis des numerischen Simulationsmodells zur Berechnung der Gastemperatur T_i während der Kompression mit $V_i(1) = 0,2 \text{ cm}^3$	xxx
Abbildung B.1:	Einzelmessungen der Absorptions- und Desorption von Luft in der Bremsflüssigkeit Hydraulan 404 und Wasser des Prüfstandes in Abbildung 5.5	xxxiii

Tabellenverzeichnis

Tabelle 3.1:	Zusammensetzung der ISO 4926:2020 Referenzflüssigkeit	13
Tabelle 3.2:	Ausgewählte Bremsflüssigkeitseigenschaften von Hydraulan 404 nach [19, 24, 25]	14
Tabelle 4.1:	Werte zweier Beispielmessungen	48
Tabelle 5.1:	Zeiten $\Delta t_{0,9x_g}$ bis im Versuch 90 % des Gleichgewichtszustandes erreicht ist	65
Tabelle 5.2:	Erprobungsergebnisse zur Reproduktion und Isolation des Fehlers weiche Bremse	86
Tabelle C.1:	Parameter des HR-Bremssystems der Modelle C	xxxv

Literaturverzeichnis

- [1] R. Limpert, *Brake Design and Safety Third Edition*. Bd. Volume 154, Warrendale, PA, SAE International, 2011, ISBN: 978-0-7680-3438-7. DOI: 10.4271/R-398.
- [2] R. P. Feynman, R. B. Leighton und M. L. Sands, *The Feynman lectures on physics. Volume 1, Mainly mechanics, radiation, and heat*, 2010, ISBN: 0465025625.
- [3] *Bremsenhandbuch*, Wiesbaden, Springer Fachmedien Wiesbaden, 2017, ISBN: 978-3-658-15488-2. DOI: 10.1007/978-3-658-15489-9. Verfügbar: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-658-15489-9>.
- [4] R. H. Basch, P. Sanders, D. Hartsock und C. Evans, „Correlation of Lining Properties with Brake Pedal Feel,“ *SAE Technical Papers*, Rn. 724, S. 155–161, 2002, DOI: 10.4271/2002-01-2602.
- [5] A. Eisele, F. Diermeyer und M. Lienkamp, „Objective Characterization of Brake Systems in Motorcycles,“ in *21st International Conference on Advanced Vehicle Technologies*, 2019, ISBN: 978-0-7918-5921-6. DOI: 10.1115/DETC2019-98213.
- [6] P. Owusu-Ansah, T. Alhassan, A. Frimpong und A. A. Agyemang, „Survey of the Causes of Brake Failure in Commercial Mini-buses in Kumasi,“ *Research Journal of Applied Sciences, Engineering and Technology*, Bd. 7, Rn. 23, S. 4877–4882, 2014, DOI: 10.19026/rjaset.7.878.
- [7] J. Hunter, S. Cartier, D. Temple und R. Mason, „Brake fluid vaporization as a contributing factor in motor vehicle collisions,“ *SAE Technical Papers*, 1998, DOI: 10.4271/980371.
- [8] J. Han, M. Kamber und J. Pei, *Data Mining*, Elsevier, 2012, ISBN: 9780123814791. DOI: 10.1016/C2009-0-61819-5. Verfügbar: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/C20090618195>.
- [9] B. Wegele, „Untersuchung einer Motorradbremse in thermischen Versuchen bezüglich Gaseintrag im hydraulischen System in Kooperation mit BMW Motorrad,“ Bachelors Thesis, Technische Universität München, 2018.
- [10] A. Eisele, S. Sagmeister, M. Schneider und M. Lienkamp, „Air Solubility Measurements and Modeling of Brake Fluids,“ in *ASME/BATH 2019 Symposium on Fluid Power and Motion Control*, 2019, ISBN: 978-0-7918-5933-9. DOI: 10.1115/FPMC2019-1646.
- [11] M. Helfer, „Anforderungsdefinition eines Messgeräts zur Detektierung der Befüllqualität eines Motorrad Bremssystems in der Produktion,“ Masters Thesis, Technische Universität München, 2019.
- [12] F. Kießlich, „Entwicklung einer industriell einsetzbaren Bremsen-Messeinrichtung zur Detektion von Systemfehlern,“ Masters Thesis, TH Wildau, 2020.
- [13] S. Pischinger, *Vieweg Handbuch Kraftfahrzeugtechnik*, 2016, ISBN: 978-3-8348-1011-3. DOI: 10.1007/978-3-8348-8298-1. Verfügbar: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-8348-8298-1>.

- [14] K. Reif, *Brakes , Brake Control and Driver Assistance Systems*, Bosch Prof, Wiesbaden, Vieweg+Teubner Verlag, 2014, ISBN: 9783658039776. DOI: 10.1007/978-3-658-03978-3.
- [15] M. Ersoy und S. Gies, *Fahrwerkhandbuch*, Springer Vieweg, 2017, ISBN: 9783658154677.
- [16] J. Reissing, H.-A. Wagner und H.-J. Jahrei, „Integral ABS and ASC – The new Driving Dynamics Control Systems by BMW Motorrad,“ in *brake.tech*, 2006.
- [17] B. Breuer und K. H. Bill, *Bremsenhandbuch Grundlagen, Komponenten, Systeme, Fahr-dynamik*. Bd. 4. Auflage, Vieweg+Teubner Verlag, 2012, ISBN: 9788578110796. DOI: 10.1017/CBO9781107415324.004.
- [18] V. Feldmann, „Bremsflüssigkeiten – erstklassige Leistungsfähigkeit für heute und morgen,“ in *XXXVIII. International μ -Symposium 2019 Brake Conference*, 2019, S. 17–21, ISBN: 9783662598252.
- [19] M. Hilden, „Betriebsstoffe: Bremsflüssigkeiten,“ in *Kraftfahrtechnisches Taschenbuch*. Bd. 29, Robert Bosch GmbH, Hrsg. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2019, S. 318–321, ISBN: 9783658235833.
- [20] D. Wissussek, C. Icken und H. Glsing, „Produktkreislauf Bremsflüssigkeit,“ *Kontakt & Studium Umweltechnik*, Bd. 476, 1995, ISBN: 3-8169-1230-3.
- [21] BASF SE. „*HYDRAULAN® Brake Fluids*,“ Verfügbar: https://www.basf.com/global/en/products/segments/industrial%7B%5C_%7Dsolutions/performance%7B%5C_%7Dchemicals/business/fuel-and-lubricant-solutions/hydraulan%7B%5C_%7Dbrake-fluids.html [aufgerufen am 31. 07. 2020].
- [22] ECHA European Chemicals Agency. „*Tris[2-[2-(2-methoxyethoxy)ethoxy]ethyl] orthoborate*, CAS number: 30989-05-0,“ 2020. Verfügbar: <https://echa.europa.eu/de/registration-dossier/-/registered-dossier/14522/4/4> [aufgerufen am 11. 11. 2020].
- [23] ECHA European Chemicals Agency. „*2-(2-(2-methoxyethoxy)ethoxy)ethanol*, CAS number: 112-35-6,“ 2020. Verfügbar: <https://echa.europa.eu/de/registration-dossier/-/registered-dossier/14921/4/4> [aufgerufen am 11. 11. 2020].
- [24] BASF SE. „*Hydraulan 404 - physikalisches Datenblatt*,“ 2007.
- [25] A. Eisele und S. Sagmeister, „The Relevance of Gas Solubility in Brake Fluids,“ in *Reports from the μ -Club 2020*, 2021, ISBN: 978-3-662-63027-3. DOI: 10.1007/978-3-662-63028-0_7.
- [26] S. Baechle, Martin Schmitt, „Method for Bubble-free Filling of Brake Fluid into a Hydraulic Motor Vehicle Braking System,“ Patent Offenlegungsschrift: DE 19654087 A1, 1996.
- [27] M. Urano, „Development of Brake Fluid Vacuum Supply System,“ *SAE Technical Paper*, Rn. 871265, 1987, ISBN: 01487191. DOI: 10.4271/871265. Verfügbar: <https://www.sae.org/content/871265/>.
- [28] R. Rajamani, *Vehicle Dynamics*, Springer International Publishing, 2006, ISBN: 9780387263960.
- [29] D. Karnopp, *Vehicle Dynamics, Stability and Control*, 2nd, CRC Press, 2013.
- [30] F. Passigato, A. Eisele, D. Wisselmann, A. Gordner und F. Diermeyer, „Analysis of the Phenomena Causing Weave and Wobble in Two-Wheelers,“ *MDPI Applied Sciences*, Bd. 10, Rn. 19, 2020, DOI: 10.3390/app10196826.
- [31] V. Cossalter, R. Lot und M. Massaro, *Motorcycle Dynamics*, 2014, ISBN: 9781118536391. DOI: 10.1002/9781118536391.ch1.

- [32] T. Foale, *Motorcycle Handling and Chassis Design*, Tony Foale Designs, 2002, ISBN: 9788493328610.
- [33] K. Schröter, R. Pleß und P. Seiniger, „Vehicle Dynamics Control Systems for Motorcycles,“ in *Handbook of Driver Assistance Systems* Cham: Springer International Publishing, 2016, S. 969–1006, ISBN: 978-3-319-12351-6. DOI: 10.1007/978-3-319-12352-3_42. Verfügbar: http://link.springer.com/10.1007/978-3-319-12352-3%7B%5C_%7D42.
- [34] H. B. Pacejka, *Tire and Vehicle Dynamics*, 2006, ISBN: 9780750669184. DOI: 10.1016/B978-0-7506-6918-4.X5000-X.
- [35] B. M. Braunsperger, S. Beulich und H.-A. Wagner, „New Integral ABS from BMW Motorrad,“ *ATZ Automobiltechnische Zeitschrift*, Bd. 103, S. 1–4, 2001.
- [36] O. Hoffmann, A. Eckert und J. Woywood, „the Motorcycle Integral Brake System Mib—an Advanced Brake Solution for High Performance Motorcycles,“ in *20th International Technical Conference on the Enhanced Safety of Vehicles (ESV)*, 2007, S. 1–7. Verfügbar: <http://www-nrd.nhtsa.dot.gov/pdf/esv/esv20/07-0312-O.pdf>.
- [37] Robert Bosch GmbH. „Motorrad-ABS,“ Verfügbar: <https://www.bosch-mobility-solutions.com/de/produkte-und-services/zweiraeder-und-powersports/fahrsicherheitssysteme/motorrad-abs/> [aufgerufen am 15.09.2020].
- [38] H. Sigloch, *Technische Fluidmechanik*, 2012, DOI: 10.1007/978-3-642-22845-2. Verfügbar: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-642-22845-2>.
- [39] H. Oertel, *Prandtl - Führer durch die Strömungslehre*, 2012, ISBN: 978-3-8348-1918-5. DOI: 10.1007/978-3-8348-2315-1.
- [40] H. Watter, *Hydraulik und Pneumatik*, 2015, ISBN: 978-3-658-07859-1. DOI: 10.1007/978-3-658-07860-7. Verfügbar: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-658-07860-7>.
- [41] P. Dobrinski, G. Krakau, A. Vogel, E. Hering, R. Martin und M. Stohrer, *Physik für Ingenieure*, 12. Aufl., S. 1005, 2010, ISBN: 978-3-8348-0580-5. Verfügbar: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-662-22291-1>.
- [42] C. Lüdecke und D. Lüdecke, *Thermodynamik*, (Springer-Lehrbuch), Berlin, Heidelberg, Springer Berlin Heidelberg, 2000, ISBN: 978-3-642-63100-9. DOI: 10.1007/978-3-642-56988-3. Verfügbar: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-642-56988-3>.
- [43] H. D. Baehr und K. Stephan, *Heat and mass transfer: with many worked examples and exercises*, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, S. 737, 2011, ISBN: 978-3-642-20020-5. DOI: 10.1007/978-3-642-20021-2.
- [44] T. Sattelmayer, *Vorlesungsskript Technische Thermodynamik*, 2019.
- [45] H. D. Baehr, *Thermodynamik*, (Springer Lehrbuch), Berlin, Heidelberg, Springer Berlin Heidelberg, 2002, ISBN: 978-3-540-43256-2. DOI: 10.1007/978-3-662-10518-4. Verfügbar: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-662-10518-4>.
- [46] M. Heusch, „Thermodynamische Untersuchung der Kavitation in Bremsflüssigkeiten und deren numerische Simulation,“ Dissertation, Universität Stuttgart, 2006.
- [47] H.-W. Grollius, *Grundlagen der Hydraulik*, 3., aktual, Hanser, 2006, ISBN: 978-3-446-43843-9.
- [48] S. Gullapalli, P. Michael, J. Kensler, M. Cheekolu, R. I. Taylor und E. Lizarraga-Garcia, „An Investigation of Hydraulic Fluid Composition and Aeration in an Axial Piston Pump,“ *ASME/BATH 2017 Symposium on Fluid Power and Motion Control*, 2017, DOI: 10.1115/FPMC2017-4259.

- [49] N. Gebhardt, *Fluidtechnik in Kraftfahrzeugen*, 2010, ISBN: 978-3-642-05483-9. DOI: 10.1007/978-3-642-05482-2. Verfügbar: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-642-05482-2>.
- [50] H. A. Freudigmann, U. Iben und P. F. Pelz, „Air release measurements of V-oil 1404 downstream of a micro orifice at choked flow conditions,“ *Journal of Physics: Conference Series*, Bd. 656, Rn. 1, S. 1–5, 2015, DOI: 10.1088/1742-6596/656/1/012113.
- [51] K. Köhler, „Simultanes Emulgieren und Mischen.“ Dissertation, Logos Verlag Berlin, Karlsruher Institut für Technik, 2010, ISBN: 9783832527167.
- [52] W. J. Bartz, *Hydraulikflüssigkeiten : Eigenschaften, Normung und Prüfung, Anwendung*, Renningen-Malmsheim, expert-verlag, S. 395, 1995, ISBN: 3-8169-1228-1.
- [53] D. Bartel, *Simulation von Tribosystemen*, Wiesbaden, Vieweg+Teubner, 2010, ISBN: 978-3-8348-1241-4. DOI: 10.1007/978-3-8348-9656-8. Verfügbar: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-8348-9656-8>.
- [54] M. Longhitano und H. Murrenhoff, „Experimental Investigation of Air Bubble Behaviour in Stagnant Mineral Oils,“ in *Proceedings of the ASME/BATH 2015 Symposium on Fluid Power and Motion Control*, 2015, S. 1–9.
- [55] J. F. Gülich, *Kreiselpumpen*, Berlin, Heidelberg, Springer Berlin Heidelberg, 2013, ISBN: 978-3-642-40031-5. DOI: 10.1007/978-3-642-40032-2. Verfügbar: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-642-40032-2>.
- [56] G. Girod, A. Jaussi, C. Rosset, P. De Werra, F. Hirt und L. Kappenberger, „Cavitation versus degassing: In vitro study of the microbubble phenomenon observed during echocardiography in patients with mechanical prosthetic cardiac valves,“ *Echocardiography*, Bd. 19, Rn. 7, S. 531–536, 2002, ISBN: 0742-2822. DOI: 10.1046/j.1540-8175.2002.00531.x.
- [57] A. Behr, D. W. Agar, J. Jörissen und A. J. Vorholt, *Einführung in die Technische Chemie*, Berlin, Heidelberg, Springer Berlin Heidelberg, 2016, ISBN: 978-3-662-52855-6. DOI: 10.1007/978-3-662-52856-3. Verfügbar: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-662-52856-3>.
- [58] G. T. Hefter und R. P. T. Tomkins, *Wiley Series in Solution Chemistry: The Experimental Determination of Solubilities*. Bd. 6, S. 658, 2003, ISBN: 0471497088.
- [59] S. Fischer, „Blasenbildung von in Flüssigkeiten gelösten Gasen,“ Dissertation, Technische Universität München, 2001.
- [60] R. Bunsen, „Ueber das Gesetz der Gasabsorption,“ *Annalen der Chemie und Pharmacie*, Bd. 93, Rn. 1, S. 1–50, 1855, DOI: 10.1002/jlac.18550930102. Verfügbar: <http://doi.wiley.com/10.1002/jlac.18550930102>.
- [61] R. Battino, T. R. Rettich und T. Tominaga, „The Solubility of Nitrogen and Air in Liquids,“ *Journal of Physical and Chemical Reference Data*, Bd. 13, Rn. 2, S. 563–600, 1984, DOI: 10.1063/1.555713.
- [62] T. L. Bergman, A. Lavine, F. P. Incropera und D. Dewitt, *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*, John Wiley & Sons, 2019, ISBN: 9780470501979.
- [63] M. K. Wahi, „Oil Compressibility and Polytropic Air Compression Analysis for Oleopneumatic Shock Struts,“ *Journal of Aircraft*, Bd. 13, Rn. 7, S. 527–530, 1976, DOI: 10.2514/3.44540.
- [64] G. Bauer, *Ölhydraulik*, Wiesbaden, Springer Fachmedien Wiesbaden, 2016, ISBN: 978-3-658-12343-7. DOI: 10.1007/978-3-658-12344-4. Verfügbar: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-658-12344-4>.

- [65] G. L. Pollack, „Why Gases Dissolve in Liquids,“ *Science*, Bd. 251, Rn. 4999, S. 1323–1330, 1991.
- [66] R. Battino, *Nitrogen and Air (IUPAC Solubility Data Series)*. Bd. 10, S. 613, 1982, ISBN: 0080239226. DOI: 10.18434/T4QC79. Verfügbar: <http://srdata.nist.gov/solubility/IUPAC/SDS-10/SDS-10.pdf>.
- [67] Dortmund Data Bank. „Density of Methanol from Dortmund Data Bank,“ Verfügbar: http://dortmunddatabank.de/en/EED/PCP/DEN%7B%5C_%7DC110.php [aufgerufen am 20.06.2020].
- [68] H. Gholizadeh, R. Burton und G. Schoenau, „Fluid Bulk Modulus: A Literature Survey,“ *International Journal of Fluid Power*, Bd. 12, Rn. 3, S. 5–15, 2011.
- [69] D. Findeisen und S. Helduser, *Ölhydraulik*, Berlin, Heidelberg, Springer Vieweg, S. 1011, 2015, ISBN: 978-3-642-54908-3. DOI: 10.1007/978-3-642-54909-0.
- [70] J. M. Prausnitz und F. H. Shair, „A thermodynamic correlation of gas solubilities,“ *AIChE Journal*, Bd. 7, Rn. 4, S. 682–687, 1961, DOI: 10.1002/aic.690070430.
- [71] R. A. Pierotti, „A Scaled Particle Theory of Aqueous and Nonaqueous Solutions,“ *Chemical Reviews*, Bd. 76, Rn. 6, S. 717–726, 1975.
- [72] W. Gerrard, *Solubility of Gases and Liquids - A Graphic Approach*, Springer Science+Business Media, S. 275, 1976, ISBN: 9781489926463.
- [73] M. A. Sánchez, A. M. Mainar, J. I. Pardo, M. C. López und J. S. Urieta, „Solubility of nonpolar gases in 2,2,2-trifluoroethanol and 1,1,1,3,3,3-hexafluoropropan-2-ol at several temperatures and 101.33 kPa partial pressure of gas,“ *Canadian Journal of Chemistry*, Bd. 79, Rn. 10, S. 1460–1465, 2001, DOI: 10.1139/cjc-79-10-1460.
- [74] B. A. Cosgrove und J. Walkley, „Scaled particle theory of gas solubility — inclusion of the temperature dependent hard sphere term,“ *Canadian Journal of Chemistry*, Bd. 60, Rn. 14, S. 1896–1900, 1982, DOI: 10.1139/v82-263. Verfügbar: <http://www.nrcresearchpress.com/doi/10.1139/v82-263>.
- [75] H. D. Baehr und K. Stephan, *Wärme- und Stoffübertragung*, Berlin, Heidelberg, Springer Berlin Heidelberg, S. 1, 2016, ISBN: 978-3-662-49676-3. DOI: 10.1007/978-3-662-49677-0. Verfügbar: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-662-49677-0>.
- [76] F. Kratschun, T. Mielke und K. Schmitz, „Water Vapour Cavitation in hydraulic Fluids,“ in *Proceedings of the 2018 Bath/ASME Symposium on Fluid Power and Motion Control*, 2018, S. 1–8.
- [77] F. Kratschun, K. Schmitz und H. Murrenhoff, „Experimental investigation of the Bunsen and the diffusion coefficients in hydraulic fluids,“ *10th International Fluid Power Conference (IFK2016)*, S. 181–192, 2016.
- [78] S. Sagmeister, „Experimentelle Untersuchung von zweiphasen-Phänomenen am Beispiel eines Motorrad Bremssystems,“ Bachelors Thesis, Technical University Munich, 2019.
- [79] V. G. Magorien, „Dissolved gas - The hidden saboteur,“ *SAE Technical Papers*, Rn. 41 2, 1993, DOI: 10.4271/931404.
- [80] W. Weißbach, M. Dahms und C. Jaroschek, *Werkstoffkunde*, Wiesbaden, Springer Fachmedien Wiesbaden, 2015, ISBN: 978-3-658-03918-9. DOI: 10.1007/978-3-658-03919-6. Verfügbar: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-658-03919-6>.

- [81] N. Kockmann, „Diffusion, Mixing, and Mass Transfer Equipment,“ in *Transport Phenomena in Micro Process Engineering*. Bd. 4 Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2008, S. 163–224, ISBN: 978-3-540-74616-4. DOI: 10.1007/978-3-540-74618-8_5.
- [82] A. Einstein, „Über die von der molekularkinetischen Theorie der Wärme geforderte Bewegung von in ruhenden Flüssigkeiten suspendierten Teilchen,“ *Annalen der Physik*, Bd. 14, Rn. S1, S. 182–193, 2005, DOI: 10.1002/andp.200590005.
- [83] E. L. Cussler, *Diffusion: Mass Transfer in Fluid Systems*, 3rd, Cambridge University Press, 2007, ISBN: 978-0-511-47892-5.
- [84] K. Eden und H. Gebhard, *Dokumentation in der Mess- und Prüftechnik*, Wiesbaden, Springer Fachmedien Wiesbaden, 2014, ISBN: 978-3-658-06113-5. DOI: 10.1007/978-3-658-06114-2. Verfügbar: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-658-06114-2>.
- [85] F. Puente León, *Messtechnik*, Springer Berlin Heidelberg, 2015, ISBN: 978-3-662-44820-5. DOI: 10.1007/978-3-662-44821-2. Verfügbar: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-662-44821-2>.
- [86] American Society of Mechanical Engineers, *Test Uncertainty*. Bd. PTC 19.1-2, 2005, ISBN: 9780791872529.
- [87] S. V. Gupta, *Measurement Uncertainties Physical Parameters and Calibration of Instruments*, Berlin, Heidelberg, Springer Berlin Heidelberg, 2012, ISBN: 978-3-642-20988-8. DOI: 10.1007/978-3-642-20989-5. Verfügbar: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-642-20989-5>.
- [88] T. Arens, F. Hettlich, C. Karpfinger, U. Kockelkorn, K. Lichtenegger und H. Stachel, *Mathematik*. Bd. 3, Berlin, Heidelberg, Springer Berlin Heidelberg, 2015, ISBN: 978-3-642-44918-5. DOI: 10.1007/978-3-642-44919-2. Verfügbar: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-642-44919-2>.
- [89] J. M. Giron-Sierra, *Digital Signal Processing with Matlab Examples, Volume 1*, (Signals and Communication Technology). Bd. 1, Singapore, Springer Singapore, 2017, ISBN: 978-981-10-2533-4. DOI: 10.1007/978-981-10-2534-1. Verfügbar: <http://link.springer.com/10.1007/978-981-10-2540-2%20http://link.springer.com/10.1007/978-981-10-2534-1>.
- [90] W. S. Cleveland und S. J. Devlin, „Locally Weighted Regression: An Approach to Regression Analysis by Local Fitting,“ *Journal of the American Statistical Association*, Bd. 83, Rn. 403, S. 596–610, 1988, DOI: 10.1080/01621459.1988.10478639. Verfügbar: <http://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/01621459.1988.10478639>.
- [91] I. Rößler und A. Ungerer, *Statistik für Wirtschaftswissenschaftler*, (BA KOMPAKT), Berlin, Heidelberg, Springer Berlin Heidelberg, 2016, ISBN: 978-3-662-48411-1. DOI: 10.1007/978-3-662-48412-8. Verfügbar: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-662-48412-8>.
- [92] J. P. Barrett, „The coefficient of determination-some limitations,“ *American Statistician*, Bd. 28, Rn. 1, S. 19–20, 1974, DOI: 10.1080/00031305.1974.10479056.
- [93] R. Northrop, *Introduction to Instrumentation and Measurements*. Bd. 2, 2nd, Taylor & Francis Group, 2005, ISBN: 978-1-4200-5785-0.
- [94] E. Hering, *Sensoren in Wissenschaft und Technik*, Wiesbaden, Springer Fachmedien Wiesbaden, 2018, ISBN: 978-3-658-12561-5. DOI: 10.1007/978-3-658-12562-2. Verfügbar: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-658-12562-2>.

- [95] S. Weimer. „Die detaillierte Funktionsweise von Drucksensoren,“ 2018. Verfügbar: <https://blog.trafag.de/drucksensor-funktionsweise> [aufgerufen am 11. 05. 2020].
- [96] Variohm Eurosensor. „EPT3100 Drucksensor Datenblatt,“ 2008.
- [97] J. J. Rooney und L. N. Vanden Hauvel, „Root cause analysis for beginners,“ *Quality Progress*, Bd. 37, Rn. 7, S. 45–53, 2004.
- [98] P. Viveros, E. Zio, C. Nikulin, R. Stegmaier und G. Bravo, „Resolving equipment failure causes by root cause analysis and theory of inventive problem solving,“ (accepted), *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part O: Journal of Risk and Reliability*, Bd. 228, Rn. 1, S. 93–111, 2014, ISBN: 9781622764365. DOI: 10.1177/1748006X13494775. Verfügbar: <http://journals.sagepub.com/doi/10.1177/1748006X13494775>.
- [99] R. Mobley, *Root Cause Failure Analysis*, Butterworth-Heinemann, 1999.
- [100] M. Hinsch, *Qualitätsmanagement in der Luftfahrtindustrie*, Berlin, Heidelberg, Springer Berlin Heidelberg, 2018, ISBN: 978-3-662-56244-4. DOI: 10.1007/978-3-662-56245-1. Verfügbar: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-662-56245-1>.
- [101] H. Toutenburg und P. Knöfel, *Six Sigma: Methoden und Statistik für die Praxis*, Berlin, Heidelberg, Springer Berlin Heidelberg, 2008, ISBN: 978-3-540-74210-4. DOI: 10.1007/978-3-540-74212-8.
- [102] Endeavor Business Media. „GM recalls 3.4 million pickups and SUVs over brake pump / Fleet Owner,“ Verfügbar: <https://www.fleetowner.com/equipment/article/21704249/gm-recalls-34-million-pickups-and-suvs-over-brake-pump> [aufgerufen am 18. 03. 2020].
- [103] S. Lunau, *Six Sigma+Lean Toolset*, Berlin, Heidelberg, Springer Berlin Heidelberg, 2007, ISBN: 978-3-540-46054-1. DOI: 10.1007/978-3-540-46055-8. Verfügbar: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-540-46055-8>.
- [104] B. Zhou, Y. Wu, H. He, C. Li, L. Tan und Y. Cao, „Practical application of Six Sigma management in analytical biochemistry processes in clinical settings,“ *Journal of Clinical Laboratory Analysis*, Bd. 34, Rn. 1, S. 1–10, 2020, DOI: 10.1002/jcla.23126.
- [105] US Department of Energy, „Root Cause Analysis Guidance Document,“ *DOE Guideline*, Rn. DOE-NE-STD-1004-92, 1992. Verfügbar: <https://energy.gov/sites/prod/files/2013/07/f2/nst1004.pdf>.
- [106] D. M. Rasmuson und D. L. Kelly, „Common-cause failure analysis in event assessment,“ *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part O: Journal of Risk and Reliability*, Bd. 222, Rn. 4, S. 521–532, 2008, DOI: 10.1243/1748006XJRR121. Verfügbar: <http://journals.sagepub.com/doi/10.1243/1748006XJRR121>.
- [107] Nuclear Energy Agency, „ICDE Project Report: Collection and Analysis of Common-Cause Failures of Switching Devices and Circuit Breakers,“ Bd. 33, Rn. October 2007, S. 0–45, 2008. Verfügbar: <https://www.oecd-nea.org/nsd/docs/2008/csni-r2008-1.pdf>.
- [108] Y. Zang, W. Shangguan, B. Cai, H. Wang und M. G. Pecht. „Methods for fault diagnosis of high-speed railways: A review,“ Okt. 2019. DOI: 10.1177/1748006X18823932. Verfügbar: <http://journals.sagepub.com/doi/10.1177/1748006X18823932>.
- [109] R. Etzold, *VW Golf IV - So wird's gemacht*, Delius Klasing, 2019, ISBN: 978-3-7688-1059-3.
- [110] W. S. Lee, D. L. Grosh, F. A. Tillman und C. H. Lie, „Fault Tree Analysis, Methods, and Applications - A Review,“ *IEEE Transactions on Reliability*, Bd. R-34, Rn. 3, S. 194–203, 1985, DOI: 10.1109/TR.1985.5222114.

- [111] K. Ishikawa, *Introduction to Quality Control*, Dordrecht, Springer Netherlands, 1991, ISBN: 978-94-011-7690-3. DOI: 10.1007/978-94-011-7688-0. Verfügbar: <http://link.springer.com/10.1007/978-94-011-7688-0>.
- [112] E. E. Hurdle, L. M. Bartlett und J. D. Andrews, „System fault diagnostics using fault tree analysis,“ *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part O: Journal of Risk and Reliability*, Bd. 221, Rn. 1, S. 43–55, 2007, DOI: 10.1243/1748006XJRR6. Verfügbar: <http://journals.sagepub.com/doi/10.1243/1748006XJRR6>.
- [113] W. Geiger, „25 Statistische Verfahren anhand quantitativer Merkmale,“ in *Qualitätslehre* Friedr. Vieweg & Sohn Verlagsgesellschaft mbH, 2009, S. 421–445.
- [114] S. Papadopoulou, A. Vazdirvanidis, A. Toulfatzis, A. Rikos und G. Pantazopoulos, „Failure Investigation of Products and Components in Metal Forming Industry: Root Cause Analysis and Process-Based Approach,“ *Journal of Failure Analysis and Prevention*, Bd. 20, Rn. 1, S. 106–114, 2020, ISBN: 1166802000. DOI: 10.1007/s11668-020-00801-4.
- [115] A. Vacca, R. Klop und M. Ivantysynova, „A numerical approach for the evaluation of the effects of air release and vapour cavitation on effective flow rate of axial piston machines,“ *International Journal of Fluid Power*, Bd. 11, Rn. 1, S. 33–45, 2010, DOI: 10.1080/14399776.2010.10780996.
- [116] J. Zhou, A. Vacca und B. Manhartgruber, „A Novel Approach for the Prediction of Dynamic Features of Air Release and Absorption in Hydraulic Oils,“ *Journal of Fluids Engineering*, Bd. 135, Rn. 9, 2013, DOI: 10.1115/1.4024864.
- [117] S. Kim und H. Murrenhoff, „Measurement of Effective Bulk Modulus for Hydraulic Oil at Low Pressure,“ *Journal of Fluids Engineering*, Bd. 134, Rn. 2, 2012, DOI: 10.1115/1.4005672. Verfügbar: <http://fluidsengineering.asmedigitalcollection.asme.org/article.aspx?articleid=1440094>.
- [118] K. Siebertz, D. van Bebber und T. Hochkirchen, *Statistische Versuchsplanung: Design of Experiments*, 2010, ISBN: 9783642054921. DOI: 10.1007/978-3-642-05493-8.
- [119] J. Sendler, R. Trutschel und K. Augsburg, „A new experimental and theoretical approach to analyze the brake pedal feel characteristic,“ in *brake.tech*, 2004.
- [120] H. Hexel und H. Marnebach, „Brake Testing System for Motor Vehicles,“ Patent 4,771,387 US, 1988.
- [121] C. Riese und F. Gauterin, „Analysis of hydraulic brake systems with regard to the requirements for future vehicle concepts,“ in *16. Internationales Stuttgarter Symposium*, 2016, S. 607–618, DOI: 10.1007/978-3-658-13255-2_45.
- [122] C. Riese und F. Gauterin, „Evaluation of a State of the Art Hydraulic Brake System with Regard to Future Requirements,“ *SAE International Journal of Passenger Cars - Mechanical Systems*, Bd. 9, Rn. 3, S. 2016–01–1927, 2016, DOI: 10.4271/2016-01-1927. Verfügbar: <http://papers.sae.org/2016-01-1927/>.
- [123] S. Phan, „Design, construction and implementation of a measuring device to parameterize the rigidity of a motorcycle brake,“ Masters Thesis, Technical University Munich, 2018. Verfügbar: <https://mediatum.ub.tum.de/1454434>.
- [124] M. Escuder-Olivencia, „Inbetriebnahme und Programmierung einer mechatronischen Messeinrichtung zur Steifigkeitsmessung des Motorrad Bremssystems,“ Masers Thesis, Technische Universität München, 2018.
- [125] Vector Informatik GmbH. „Canalyzer Pro Software,“ Verfügbar: <https://www.vector.com/int/en/products/products-a-z/software/canalyzer/> [aufgerufen am 29. 10. 2018].

- [126] M. Boeck, „Ursachenermittlung eines unregelmäßigen Betriebsverhaltens einer Motorradbremse durch Fahrzeugerprobung,“ Bachelors Thesis, Technische Universität München, 2018.
- [127] Deutscher Wetterdienst. „Klimadaten Deutschland Tageswerte (Archiv),“ Verfügbar: <https://www.dwd.de/DE/leistungen/klimadatendeutschland/klarchivtagmonat.html?nn=16102%7B%5C#%7DbuehneTop> [aufgerufen am 16. 03. 2020].
- [128] J. Parascandola und A. J. Ihde, „History of the Pneumatic Trough,“ *Isis*, Bd. 60, Rn. 3, S. 351–361, 1969, DOI: 10.1086/350503.
- [129] J. Ruan und R. Burton, „Bulk modulus of air content oil in a hydraulic cylinder,“ in *2006 ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, 2006, DOI: 10.1115/IMECE2006-15854.
- [130] K. Schrank, H. Murrenhoff und C. Stammen, „Investigation of Different Methods To Measure the Entrained Air,“ in *ASME/BATH 2014 Symposium on Fluid Power & Motion Control*, 2014, S. 1–8.
- [131] A. Bureček, L. Hružík und M. Vašina, „Determination of undissolved air content in oil by means of a compression method,“ *Strojnicki Vestnik/Journal of Mechanical Engineering*, Bd. 61, Rn. 7-8, S. 477–485, 2015, DOI: 10.5545/sv-jme.2015.2471.
- [132] A. Eisele und F. Hülsmann, „Verfahren zum Prüfen eines Bremssystems eines Fahrzeugs sowie Fahrzeug,“ Patent Patentanmeldung: 2020051308174900DE, Mai, 2020.
- [133] F. Nobis, M. Geisslinger, M. Weber, J. Betz und M. Lienkamp, „A Deep Learning-based Radar and Camera Sensor Fusion Architecture for Object Detection,“ *2019 Symposium on Sensor Data Fusion: Trends, Solutions, Applications, SDF 2019*, 2019, ISBN: 9781728150857. DOI: 10.1109/SDF.2019.8916629.
- [134] R. Jegadeeshwaran und V. Sugumaran, „Fault diagnosis of automobile hydraulic brake system using statistical features and support vector machines,“ *Mechanical Systems and Signal Processing*, Bd. 52-53, Rn. 1, S. 436–446, 2015, ISBN: 08883270. DOI: 10.1016/j.ymsp.2014.08.007.
- [135] H. Straky, R. Neddenriep und R. Iserma, „Identifikation des nichtlinearen Verhaltens einer hydraulischen Kfz-Bremsanlage zum Entwurf einer modellgestützten Fehlererkennung,“ *VDI Berichte*, Bd. 1526, 2000.
- [136] R. Trutschel, „Investigation of the human-machine interface in the case of car braking systems, by analysis and experiment,“ Dissertation, TU Ilmenau, 2007, ISBN: 9783863600426.
- [137] M. Eriksson, F. Bergman und S. Jacobson, „On the nature of tribological contact in automotive brakes,“ *Wear*, Bd. 252, Rn. 1-2, S. 26–36, 2002, DOI: 10.1016/S0043-1648(01)00849-3.
- [138] B. Raz, „Untersuchung eines Motorradruckmodulators (ABS-Einheit) auf das Auftreten von Kavitation,“ Master’s Thesis, Technical University Munich, 2019.
- [139] A. T. J. Hayward, „Research on lubricants and hydraulic fluids at the national engineering laboratory,“ *Industrial Lubrication and Tribology*, Bd. 15, Rn. 3, S. 112–124, 1963, DOI: 10.1108/eb052721.
- [140] A. Rambaks und K. Schmitz, „Method for the Experimental Determination of the Bunsen Absorption Coefficient of Hydraulic Fluids,“ in *Proceedings of the ASME/BATH 2019 Symposium on Fluid Power and Motion Control FPMC2019*, 2019, S. 1–7.

- [141] B. Manhartsgruber, „Experimental Results on Air Release and Absorption in Hydraulic Oil,“ in *ASME 2013 Fluids Engineering Division Summer Meeting*, 2013, DOI: 10.1115/FEDSM2013-16602. Verfügbar: <http://proceedings.asmedigitalcollection.asme.org/proceeding.aspx?doi=10.1115/FEDSM2013-16602>.
- [142] I. Gainar und G. Anitescu, „The solubility of CO₂, N₂ and H₂ in a mixture of dimethylether polyethylene glycols at high pressures,“ *Fluid Phase Equilibria*, Bd. 109, Rn. 2, S. 281–289, 1995, DOI: 10.1016/0378-3812(95)02729-X.
- [143] R. Battino, *Oxygen and Ozone (IUPAC Solubility Data Series)*. Bd. 7, 1981, ISBN: 1483150119.
- [144] P. Casoli, A. Vacca, G. Franzoni und G. L. Berta, „Modelling of fluid properties in hydraulic positive displacement machines,“ *Simulation Modelling Practice and Theory*, Bd. 14, Rn. 8, S. 1059–1072, 2006, DOI: 10.1016/j.simpat.2006.09.006.
- [145] R. Haas und B. Manhartsgruber, „Compressibility Measurements of Hydraulic Fluids in the Low Pressure,“ *Proceedings of the 6th FPNI – PhD Symposium, June 15-19*, S. 681–690, 2010.
- [146] K. Schrank und C. Stammen, „Measurements of air absorption and air release characteristics in hydraulic oil at low pressure,“ in *Proceedings of the ASME/BATH 2013 Symposium on Fluid Power and Motion Control*, 2013, S. 1–9.
- [147] S. Sagmeister, „Entwicklung eines mechatronischen Prüfstandes zur Gaslöslichkeitsmessung in Flüssigkeiten,“ Semester thesis, Technical University Munich, 2020.
- [148] A. Dzafic, „Experimentelle Untersuchung der Ausgasungseffekte von Bremsflüssigkeit und Ermittlung des Bunsenkoeffizienten,“ Master’s Thesis, Technical University Munich, 2019.
- [149] M. Binnewies, M. Finze, M. Jäckel, P. Schmidt, H. Willner und G. Rayner-Canham, *Allgemeine und Anorganische Chemie*, Berlin, Heidelberg, Springer Berlin Heidelberg, 2016, ISBN: 978-3-662-45066-6. DOI: 10.1007/978-3-662-45067-3. Verfügbar: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-662-45067-3>.
- [150] R. Mayer, „Bremseninduzierte Schwingungen am Kraftfahrzeug : Analysemethodik und konstruktive Optimierung,“ Dissertation, VDI-Verlag, Technische Universität München, 2007, ISBN: 9783183641123.
- [151] T. Lange, „Methoden zur Untersuchung der Schwingungskavitation in Flüssigkeiten mit Ultraschall,“ *Acustica*, Bd. 1, 1952.
- [152] R. Lerch, G. Sessler und D. Wolf, *Technische Akustik*, 2015, ISBN: 9783540234302. DOI: 10.1007/978-3-662-47704-5.
- [153] S. Tsuji und H. Katakura, „The Effects of the Diffusion of Air on the Diameter Change of a Small Bubble Rising in a Hydraulic Oil,“ *Bulletin of the Japan Society of Mechanical Engineers*, Bd. 21, Rn. 156, S. 1015–1021, 1978.
- [154] J. Stoffregen, *Motorradtechnik*, 8. Aufl., Wiesbaden, Vieweg+Teubner Verlag, 437 S. 2012, ISBN: 978-3-8348-1716-7. DOI: 10.1007/978-3-8348-2180-5. Verfügbar: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-8348-2180-5>.
- [155] B. Raz, „Experimentelle Untersuchung zur Schwingungsanregung am Motorradbremsystem,“ Semester thesis, Technical University Munich, 2019.
- [156] 2D Debus & Diebold Meßsysteme GmbH. „Data Sheet: LG- μ CAN11_Pro-000 Datalogger,“ Verfügbar: http://2d-datarecording.com/Downloads/Datasheets/Logger/Pdf/LG-%C2%B5CAN11%7B%5C_%7DPro-000-DINA4.pdf [aufgerufen am 16. 04. 2020].

- [157] O. Rosemeier, „Untersuchung des Kavitations- und Luftlöslichkeitsverhaltens in einem Motorrad Bremssystem,“ Masters Thesis, Technische Universität München, 2018.
- [158] M. Helfer, „Untersuchung von Kavitationseffekten in hydraulischen Bremsen durch Modellbildung,“ Semester Thesis, Technische Universität München, 2018.
- [159] Continental Teves AG & Co.oHG. „MK 100® MIB – Motorrad-Integral-Bremssysteme,“ Verfügbar: <https://www.continental-automotive.com/de-DE/2-Wheeler/Safe-Mobility/Brake-Systems/MK-100-MIB-%E2%80%93-Motorcycle-Integral-Brake> [aufgerufen am 27.07.2020].
- [160] D. Will und N. Gebhardt, *Hydraulik*. Bd. 6, Berlin, Heidelberg, Springer Berlin Heidelberg, 2014, ISBN: 978-3-662-44401-6. DOI: 10.1007/978-3-662-44402-3. Verfügbar: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-662-44402-3>.
- [161] B. Steadman, F. Berghout, N. Olsen und B. Sorensen, „Intermittent fault detection and isolation system,“ *AUTOTESTCON (Proceedings)*, Rn. September, S. 37–40, 2008, ISBN: 9781424422265. DOI: 10.1109/AUTEST.2008.4662580.
- [162] A. Eisele, L. Horlbeck, M. Hann, B. Jäger und M. Lienkamp, „Real-life data based analysis of driving cycles regarding their insufficient cycle duration,“ in *IEEE Conference on Intelligent Transportation Systems, Proceedings, ITSC*, 2016, S. 408–415, ISBN: 9781509018895. DOI: 10.1109/ITSC.2016.7795587.
- [163] P. Nyberg, E. Frisk und L. Nielsen, „Using Real-World Driving Databases to Generate Driving Cycles with Equivalence Properties,“ *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, Bd. 65, Rn. 6, S. 4095–4105, 2016, DOI: 10.1109/TVT.2015.2502069.
- [164] M. Fries, A. Baum, M. Wittmann und M. Lienkamp, „Derivation of a real-life driving cycle from fleet testing data with the Markov-Chain-Monte-Carlo Method,“ *IEEE Conference on Intelligent Transportation Systems, Proceedings, ITSC*, Bd. 2018-Novem, S. 2550–2555, 2018, ISBN: 9781728103235. DOI: 10.1109/ITSC.2018.8569547.
- [165] H. Y. Tong, H. D. Tung, W. T. Hung und H. V. Nguyen, „Development of driving cycles for motorcycles and light-duty vehicles in Vietnam,“ *Atmospheric Environment*, Bd. 45, Rn. 29, S. 5191–5199, 2011, DOI: 10.1016/j.atmosenv.2011.06.023. Verfügbar: <http://dx.doi.org/10.1016/j.atmosenv.2011.06.023>.
- [166] J. O. Mo, „Compressible Brake Fluid Turbulent Flow Simulation and Experimental Verification on Brake Bleeding Performance Improvements of an EPB Caliper,“ *SAE Technical Papers*, Bd. 2018-October, Rn. October, S. 1–11, 2018, DOI: 10.4271/2018-01-1876.
- [167] A. Eisele, „Automatisch entlüftbares Hydrauliksystem eines Antiblockiersystems,“ Patent Patentanmeldung: 2020040614313700DE, April, 2020.
- [168] *VDI-Wärmeatlas*, Berlin, Heidelberg, Springer Berlin Heidelberg, 2013, ISBN: 978-3-642-19980-6. DOI: 10.1007/978-3-642-19981-3. Verfügbar: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-642-19981-3>.
- [169] H. J. Matthies und K. T. Renius, *Einführung in die Ölhydraulik*, 2014, ISBN: 978-3-658-06715-1. DOI: 10.1007/978-3-658-06715-1.
- [170] R. V. Basshuysen, *Handbuch Verbrennungsmotor*, Wiesbaden, Springer Fachmedien Wiesbaden, 2015, ISBN: 978-3-658-10901-1. DOI: 10.1007/978-3-658-10902-8. Verfügbar: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-658-10902-8>.

Vorveröffentlichungsliste

Während der Anfertigung dieser Dissertation entstanden Veröffentlichungen und Studienarbeiten, in denen Teilaspekte dieser Arbeit vorgestellt wurden.

Konferenzen, Magazine, etc.; Scopus/Web of Science gelistet (peer-reviewed)

- [5] A. Eisele, F. Diermeyer und M. Lienkamp, „Objective Characterization of Brake Systems in Motorcycles,“ in *21st International Conference on Advanced Vehicle Technologies*, 2019, ISBN: 978-0-7918-5921-6. DOI: 10.1115/DETC2019-98213.
- [10] A. Eisele, S. Sagmeister, M. Schneider und M. Lienkamp, „Air Solubility Measurements and Modeling of Brake Fluids,“ in *ASME/BATH 2019 Symposium on Fluid Power and Motion Control*, 2019, ISBN: 978-0-7918-5933-9. DOI: 10.1115/FPMC2019-1646.
- [162] A. Eisele, L. Horlbeck, M. Hann, B. Jäger und M. Lienkamp, „Real-life data based analysis of driving cycles regarding their insufficient cycle duration,“ in *IEEE Conference on Intelligent Transportation Systems, Proceedings, ITSC*, 2016, S. 408–415, ISBN: 9781509018895. DOI: 10.1109/ITSC.2016.7795587.

Patente

- [132] A. Eisele und F. Hülsmann, „Verfahren zum Prüfen eines Bremssystems eines Fahrzeugs sowie Fahrzeug,“ Patent Patentanmeldung: 2020051308174900DE, Mai, 2020.
- [167] A. Eisele, „Automatisch entlüftbares Hydrauliksystem eines Antiblockiersystems,“ Patent Patentanmeldung: 2020040614313700DE, April, 2020.

Zeitschriften, Konferenzen, Magazine, Berichte, Konferenzvorträge und -poster, etc.; nicht Scopus/Web of Science gelistet

- [25] A. Eisele und S. Sagmeister, „The Relevance of Gas Solubility in Brake Fluids,“ in *Reports from the μ -Club 2020*, 2021, ISBN: 978-3-662-63027-3. DOI: 10.1007/978-3-662-63028-0_7.

Nicht-dissertationsrelevante Veröffentlichungen; Scopus/Web of Science gelistet (peer-reviewed)

- [30] F. Passigato, A. Eisele, D. Wisselmann, A. Gordner und F. Diermeyer, „Analysis of the Phenomena Causing Weave and Wobble in Two-Wheelers,“ *MDPI Applied Sciences*, Bd. 10, Rn. 19, 2020, DOI: 10.3390/app10196826.

Betreute Studienarbeiten

Folgende studentische Arbeiten entstanden im Rahmen der Dissertation unter der inhaltlichen, fachlichen und wissenschaftlichen Betreuung sowie unter maßgeblicher Anleitung des Autors. Im Folgenden sind die für diese Dissertation relevanten und in Bezug stehenden Bachelor-, Semester- und Masterarbeiten aufgeführt. Vielen Dank geht hier an die Bearbeiter für die umfangreiche Unterstützung im Rahmen dieses Forschungsprojektes.

- [9] B. Wegele, „Untersuchung einer Motorradbremse in thermischen Versuchen bezüglich Gaseintrag im hydraulischen System in Kooperation mit BMW Motorrad,“ Bachelors Thesis, Technische Universität München, 2018.
- [11] M. Helfer, „Anforderungsdefinition eines Messgeräts zur Detektierung der Befüllqualität eines Motorrad Bremssystems in der Produktion,“ Masters Thesis, Technische Universität München, 2019.
- [12] F. Kießlich, „Entwicklung einer industriell einsetzbaren Bremsen-Messeinrichtung zur Detektion von Systemfehlern,“ Masters Thesis, TH Wildau, 2020.
- [78] S. Sagmeister, „Experimentelle Untersuchung von zweiphasen-Phänomenen am Beispiel eines Motorrad Bremssystems,“ Bachelors Thesis, Technical University Munich, 2019.
- [123] S. Phan, „Design, construction and implementation of a measuring device to parameterize the rigidity of a motorcycle brake,“ Masters Thesis, Technical University Munich, 2018. Verfügbar: <https://mediatum.ub.tum.de/1454434>.
- [124] M. Escuder-Olivencia, „Inbetriebnahme und Programmierung einer mechatronischen Messeinrichtung zur Steifigkeitsmessung des Motorrad Bremssystems,“ Masers Thesis, Technische Universität München, 2018.
- [126] M. Boeck, „Ursachenermittlung eines unregelmäßigen Betriebsverhaltens einer Motorradbremse durch Fahrzeugerprobung,“ Bachelors Thesis, Technisches Universität München, 2018.
- [138] B. Raz, „Untersuchung eines Motorradruckmodulators (ABS-Einheit) auf das Auftreten von Kavitation,“ Master’s Thesis, Technical University Munich, 2019.
- [147] S. Sagmeister, „Entwicklung eines mechatronischen Prüfstandes zur Gaslöslichkeitsmessung in Flüssigkeiten,“ Semester thesis, Technical University Munich, 2020.
- [148] A. Dzafic, „Experimentelle Untersuchung der Ausgasungseffekte von Bremsflüssigkeit und Ermittlung des Bunsenkoeffizienten,“ Master’s Thesis, Technical University Munich, 2019.
- [155] B. Raz, „Experimentelle Untersuchung zur Schwingungsanregung am Motorradbremssystem,“ Semester thesis, Technical University Munich, 2019.
- [157] O. Rosemeier, „Untersuchung des Kavitations- und Luftlöslichkeitsverhaltens in einem Motorrad Bremssystem,“ Masters Thesis, Technische Univerität München, 2018.

- [158] M. Helfer, „Untersuchung von Kavitationseffekten in hydraulischen Bremsen durch Modellbildung,“ Semester Thesis, Technische Universität München, 2018.
- F. Passigato, „Fahrdynamische Modellierung eines Kraftrades zur Analyse von fundamentalen Schwingungsmoden,“ Semester Thesis, Technische Universität München, 2019.
- M. Bollongino, „Entwicklung eines innovativen Motorradbremssystems,“ Semester Thesis, Technische Universität München, 2019.
- A. Bulut, „Development of a Control Software and Set Up of a Mechatronical Test Rig for Gas Solubility Measurements,“ Bachelors Thesis, Technical University Munich, 2020.

Anhang

A	Polytrope Verdichtung zur Luftdetektion	xxv
A.1	Thermodynamische Grundlagen.....	xxv
A.2	Vorgehen	xxvi
A.3	Ergebnis	xxx
A.4	Diskussion.....	xxxii
B	Messergebnisse Löslichkeitsdynamik	xxxiii
C	Fahrzeug Parameter.....	xxxv

A Polytrope Verdichtung zur Luftdetektion

A.1 Thermodynamische Grundlagen

Der erste Hauptsatz der Thermodynamik lautet nach [75, S. 82, 168, S. 19] allgemein als Leistungsbilanz

$$\frac{dE}{dt} = \sum_i \dot{Q}_i + \sum_j \dot{W}_j + \sum_k \dot{m}_k \left(h_k + \frac{1}{2} c_k^2 + g z_k \right). \quad (\text{A.1})$$

Handelt es sich um ein geschlossenes System, so wird als Bilanzgröße die innere Energie U verwendet und die Terme der Massenströme fallen weg:

$$\frac{dU}{dt} = \sum_i \dot{Q}_i + \sum_j \dot{W}_j. \quad (\text{A.2})$$

In integrierter Form über der Zeit t entsteht die Bilanzgleichung zwischen zwei Zeitpunkten

$$\Delta U = \Delta Q + \Delta W. \quad (\text{A.3})$$

Die innere Energie von Fluiden bzw. die sog. kalorische Zustandsgleichung lautet in integrierter Form, als Energiebilanz mit der Annahme von idealem Gasverhalten [45, S. 51]:

$$U(T) = c_v (T - T_0) + U_0, \quad (\text{A.4})$$

wobei sich der Index 0 auf STP bezieht. Die verwendete isochore Wärmekapazität beträgt beispielsweise für Gas in weiten Bereichen konstante

$$c_v = c_p - R = 717 \text{ J kg}^{-1} \text{ K}^{-1} \quad (\text{A.5})$$

Wird eine Bilanz an einem System zwischen zwei Zuständen zu unterschiedlichen Zeitpunkten aufgestellt lautet Gleichung A.4

$$\Delta U = U_{1,2}(T) = c_v (T_2 - T_1). \quad (\text{A.6})$$

Für die Volumenänderungsarbeit W kann ebenfalls der Term in integrierter Form formuliert werden:

$$\Delta W = W_{1,2}(T) = -p (V_2 - V_1) = -mR(T_2 - T_1). \quad (\text{A.7})$$

Tritt in einem solchen geschlossenen System eine Änderung der Wärme durch einen Wärmestrom über die Systemgrenze hinweg auf, so gilt unter Einsetzen der Gleichung A.6, Gleichung

chung A.7 und Gleichung A.5 in Gleichung A.3

$$\Delta Q = \Delta U - \Delta W = m(c_v + R)(T_2 - T_1) = m c_p (T_2 - T_1) \quad (\text{A.8})$$

Wärmeleitung wird nach dem Gesetz von Fourier [81, S. 131, 57, S. 52]

$$\dot{q}(x, t) = -\lambda \text{grad } \theta(x, t) \quad (\text{A.9})$$

und für einen stationären Vorgang

$$\dot{q}(x) = -\lambda \frac{dT(x)}{dx} \quad (\text{A.10})$$

beschrieben. Mit der Wärmeleitfähigkeit λ und der orts- und zeitabhängigen Temperatur θ stellt sich gemäß der Potentialdifferenz aus dem Temperaturfeld eine Wärmestromdichte \dot{q} ein. Der Wärmestrom berechnet sich entsprechend über die jeweilige Fläche

$$\dot{Q}(x) = \dot{q}(x)A(x) \quad (\text{A.11})$$

Die Integration von Gleichung A.9 über die Wandkoordinate r liefert

$$\Delta T = T_2 - T_1 = \dot{Q} \lambda \int_{r_1}^{r_2} \frac{1}{A(r)} dr. \quad (\text{A.12})$$

Damit werden für verschiedene Standard-Geometrien die sog. Péclet-Gleichungen abgeleitet und dienen zur praktischen Berechnung für den momentanen Wärmedurchgang durch verschiedene Medien [168, S. 32].

$$\dot{Q} = \Delta T \sum R_{\text{th}}^{-1} \quad (\text{A.13})$$

Dieses Gesetz ist analog zum Ohmschen Gesetz für elektrische Widerstände mit einem thermischen Widerstand definiert. So gilt beispielsweise für den konduktiven thermischen Widerstand innerhalb einer Sphäre:

$$R_{\text{th}} = \frac{1/r_1 - 1/r_2}{4 \pi \lambda} \quad (\text{A.14})$$

und für den Austausch zwischen einer Kugel und deren Umgebung

$$R_{\text{th}} = \frac{1}{\alpha_{\text{th}} 4 \pi r} \quad (\text{A.15})$$

A.2 Vorgehen

Die Nullhypothese, die es zu bestätigen gilt lautet :

Die Zustandsänderung bei einer Kompression von im Bremssystem eingeschlossenen Gas kann vereinfachend als isotherm angenommen werden.

Der Unterschied von adiabaten oder isothermen Annahmen hängen meistens vom Betrachtungszeitraum der Messung ab. Wird eine sehr schnelle Verdichtung betrachtet, wie beispielsweise in

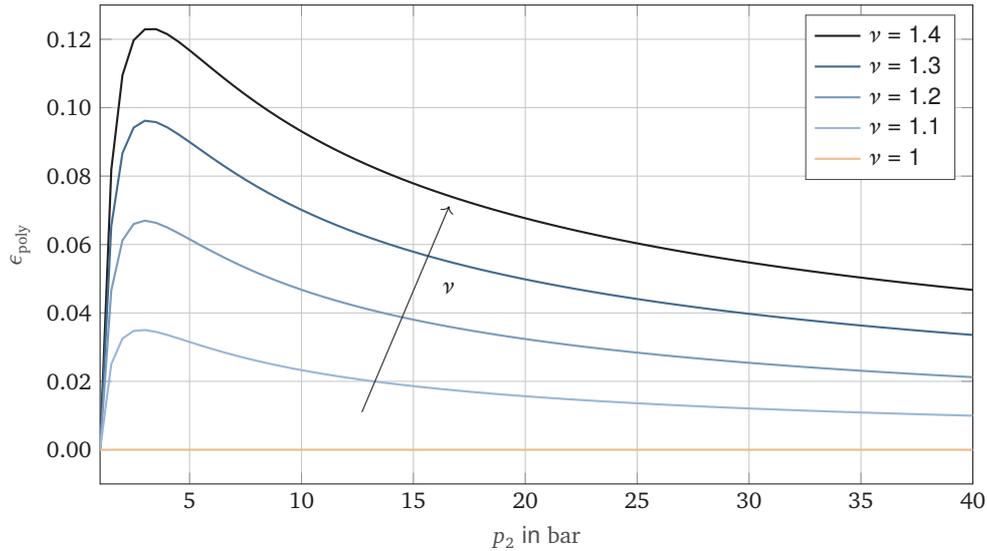


Abbildung A.1: Systematischer relativer Fehler der Volumenaufnahmemessung für verschiedene polytrope Zustandsänderungsannahmen: $\nu = 1$ isotherme und $\nu = \kappa = 1,4$ adiabate Verdichtung. Diskrete Werte von ν sind über den erreichten Messdruck p_2 dargestellt.

einem Turbolader, so ist die Annahme mit vernachlässigbaren Abweichungen gültig [170, S. 557]. Je länger die Verdichtung aber andauert bis hin zu einem stationären Gleichgewichtszustand, desto mehr Zeit bleibt für einen Temperaturexaustausch. Für den Austausch zwischen Flüssigkeit und darin eingeschlossenes Gas wird meist angenommen, dass keine signifikante Temperaturerhöhung im System stattfindet [75, S. 438] und somit der Prozess nach ausreichender Wartezeit als isotherm angenommen wird. Dies liegt an der um mehrere Größenordnungen kleineren isochore Wärmekapazität von Gas gegenüber der von Flüssigkeiten oder metallischen Werkstoffen.

Bei der Luftdetektionsmethode aus Abschnitt 4.2.3 geschieht die Kompression mit $\dot{V} = \text{const.}$ und dauert etwa $t_{\text{meas}} = 5 \text{ s.}$ Somit wird in einer ersten Annahme davon ausgegangen, dass ausreichend Zeit besteht, um die entstandene Wärme im Gas an die umgebenden Flüssigkeit bzw. Komponenten abzugeben. Zunächst wird eine Abschätzung des dadurch theoretisch entstehenden Fehlers des Messwertes bestimmt. Dazu wird Gleichung 3.6 für die verschiedenen real möglichen Zustandsänderungen ausgewertet beginnend von tatsächlich isothermer Veränderung über Mischformen bis hin zur adiabaten Annahme, also

$$\nu \in [1, \kappa = 1,4]. \quad (\text{A.16})$$

Abbildung A.1 stellt den relativen Fehler ϵ_{poly} für diskrete Werte von ν über dem erreichten Messdruck p_2 dar. Der Fehler bezieht sich auf die Abweichung des komprimierten Gasvolumens V_2 zwischen isothermer Annahme ($\nu = 1$) und dem variablen tatsächlichen Polytropenexponenten n :

$$\epsilon_{\text{poly}} = \left(\frac{p_1}{p_2} \right)^{1/\nu} - \left(\frac{p_1}{p_2} \right)^1. \quad (\text{A.17})$$

Beim Trivialfall von $\nu = 1$ wird eine isotherme Annahme mit einer real isothermen Verdichtung verglichen und demzufolge kein Fehler erzeugt. Je mehr die Verdichtung in Richtung adiabat mit steigendem ν geht, erhöht sich der Fehler. Der Fehler ist außerdem geringer, je höher der erreichte Messdruck, da das verbleibende komprimierte Gasvolumen V_2 absolut immer geringer

wird. Somit kann mit einem höheren Messdruck auch eine höhere Genauigkeit erreicht werden. In der Messung an Bremssystemen kommen Drücke bis $p_{\text{ref}} = 30$ bar vor. Daraus folgt eine maximaler Fehler von

$$\epsilon_{\text{poly}}(p_2 = p_{\text{ref}}) = 5,5\% \quad (\text{A.18})$$

bei adiabater Zustandsänderung mit $\nu = \kappa = 1,4$. Da die Verdichtung $t_{\text{meas}} = 5$ s dauert ist ein vollständig adiabates Verhalten unwahrscheinlich. Zur genaueren Quantifizierung ist eine Abschätzung des instationären Wärmeübertrags während der Kompression notwendig. Ein numerisches, instationäres, arbeitsbasiertes Simulationsmodell soll diese Abschätzung liefern.

Das Modell bildet den auftretenden Druck ab und simuliert bei gleichzeitig entstehender Kompression respektive Erwärmung und den Wärmeübertrag an umgebende Medien. Bei kleinen Zeitinkrementen dt können folgende Annahmen getroffen werden:

- Die Zustandsänderung geschieht adiabat während dt
- Der Wärmestrom ist konstant über dt

Zunächst wird der Druck im System zum Zeitpunkt dt als vereinfacht lineares Modell angenommen. Die konstante geringe Aktuierungsgeschwindigkeit und die vereinfacht lineare Steifigkeit des Systems, führt zu einem vereinfachten linearen Druckmodell in Abhängigkeit der Zeit:

$$p_{i+1} = t_{i+1} \left(\frac{p_2}{t_{\text{meas}}} \right) + p_i(1), \quad (\text{A.19})$$

wobei p_2 der erreichte Messdruck von beispielsweise $p_2=35$ bar ist. Die Anfangsbedingungen lauten:

$$p_i(1) = 0 \text{ bar} \quad (\text{A.20})$$

$$t_i(1) = 0 \text{ s}. \quad (\text{A.21})$$

Der Vergleich mit einem Messungs-basierten Druckmodell liefert sehr ähnliche Ergebnisse, sodass der Einfachheit wegen mit dem vereinfachten Druckmodell weiter gerechnet wird.

Das numerische Simulationsmodell benötigt weitere Anfangsbedingungen, die teilweise variiert werden. Diese lauten:

$$T_{\text{res},i}(1) = T_i(1) = T_{\infty} = 298 \text{ K} \quad (\text{A.22})$$

$$V_i(1) \in [0,05 \text{ cm}^3, 0,8 \text{ cm}^3] \quad (\text{A.23})$$

$$dt = t_{i+1} - t_i = 0,01 \text{ s} \quad (\text{A.24})$$

Das angenommene Startgasvolumen ist in einem Bereich definiert, der für den Anwendungsfall realistisch und durch die Bremsen-Messeinrichtung (BME) messbar ist. Bei größeren Werten wird so, selbst bei maximale Hebelbetätigung kein nennenswerter Druck mehr aufgebaut.

Aus dem Druckanstieg an der i -ten Stelle, kann die Temperaturerhöhung nach Gleichung 3.6 berechnet werden mit

$$T_{i+1} = T_{\text{res},i} \left(\frac{p_i}{p_{i+1}} \right)^{\frac{\nu-1}{\nu}}. \quad (\text{A.25})$$

Die Eingangsgröße $T_{\text{res},i}$ ist die Ausgangsgröße einer Iteration der Simulationsberechnung. Durch die kurze Zeit, in der diese Änderung abläuft kann von adiabater Erwärmung ausgegangen

werden, sodass für $\nu = \kappa = 1,4$ gilt. Die Temperaturerhöhung führt zu einer Temperaturdifferenz zwischen dem komprimierten Gas und dessen Umgebung und dadurch zu einem resultierendem Wärmestrom.

Zusätzlich zur Wärmeleitung in einem Material entsteht an der Kontaktfläche zu einem anderen Medium ein Wärmeübergangswiderstand, der durch den Wärmeübergangskoeffizienten α_{th} dimensioniert wird. Die beteiligten Stoffen und die Art der Wärmeübertragung beeinflussen diesen. Hier sei auf das Thema Konvektion in gängiger Grundlagenliteratur verwiesen [43, S. 10ff, 81, S. 135]. Vereinfachend wird vorliegenden Beispiel eine Gasblase betrachtet, die vollständig von Flüssigkeit umgeben ist. Dies wäre zum Beispiel im Kolbenraum des Bremsstellers oder des HBZ der Fall. Das heißt es existieren thermische Widerstände innerhalb der Gasblase, am Rand zur Flüssigkeit und zwischen Flüssigkeit und umgebenden Bauteilen. Außerdem wird vereinfachend angenommen, dass keine Strömung vorliegt und die Kompression nicht als Strömung aufgefasst wird, sondern als quasi-statischer Prozess, bei dem die beteiligten Fluide jeweils in Ruhe sind. Die Wärmeleitung in der Gasphase wird vernachlässigt, da während der Kompression die Wärme gleichmäßig in der Gasblase entsteht. Es bleibt freie Konvektion als Wärmeaustausch zwischen Gas und Flüssigkeit, sowie zwischen Flüssigkeit und dem jeweiligen Bauteil. Die Größenordnung dieses Austausches lässt sich durch empirische Schätzwerte ableiten für α_{th} [169, S. 237], [168]:

$$\alpha_{\text{th}} = 7 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}. \quad (\text{A.26})$$

Die Austauschfläche zwischen Gasblase und Flüssigkeit ändert sich während der Kompression und berechnet sich mit

$$V_{i+1} = V_i \left(\frac{p_{i+1}}{p_i} \right)^{\frac{1}{\kappa}} \quad (\text{A.27})$$

unter der Annahme, dass es sich um eine Kugelgeometrie mit Radius r handelt

$$A_{i+1} = (r_{i+1})^2 4\pi = \left(\frac{3V_{i+1}}{4\pi} \right)^2 4\pi = \frac{9}{4\pi} V_{i+1}^2 \quad (\text{A.28})$$

Die Fläche zwischen Flüssigkeit und Komponenten A_a kann ohne weiteres nicht bestimmt werden, da hier die umgebende Geometrie entscheidend ist. Deswegen wird die Vereinfachung getroffen, dass die zweite Fläche konstant einer Kugeloberfläche entspricht, die entweder den Durchmesser des Leitungsquerschnittes im Bremssystem aufweist oder den der Gasblase, falls diese größer ist. Durch diese Annahme kann ein Fehler entstehen, der aber das Ergebnis nur ungünstiger, bezogen auf die Hypothese werden lässt. Durch eine zu klein angenommene Fläche A_a entsteht ein größerer Widerstand und die Wärme kann nicht so schnell abfließen. Dies wirkt entgegen der Hypothese, dass es sich näherungsweise um einen isothermen Prozess handelt. Sollte trotz dieser Annahme die Hypothese bestätigt werden, ist die Aussage umso haltbarer. Es gilt also

$$A_a = \max\left(A_i; 4\pi r_{\text{ltg}}^2\right). \quad (\text{A.30})$$

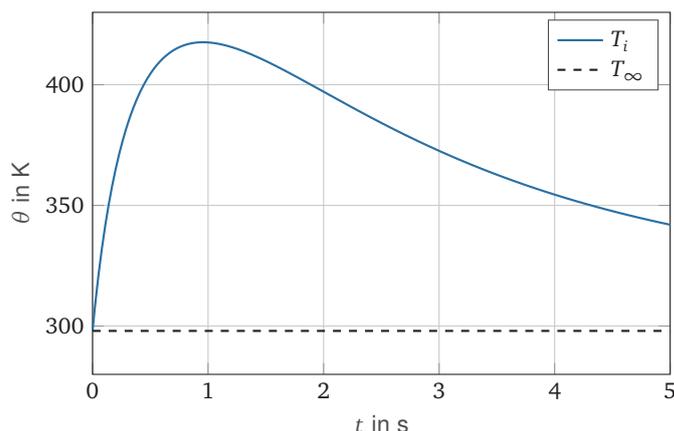


Abbildung A.2: Ergebnis des numerischen Simulationsmodells zur Berechnung der Gastemperatur T_i während der Kompression mit $V_i(1) = 0,2 \text{ cm}^3$

Daraufhin können die thermischen Widerstände in Gleichung A.13 eingesetzt werden:

$$\dot{Q}_i = \frac{T_{i+1} - T_\infty}{\frac{1}{\alpha_{th} A_{(i+1)}} + \frac{1}{4\pi\lambda} \left(\frac{1}{r_i} - \frac{1}{r_{lrg}} \right) + \frac{1}{\alpha_{th} A_a}}, \quad (\text{A.31})$$

mit Gleichung A.14 und Gleichung A.15. Der mittlere Term im Nenner, also die konduktive Wärmeleitung in der Flüssigkeit hat mit $\lambda = 0,196 \text{ W K}^{-1} \text{ m}^{-1}$ je nach Anfangsgasmenge einen unterschiedlich starken Einfluss. Da ab einer gewissen Gasmenge, die Gasblase direkt die Leitungswand berührt nimmt der Einfluss zu vor allem bei kleinen Gasmengen und je stärker das Gas komprimiert ist, sodass zwischen Gasblase und Leitung Flüssigkeit ist. Es wird außerdem eine der Außentemperatur gleichen, konstanten Temperatur T_∞ in den Komponenten angenommen. Da die Wärmekapazität sämtlicher umschließender Komponenten wie des Druckmodulators oder Sattels aus Aluminium sind und

$$c_{\text{Alu}} \gg c_{\text{air}} \quad (\text{A.32})$$

gilt [168]. Im Anschluss wird die abgeflossene Wärmemenge über den pro Zeitschritt als konstant angenommenen Wärmestrom berechnet

$$\Delta Q = Q_{i+1} - Q_i = \dot{Q}_i t_i. \quad (\text{A.33})$$

Der vereinfachte erste Hauptsatz der Thermodynamik aus Gleichung A.8 lässt dann die Berechnung der Temperatur am Ende des Zeitschrittes zu

$$T_{\text{res},i+1} = T_{i+1} - \frac{Q_{i+1} - Q_i}{m c_p}. \quad (\text{A.34})$$

A.3 Ergebnis

Abbildung A.2 zeigt das Ergebnis der Simulation für ein Teststartvolumen von $V_i(1) = 0,2 \text{ cm}^3$. Es wird die berechnete Gastemperatur T_i während der Kompression dargestellt, die sich einerseits durch Volumenarbeit erhöht, andererseits aber durch den Austausch mit umgebenden Medien sinkt. Dennoch bleibt die Temperaturerhöhung während der Messung relativ gering. Für kleinere

V_1 steigt die resultierende Temperatur $T(p_{\text{ref}})$ durch die geringere Austauschfläche an, jedoch nicht signifikant. Dieser Fall ist nicht explizit dargestellt. Es ergibt sich damit aus der numerischen Berechnung in Abhängigkeit von den variierten $V_i(1)$ ein realer Polytropenexponent von

$$\gamma_{\text{sim}} = 1,087 \dots 1,026. \quad (\text{A.35})$$

Der Fehler, der durch die isotherme Annahme entsteht beträgt dann

$$\epsilon_{,V} = 1,0\% \dots 0,3\% \quad (\text{A.36})$$

und wird deswegen vernachlässigt. Die getroffene Annahme von isothermer Verdichtung ist folglich ausreichend genau und kann für dieses Messverfahren verwendet werden.

A.4 Diskussion

Weicht die Kompressionsgeschwindigkeit oder auch die Gasmenge deutlich von den getroffenen Annahmen ab, so muss dies berücksichtigt und durch eine Simulation mit entsprechenden Parametern bestimmt werden. Daraus können höhere tatsächliche Polytropenexponenten folgen, sodass die isotherme Annahme nicht mehr gültig wäre. Ein Thermisches Modell könnte bei der Auswertung den dadurch entstehenden Fehler berechnen.

B Messergebnisse Löslichkeitsdynamik

Abbildung B.1 zeigt repräsentative Einzelmessungen für $p_1 = 3$ bar und $p = 16$ bar im Zeitbereich der Absorption (links) und Desorption (rechts). In der Legende sind die Versuchstemperaturen und die spezifischen Dynamikwerte des Vorgangs aus Gleichung 3.37 und Gleichung 3.36 angegeben. Darin wird die unerwartete Steigerung der Geschwindigkeit bis ein Gleichgewicht erreicht ist, bei niedrigen Temperaturen für Bremsflüssigkeit im Gegensatz zu Wasser deutlich.

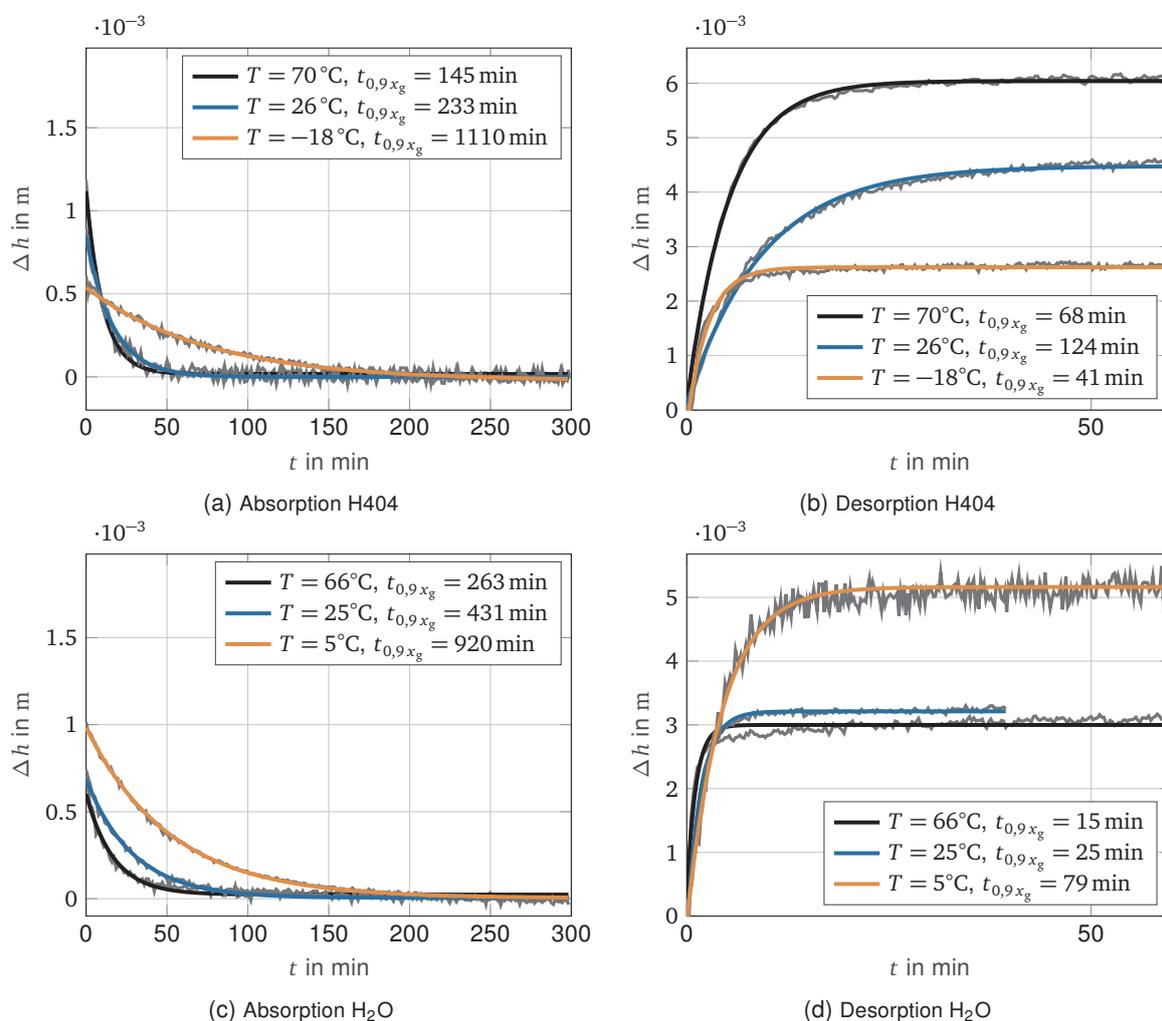


Abbildung B.1: Einzelmessungen der Absorptions- und Desorption von Luft in der Bremsflüssigkeit Hydraulan 404 und Wasser des Prüfstandes in Abbildung 5.5.

C Fahrzeug Parameter

Für die Auslegung und die Bremscharakteristik spielt insbesondere die Übersetzung eine große Rolle. Diese setzt sich zusammen aus der mechanischen Übersetzung des Hebels i_{mech} , der hydraulischen Übersetzung i_{hydr} aus dem Verhältnis der Kolbenflächen des HBZ und des Bremssattels und der Hebelarme am Rad i_{whl} :

$$i_{\text{tot}} = i_{\text{mech}} i_{\text{hydr}} i_{\text{whl}} \quad (\text{C.1})$$

Reale wichtige Werte für das HR-Bremssystem der Modelle C sind in Tabelle C.1 aufgeführt.

Tabelle C.1: Parameter des HR-Bremssystems der Modelle C

physikalische Größen	Wert
A_{mc}	126 mm ³
i_{mech}	4
d_{hose}	3,15 mm