

Entwurf einer Mehrgrößenregelung zur Sollwertfolge am Höhenprüfstand der Universität Stuttgart

Von der Fakultät Luft- und Raumfahrttechnik und Geodäsie der Universität
Stuttgart zur Erlangung der Würde eines Doktors der Ingenieurwissenschaften
(Dr.-Ing.) genehmigte Abhandlung

Vorgelegt von
Sebastian Bolk
aus Herford

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. S. Staudacher
Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. F. Holzapfel

Tag der mündlichen Prüfung: 8. Dezember 2010

Institut für Luftfahrtantriebe der Universität Stuttgart

2011

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Luftfahrtantriebe der Universität Stuttgart. An dieser Stelle möchte ich einigen Personen danken, die zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben. Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Stephan Staudacher, der mir bei der Gestaltung des Themas ein hohes Maß an Eigenverantwortlichkeit einräumte und mit unterstützenden Hinweisen den Fortgang der Arbeit stets förderte. Herrn Prof. Dr.-Ing. Florian Holzapfel danke ich für die Übernahme des Mitberichts und Herrn Prof. Dr.-Ing. Hans-Peter Röser für den Vorsitz.

Einen wesentlichen Beitrag an dieser Arbeit leistete das positive Arbeitsklima am Institut, wofür ich allen Kollegen herzlich danke. Ich danke Frau Dr.-Ing. Sabine Köcke, Herrn Florian Kroll, Herrn Alexander Klötzer und Frau Manuela Glietsch, die mir auf verschiedene Weise eine große Hilfe waren. Insbesondere danke ich Herrn Dr.-Ing. Klaus Kuhn für die stetige Unterstützung, die zahlreichen Diskussionen und Anregungen und die Hilfe bei der Durchführung der Versuche.

Mein Dank gilt weiterhin den Kollegen vom technischen Personal des Instituts für Luftfahrtantriebe, ohne die die Umsetzung der im Rahmen dieser Arbeit entstandenen Ideen nicht möglich gewesen wäre.

Meinen Eltern, meinen Freunden und besonders Frau Barbara Mayer danke ich für die beständige Unterstützung, die Geduld und das Verständnis, die sie mir während der vergangenen 5 Jahre entgegengebracht haben.

Sebastian Bolk
Stuttgart, im Januar 2011

Inhaltsverzeichnis

Symbolverzeichnis	VIII
Begriffsdefinition	IX
Kurzfassung	XI
Abstract	XIII
1 Einleitung	1
2 Stand des Wissens und der Technik	3
2.1 Höhenprüfstände	3
2.1.1 Geschichte	3
2.1.2 Aufbau des Stuttgarter Höhenprüfstands	4
2.2 Modellbildung und Simulation	9
2.3 Filterung	10
2.4 Regelungstechnik	11
3 Zielsetzung und Vorgehensweise	15
3.1 Definition der Anforderungen	15
3.2 Auswahl der Komponenten	18
4 Aufbau des Prozessleitsystems	21
4.1 Messtechnik	21
4.1.1 Druck	21
4.1.2 Temperatur	23
4.1.3 Massenstrommessung	23
4.2 Datenübertragung und Feldbusse	25
4.3 Leittechnik	28

5	Modellbildung	31
5.1	Modellierung des Höhenprüfstands	31
5.2	Elemente des Modells	32
5.2.1	Rohre	32
5.2.2	Wärmetauscher	34
5.2.3	Klappe	34
5.2.4	Prüfling	36
5.3	Struktur des Gesamtmodells	39
5.4	Identifikation des Modells	40
5.4.1	Versuchsaufbau	40
5.4.2	Klappenkennfelder	40
5.4.3	Volumina der Rohrelemente	44
5.5	Beurteilung des Gesamtmodells	44
6	Filterung von Messwerten	49
6.1	Aufbau des Zustandsschätzers	49
6.2	Anmerkungen zur Implementierung	53
6.2.1	Diskretisierung des Zustandsraummodells	53
6.2.2	Implementierung des Kalman-Filters	55
6.3	Diskussion der Ergebnisse	55
7	Reglerentwurf	59
7.1	Regelung von Eintrittsdruck und Eintrittstemperatur	59
7.1.1	Optimalregler	59
7.1.2	PI-Zustandsregler	60
7.1.3	Anti-Windup	61
7.1.4	Initialisierung der Integratoren	63
7.1.5	Wahl der Abtastzeit	63
7.2	Regelung des Höhendruckes	65
7.3	Integration in die Leittechnik des Prüfstands	66
8	Validierung	69
8.1	Eintrittsbedingungsregler	69
8.1.1	Folgeverhalten der Druckregelung	70
8.1.2	Folgeverhalten der Temperaturregelung	72
8.2	Höhendruckregelung	73
8.3	Dynamik und Regelgüte	77

8.4	Vergleich mit der Simulation	81
8.5	Anwendung am Beispiel einer Flugmission	83
8.6	Anwendung im Triebwerksversuch	87
9	Zusammenfassung	91

Abbildungsverzeichnis

2.1	Triebwerk in der Prüfzelle	5
2.2	Aufbau des Höhenprüfstands	7
2.3	Schematische Darstellung des Triebwerksdummy	8
2.4	Struktur eines modellbasierten Filters	10
3.1	Steigrate bei einem Druckgradienten von 1 kPa/s	16
3.2	Genauigkeit beim Einstellen der Flughöhe [1][24]	17
3.3	Systematik der Vorgehensweise	18
4.1	Druckmessung mit verschiedenen Sensoren bei Werkseinstellung	22
4.2	Temperaturmessung an der Mischstelle mit verschiedenen Sensoren	24
4.3	Unsicherheit in der Massenstrommessung bei verschiedenen Drücken	25
4.4	Verteilung des Rauschens bei digitaler und analoger Signalübertragung	28
4.5	Ebenen der Prozessleittechnik	29
4.6	Leitsystem des Höhenprüfstands	29
5.1	Verschaltung von dynamischen und statischen Elementen	32
5.2	Bezeichnung der Größen an der Klappe	35
5.3	Wirkung eines Turboluftstrahltriebwerks auf den Prüfstand	36
5.4	Kennlinien verschiedener Prüflinge abhängig von der Wellendrehzahl	38
5.5	Temperaturverhältnis eines RB199 in Abhängigkeit von n_{ND}	38
5.6	Struktur des Modells	40
5.7	Schaltung zur Kennfeldermittlung der Klappe L41	41
5.8	Verlauf der Drücke an der Klappe L41 während der Identifikation	42
5.9	Kennfeld der Klappe L41	43
5.10	Widerstandsbeiwert μ der Klappe L41	43
5.11	Bewegung der Regelklappen während des Manövers	44
5.12	Vergleich von Messung und Simulation des Drucks	45
5.13	Relative Abweichung des Drucks zwischen Modell und Messung	45

5.14	Vergleich von Messung und Simulation der Temperatur	46
5.15	Relative Abweichung der Temperatur zwischen Modell und Messung . .	46
6.1	Bestimmung der Systemmatrix \mathbf{A} aus dem Zustandsvektor $\hat{\mathbf{x}}$	50
6.2	Signalfussplan des Kalman-Filters	53
6.3	Stationäres Verhalten der Filterung	56
6.4	Vergleich verschiedener Verfahren zur Filterung	57
7.1	Struktur des PI-Zustandsreglers	60
7.2	Struktur der Höhendruckregelung	65
7.3	Höhendruck p_H bei Erreichen der Stellgrößenbeschränkung	66
7.4	Verhalten der Klappe L61 bei Erreichen der Stellgrößenbeschränkung .	66
7.5	Zustandsmaschine zur Beschreibung der Phasen beim Reglerbetrieb . .	67
8.1	Sollwertübergänge des hp-Regler, 1,0 kPa/s	70
8.2	Sollwertübergänge des hpmsr-Regler, 1,0 kPa/s	71
8.3	Sollwertübergänge des hpmsr-Regler, 0,5 kPa/s	71
8.4	Stationäres Verhalten von hp-Regler und hpmsr-Regler im Vergleich . .	72
8.5	Temperaturregelung mittels hp-Regler	74
8.6	Temperaturregelung mittels hpmsr-Regler, 1,0 kPa/s	74
8.7	Temperaturregelung mittels hpmsr-Regler, 0,5 kPa/s	75
8.8	Verhalten der hp-Höhendruckregelung	76
8.9	Verhalten der hpmsr-Höhendruckregelung bei 1,0 und 0,5 kPa/s	76
8.10	Approximation der Regelstrecke durch eine PT_1T_t -Kette	77
8.11	Druckmessung mit verschiedenen Schlauchlängen	78
8.12	Abbildung des dynamischen Verhaltens durch eine PT_1T_t -Kette	79
8.13	Struktur der Simulation des Gesamtsystems	81
8.14	Vergleich der Druckregelung mit der Simulation	82
8.15	Verlauf von p_E und p_H während des Manövers	84
8.16	Verlauf des Differenzdrucks $p_E - p_H$ während des Manövers	85
8.17	Übergang auf eine Sollwertrampe	86
8.18	Übergang auf eine Sollwertrampe	87
8.19	Massenstromparameter während der Beschleunigung eines Triebwerks .	88
8.20	Störverhalten während der Beschleunigung eines Triebwerks	89
8.21	Störverhalten während der Verzögerung eines Triebwerks	89
8.22	Temperaturverlauf während der Verzögerung eines Triebwerks	90

Tabellenverzeichnis

2.1	Leistungsdaten internationaler Höhenprüfstände im Vergleich	5
5.1	Messunsicherheit bei der Identifikation	42
7.1	Dominanzanalyse	64
8.1	Arbeitspunkte des Manövers zur Beurteilung der Druckregelung	69
8.2	Bewertung der unterschiedlichen Regler	72
8.3	Arbeitspunkte des Manövers zur Beurteilung der Höhendruckregelung	75
8.4	Totzeiten und Zeitkonstanten der Regelstrecke	78
8.5	Minderung der Robustheit durch Totzeiten	80
8.6	Flugzustände des Manövers	83

Symbolverzeichnis

Lateinische Symbole

A	Systemmatrix, kontinuierliches Modell
A_k	Systemmatrix, zeitdiskretes Modell zum Zeitpunkt k
A	Fläche
B	Eingangsmatrix
c	Geschwindigkeit
c_s	Schallgeschwindigkeit
c_p	spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck
c_v	spezifische Wärmekapazität bei konstantem Volumen
D	Nenndurchmesser einer Klappe
h	spezifische Enthalpie
J	Gütemaß
K	Reglerverstärkung
K	Reglerverstärkung, Matrix
m	Anzahl der Stellgrößen
m	Masse
n	Systemordnung
n_{ND}	Drehzahl der Niederdruckwelle
l	Anzahl der Messgrößen
L	Verstärkungsmatrix des Kalman-Filters
p	Druck
P	Riccati-Matrix
Q	Wärme
Q	Wichtungsmatrix
R	spezifische Gaskonstante
R	Wichtungsmatrix
s	Öffnungsgrad einer Klappe
s	Vektor der Klappenöffnungsgrade
T	Temperatur
T_A	Abtastzeit
T_K	Temperatur am Austritt einer Klappe
u	Stellgröße
u	Vektor der Stellgrößen
U	innere Energie
V	Volumen
w	Strömungsgeschwindigkeit
w	Vektor der Führungsgrößen
x	Vektor der Zustandsgrößen
\hat{x}	Vektor der gefilterten Zustandsgrößen
y	Vektor der Messgrößen
z	Vektor der Integratoren

Griechische Symbole

α	mittlerer Wärmeübergangskoeffizient
κ	Isentropenexponent
μ	Widerstandsbeiwert einer Klappe, abhängig vom Öffnungsgrad
Π	Druckverhältnis
ω	Kreisfrequenz

Fußzeiger

0	zum Zeitpunkt des Umschaltens von Hand- auf Reglerbetrieb
1	vor der Klappe
2	hinter der Klappe
A	Abtastung
a	mit Integratoren erweitertes System
E	auf den Eintritt am Prüfling bezogen
H	auf den Austritt am Prüfling bezogen
k	zeitdiskretes System
I	integraler Anteil von K bzw. K
P	proportionaler Anteil von K bzw. K
param	normierter Parameter
ref	auf den Nenndurchmesser bezogen
Struk	Struktur bzw. Rohrwand betreffend
Wt	zu einem Wärmetauscher gehörig

Begriffsdefinition

Automatik-Betrieb	Der Prüfstand wird ganz oder teilweise geregelt betrieben.
Core-Regler	Variante des hp-Reglers für Kerntriebwerksversuche
Hand-Betrieb	Die Klappen werden ausschließlich manuell gestellt.
hp-Regler	Leit- und Regelsystem am Höhenprüfstand, das während der 1990er Jahre entwickelt wurde
hpmsr	Projekt zur Weiterentwicklung der Leittechnik am HP Im Rahmen des hpmsr-Projektes entsteht in dieser Arbeit der hpmsr-Regler.
Klappe	Luftklappe zum Drosseln eines Luftmassenstroms innerhalb des Prüfstands.
Mischbetrieb	Kombination aus Saug- und Staubetrieb
Saugbetrieb	Der/die Verdichter saugen die Luft hinter dem Prüfling ab.
Staubetrieb	Der/die Verdichter stauen die Luft vor dem Prüfling auf.

Kurzfassung

Die Luftfahrt stellt erhebliche Anforderungen an die Leistungsfähigkeit und Zuverlässigkeit der verwendeten Komponenten. Die Entwicklung von Luftfahrtantrieben erfordert geeignete Maßnahmen, um die Erfüllung der Anforderungen nachzuweisen. Die Aspekte Wirtschaftlichkeit und Sicherheit stehen im Vordergrund der Entwicklung. Eine wesentliche Methode zur Verifizierung der Aufgabenerfüllung von Flugtriebwerken ist der Versuchsbetrieb mittels Triebwerksprüfständen.

Die besonderen Bedingungen in Bezug auf Druck und Temperatur, denen Flugtriebwerke im Betrieb ausgesetzt sind, erfordern umfangreiche Versuche, die diese Bedingungen nachbilden. Am Höhenprüfstand der Universität Stuttgart werden Versuche an Flugtriebwerken und deren Komponenten unter simulierten Höhenbedingungen durchgeführt. Der Prüfstand versorgt den Prüfling mit Luft, die in Druck und Temperatur den Bedingungen bei einem Flug in der Atmosphäre entspricht. Gegenüber der Erprobung im Flugversuch bietet der Prüfstand die Möglichkeit, Flugzustände exakt, reproduzierbar und unabhängig von äußeren Einflüssen (z. B. Wetter) einzustellen. Die Unabhängigkeit von äußeren Einflüssen resultiert in einer besseren Verfügbarkeit des Prüfstands gegenüber Flugversuchen. Der Prüfstandsbetrieb erlaubt eine umfangreiche Instrumentierung, insbesondere die direkte Messung von Massendurchsatz und Schub. Für den Erfolg der Versuche ist das genaue und reproduzierbare Abbilden des Flugzustands entscheidend. Bei transienten Manövern soll der Übergang zwischen stationären Arbeitspunkten möglichst exakt entlang einer vorgegebenen Trajektorie erfolgen.

Im Rahmen dieser Arbeit wird zunächst ein Modell des Höhenprüfstands entwickelt. Durch physikalische Überlegungen und eine generische Methodik entsteht ein modulares Modell, das sich aus Basiselementen zusammensetzt. Die Basiselemente können beliebig miteinander kombiniert werden. Dadurch wird eine Flexibilität gegenüber Änderungen in der Konfiguration des Prüfstands erreicht. Während der Identifikation des Modells werden die Messergebnisse eines transienten Manövers im Versuchsbetrieb mit dessen Simulation verglichen. Die Güte des Modells wird bestimmt und beurteilt.

Anhand des Modells können in numerischen Simulationen Untersuchungen zum dynamischen Verhalten des Prüfstands durchgeführt werden. Diese Simulationen erlauben eine Abschätzung der Wechselwirkungen zwischen Prüfstand und Prüfling. Auf diese Weise können im Vorfeld einer Versuchskampagne kritische Manöver ohne Gefahr für Mensch und Material beurteilt werden, um mögliche Risiken zu erkennen und aus-

zuschließen. Dies trägt dazu bei, die Sicherheit des Versuchsbetriebs am Stuttgarter Höhenprüfstand zu erhöhen.

Mit Hilfe des Modells entsteht ein Regelsystem, das die Umgebungsbedingungen des Prüflings selbsttätig einstellt. Dazu werden der Druck und die Temperatur der dem Prüfling zugeführten Luft sowie der Druck am Austritt des Prüflings auf vorgegebene Sollwerte geregelt. Der Regler wird ein Teil des Leitsystems des Höhenprüfstands und trägt dazu bei, den Prüfstand mit verbesserter Geschwindigkeit und Genauigkeit zu betreiben. Genauigkeit bedeutet eine möglichst geringe Abweichung von der Solltrajektorie. Der Aspekt Geschwindigkeit bezeichnet eine möglichst gute Ausnutzung der physikalischen Leistungsfähigkeit des Prüfstands durch das Regelsystem. Dies bedeutet insbesondere das Erreichen von großen Druckgradienten bei transienten Manövern. Durch den automatischen Betrieb des Prüfstands wird das Personal entlastet. Weiterhin verbessert sich die Reproduzierbarkeit von regelten Manövern gegenüber dem Handbetrieb deutlich. Auch beim Reglerentwurf wird der modulare Ansatz verfolgt. Das Einstellen von Eintritts- und Höhenbedingungen erfolgt durch getrennte Regelsysteme. Dadurch können einzelne Regler beliebig mit dem manuellen Betrieb kombiniert werden. Die Flexibilität beim Einsatz des Regelsystems wird erhöht.

Die Leistungsfähigkeit der Teilregler wird zunächst getrennt voneinander untersucht. In verschiedenen transienten Manövern wird die Eignung der Regler für die genannte Regelaufgabe nachgewiesen und die Leistungsfähigkeit in Bezug auf Geschwindigkeit und Genauigkeit ermittelt. Abschließend wird das erfolgreiche Zusammenwirken der Teilregler verifiziert. Dazu wird eine aus mehreren stationären Arbeitspunkten sowie den dazugehörigen transienten Übergängen bestehende Flugmission automatisch abgefahren. Der Fokus liegt dabei auf dem Erreichen möglichst großer Gradienten beim Übergang zwischen den stationären Punkten.

Abstract

Components used in aviation applications are subject to high demands on efficiency and reliability. In order to fulfill these demands and give prove of the compliance, in the development of aircraft propulsion systems several actions must be taken. The development process is driven by the aspects of cost-effectiveness and security. A substantial method to give prove of the compliance with the demands is the test operation of aero engines in test beds.

During flight operations aero engines are exposed to special conditions in terms of pressure and temperature. It requires extensive attempts to reproduce these conditions in test bed operations. At the altitude test facility of the University of Stuttgart aero engines and their components are tested under simulated altitude conditions. In these tests the specimen is supplied with air adapted to conditions during a flight in the atmosphere. In comparison to inflight tests, tests in beds offer the possibility to be conducted with exact and reproducible conditions which are independent from external influences (as e.g. the weather). This independence results in a better availability of the test bed in comparison to inflight tests. The operation on a test bed permits an extensive instrumentation in particular the direct measurement of mass flow and thrust. In order to obtain the best results it is essential to reproduce exactly the flight conditions in separate runs. During transient maneuvers the transition between stationary operating has to follow as accurately as possible along a given trajectory.

In this dissertation a model of the altitude test facility is developed. Physical considerations and a generic methodology lead to a modular model that consists of basic elements. These basic elements can be combined arbitrarily. In this way the flexibility of changes of the configuration of the test bed is highly increased. During the identification of the model the measurement of a dynamic maneuver and its simulation is compared. The quality of the model is determined and evaluated.

On the basis of the model, investigations for the dynamic behavior of the test stand can be accomplished with numeric simulations. These simulations permit an estimation of the interaction between test bed and specimen. In this way critical maneuvers can be evaluated in the run-up to a test campaign without exposing pilots or material in danger and eliminate any risks. This contributes to increase the security of the altitude test facility.

With the help of the model a control system is developed which automatically adjusts

the conditions the specimen is exposed to. Therefore the pressure and the temperature of the air at the inlet as well as the pressure at the outlet of the specimen are controlled. The automatic controller becomes a part of the larger control system of the altitude test bed and contributes to operate the test bed with improved velocity and higher accuracy. Accuracy in this case is defined by the achievement of the target trajectory as close as possible. Velocity in this case is defined by a good utilization of the physical effectiveness of the test bed by the control system. This means in particular reaching large pressure gradients in transient maneuvers. The operating personnel is relieved by the automatic operation of the test stand. The reproducibility of regulated maneuvers in comparison with to the manual operation can clearly be improved. For the control unit design the modular approach is also used. The adjustment of inlet and altitude conditions is done via separate control systems. Thereby individual automatic control units can be combined arbitrarily with the manual operation. The flexibility of the operation of the control system is increased.

The efficiency of the automatic control unit is first examined separately. In different transient maneuvers the suitability of the automatic control units for the given requirements is proven and the efficiency regarding velocity and accuracy is determined. In the next step the successful cooperation of the automatic control units is verified. Therefore a flight mission consisting of several stationary operating points as well as the corresponding transient changes is run automatically. The focus is thereby set on maximizing the gradients during the transition between the stationary points.

Kapitel 1

Einleitung

Das Institut für Luftfahrtantriebe der Universität Stuttgart betreibt einen Höhenprüfstand für Flugtriebwerke und deren Komponenten. Der Prüfstand stellt dem Prüfling Umgebungsbedingungen zur Verfügung, wie sie unter Flugbedingungen auftreten. Druck und Temperatur am Eintritt sowie der Druck am Austritt des Prüflings können so eingestellt werden, dass sie einem Flugzustand mit definierter Geschwindigkeit und Flughöhe entsprechen.

Maßgeblich für den Erfolg der Versuche, ist die Fähigkeit des Prüfstandes, die geforderten Ein- und Austrittsbedingungen mit hoher Genauigkeit zu erfüllen. Genauigkeit bedeutet hierbei, dass Druck und Temperatur trotz eines sich ändernden Arbeitspunktes des Prüflings konstant gehalten werden. Alternativ kann Genauigkeit bedeuten, dass die Randbedingungen des Prüflings möglichst exakt entlang einer vorgegebenen Trajektorie gefahren werden, um das Verhalten bei sich änderndem Flugzustand zu bestimmen. Auf diese Weise kann eine vollständige Flugmission nachgebildet werden.

Seit der Erstinbetriebnahme des Höhenprüfstands sind die Anforderungen an die Triebwerkshersteller bezüglich der Leistung, Wirtschaftlichkeit und Sicherheit ihrer Produkte stetig gewachsen. Diese Eigenschaften müssen im Versuchsbetrieb am Prüfstand mit steigender Präzision nachgewiesen werden. Die wachsenden Anforderungen an Genauigkeit und Reproduzierbarkeit der Prüfstandsversuche führen zu einer ständigen Weiterentwicklung der Versuchsanlage. Ebenso sind die Forderungen der Triebwerkshersteller nach schnellen, flexiblen Anpassungen an spezielle Versuchprogramme umfangreicher und komplexer geworden. Ursprünglich zu Versuchen an Strahltriebwerken konzipiert, gelangen zunehmend auch andere Antriebsformen in das Portfolio des Prüfstands. Versuche mit kleineren Wellenleistungstriebwerken in der jüngeren Vergangenheit belegen diesen Trend. Der Anteil an Versuchen mit Triebwerkskomponenten wie Brennkammern und Turbinen nimmt zu, so dass der Prüfstand für eine größere Zahl unterschiedlicher Prüflinge genutzt wird.

Nutzten früher wenige Firmen aus dem Inland den Prüfstand über längere Zeiträume, so kommen die Kunden heute aus ganz Europa. Durch die Vielfalt und die Verschiedenheit der Kunden erhöht sich die Anforderung an die Flexibilität des Prüfstands.

Ebenfalls erhöht hat sich der Wettbewerb der Kunden untereinander. Dies zeigt sich in der Forderung nach steigender Kosteneffizienz in der Entwicklung und somit bei der Versuchsdurchführung, aber auch durch gestiegene Anforderungen an Effizienz und Qualität der Produkte. Als Reaktion auf den Kostendruck werden vielfach bereits Versuche durch Rechner-Simulationen ersetzt. Trotzdem wird auch in Zukunft nicht auf Tests unter Höhenbedingungen am Prüfstand verzichtet werden können, wobei diese dann in kürzerer Zeit und mit weniger Aufwand mehr Ergebnisse produzieren sollen. Gleichzeitig finden sich auf dem geöffneten europäischen Markt auch vergleichbare Prüfstände, die als Mitbewerber den Druck auf die technischen Fähigkeiten und die Wirtschaftlichkeit weiter erhöhen. Steigende Kosten verteuern die Betriebsstunde und bekräftigen ebenfalls die Forderung, das Versuchsprogramm in kürzerer Zeit zu bewältigen. Zusätzlich erwartet der Kunde eine größere Transparenz der erbrachten Dienstleistung und der damit verbundenen Kosten.

Während sich das Anforderungsprofil an den Höhenprüfstands verändert, entwickeln sich auch die technischen Möglichkeiten weiter. In den vergangenen 15 Jahren ist die Leistungsfähigkeit von Leitsystemen im Vergleich zum mechanischen Anlagenbau stark gewachsen. Gerade im Bereich der Messtechnik, die Basis aller Automatisierung ist, hat sich die Genauigkeit und Geschwindigkeit um eine Größenordnung verbessert. Auch im Bereich der Datenverarbeitung hält das Wachstum der Leistung von elektronischen Datenverarbeitungssystemen an. Es besteht die Möglichkeit, eine größere Anzahl von Messdaten mit höherer Genauigkeit und größerer Geschwindigkeit zu erfassen, zu verarbeiten und auszuwerten.

Die genannten Punkte unterstreichen sowohl die Notwendigkeit als auch die Möglichkeit, die Fähigkeiten des Prüfstandes dem sich ständig weiterentwickelnden Anforderungsprofil anzupassen. Neben den konstruktiven Aspekten ist dabei die Leittechnik zentrales Element auf dem Weg zur Steigerung der Leistungsfähigkeit der Anlage. Die mechanischen Fähigkeiten des Prüfstands sollen dabei mit Blick auf Zuverlässigkeit, Geschwindigkeit, Genauigkeit, Energie- und Personalaufwand optimal genutzt werden. Im Rahmen des Projektes *hpmsr* werden die Mess-, Steuer- und Regeleinrichtungen neu aufgebaut. Diese Arbeit ist Teil des *hpmsr*-Projektes und beschreibt den Entwurf einer Regelung zur Sollwertfolge der zentralen Größen Druck und Temperatur am Prüfling. Die Regelung wird Teil der Leittechnik und soll dazu beitragen, den Prüfstand in Zukunft schneller und genauer zu betreiben. Dabei werden Verfahren erarbeitet, die die schnelle Adaption des Leitsystems an unterschiedliche Prüflinge oder eine geänderte Konfiguration des Prüfstands ermöglichen.

Kapitel 2

Stand des Wissens und der Technik

2.1 Höhenprüfstände

Höhenprüfstände dienen der Erprobung von Luftfahrtantrieben unter simulierten¹ Höhenbedingungen am Boden. Gegenüber der Flugerprobung ist im Prüfstandsversuch der Einsatz umfangreicher Instrumentierung möglich. Die Betriebspunkte können unabhängig von Wetterbedingungen eingestellt und reproduziert werden. Allen Höhenprüfständen ist gemein, dass sie dem Prüfling Luft bereitstellen, die in Druck und Temperatur den Bedingungen bei einem Flug in der Atmosphäre entspricht.

2.1.1 Geschichte

Der erste Höhenprüfstand für Flugtriebwerke in Deutschland entstand 1916 am Wendelstein in Oberbayern durch die Motorenfabrik Maybach auf einer Meereshöhe von 1.800 m. Zur gleichen Zeit errichtete Benz eine ähnliche Anlage am Schneeberg in Niederösterreich in einer Höhe von 1.600 m. Beide dienten zur Erprobung von Kolbenmotoren mit erhöhter Kompression, die bei Flughöhen unter 2.000 m nur gedrosselt betrieben werden konnten. Solche "Bergprüfstände" waren jedoch durch die geringe Höhe, Beeinflussung durch Wetter sowie die schlechte Erreichbarkeit in ihrer Nutzung eingeschränkt.

Im August 1933 beschloss die "Deutsche Versuchsanstalt für Luftfahrt" in Adlershof den Bau eines Prüfstands, der mit Hilfe von Verdichtern die Simulation von Flughöhen bis 24.000 m bei einem Massenstrom von 1,2 kg/s ermöglichte. Durch die Kombination aus Solekühler und Kühlturbine wurden Temperaturen bis -60°C erreicht. Die Idee, Turbinen zur weiteren Kühlung einzusetzen, geht auf *Asmus Hansen* zurück, der Ende der dreißiger Jahre am Aufbau eines Höhenprüfstands mit einem Durchsatz von 1,8 kg/s bei BMW in Milbertshofen beteiligt war. Etwa zur gleichen Zeit wurde in Rechlin (Müritz) eine Anlage mit einem Massenstrom von 1,8 kg/s eröffnet. Sie ermöglichte

¹Der Begriff Simulation bezeichnet in diesem Zusammenhang die Nachbildung von Höhenbedingungen durch den Prüfstand.

simulierte Flughöhen bis 18.000 m. Am "Forschungsinstitut für Kraftfahrwesen und Fahrzeugmotoren, FKFS" in Stuttgart-Untertürkheim, nach seinem Ordinarius *Wunibald Kamm* auch "Kamm-Institut" genannt, entstand Ende der dreißiger Jahre ein Prüfstand mit einem Durchsatz mit 1,8 kg/s für Flughöhen bis 12.000 m.

Während der Kriegsjahre stieg die Nachfrage nach leistungsfähigen Flugmotoren und das "Reichsluftfahrtministerium" ordnete 1941 den Bau eines Höhenprüfstands für einen Massenstrom von 20 kg/s an. Grund dafür war das neuentwickelte BMW 801J, ein luftgekühlter 14-Zylinder-Doppelsternmotor für eine Flughöhe bis 12.000 m. Als die Entwicklung der Strahltriebwerke BMW 003 und Jumo 004 soweit vorangeschritten war, dass eine flugnahe Erprobung bevorstand, wurde die Anlage in Milbertshofen für die Erprobung von Strahltriebwerken erweitert. Große Änderungen waren nicht erforderlich, da der benötigte Durchsatz von 20 kg/s bereits verfügbar war. Die Prüfkammer der unter dem Decknamen "Herbitus-Anlage" bekannten Einrichtung besaß einen Durchmesser von 3,8 m bei einer Länge von 8 m. Die Umgebungsluft wird von einem Zentrifugalverdichter angesaugt und auf einen Druck von 2,5 bar verdichtet. Mittels Sprinkler-Kühler, einer davon mit Sole beschickt, und Kühlmaschinen konnte die Temperatur bis auf $-70\text{ }^{\circ}\text{C}$ abgesenkt werden. Durch Zumischen eines verdichteten Luftstroms mit einer Temperatur von $55\text{ }^{\circ}\text{C}$ konnte die Temperatur in der Prüfkammer zwischen $-70\text{ }^{\circ}\text{C}$ und $55\text{ }^{\circ}\text{C}$ eingestellt werden.

Im Mai 1945 besetzten amerikanische Truppen das BMW-Werk in München. Das Interesse an der den Alliierten bis dato unbekanntem Anlage war groß. Die Herbitus-Anlage wurde 1946 zerlegt und in die USA transportiert, wo sie Kern der Höhenprüfstände des Air Force Arnold Engineering Development Center (AEDC) in Tullahoma/Tennessee wurde. Eine ausführliche Darstellung der Geschichte der Höhenprüfstände findet sich in [39]. In den fünfziger und sechziger Jahren des 20. Jahrhunderts entstanden leistungsfähige Höhenprüfstände in den USA [50][71][15], Großbritannien [4], Frankreich und auf dem Gebiet der damaligen Sowjetunion [70]. Eine Übersicht über Höhenprüfstände findet sich bei Daniel [20]. Neben den großen Prüfständen entstanden 2001 und 2006 Anlagen für kleine Durchsätze in Korea [49] und Kanada [25]. In Tabelle 2.1 sind die Leistungsdaten internationaler Höhenprüfstände zusammengefasst.

2.1.2 Aufbau des Stuttgarter Höhenprüfstands

Seit 1964 betreibt das Institut für Luftfahrtantriebe der Universität einen Höhenprüfstand für Flugtriebwerke und deren Komponenten. Der Prüfstand stellt dem Prüfling Umgebungsbedingungen zur Verfügung, wie sie unter Flugbedingungen in der Atmosphäre auftreten. Der Druck p_E und die Temperatur T_E am Eintritt sowie der Druck p_H am Austritt des Prüflings können so eingestellt werden, dass sie einem Flugzustand entsprechen (siehe Abb. 2.1).

Der Aufbau des Höhenprüfstands ist in 2.2 schematisch dargestellt. Für den Betrieb des Prüflings unter künstlichen Flugbedingungen wird Luft aus der Umgebung mit Atmosphärendruck angesaugt. Liegt der gewünschte Druck p_E am Eintritt des Prüflings über

Prüfstand	Land	Durchsatz [kg/s]	Temperatur [°C]	∅ [m]	max. Höhe [km]
ILA	D	140	-60 - 170	3,5	20
CEPr/R3	FR	200	-	3,5	20
CEPr/R4	FR	200	-	3,5	20
CEPr/R5	FR	370	-	5,5	20
Pyestock/C2	GB	geschlossen 2002			
Pyestock/C3	GB	geschlossen 2002			
CIAM	RU	1.200	-60 - 350	5,7	27
KARI	ROK	23,4	-75 - 110	3,5	9,1
AEDC/C1	USA	680	-	8,5	30,0
AEDC/C2	USA	1.000	-	8,5	30,0
NASA Lewis	USA	210	-	7,0	24
NRC	CA	14,2	-57	-	13,7
NAPC	USA	geschlossen 1998			

Tabelle 2.1: Leistungsdaten internationaler Höhenprüfstände im Vergleich

dem der Umgebung, wird der Druck der angesaugten Luft mit einem oder mehreren Verdichtern auf ein erhöhtes Niveau angehoben. Dieser *Vordruck* dient als Arbeitsdruck für die nachfolgenden Regelklappen. Der Vordruck wird über die Klappe L75 eingestellt, die zur Atmosphäre öffnet. Über die Regelklappen L41, L42 und L57 wird die Luft soweit gedrosselt, dass sich am Eintritt des Prüflings der gewünschte Druck p_E einstellt. Diese Betriebsart, bei der vor den Regelklappen Überdruck gegenüber Atmosphäre herrscht, wird als *Staubetrieb* bezeichnet.

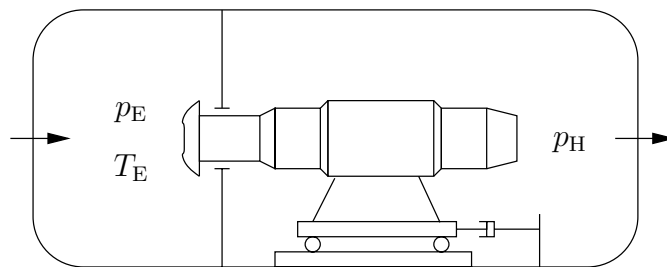


Abbildung 2.1: Triebwerk in der Prüfwelle

Wird am Eintritt des Prüflings ein Druck benötigt, der kleiner ist als der der Umgebung, wird der Raum A (s. Abb. 2.2) vor den Regelklappen zur Atmosphäre geöffnet. Der Vordruck entspricht dann dem Umgebungsdruck. Da der Prüfling der Prüfwelle Luft entzieht, kann der Druck in der Prüfwelle durch Androsseln der Regelklappen L41, L42 und L57 eingestellt werden. Durch Absaugen der Luft hinter dem Prüfling wird der Druck p_H reduziert. Anschließend wird die Luft der Umgebung wieder zugeführt. Der entstehende Unterdruck vor und hinter dem Prüfling simuliert einen Flug unter Höhen-

bedingungen. Diese Betriebsart heißt *Saugbetrieb*. Im Saugbetrieb erfolgt das genaue Einstellen von p_H mittels der Regelklappe L62. Eine Kombination von Staubetrieb und Saugbetrieb wird als *Mischbetrieb* bezeichnet.

Um Versuche in einem großen Temperaturbereich zu ermöglichen, stehen verschiedene Wärmetauscher zur Verfügung, mit denen die dem Prüfling zugeführte Luft erhitzt oder abgekühlt werden kann. In einem mit Dampf betriebenen Wärmetauscher kann die Luft bis auf 180°C erhitzt werden. Alternativ ermöglicht ein Luftkühler, der mit Sole beschickt wird, tiefe Temperaturen bis -30°C . Die Temperatur der gekühlten Luft kann durch Entspannen in Turbinen weiter abgesenkt werden. Je nach Arbeitspunkt der Turbinen kühlt sich die Luft dabei bis auf -60°C ab. Die Inbetriebnahme eines Stickstoffkühlers im Jahr 2008 ermöglicht heute die Konditionierung der Luft bis -90°C .

Durch die thermische Trägheit der Wärmetauscher ist ein dynamisches Einstellen der Lufttemperatur am Prüfling nur durch Mischen zweier Luftströme von unterschiedlicher Temperatur möglich. Beide Luftströme werden dabei durch Klappen angedrosselt. Werden die Klappen gegensinnig verfahren, ändert sich die Temperatur, werden sie gleichsinnig verfahren, ändert sich der Druck. Mit Stellorganen lassen sich somit die beiden Größen Druck und Temperatur unabhängig voneinander einstellen. Die Regelklappen, die die Luftströme drosseln, werden hydraulisch betätigt und sind bezüglich des Ansprechverhaltens und hoher Verfahrgeschwindigkeit optimiert. Die Verfahrgeschwindigkeit der Klappen beträgt ca. $60^\circ/\text{s}$. Nach der Mischstelle passiert die Luft einen Zyklon-Staubabscheider, der Partikel aus der Luft entfernt, die danach dem Prüfling in der Prüfzelle zugeführt wird. Hinter dem Prüfling werden die heißen Triebwerksabgase in einem weiteren Wärmetauscher gekühlt. Das Verhalten der Strahlausbreitung hinter Strahltriebwerken und ihre Bedeutung bei Höhenversuchen ist in [54] untersucht. Für weitere Details des Höhenprüfstands wird auf [55] verwiesen.

Zur Simulation eines Flugzustandes am Höhenprüfstand wird am Eintritt des Prüflings der Totaldruck eingestellt. Der Totaldruck wird durch die Flughöhe und die Flugmachzahl bestimmt. Ein- und Austritt des Prüflings sind pneumatisch voneinander getrennt. Am Austritt des Prüflings liegt der der Flughöhe entsprechende statische Höhendruck an. Durch zeitliche Änderung von p_E , T_E und p_H kann ein Flugmanöver abgebildet werden. Mehrere Manöver können zu einer Flugmission kombiniert werden. Da es bei Triebwerksversuchen zu schnellen Änderungen kommen kann, ist es für den Erfolg der Versuche oft entscheidend, dass sich Druck und Temperatur am Eintritt des Prüflings mit großem Gradient ändern können. Eine ähnliche Anforderung ist gegeben, wenn sich der Durchsatz des Prüflings ändert, Druck und Temperatur aber konstant gehalten werden sollen.

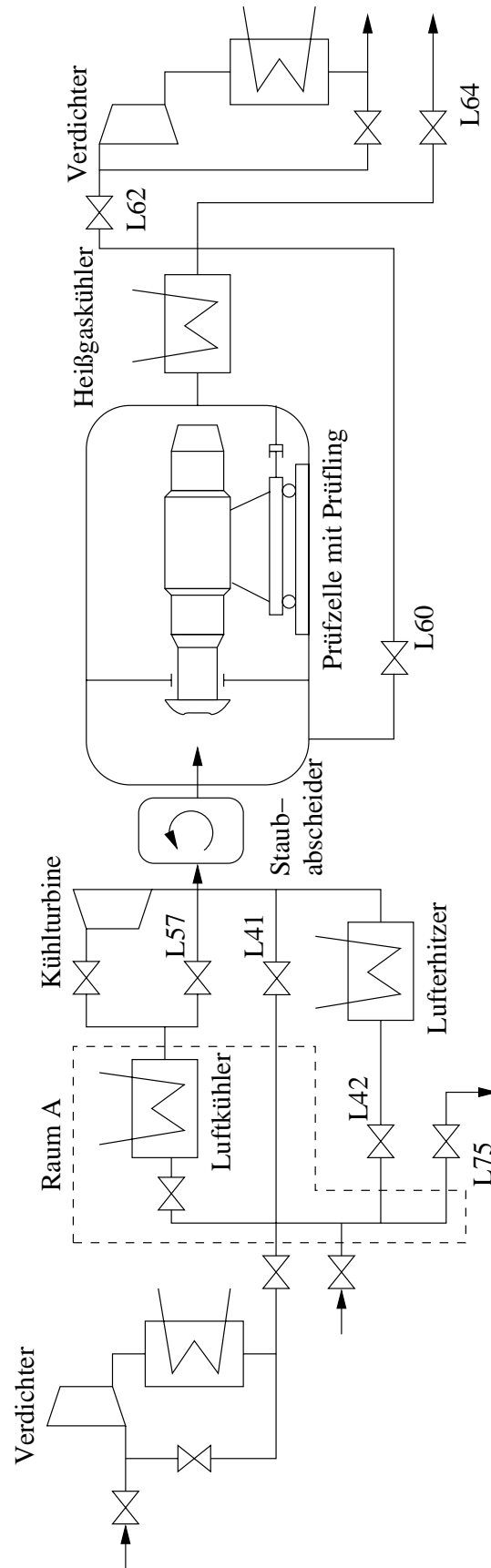


Abbildung 2.2: Aufbau des Höhenprüfstands

Der Höhenprüfstand wurde für Versuche an Strahltriebwerken konzipiert. Durch die kompakte Bauform und die selektive Kombination von Verdichtern und Wärmetauschern kann der Anwendungsbereich des Prüfstands auch auf andere Versuchsträger erweitert werden. In der Vergangenheit wurden Versuche mit Komponenten von Strahltriebwerken wie Kerntriebwerke und Brennkammern erfolgreich durchgeführt. Darüber hinaus sind zukünftige Versuche mit anderen Prüflingen denkbar, die ähnliche Anforderungen an Druck und Temperatur der zugeführten oder umgebenden Luft stellen.

Der Betrieb von Strahltriebwerken auf dem Prüfstand ist kosten- und personalintensiv. Für Versuche, die der Untersuchung und der Weiterentwicklung des Prüfstands selbst dienen, wird daher ein sogenannter *Triebwerksdummy* (s. Abb. 2.3) verwendet. Der Triebwerksdummy besteht aus einer Mengendüse und einer Drosselklappe. Die Mengendüse dient vornehmlich der Identifikation des Übertragungsverhaltens der Regelklappen. Durch Fahren der Drosselklappe kann der Luftwiderstand des Triebwerksdummys verändert werden. Auf diese Weise wird die Änderung des Durchsatzes von Prüflingen insbesondere bei Triebwerksversuchen nachgebildet. Der Energieeintrag eines Strahltriebwerks in das Rohrleitungssystem des Prüfstands kann durch den Triebwerksdummy nicht abgebildet werden. Da sich der Energieeintrag wesentlich in Druck und Temperatur der Luft auswirkt, kann der Triebwerksdummy dennoch zur Untersuchung der Auswirkung von Lastwechseln am Prüfling verwendet werden.

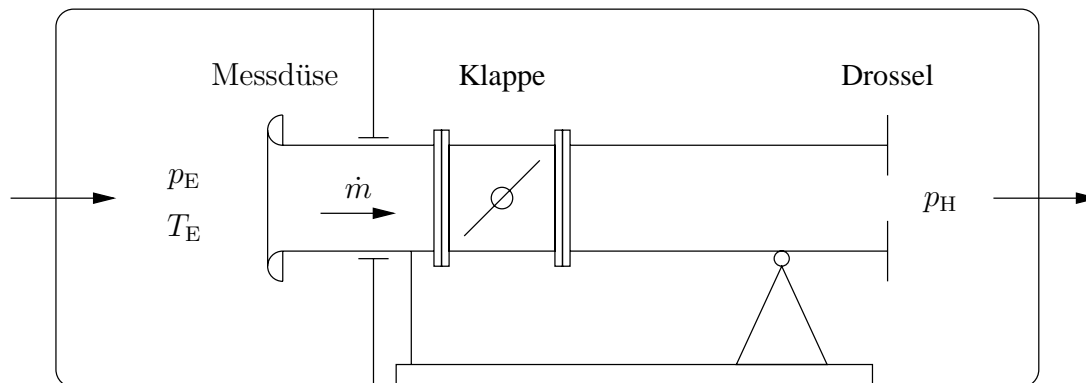


Abbildung 2.3: Schematische Darstellung des Triebwerksdummys

Die enge Verknüpfung von Prüfstand und Prüfling führt zu Rückwirkungen des Prüflings auf den Prüfstand. Laständerungen am Versuchsträger bewirken Änderungen der Arbeitspunkte der Verdichter. Um Schäden an den Verdichtern durch Pumpen zu vermeiden, werden die Arbeitspunkte der Verdichter mittels einer Bypassklappe eingestellt. Eine autarke Verdichterregelung begrenzt das Druckverhältnis durch Öffnen des Bypasses, um einen hinreichenden Abstand zur Pumpengrenze zu gewährleisten. Eine detaillierte Darstellung der Verdichterregelung findet sich in [55]. Durch die Unabhängigkeit der Verdichterregelung kommt es bei einem Eingreifen der Bypassklappe zu Rückwirkungen auf den am Prüfling eingestellten Betriebszustand. Dies kann sich negativ auf den Versuchsbetrieb auswirken, da der Betriebspunkt des Prüflings in diesem Fall

nachgeführt werden muß.

2.2 Modellbildung und Simulation

Bei der Analyse von technischen Systemen stellt die Abbildung durch numerische Modelle eine grundsätzliche Vorgehensweise zur Beurteilung des Systemverhaltens dar. Die Modellbildung basiert auf Analogien zwischen dem Objektsystem und dem davon abgeleiteten Modellsystem. Dazu werden bestimmte wesentliche Eigenschaften des zu untersuchenden Objektes durch das Modell nachgebildet. Der Wert derartiger Modelle liegt darin, dass Informationen über das zu untersuchende Objekt gewonnen werden können, die normalerweise nicht zugänglich sind. Als quantitative Methode liefert die numerische Simulation zahlenmäßige Ergebnisse, die das dynamische Prozessverhalten widerspiegeln. Sowohl die Zahlenwerte als auch ihre graphische Darstellungen erlauben qualitative Aussagen über das zu untersuchende reale System. Dabei können insbesondere Auswirkungen von Veränderungen schnell, kostengünstig und ohne Risiko für Mensch und Material untersucht werden [67]. Im Folgenden wird der Stand der Technik für die Simulation von Höhenprüfständen vorgestellt. Auf die Beschreibung von Simulationen anderer Triebwerksprüfstände, wie sie z. B. in [89] genannt werden, wird wegen ihres strukturell anderen Aufbaus verzichtet.

1999 verwendet Braig eine Simulation des Stuttgarter Höhenprüfstands zur Entwicklung eines Regelsystems für Kerntriebwerksversuche [16]. Durch die räumliche und thematische Nähe zur Triebwerksentwicklung werden Methoden aus der Triebwerksleistungsrechnung übernommen. Braig benutzt die Kennfeld-basierte Leistungsrechnung (z. B. in [9]) und beschreibt die instationären gasdynamischen Effekte durch Differentialgleichungen. Dabei wird das Verhalten des Gases durch die Verwendung von Volumenelementen abgebildet [41]. In [41] wird weiterhin vorgeschlagen, alle dynamischen Effekte durch die Volumenelemente abzubilden. In [17] wird eine Methode beschrieben, mit der ein Prüfstandsmodell anhand von Messdaten aus Triebwerksversuchen identifiziert werden kann.

Nach einer eingehenden Betrachtung der in der Leistungsrechnung verwendeten iterativen Verfahren kommt [55] zu dem Schluss, dass diese für die dynamische Simulation des Höhenprüfstands in Echtzeit ungeeignet sind. In [56] wird die Methodik aus [16] aufgegriffen und eine Gesamtsimulation bestehend aus Höhenprüfstand und Triebwerk entwickelt. Diese Simulation wird in [12] zur Untersuchung der Wechselwirkung zwischen Prüfstand und Triebwerk verwendet.

Analog dazu wird in [66] und [21] eine Simulation der Turbinenprüfstände des AEDC in Tullahoma, USA, entwickelt. Dabei entsteht eine Simulation mit generischem Ansatz. Eine Bibliothek von Elementen, die flexibel miteinander kombiniert werden können, ermöglichen eine schnelle Anpassung des Modells an geänderte Randbedingungen.

2.3 Filterung

Die Unabwendbarkeit von Messfehlern ist seit der Zeit von Galilei bekannt [82]. Für die Überwachung des Prüfstands und insbesondere für die Implementierung einer Regelung besteht daher die Notwendigkeit, aus fehlerbehafteten Messungen den Zustand der Regelstrecke zu ermitteln. Der Prozess, aus einer begrenzten Anzahl Messungen den Zustand eines dynamischen Systems zu bestimmen, wird als *Filterung* bezeichnet. Das Ergebnis der Filterung ist eine *Schätzung* des Systemzustands. Für die weitere Betrachtung wird angenommen, dass jede Messung mit einem mittelwertfreien, normalverteilten Rauschen behaftet ist. Die Diskretisierung der Messwerte durch die AD-Wandlung führt zu einer Häufung einzelner Werte. Eine echte Normalverteilung ist daher nicht gegeben. Bei einer makroskopischen Betrachtung der Verteilung sind jedoch alle Merkmale einer Normalverteilung vorhanden, so dass die Annahme zulässig ist [32].

Bei stationären Prozessen können triviale Verfahren (wie z. B. Mittelwertbildung) zur Eliminierung von Messrauschen verwendet werden. Bei der Schätzung transients Vorgänge scheitern diese Verfahren strukturbedingt, da sie keine Informationen über das dynamische Verhalten des Systems berücksichtigen.

Durch die Verwendung einer modellbasierten Filterung (Abb. 2.4) kann dieser Problematik wirksam begegnet werden. Hierbei wird die Messung kontinuierlich mit einer Modellrechnung verglichen und korrigiert. Das interne Modell des Filters wird mit den gleichen Stellgrößen beaufschlagt wie die Regelstrecke.

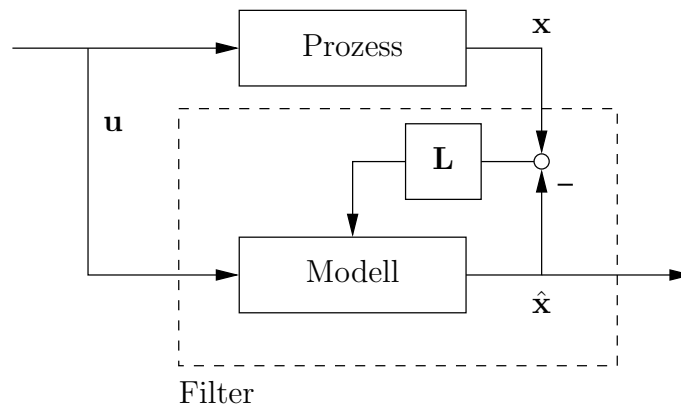


Abbildung 2.4: Struktur eines modellbasierten Filters

Die verschiedenen Verfahren unterscheiden sich im Wesentlichen in der Bestimmung einer geeigneten Matrix \mathbf{L} . Luenberger [61][59][60] beschäftigt sich mit der Rekonstruktion nicht messbarer Zustandsgrößen. Luenberger-Beobachter können bei impulsförmigen Störungen eingesetzt werden. Wenn das zu beobachtende System durch einen stochastischen Rauschprozess beeinflusst wird, eignet sich der für deterministische Störungen ausgelegte Beobachter nicht [62]. Eine Reihe weiterer Verfahren zur Beobachtung nicht-

linearer Systeme ist in [69] genannt.

Der 1960 von Kalman [46] vorgestellte Filter bestimmt \mathbf{L} derart, dass der Beobachtungsfehler im Mittel minimal wird. Er beschränkt sich dabei auf lineare Systeme. Zur Verwendung bei nichtlinearen Systemen wird der Kalman-Filter in [79] erweitert. Dabei wird das nichtlineare System entlang der Schätzung linearisiert. Das Verfahren wird als *Erweiterter Kalman-Filter* bezeichnet [30]. Eine Einführung in die Thematik und Hinweise zur Implementierung finden sich in [93]. Der Erweiterte Kalman-Filter eignet sich für das vorliegende Problem durch seine einfache Struktur, geringen Aufwand bei der Implementierung und durch seine hohe Robustheit gegenüber Modellfehlern. Der wesentliche Nachteil ist, dass zu jedem Zeitschritt eine Linearisierung durchgeführt werden muss. Weiterhin kann bei Systemen mit ausgeprägter Nichtlinearität das Systemverhalten durch die Linearisierung nur unzureichend erfasst werden.

In [45] wird eine Weiterentwicklung des Kalman-Filters vorgestellt. Dabei wird angenommen, dass es einfacher ist, eine Normalverteilung zu approximieren, als eine beliebige nichtlineare Funktion durch Geraden nachzubilden. Die zentrale Komponente dieses Filters ist eine *unscented transformation*, die zur Bezeichnung *Unscented Kalman-Filter* führt [35]. Gegenüber dem Kalman-Filter wird ein verbessertes Filterergebnis erreicht. Der Unscented Kalman-Filter kann zur gleichzeitigen Schätzung von Zustandsgrößen und Parametern verwendet werden [90]. Der Nachteil des Verfahrens ist der deutlich größere Rechenaufwand, da in jedem Zeitschritt eine Cholesky-Zerlegung der Kovarianz-Matrix notwendig ist. Mit Blick auf die Wartbarkeit eines Verfahrens, das Teil der Leittechnik am Prüfstand werden soll, ist der deutlich höhere mathematische Anspruch des Unscented Kalman-Filters ebenfalls als negativ zu bewerten.

Neben den genannten weitverbreiteten und auch im industriellen Umfeld bewährten Verfahren existieren eine Reihe von weiteren hochentwickelten Methoden zur nichtlinearen Zustandsschätzung. Für eine Beschreibung und Bewertung dieser Methoden wird auf die Habilitationsschrift von Hanebeck [34] verwiesen.

2.4 Regelungstechnik

Die Auswahl an Literatur, die sich mit der Regelung von Höhenprüfständen beschäftigt, ist, bedingt durch die geringe Anzahl der Anlagen, beschränkt. Erschwerend kommt hinzu, dass Informationen vielfach nicht öffentlich zugänglich sind. Zur Auswahl eines geeigneten Reglerentwurfsverfahrens werden sowohl allgemeine Betrachtungen zur Reglersynthese (z. B. [81][48][43]) als auch anwendungsspezifische Untersuchungen zugrunde gelegt. Da sich in der Literatur keine vergleichenden Untersuchungen verschiedener Regelkonzepte für Höhenprüfstände finden, werden entsprechende Arbeiten aus anderen Fachgebieten herangezogen. Dafür eignen sich insbesondere Regelaufgaben aus der Luftfahrt, da dort ähnlich hohe Anforderungen an Stabilität und Zuverlässigkeit eines Regelsystems vorliegen. Grundsätzlich wird sich eine Regelaufgabe auf vielerlei Arten lösen lassen. In [73] wird vermerkt, dass die Auswahl einer geeigneten Klasse von

Entwurfsverfahren für die vorliegende Regelaufgabe im Wesentlichen davon abhängt, auf welche Weise das Prozessmodell erstellt wird. Da das Regelsystem Teil der Leitech-technik des Prüfstands wird und im Versuchsbetrieb eingesetzt werden soll, sind neben den regelungstechnischen Kriterien wie Stabilität und Robustheit auch die Aspekte Wartbarkeit und Adaptionsfähigkeit relevant.

In [16] und [17] wird der Einsatz eines Regelsystems am Stuttgarter Höhenprüfstand beschrieben, wobei über die genaue Funktionsweise keine Angaben gemacht werden. Das Regelsystem dient der Einstellung der Eintritts- und Austrittsbedingungen am Prüfling. Es wird als Festwertregelung ausgeführt, d. h. p_E , T_E und p_H werden auf feste Werte geregelt. Diese Regelung wird *hp-Regler* genannt. Eine Folgeregelung entlang sich verändernder p_E , T_E und p_H ist nicht vorgesehen. Die Leistungsfähigkeit des hp-Reglers wird in Kapitel 7 eingehend diskutiert. Um bei Beschleunigungsversuchen mit Kerntriebwerken die Regelung zu unterstützen, wird zusätzlich die Klappe L60 (Abb. 2.2) verwendet. Diese Klappe wird mittels einer Vorsteuerung gestellt, die die Drehzahländerung des Kerntriebwerks berücksichtigt. Dieses Verfahren ist nur für bestimmte Arbeitspunkte geeignet, da die Wirkung der Klappe L60 auf den Prüfling eingeschränkt ist. Die Arbeitspunkte und die Vorsteuerung müssen vor Versuchsbeginn mit großem Aufwand in Kennfeldern hinterlegt werden. Die Variante des hp-Reglers für Kerntriebwerke heißt *Core-Regler*. Die Adaption des Höhenprüfstands für Versuche mit Kerntriebwerken ist in [64] und [78] ausgeführt.

In [14] wird ein Regelsystem für den Höhenprüfstand des National Research Council's campus in Ottawa/Kanada entworfen. Die dortige Regelstrecke weicht in ihrer Struktur von der des Stuttgarter Höhenprüfstands ab, so dass die Vergleichbarkeit nur bedingt gegeben ist. Als Regelgrößen werden die Menge und die Temperatur der dem Prüfling zugeführten Luft verwendet. Der Massenstrom der zuvor temperierten Luft wird über eine Bypassklappe eingestellt. Dieser Aufbau ermöglicht eine Entkopplung der beiden Regelgrößen und eine Beschreibung durch unabhängige Eingrößensysteme. Für den Reglerentwurf werden Frequenzbereichsverfahren der 'klassischen Regelungs-technik' benutzt. Diese Vorgehensweise ist für den Stuttgarter Höhenprüfstand nicht geeignet, da hier beide Stellorgane gleichsam auf beide Regelgrößen wirken. Dies bedingt eine Auslegung als Mehrgrößenregelung.

Eine Gegenüberstellung verschiedener robuster Entwurfsverfahren im Frequenzbereich findet sich in [73]. Dort wird die μ -Synthese grundsätzlich als geeignet für allgemeine Aufgabenstellungen beurteilt. H_2 -Entwürfe sind zwar rechentechnisch einfacher als H_∞ , werden aber wegen mangelnder Robustheitsgarantie als fragwürdig angesehen. Als Nachteil der H_∞ -Methode wird der hohe numerische Aufwand beurteilt, da Regler hoher Ordnung entstehen, die vor dem Einsatz reduziert werden müssen. Eine Anwendung der Verfahren der H_∞ - und der μ -Synthese findet sich in [77].

Gottfried [31] untersucht adaptive Regelkonzepte am Beispiel eines mechatronischen Stellsystems der Flugsteuerung. Weiterhin diskutiert Gottfried den Einsatz neuronaler Netze für nichtlineare Regelaufgaben. Der Einsatz neuronaler Netze bedingt das Training des Netzes anhand von Testdatensätzen. Diese sind apriori nicht verfügbar,

was die Verwendung dieser Verfahren für die Adaption unterschiedlicher Konfigurationen des Prüfstands erschwert. In [94] wird der Einsatz flachheitsbasierter Regelsysteme betrachtet. Als Nachteil dieses Verfahrens wird genannt, dass keine direkt anwendbare Methode zur Realisierung besteht, da die Kriterien zur Überprüfung der Flachheit, ähnlich wie bei der Stabilitätsanalyse mittels Ljapunov-Funktion, nur hinreichend sind. Eine allgemeine Betrachtung von Mehrgrößenzustandsregelung mit Stör- und Führungsgrößen im Zeitbereich findet sich in [92]. Eine allgemeine Methodik zum zeitbereichsentwurf linearer Regelsysteme ist in [75] enthalten. In [52] wird der Mehrgrößenansatz allgemein um einen integrierenden Anteil erweitert. Eine Diskussion der Bedeutung von LQG-Reglern findet sich in [5]. Der lineare LQG-Entwurf garantiert Stabilität und eine Phasenreserve im Sinne des Nyquist-Kriteriums [29] von mindestens 60° [62]. In Verbindung mit einem Kalman-Filter ergibt sich ein robuster Regler, der bei stochastischen Störungen optimal bzgl. eines Gütekriteriums arbeitet. Die Parametrierung beschränkt sich auf die Auswahl weniger Parameter, mit denen sich das Verhalten des Regelkreises gezielt verändern läßt. Anders als bei den Verfahren im Frequenzbereich ist eine Anpassung des Regelkreises auch durch Anwender möglich, die mit den Methoden der klassischen Regelungstechnik nicht vertraut sind. Dies ist mit Blick auf die Wartbarkeit ein weiterer Vorteil. Der LQG-Regler kann generisch implementiert werden, um eine Unabhängigkeit von der Konfiguration der Regelstrecke zu erzielen. Der Einsatz gehobener Regelverfahren hat in der industriellen Praxis noch nicht den Durchbruch erzielt [68]. Unter gehobener Regelung werden Regelstrukturen verstanden, die über PID-Basisregelungen hinausgehen [53]. Beim Einsatz von Regelsystemen in industrieller Umgebung sind neben den obligatorischen regelungstechnischen Aspekten (Führungsverhalten, Störverhalten, Robustheit etc.) auch die anwendungstechnischen Aspekte zu berücksichtigen. Zu diesen gehören nach [74]

- die Qualifikationsanforderungen in der Einsatzvorbereitung,
- der Installations-/Implementierungsaufwand,
- die Existenz durchgängiger Methoden und Werkzeuge für die Einsatzvorbereitung,
- die Unterstützung bei der Inbetriebnahme von Teilsystemen,
- und die Bedienerfreundlichkeit.

Darüber hinaus spielen kommerzielle Effekte eine Rolle. Hierzu zählen nach [74]

- die Preise für Nutzungslizenzen für Software,
- der Personalaufwand für die Einsatzvorbereitung und Wartung,
- die Unabhängigkeit vom Lieferanten, und
- die Verfügbarkeit von Ersatzteilen/Support über die Lebensdauer.

Kapitel 3

Zielsetzung und Vorgehensweise

Für den Höhenprüfstand der Universität Stuttgart ist ein Regelsystem zu entwerfen, das es ermöglicht, den Druck und die Temperatur der dem Prüfling zugeführten Luft selbsttätig einzustellen. Ein weiteres Regelsystem regelt den Höhendruck am Austritt des Prüflings. Dabei wird der in Kapitel 2.4 beschriebene *hp-Regler* [16] ersetzt. Es sollen die Möglichkeiten, die sich aus der Weiterentwicklung von Mess- und Leittechnik in Verbindung mit leistungsfähigen Algorithmen zur Mehrgrößenregelung ergeben, genutzt werden, um gegenüber dem Vorgängersystem eine deutliche Verbesserung an Genauigkeit und Geschwindigkeit zu erzielen.

3.1 Definition der Anforderungen

Die Zulassung eines Luftfahrzeugs für den europäischen Luftraum erfolgt durch die europäische Luftfahrtbehörde (EASA). Die EASA definiert in [23] die zur Zulassung benötigten Eigenschaften eines Triebwerks. Prüfstandsversuche dienen dem Nachweis einer Erfüllung dieser Anforderungen (engl. *compliance*). Grundsätzlich muss bei diesen Versuchen nachgewiesen werden, dass das Triebwerk in seiner gesamten Flugenvelope sicher und stabil betrieben werden kann. Viele der dort definierten Anforderungen können auf Bodenprüfständen nachgewiesen werden. Weitere wie z. B. sicheres Zündverhalten müssen auch unter Höhenbedingungen nachgewiesen werden.

Weiterhin stellt die EASA Forderungen bezüglich des Beschleunigungsverhaltens eines Triebwerks: Der Schub muss innerhalb von 5 s von 15 % auf 95 % erhöht werden können. In einer unendlich großen Atmosphäre ist dies möglich, ohne dass eine Rückwirkung vom Triebwerk auf den umgebenden Luftdruck erfolgt. Innerhalb des Höhenprüfstands bewirkt der steigende Luftbedarf des Triebwerks während der Beschleunigung durch die begrenzten Volumina einen Druckabfall vor dem Prüfling [12]. Die sich daraus ableitende Anforderung an ein Regelsystem für den Höhenprüfstand lautet, diesen Effekt durch geeignete Maßnahmen zu minimieren um den Flugzustand während der Beschleunigung konstant zu halten.

Als Erweiterung zum hp-Regler sollen nicht nur stationäre Flugzustände, sondern auch frei konfigurierbare transiente Manöver durch den Regler gefahren werden. Damit kann eine Änderung des Flugzustands in Bezug auf Flughöhe und -geschwindigkeit am Prüfstand nachgebildet werden. Die Geschwindigkeit wird beschränkt durch das Zeitverhalten der Stellglieder und durch die Strömungsvorgänge im Rohrleitungssystem des Prüfstands. Im Rahmen der Identifikation (s. Kap. 5.4) wird der maximal erreichbare Druckgradient bei unregelmäßigen Vorgängen ermittelt. Dieser beträgt $3,5 \text{ kPa/s}$. Für den maximalen Gradienten bei geregelten Manövern wird 1 kPa/s als Maximalwert bestimmt. Bei größeren Werten wird die Stellbegrenzung erreicht und das System verliert seine Steuerbarkeit. Der Wert soll im Bereich von 0 kPa bis $1,0 \text{ kPa}$ frei wählbar sein. Ein Druckgradient bedeutet in Bezug auf den Flugzustand eine Steig- oder Sinkrate. In Abb. 3.1 ist die erreichte Steigrate bei einem Druckgradienten von $1,0 \text{ kPa/s}$ über der Flughöhe aufgetragen.

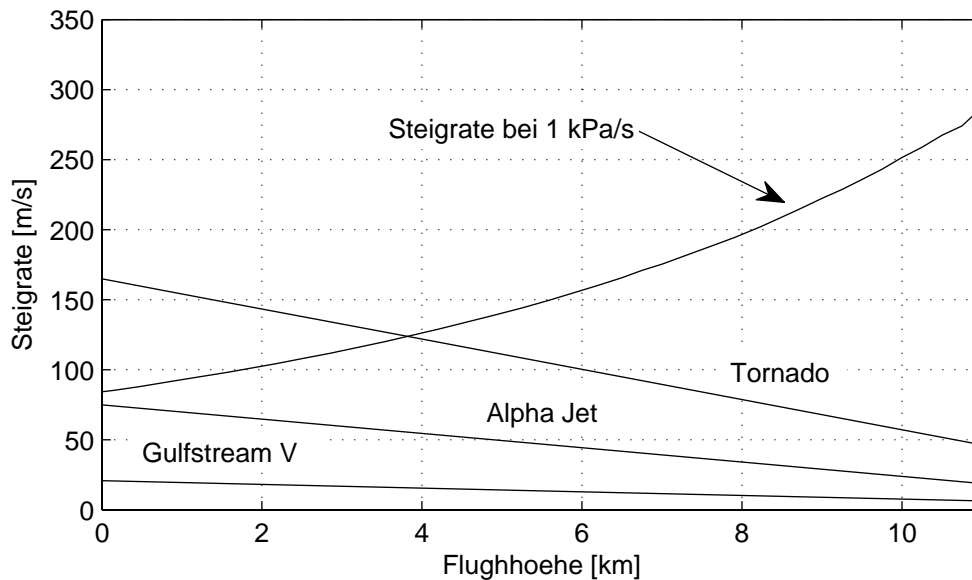


Abbildung 3.1: Steigrate bei einem Druckgradienten von 1 kPa/s

Neben den dynamischen Anforderungen dient der Höhenprüfstand auch zu Versuchen bei konstanten Flugzuständen. Die erreichbare stationäre Genauigkeit am Höhenprüfstand wird beschränkt durch die Messgenauigkeit und die Genauigkeit der Stellorgane. Ein Hinweis auf das Erreichen der Stellgenauigkeit ist eine Diskretisierung der einstellbaren Betriebszustände. Dies konnte mit der vorhandenen Messtechnik nicht beobachtet werden. Bei der Messung stationärer Vorgänge wird nach DIN 13002 über mindestens 200 Messungen gemittelt werden, um stochastische Fehler zu minimieren. Für die Betrachtung der Genauigkeit bei der Messung von dynamischen Vorgängen muss der stochastische Fehler der Einzelmessung herangezogen werden. Daher wird die erreichbare Genauigkeit wesentlich durch das Messrauschen beeinflusst. Durch die Verwendung eines Filters kann das Rauschen reduziert werden. Dies geht jedoch zu

Lasten der Bandbreite. Wird der stochastische Fehler in der Druckmessung mit einer Normalverteilung beschrieben, beträgt die gemessene natürliche Streubreite (3σ) 150 Pa. Durch die Verwendung eines Filters kann das Messrauschen bis auf 50 Pa reduziert werden, ohne die Bandbreite messbar einzuschränken. Um einen Abstand zum Restrauschen auf dem gefilterten Signal zu erreichen, wird als angestrebte Regelgüte 100 Pa festgelegt. Eine Bewertung dieser Größe kann erfolgen, indem die Auswirkung dieser Abweichung bei der Einstellung des Drucks ausgedrückt wird in einer Abweichung der einzustellenden Flughöhe. Dies geschieht unter Verwendung der ISA-Atmosphäre. Der absolute Fehler ist in Abb. 3.2 über der Flughöhe aufgetragen.

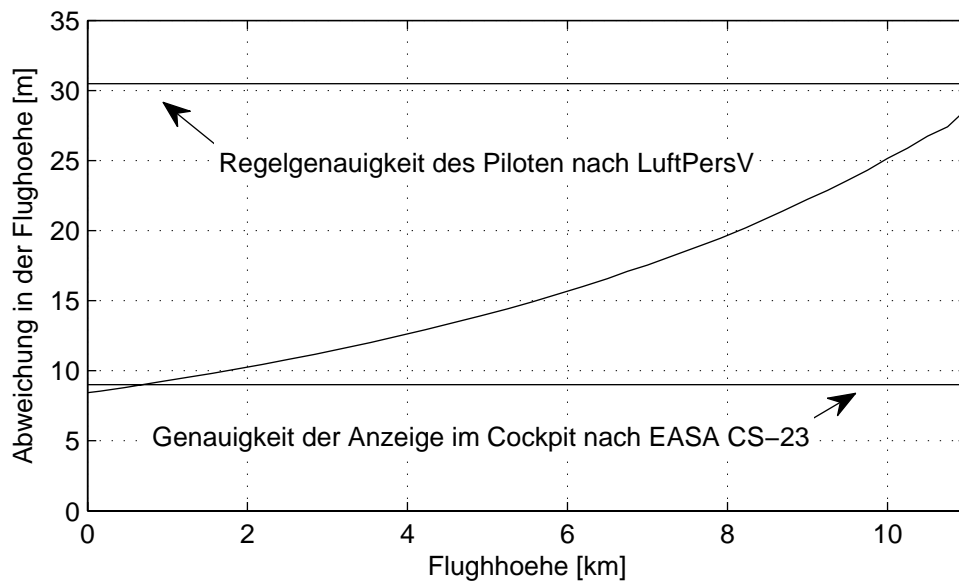


Abbildung 3.2: Genauigkeit beim Einstellen der Flughöhe [1][24]

Der absolute Fehler steigt mit der Flughöhe an. Bei einer Flughöhe von 10.000 m beträgt er 25 m. Dies entspricht einer relativen Genauigkeit bei der Einstellung der Flughöhe von 0,25 %. Die Temperaturmessung ist durch die direkte, digitale Anbindung an den Feldbus nicht mit einem Messrauschen behaftet. Die Messung variiert jedoch durch Bitsprung um die Auflösung von 0,1 K. Für die Regelung der Temperatur bedeutet dies eine Beschränkung auf ca. 0,2 K. Diese Anforderungen bezüglich der stationären Genauigkeit bedeuten gegenüber dem hp-Regler eine deutliche Verbesserung (s. Kap. 9). Das Regelsystem zur Einstellung von Druck und Temperatur am Eintritt soll unabhängig von der Regelung des Höhendrucks arbeiten, um im teilautomatisierten Betrieb mit dem manuellen Betrieb kombiniert werden zu können. Dadurch wird eine hohe Flexibilität beim Einsatz des Regelsystems erreicht.

Beim Aufbau des Regelsystems wird ein modulares Konzept verfolgt, um die einzelnen Teilkomponenten im Fehlerfall zeitnah austauschen zu können. Für die Weiterentwicklung des Prüfstands ergibt sich die Möglichkeit, Komponenten des Leitsystems in Zukunft gegen leistungsfähigere Nachfolger tauschen zu können, ohne in die Struktur des

Gesamtsystems eingreifen zu müssen. Durch das modulare Konzept wird eine schnelle Anpassung an verschiedene Versuchsbedingungen möglich. Die Rüstzeiten verkürzen sich und Stillstandzeiten werden minimiert.

3.2 Auswahl der Komponenten

Für das Erreichen der genannten Ziele wird aus den in Kapitel 2 beschriebenen Komponenten ein Regelsystem aufgebaut. Das Regelsystem wird Teil des Leitsystems des Höhenprüfstands. Die Komponenten des Regelsystems werden in dieser Arbeit entwickelt, bewertet und auf ihre Eignung für den Einsatz im Versuchsbetrieb am Prüfstand untersucht.

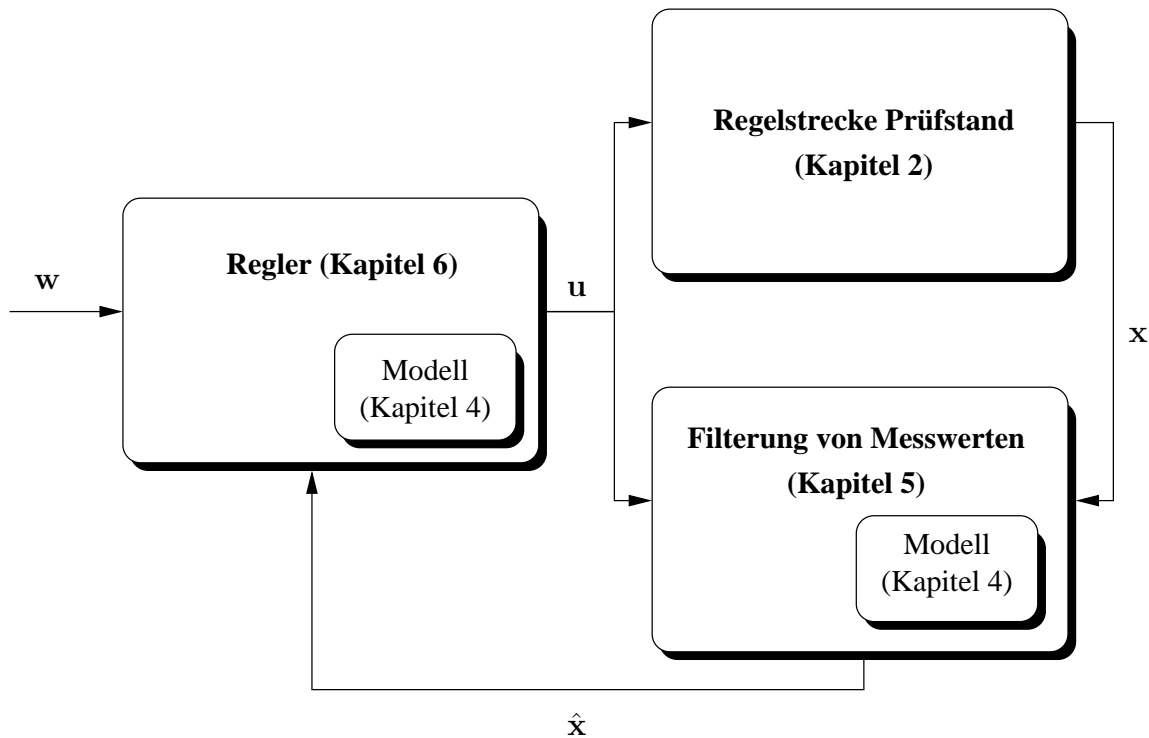


Abbildung 3.3: Systematik der Vorgehensweise

Die Kopplung der Größen Druck p_E und Temperatur T_E am Eintritt des Prüflings erfordert die Betrachtung als Mehrgrößenregelung. Der Regler wird als LQ-Regler ausgeführt. Dieses Verfahren bietet eine hohe Regelgüte bei einer garantierten Stabilitätsreserve. Durch die Verwendung der Zustandsraumdarstellung kann der Algorithmus generisch implementiert werden. Die Implementierung ist offen für zukünftige Entwicklungen und eignet sich in besonderer Weise für den Einsatz in einer sich ständig verändernden Versuchsanlage. Die sich ergebene Struktur der Mehrgrößenregelung und ihre Entwicklung innerhalb dieser Arbeit ist in Abb. 3.3 dargestellt.

Zur Entwicklung des LQ-Reglers wird ein Modell benötigt. Das in Kapitel 5 entwickelte Modell der Regelstrecke 'Prüfstand' folgt dem Ansatz aus [16] und [17], der auch in [12] Verwendung findet. Das Modell umfaßt die Einlaufstrecke des Prüfstands. Die Systemgrenzen des Modells werden so gewählt, dass das Modell weitgehend unabhängig von der Konfiguration des Prüfstands verwendbar ist. Dies bedeutet insbesondere die Verwendung des gleichen Modells sowohl für Stau- als auch Saugbetrieb. Durch einen höheren Detaillierungsgrad und die systematische Parametrierung in einem Identifikationsversuch wird gegenüber [12] eine höhere Modellgüte erreicht. Die Eignung für die Verwendung als internes Modell der Regelung wird nachgewiesen.

Die Messungen der den Systemzustand beschreibenden Drücke und Temperaturen sind mit einem Rauschen behaftet. Um die stationäre Genauigkeit zu erhöhen, werden die Messdaten vor der Verwendung durch die Regelung gefiltert. In Verbindung mit dem LQ-Regler eignet sich die Verwendung eines Kalman-Filters in besonderer Weise, da beide Verfahren die gleichen Methoden und Darstellungen verwenden. Die Kombination des Kalman-Filters mit dem LQ-Regler ergibt eine stochastisch optimale Mehrgrößenregelung, die als LQG-Regler bezeichnet wird.

Kapitel 4

Aufbau des Prozessleitsystems

4.1 Messtechnik

Im Zuge der Modernisierung des Leitsystems wurde die Druck- und Temperaturmesstechnik des Prüfstands im Rahmen der hier dokumentierten Arbeiten neu aufgebaut. Bei der Auswahl und Installation der Sensorik wurde ein Mittelweg zwischen schnellem Ansprechverhalten und hoher Messgenauigkeit angestrebt.

4.1.1 Druck

Die für den Reglerbetrieb benötigten Druckmessstellen am Höhenprüfstand verwenden Druckmessgeber der Fa. Endress&Hauser vom Typ 'Cerabar S PMC 71'. Die vom Hersteller angegebene Genauigkeit beträgt 0,075% bezogen auf den Messbereichsendwert. Bei einem Messbereich von 350 kPa beträgt die absolute Genauigkeit 262,5 Pa.

Zur Beurteilung des zeitlichen Verhaltens der Druckmesstechnik wird ein Kalibrator verwendet, mit dem ein Referenzdruck mit hoher Geschwindigkeit verändert werden kann. Da der genaue Verlauf des Referenzdrucks unbekannt ist, kann das zeitliche Verhalten der Druckaufnehmer mit diesem Versuch nur nach oben abgeschätzt werden. In Abbildung 4.1 ist das Ansprechverhalten verschiedener Druckaufnehmer in ihrem Auslieferungszustand abgebildet. Bei einem Vergleich zeigt sich eine deutliche Abhängigkeit von der Einstellung der Dämpfung innerhalb der Elektronik des Sensors. Der Druckaufnehmer von Typ 'PMC 71' weist ein deutlich langsames Verhalten auf. Nach dem Entfernen des werksseitig aktivierten, internen Filters entspricht das zeitliche Verhalten des Sensors dem der Vergleichsmodelle. Das zeitliche Verhalten des Sensors wird vom Hersteller mittels Pt1-Glied mit Totzeit beschrieben. Die Zeitkonstante wird mit 60 ms und die Totzeit mit 45 ms angegeben. Dies liegt innerhalb der gemessenen oberen Grenze von 200 ms.

Der analoge 4-20 mA Ausgang des Druckaufnehmers wird mittels einer Busklemme mit dem Feldbus (s. Kap. 4.2) verbunden. Die vom Hersteller angegebene Genauigkeit der Busklemme 'EL3122' der Fa. Beckhoff beträgt 0,3 % bezogen auf den Messbereich.

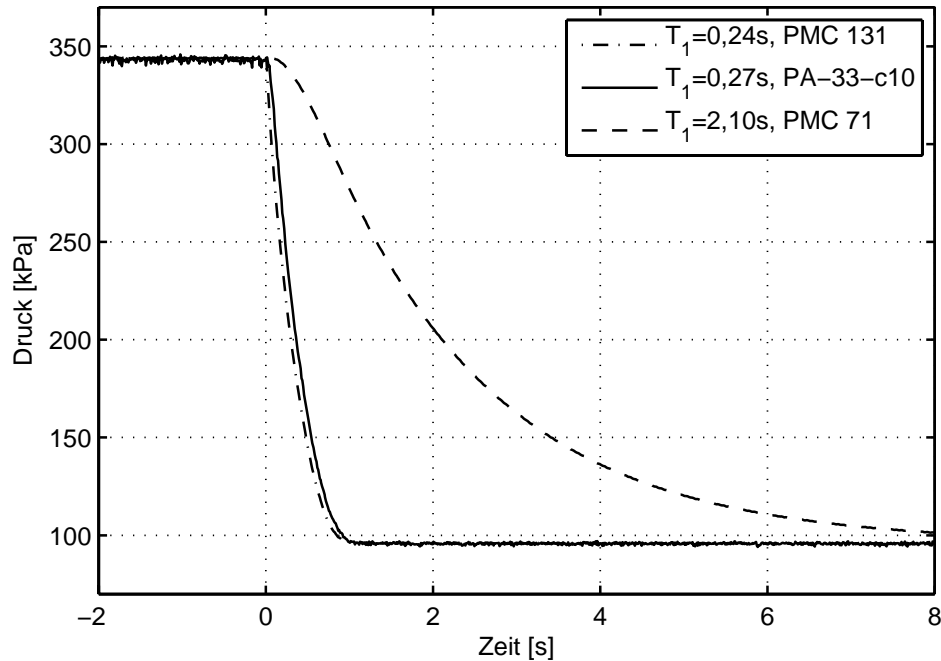


Abbildung 4.1: Druckmessung mit verschiedenen Sensoren bei Werkseinstellung

Es ergibt sich eine Genauigkeit der Messkette von 0,31 % bzw. 1085 Pa. Da für den Aufbau der Regelung nicht nur der genannte systematische Restfehler relevant ist, wird zusätzlich der stochastische Fehler der Einzelmessung bestimmt. Er kann mittels einer Normalverteilung angegeben werden. Die natürliche Streubreite (3σ) beträgt 150 Pa. Der Druckaufnehmer wird mittels Druckschlauch mit der Messstelle an der Rohrleitung des Prüfstands verbunden. Unter der Annahme, dass sich der Druck mit Schallgeschwindigkeit im Messschlauch ausbreitet, kann der Fehler ϵ in Abhängigkeit vom Druckgradienten und der Länge l des Druckmessschlauchs abgeschätzt werden.

$$\epsilon = \frac{dp}{dt} \cdot \frac{l}{c} \quad (4.1)$$

Wird die Schlauchlänge mit 5 m angesetzt, so beträgt bei einem maximal zu erwartenden Druckgradienten von 5,0 kPa/s der Fehler 60 Pa.

Menrath untersucht die Signalübertragung innerhalb einer Druckleitung unter Berücksichtigung der Resonanzfrequenz der Leitung. Er kommt zu dem Schluß, dass die Druckleitung befriedigend für Signalfrequenzen arbeitet, die klein sind im Vergleich zur Resonanzfrequenz der Leitung. Die Leitungsresonanz besitzt eine Wellenlänge von etwa dem vierfachen der Leitungslänge, abhängig vom Sensorvolumen [63]. Bei einer Schlauchlänge von 5 m und einer Schallgeschwindigkeit von 340 m/s können Signale bis etwa 2 Hz übertragen werden. Die Grenzfrequenz der Dynamik des Rohrleitungssystems ohne Mess- und Stellglieder liegt bei etwa 0,06 Hz ($T_1=2,5$ s, Kap. 8.3), so dass

an dieser Stelle keine Beeinträchtigung zu erwarten ist.

4.1.2 Temperatur

Für die Überwachung des Prüfstands ist eine ständige Kontrolle der Temperatur der im System befindlichen Luft notwendig. Sie dient nicht nur dem Einstellen der benötigten Eintrittstemperatur T_E am Prüfling, sondern auch der Überwachung von Grenztemperaturen an sensiblen Bauteilen wie z. B. Verdichtern oder Wärmetauschern. Der dabei zu erfassende Temperaturbereich liegt zwischen -100°C und $+200^\circ\text{C}$.

Für diesen Messbereich eignen sich Pt100-Widerstandsthermometer und Thermoelemente gleichermaßen. Bei der Auswahl der Temperaturmesstechnik ist ein schnelles Ansprechen der Messfühler erwünscht. Das zeitliche Verhalten von ummantelten Widerstandsthermometern und Thermoelementen hängt im Wesentlichen von der Wärmekapazität d.h. vom Durchmesser des Messaufnehmers ab. Kleine Durchmesser ermöglichen ein schnelles Ansprechverhalten. Um die Fühler mechanisch gegen Beschädigung zu schützen, darf der Durchmesser ein Minimum nicht unterschreiten. Der Mantel ist für einen optimalen Wärmeübergang fest mit dem eigentlichen Messfühler verbunden.

Um die Auswirkungen des Mantels auf das Ansprechverhalten der Messfühler quantifizieren zu können, wird ihr zeitliches Verhalten im Versuch ermittelt. Die Temperatur an der Messstelle unmittelbar vor dem Staubabscheider (Abb. 2.2) wird durch Öffnen der Klappe L41 verändert. In Abbildung 4.2 ist das zeitliche Verhalten von einem Thermoelement mit 0,5 mm Manteldurchmesser und einem Widerstandsthermometer mit 1,6 mm Manteldurchmesser abgebildet. Zum Vergleich dient eine Messung aus der Betriebsüberwachung des Prüfstands mit einem Pt100-Widerstandsthermometer in einem 6 mm Schutzrohr. Zwischen dem Schutzrohr und dem Messfühler befindet sich Luft, die den Wärmeübergang beeinträchtigt.

Anhand dieser Untersuchung wurde das Pt100-Widerstandsthermometer mit 1,6 mm Mantel ausgewählt. Es bietet einen Mittelweg zwischen schnellem Ansprechverhalten und hoher mechanischer Widerstandsfähigkeit. Im Gegensatz zum Thermoelement wird bei der Verwendung eines Widerstandsthermometers keine Referenztemperatur benötigt, so dass sich ein einfacherer Aufbau ergibt. Die Pt100-Widerstandsthermometer werden mittels Busklemmen vom Typ EL3202 der Fa. Beckhoff mit dem Feldbus verbunden. Die vom Hersteller angegebene Genauigkeit der Busklemme inkl. Messfühler beträgt 0,5 % vom Messbereich. Bei einem Messbereich von -200°C bis $+800^\circ\text{C}$ beträgt die absolute Genauigkeit 5 K bei einer Auflösung von 0,1 K.

4.1.3 Massenstrommessung

Für die Identifikation des Übertragungsverhaltens der Regelklappen wird der Massenstrom im Triebwerksdummy mittels Normventuridüse nach DIN ISO 5167-1 gemessen. Der Durchmesser im engsten Querschnitt der Venturidüse beträgt 735 mm. Eine Be-

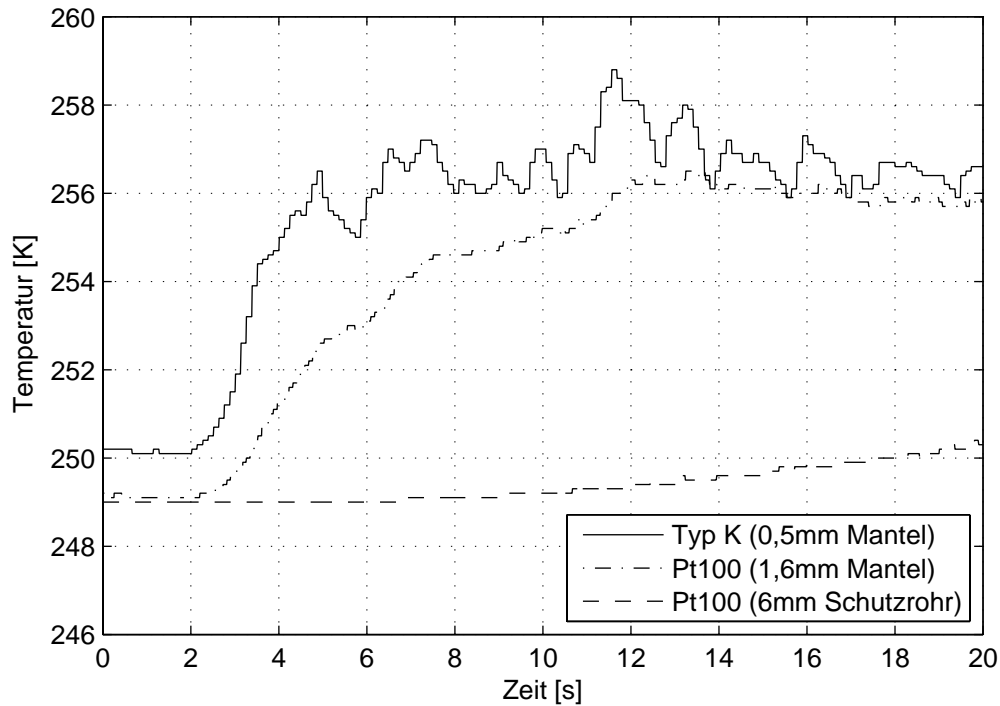


Abbildung 4.2: Temperaturmessung an der Mischstelle mit verschiedenen Sensoren

beschreibung des Verfahrens findet sich in [84]. Der Differenzdruck wird mittels eines Differenzdruckgebers vom Typ 'Deltabar' der Fa. Endress&Hauser gemessen. Die Genauigkeit der Differenzdruckmessung wird analog zur der in Kap. 4.1.1 dargestellten Vorgehensweise ermittelt. Bei einem Messbereich von 50 kPa beträgt die absolute stationäre Genauigkeit 155 Pa.

Unter der Annahme der genannten Unsicherheiten der Drücke und Temperaturen wird die Genauigkeit der Mengemessung mit einer Monte-Carlo-Simulation [51] abgeschätzt. Als Arbeitspunkte werden exemplarisch Druckniveaus von 20,0 kPa, 101,3 kPa und 200,0 kPa gewählt, um den Arbeitsbereich des Prüfstands abzudecken. Die Temperatur T_E beträgt 288,15 K. In Abb. 4.3 ist die Messgenauigkeit über dem Massenstrom bei verschiedenen Eintrittsdrücken aufgetragen. Die Genauigkeit der Mengemessung ist deutlich abhängig von der Druckdifferenz, da die Funktion zur Bestimmung des Massenstroms aus den Messgrößen im Nullpunkt eine senkrechte Tangente besitzt. Für kleine Massenströme sinkt die Genauigkeit exponentiell. Die Genauigkeit ist über die Dichte weiterhin abhängig vom Eintrittsdruck.

Eine Verbesserung der Massentrommessung kann durch die Verwendung einer kleineren Venturidüse erfolgen. Da die exponentiell wachsende Unsicherheit bei kleinen Durchsätzen systemimmanent ist, bleibt das Problem weiterhin bestehen.

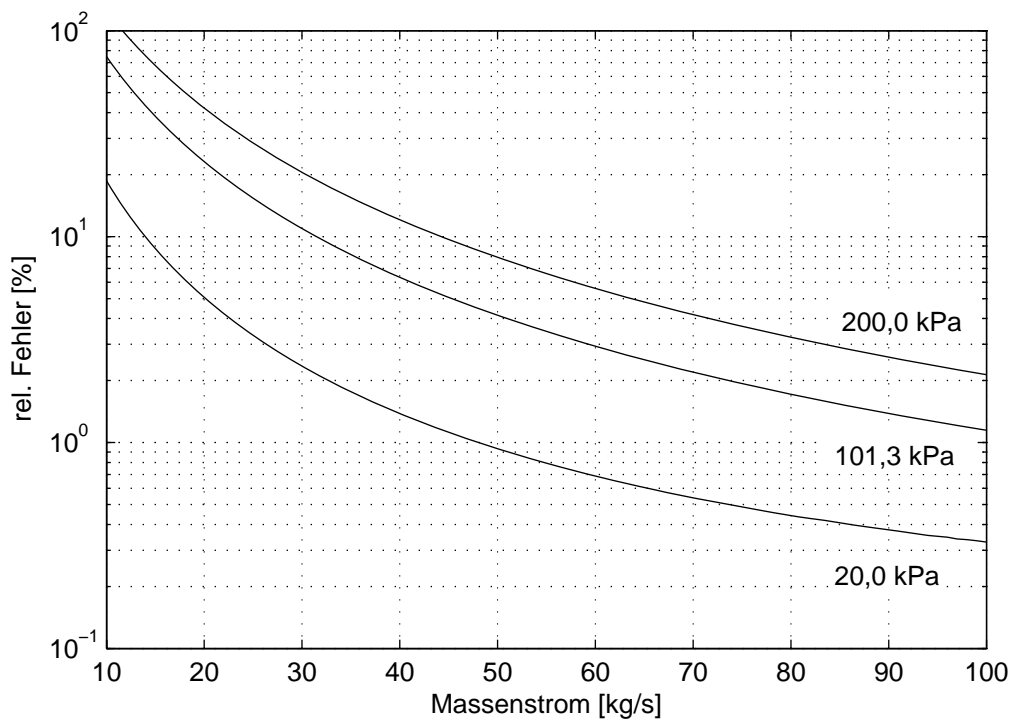


Abbildung 4.3: Unsicherheit in der Massenstrommessung bei verschiedenen Drücken

4.2 Datenübertragung und Feldbusse

Ein Feldbus verbindet in einer Anlage Sensoren und Aktoren zwecks Kommunikation mit einem Prozessrechner. Feldbussysteme ermöglichen einen digitalen, störungsfreien Transport von Messdaten und Stellgrößen. Seit mehreren Jahren werden sowohl national als auch international große Anstrengungen unternommen, um für den industriellen Einsatz geeignete Feldbuslösungen zu schaffen und diese zu normen. Bisher hat sich aber noch kein System als dominierender Standard durchgesetzt [85].

In [80] werden in allgemeiner Form die Anforderungen an ein Feldbussystem behandelt. Mit Blick auf die Anforderungen des Versuchsbetriebs am Höhenprüfstand, ergeben sich konkrete Kriterien für die Auswahl eines geeigneten Feldbussystems.

Topologie: Die Sensoren des Messsystems am Höhenprüfstand sind räumlich über die Anlage verteilt. Die Entfernung zwischen Sensor und Prozessrechner kann bis zu 100 m betragen. Die Topologie soll die Erreichbarkeit aller Busteilnehmer mit dem geringstmöglichen Aufwand unterstützen. Die Anzahl der möglichen Busteilnehmer muss den Anforderungen genügen und Reserve für zukünftige Entwicklungen bieten.

Zeitverhalten: Ein wesentliches Kriterium für die Auswahl eines Feldbusses ist der Zeitbedarf des Gesamtsystems für den Informationsaustausch zwischen allen Funk-

tionseinheiten. Auch die Ausführung von Eingaben des Bedieners bzw. Reaktionen auf Alarmzustände müssen in einer festgelegten Maximalzeit erfolgen. Die für das hpmsr-Projekt geforderte Zykluszeit beträgt 10 ms. Die dadurch entstehende Totzeit beeinflusst den Regelkreis nicht wesentlich (s. Kap. 8.3). Diese Auslegung bietet genügend Reserve für die spätere Integration schneller Regelvorgänge wie z. B. der Verdichterregelung. Die wesentliche Rolle bei der Absicherung der garantierten Antwortzeiten liegt in der Verwendung eines geeigneten Buszugriffsverfahrens. Viele Bussysteme verwenden zufällige Buszugriffsverfahren (z. B. Ethernet: CSMA/CD [27]). Bei geringer Last bieten diese Verfahren *mit hoher Wahrscheinlichkeit* sehr kurze Reaktionszeiten. Da das Regelsystem des Höhenprüfstands als sicherheitskritisch betrachtet werden muss, werden vom Übertragungssystem aber *garantierte* Antwortzeiten verlangt.

Zuverlässigkeit: Da alle Teilnehmer gemeinsam das Bussystem zur Kommunikation nutzen, besteht ein struktureller Nachteil gegenüber herkömmlichen Übertragungsmethoden. Bei einem Ausfall des Busses sind davon alle Teilnehmer betroffen. Das Bussystem muss dieses Risiko durch geeignete Massnahmen minimieren. Darüber hinaus soll das Bussystem robust gegenüber elektromagnetischen Störungen (EMV) sein. Insbesondere die leistungsstarken elektrischen Antriebe der Verdichter sind in diesem Zusammenhang problematisch. Weiterhin müssen die zu übertragenden Daten durch die Verwendung von Codesicherungsverfahren vor einer Verfälschung während des Transports geschützt werden.

Der für den Aufbau der Regelung verwendete Feldbus wird so ausgelegt, dass er langfristig alle Messstellen des Prüfstands bedienen kann. Eine überschlägige Berechnung der Anzahl der installierten Messstellen unter Berücksichtigung einer Reserve von 100 % ergibt eine Gesamtzahl von 3700 Informationspunkten, die sich wie folgt zusammensetzt [10].

Art des Informationspunktes	Anzahl
analoger Eingang	1500
analoger Ausgang	300
digitaler Eingang	1500
digitaler Ausgang	400
Summe	3700

Eine ausführliche Diskussion verschiedener Bussysteme und ihrer Verwendung innerhalb des Leitsystems am Höhenprüfstand findet sich in [10]. Dort wird anhand der genannten Kriterien EtherCAT als geeignetes Feldbussystem ausgewählt.

EtherCAT

Die EtherCAT-Technologie beseitigt die Problematik des mangelnden Determinismus bei anderen Ethernet-Lösungen. Das Ethernet-Paket wird nicht mehr von jedem Teil-

nehmer empfangen, interpretiert, kopiert und weiterversendet. Die Nutzdaten werden stattdessen in Telegrammen kodiert, in denen für jeden Teilnehmer ein bestimmter Bereich vorgesehen ist. Die EtherCAT-Slave-Geräte entnehmen dem durchlaufenden Telegramm nur noch die für sie bestimmten Daten. Die Telegramme werden dabei nur wenige Nanosekunden verzögert. Da die Telegramme den Bus nur in einer Richtung durchlaufen und ein Frame die Nutzdaten vieler Teilnehmer transportiert, steigt die Nutzrate auf über 90 %. Broadcast, Multicast und Querkommunikation zwischen den Slaves sind möglich [80].

EtherCAT unterstützt beliebige Topologien wie Linie, Baum oder Stern. Besonders praktisch für die Anlagenverdrahtung ist die Kombination aus Linie und Stichleitung. Viele Geräte stellen zusätzliche Schnittstellen bereit, so dass zusätzliche Switches nicht benötigt werden. Zur Erhöhung der Zuverlässigkeit kann als Topologie auch ein Ring gewählt werden. Im Fall eines Kabelbruchs werden die offenen Enden ohne Verzögerung als zwei Stränge weiterverwendet.

Hardwareseitig verwendet der EtherCAT-Master Standard Ethernet-Controller. Für viele Betriebssysteme sind EtherCAT-Master verfügbar. Durch den offenen Standard gibt es für viele Plattformen auch freie Masterimplementierungen. Im Slave-Gerät kommt als Controller ein kostengünstiger ASIC oder FPGA zum Einsatz. Für einfache Geräte ist kein Microcontroller erforderlich, d. h. die Kosten für die Slaves werden deutlich reduziert. Beim Einsatz von EtherCAT kann auf Hubs und Switches verzichtet werden. Die entsprechenden Kosten für die Geräte entfallen.

Im Versuchsbetrieb kann keine Beeinträchtigung des Busses durch elektromagnetische Einstreuungen festgestellt werden. Im Vergleich zu einem analogen Datentransport vom Sensor zum zentralen Prozessrechner ergibt sich ein deutlich verbessertes Rauschverhalten. In Abb. 4.4 ist die Verteilung des Messrauschens einer Druckmessung sowohl für digitale als auch für analoge Übertragung dargestellt.

Die definierten Kriterien werden durch die EtherCAT-Technologie optimal erfüllt. Die Charakteristiken lassen sich zu folgenden Punkten zusammenfassen:

- EtherCAT erlaubt eine flexible Topologie ohne strukturelle Beschränkung.
- EtherCAT bietet kurze Zykluszeiten (1000 E/A in 30 μ s).
- Der EtherCAT-Master kommt mit kostengünstiger Standard Ethernet-Karte aus.
- Durch Ethernet-over-EtherCAT (EoE) wird Ethernet bis in die Feldebene verfügbar. Viele Geräte der Feldebene besitzen zusätzlich eine TCP/IP Schnittstelle für Wartungsarbeiten. Durch EoE wird der Zugriff darauf ohne zusätzliche Infrastruktur möglich.
- Durch synchronisierte Uhren können räumlich verteilte Aktoren gleichzeitig Aktionen ausführen. Der Gleichzeitigkeitsfehler liegt im Bereich von Nanosekunden.
- EtherCAT ist robust bezüglich EMV und fehlertolerant gegenüber Kabelbruch.

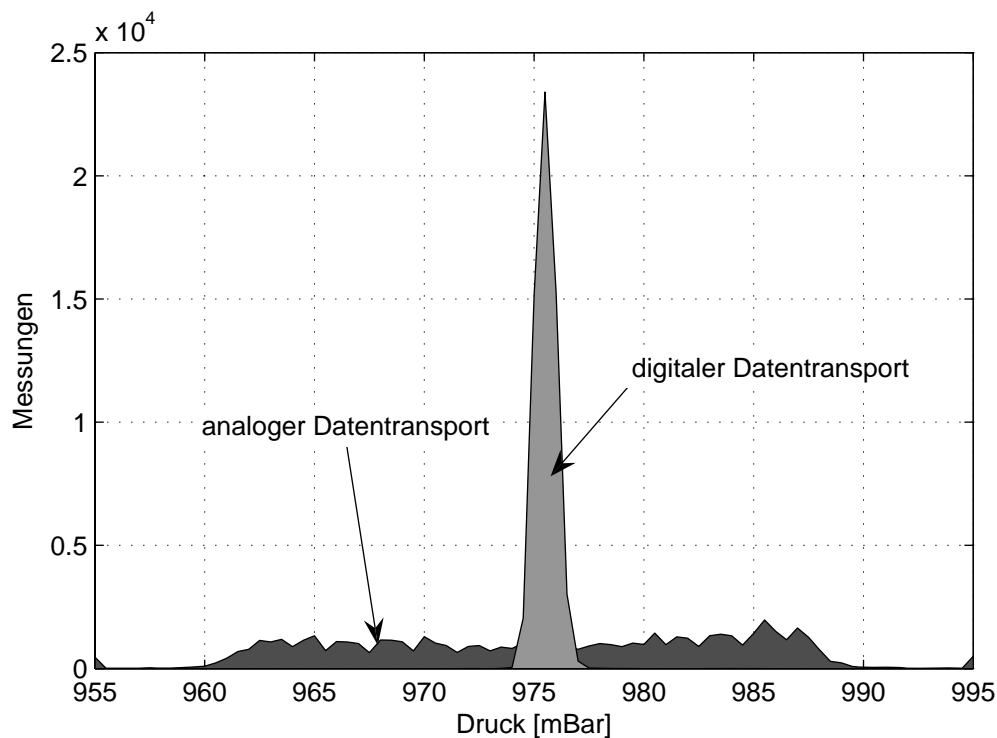


Abbildung 4.4: Verteilung des Rauschens bei digitaler und analoger Signalübertragung

4.3 Leittechnik

Der Begriff der Prozessleittechnik entsteht um 1980 bei der Bayer AG als fester Bestandteil der internen Organisation. Er steht für die durchgängige Betrachtung von:

- Mess-, Steuer- und Regelungstechnik
- Informations- und Kommunikationstechnik
- Strategien, Methoden und Werkzeugen zum Aufbau und zum Betrieb von Leitsystemen

Die Leittechnik steht als Mittler zwischen der technischen Anlage und dem Menschen, der den Prozess beobachtet und bedient. Eine tiefgehende Betrachtung der Komponenten von Prozessleitsystemen und ihr Zusammenwirken findet sich bei Heinrich [36] und Freyberger [26]. In Abb. 4.5 sind die Ebenen eines Prozessleitsystems in allgemeiner Form dargestellt. Das Leitsystem des Höhenprüfstands ist an diese Struktur angelehnt. In Abb. 4.6 sind die Komponenten des am Höhenprüfstand verwendeten Leitsystems abgebildet.

Durch den hierarchischen Aufbau und die konsequente Umsetzung eines modularen Konzeptes erhält das System eine klare Struktur. Jede Komponente hat eine klar ab-

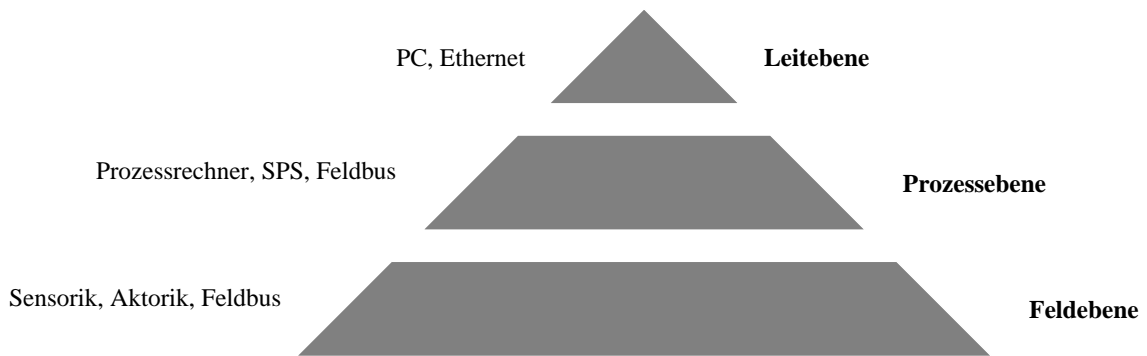


Abbildung 4.5: Ebenen der Prozessleittechnik

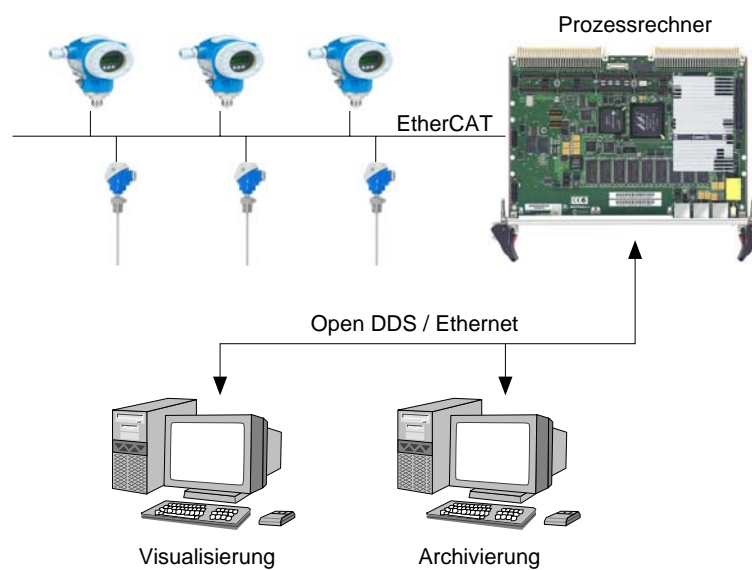


Abbildung 4.6: Leitsystem des Höhenprüfstands

gegrenzte Funktion und verfügt über eine eindeutig definierte Schnittstelle. Das Zusammenwirken der einzelnen Komponenten ist sinnfällig, wodurch die Wartbarkeit deutlich verbessert wird. Im Fehlerfall lassen sich die Komponenten einfach voneinander trennen und auf ihre Funktion prüfen. Die Anforderungen, die die Versuche an den Prüfstand stellen, verändern sich ständig. Gefordert ist eine stetige Umgestaltung und Weiterentwicklung der Maschinenteknik, Steuer- und Regelungstechnik, Antriebstechnik und der Informationstechnik. Durch den modularen Ansatz in Verbindung mit definierten Schnittstellen können einzelne Komponenten jederzeit durch leistungsfähigere Systeme ersetzt werden.

Die Prozessrechner sind bezüglich der Verfügbarkeit von Ersatzteilen als kritisch zu bewerten. Bei einem Ausfall eines Prozessrechners wird dieser im Normalfall durch ein identisches Neuteil ersetzt. Ist kein identisches Neuteil verfügbar, muss sämtliche Software auf ein neues System portiert werden. Durch die enge Verzahnung zwi-

schen Hard- und Software bei zeitkritischen Systemen ist dies mit einem erheblichen Zeitaufwand verbunden. Der langfristigen Verfügbarkeit von Ersatzteilen für die Prozessrechner kommt daher eine besondere Bedeutung zu. Aus diesem Grund wird als Prozessrechner ein VME-System vom Typ MVME6100 auf PowerPC-Basis verwendet. Der Hersteller garantiert die Verfügbarkeit von Ersatzteilen für einen Zeitraum von 16 Jahren. Gleichzeitig bietet diese Architektur eine für Prozessrechner große Rechenkapazität, mit der auch komplexe Regelalgorithmen bewältigt werden können. Bei einem steigenden Bedarf an Rechenleistung kann das System über den VME-Bus um weitere Rechnerkarten ergänzt werden, ohne das System grundlegend zu verändern.

In der Leitebene werden zur Visualisierung und Bedienung handelsübliche PC's verwendet. Diese sind weitverbreitet und die Versorgung mit Ersatzteilen ist auch für die nächsten Jahre gesichert. Da die verwendete Software weitgehend hardware-unabhängig ist, ist eine evtl. notwendige Portierung auf zukünftige Systeme als unkritisch einzustufen.

Innerhalb der Leitebene wird zur Kommunikation der Standard OpenDDS eingesetzt. Dieser offene Standard ist hardware-unabhängig und kann problemlos über Ethernet betrieben werden. Den Vorzügen dieses Systems steht der erhebliche Entwicklungsaufwand gegenüber. Dieser kann dadurch gerechtfertigt werden, dass für die Verwendung von OpenDDS keine Lizenzgebühren fällig werden.

Kapitel 5

Modellbildung

5.1 Modellierung des Höhenprüfstands

Die Modellierung des Höhenprüfstands erfolgt auf der Basis von physikalischen Überlegungen wie Massen- und Energiebilanzen. Der Prüfstand wird im Sinne der Systemtheorie [87] als System mit Ein- und Ausgängen betrachtet. Das dynamische Verhalten kann durch ein nichtlineares Zustandsraummodell der Form

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{f}(\mathbf{x}, \mathbf{u}) \quad (5.1)$$

$$\mathbf{y} = \mathbf{x} \quad (5.2)$$

beschrieben werden. Da für den Prüfling Druck und Temperatur der zu- bzw. abgeführten Luft entscheidend sind, werden diese Größen als Zustandsgrößen \mathbf{x} gewählt. Die Wirkung der Klappen, mit denen sich die verschiedenen Luftmassenströme innerhalb des Prüfstands einstellen lassen, wird im Modell durch den Eingang \mathbf{u} beschrieben. Da die Ausgänge den Zustandsgrößen entsprechen, werden die Begriffe Ausgang und Zustandsgröße im folgenden äquivalent verwendet.

Alle Elemente des Prüfstandes werden im Modell auf Basiselemente zurückgeführt, die über eine einheitlich definierte Schnittstelle miteinander verbunden werden. Unterschieden werden dabei dynamische und statische Basiselemente. Dynamische Elemente modellieren die im Rohrleitungssystem eingeschlossene Luft, die als Energiespeicher wirkt. In den statischen Elementen wird die Drosselwirkung der Klappen abgebildet. Dem Vorschlag in [41] folgend werden alle gasdynamischen Effekte mittels der dynamischen Elemente abgebildet. Die Gasdynamik innerhalb der als statisch modellierten Bestandteile (z. B. der Klappen), muss in den angrenzenden dynamischen Elementen berücksichtigt werden. Verluste innerhalb eines Rohrleitungsabschnitts werden durch die benachbarten statischen Elemente modelliert. Alle Bestandteile des Prüfstands, die große Luftvolumina beinhalten, werden als dynamische Elemente modelliert. Dazu gehören Rohrleitungsabschnitte und Wärmetauscher. Elemente die als Drossel wirken,

werden als statisches Element beschrieben. Hierzu gehören vor allem die Klappen und der Prüfling. Die Modellierung der Wirkung des Prüflings stellt einen Sonderfall dar und wird in 5.2.4 dokumentiert.

Dynamische Elemente werden über die Differentialgleichungen für Druck

$$\frac{dp_i}{dt} = f(p_i, T_i, m_j, T_j) \quad (5.3)$$

und Temperatur

$$\frac{dT_i}{dt} = f(p_i, T_i, m_j, T_j) \quad (5.4)$$

beschrieben. Diese werden durch statische Elemente miteinander verbunden (Abb. 5.1). Der Zustand eines dynamischen Elementes zu einem Zeitpunkt wird durch den Druck und die Temperatur der enthaltenen Luft angegeben. Dabei wird angenommen, dass das Volumen des Rohrelementes sich in einem Punkt konzentriert, d. h. Druck und Temperatur innerhalb des Volumens homogen verteilt sind.

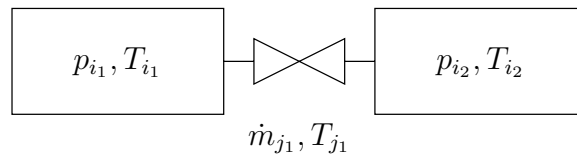


Abbildung 5.1: Verschaltung von dynamischen und statischen Elementen

Statische Elemente sind definiert durch den Massenstrom

$$\dot{m}_j = f(p_{i_1}, p_{i_2}, T_{i_1}, T_{i_2}) \quad (5.5)$$

und die Temperatur

$$T_j = f(p_{i_1}, p_{i_2}, T_{i_1}, T_{i_2}) \quad (5.6)$$

der strömenden Luft. Im folgenden werden die verwendeten Elemente des Prüfstandes und ihre Ableitung von den Basiselementen vorgestellt.

5.2 Elemente des Modells

5.2.1 Rohre

Grundelement des Prüfstandsmodells ist das Rohrelement. Ein Rohr wird als dynamisches Element mit einem Volumen V modelliert, in dem der Druck und die Temperatur

der sich innerhalb befindlichen Luft von den ein- und ausströmenden Luftmassen \dot{m}_j beeinflusst werden. Zusätzlich findet ein Wärmeaustausch Q_{Struk} zwischen der Luft und der Rohrwand statt. Wird Wärme von der Rohrwand an die Luft abgegeben, so ist Q_{Struk} positiv. Da die Rohre aussen isoliert sind, wird der Wärmeübergang zwischen der Rohrwand und der Umgebung vernachlässigt. Der dabei entstehende Fehler wird gemäß [33] abgeschätzt. An einem exemplarischen Arbeitspunkt bei -40°C und einem Durchsatz von 70 kg/s beträgt der Fehler ca. $1,5 \cdot 10^{-3}$ Kelvin pro Meter Rohrleitung. Der erste Hauptsatz der Thermodynamik für instationär durchströmte Systeme lautet nach [83]:

$$dU - dQ_{\text{Struk}} + dE_{\text{Kin}} = \sum_j h_j dm_j + \sum_j \frac{1}{2} c_j^2 dm_j \quad . \quad (5.7)$$

Die Änderung der kinetischen Energie innerhalb des Kontrollvolumens

$$dE_{\text{Kin}} = \frac{1}{2} c^2 dm + m dc \quad (5.8)$$

und die Summe der kinetischen Energien der ein- und austretenden Luftströme

$$\sum_j \frac{1}{2} c_j^2 dm_j \quad (5.9)$$

kann für für Rohrleitungen mit adiabaten Drosselstellen nach [91] vernachlässigt werden. Bei stationärer Betrachtung verschwindet dE_{Kin} vollständig. Eine denkbare Modellierung der Strömungsgeschwindigkeit c als dritte Zustandsgröße ist nicht zielführend, da sie bei der Einstellung des Arbeitspunktes am Prüfling nicht berücksichtigt wird. Ihre Identifizierung würde eine umfängliche Erweiterung der eingesetzten Messtechnik erfordern.

In Gl 5.7 werden die thermische Zustandsgleichung des idealen Gases

$$pV = mRT \quad (5.10)$$

und die kalorischen Zustandsgleichungen bei konstanter spezifischer Wärmekapazität

$$dU = m c_v dT + c_v T dm \quad (5.11)$$

$$dh = c_p dT \quad (5.12)$$

eingesetzt. Es ergeben sich die Differentialgleichungen für Druck und Temperatur in den Rohrelementen:

$$\frac{dp}{dt} = \frac{c_p R}{c_v V} \sum_j \dot{m}_j T_j + \frac{R}{c_v V} \dot{Q}_{\text{Struk}} \quad (5.13)$$

$$\frac{dT}{dt} = \frac{RT}{c_v V p(t)} \left[c_p \sum_j \dot{m}_j T_j - c_v T \sum_j \dot{m}_j + \dot{Q}_{\text{Struk}} \right] \quad (5.14)$$

Der von der Rohrwand auf die Luft übertragene Wärmestrom beträgt nach [88]

$$\dot{Q}_{\text{Struk}} = \alpha \cdot A_{\text{Struk}} \cdot (T_{\text{Struk}} - T) \quad (5.15)$$

Da die Temperatur der Rohrwand der Fluidtemperatur langsam folgt, wird die Differentialgleichung für die Änderung der Rohrwandtemperatur

$$\frac{dT_{\text{Struk}}}{dt} = \frac{\alpha \cdot A_{\text{Struk}}}{c_{\text{Struk}} \cdot m_{\text{Struk}}} (T - T_{\text{Struk}}) \quad (5.16)$$

hinzugefügt.

5.2.2 Wärmetauscher

Wärmetauscher werden als Rohre betrachtet, in denen ein Wärmeausstausch zwischen der Luft und einem Medium stattfindet. Die verschiedenen Wärmetauscher des Prüfstands verwenden als Medien Sole, Dampf und Stickstoff. Die Modellierung folgt der bei den Rohrelementen verwendeten Vorgehensweise, wobei der erste Hauptsatz um die zugeführte Wärme Q_{Wt} erweitert wird.

$$dU - dQ_{\text{Wt}} - dQ_{\text{Struk}} = \sum_j h_j dm_j \quad (5.17)$$

Daraus ergeben sich die folgenden Zustandsgleichungen.

$$\frac{dp}{dt} = \frac{c_p R}{c_v V} \sum_j \dot{m}_j T_j + \frac{R}{c_v V} (\dot{Q}_{\text{Wt}} + \dot{Q}_{\text{Struk}}) \quad (5.18)$$

$$\frac{dT}{dt} = \frac{RT}{c_v V p(t)} \left[c_p \sum_j \dot{m}_j T_j - c_v T \sum_j \dot{m}_j + \dot{Q}_{\text{Wt}} + \dot{Q}_{\text{Struk}} \right] \quad (5.19)$$

5.2.3 Klappe

Mittels der Klappen werden die Luftströme im Prüfstand gedrosselt. Dadurch ändert sich der Druck hinter der Klappe. In der Prüfzelle werden Druck und Temperatur über das Mischen zweier Luftströme unterschiedlicher Temperatur eingestellt. Dies geschieht durch Drosselung der Luftströme. Bei gleichsinnigem Fahren der Klappen verändert

sich der Druck, bei gegensinnigem verändert sich die Temperatur. Die Drosselwirkung der Klappe wird als statisches Element modelliert. Durch die Drosselung wird der Durchsatz in Abhängigkeit von der Klappenstellung beschränkt. Dies wirkt sich nach Gl. 5.14 und Gl. 5.14 auf den Druck und die Temperatur in den angrenzenden Rohrleitungsabschnitten aus. Um bei der Modellierung eine Unabhängigkeit von Druck und Temperatur der strömenden Luft und der Referenzfläche A_{ref} der Klappe zu erreichen, bietet es sich an den Ähnlichkeitsparameter

$$\dot{m}_{\text{param}} = \frac{\dot{m} \sqrt{R \cdot T_1}}{A_{\text{ref}} \cdot p_1} \quad (5.20)$$

zu verwenden. Die verwendeten Größen sind in Abb. 5.2 bezeichnet.

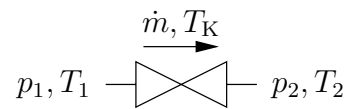


Abbildung 5.2: Bezeichnung der Größen an der Klappe

Durch Einsetzen von

$$\dot{m} = \frac{p_1}{RT} w A_{\text{ref}} \quad (5.21)$$

und der Gleichung von DE SAINT-VENANT und WANTZEL [6] für die isentrope Ausströmung von idealen Gasen aus Druckbehältern

$$w = \sqrt{\frac{2\kappa}{\kappa - 1} RT_1 \left(1 - \left(\frac{p_2}{p_1} \right)^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} \right)} \quad (5.22)$$

kann mit den Beziehungen für ideale Gase $c_p - c_v = R$ und $\kappa = \frac{c_p}{c_v}$ der Luftmassenstrom über die Klappe beschrieben werden durch

$$\dot{m}_{\text{param}} = \frac{p_2}{p_1} \cdot \frac{\sqrt{2 \cdot c_p \left(1 - \left(\frac{p_2}{p_1} \right)^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} \right)}}{\sqrt{R} \cdot \left(\frac{p_2}{p_1} \right)^{\frac{\kappa-1}{\kappa}}} \cdot \mu(s) \quad (5.23)$$

Dabei ist der Widerstandsbeiwert $\mu(s)$ ein Minderungsfaktor, der vom Öffnungsgrad s der Klappe abhängt. Für überkritische Druckverhältnisse

$$\frac{p_2}{p_1} < \left(\frac{2}{\kappa + 1} \right)^{\frac{\kappa}{\kappa-1}}$$

wird

$$\frac{p_2}{p_1} := \left(\frac{2}{\kappa + 1} \right)^{\frac{\kappa}{\kappa - 1}}$$

angenommen, da die Strömungsgeschwindigkeit nicht weiter zunimmt.

Die adiabate Drosselung in einer Rohrleitung wird als Joule-Thomson Versuch bezeichnet. Nach [91] kann die Änderung der kinetischen Energie vernachlässigt werden. Unter der Annahme eines idealen Gases ist die isenthalpe Zustandsänderung isotherm. Die Temperatur T_K der Luft, die aus der Klappe in das nächste Volumenlement strömt, beträgt

$$T_K = T_1 \quad . \quad (5.24)$$

Die Referenzfläche der Klappe A_{ref} ergibt sich aus

$$A_{\text{ref}} = \pi \cdot \frac{D^2}{4} \quad ,$$

wobei D den Nenndurchmesser bezeichnet.

5.2.4 Prüfling

Entscheidend für die Wirkung des Prüflings auf den Prüfstand ist die Menge der durch den Prüfling strömenden Luft und deren Temperatur an seinem Austritt. Die Wechselwirkung des Prüflings mit dem Prüfstand ist in Abb. 5.3 dargestellt.

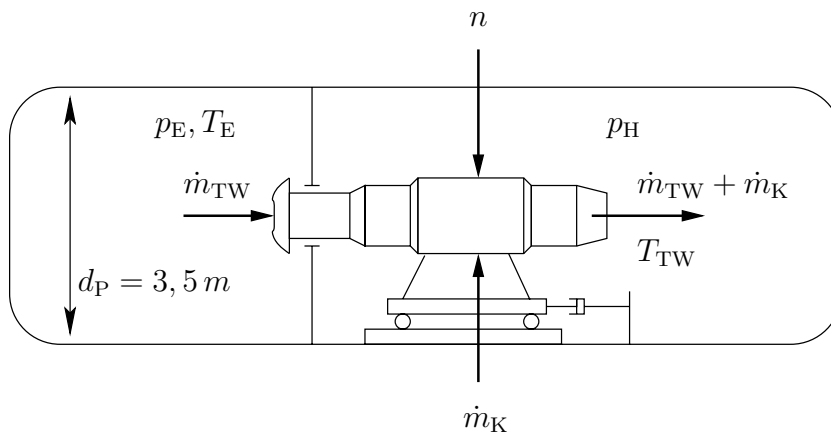


Abbildung 5.3: Wirkung eines Turboluftstrahltriebwerks auf den Prüfstand

Der Luftdurchsatz des Prüflings wirkt sich auf den Druck in der Rohrleitung vor und hinter dem Prüfling aus. Bei Prüflingen in denen Kraftstoff verbrannt wird, z. B. bei Versuchen mit Triebwerken, Kerntriebwerken oder Brennkammern, werden große Mengen Wärme in die Rohrleitung hinter dem Prüfling eingebracht.

Die Modellierung eines Turboluftstrahltriebwerks für die Verwendung innerhalb einer Simulation bedarf der Betrachtung der Vorgänge im Triebwerk. Die instationären Vorgänge im Triebwerk lassen sich nach [76] zusammenfassen zu:

- Änderungen der Rotationsenergie der Rotoren bei Manövern mit Drehzahländerung
- Spaltänderungen infolge von Drehzahländerungen, Druckänderungen und Wärmedehnung
- Durchsatz-, Impuls- und Energieänderungen des Fluids
- Dynamik des Verbrennungsprozesses
- Trägheit der Aktuatoren für die variablen Geometrien.

Dabei wird das dynamische Verhalten des Triebwerks in Abhängigkeit vom Brennstoffmassenstrom betrachtet. Die drei zuletzt genannten Vorgänge laufen innerhalb von einigen Zehntel Sekunden ab. Der Verzug beim Annähern der Istwerte der Rotordrehzahlen an die Sollwerte beträgt einige Sekunden, die übrigen Vorgänge sind deutlich langsamer [76]. Die Ordnungsreduktion des Triebwerksmodells folgt dem Grundsatz aus [29], dass nur die dominanten, d. h. die für das Zeitverhalten wesentlichen Eigenvorgänge berücksichtigt werden. Zu vernachlässigen sind Eigenvorgänge, die schnell im Vergleich zu den dominanten Moden sind. In diesem Fall werden die schnellen Dynamiken, die an die Änderung der Rotordrehzahl gekoppelt sind, bei dieser mitberücksichtigt. Da das Modell dem Entwurf einer Regelung dient, werden die langsamen Dynamiken vernachlässigt, da Einflüsse mit langsamer Dynamik vom Regler sicher ausgeglichen werden können. Nach [9] wird das dynamische Verhalten eines Turboflugtriebwerks maßgeblich von der Trägheit der Rotoren beeinflusst. Da bei Prüfstandsversuchen die Drehzahlen der Rotoren gemessen werden, kann eine Berücksichtigung ihrer Dynamik entfallen.

Aus diesen Überlegungen wird der Prüfling als statisches Element modelliert. Bei Triebwerks- oder Kerntriebwerksversuchen kann der Massenstrom und die Temperatur der aus dem Prüfling austretenden Luft über die Wellendrehzahl abgeschätzt werden. Bei Triebwerken mit mehreren Wellen wird die Drehzahl n_{ND} der Niederdruckwelle verwendet. Der Zusammenhang zwischen Drehzahl, Massenstrom und Abgastemperatur wird als Kennlinie im Modell des Prüflings hinterlegt. Diese Kennlinien können in vielen Fällen mit Hilfe der Leistungsrechnung generiert werden. Dabei werden sowohl der Durchsatz als auch die Temperatur in Abhängigkeit von dem Drehzahlparameter

$$n_{\text{ND,param}} = \frac{n_{\text{ND}}}{\sqrt{RT_{t1}}} \quad (5.25)$$

hinterlegt (Abb. 5.4 und Abb. 5.5).

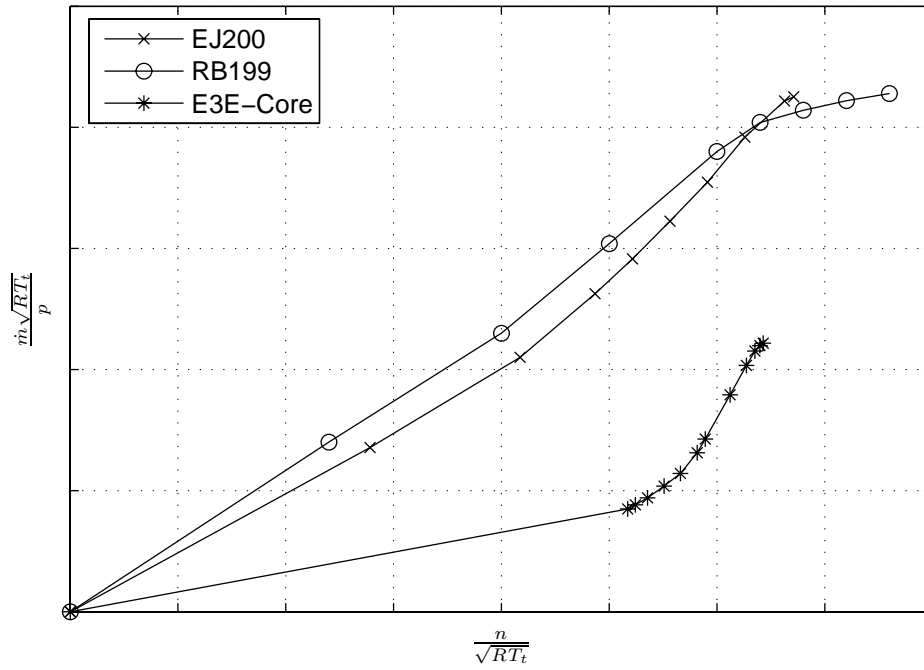


Abbildung 5.4: Kennlinien verschiedener Prüflinge abhängig von der Wellendrehzahl

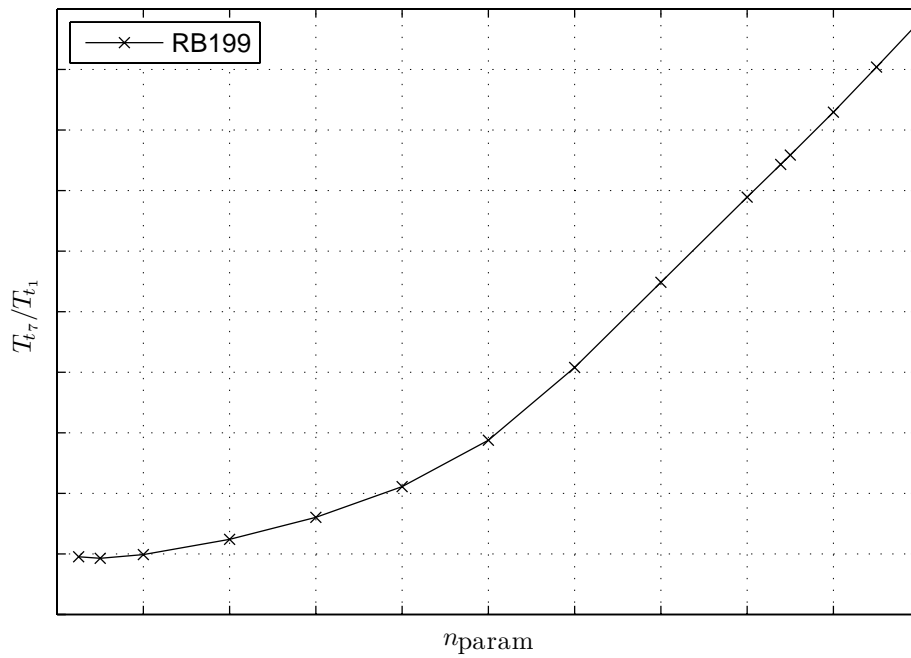


Abbildung 5.5: Temperaturverhältnis eines RB199 in Abhängigkeit von n_{ND}

Bei Versuchen mit passiven Prüflingen ohne rotierende Teile, z. B. bei Brennkammern, Mischern, kann der Massenstrom, ähnlich dem bei Klappen verwendeten Vorgehen, über das Druckverhältnis abgeschätzt werden. Da der für die Versuche dieser Arbeit verwendete Triebwerksdummy eine verstellbare Klappe enthält, wird der Triebwerksdummy im Modell durch das in Kap. 5.2.3 vorgestellte Klappenmodell repräsentiert.

Bei einem typischen Betriebspunkt eines Triebwerks mit einem Durchsatz von 70 kg/s bei 101,3 kPa statischem Druck beträgt die Strömungsgeschwindigkeit in der Prüfzelle 6 m/s. Der entstehende Staudruck von 20 Pa liegt eine Größenordnung unter der Messgenauigkeit und wird vernachlässigt.

5.3 Struktur des Gesamtmodells

Beim Aufbau des Modells soll mit Blick auf die erforderliche Rechenzeit die Komplexität möglichst gering sein, die wesentlichen Vorgänge im Prüfstand jedoch mit guter Genauigkeit abgebildet werden. Da für den Prüfling Druck und Temperatur der zu- bzw. abgeführten Luft entscheidend sind, beschränkt sich das Modell auf die Simulation dieser Größen. Dazu werden Abschnitte der Rohrleitungen des Prüfstands in Rohrelementen des Modells zusammengefasst und durch Klappen voneinander getrennt.

Da das Modell im Stau- und Saugbetrieb verwendet werden soll, bietet es sich an, das Modell unabhängig von der Verschaltung der Verdichter zu entwickeln. Daher wurde die Systemgrenze am Eintritt so gewählt, dass sie Druck und Temperatur der bereitgestellten Luft enthält, unabhängig davon, ob die Luft von einem Verdichter zugeführt oder aus der Umgebung angesaugt wird. Die Randbedingungen an der Systemgrenze entsprechen im Staubetrieb den Werten am Ausgang der Verdichter. Die Verdichter arbeiten mit konstanter Drehzahl. Die Dynamik der Luftversorgung wird maßgeblich durch die Verdichterregelung beeinflusst, die den Betriebspunkt des Verdichters einstellt. Da über das Zeitverhalten der Verdichterregelung keine Informationen vorliegen, kann ihre Dynamik nicht berücksichtigt werden. Im Saugbetrieb wird Luft aus der Umgebung angesaugt, so dass der Zustand der Luft vor den Regelklappen dem der Umgebungsluft entspricht. Der Druck an der Systemgrenze hinter dem Prüfling liegt im Staubetrieb auf Umgebungsniveau. Im Saugbetrieb finden sich hier die Bedingungen vor den Verdichtern, die wie im Staubetrieb konstant angenommen werden müssen. In Abb. 5.6 ist die Struktur des Modells dargestellt. Dynamische Elemente sind als Rechtecke abgebildet, die durch statische Elemente verbunden sind.

Für den Fall, dass sich im Prüfstand zwischen zwei für das Modell vorgesehenen Rohrelementen keine Klappe befindet, wird im Modell eine virtuelle Klappe eingefügt (s. Abb. 5.6). So ist gewährleistet, dass statische und dynamische Elemente immer abwechselnd miteinander verschaltet werden können. Dies ist notwendig, um die Kopplung zwischen den dynamischen Elementen zu gewährleisten. Weiterhin können Druckverluste in der Rohrleitung über die virtuellen Klappen abgebildet werden.

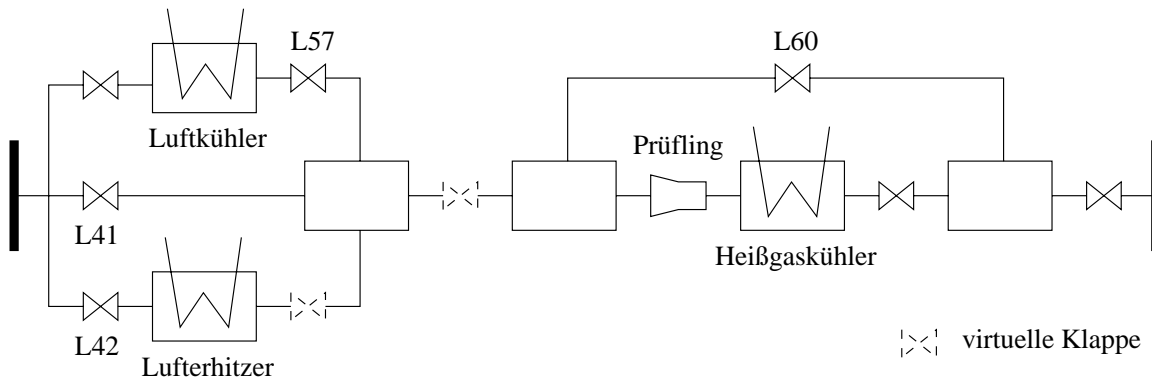


Abbildung 5.6: Struktur des Modells

5.4 Identifikation des Modells

5.4.1 Versuchsaufbau

Bei der Identifikation des Modells werden die Kennfelder der Klappen und die Volumina der Rohrelemente in einem Identifikationsversuch bestimmt. Die hierfür benötigten Messwerte werden mit der vorhandenen Druck- und Temperaturmesstechnik des Höhenprüfstands aufgenommen. Den Volumenelementen des Modells wird je ein Temperatur- und ein Druckgeber zugeordnet, der die Temperatur bzw. den Druck im gesamten Element repräsentiert. Dem Vorschlag in [41] folgend, werden alle dynamischen Effekte mittels der Volumina beschrieben. Dadurch, dass neben der Gasdynamik auch andere dynamische Effekte mittels der Volumina abgebildet werden, werden die Volumina des Modells größer als die geometrischen Volumina der Rohrleitung.

5.4.2 Klappenkennfelder

Wesentlichen Einfluß auf die stationäre Modellgüte hat die Kenntnis des stationären Verhaltens der als Stellorgane verwendeten Regelklappen. Für das in Kapitel 5.2.3 vorgestellte Klappenmodell

$$\dot{m}_{\text{param}} = f(\Pi) \cdot \mu(s)$$

wird der Widerstandsbeiwert μ in Abhängigkeit vom Öffnungsgrad s bestimmt. Dazu muß der Luftmassenstrom durch die Klappe bekannt sein. Zur Bestimmung der Durchsatzcharakteristik der Regelklappen werden diese einzeln gefahren, d. h. während der Vermessung einer der drei parallelen Regelklappen L41, L42 und L57 bleiben die beiden übrigen geschlossen (Abb. 5.7). In diesem Fall entspricht, abgesehen von möglichen Leckagen, der Massenstrom durch die Klappe dem durch die Prü fzelle. Der Massenstrom wird in der Prü fzelle mit einer Mengemessdüse bestimmt.

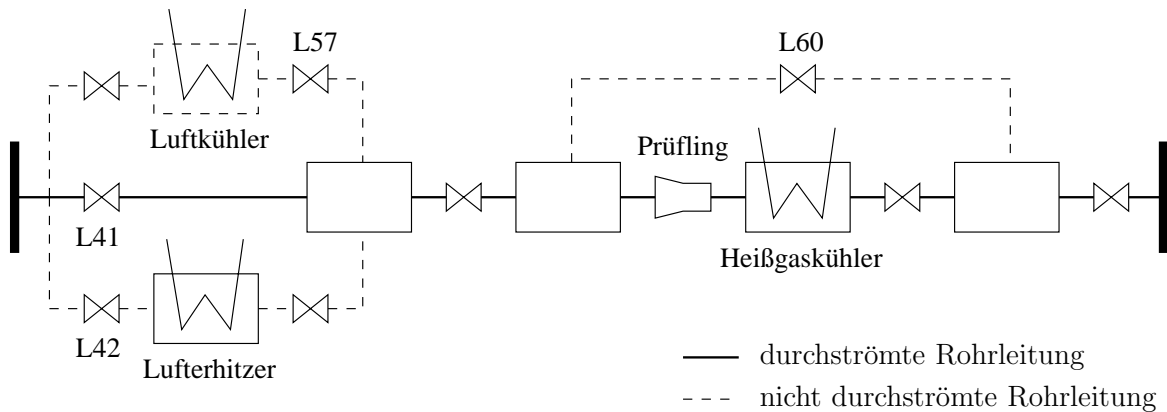


Abbildung 5.7: Schaltung zur Kennfeldermittlung der Klappe L41

An der Klappe werden definierte Öffnungsgrade eingestellt. Zum präzisen und reproduzierbaren Stellen werden die Klappen digital über den Feldbus angesteuert. In Abb. 5.8 ist der zeitliche Verlauf der Drücke vor und hinter der Klappe aufgetragen. Im unteren Diagramm ist der dazugehörige Verlauf des Öffnungsgrades s dargestellt. Nach dem Verfahren der Klappe klingen die Einschwingvorgänge ab. Nach 2 Minuten werden die Drücke vor und hinter der Klappe sowie die Temperatur vor der Klappe als stationär angenommen und gemessen. Die Annahme der Stationarität ist zulässig, da die Zeitkonstanten der Druckdynamik je nach Arbeitspunkt im Bereich von einigen Sekunden liegen (s. Kap. 5.5).

Um mögliche Abhängigkeiten vom Druckniveau erkennen zu können, wird die Messung im Stau- und im Saugbetrieb bei unterschiedlichen Drücken vor der Klappe wiederholt. Prinzipiell können auch Arbeitspunkte aus Triebwerksversuchen zur Identifikation herangezogen werden. Diese Vorgehensweise wird in [17] verwendet. Der Gesamtmassenstrom des Triebwerks wird in diesem Fall über dessen Drehzahl abgeschätzt. Die Teilmassenströme der zwei Regelklappen können anhand der Mischtemperatur und der Temperatur der Teilmassenströme bestimmt werden. Dadurch kann auf spezielle Versuche zur Identifikation verzichtet werden. Nachteilig ist die Unsicherheit in der Bestimmung des Massenstroms über die Triebwerksdrehzahl und die Unsicherheit bei der Bestimmung der Teilmassenströme über die Temperatur. Daher wird auf die Verwendung solcher Arbeitspunkte verzichtet.

Die zur Identifikation verwendeten Messdaten sind mit einer Messunsicherheit behaftet. Die Messunsicherheit bezeichnet eine mögliche Messabweichung und ergibt sich aus dem systematischen Restfehler der kalibrierten Messgeber. Sie kann mittels einer Normalverteilung beschrieben werden. Nach DIN 13005 kann der stochastische Fehler bei einer Mittelung über mehr als 200 Werte vernachlässigt werden. Bei der Identifikation ergibt sich aus den Messunsicherheiten eine Unsicherheit der identifizierten Parameter. In Abbildung 5.9 sind die zur Identifikation der Klappe L41 verwendeten Messpunkte aufgetragen. Zusätzlich ist das Klappenmodell nach Gl. 5.23 mit den

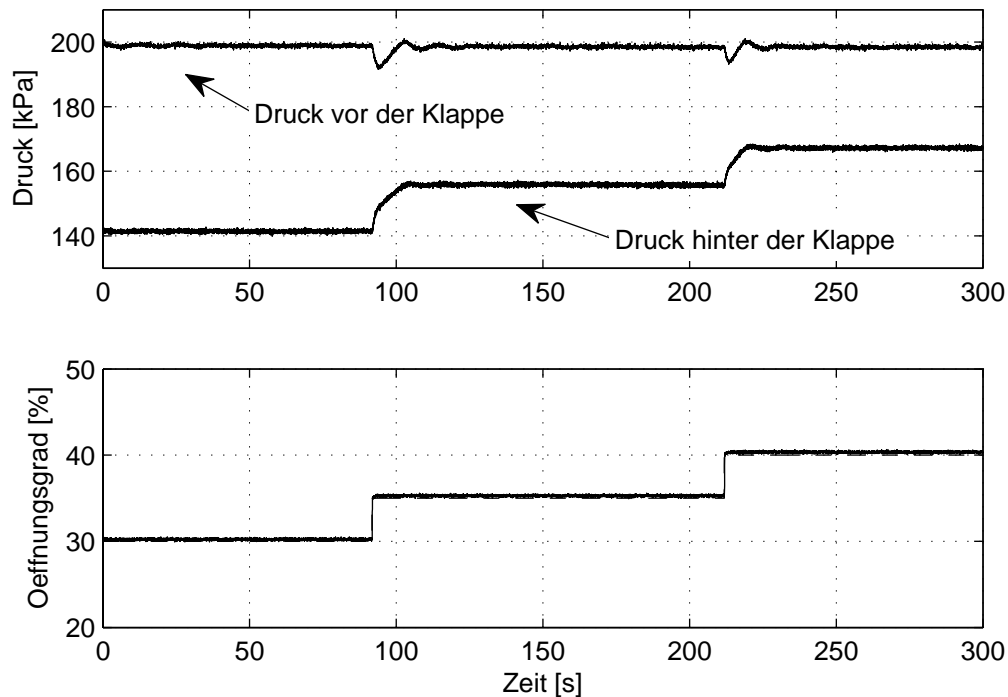


Abbildung 5.8: Verlauf der Drücke an der Klappe L41 während der Identifikation

identifizierten Widerstandsbeiwerten μ gestrichelt eingetragen. Durch die waagerechte Tangente der Modellfunktion im Punkt $(0,1)$ können sich, bei Druckverhältnissen nahe 1, Unsicherheiten in der Messung signifikant auf den identifizierte Widerstandsbeiwert μ auswirken. Um qualitative Aussagen über die Empfindlichkeit der Identifikation gegenüber Messunsicherheiten treffen zu können, werden zu den verwendeten Messgrößen Unsicherheiten angenommen und die sich ergebende Unsicherheit mit einer Monte-Carlo-Simulation überprüft. Die verwendeten 2σ -Unsicherheiten sind in Tabelle 5.1 aufgeführt.

Druckaufnehmer	$\pm 1 \%$
Temperaturmessung	$\pm 1 \text{ K}$
Massenstrom	$\pm 5 \text{ kg/s}$

Tabelle 5.1: Messunsicherheit bei der Identifikation

Der sich aus der Monte-Carlo-Simulation ergebende Bereich, in dem μ unsicher ist, ist in Abbildung 5.10 grau hinterlegt. Bei der Betrachtung der Widerstandsbeiwerte μ und ihre Unsicherheit $\Delta\mu$, zeigt sich eine deutliche Abhängigkeit vom Öffnungsgrad bzw. vom Druckverhältnis. Eine akzeptable Sicherheit von 2 % bei der Bestimmung von μ ist bis zu einem Öffnungsgrad von etwa 40 % gegeben.

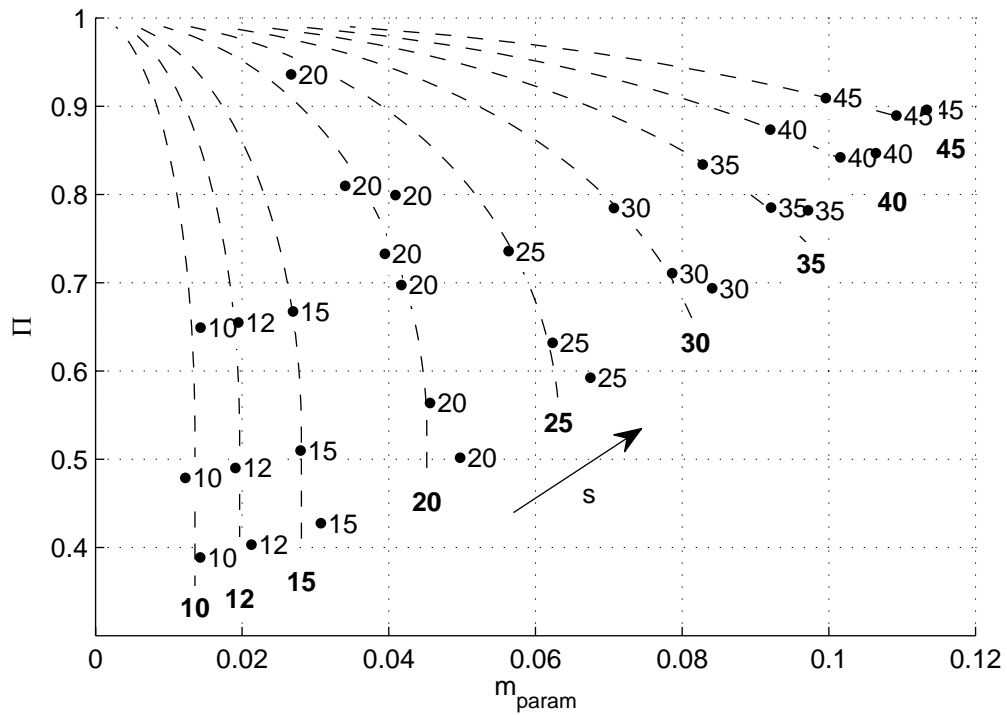
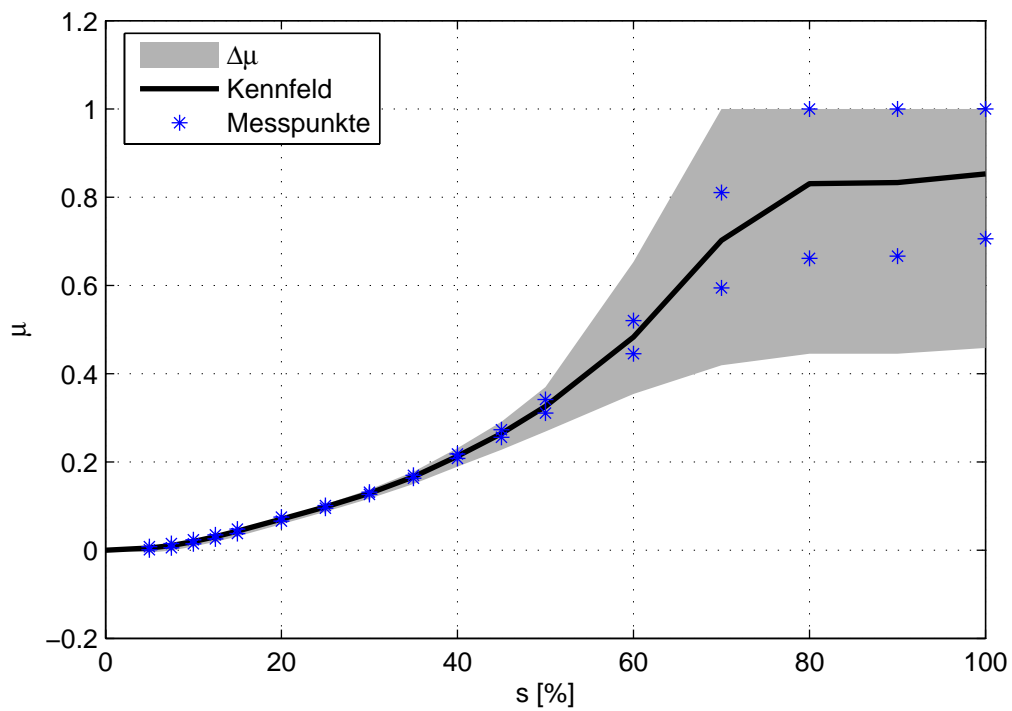


Abbildung 5.9: Kennfeld der Klappe L41

Abbildung 5.10: Widerstandsbeiwert μ der Klappe L41

5.4.3 Volumina der Rohrelemente

Maßgeblich für das dynamische Verhalten des Modells ist die Größe der verwendeten Volumenelemente. Bei der Identifikation der Volumina werden die Klappen mit Sprungfunktionen beschickt. Die gemessenen Verläufe der Drücke werden mit den simulierten Sprungantworten verglichen und die Größe der Volumina des Modells so gewählt, dass die Abweichung zwischen Modell und gemessenen Größen minimal wird. Eine detaillierte Darstellung der Volumenidentifikation findet sich in [11]. Die Güte der Abbildung des dynamischen Verhaltens mittels der Volumenelemente wird im Rahmen der Beurteilung des Gesamtmodells quantifiziert.

5.5 Beurteilung des Gesamtmodells

Für die Beurteilung der Modellgüte werden Messungen aus den Identifikationsversuchen herangezogen, bei denen zwei Regelklappen gleichzeitig geöffnet sind. Dies entspricht der typischen Fahrweise des Prüfstands im Versuchsbetrieb, bei dem Druck und Temperatur in der Prü fzelle eingestellt werden. Abb. 5.11 beinhaltet den dazugehörigen Verlauf der Klappenstellung s der Regelklappen L41 und L57. Beide Regelklappen werden nacheinander von 20 % auf 50 % aufgef ahren, um das Antwortverhalten von Modell und Prüfstand über einen großen Arbeitsbereich beurteilen können. L42 bleibt während des gesamten Manövers geschlossen.

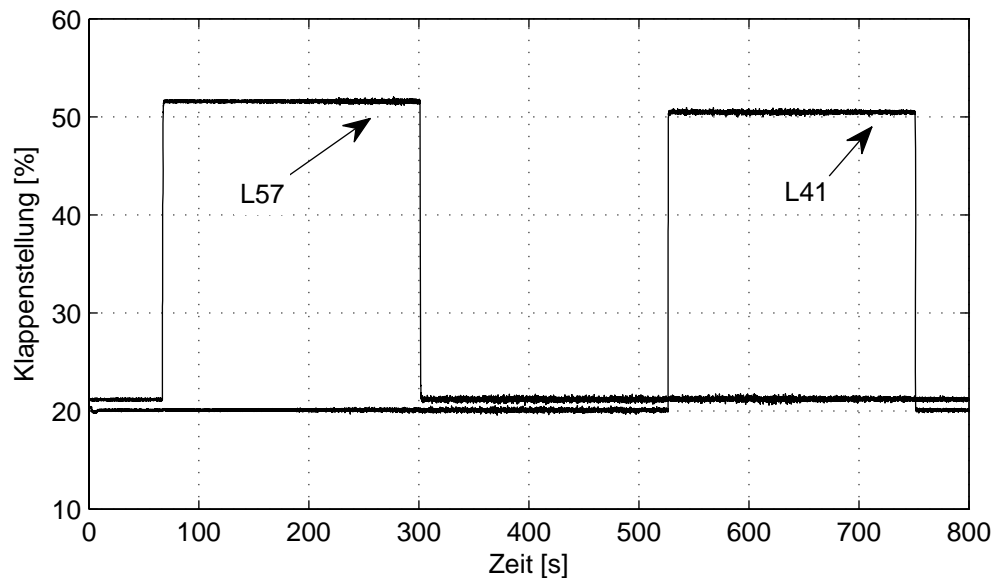


Abbildung 5.11: Bewegung der Regelklappen während des Manövers

In Abb. 5.12 ist der gemessene und der numerisch simulierte Verlauf des Eintrittsdrucks p_E dargestellt. Beim Öffnen der Klappe L57 ist der Druckanstieg in der Prü fzelle gerin-

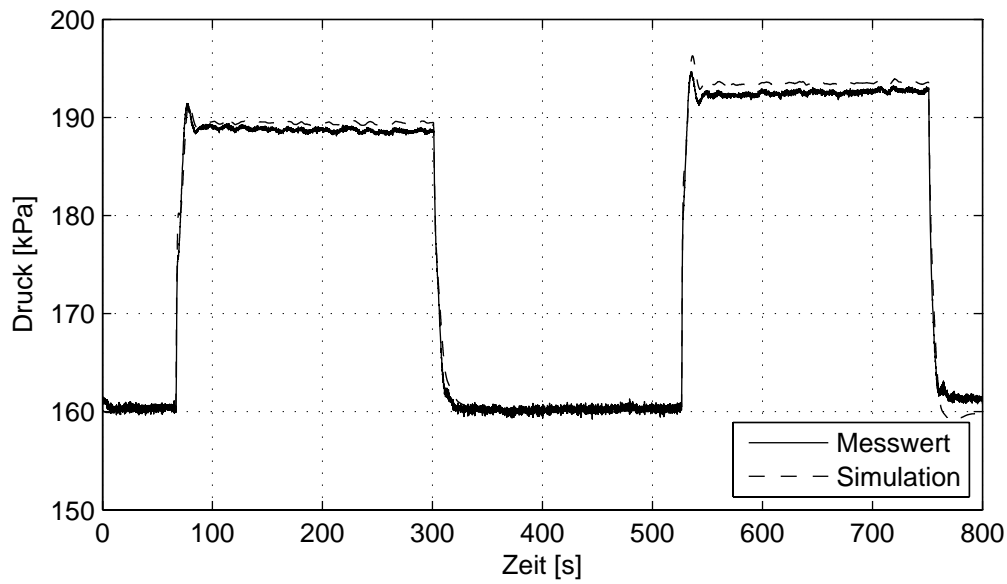


Abbildung 5.12: Vergleich von Messung und Simulation des Drucks

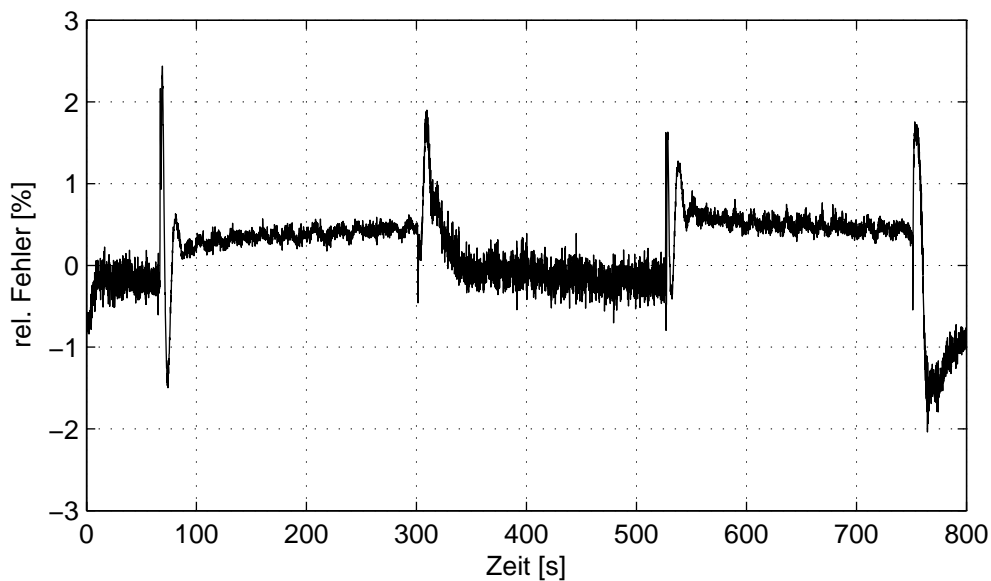


Abbildung 5.13: Relative Abweichung des Drucks zwischen Modell und Messung

ger, da der Wärmetauscher einen Druckverlust bewirkt. Die beobachtete Schwingung an den Arbeitspunkten mit 190 kPa kommt durch den Eingriff der Verdichterregelung zustande, die an diesen Punkten nicht stabil arbeitet. Die Zeitkonstante des Prüfstands an diesem Arbeitspunkt beträgt ca. 4 Sekunden. Der mittlere Gradient während des Druckanstiegs beträgt ca. 3,5 kPa/s.

Um den Modellfehler zu quantifizieren, ist in Abb. 5.13 der relative Fehler während des

Manövers aufgetragen. Trotz Bewegung der Regelklappen mit maximaler Geschwindigkeit bleibt die Abweichung zwischen gemessenem und simuliertem Druck kleiner als 2 %. Bei stationären Arbeitspunkten ist der Fehler kleiner als 1 %.

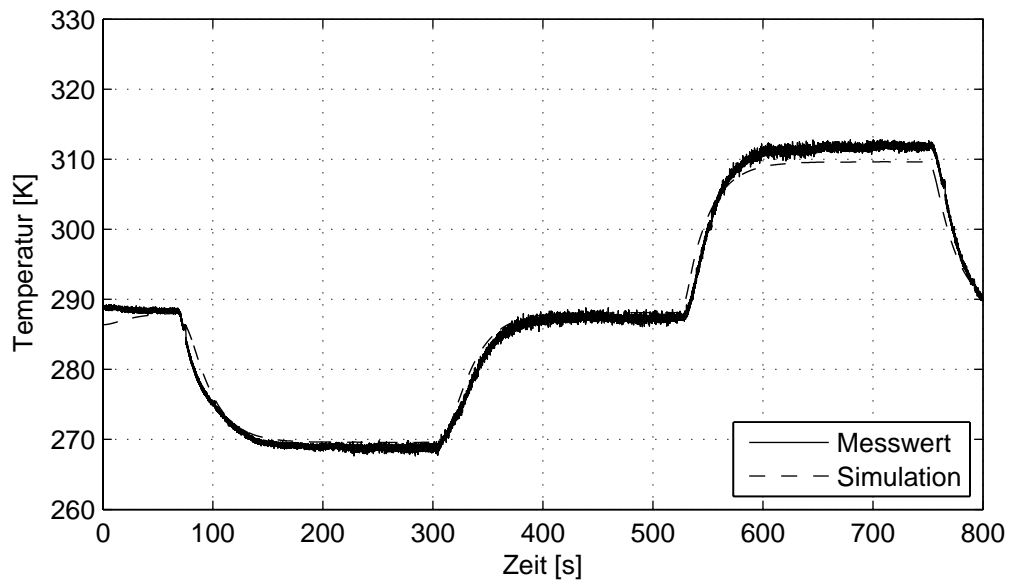


Abbildung 5.14: Vergleich von Messung und Simulation der Temperatur

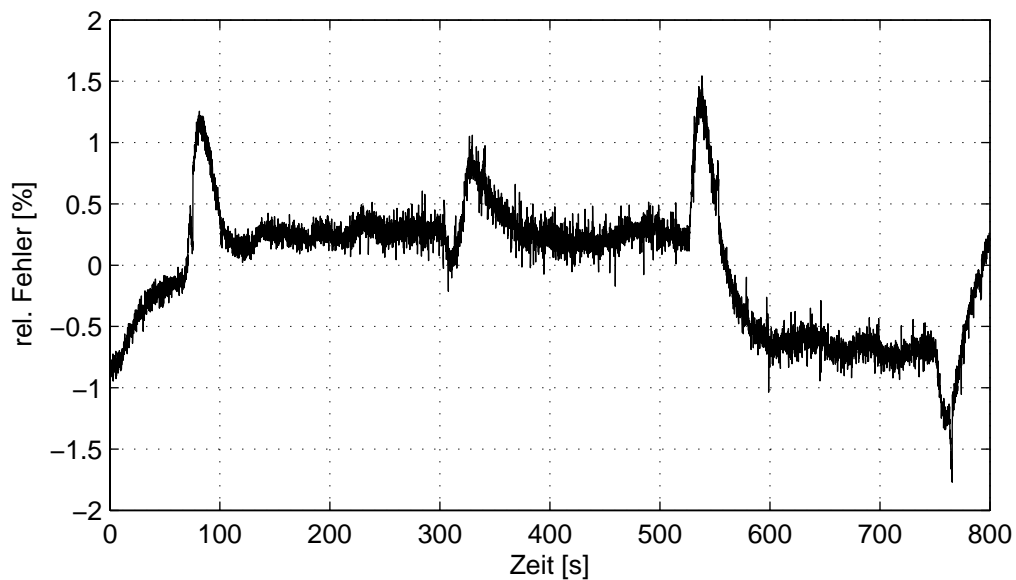


Abbildung 5.15: Relative Abweichung der Temperatur zwischen Modell und Messung

Der Verlauf der Temperatur an der Mischstelle ist in Abb. 5.14 dargestellt. Die deutlich größeren Zeitkonstanten der Temperaturdynamik erklären sich durch das Anprechver-

halten der verwendeten Pt100-Messwiderstände. Ihr Verhalten wird durch ein PT1-Glied abgebildet. Die verwendete Zeitkonstante beträgt 20 s und entspricht den Herstellerangaben für das Ansprechverhalten eines Pt100-Widerstandsthermometers mit Schutzrohr [2]. Eine Veränderung der Rohrwandtemperatur innerhalb des betrachteten Zeitraumes ist nicht messbar und wird nicht berücksichtigt.

Zur Beurteilung der Modellgüte bei der Abbildung der Temperaturdynamik wird die rel. Abweichung zwischen der gemessenen und der simulierten Temperatur an der Mischstelle betrachtet (Abb. 5.15). Die Temperatur wird vom Modell mit einer Genauigkeit kleiner als 1,5 % abgebildet, wobei das Temperaturniveau auch vom Wärmeübergang von der Rohrwand auf das strömende Fluid abhängt. Bei stationären Arbeitspunkten ist der Fehler kleiner als 1 %.

Das Modell bildet das Verhalten der Einlaufstrecke des Höhenprüfstands mit einer Genauigkeit besser als 2 % ab. Die erreichte Qualität liegt im Rahmen der Genauigkeit der zur Identifizierung verwendeten Messtechnik. Insbesondere die dynamischen Vorgänge der Größen Druck und Temperatur im Rohrleitungssystem des Prüfstands werden vom Modell zuverlässig erfaßt. Versuche können dadurch bereits in der Planungsphase am Rechner simuliert werden. Darüber hinaus eignet sich das Modell durch seine Abbildung des dynamischen Verhaltens auch für die weitere Verwendung als internes Modell für eine modellbasierte Filterung sowie als Grundlage für eine modellbasierte Regelung. Die Filterung und die Regelung werden in den folgenden Kapiteln erarbeitet.

Kapitel 6

Filterung von Messwerten

Die für den Betrieb des Prüfstands benötigten elektrischen Anlagen und insbesondere die leistungsstarken Motoren der Verdichter verursachen elektromagnetische Felder, die die Signalübertragung mittels analoger Leitungen beeinträchtigen. Die Einstreuungen wirken sich als breitbandige Störungen auf die Messsignale aus.

Da für den Aufbau einer stossfreien Zustandsregelung rauschfreie, stetig differenzierbare Zustandsgrößen benötigt werden, wird beim Aufbau des Messsystems die Länge der analogen Leitungen minimiert. Durch die Verwendung eines Feldbusses wird die Einstreuung elektromagnetischer Störungen während des Datentransports von der Messstelle zum Prozessrechner wirksam verhindert. Da sich bei einem analogen Messprinzip mit anschließender Digitalisierung Störungen nicht vollständig unterdrücken lassen, muss aus den gestörten Messdaten der Systemzustand bestimmt werden. Der Vorgang, aus fehlerbehafteten Messdaten Informationen über den Systemzustand zu gewinnen, wird als *Schätzung* bezeichnet [30]. Die Differenz

$$\mathbf{e}(t) = \mathbf{x}(t) - \hat{\mathbf{x}}(t) \quad (6.1)$$

zwischen dem gemessenen Systemzustand \mathbf{x} und dem geschätzten Zustand $\hat{\mathbf{x}}$ heißt *Schätzfehler*. Da die Störungen stochastischen Charakter haben, kann es nicht gelingen, dass der Schätzfehler \mathbf{e} asymptotisch verschwindet, da die Störungen während der gesamten Messzeit auftreten. Die Verwendung eines Luenberger-Beobachters [59][60][61] ist damit nicht zielführend.

6.1 Aufbau des Zustandsschätzers

Das beschriebene Problem wird mit Hilfe eines Kalman-Filters¹ gelöst, indem eine Größe $\hat{\mathbf{x}}(t)$ bestimmt wird, die im Mittel mit dem gemessenen Systemzustand $\mathbf{x}(t)$ übereinstimmt. Die verwendete Variante des Kalman-Filters für nichtlineare Systeme

¹In Übereinstimmung mit [62] wird das maskuline Genus verwendet.

heißt „Erweiterter Kalman-Filter“ [30]. Für den Aufbau des Kalman-Filters wird das in Kapitel 5 entwickelte nichtlineare Zustandsraummodell

$$\dot{\mathbf{x}}(t) = \mathbf{f}(\mathbf{x}, \mathbf{u}) \quad (6.2)$$

linearisiert, indem die Taylor-Reihe

$$\dot{\mathbf{x}}(t) = \mathbf{f}(\hat{\mathbf{x}}(t), \mathbf{u}(t)) + \underbrace{\frac{\partial \mathbf{f}}{\partial \mathbf{x}} \Big|_{\mathbf{x}=\hat{\mathbf{x}}}}_{\mathbf{A}(\hat{\mathbf{x}})} (\mathbf{x} - \hat{\mathbf{x}}) + \dots + \underbrace{\frac{\partial \mathbf{f}}{\partial \mathbf{u}} \Big|_{\mathbf{x}=\hat{\mathbf{x}}}}_{\mathbf{B}(\hat{\mathbf{x}})} (\mathbf{u} - \hat{\mathbf{u}}) + \dots \quad (6.3)$$

um den momentanen Schätzwert $\hat{\mathbf{x}}(t)$ entwickelt wird. Dadurch wird das nichtlineare Modell stückweise durch ein lineares approximiert. Der kontinuierliche Prozess, bei dem anhand des Modells aus dem Schätzwert die Systemmatrix \mathbf{A} bestimmt wird, ist in Abb. 6.1 dargestellt.

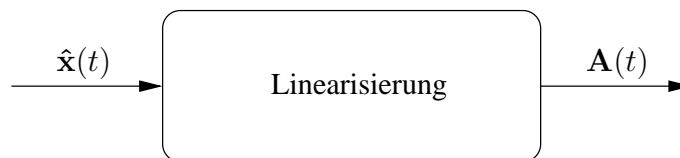


Abbildung 6.1: Bestimmung der Systemmatrix \mathbf{A} aus dem Zustandsvektor $\hat{\mathbf{x}}$

Die Systemmatrix $\mathbf{A}(n, n)$ des Zustandsraummodells entspricht der Jacobi-Matrix des nichtlinearen Systems

$$\mathbf{A} = \begin{pmatrix} \frac{\partial dx_1}{\partial dx_1} & \frac{\partial dx_1}{\partial dx_2} & \dots & \frac{\partial dx_1}{\partial dx_n} \\ \frac{\partial dx_2}{\partial dx_1} & \frac{\partial dx_2}{\partial dx_2} & \dots & \frac{\partial dx_2}{\partial dx_n} \\ \vdots & \vdots & & \vdots \\ \frac{\partial dx_n}{\partial dx_1} & \frac{\partial dx_n}{\partial dx_2} & \dots & \frac{\partial dx_n}{\partial dx_n} \end{pmatrix} \quad (6.4)$$

mit

$$\frac{\partial dx_i}{\partial dx_j} = \lim_{\epsilon \rightarrow 0} \frac{dx_i(x_j + \epsilon) - dx_i(x_j)}{\epsilon} . \quad (6.5)$$

Die Berechnung der Eingangsmatrix $\mathbf{B}(n, m)$ erfolgt analog:

$$\mathbf{B} = \begin{pmatrix} \frac{\partial dx_1}{\partial u_1} & \frac{\partial dx_1}{\partial u_2} & \cdots & \frac{\partial dx_1}{\partial u_m} \\ \frac{\partial dx_2}{\partial u_1} & \frac{\partial dx_2}{\partial u_2} & \cdots & \frac{\partial dx_2}{\partial u_m} \\ \vdots & \vdots & & \vdots \\ \frac{\partial dx_n}{\partial u_1} & \frac{\partial dx_n}{\partial u_2} & \cdots & \frac{\partial dx_n}{\partial u_m} \end{pmatrix} \quad (6.6)$$

mit

$$\frac{\partial dx_i}{\partial u_j} = \frac{dx_i(u_j + \epsilon) - dx_i}{\epsilon} . \quad (6.7)$$

Alternativ zum gezeigten Vorgehen, kann die Linearisierung auch entlang einer zuvor festgelegten nominellen Trajektorie erfolgen. Diese Variante wird als *Linearisierter Kalman-Filter* bezeichnet. Im Gegensatz zu der Linearisierung entlang einer nominellen Trajektorie führt die Linearisierung um den geschätzten Systemzustand $\hat{\mathbf{x}}$ dazu, dass die Linearisierung in jedem Zeitschritt durchgeführt werden muss. Dieses Vorgehen kostet zwar Rechenzeit, verhindert aber Fehler in der Linearisierung, die sich aus Abweichungen zwischen nomineller und tatsächlicher Trajektorie ergeben [32]. Aus diesem Grund wird in dieser Arbeit die Linearisierung um den Schätzwert $\hat{\mathbf{x}}$ verwendet. Nach einer Koordinatentransformation in den Ursprung ergibt sich das kontinuierliche lineare Zustandsraummodell

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}(\hat{\mathbf{x}}) \mathbf{x} + \mathbf{B}(\hat{\mathbf{x}}) \mathbf{u} . \quad (6.8)$$

Es wird angenommen, dass das lineare Zustandsraummodell mit dem Systemrauschen $\mathbf{q}(t)$ und dem Messrauschen $\mathbf{r}(t)$ beaufschlagt ist

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A} \mathbf{x} + \mathbf{B} \mathbf{u} + \mathbf{q}(t) \quad (6.9)$$

$$\mathbf{y} = \mathbf{x} + \mathbf{r}(t) , \quad (6.10)$$

wobei der Begriff Systemrauschen die Unsicherheit der Modells bezeichnet. Die Zufallsprozesse $\mathbf{q}(t)$ und $\mathbf{r}(t)$ sollen weiße gaußsche Rauschprozesse sein, d. h. ihr Mittelwert ist gleich null, ihre Varianz unendlich und aufeinander folgende Werte dürfen nicht miteinander korreliert sein.

$$\text{cov}\{\mathbf{q}(t_1), \mathbf{q}(t_2)\} = \mathbf{Q} \delta(t_1 - t_2) \quad (6.11)$$

$$\text{cov}\{\mathbf{r}(t_1), \mathbf{r}(t_2)\} = \mathbf{R} \delta(t_1 - t_2) \quad . \quad (6.12)$$

Differentialgleichungen, die Zufallsprozesse enthalten, werden als stochastische Differentialgleichungen bezeichnet. Das Einbringen von Zufallsprozessen in gewöhnliche Differentialgleichungen hat eine Reihe von Auswirkungen, da die Gleichungen im Riemann'schen Sinne nicht integrierbar sind. Eine weiterführende Darstellung dieser Thematik findet sich in [18] und [44].

Der Kalman-Filter gleicht die Messung mit dem linearisierten Systemmodell ab und minimiert den mittleren, quadratischen Schätzfehler, d. h. er arbeitet optimal bzgl. des Gütekriteriums

$$J = \sum_{i=1}^n E\{e_i^2\} \quad . \quad (6.13)$$

In [30] und [32] werden für die Zustandsschätzung die Differentialgleichung

$$\dot{\hat{\mathbf{x}}} = \mathbf{f}(\hat{\mathbf{x}}, \mathbf{u}) + \mathbf{L}(\mathbf{x} - \hat{\mathbf{x}}) \quad (6.14)$$

verwendet. Diese Vorgehensweise kann zu einem bleibenden Schätzfehler führen, wenn $\mathbf{f}(\mathbf{x}, \mathbf{u})$ für den Fall $\mathbf{x} = \hat{\mathbf{x}}$ nicht verschwindet. Daher wird der Term $\mathbf{f}(\mathbf{x}, \mathbf{u})$ durch das lineare Modell ersetzt und die Differentialgleichung der Zustandsschätzung erhält die Form

$$\dot{\hat{\mathbf{x}}} = \mathbf{A}\hat{\mathbf{x}} + \mathbf{B}\mathbf{u} + \mathbf{L}(\mathbf{x} - \hat{\mathbf{x}}) \quad . \quad (6.15)$$

Der dazugehörige Signalflussplan nach DIN 19226 [22] ist in Abb. 6.1 abgebildet.

Die Matrix \mathbf{L} ist so zu wählen, dass das Gütemaß J minimal wird. Als Lösung für \mathbf{L} ergibt sich

$$\mathbf{L} = \mathbf{P}\mathbf{R}^{-1} \quad , \quad (6.16)$$

mit \mathbf{P} als positiv semidefiniter Lösung der Matrix-Riccati-Gleichung

$$\mathbf{A}\mathbf{P} + \mathbf{P}\mathbf{A}^T - \mathbf{P}\mathbf{R}^{-1}\mathbf{P} + \mathbf{Q} = \mathbf{0} \quad . \quad (6.17)$$

Die Matrix \mathbf{R} kann über die Standardabweichung σ des Messrauschens bestimmt werden.

$$\mathbf{R} = \begin{pmatrix} \sigma_1^2 & 0 & \cdots & 0 \\ 0 & \sigma_2^2 & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & & \vdots \\ 0 & 0 & \cdots & \sigma_n^2 \end{pmatrix} \quad (6.18)$$

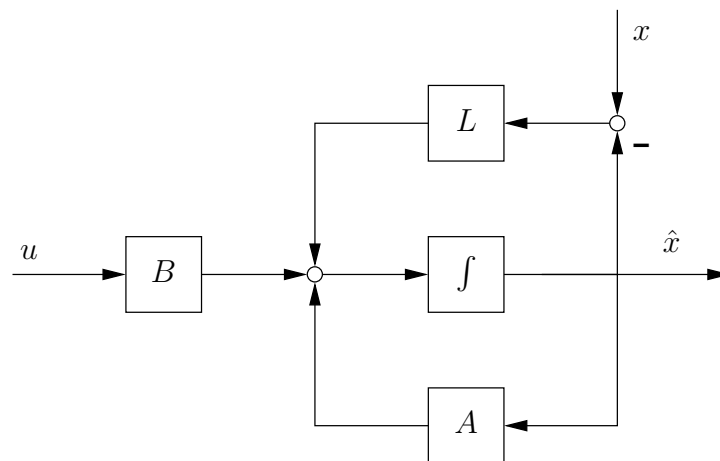


Abbildung 6.2: Signalflussplan des Kalman-Filters

Da das Systemrauschen unbekannt und nicht messbar ist, wird \mathbf{Q} als Designparameter verwendet, mit dem die Bandbreite des Filters beeinflusst werden kann. Werden die Elemente von \mathbf{Q} erhöht, steigt die Gewichtung \mathbf{L} und der Einfluss der Messung \mathbf{x} steigt an. \mathbf{Q} ist optimal gewählt, wenn die Schätzung der Dynamik des Prüfstands bestmöglich folgt und das Messrauschen aller Zustandsgrößen herausgefiltert wird. Um die Freiheitsgrade bei der Wahl der Elemente von \mathbf{Q} zu verringern, kann für \mathbf{Q} nach [62] ohne Einschränkung der Lösungsvielfalt eine Diagonalmatrix gewählt werden .

6.2 Anmerkungen zur Implementierung

6.2.1 Diskretisierung des Zustandsraummodells

Die in Abschnitt 6.1 vorgestellten Gleichungen beschreiben einen zeitkontinuierlichen Kalman-Filter. Für die zyklische Ausführung durch den Prozessrechner bietet es sich an, den Kalman-Filter zeitlich zu diskretisieren. Dadurch wird eine kompakte Darstellung erzielt, die sich einfach implementieren lässt und wenig Rechenzeit benötigt. Um den Filter ohne Modifikation für unterschiedliche Modelle nutzen zu können, wird er als generischer, zeitdiskreter, linearer Kalman-Filter implementiert, der unabhängig vom verwendeten Modell arbeitet.

Durch die Diskretisierung erhält das lineare Zustandsraummodell

$$\dot{\mathbf{x}}(t) = \mathbf{A}\mathbf{x} + \mathbf{B}\mathbf{u} \quad (6.19)$$

die Form

$$\mathbf{x}_k = \mathbf{A}_{k-1} \mathbf{x}_{k-1} + \mathbf{B}_{k-1} \mathbf{u}_{k-1} \quad . \quad (6.20)$$

Für den Entwurf eines diskreten Reglers mit der Abtastzeit T_A wird das Modell diskretisiert. Unter der Annahme stückweise konstanter Steuerfunktionen gilt dabei nach [30]:

$$\mathbf{A}_k = e^{\mathbf{A}T_A} \quad (6.21)$$

$$\mathbf{B}_k = \int_0^{T_A} e^{\mathbf{A}\tau} d\tau \mathbf{B} \quad (6.22)$$

$$(6.23)$$

Die Matrixfunktion $e^{\mathbf{A}T_A}$ kann durch die Potenzreihe

$$e^{\mathbf{A}T_A} = \mathbf{I} + \mathbf{A}T_A + \frac{1}{2!}(\mathbf{A}T_A)^2 + \frac{1}{3!}(\mathbf{A}T_A)^3 + \dots \quad (6.24)$$

$$(6.25)$$

dargestellt werden. Die Abtastzeit T_A kann im Verhältnis zu den Zeitkonstanten von \mathbf{A} groß werden, so dass die oft (z. B. in [30]) verwendete Näherung

$$e^{\mathbf{A}t} = \mathbf{I} + T_A \mathbf{A} \quad (6.26)$$

nicht ausreicht. Die Berechnung der Terme höherer Ordnung führt bei $\|\mathbf{A}\| > 1$ zu numerischen Problemen, da die Elemente der Reihe den im Rechner darstellbaren Zahlenbereich übersteigen können. Geschickter ist in diesem Fall eine Skalierung mit anschließender Padé Approximation [65].

$$e^{\mathbf{A}} = (e^{\mathbf{A}/m})^m \quad (6.27)$$

Dabei wird für m die kleinste Potenz von 2 gewählt, für die $\|\mathbf{A}\|/m \leq 1$ gilt.

Unter dieser Bedingung kann $e^{\mathbf{A}/m}$ durch die (p, q) Padé Approximation

$$\mathbf{R}_{pq}(\mathbf{A}) = [\mathbf{D}_{pq}(\mathbf{A})]^{-1} \mathbf{N}_{pq}(\mathbf{A}) \quad (6.28)$$

mit

$$\mathbf{N}_{pq}(\mathbf{A}) = \sum_{j=0}^p \frac{(p+q-j)! p!}{(p+q)! j! (p-j)!} \mathbf{A}^j \quad (6.29)$$

und

$$\mathbf{D}_{pq}(\mathbf{A}) = \sum_{j=0}^q \frac{(p+q-j)! p!}{(p+q)! j! (q-j)!} (-\mathbf{A})^j \quad (6.30)$$

dargestellt werden. Durch die Wahl von m als Potenz von 2 kann die Skalierung $(e^{\mathbf{A}/m})^m$ durch wiederholtes Quadrieren rückgängig gemacht werden. Für kontinuierliche Systeme mit $\det(\mathbf{A}) \neq 0$ erhält man für das Integral

$$\mathbf{B}_k = \mathbf{A}^{-1}(e^{\mathbf{A}T_A} - \mathbf{I})\mathbf{B} \quad . \quad (6.31)$$

Da die Abtastzeit klein ist, genügt für \mathbf{B}_k die in [30] vorgeschlagene Näherung

$$\mathbf{B}_k = \mathbf{B}T_A \quad . \quad (6.32)$$

6.2.2 Implementierung des Kalman-Filters

Die Funktionalität des Kalman-Filters wird durch die diskreten Schritte *Prädiktion* und *Korrektur* abgebildet. Prädiktion bezeichnet die modellbasierte zeitliche Extrapolation der Zustandsgrößen \mathbf{x}_i . Der zyklische Abgleich der Schätzung mit dem Messwert heißt Korrektur. Im folgenden sind die verwendeten Gleichungen für die Schritte Prädiktion und Korrektur aufgeführt.

Prädiktion

$$\hat{\mathbf{x}}_k^- = \mathbf{A}_{k-1} \mathbf{x}_{k-1} + \mathbf{B}_{k-1} \mathbf{u}_{k-1} \quad (6.33)$$

$$\mathbf{P}_k^- = \mathbf{A}_k \mathbf{P}_{k-1} \mathbf{A}_k^T + \mathbf{Q}_k \quad (6.34)$$

Korrektur

$$\mathbf{K}_k = \mathbf{P}_k^- (\mathbf{P}_k^- + \mathbf{R}_k)^{-1} \quad (6.35)$$

$$\hat{\mathbf{x}}_k = \hat{\mathbf{x}}_k^- + \mathbf{K}_k (\mathbf{x}_k - \hat{\mathbf{x}}_k^-) \quad (6.36)$$

$$\mathbf{P}_k = (\mathbf{I} - \mathbf{K}_k) \mathbf{P}_k^- \quad (6.37)$$

Die Wichtungsmatrizen des zeitdiskreten Kalman-Filters können über die Zykluszeit T_A bestimmt werden.

$$\mathbf{Q}_k = \mathbf{Q}T_A \quad (6.38)$$

$$\mathbf{R}_k = \mathbf{R}/T_A \quad (6.39)$$

6.3 Diskussion der Ergebnisse

Zur Beurteilung der erzielten Ergebnisse wird das Verhalten des Filters anhand der folgenden Kriterien untersucht.

Restrauschen Das auf dem gefilterten Signal verbleibende Rauschen wird als Restrauschen bezeichnet. Das Restrauschen soll möglichst gering sein, um den Betrieb der Zustandsregelung nicht zu beeinträchtigen. Die natürliche Streubreite 3σ des gefilterten Signals soll 50 Pa nicht übersteigen (s. Kap. 3.1).

Dynamik Das gefilterte Signal $\hat{\mathbf{x}}$ soll das Verhalten der Größen Druck und Temperatur innerhalb des Prüfstands auch bei Manövern mit maximaler Geschwindigkeit abbilden. Ein Schleppabstand zwischen \mathbf{x} und $\hat{\mathbf{x}}$ ist dabei zu vermeiden.

Das Restrauschen wird an einem stationären Arbeitspunkt ermittelt. In Abb. 6.3 ist der Verlauf des Rohwertes und des gefilterten Wertes dargestellt. Das Rauschen des Rohwertes übersteigt die für die Zustandsregelung angestrebte Regelgüte von 100 Pa. Die Messung ist mit einer niederfrequenten Störung behaftet, die in den verwendeten Druckaufnehmern ursächlich ist. Die Periodendauer der Störung beträgt 8 s. Da die Periodendauer der Störung in der gleichen Größenordnung liegt wie die Zeitkonstanten des Prüfstands von etwa 4 s (s. Kap. 5.5), kann es nicht gelingen diese Störung zu filtern. Von dieser Störung abgesehen ist das Restrauschen des gefilterten Wertes deutlich kleiner als 50 Pa.

Zur Beurteilung der Leistungsfähigkeit des Kalman-Filters bei transienten Vorgängen wird das Folgeverhalten bei einem Druckgradienten von 1 kPa/s überprüft. Dabei wird der Kalman-Filter mit anderen Verfahren zur Filterung verglichen. Als Referenzverfahren werden ein gleitender Mittelwert und ein PT1-Glied verwendet. Um die Vergleichbarkeit zu gewährleisten, sollen alle drei Verfahren ein identisches Restrauschen besitzen. Das Ergebnis ist in Abb. 6.3 dargestellt.

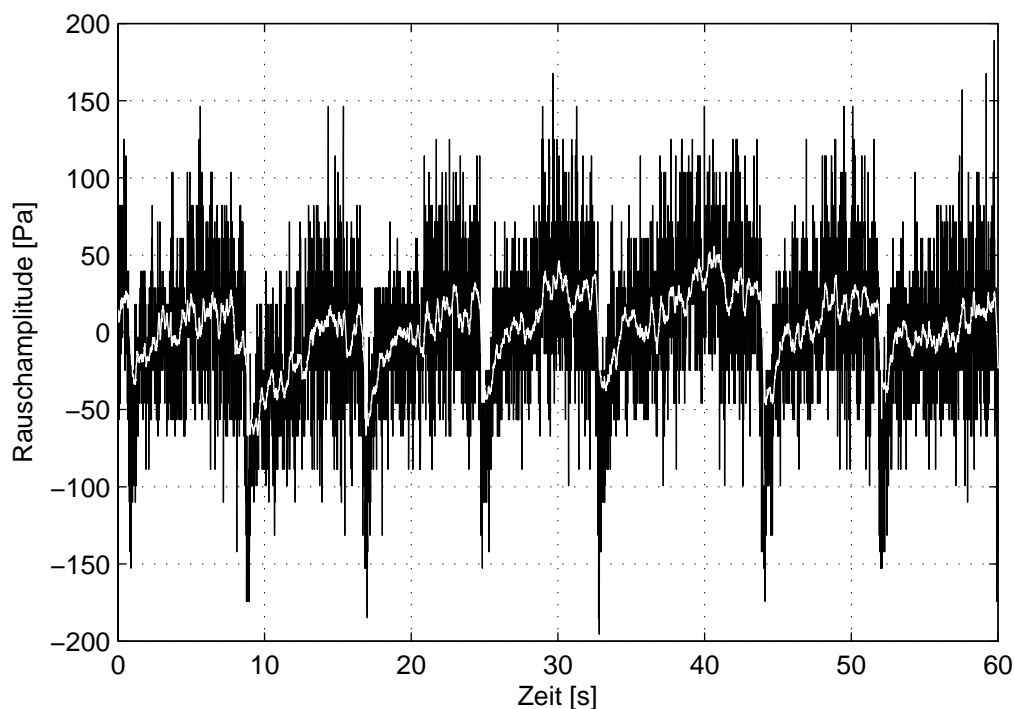


Abbildung 6.3: Stationäres Verhalten der Filterung

Der mittels PT1-Glied gefilterte Wert folgt der Messung mit einem Schleppabstand von $t_1 = 2,5$ s. Der Schleppabstand des gleitenden Mittelwerts beträgt $t_1 + t_2 = 4,5$ s.

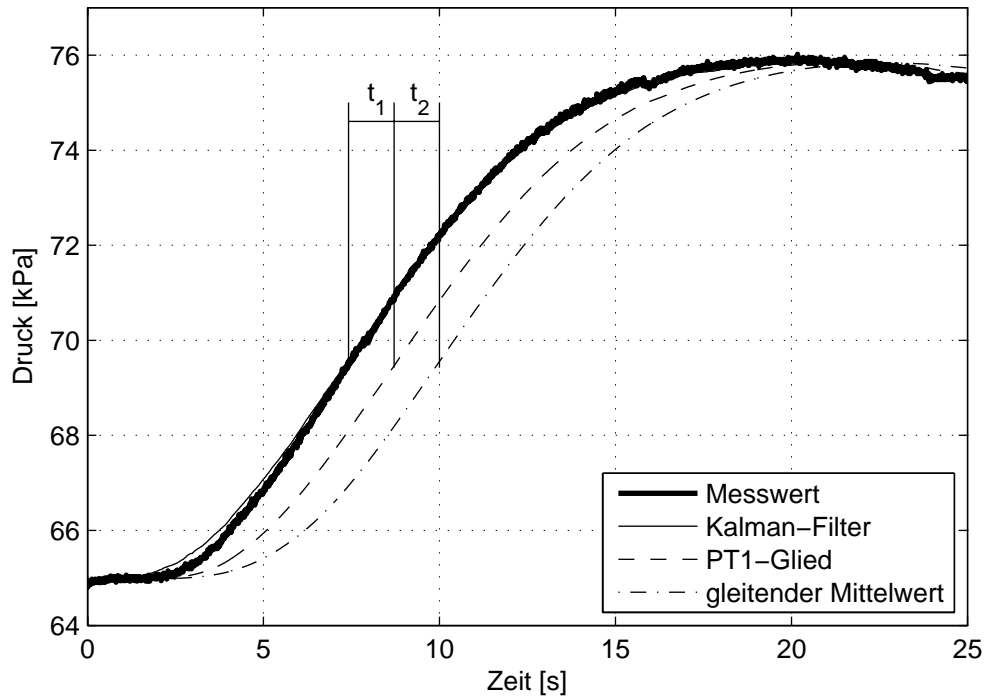


Abbildung 6.4: Vergleich verschiedener Verfahren zur Filterung

Bei der Zustandsschätzung durch den Kalman-Filter ist der Schleppabstand kleiner als 10 ms und kann vernachlässigt werden. Durch die modellbasierte Stützung der Schätzung kann der Schleppabstand negativ werden. Da auch hier die Beträge 10 ms nicht übersteigen, hat dieser Effekt auf die Zustandsregelung keinen messbaren Einfluss.

Kapitel 7

Reglerentwurf

7.1 Regelung von Eintrittsdruck und Eintrittstemperatur

7.1.1 Optimalregler

Die Güteforderungen an den Regelkreis können mathematisch durch ein Gütefunktional ausgedrückt werden. Wird der Verlauf der Stell- und Regelgrößen bewertet, kann der Regler als Lösung eines Optimierungsproblems gefunden werden. Wie im vorangegangenen Kapitel wird hierbei vom linearen Zustandsraummodell der Form

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}\mathbf{x} + \mathbf{B}\mathbf{u} \quad (7.1)$$

ausgegangen. Da die Formulierung am einfachsten mit quadratischen Funktionalen gelingt, wird das Gütefunktional in der Form

$$J = \int_0^{\infty} \mathbf{x}(t)^T \mathbf{Q} \mathbf{x}(t) + \mathbf{u}(t)^T \mathbf{R} \mathbf{u}(t) dt \quad (7.2)$$

angesetzt. Dieses Funktional ist quadratisch und die Regelstrecke linear. Daher wird das Entwurfsverfahren auch als linear-quadratische Regelung (LQ-Regelung) bezeichnet. Das Gütefunktional kann als gewichtetes Maß für die Regelabweichung und die benötigte Stellenergie interpretiert werden. Ziel des Entwurfsverfahrens ist es, die Funktion $\mathbf{u}(t)$ zu finden, für die J minimal wird. Die Lösung wird dadurch eingeschränkt, dass $\mathbf{u}(t)$ als lineare Zustandsrückführung

$$\mathbf{u}(t) = -\mathbf{K} \mathbf{x}(t) \quad (7.3)$$

realisiert wird. Auf eine Behandlung der Theorie der optimalen Steuerung wird an dieser Stelle verzichtet und auf weiterführende Literatur (z. B. [28]) verwiesen. Als obere Grenze des Integrals wird $+\infty$ gewählt, da sich bei der Verwendung eines endlichen

Wertes ein zeitvarianter Regler ergäbe. Wird stattdessen als obere Grenze des Integrals $+\infty$ eingesetzt, ergibt sich eine konstante Reglermatrix \mathbf{K} [29]. Die Lösung des Optimierungsproblems

$$\min J \quad (7.4)$$

ist

$$\mathbf{K} = \mathbf{R}^{-1} \mathbf{B}^T \mathbf{P} \quad , \quad (7.5)$$

wobei \mathbf{P} die symmetrische, positiv definite Lösung der Matrix-Riccati-Gleichung

$$\mathbf{A}^T \mathbf{P} + \mathbf{P} \mathbf{A} - \mathbf{P} \mathbf{B} \mathbf{R}^{-1} \mathbf{B}^T \mathbf{P} + \mathbf{Q} = \mathbf{0} \quad (7.6)$$

ist.

7.1.2 PI-Zustandsregler

Der in Kapitel 7.1.1 vorgestellte LQ-Regler garantiert in der genannten Weise noch keine stationäre Genauigkeit. Um stationäre Genauigkeit zu erreichen, wird der LQ-Regler durch einen I-Anteil strukturell erweitert. Da sich aufgrund interner Kopplung die Regelgrößen gegenseitig beeinflussen, werden nicht nur die Regeldifferenzen sondern auch ihre Zeitintegrale auf alle Steuergrößen aufgeschaltet. Dieser Aufbau sichert, unabhängig von den Parameterwerten der Strecke und des Reglers, die stationäre Genauigkeit solange der Regelkreis stabil ist. Es ergibt sich die in [75] beschriebene und in Abb. 7.1 abgebildete Regelkreisstruktur.

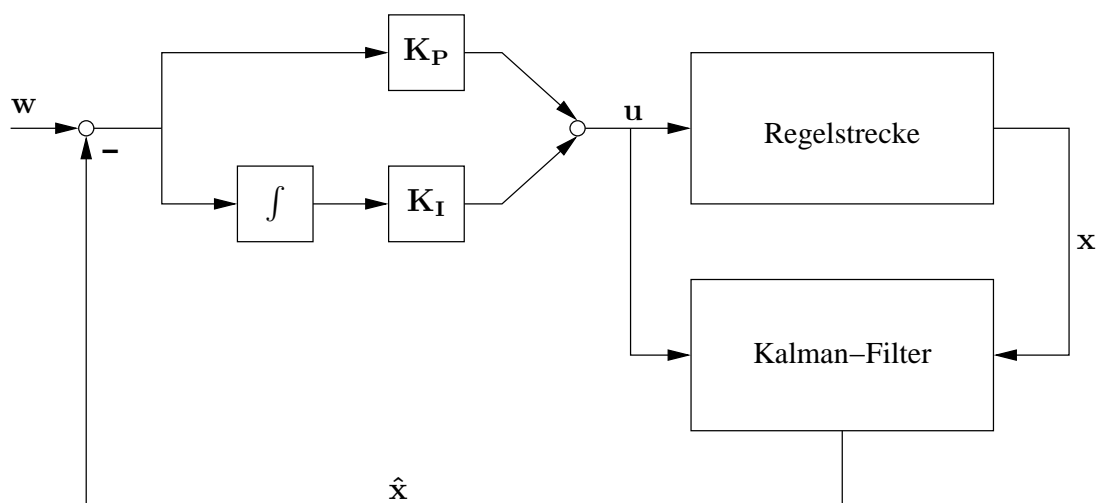


Abbildung 7.1: Struktur des PI-Zustandsreglers

Die auf diese Weise gewonnene PI-Regelung darf als strukturelle Verallgemeinerung des D-Anteils klassischer Regelungen betrachtet werden [75], so dass auf eine explizite Implementierung eines D-Anteils verzichtet werden kann. Um das in Kapitel 7.1.1 vorgestellte Entwurfsverfahren zur Bestimmung der Reglermatrizen \mathbf{K}_P und \mathbf{K}_I nutzen zu können, wird das lineare Zustandsraummodell um Zustandsgrößen erweitert, die den Vektor der Regelabweichung über die Zeit integrieren.

Das lineare Zustandsraummodell wird um die Integratorzustände

$$\dot{\mathbf{z}} = \mathbf{C} \mathbf{x} \quad (7.7)$$

erweitert, wobei die Matrix \mathbf{C} dazu dient, die zu integrierenden Zustände aus dem Zustandsvektor \mathbf{x} zu extrahieren. Das erweiterte System erhält die Form

$$\dot{\mathbf{x}}_a = \mathbf{A}_a \mathbf{x}_a + \mathbf{B}_a \mathbf{u} \quad (7.8)$$

mit

$$\mathbf{x}_a = \begin{pmatrix} \mathbf{x} \\ \mathbf{z} \end{pmatrix}, \mathbf{A}_a = \begin{pmatrix} \mathbf{A} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{C} \end{pmatrix} \text{ und } \mathbf{B}_a = \begin{pmatrix} \mathbf{B} \\ \mathbf{0} \end{pmatrix} . \quad (7.9)$$

Die Reglermatrizen \mathbf{K}_P und \mathbf{K}_I ergeben sich als Teile der für das erweiterte System bestimmten Reglermatrix

$$\mathbf{K}_a = \begin{pmatrix} \mathbf{K}_P \\ \mathbf{K}_I \end{pmatrix} . \quad (7.10)$$

Die beiden Wichtungsmatrizen \mathbf{Q} und \mathbf{R} dienen als Designparameter, um das Verhalten des Reglers in Bezug auf Führungs- und Störverhalten zu beeinflussen. Eine systematisches Vorgehen bei der Wahl der Wichtungsmatrizen findet sich in [8]. Dort wird gezeigt, dass für \mathbf{Q} und \mathbf{R} ohne Einschränkung der Lösungsvielfalt Diagonalmatrizen gewählt werden können. Werden für die Elemente von \mathbf{R} feste Werte gewählt, korrespondieren die Elemente Q_{ii} mit der i -ten Zustandsgröße. Eine Erhöhung der zum Vektor \mathbf{x} gehörenden Q_{ii} resultiert in einer größeren proportionalen Rückführung der zur i -ten Zustandsgröße gehörenden Regelabweichung. Eine Vergrößerung der zum Vektor \mathbf{z} gehörenden Q_{ii} verstärkt die Rückführung des Integrals der i -ten Regelabweichung.

7.1.3 Anti-Windup

Kann der Sollwert durch den Regler nicht angefahren werden, da er außerhalb des Arbeitsbereiches der Regelklappen liegt, soll sich der Regler dem Arbeitspunkt bestmöglich nähern. Dabei erreicht zunächst *eine* der Regelklappen ihre Begrenzung. In diesem Fall soll das Regelsystem die Einstellung der Temperatur vernachlässigen und versuchen, den gewünschten Druck einzustellen. Die Einstellung des Druckes wird gegenüber der

Temperatur höher priorisiert, da eine Abweichung vom geforderten Druck abhängig vom Arbeitspunkt sicherheitskritisch sein kann. Erreicht auch die zweite Regelklappe ihre Endlage, ist die bestmögliche Annäherung an den Sollwert durch den Regler abgeschlossen. Das Erreichen des Sollwertes kann dann nur noch durch Änderungen der Konfiguration des Prüfstands erfolgen.

Bei der Verwendung von Reglern mit I-Anteil besteht grundsätzlich die Gefahr des *Windup*, bei dem die Zeitintegrale der Regelabweichung weiter anwachsen, obwohl die Stellorgane ihre Begrenzung erreicht haben. Die Veränderung der Messgröße führt zu keiner Veränderung der Stellgröße, so dass der Regelkreis an dieser Stelle geöffnet ist [38]. Dieses Verhalten kann zu erheblichen Schwingungen und in schweren Fällen zur Instabilität des Regelkreises führen. Für den Einsatz im Versuchsbetrieb wird der Regler daher mit einem Verfahren zur Vermeidung des Windup versehen.

In [13] werden die klassischen Verfahren zur Vermeidung von Windup diskutiert. Es wird ein Werkzeug präsentiert, das die Analyse und den Vergleich verschiedener Verfahren erlaubt. In [7] wird ein Konzept zur Vermeidung von Anti-Windup auf Basis der konditionellen Integration vorgestellt. Das in dieser Arbeit verwendete Verfahren ist daran angelehnt. Für eine weiterführende Darstellung des Themas wird auf [47] und [86] verwiesen.

Zur Vermeidung von Windup wird der Ausgang der Reglers beschränkt. Der beschränkte Ausgang wird mit u_s bezeichnet. Für den Eingrößenfall lautet die allgemeine Forderung zur Vermeidung von Windup

$$u_s(t) = \begin{cases} u_{\min} & u(t) < u_{\min} \\ u(t) & u_{\min} < u(t) < u_{\max} \\ u_{\max} & u(t) > u_{\max} \end{cases}, \quad (7.11)$$

wobei u_{\min} und u_{\max} die unteren und oberen Endlagen der Stellorgane bezeichnen. Für die Erweiterung auf das vorliegende Mehrgrößenproblem muss (7.11) für alle Elemente des beschränkten Stellvektors \mathbf{u}_s gelten. Die konditionelle Integration wird dadurch erreicht, dass bei Ansprechen der Stellgrößenbeschränkung die Integratoren \mathbf{z} auf

$$\mathbf{z}_s = \mathbf{K}_I^{-1} (\mathbf{K}_P \mathbf{w} - \mathbf{K}_P \mathbf{x} - \mathbf{u}_s) \quad (7.12)$$

zurückgesetzt werden. Dadurch ist $\mathbf{u} = \mathbf{u}_s$ gewährleistet und ein Regler-Windup wird wirksam verhindert. Für u_{\min} wird 5 % gewählt, um ein Anfahren der mechanischen Endlage der Klappe durch den Regler zu deren Schutz zu verhindern. Der maximale Öffnungsgrad u_{\max} wird auf 50 % beschränkt, da oberhalb dieses Wertes die Sensitivität der Regelgrößen bzgl. der Stellgrößen deutlich abnimmt (s. Kap. 5.2.3). Die Regelung an Arbeitspunkten mit Stellgrößen jenseits von 50 % müsste deutlich langsamer erfolgen. Die geforderten Gradienten könnten nicht mehr erreicht werden.

7.1.4 Initialisierung der Integratoren

Im Versuchsbetrieb sollen ruckartige Veränderungen von Druck und Temperatur vermieden werden, da dies zu einer erhöhten mechanischen Belastung des Prüflings führen kann. Um beim Übergang von Hand- auf Reglerbetrieb ein stossfreies Umschalten zu gewährleisten, sollen die Öffnungswinkel der Klappen nach dem Einschalten der Regelung mit denen übereinstimmen, die zuvor im Handbetrieb eingestellt wurden [42].

Dazu werden die Integratorzustände \mathbf{z} zum Zeitpunkt des Einschaltens so gewählt, dass sich am Ausgang des Reglers

$$\mathbf{u} = \mathbf{K}_a (\mathbf{w}_a - \mathbf{x}_a) \quad (7.13)$$

die bisher eingestellten Öffnungsgrade

$$\mathbf{s} = \begin{pmatrix} s_1 \\ \vdots \\ s_m \end{pmatrix} \quad (7.14)$$

der Klappen ergeben:

$$\mathbf{u} = \mathbf{K}_a (\mathbf{w}_a - \mathbf{x}_a) \stackrel{!}{=} \mathbf{s} \quad . \quad (7.15)$$

Mit den Zerlegungen (7.9) und (7.10) läßt sich (7.15) umschreiben in

$$\mathbf{K}_P \mathbf{w} - \mathbf{K}_P \mathbf{x}_0 - \mathbf{K}_I \mathbf{z} \stackrel{!}{=} \mathbf{s} \quad , \quad (7.16)$$

wobei \mathbf{x}_0 den Systemzustand zum Zeitpunkt des Umschaltens beschreibt. Für den Vektor der Startwerte für die Integratoren \mathbf{z}_0 ergibt sich

$$\mathbf{z}_0 = \mathbf{K}_I^{-1} (\mathbf{K}_P \mathbf{w} - \mathbf{K}_P \mathbf{x}_0 - \mathbf{s}) \quad . \quad (7.17)$$

7.1.5 Wahl der Abtastzeit

Der zeitdiskrete Betrieb der Regelung auf dem Prozessrechner bedingt die Wahl einer geeigneten Abtastzeit T_A . Dabei kann das Kostenfunktional

$$I(T_A) = \mathbf{x}^T(0) \mathbf{P}(T_A) \mathbf{x}(0) \quad (7.18)$$

herangezogen werden. Dabei ist \mathbf{P} die Lösung der Matrix-Riccati-Gleichung. Allgemein werden die kleinsten Kosten für den kontinuierlichen Fall $T_A = 0$ erreicht. Eine analytische Lösung der Kostenfunktion in Abhängigkeit von der Abtastzeit ist aufwändig. Für kleine T_A kann jedoch gezeigt werden, dass die Kosten I bei zunehmendem T_A monoton steigen. Dies gilt, bis T_A sich der halben Periodendauer der Eigenfrequenzen nähert [42].

Die Abtastzeit darf nicht zu klein sein, da sich dann aufeinanderfolgende Signalwerte nur wenig unterscheiden und die sich ergebenden Datenmatrizen A_k und B_k schlecht konditioniert sein können. Das Abtasttheorem [29] schreibt vor, dass die Abtastfrequenz $\omega_{T_A} = \frac{2\pi}{T_A}$ doppelt so groß sein muß wie die größte im Regelkreis auftretende Frequenz ω_{Gr} . Für gutes Führungsverhalten und gute Störunterdrückung werden in [62] die Richtwerte

$$\omega_{T_A} \approx 6 \omega_{Gr} \dots 40 \omega_{Gr} \quad (7.19)$$

genannt. In [3] und [37] wird durch Betrachtung der Steuerbarkeit eine Abtastfrequenz von

$$\omega_{T_A} = 8 \omega_{Gr} \quad (7.20)$$

hergeleitet, wobei sie eine Beschränkung auf die wesentlichen Pole der Strecke zulassen. Für einen exemplarischen Arbeitspunkt werden die Eigenwerte und das Litz'sche Dominanzmaß [29] betrachtet.

Eigenwert	Dominanzmaß
-28,2405	0,0171
-0,4601	1,0473
-0,0532	9,0494
-0,0702	6,8621

Tabelle 7.1: Dominanzanalyse

Der Eigenwert bei $-28,2405$ kann aufgrund seiner geringen Dominanz vernachlässigt werden. Der nächstgrößere Eigenwert bei $-0,4601$ wird zur Bestimmung der Abtastzeit herangezogen:

$$T_A = \frac{2\pi}{40 \omega_{Gr}} \approx 0,34 \text{ s} \quad (7.21)$$

Kleine und vereinzelt auftretende Abweichungen in der Abtastperiode wie sie beim Betrieb auf dem Prozessrechner auftreten können, haben auf die Stabilität des Regelkreises keinen Einfluß [19]. Dies wird durch Simulationen bestätigt, bei denen eine Abweichung von 5 % von T_A keine Auswirkung auf die Performanz des Regelkreises zeigt. Die im Betrieb auf dem Prozessrechner gemessenen Abweichungen sind kleiner als 3 % von T_A und können als unbedenklich betrachtet werden. Eine explizite Betrachtung der Kompensation dieser Abweichungen, wie sie z. B. in [57] und [58] vorgeschlagen wird, ist somit nicht erforderlich.

7.2 Regelung des Höhendrucks

Neben der Regelung der Eintrittsbedingungen wird auch die Einstellung des Höhendrucks als Regelsystem aufgebaut. Die Regelung des Höhendrucks soll unabhängig von der Verwendung der Regelung der Eintrittsbedingungen erfolgen. Diese Vorgehensweise folgt dem modularen Konzept der Leittechnik des Prüfstands. In Abb. 7.2 ist die Struktur des Höhendruckreglers abgebildet.

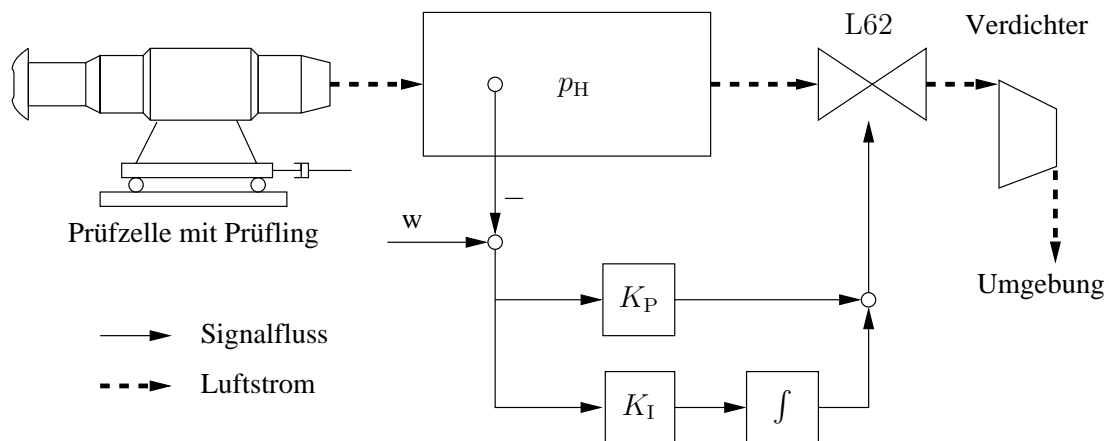


Abbildung 7.2: Struktur der Höhendruckregelung

Die Höhendruckregelung wird als PI-Eingrößenregelung aufgebaut. Dadurch ergibt sich, zusammen mit einer konservativen Parametrierung, ein robustes Regelsystem, das über den gesamten Arbeitsbereich des Prüfstands eingesetzt werden kann. Die Initialisierung der Höhendruckregelung geschieht analog zu der in Kap. 7.1.4 genannten Methode. Auch bei der Höhendruckregelung wird ein Verfahren zur Vermeidung von Regler-Windup eingesetzt. Dabei wird die in Kapitel 7.1.3 beschriebene Vorgehensweise verwendet.

Anhand von Abb. 7.3 kann das Verhalten der Höhendruckregelung beurteilt werden. Dazu werden nacheinander verschiedene Sollwerte angefahren. Die bleibende Regelabweichung ist kleiner als 100 Pa und erreicht die diesbezügliche Forderung (s. Kap. 3.1). Der Arbeitspunkt bei $p_H=62,0$ kPa kann durch die Beschränkung der Stellgröße nicht erreicht werden, so dass an dieser Stelle das Verhalten der Anti-Windup-Einrichtung beobachtet werden kann. Der dazugehörige Verlauf der Klappenstellung ist in Abb. 7.4 dargestellt. Der Höhendruck wird unter Beachtung der Stellgrößenbeschränkung dem Sollwert bestmöglich angenähert. Das System bleibt dabei stabil und läßt keine Neigung zu Schwingungen erkennen. Zum Zeitpunkt $t=187$ s wird ein neuer Sollwert mit $p_{ES}=66,0$ kPa vorgegeben. Durch die Re-Initialisierung der Integratoren ist der P-Anteil beim Verlassen der Stellbeschränkung nicht wirksam. Es ergibt sich eine langsamere, asymptotische Annäherung an den neuen Sollwert. Beim Übergang nach $p_H = 80$ kPa ist der P-Anteil wieder aktiv, wodurch sich ein sichtbar steilerer Anstieg von p_H ergibt.

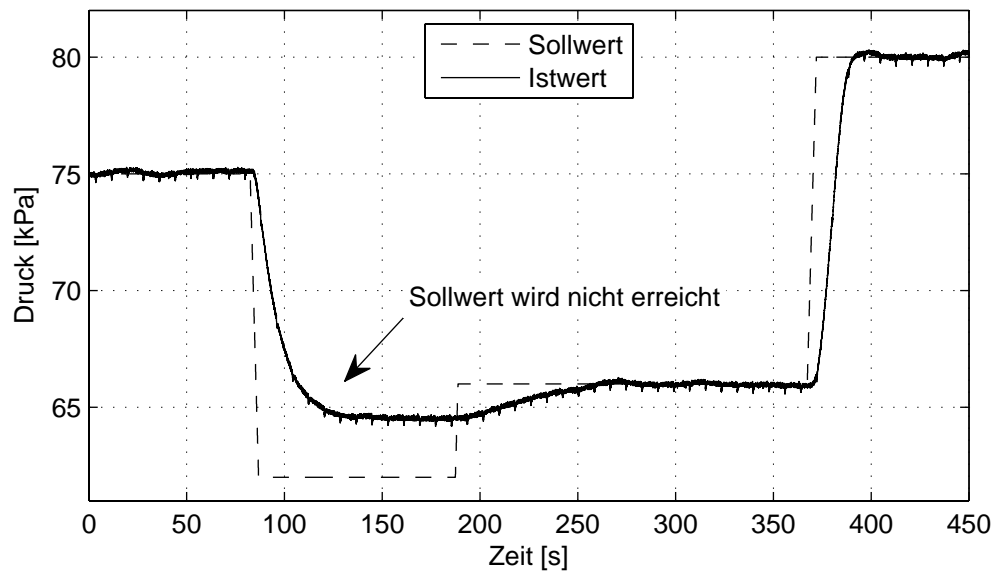


Abbildung 7.3: Höhendruck p_H bei Erreichen der Stellgrößenbeschränkung

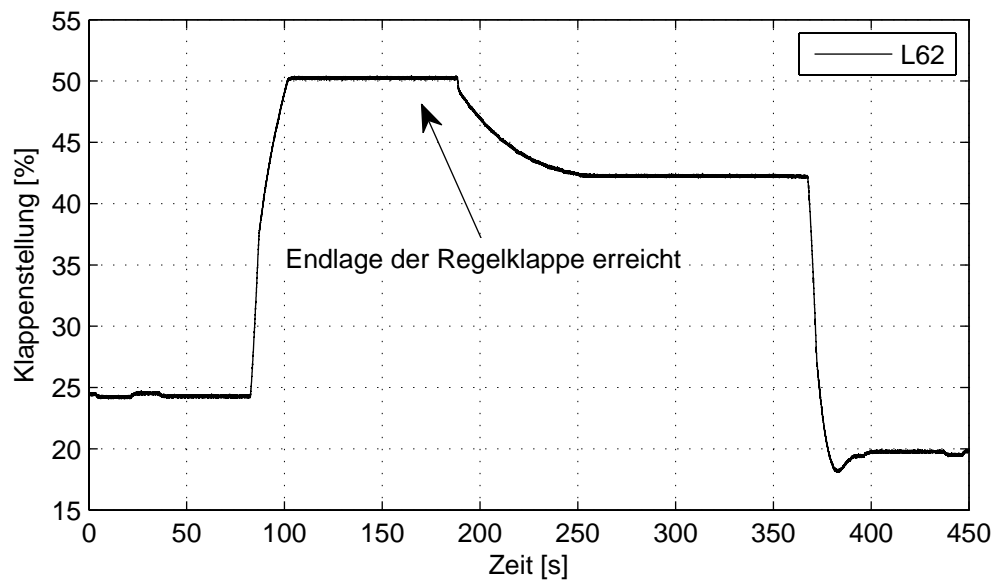
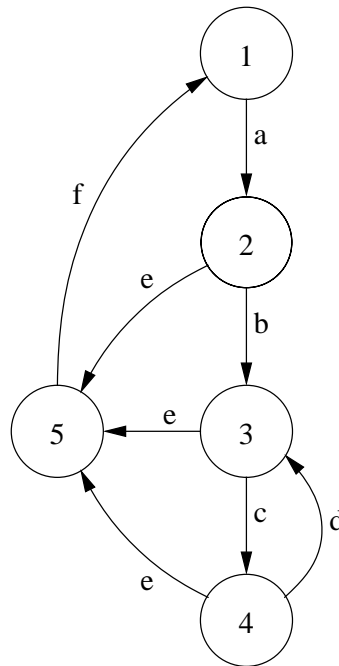


Abbildung 7.4: Verhalten der Klappe L61 bei Erreichen der Stellgrößenbeschränkung

7.3 Integration in die Leittechnik des Prüfstands

Für den Betrieb der Regelung müssen bestimmte Voraussetzungen erfüllt sein, bevor von Handbetrieb auf geregelten Betrieb umgeschaltet werden kann. Es ist Aufgabe des Leitsystems, diese Voraussetzungen zu prüfen. Die Voraussetzungen lauten:

- Das Messsystem arbeitet fehlerfrei.
- Es wurden gültige Sollwerte durch den Bediener vorgegeben.
- Der Bediener erteilt die Freigabe für den Regler-Betrieb.



Phase	Funktion
1	Warten auf gültige Messwerte
2	Kalman-Filter ist in Betrieb, Warten auf gültige Sollwerte
3	Regler ist bereit, Warten auf Freigabe durch den Bediener
4	Regler ist in Betrieb
5	Fehler
Transition	Bedingung
a	Gültige Messwerte stehen an
b	Gültige Sollwerte stehen an
c	Freigabe des Reglers durch den Bediener
d	Freigabe wird durch den Bediener entzogen
e	Auftreten eines Fehlers
f	Fehler wird durch den Bediener quittiert

Abbildung 7.5: Zustandsmaschine zur Beschreibung der Phasen beim Reglerbetrieb

Beim Einschalten der Regelung werden 5 Phasen durchlaufen. Um Verwechslungen mit den Zuständen der Zustandsregelung zu vermeiden, wird in diesem Zusammenhang der Begriff *Phase* verwendet. Beim Durchlaufen der Phasen wird sichergestellt,

dass alle Voraussetzungen erfüllt sind, um von Hand- auf Automatik-Betrieb umzuschalten. Dazu gehört insbesondere das Überprüfen der Steuerbarkeit am gewählten Arbeitspunkt sowie der Gültigkeit von Mess- und Sollwerten.

Die Abfolge der Phasen und ihre Transitionen können mit Hilfe einer Zustandsmaschine beschrieben werden. Eine Einführung in die Theorie der Zustandsmaschinen findet sich in [40]. In Abbildung 7.3 ist die Zustandsmaschine der Regelung sowie die Bedeutung der Phasen und Transitionen dargestellt.

In der ersten Phase wartet der Regler auf gültige Messwerte. Sobald diese anliegen, wird in Phase zwei der Kalman-Filter aktiviert. Die Software erwartet die Eingabe von Sollwerten durch den Bediener. Sobald gültige Sollwerte zur Verfügung stehen, signalisiert Phase 3 dem Bediener, dass der Regler zum Übergang in den Automatik-Betrieb bereit ist. Der Regler erhält die Freigabe durch den Bediener und wechselt in Phase vier. Die Klappen des Prüfstands werden durch den Regler gestellt. Im Fall eines Fehlers werden die Klappen in ihrer jeweiligen Stellung fixiert. Der Bediener erhält eine Warnmeldung. Nach der Beseitigung des Fehlers und Quittieren durch den Bediener wird der Betrieb in Phase eins fortgesetzt.

Kapitel 8

Validierung

8.1 Eintrittsbedingungsregler

Das Verhalten des Eintrittsbedingungsreglers setzt sich aus dem Verhalten der Druckregelung und dem der Temperaturregelung zusammen. Beide Aspekte werden getrennt voneinander diskutiert. Zur Beurteilung des Reglerverhaltens wird ein Manöver definiert, anhand dessen die Leistungsfähigkeit des Regelsystems beurteilt und mit dem vorhandenen System hp-Regler [16] verglichen werden kann. Um der Kopplung der beiden Größen Druck und Temperatur gerecht zu werden, werden während des Manövers Druck und Temperatur gleichzeitig variiert.

Das Manöver umfasst drei stationäre Arbeitspunkte, die nacheinander angefahren werden. In Tabelle 8.1 sind die zu den stationären Arbeitspunkten des Manövers gehörenden Eintrittsdrücke und -temperaturen aufgelistet. Die Arbeitspunkte wurden so gewählt, dass an den Übergängen zwischen den Punkten die Temperaturänderung bedingt durch die Druckänderung der geforderten Temperaturänderung entgegen wirkt. Beim Übergang von Punkt 1 nach Punkt 2 wird die Solltemperatur von -5°C auf $+5^{\circ}\text{C}$ erhöht, obwohl der Druckabfall von 75 kPa auf 30 kPa eine Verminderung der Temperatur bewirkt. Beim Übergang von Punkt 2 nach Punkt 3 wird die Solltemperatur abgesenkt, obwohl der Druckanstieg eine Temperaturerhöhung bewirkt. Durch diese Wahl der Arbeitspunkte wird die Regelaufgabe erschwert.

Arbeitspunkt Nr.	Eintrittsdruck [kPa]	Eintrittstemperatur [$^{\circ}\text{C}$]
1	75,0	-5,0
2	30,0	+5,0
3	80,0	-2,0

Tabelle 8.1: Arbeitspunkte des Manövers zur Beurteilung der Druckregelung

8.1.1 Folgeverhalten der Druckregelung

In den Abb. 8.1 bis 8.3 ist das Manöver und die Reaktion der verschiedenen Reglerkonfigurationen dargestellt. Die Übergänge zwischen den Arbeitspunkten werden vom existierenden hp-Regler mit einer fest eingestellten Geschwindigkeit gefahren. Beim hpmsr-Regler ist die Steilheit der Sollwerttrampe frei wählbar, so dass das Verhalten bei verschiedenen Druckgradienten betrachtet werden kann.

Alle betrachteten Reglerkonfigurationen beginnen das Manöver bei einem stationären Arbeitspunkt mit 75 kPa. Den Übergang auf den zweiten Arbeitspunkt kann der hpmsr-Regler gegenüber dem Braig-Regler mit deutlich größerem Gradienten vollziehen. In Abb. 8.2 wird der Sollwert beim Übergang mit 1,0 kPa/s verändert. Dabei wird ein deutliches Überschwingen von ca. 3,0 kPa beobachtet. In Abb. 8.3 wird die Sollwerttrampe auf 0,5 kPa/s beschränkt. Das Überschwingen reduziert sich auf 1,2 kPa. Beim Übergang auf den dritten Arbeitspunkt ist bei allen Konfigurationen ein deutlich gedämpftes Verhalten zu beobachten. Ursache hierfür sind die an diesem Arbeitspunkt deutlich größeren Öffnungsgrade der Regelklappen L41 und L57, wodurch die Sensitivität der Regelstrecke gegenüber Änderungen an den Stellorganen herabgesetzt wird.

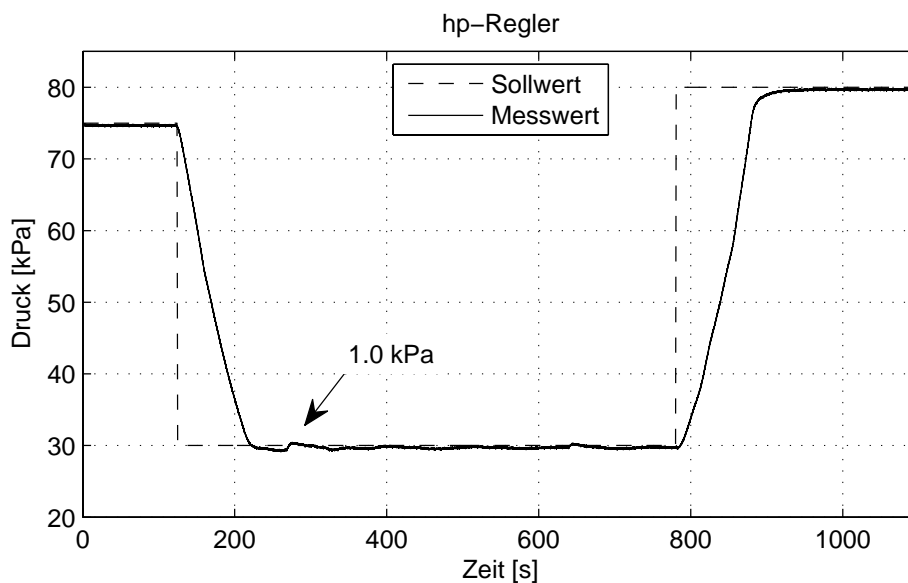


Abbildung 8.1: Sollwertübergänge des hp-Regler, 1,0 kPa/s

Der hpmsr-Regler weist im Vergleich sowohl bei steilen als auch bei flachen Sollwert-rampen das genauere und gleichmäßigere Folgeverhalten auf. Bei Erreichen des Sollwerts zeigt der hp-Regler Defizite bei der asymptotischen Näherung an den neuen Sollwert. Ursache hierfür sind die in Abschnitt 8.1.2 näher diskutierte Schwächen bei der Temperaturregelung. Anhand von Abb. 8.4 wird das stationäre Verhalten der verschiedenen Reglerkonfigurationen verglichen. Hierbei zeigt der hp-Regler eine deutliche Unruhe in der Nähe des Sollwerts. Die gewünschte asymptotische Annäherung an den

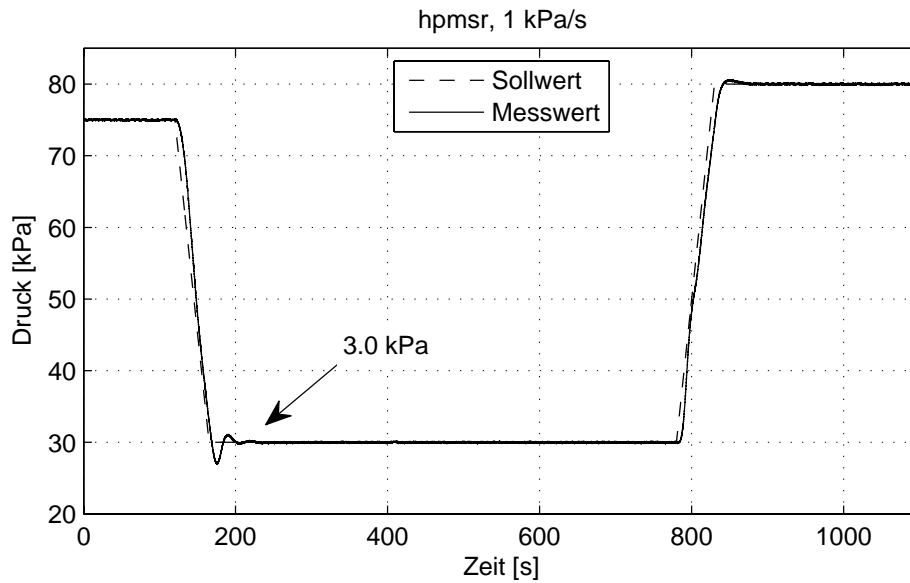


Abbildung 8.2: Sollwertübergänge des hpmsr-Regler, 1,0 kPa/s

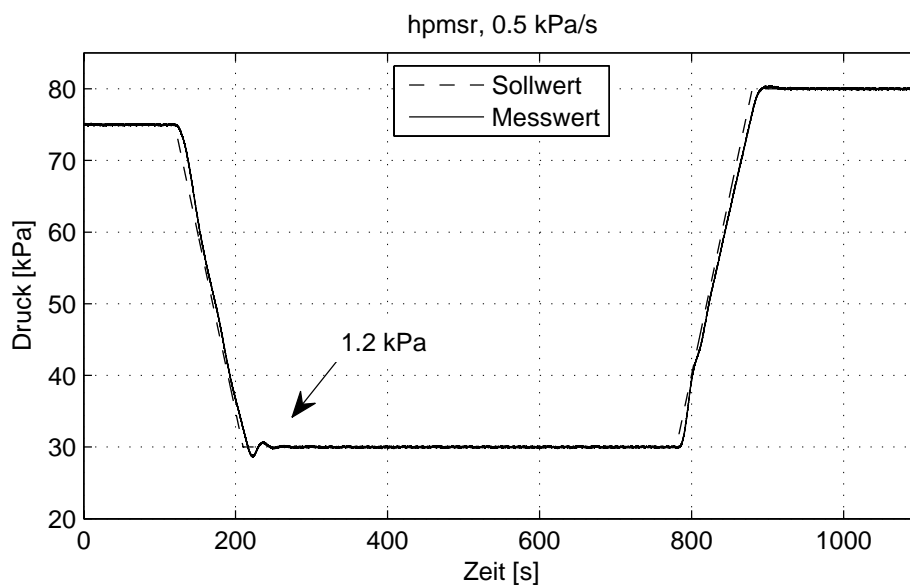


Abbildung 8.3: Sollwertübergänge des hpmsr-Regler, 0,5 kPa/s

Sollwert erfolgt nicht. Es treten zyklische Abweichungen bis 0,5 kPa auf. Beim hpmsr-Regler kann keine bleibende Regelabweichung festgestellt werden.

Die Leistungsfähigkeit der verschiedenen Reglerkonfigurationen hinsichtlich der Kriterien wird in Tabelle 8.2 bewertet. Dabei zeigt sich eine deutlich gesteigerte Performanz bei einem verbesserten stationären Verhalten. Für den Einsatz des hpmsr-Reglers im Versuchsbetrieb kann wahlweise ein schneller Übergang mit deutlichem Überschwingen oder ein langsamer Übergang mit geringem Überschwingen gewählt werden. Dies

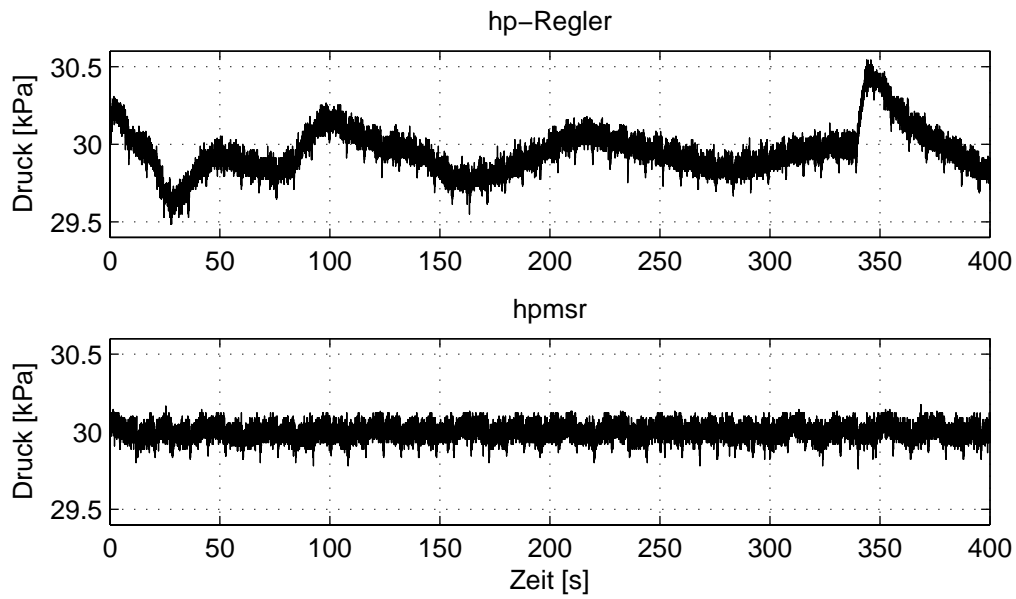


Abbildung 8.4: Stationäres Verhalten von hp-Regler und hpmsr-Regler im Vergleich

ermöglicht, je nach Anforderungen des Versuches und des Prüflings, eine höhere Flexibilität und die Möglichkeiten auf die speziellen Erfordernisse des Versuchsprogramms reagieren zu können.

	hpmsr $\frac{dp}{dt} = \text{max.}$	hpmsr $\frac{dp}{dt} = 1,0 \text{ kPa/s}$	hpmsr $\frac{dp}{dt} = 0,5 \text{ kPa/s}$	hp-Regler $\frac{dp}{dt} = \text{max.}$
max. Druckgradient	++	+	o	o
Stationäres Verhalten	++	++	++	o
Überschwingen	-	o	+	+

Tabelle 8.2: Bewertung der unterschiedlichen Regler

8.1.2 Folgeverhalten der Temperaturregelung

Um die Eintrittstemperatur in den Prüfling entsprechend der Flughöhe und Geschwindigkeit einzustellen, werden in der Prü fzelle zwei Luftströme mit unterschiedlicher Temperatur gemischt. Da die Kontrolle der Temperatur in der Prü fzelle durch erzwungene Konvektion geschieht, ist die Geschwindigkeit der Temperaturregelung an die Strömungsgeschwindigkeit der Luft in der Rohrleitung gebunden. Das dabei erreichte zeitliche Verhalten ist deutlich langsamer, als das der Druckregelung. Dies führt bei schnellen Druckänderungen dazu, dass die druckbedingte Temperaturänderung nicht durch die der Konvektion unterliegenden Temperaturregelung ausgeglichen werden kann.

Bei der Betrachtung der Temperaturregelung werden die Kriterien Geschwindigkeit

und stationäre Genauigkeit zur Bewertung der Leistungsfähigkeit herangezogen. Zur Beurteilung des Folgeverhaltens wird das in Kap. 8.1.1 beschriebene Manöver verwendet. Ausgehend von einem stabilen Arbeitspunkt bei -5°C erfolgt ein Übergang auf $+5^{\circ}\text{C}$. Nach der Stabilisierung erfolgt ein weiterer Übergang auf -2°C . Die Temperaturdifferenzen sind dabei klein gewählt, damit die Arbeitspunkte schnell und ohne Aufheiz- bzw. Abkühlvorgänge der Rohrleitung erreicht werden.

In Abb. 8.5 ist der Ablauf des Manövers unter Verwendung des hp-Reglers dargestellt. Beim Anfahren des zweiten Arbeitspunktes mit $+5^{\circ}\text{C}$ ist ein deutliches Schwingverhalten festzustellen, das über den betrachteten Zeitraum von zehn Minuten zwar abklingt, aber nicht gänzlich verschwindet. Anhand von Abb. 8.6 wird das Verhalten des hpmsr-Reglers betrachtet. Während des Sollwertübergangs von -5°C auf $+5^{\circ}\text{C}$ fällt gleichzeitig der Druck mit einer Rate von 1 kPa/s . Die druckbedingt abfallende Temperatur kann durch die beschränkte konvektive Wärmezufuhr nicht schnell genug ausgeglichen werden, so dass die Temperatur zunächst bis auf -9°C abfällt, bevor der neue Sollwert angefahren wird. Das beobachtete singuläre Überschwingen beträgt $0,7\text{ K}$. Der Sollwert wird mit einer stationären Genauigkeit von $0,1\text{ K}$ erreicht. Beim zweiten Sollwertübergang auf -2°C wird ein druckbedingter Anstieg der Temperatur gemessen, bevor der dritte Arbeitspunkt angefahren wird. Die Temperaturregelung erfolgt bei dem betrachteten Manöver mit guter Performanz, hoher stationärer Genauigkeit und vernachlässigbarem singulärem Überschwingen. In Abb. 8.7 ist der Temperaturverlauf bei Änderung des Drucksollwertes mit einer Rate von $0,5\text{ kPa/s}$ dargestellt. In diesem Fall kann die druckbedingte Temperaturänderung durch die Temperaturregelung ausgeglichen werden. Überschwingen und stationäres Verhalten ändern sich nicht wesentlich.

Im Vergleich mit dem hp-Regler zeigt sich die Temperaturregelung des hpmsr-Reglers deutlich überlegen. Sowohl beim Einschwingverhalten bietet er asymptotisches Verhalten bei singulärem Überschwingen mit einer deutlich verbesserten stationären Genauigkeit.

8.2 Höhendruckregelung

Zur Beurteilung des Folgeverhaltens der Höhendruckregelung wird ein Manöver definiert, das drei stationäre Arbeitspunkte und die Übergänge zwischen den Arbeitspunkten umfasst (Tab. 8.3). Beim hpmsr-Höhendruckregler kann der Druckgradient, mit dem Sollwertübergänge gefahren werden, durch den Bediener eingestellt werden. Der hp-Höhendruckregler vollzieht Sollwertübergänge mit einem fest eingestellten Gradienten, der nicht verändert werden kann.

In Abb. 8.8 ist das Reglerverhalten des hp-Reglers entlang des definierten Manövers dargestellt. Der zweite Arbeitspunkt wird vom hp-Regler in der dem betrachteten Zeitraum von 3 Minuten nicht erreicht. Die bleibende Regelabweichung an Arbeitspunkt 3 beträgt $0,5\text{ kPa}$. Der mittlere Gradienten während der Übergänge beträgt $0,5\text{ kPa/s}$. In Abb. 8.9 ist das Verhalten des hpmsr-Reglers bei Druckgradienten von $0,5\text{ kPa/s}$ und

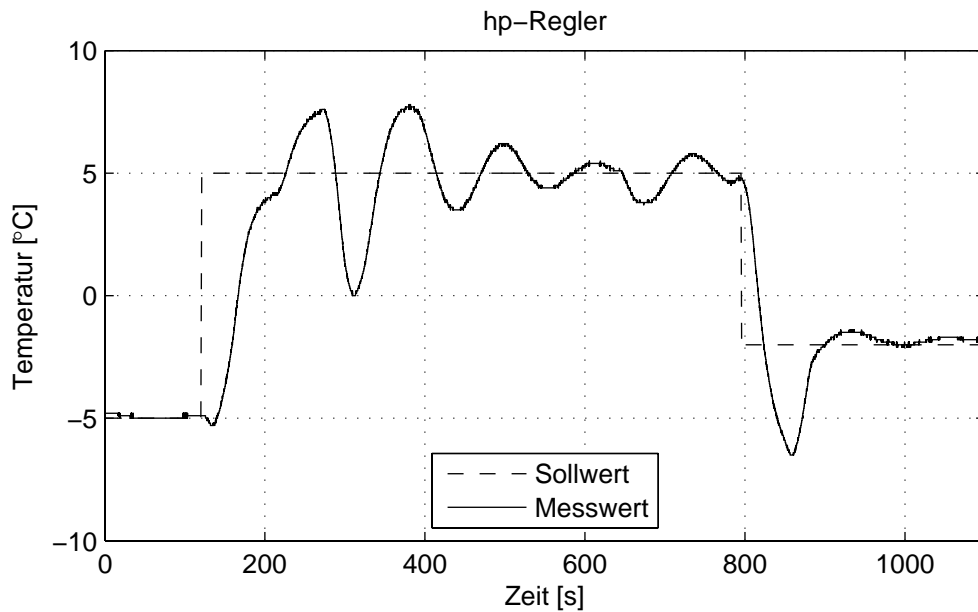


Abbildung 8.5: Temperaturregelung mittels hp-Regler

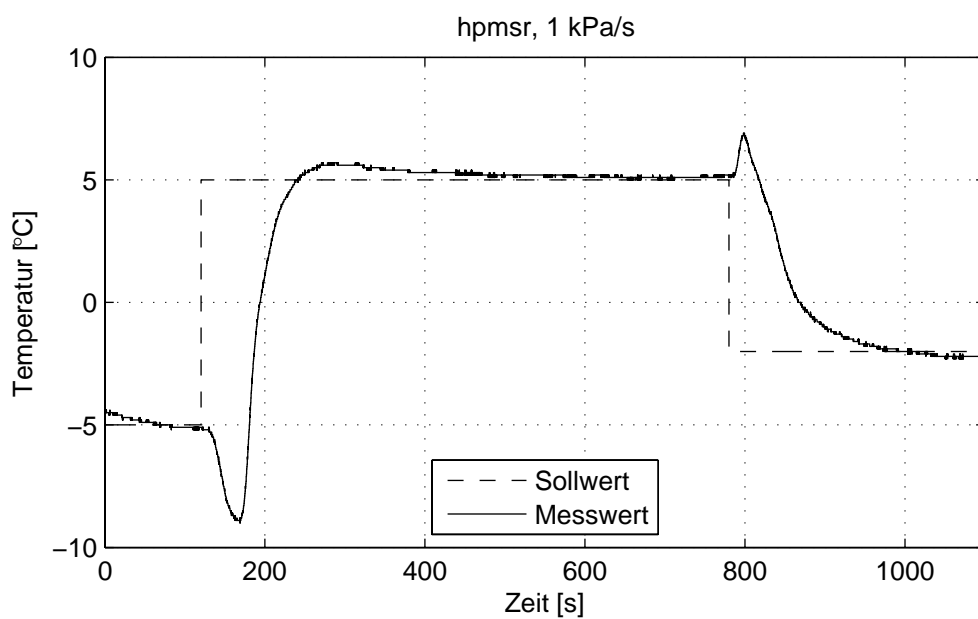


Abbildung 8.6: Temperaturregelung mittels hpmsr-Regler, 1,0 kPa/s

1,0 kPa/s abgebildet. Der erste Arbeitspunkt bei 50,0 kPa wird von allen drei Reglern erreicht. Der hpmsr-Regler erreicht den zweiten Arbeitspunkt, wobei der Höhendruck beim Übergang der vorgegebenen Rampe folgt. Das auftretende Überschwingen hängt von der Steilheit der Rampe ab. Bei einer Rampensteilheit von 1,0 kPa/s beträgt die Amplitude des Überschwingens 1,5 kPa, bei 0,5 kPa/s nur 0,6 kPa. Gegenüber dem hp-Höhendruckregler wird eine deutliche Verbesserung in Bezug auf Geschwindigkeit

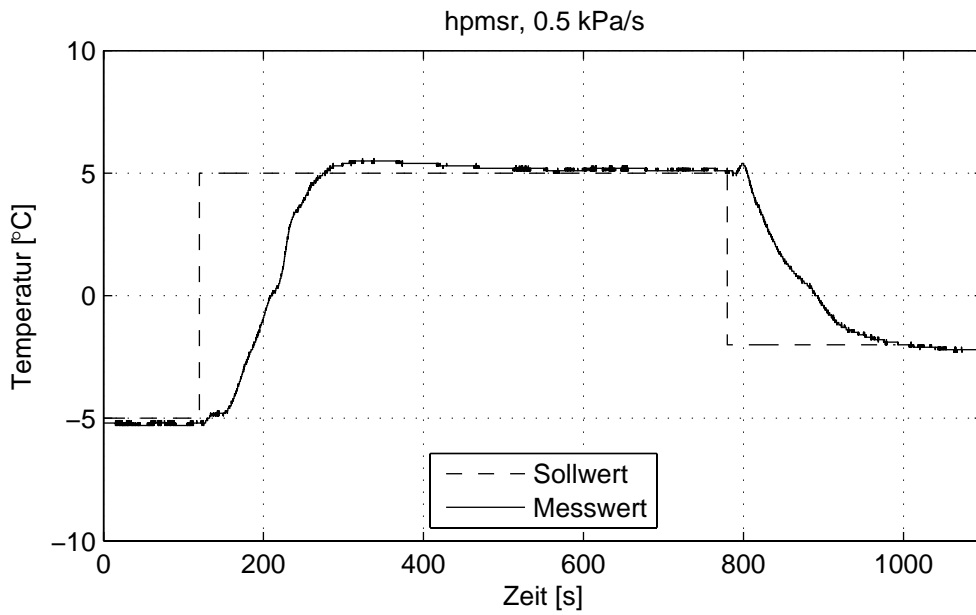


Abbildung 8.7: Temperaturregelung mittels hpmsr-Regler, 0,5 kPa/s

Arbeitspunkt Nr.	Höhendruck p_H [kPa]
1	50,0
2	85,0
3	60,0

Tabelle 8.3: Arbeitspunkte des Manövers zur Beurteilung der Höhendruckregelung

und stationäre Genauigkeit erreicht. Die für die steilen Rampen benötigte schnelle Integratordynamik des hpmsr-Reglers führt allerdings zu einem erhöhten Überschwingen. Für Versuch an Triebwerken muss ein geeigneter Kompromiss zwischen dem benötigten Durchgradienten und dem maximal tolerierbaren Überschwingen gefunden werden.

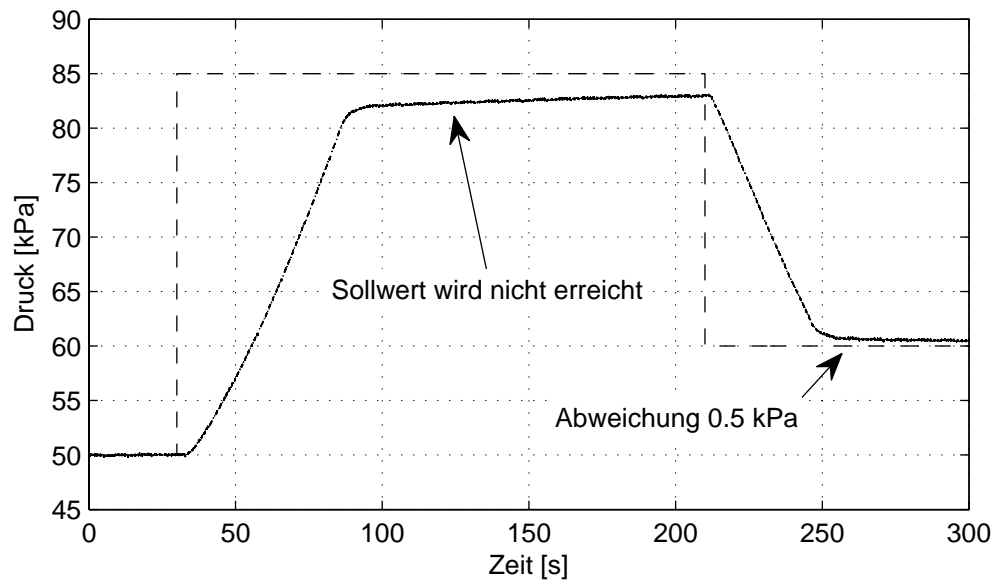


Abbildung 8.8: Verhalten der hp-Höhendruckregelung

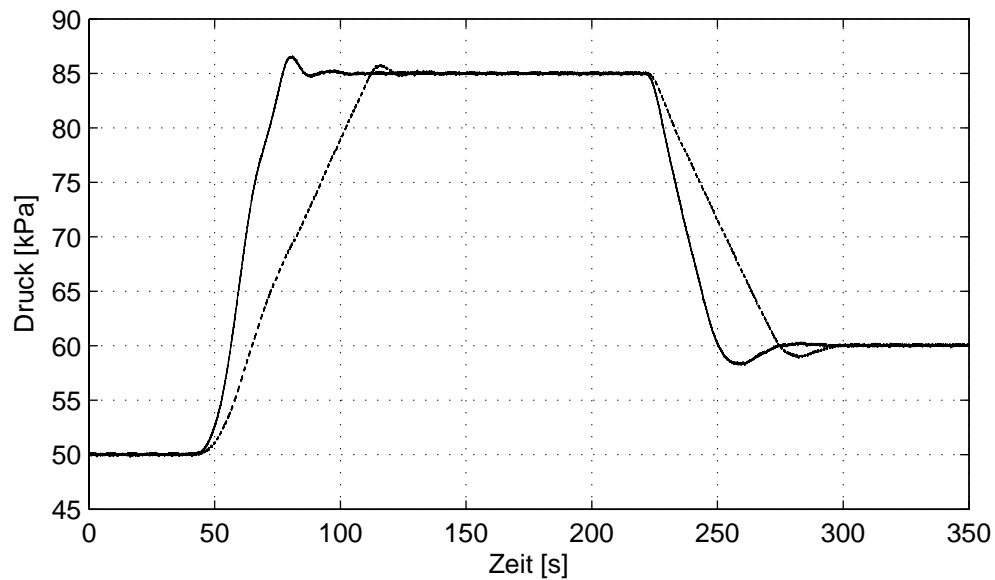


Abbildung 8.9: Verhalten der hpmsr-Höhendruckregelung bei 1,0 und 0,5 kPa/s

8.3 Dynamik und Regelgüte

Die Dynamik des geschlossenen Regelkreises wird wesentlich durch das zeitliche Verhalten der Regelstrecke beeinflusst. Nach [62] kann ein Regelkreis, bedingt durch die Beschränkung der Stellamplitude, nicht wesentlich schneller sein, als es die maßgebenden Zeitkonstanten von Stellglied, Regelstrecke und Messglied zulassen. Eine Beschleunigung instationärer Vorgänge kann daher nur durch eine Änderung des zeitlichen Verhaltens der Regelstrecke erfolgen. Um das Potential in Bezug auf dynamische Vorgänge quantifizieren zu können, wird die nichtlineare Regelstrecke durch eine Kette von PT_1T_t -Gliedern abgebildet (Abb. 8.10).

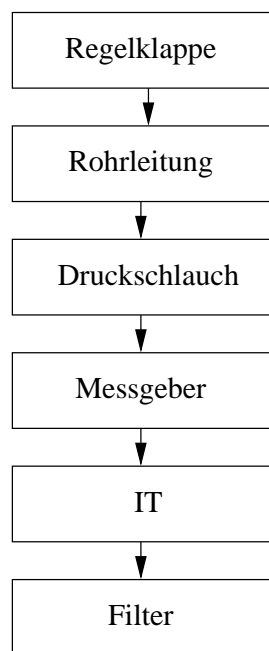


Abbildung 8.10: Approximation der Regelstrecke durch eine PT_1T_t -Kette

Das zeitliche Verhalten der Regelklappe wird ermittelt, indem der elektrische Eingang mit einer Sprungfunktion angeregt wird. Durch Messung der Klappenstellung wird die Totzeit und die Zeitkonstante bestimmt. Das dynamische Verhalten des Druckschlauchs wird in einem Versuch ermittelt, bei dem der Druck an der Messtelle mittels einer Regelklappe verändert wird. Der Druck wird mit zwei baugleichen Messgebern aufgenommen, die über Druckschläuche mit 0,1 m und 10 m Länge mit der Rohrleitung verbunden sind. Der Verlauf der gemessenen Drücke ist in Abb. 8.11 abgebildet.

Da die Auswirkung von Totzeiten größer sind als die von Zeitkonstanten gleicher Größenordnung, wird das Übertragungsverhalten der Druckschläuche ausschließlich als Totzeit modelliert, so dass sich mit Blick auf die folgende Abschätzung eine konservative Annahme ergibt. Die ermittelte Totzeit für den Druckschlauch einer Länge von 10 m beträgt 400 ms, d.h. bei einem linearen Zusammenhang zwischen Totzeit und Schlauchlänge ergibt sich $T_t = 40$ Millisekunden pro Meter Schlauchlänge.

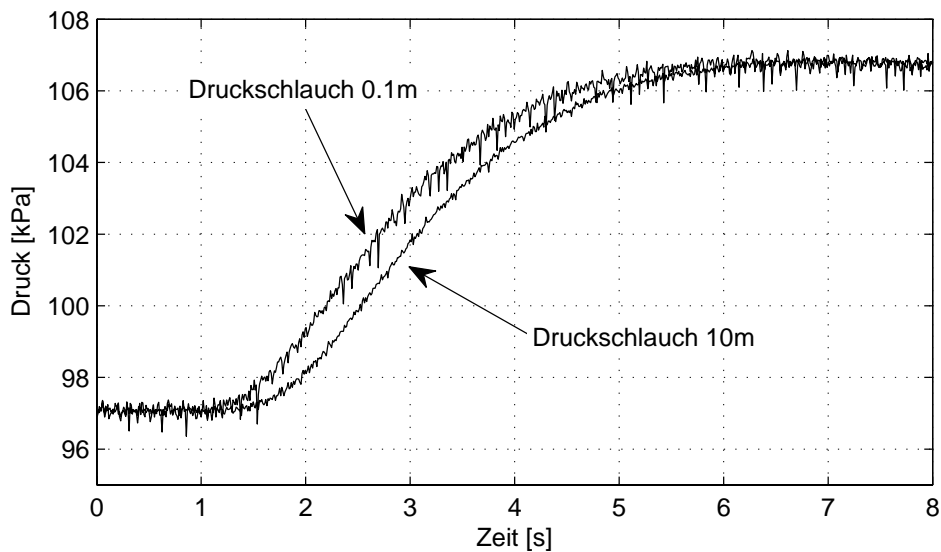


Abbildung 8.11: Druckmessung mit verschiedenen Schlauchlängen

Die verwendeten Werte für den Messgeber sind den Herstellerangaben entnommen. Bei der Verarbeitung im Prozessrechner entsteht eine Totzeit, die der verwendeten Abtastzeit T_A entspricht. Der Einfluss des Filters wird ebenfalls durch ein PT1-Glied abgebildet. Dies ist zulässig, da es sich bei dem Kalman-Filter nach Gl. 6.15 auch um ein lineares System erster Ordnung handelt. Für die Reduktion des Messrauschens von $3\sigma = 150$ Pa auf $3\sigma = 50$ Pa wird eine Zeitkonstante von 400 ms ermittelt. Die Totzeit der Rohrleitung kann über die Schallgeschwindigkeit abgeschätzt werden. Die unbekannte Zeitkonstante der Rohrleitung wird als Freiheitsgrad verwendet, um das Verhalten der PT_1T_t -Kette der Prüfstandsdynamik anzupassen. Die ermittelten Totzeiten und Zeitkonstanten der Kettenglieder sind in Tab. 8.4 zusammengefasst.

Element	Totzeit T_t	Zeitkonstante T_1
	[ms]	[ms]
Regelklappe	40	100
Rohrleitung (26 m)	80	2500
Druckschlauch (2,5 m)	100	0
Druckmesstechnik	45	60
Prozessrechner	10	0
Filter	0	400

Tabelle 8.4: Totzeiten und Zeitkonstanten der Regelstrecke

Die dominanten Moden der Regelstrecke bezüglich der Temperatur sind etwa um den Faktor 10 langsamer. Die Auswirkung der Totzeiten auf die Dynamik der Temperaturregelung ist entsprechend gering. In Abbildung 8.12 sind die Sprungantworten der

Regelstrecke und ihrer Entsprechung durch die PT_1T_t -Kette abgebildet. Der Eingriff der Verdichterregelung und das Einbrechen des Vordrucks haben ihre Ursache nicht innerhalb der betrachteten Regelstrecke und werden deswegen nicht berücksichtigt.

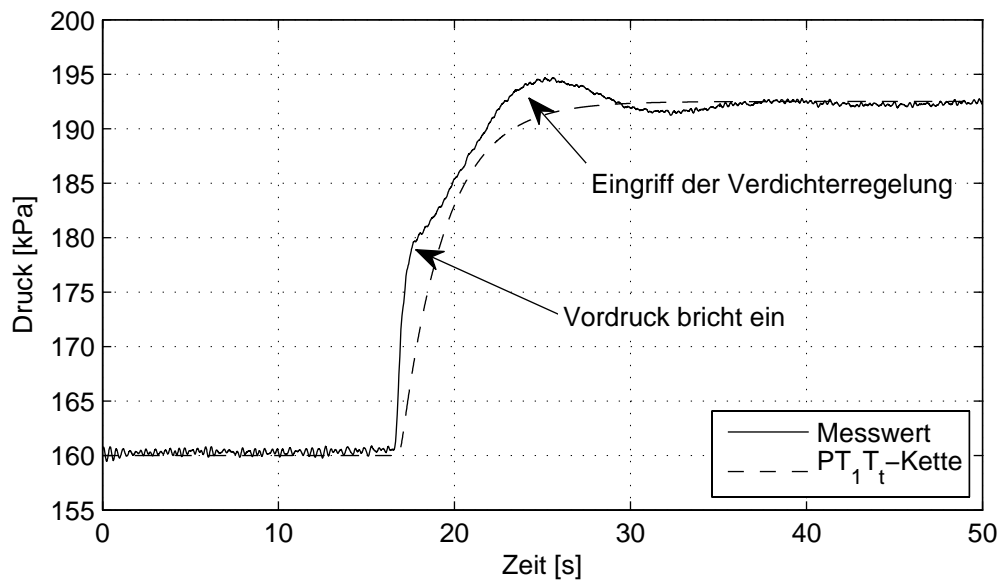


Abbildung 8.12: Abbildung des dynamischen Verhaltens durch eine PT_1T_t -Kette

Für den vorliegenden normierten Fall ($P=1$) vereinfacht sich das Dominanz-Maß nach Litz zu

$$D_i = T_{1,i} \quad , \quad (8.1)$$

d. h. die Dominanz der Moden kann direkt über die Zeitkonstanten abgeschätzt werden. Die betrachteten Dynamiken der Mess- und Stellglieder liegen in Bezug auf ihre Dominanz mindestens Faktor 6 unter der der Rohrleitung (s. Tab. 8.4). Die Dynamik der Regelstrecke und damit des Regelkreises wird daher maßgeblich über die Rohrleitung bestimmt.

Da sich Totzeiten mittels linearer Differentialgleichungen nicht abbilden lassen, wird für die folgende Untersuchung die Darstellung im Frequenzbereich verwendet. Ein Totzeitglied wird allgemein durch die Übertragungsfunktion

$$G(s) = e^{-T_t s} \quad (8.2)$$

beschrieben. Für den Betrag gilt

$$|G(s)| = 1 \quad . \quad (8.3)$$

Die Auswirkung von Elementen mit Totzeiten kann über die Phasenverschiebung

$$\angle G(s) = \phi = -T_t \omega \quad (8.4)$$

ermittelt werden. Als Kriterium dient dabei die sich durch die Totzeit ergebende Verringerung der Phasenreserve ϕ_0 . Die Phasenreserve ist ein Maß für die Robustheit des Regelkreises. Einer Einschränkung der Robustheit durch Totzeiten kann durch die Verringerung der Bandbreite entgegen gewirkt werden, was jedoch eine Minderung der Geschwindigkeit des Regelkreises zur Folge hat. Die Verringerung von Totzeiten ermöglicht daher bei gleicher Robustheit eine höhere Performanz. Die nominelle Phasenreserve für LQ-Regler beträgt $\phi_0 = 60^\circ = \frac{\pi}{3}$. Wird die Phasenverschiebung auf die nominelle Phasenreserve bezogen, ergibt sich ein Maß für die Verschlechterung der Robustheit durch Totzeiten innerhalb der Regelstrecke. Für die Verminderung der Robustheit ergibt sich

$$\frac{\phi}{\phi_0} = \frac{-T_t \omega_{\text{Gr}}}{\frac{\pi}{3}}, \quad (8.5)$$

wobei

$$\omega_{\text{Gr}} = \frac{1}{T_{1,\text{Rohr}}} = 0,4 \text{ rad} \quad (8.6)$$

die Grenzfrequenz des Rohrleitungssystems bezeichnet. Die sich für die verwendeten Mess- und Stellelemente ergebenden Minderungen der Robustheit sind in Tab. 8.5 aufgeführt.

Element	Totzeit T_t [ms]	ϕ/ϕ_0 [%]
Regelklappe	40	-1,5
Druckschlauch (2,5 m)	100	-3,8
Druckmesstechnik	45	-1,7
Prozessrechner	10	0,4

Tabelle 8.5: Minderung der Robustheit durch Totzeiten

Das größte Potential zur Verbesserung der Dynamik des Regelkreises bietet demnach eine Verminderung der Totzeit der Druckmesstechnik durch die Verkürzung der verwendeten Druckschläuche.

8.4 Vergleich mit der Simulation

Um das Verhalten des Prüflings in der Prüfstands Umgebung abschätzen zu können, wird die in Kap. 5 entwickelte Simulation mit dem hpmsr-Regler und einem Modell des Prüflings verknüpft (Abb. 8.13). Die Güte der Gesamtsimulation wird dabei durch die jeweilige Güte der Module von Prüfstand und Prüfling beeinflusst. Da der Programmcode des hpmsr-Reglers direkt in die Simulation eingebunden wird, ergeben sich bei der Simulation des Reglerverhaltens keine Unsicherheiten.

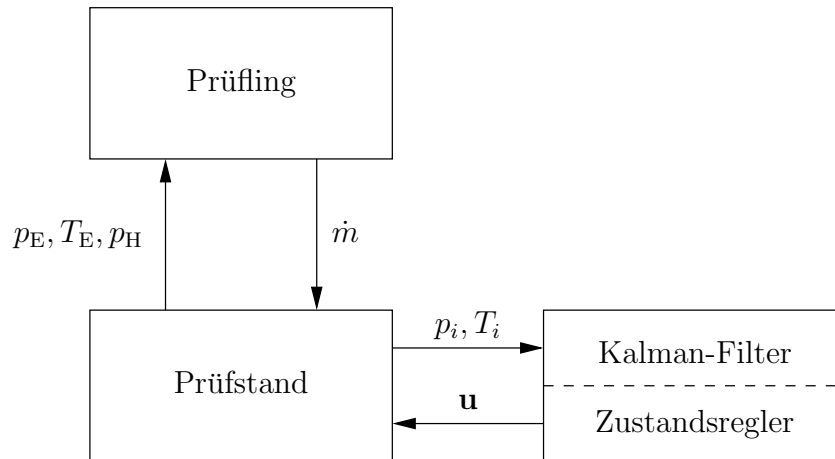


Abbildung 8.13: Struktur der Simulation des Gesamtsystems

Es wird untersucht, inwieweit sich die Ergebnisse aus der Simulation auf den Prüfstand übertragen lassen. Dabei soll beurteilt werden, wie gut sich das Verhalten von Prüfstand und Prüfling insbesondere während hochdynamischer Manöver in einer Simulation vorhersagen lassen. Dazu werden die im Rahmen der Validierungsversuche aufgenommenen Messdaten verwendet. Der im Rahmen dieser Versuche als Prüfling verwendete Triebwerksdummy drosselt den Luftstrom abhängig von seiner Klappenstellung. Daher wird er in der Simulation durch das in Kap. 5.2.3 beschriebene Klappenmodell abgebildet.

Das Manöver zur Beurteilung der Güte der Simulation umfasst drei stationäre Arbeitspunkte und die dazwischen liegenden Übergänge. Im oberen Diagramm in Abb. 8.14 ist der Verlauf des Eintrittsdruckes von Simulation und Messung abgebildet. Im unteren Diagramm ist die Abweichung von Simulation und Messung als relativer Fehler dargestellt. Beim ersten Sollwertübergang wird eine Abweichung vom Sollwert von 2 % festgestellt. Diese kann durch einen zeitlichen Versatz zwischen Simulation und Messung erklärt werden, der sich durch den großen Gradienten von 1 kPa/s als relativ große Abweichung auswirkt. Beim zweiten Sollwertübergang weicht die Amplitude des Unterschwingens in der Simulation beim Erreichen des neuen Sollwerts etwa 1 % von der im Versuch gemessenen ab. Dies liegt innerhalb der in Kap. 5 ermittelten Identifikationsgenauigkeit. Im stationären Betrieb werden Simulation und Prüfstand auf den gleichen Wert geregelt, so dass Abweichungen verschwinden. Der beschriebene zeitli-

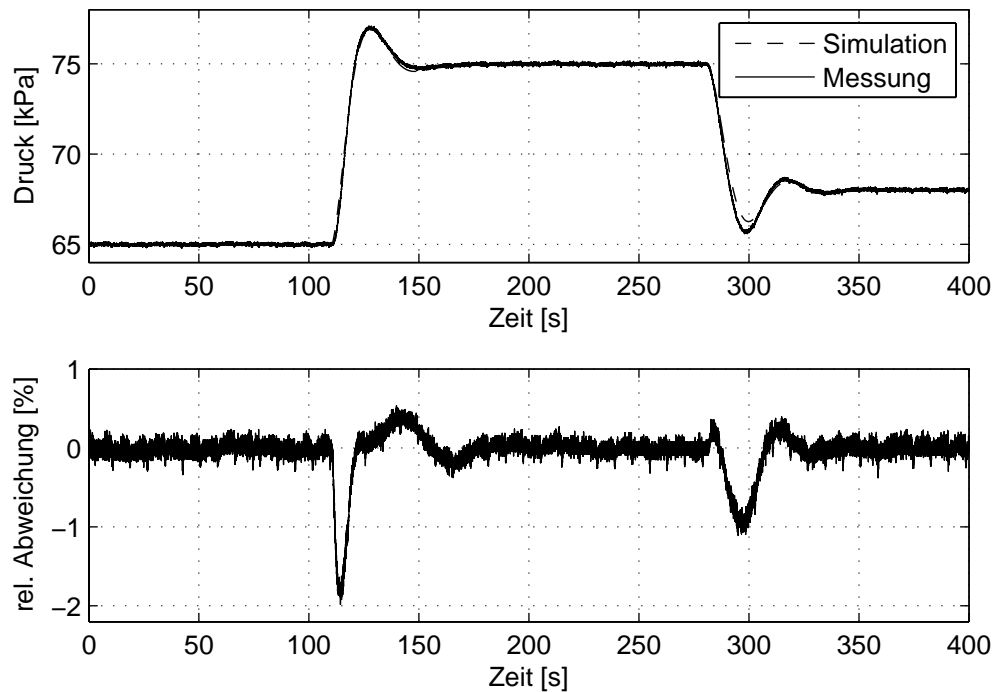


Abbildung 8.14: Vergleich der Druckregelung mit der Simulation

che Versatz beim ersten Übergang ist als unkritisch zu betrachten, da er sich für den Prüfling zwar der Druck und sein Gradient entscheidend sind, der genaue Zeitpunkt des Auftretens aber zweitrangig ist, da er sich nicht auf den Prüfling auswirkt. Daraus wird abgeleitet, dass sich mit Hilfe der Simulation des Gesamtsystems aus Prüfstand, Prüfling und hpmsr-Regler das Zusammenwirken der Komponenten am Prüfstand mit einer Genauigkeit kleiner als 2 % vorhersagen läßt.

Die Güte der Gesamtsimulation hängt nicht zuletzt vom verwendeten Prüflingsmodell ab. Das Verhalten des verwendeten Triebwerksdummy kann mit dem in Kapitel 5.2.3 vorgestellten Klappenmodell mit der genannten Genauigkeit von 2 % abgebildet werden. Für die Simulation des Zusammenwirkens von Höhenprüfstand und Triebwerk bedarf es des Einsatzes eines Modells zur Abbildung transienter Vorgänge in Triebwerken, wie es z. B. in [72] vorgestellt wird.

8.5 Anwendung am Beispiel einer Flugmission

Um die Leistungsfähigkeit der im Verbund betriebenen Teilregler für Eintrittsdruck, Eintrittstemperatur und Höhendruck beurteilen zu können, wird ein Manöver definiert, das mehreren Anforderungen gerecht wird. Zum einen soll ein möglichst großer Arbeitsbereich des Prüfstands abgedeckt werden. Zum anderen soll das Manöver in einem engen Bezug zu Versuchen mit Triebwerken stehen und den Anforderungen, die die Prüflinge dabei an den Prüfstand stellen, gerecht werden. Desweiteren sollen die Übergänge zwischen den vorgesehenen Arbeitspunkten in möglichst kurzer Zeit, d. h. mit möglichst großem Druckgradienten angefahren werden, um die Einsatzfähigkeit des Regelsystems auch bei hochdynamischen Manövern zu verifizieren.

Dies wird erreicht, indem das Manöver so gewählt wird, dass es einer typischen Flug-envelope für zivile Turboluftstrahltriebwerke nachempfunden wird. Das Muster für die Flug-envelope ist [93] entnommen. Die sich daraus ergebenden Arbeitspunkte sind in Tabelle 8.6 aufgeführt.

Nr.	Flughöhe [m]	Ma	p_E [kPa]	p_H [kPa]	Zeit [s]
1	0	0,35	107,7	101,3	75
2	10.000	0,90	41,4	26,4	11
3	12.000	0,90	30,3	19,3	8
4	12.000	0,50	22,7	19,3	35
5	5.000	0,30	57,4	54,0	3
6	5.000	0,00	54,0	54,0	

Tabelle 8.6: Flugzustände des Manövers

Die zu den Arbeitspunkten gehörenden Drücke reichen von 19,3 kPa als geringstem Höhendruck bis 107,7 kPa als maximalem Eintrittsdruck. Um diese Arbeitspunkte ohne Umkonfiguration des Prüfstands während des Manövers zu erreichen, wird der Prüfstand im Mischbetrieb gefahren. Die Übergänge zwischen den Arbeitspunkten werden mit einem Druckgradienten von 1 kPa/s vollzogen. Die von der Flughöhe abhängige Steigrate kann Abb. 3.1 entnommen werden. Da die Geschwindigkeit der Druckregelung die der Temperaturregelung, wie in Kapitel 8.1 gezeigt, deutlich übersteigt, wird auf eine Einstellung der Temperatur verzichtet. Wird die Geschwindigkeit der Übergänge zwischen den Arbeitspunkten reduziert oder der stationäre Arbeitspunkt länger stabilisiert, ist ein Erreichen der zu den Flugzuständen gehörenden Temperaturen möglich. In Abb. 8.15 ist der Verlauf von Eintritts- und Höhendruck während des Manövers

dargestellt. Aus dem Differenzdruck $\Delta p = p_E - p_H$ ergibt sich der eingestellte dynamische Druck über den Triebwerksdummy, dessen Verlauf in Abb. 8.16 aufgetragen ist. Alle Arbeitspunkte werden mit der geforderten Geschwindigkeit angefahren und mit der im vorangegangenen Kapitel gezeigten stationären Genauigkeit eingeregelt. Erstmals gelingt das vollautomatisierte Durchlaufen einer Flugenvelope. Dies ermöglicht reproduzierbare Versuche mit einer Abfolge von Versuchspunkten und wohldefinierten Übergängen zwischen den Versuchspunkten. Der Arbeitsbereich des Prüfstands kann dabei vollständig genutzt werden.

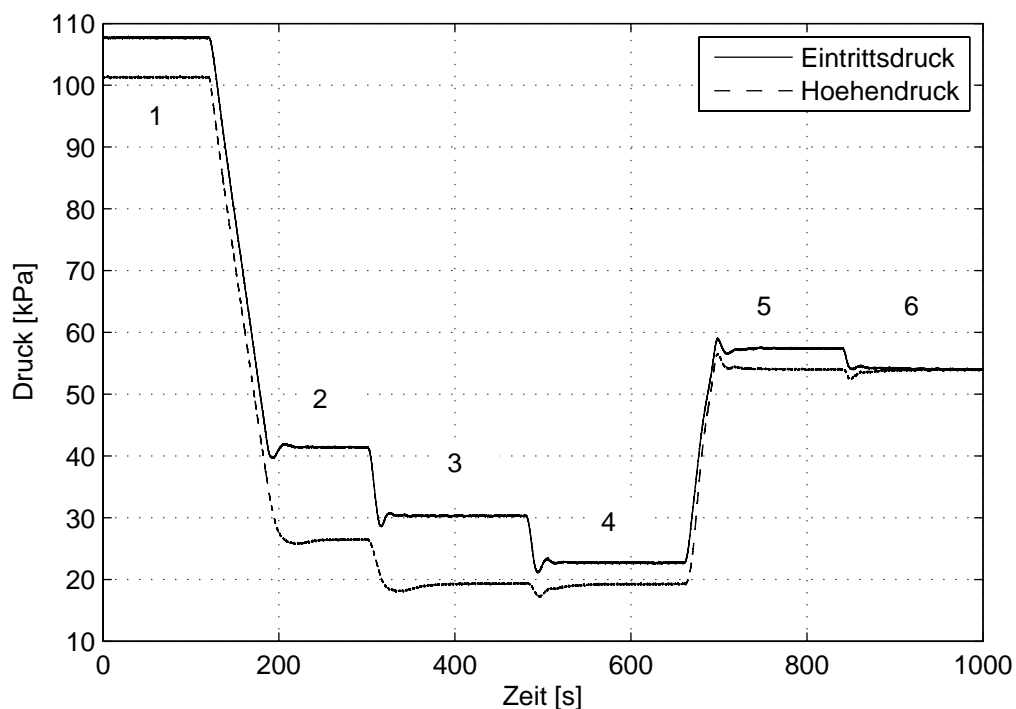


Abbildung 8.15: Verlauf von p_E und p_H während des Manövers

Die Forderung, die Rampen für Eintritts- und Höhendruck während der Übergänge zwischen den Arbeitspunkten mit einem Sollgradienten von 1 kPa/s auszuführen, hat Auswirkungen auf den Differenzdruck Δp . Durch diese Vorgehensweise verändert sich Δp erst, wenn einer der beiden Drücke seinen neuen Sollwert erreicht hat. Besonders deutlich wird dieser Effekt beim Übergang zwischen Arbeitspunkt 1 und Arbeitspunkt 2. Hier wird der Differenzdruck konstant gehalten, bis p_E den neuen Wert 41,4 kPa erreicht hat. Erst danach bildet sich durch weitere Änderung von p_H der zum Arbeitspunkt 2 gehörende Differenzdruck aus. Werden die Gradienten so gewählt, dass beide Drücke den Zielwert zur gleichen Zeit erreichen, verschwindet dieser Effekt.

Regelabweichungen in den Drücken p_E und p_H wirken sich gleichsam auf den Differenzdruck Δp aus. Dabei können sich die Regelabweichungen der einzelnen Regler aufheben, wie beim Übergang zwischen den Punkten 5 und 6. Im ungünstigen Fall addieren sich

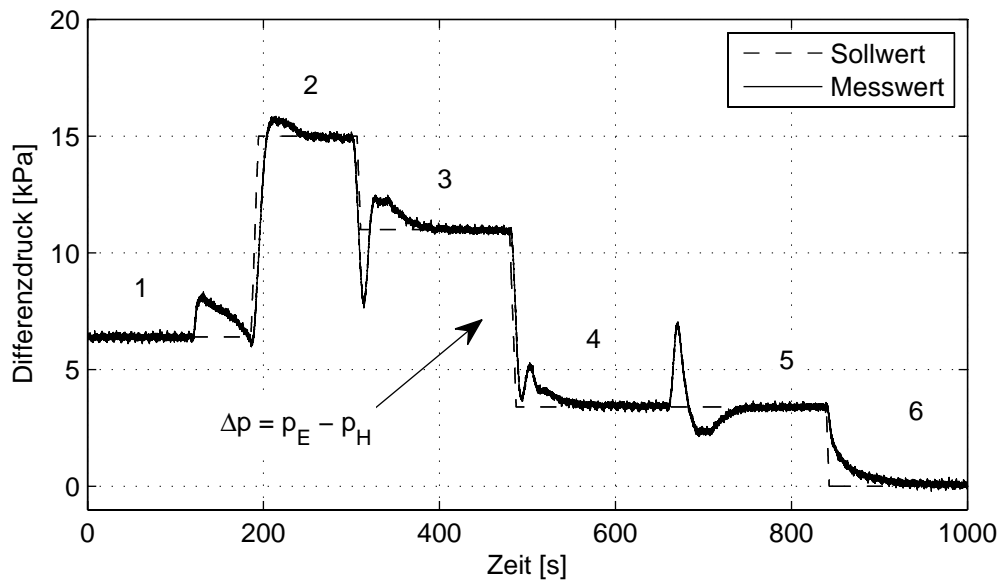


Abbildung 8.16: Verlauf des Differenzdrucks $p_E - p_H$ während des Manövers

die Abweichungen, so dass es zu Fehlern im Differenzdruck kommt. Beim Übergang zwischen Punkt 2 und Punkt 3 sowie zwischen Punkt 4 und Punkt 5 ist ein solches Verhalten zu beobachten.

Zur näheren Betrachtung der Effekte beim Übergang zu einer Sollwertrampe ist der Verlauf von Eintrittsdruck und Höhendruck sowie der dazugehörigen Sollwerte in Abb. 8.17 dargestellt. Exemplarisch wird der Übergang von Arbeitspunkt 4 zu Arbeitspunkt 5 verwendet. Während des Betriebs im stationären Arbeitspunkt, solange p_E und p_H ihren Sollwerten entsprechen, verschwindet die Regelabweichung des Differenzdrucks. Der nicht stetig differenzierbaren Sollwertänderung zum Zeitpunkt $t = 660$ s kann die Regelstrecke naturgemäß nicht folgen, so dass an dieser Stelle Regelabweichungen von p_E und p_H auftreten, die sich in Δp addieren und zum Zeitpunkt $t = 670$ s zu einem Maximum in der Regelabweichung von Δp führen. Zum Zeitpunkt $t = 685$ s sind p_E und p_H auf die transiente Druckrampe eingeschwungen und die Abweichung von Δp ist trotz der andauernden Transienten verschwunden.

Zur Beurteilung des Reglerverhaltens während des transienten Übergangs entlang einer Sollwertrampe wird exemplarisch der Übergang zwischen Arbeitspunkt 1 und Arbeitspunkt 2 betrachtet. Es soll dabei die Genauigkeit betrachtet werden, mit der die Regelung der Sollwertrampe folgt. Als Kriterium zur Beurteilung dient der Vergleich zwischen dem Sollgradient während der Rampe und seinem Istwert. Dazu sind in Abb. 8.18 der Verlauf von Eintrittsdruck und Höhendruck (oben) sowie der Verlauf des Gradienten des Eintrittsdrucks (unten) dargestellt. Nach dem Einschwingen auf die Sollwertrampe wird der geforderte Gradient erreicht und bis zum Zeitpunkt $t = 185$ s konstant gehalten. Die Genauigkeit beim Erreichen des Gradienten liegt innerhalb des

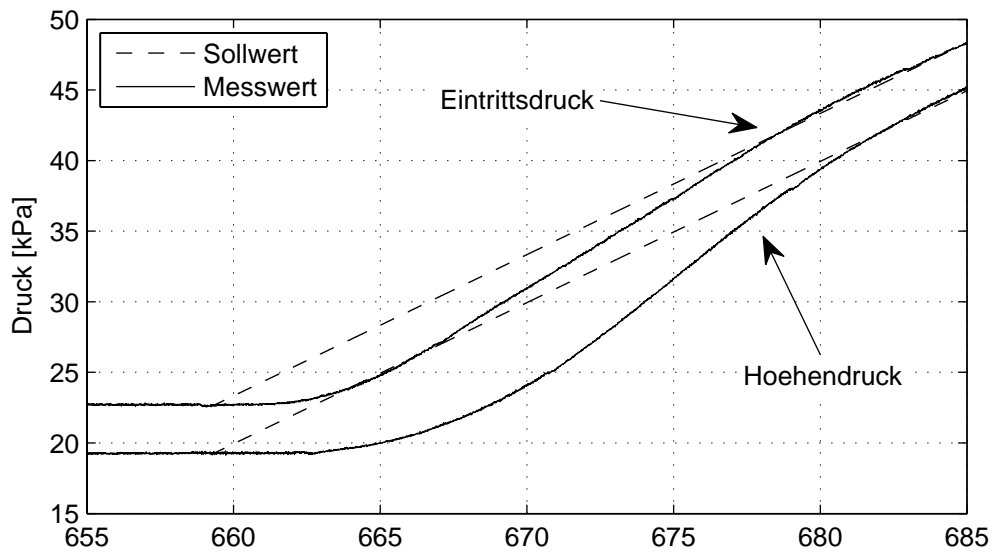


Abbildung 8.17: Übergang auf eine Sollwertrampe

Messrauschens. Der Schleppabstand ist kleiner als 0,5 kPa. Allein die ruckartige Änderung der Sollwerte führt zu einer Anregung des Systems, die zu einer vorübergehenden Regelabweichung führt. Eine Trajektorienplanung, die einen stoßfreie Führung der Sollwerte beim Wechsel von stationären zum transienten Betrieb gewährleistet, kann diesen Effekt signifikant mildern.

Abschließend kann gesagt werden, dass das hpmr-Regelsystem erstmals das vollautomatisierte Durchlaufen einer Flugmission entlang einer Flugenvelope ermöglicht. Da es sich bei der Flugenvelope um Maximalwerte handelt, können innerhalb der gezeigten Envelope beliebige Flugmanöver oder Flugmissionen gefahren werden. Die Eignung für Druckgradienten bis 1,0 kPa/s kann im Versuch nachgewiesen werden. Der Wert 1,0 kPa/s bietet mit Blick auf den maximalen Gradienten bei *ungeregelten* Transienten von 3,5 kPa/s eine gute Ausnutzung der Leistungsfähigkeit des Prüfstands.

Das entwickelte Leitsystem ermöglicht reproduzierbare, transiente Manöver zwischen wahlfreien Arbeitspunkten, die den Arbeitsbereich des Stuttgarter Höhenprüfstands voll ausnutzen können. Dies bedeutet eine Verbesserung der Einsatzmöglichkeiten des vollautomatischen Betriebs. Im Vergleich dazu ist im Rahmen der von Braig entwickelten Regelung nur das Abfahren von Sollwertrampen an apriori definierten Arbeitspunkten möglich. Ein allgemeines Werkzeug zum Abfahren von - im Rahmen der Geschwindigkeit des Prüfstands - beliebigen Sollwertrampen stellt eine Neuerung dar, die den Einsatzbereich des Höhenprüfstands deutlich erweitert. Darüber hinaus bietet sich durch die vollständige Automatisierung die Möglichkeit, das für den Betrieb des Prüfstands benötigte Personal zu entlasten oder zu reduzieren.

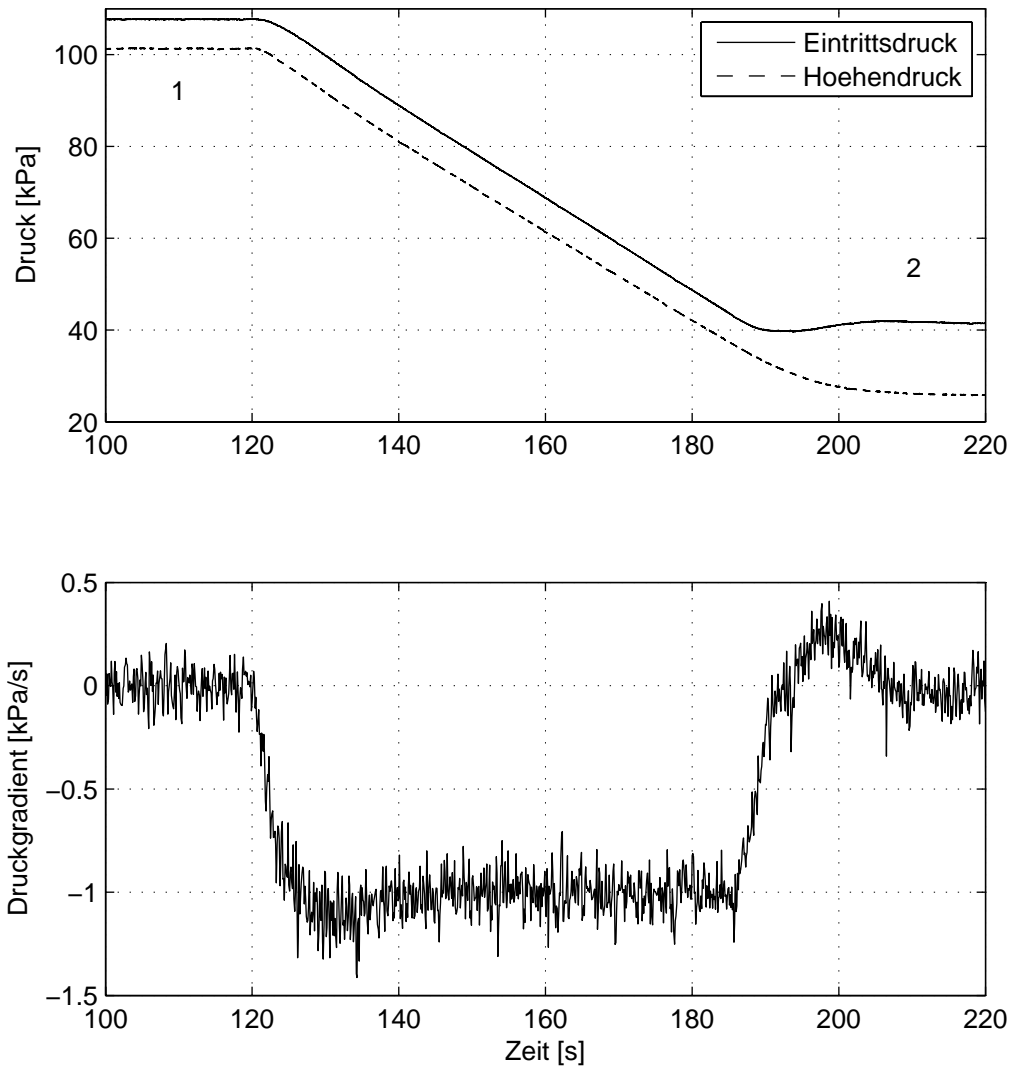


Abbildung 8.18: Übergang auf eine Sollwerttrampe

8.6 Anwendung im Triebwerksversuch

Das Störverhalten des hpmsr-Reglers wird anhand eines Manövers überprüft, bei dem der Flugzustand konstant gehalten wird während das Triebwerk beschleunigt. Das gewählte Manöver entspricht dem in Kap. 3.1 beschriebenen EASA-Zulassungsmanöver gemäß [23]. Da für die Erprobung des hpmsr-Reglers kein Triebwerk zur Verfügung stand, kann die Untersuchung des Störverhaltens im Triebwerksversuch nur anhand einer Simulation erfolgen. Dazu wird zur Simulation des Prüflings das in Kap. 5.2.4 vorgestellte Drehzahl/Durchsatz-Modell eines Turboluftstrahltriebwerks verwendet. Das

Triebwerk beschleunigt während des Manövers von 15 % auf 95 % Schub. Die dazu benötigte Zeit beträgt 4,5 s und liegt damit innerhalb der in [23] geforderten 5 s. In Abb. 8.19 ist der Verlauf des Massenstromparameters

$$m_{\text{param}} = \frac{\dot{m}_{\text{TW}} \sqrt{RT_E}}{p_E} \quad (8.7)$$

während der Beschleunigung dargestellt.

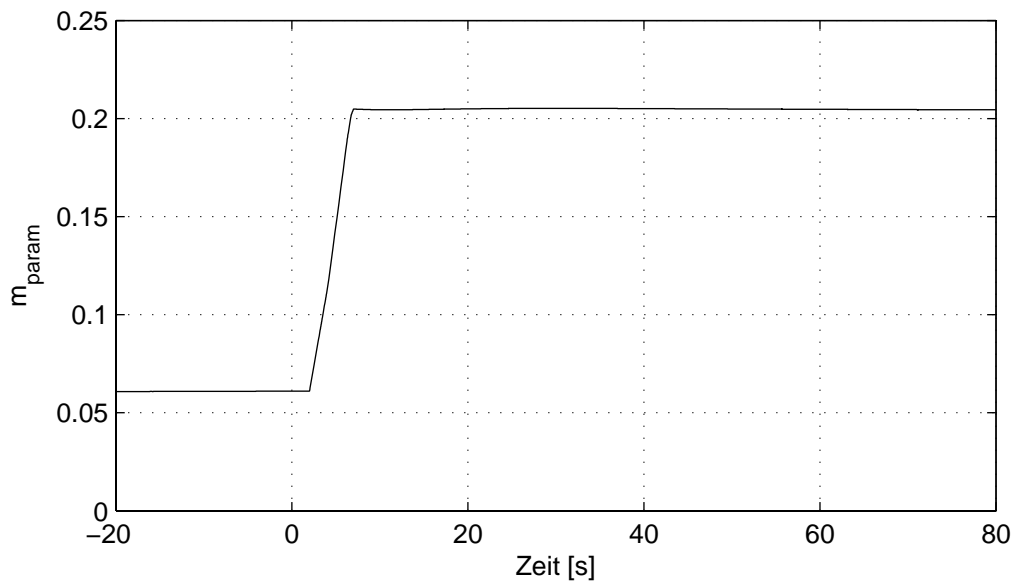


Abbildung 8.19: Massenstromparameter während der Beschleunigung eines Triebwerks

Um die Regelgüte beurteilen zu können, wird das simulierte Verhalten mit Messdaten aus einem Triebwerksversuch verglichen. Während dieses Versuchs wurde der Arbeitspunkt mittels des hp-Reglers eingestellt. Arbeitspunkt, Manöver und Prüfling stimmen in Versuch und Simulation überein.

In Abb. 8.20 sind der gemessene und der simulierte Verlauf des Eintrittsdrucks p_E während der Beschleunigung des Triebwerks dargestellt. Im Triebwerksversuch mit dem hp-Regler sinkt der Druck während der Beschleunigung des Triebwerks um 2,9 kPa ab. Nach etwa 60 s wird der Solldruck von 101,5 kPa wieder erreicht. In der Simulation des Verhaltens des hpmsr-Reglers kann ein Druckabfall von 1,9 kPa beobachtet werden. Der Solldruck ist nach etwa 15 s wieder hergestellt. Durch die Verwendung des hpmsr-Reglers wird der Druckeinbruch um 35 % verringert.

Um die deutlich verbesserte Einregelzeit quantifizieren zu können, wird das zeitliche Integral der Regelabweichung

$$\int_M (p_{E,S} - p_E) dt \quad (8.8)$$

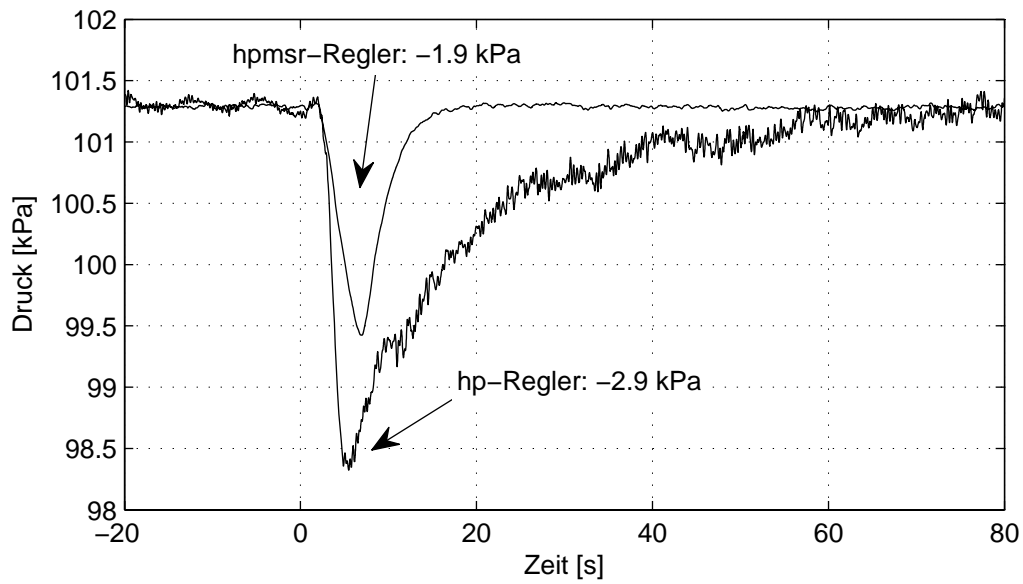


Abbildung 8.20: Störverhalten während der Beschleunigung eines Triebwerks

über das betrachtete Manöver verwendet. Bei Verwendung dieser Maßzahl verbessert sich die Regelgüte des hpmsr-Reglers gegenüber seinem Vorgänger um den Faktor 4,3. Um das Störverhalten bei verschiedenen Lastzuständen des Triebwerks zu zeigen, wird das Triebwerk von 95 % auf 15 % Schub verzögert. In Abb. 8.21 ist der gemessene und der simulierte Verlauf des Eintrittsdrucks während der Verzögerung des Triebwerks dargestellt.

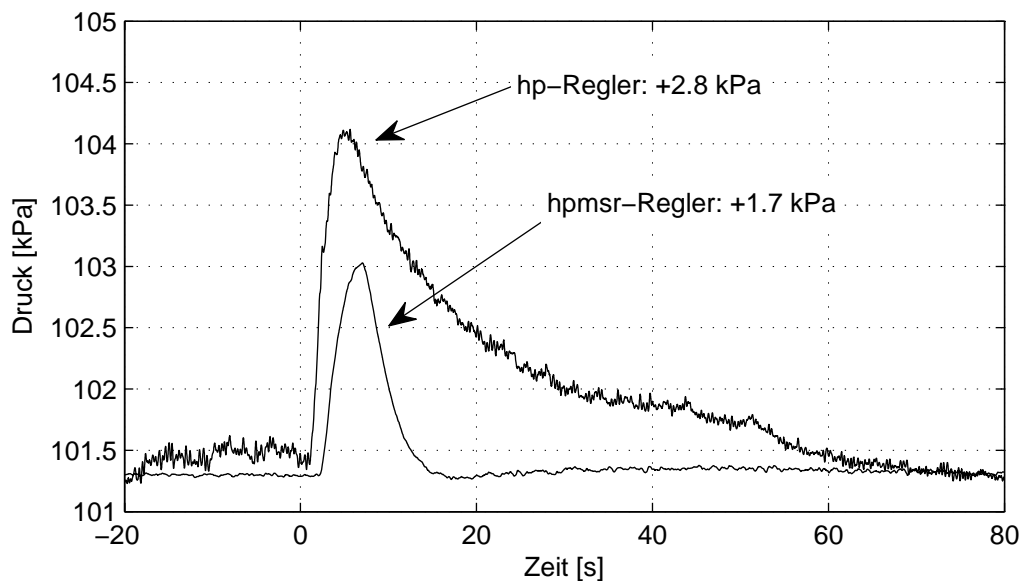


Abbildung 8.21: Störverhalten während der Verzögerung eines Triebwerks

Die maximale Regelabweichung beträgt beim hpmsr-Regler 1,7 kPa und beim hp-Regler 2,7 kPa. Dies entspricht einer Verbesserung von 40 %. Bezogen auf das zeitliche Integral der Regelabweichung ist eine Verbesserung um den Faktor 5 zu beobachten.

In Abb. 8.22 ist der simulierte Verlauf der Eintrittstemperatur T_E während der Verzögerung des Triebwerks dargestellt. Bedingt durch den schnellen Druckanstieg ergibt sich eine Temperaturerhöhung um 1 K. Da sich die Arbeitspunkte der beiden Regelklappen deutlich ändern, muss das Mischungsverhältnis am neuen Arbeitspunkt angepasst werden. Die maximale Regelabweichung während dieses Manövers beträgt 2 K.

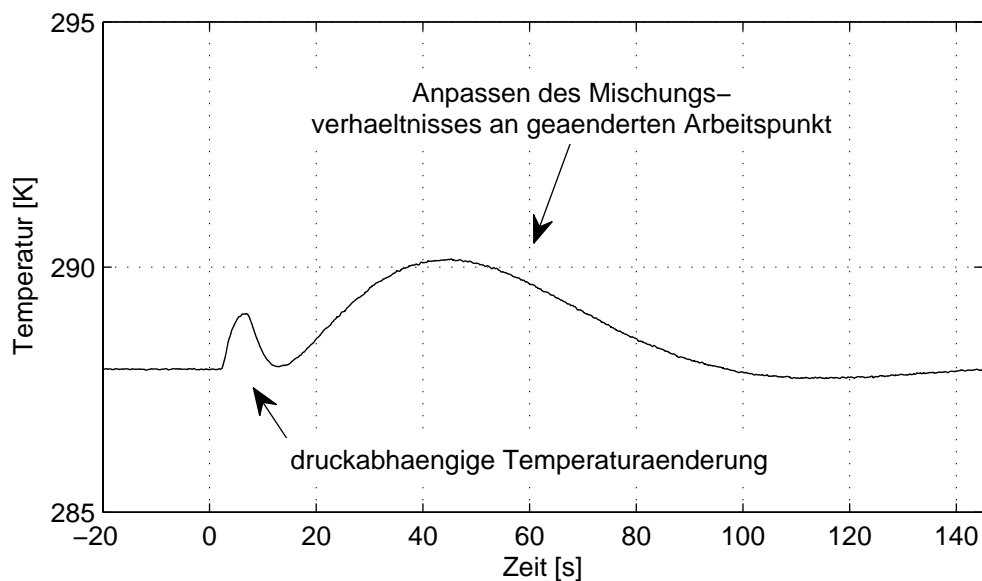


Abbildung 8.22: Temperaturverlauf während der Verzögerung eines Triebwerks

Mit Hilfe des hpmsr-Reglers verbessert sich das Störverhalten der Regelung am Höhenprüfstand deutlich. Neben der Reduzierung der maximalen Regelabweichung während des betrachteten Manövers verringert sich die benötigte Zeit, um die Störung auszuregeln, um den Faktor 4.

Kapitel 9

Zusammenfassung

Am Höhenprüfstand werden zur Abbildung von Flugzuständen Druck und Temperatur am Eintritt sowie der Druck am Austritt des Prüflings eingestellt. Für den Erfolg der Versuche sind die Faktoren Genauigkeit und Geschwindigkeit von zentraler Bedeutung. Stationäre Arbeitspunkte sollen trotz Störungen mit hoher Genauigkeit konstant eingestellt werden. Der Übergang zwischen stationären Arbeitspunkten soll entlang einer definierten Trajektorie erfolgen. Im Rahmen der Fähigkeiten des Prüfstands sollen die Trajektorien größtmögliche Gradienten aufweisen, um schnelle Manöver abzubilden.

Wechselnde Versuchsaufbauten mit unterschiedlichen Versuchsträgern und Konfigurationen erfordern eine schnelle Adaption an sich ändernde Randbedingungen. Eine kürzere Rüstzeit minimiert die Standzeit der Anlage. Das Leitsystem des Prüfstands soll die Anpassung an wechselnde Anforderungen strukturell unterstützen.

Das genaue Einstellen der Arbeitspunkte von Hand über einen längeren Zeitraum stellt eine anspruchsvolle Tätigkeit dar, die vom Bedienpersonal ständige Konzentration fordert. Die Tätigkeit ist monoton, so dass sich bei längeren Versuchszeiten die benötigte Konzentration nachläßt. Auch das wiederholte Abfahren gleicher Manöver belastet das Bedienpersonal. Die Reproduzierbarkeit ist im Handbetrieb durch den Faktor Mensch eingeschränkt.

Das im Zusammenhang mit dieser Arbeit aufgebaute Leitsystem ermöglicht das Aufzeichnen von Messwerten mit einer Frequenz von 100 Hz. Durch die zentrale Ablage aller Messdaten wird eine Auswertung deutlich vereinfacht und beschleunigt. Die einheitliche Zeitbasis aller Messwerte ermöglicht die zeitliche Vergleichbarkeit und die Untersuchung von Wechselwirkungen der verschiedenen Komponenten. Die verwendete Messtechnik bietet eine höhere Messgenauigkeit und durch die Verwendung des Feldbusses eine geringere Empfindlichkeit gegenüber elektromagnetischen Einstreuungen. Dies wirkt sich durch verringertes Rauschen der Messwerten aus. Durch den modularen Aufbau und die generische Implementierung der verwendeten Algorithmen wird das Leitsystem der Forderung nach Flexibilität gerecht.

Das in dieser Arbeit entstandene Regelsystem ermöglicht den Prüfstand gänzlich oder teilweise automatisch zu fahren. Das Regelsystem stellt den Druck am Ein- und Aus-

tritt des Prüflings mit einer stationären Genauigkeit von 100 Pa ein. Das Einstellen der Temperatur am Eintritt erfolgt mit einer stationären Genauigkeit von 0,1 K. Im Vergleich zu dem vorangegangenen Regler ergibt sich eine Verbesserung der stationären Genauigkeit beim Einstellen des Drucks um den Faktor 5. Da der Vorgänger bei der Einstellung der Temperatur keine asymptotische Stabilität aufzeigen kann, gelingt mit dieser Arbeit erstmals das asymptotisch stabile Einstellen der Eintrittstemperatur. Die in Kapitel 3 definierten Ziele von 100 Pa und 1 K in Bezug auf die Genauigkeit werden in vollem Umfang erreicht bzw. deutlich übertroffen.

Mit Hilfe des in Kapitel 5 entwickelten Modells lassen sich Versuche im Vorfeld durch Rechner-Simulationen abbilden. Auf diese Weise wird kostengünstig und ohne Risiko für Mensch und Material das Zusammenwirken von Regelung, Prüfstand und Prüfling untersucht. Insbesondere bei der Adaption an unterschiedliche Prüflinge bedeutet diese Fähigkeit eine entscheidende Verbesserung. Auch bei der Abschätzung von Risiken hilft das Modell, bereits während der Planungsphase Schwachstellen aufzudecken.

Durch die Integration der Erkenntnisse dieser Arbeit in die Leittechnik wird der Prüfstand in Zukunft genauer, schneller und wirtschaftlicher betrieben. In künftigen Arbeiten kann die Verdichterregelung in die Prüfstandsregelung integriert werden. Durch die Betrachtung als Gesamtsystem wird vorhandenes Potential besser genutzt, um den wachsenden Anforderungen gerecht zu werden.

Literaturverzeichnis

- [1] *Verordnung über Luftfahrtpersonal (LuftPersV)*. Bundesministerium der Justiz, 1984.
- [2] *ABB*, 2008. Produktbeschreibung V10413-A5E.
- [3] ACKERMANN, J.: *Abtastregelung*. Springer-Verlag, 3. Auflage, 1988.
- [4] ASHWOOD, P.: *An Altitude Test Facility for Large Turbofan Engines*. In: *8th AIAA/SAE Joint Propulsion Specialist Conference*, New Orleans, 1972.
- [5] ATHANS, M.: *The Role and Use of the Stochastic Linear-Quadratic-Gauss Problem in Control System Design*. IEEE Transactions on Automatic Control, 16(6), Dezember 1971.
- [6] BAEHR, H. D.: *Thermodynamik*. Springer-Verlag, 1966.
- [7] BAHETI, R. S.: *Simple Anti-Windup Controllers*. In: *American Control Conference*, Seiten 1684–1686, Juni 1989.
- [8] BAKULE, L. und J. LUNZE: *Rechnergestützter Entwurf von Regelsystemen unter Verwendung der LQ-Regelung*. Messen, Steuern, Regeln, (29), 1986.
- [9] BAUERFEIND, K.: *Die exakte Bestimmung des Übertragungsverhaltens von Turbostrahltriebwerken unter Berücksichtigung des instationären Verhaltens seiner Komponenten*. Dissertation, TU München, 1968.
- [10] BAURMANN, H., J. BREDEREKE, W. KAUFMANN und R. KNAUFT: *Konzeptstudie Automatisierung des Höhenprüfstands*. Technischer Bericht, Institut für Luftfahrtantriebe, 2006.
- [11] BETZ, K.: *Parameteridentifikation eines Modells des Höhenprüfstands der Universität Stuttgart*. Studienarbeit, Institut für Luftfahrtantriebe, 2008.
- [12] BIERKAMP, J., S. KÖCKE und S. STAUDACHER: *Influence of ATF Dynamics and Controls on Jet Engine Performance*. In: *Proceedings of ASME TURBOEXPO*, Montreal, Kanada, 2007.

- [13] BOHN, C. und D.P. ATHERTON: *An analysis package comparing PID anti-windup strategies*. IEEE Control Systems Magazine, 15(2):34–40, April 1995.
- [14] BORAIRI, M. und D. VAN EVERY: *Design and Commissioning of a Multivariable Control System for a Gas Turbine Engine Test Facility*. In: *25th AIAA Aerodynamic Measurement Technology and Ground Testing Conference*, San Francisco, California, Juni 2006.
- [15] BOYTOS, J. und J. LOMINAC: *Transitioning Navy Aero Engine Test Capability*. In: *35th Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, Reno, Nevada, 1997. AIAA-97-0668.
- [16] BRAIG, W.: *Transient aeroengine testing at Stuttgart altitude testing facility*. In: *14th International Symposium on Air Breathing Engines*, Florenz, Italien, September 1999.
- [17] BRAIG, W.: *Kalibrierung der Höhenprüfstandsklappen für den Reglerbetrieb*. Technischer Bericht, Institut für Luftfahrtantriebe, 2001.
- [18] BUCY, R. und P. JOSEPH: *Filtering for Stochastic Processes, with Applications to Guidance*. Wiley, New York, 1968.
- [19] CERVIN, ANTON, DAN HENRIKSSON, BO LINCOLN, JOHAN EKER und KARL-ERIK ÄRZÉN: *How Does Control Timing Affect Performance?* IEEE Control Systems Magazine, 23(3):16–30, Juni 2003.
- [20] DANIEL, D. und A. BOUDREAU: *Trends in International Aerospace Ground Test Facilities*. In: *31st Aerospace Science Meeting&Exhibit*, Reno, Nevada, Januar 1993. AIAA-93-0348.
- [21] DAVIS, M. und P. MONTGOMERY: *A Flight Simulation Vision for Aeropropulsion Altitude Ground Test Facility*. In: *Transactions of the ASME*, Band 127, Januar 2005.
- [22] DIN-19226-1995. Leittechnik - Regelungstechnik und Steuerungstechnik.
- [23] EASA: *Certification Specifications for Engines CS-E*. 2003.
- [24] EASA: *Certification Specifications for Normal, Utility, Aerobatic, and Commuter Category Aeroplanes CS-23*. 2003.
- [25] ELFSTROM, G.: *History of Test Facility Design Expertise at Ailos Engineering Corporation*. In: *45th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibition*, Reno, Nevada, Januar 2007.
- [26] FREYBERGER, F.: *Leittechnik*. Pflaum Verlag, 2002.

- [27] FURRER, F.: *Ethernet-TCP/IP für die Industrieautomation. Grundlagen und Praxis*. Hüthig Verlag, 2000.
- [28] FÖLLINGER, O.: *Optimierung dynamischer Systeme*. R. Oldenbourg Verlag, 2. Auflage, 1988.
- [29] FÖLLINGER, O.: *Regelungstechnik*. Hüthig, 1994.
- [30] GELB, A. (Herausgeber): *Applied optimal estimation*. The M.I.T. Press, 1974.
- [31] GOTTFRIED, M.: *Stabile nichtlineare adaptive Regelung am Beispiel eines mechatronischen Stellsystems der Flugsteuerung*. Dissertation, TU Darmstadt, 2005.
- [32] GREWAL, M. und A. ANDREWS: *Kalman Filtering Theory and Practice*. Prentice Hall, 1993.
- [33] GRIGULL, U.: *Wärmeverluste isolierter Rohrleitungen*. Brennstoff-Wärme-Kraft, 1951.
- [34] HANEBECK, U.: *Nonlinear Methods for State Estimation in Stochastic Dynamic Systems*. Habilitationsschrift, TU München, 2002.
- [35] HAO, YANLING, ZHILAN XIONG, FENG SUN und XIAOGANG WANG: *Comparison of Unscented Kalman Filters*. In: *International Conference on Mechatronics and Automation*, Harbin, China, August 2007.
- [36] HEINRICH, B. (Herausgeber): *Kaspers/Küfner Messen - Steuern - Regeln*. Vieweg Verlag, 8. Auflage, 2005.
- [37] HIPPE, P.: *Zustandsregelung*. Springer-Verlag, 1985.
- [38] HIPPE, P.: *Eine systematische Vermeidung der durch Stellbegrenzung ausgelösten Probleme*. *Automatisierungstechnik*, 8, 2007.
- [39] HIRSCHEL, E., H. PREM und G. MADELUNG: *Aeronautical Research in Germany - from Lilienthal until Today*. Springer-Verlag, 2004.
- [40] HOPCROFT, J., R. MOTWANI und J. ULLMAN: *Einführung in die Automatentheorie, formale Sprachen und Komplexitätstheorie*. Addison-Wesley Longman Verlag, 2002.
- [41] HÖRL, F.: *Systemtheoretische Methode zur dynamischen Zustandsüberwachung von Gasturbinen*. Dissertation, Universität Stuttgart, 1987.
- [42] ISERMANN, R.: *Digitale Regelsysteme*. Springer-Verlag, 2. Auflage, 1988.
- [43] ISIDORI, A.: *Nonlinear Control Systems*. Springer-Verlag, 1995.

- [44] ITÔ, K.: *Lectures on Stochastic Processes*. Tata Institute of Fundamental Research, Bombay, Indien, 1961.
- [45] JULIER, S. und J. UHLMANN: *A New Extension of the Kalman Filter to Nonlinear Systems*. In: *Proceedings of AeroSense: The 11th Int. Symp. on Aerospace/Defence Sensing, Simulation and Controls*, Orlando, Florida, 1997.
- [46] KALMAN, R. E.: *A New Approach to Linear Filtering and Prediction Problems*. Transactions of the ASME—Journal of Basic Engineering, 82(Series D):35–45, 1960.
- [47] KAPASOURIS, P., M. ATHANS und G. STEIN: *Design of feedback control systems for stable plants with saturating actuators*. In: *Proceedings of the 27th IEEE Conference on Decision and Control*, Band 1, Seiten 469–479, Dezember 1988.
- [48] KHALIL, H.: *Nonlinear Systems*. Prentice-Hall, 1996.
- [49] KIM, C., M. YOON, S. YANG und D. LEE: *An Altitude Test Facility for Small Jet Engines*. In: *37th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference and Exhibit*, Salt Lake City, Utah, Juli 2001.
- [50] KING, B., J. FREDERIK, E. SUITS und K. ROUSER: *Evaluation of AEDC Concurrent Engine Test Capability*. In: *U.S. Air Force T&E Days*, Los Angeles, Februar 2008. AIAA-2008-1660.
- [51] KOLONKO, M.: *Stochastische Simulation*. Vieweg + Teubner, 2008.
- [52] KORN, U. und U. JUMAR: *PI-Mehrgrößenregler*. Oldenbourg Verlag, 1991.
- [53] KRÄMER, S., G. DÜNNEBIER und V. HAGENMEYER S. SCHMITZ: *Prozessführung: Beispiele, Erfahrung und Entwicklung*. Automatisierungstechnische Praxis, (2), 2008.
- [54] KUHN, K.: *Untersuchung zur Strahlausbreitung in Triebwerksprüfständen*. Dissertation, Universität Stuttgart, 1991.
- [55] KÖCKE, S.: *Simulation eines Höhenprüfstands zur Untersuchung der Verdichter-Pumpverhütungs-Regelung*. Dissertation, Universität Stuttgart, 2009.
- [56] KÖCKE, S., S. STAUDACHER, J. BIERKAMP und W. BERNS: *Simulation des Gesamtsystems bestehend aus Höhenprüfstand und Triebwerk*. In: *Deutscher Luft- und Raumfahrtkongress*, Braunschweig, 2006.
- [57] LINCOLN, B.: *Jitter Compensation in Digital Control Systems*. In: *Proceedings of the 2002 American Control Conference*, Mai 2002.
- [58] LINCOLN, B.: *A simple stability criterion for control systems with varying delays*. In: *IFAC World Congress*, Barcelona, Spanien, 2002.

- [59] LUENBERGER, D.: *Observing the State of a Linear System*. IEEE Transactions on Military Electronics, 8(2):74–80, April 1964.
- [60] LUENBERGER, D.: *Observers for multivariable systems*. IEEE Transactions on Automatic Control, 11(2):190–197, April 1966.
- [61] LUENBERGER, D.: *An introduction to observers*. IEEE Transactions on Automatic Control, 16(6):596–602, Dezember 1971.
- [62] LUNZE, J.: *Regelungstechnik*. Springer-Verlag, 1999.
- [63] MENRATH, M.: *Experimentelle Kennwertermittlung und Systemanalyse bei Hubschrauber-Gasturbinen*. Dissertation, TU München, 1989.
- [64] MENRATH, M., K. SCHMIDT und R. MERTEN: *Validation of Future Gas Turbine Technology by BR700 Core Demonstrator Engine Tests in the Stuttgart University Altitude Test Facility*. In: *Third Test and Evaluation International Aerospace Forum*, London, UK, Juni 1998. The Royal Aeronautical Society.
- [65] MOLER, C. und C. VAN LOAN: *Nineteen dubious ways to compute the exponential of a matrix, Twenty-five years later*. Siam Review, 45(1), 2003.
- [66] MONTGOMERY, P., R. BURDETTE und B. KRUPP: *A realtime Turbine Engine Facility Model and Simulation for Test Operations Modernization and Integration*. In: *Proceedings of the ASME TURBOEXPO*, München, 2000.
- [67] MÖLLER, D.: *Modellbildung, Simulation und Identifikation dynamischer Systeme*. Springer-Verlag, 1992.
- [68] MÜNNEMANN, A. und U. ERNSTE: *Systemtechnische Integration gehobener Regelungsverfahren*. Automatisierungstechnische Praxis, (7), 2001.
- [69] NIJMEIJER, H. und T. I. FOSSEN: *New directions in nonlinear observer design*. Springer-Verlag, 1999.
- [70] OGORODNIKOV, D.: *Real-time Simulation of Maneuverable Aircraft Flight Conditions on Altitude Test Cell*. In: *29th AIAA/SAE/ASME/ASEE Joint Propulsion Conference and Exhibit*, Monterey, Kanada, Juni 1993.
- [71] PARKIKH, P. und V. SAROHIA: *A new Concept for Exhaust Diffusers of Altitude Test Cells*. AIAA-84-0634, 1984.
- [72] PEITSCH, D.: *Modelling the transient behaviour of jet engines*. In: *ASME Turboexpo*, München, August 2000.
- [73] RAISCH, J.: *Mehrgrößenregelung im Frequenzbereich*. Oldenbourg Verlag, 1994.

- [74] REINIG, G. und B. MAHN: *Praxisorientierte Evaluierung gehobener Regelungsstrategien für Verfahrenstechnische Anlagen*. Automatisierungstechnik, 8(48), 2000.
- [75] ROPPENECKER, G.: *Zeitbereichsentwurf linearer Regelungen*. R. Oldenbourg Verlag, 1990.
- [76] SALCHOW, K.: *Verbesserung des instationären Betriebsverhaltens von Turboflugtriebwerken durch Leitgitterverstellung und Abblasung im Verdichter*. Dissertation, TU München, 2001.
- [77] SATTLER, B.: *Entwurf eines robusten, filterintegrierten Aktuatorreglers zur Erhöhung der Stabilitätsreserve bei der Dämpfung von Strukturschwingungen*. Dissertation, TU Darmstadt, 2001.
- [78] SCHMIDT, K., R. MERTEN und M. MENRATH: *Adaption of the Stuttgart University altitude test facility for BR700 core demonstrator engine tests*. In: *International Gas Turbine and Aeroengine Congress and Exhibition*, Stockholm, Schweden, 1998.
- [79] SCHMIDT, S.: *Applications of state space methods to navigation problems*. Advances in Control Systems, 3, 1966.
- [80] SCHNELL, G. und B. WIEDEMANN: *Bussysteme in der Automatisierungs- und Prozesstechnik*. Vieweg&Teubner Verlag, 7. Auflage, 2008.
- [81] SLOTINE, J.-J. und W. LI: *Applied nonlinear control*. Prentice-Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, 1991.
- [82] SORENSON, H. W.: *Least-squares estimation: from Gauss to Kalman*. IEEE Spectrum, 7:63–68, Juli 1970.
- [83] STEPHAN, K. und F. MAYINGER: *Thermodynamik*. Springer-Verlag, 1998.
- [84] STETTER, H. (Herausgeber): *Messtechnik an Maschinen und Anlagen*. Teubner Verlag, 1992.
- [85] STOPPOK, C. und H. STURM: *Vergleichende Studie von verfügbaren und in Entwicklung befindlichen Feldbussen für Sensor- und Aktuatorssysteme*. VDE/VDI Technologiezentrum Informationstechnik, Berlin, 1990.
- [86] THARAYIL, M. und A. ALLEYNE: *A generalized PID error governing scheme for SMART/SBLI control*. In: *Proceedings of American Control Conference*, Band 1, Seiten 346–351, 2002.
- [87] UNBEHAUEN, R.: *Systemtheorie 1: Allgemeine Grundlagen, Signale und lineare Systeme im Zeit- und Frequenzbereich*. Oldenbourg Verlag, 2002.

-
- [88] VDI: *Wärmeatlas*. VDI-Verlag, 10. Auflage, 2006.
- [89] WALSH, P. und P. FLETCHER: *Gas Turbine Performace*. Blackwell Science, 2001.
- [90] WAN, E. und R. VAN DER MERWE: *The Unscented Kalman Filter for Nonlinear Estimation*. In: *Proceedings of Symposium 2000 on Adaptive Systems for Signal Processing, Communication and Control (AS-SPCC)*, Lake Louise, Alberta, Kanada, 2000.
- [91] WEIGAND, B., J. KÖHLER und J. v. WOLFERSDORF: *Thermodynamik kompakt*. Springer-Verlag, 2008.
- [92] WEIHRICH, G.: *Mehrgrößen-Zustandsregelung unter Einwirkung von Stör- und Führungssignalen*. *Regelungstechnik*, 25:166–172+204–209, 1977.
- [93] WELCH, GREG und GARY BISHOP: *An Introduction to the Kalman Filter*. Technischer Bericht, Department of Computer Science, University of North Carolina, 2004.
- [94] WEY, T.: *Nichtlineare Regelungssysteme*. Teubner Verlag, 2002.

LEBENS LAUF

Persönliche Daten

Dipl.-Ing. Sebastian Bolk

04. 01. 1977 in Herford geboren, ledig

seit 2005	Wissenschaftlicher Mitarbeiter , Institut für Luftfahrtantriebe, Universität Stuttgart
08/2004-12/2004	Projektarbeit , Observatorio Geodésico TIGO, Concepción, Chile Entwurf und Implementierung einer Regelung für ein Laserteleskop
08/2003 - 05/2004	Diplomarbeit , Max-Planck-Institut für Dynamik komplexer technischer Systeme, Magdeburg Entwurf eines LQG-Reglers zur Bahnführung von Binnenschiffen
12/2002 - 02/2003	Praktikum , BMW AG, München Simulation von Fahrwerksregelsystemen
2002	Studienarbeit , Institut für Systemdynamik und Regelungstechnik, Universität Stuttgart Entwicklung einer Plottersteuerung mit RTLinux
2000 - 2002	Wissenschaftliche Hilfskraft , Institut für Systemdynamik und Regelungstechnik, Universität Stuttgart
ab 10/1997	Studium der Technischen Kybernetik , Universität Stuttgart
1997	Praktikum , RETHMANN Lippewerk Recycling GmbH, Lünen Grundlagen Metallverarbeitung
1996 - 1997	Wehrdienst
1996	Abitur , Privates Gymnasium Canisianum, Lüdinghausen